

**ÉCOLE DOCTORALE ENERGIE, MATERIAUX, SCIENCES DE LA TERRE
ET DE L'UNIVERS**

LABORATOIRE PRISME

THÈSE présentée par :
Thomas MIRO PADOVANI

soutenue le : **23 Novembre 2015**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université d'Orléans**

Discipline/ Spécialité : **Energétique**

**Loi de gestion d'énergie embarquée pour
véhicules hybrides : approche multi-objectif
et modulaire**

THÈSE dirigée par :
Yann CHAMAILLARD

Professeur, Université d'Orléans

RAPPORTEURS :
Antonio SCIARRETTA
Gérard BLOCH

HDR, IFP Energies nouvelles
Professeur, Université de Lorraine, Nancy

JURY
Geneviève DAUPHIN-TANGUY

Professeur, École Centrale de Lille,
Présidente du jury
Maître de conférences HDR, Université d'Orléans
Docteur, Renault s.a.s.

Guillaume COLIN
Ahmed KETFI-CHERIF

Remerciements

Je tiens à remercier mon directeur de thèse Monsieur Yann Chammaillard ainsi que mon co-encadrant Monsieur Guillaume Colin de l'Université d'Orléans, pour m'avoir permis de réaliser cette thèse, ainsi que pour leur investissement.

Je remercie également mon co-encadrant industriel Monsieur Ahmed Ketfi-Cherif, pour m'avoir accueilli dans son équipe, pour ses précieux conseils, pour sa confiance, ainsi que pour la multitude de choses que j'ai pu apprendre en sa compagnie. Son exemple restera une source de motivation importante dans mon travail pour les années à venir.

Je remercie Monsieur Maxime Debert pour son encadrement en début de thèse et surtout pour m'avoir fait découvrir la problématique de gestion d'énergie du véhicule hybride ainsi que pour m'avoir partagé ses connaissances.

Je remercie bien évidemment tous mes collègues, qui au quotidien ont pris une des places les plus importantes de cette expérience. Je n'oublierai pas la bonne humeur dans toutes les situations, les blagues au café (de plus ou moins haut niveau, surtout le vendredi), mais avec un sérieux et une motivation dans le travail infaillible.

Je remercie tout particulièrement mes compagnons doctorants pour leurs conseils, le partage d'expérience et le soutien mutuel.

Tout simplement un grand merci à tous ceux que j'ai pu rencontrer durant ces 3 années chez Renault, trop nombreux pour les citer, pour avoir fait de cette expérience ce qu'elle a été.

Enfin, je remercie ma famille et mes amis pour leur soutien indispensable au fil des années, et pour tous les bons moments passés ensemble.

Sommaire

Nomenclature	vii
Introduction générale	1
1 Présentation du véhicule hybride et de sa modélisation	9
1.1 Les enjeux énergétiques dans le secteur automobile	10
1.1.1 Contexte	10
1.1.2 Les apports de l'hybridation	11
1.2 L'hybridation de la propulsion automobile	13
1.2.1 Classification	13
1.2.2 Les architectures hybrides	14
1.2.3 Homologation du véhicule hybride	19
1.3 Modélisation énergétique du véhicule hybride	21
1.3.1 Moteur thermique	21
1.3.2 Machine électrique et électronique de puissance	24
1.3.3 Transmission	26
1.3.4 Véhicule	30
1.3.5 Batterie	32
1.3.6 Conducteur et profil de roulage	35
1.3.7 Supervision énergétique du GMP hybride	38
1.4 Commande optimale appliquée au GMP hybride	45
1.4.1 Formulation du problème de commande optimale	45
1.4.2 Optimisation hors ligne	47
1.4.3 Optimisation en ligne	48
1.5 Conclusion	50

2	Optimisation de la décharge batterie du véhicule hybride rechargeable	53
2.1	Résolution du problème de commande optimale : Programmation dynamique	54
2.2	Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV	58
2.2.1	Introduction	58
2.2.2	Influence du profil de vitesse	59
2.2.3	Influence de la pente	63
2.2.4	Influence de consommation des accessoires électriques	66
2.2.5	Sous-optimalité de la décharge CDCS	68
2.3	Conclusion	77
3	Régulation de l'état d'énergie batterie	79
3.1	Principe du Minimum de Pontryagin et lien avec l'ECMS	80
3.2	Structure du contrôleur de SoE	83
3.3	Méthodologie de calibration proposée	86
3.3.1	Terme de prépositionnement	86
3.3.2	Terme proportionnel	92
3.3.3	Terme intégral	97
3.4	Résultats et discussion	98
3.5	Conclusion	105
4	Optimisation multi-objectif de la commande du GMP hybride	107
4.1	Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique	108
4.1.1	Présentation du véhicule considéré	108
4.1.2	Définition de la problématique d'optimisation de la consommation sous contrainte d'agrément	110
4.1.3	Résultats de la commande optimale	117
4.1.4	Stratégie en ligne	121
4.1.5	Application sur véhicule	128
4.1.6	Conclusion	133
4.2	Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique	134

4.2.1	Motivations	134
4.2.2	Véhicule et modèles	136
4.2.3	Définition du problème de commande optimale	140
4.2.4	Résultats et discussion	144
4.2.5	Conclusion	150
4.3	Conclusions et perspectives	151
5	Optimisation des GMP hybrides complexes	153
5.1	Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique	154
5.1.1	Véhicule et modèles considérés	154
5.1.2	Formulation du problème de commande optimale	159
5.1.3	Solution optimale hors ligne	165
5.1.4	Résolution en ligne	168
5.1.5	Conclusion	173
5.2	Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques	174
5.2.1	Architecture hybride série-parallèle	174
5.2.2	Définition du problème d'optimisation	177
5.2.3	Définition du domaine admissible sur les commandes	179
5.2.4	Résultats de simulation MIL	189
5.2.5	Conclusion	194
5.3	Conclusions et perspectives	195
	Conclusion générale	197
	Annexes	203
	A Élaboration de la cible de SoE pour le véhicule HEV	203
	B Filtrage énergétique du couple moteur thermique	207
	Bibliographie	211

Sommaire

Nomenclature

Acronymes

A-ECMS	Adaptive-ECMS
AER	All Electric Range (Autonomie en roulage électrique)
ARTEMIS	Assessment and Reliability of Transport Emission Models and Inventory Systems
BMS	Battery Management System
BVA	Boite de Vitesse Automatique
BVM	Boite de Vitesse Manuelle
BVR	Boite de Vitesse Robotisée
CD	Charge Depleting (Diminution de charge)
CI	Compression Ignited (Allumage par compression)
CO ₂	Dioxyde de carbone
CS	Charge Sustaining (Maintien de charge)
CSE	Consommation Spécifique Effective
CTP	Coefficient de Température Positif
CVT	Continuously Variable Transmission (Transmission continûment variable)
DCT	Dual Clutch Transmission (Transmission à double embrayages)
DLC	Double Layer Capacitor (Condensateur électrique à double couche)
DP	Dynamic Programming (Programmation Dynamique)
ECMS	Equivalent Consumption Minimization Strategy
EP	Electronique de Puissance
EV	Electric Vehicle (Véhicule électrique)
GMP	Groupe Motopropulseur
GPL	Gaz de Pétrole Liquéfié

Nomenclature

GPS	Global Positioning System
HC	Hydrocarbures
HEV	Hybrid Electric Vehicle
HSG	Hybrid Starter Generator
HV	High Voltage (Haute tension)
INRETS	Institut National de Recherche sur les Transports et leur Sécurité
IVT	Infinitely Variable Transmission (Transmission infiniment variable)
LGE	Loi de Gestion d'Energie
Li	Lithium
MCI	Moteur à Combustion Interne
ME	Machine Electrique
MIL	Model In the Loop
MPC	Model Predictive Control
NEDC	New European Driving Cycle
NiMH	Nickel Metal-Hydrure
NOx	Oxydes d'azote
NVH	Noise, Vibration, and Harshness (bruit, vibrations et rudesse)
OCV	Open Circuit Voltage (Tension à vide)
PCI	Pouvoir Calorifique Inférieur
PHEV	Plug-in Hybrid Electric Vehicle
PI	Proportionnel-Intégral
PMP	Pontryagin's Minimum Principle (Principe du Minimum de Pontryagin)
QP	Quadratic Programming (Programmation quadratique)
SDP	Stochastic Dynamic Programming (Programmation dynamique stochastique)
SI	Spark Ignited (Allumage commandé)
SoC	State of Charge (Etat de charge)
SoE	State of Energy (Etat d'énergie)
SoH	State of Health (Etat de santé)
SSG	Separated Starter-Generator (Alternateur-démarrreur séparé)
T-ECMS	Telemetry-ECMS
WLTC	Worldwide harmonized Light vehicles Test Cycle
ZEV	Zero Emission Vehicle (Véhicule zéro émission)

Symboles

Symbol	Units	Description
Ap^{sp}	[-]	Enfoncement pédale d'accélérateur
Bp^{sp}	[-]	Enfoncement pédale de frein
Cx	[-]	Coefficient de traînée aérodynamique
$\mathcal{E}$	[%]	Erreur entre le SoE et sa cible
$\mathcal{E}_{Max}$	[%]	Erreur maximale acceptable
$\mathcal{E}_{Min}$	[%]	Erreur minimale acceptable
$\delta\mathcal{E}$	[%]	Portion de SoE proche des bornes
E_{bat}	[W.h]	Energie contenue dans la batterie
E_{MAX}	[W.h]	Energie maximale contenue dans la batterie
E_{cin}	[W.h]	Energie cinétique du véhicule
F_{brk}	[N]	Force exercée par les freins sur le véhicule
F_{LdR}	[N]	Force résultant de la loi de route
F_g	[N]	Force résultant de la pente
F_{GMP}	[N]	Force appliquée par le GMP sur le véhicule
g	[m.s ⁻²]	accélération de la pesanteur
g_{nbr}	[-]	Numéro du mode de transmission courant
g_{nbr}^{sp}	[-]	Numéro du mode de transmission cible
$H(.)$	[-]	Fonction Hamiltonien
I_{bat}	[A]	Courant traversant la batterie
J	[-]	Indice de performance, critère à minimiser
K_{MCI}	[-]	Rapport de démultiplication entre le MCI et la roue
K_{ME}	[-]	Rapport de démultiplication la ME et la roue
K_{HSG}	[-]	Rapport de démultiplication entre le HSG et le MCI
K_p	[-]	Gain proportionnel du correcteur
K_i	[-]	Gain intégral du correcteur
$L(.)$	[-]	Fonction coût
m	[-]	Nombre de variables de commande
m_{carb}	[g]	Masse totale de carburant consommée sur le trajet
m_{carb}^{corr}	[g]	Masse totale de carburant corrigée
$\dot{m}_{carb}$	[g/s]	Débit instantané de carburant
$\dot{m}_{carb}^{ref}$	[g/s]	Consommation instantanée de référence
m_{veh}	[kg]	Masse du véhicule
m_{veh}^{eq}	[kg]	Masse inertielle équivalente du véhicule plus GMP
n	[-]	Nombre de variables d'état

Nomenclature

OCV	[V]	(Open Circuit Voltage) Tension à vide
$\mathcal{P}$	[-]	Problème de commande optimale
P_A	[W]	Puissance consommée par les accessoires électriques
P_A^{moy}	[W]	Puissance moyenne des accessoires
P_{bat}	[W]	Puissance électrique traversant la batterie
P_{bat}^{tra}	[W]	Puissance électrique réservée à la traction
P_C	[W]	Puissance électrique du convertisseur DC/DC
P_{carb}	[W]	Puissance équivalente du carburant
P_{ech}	[W]	Puissance électrochimique de la batterie
P^{inn}	[W]	Puissance interne de l'élément de stockage
P_{MCI}	[W]	Puissance mécanique effective du MCI
P_{OND}	[W]	Puissance électrique de l'onduleur
P_r	[-]	Numéro du profil de roulage
Q_{bat}	[A.h]	Charge de la batterie
Q_{MAX}	[A.h]	Capacité de la batterie
$\dot{Q}$	[W]	Flux de chaleur
R_{cha}	[Ω]	Résistance interne de charge
R_{dech}	[Ω]	Résistance interne de décharge
R_{bat}	[Ω]	Résistance interne de la batterie
R_{cell}	[Ω]	Résistance interne de la cellule
R_i	[-]	Ratio de transmission
R_{diff}	[-]	Ratio du différentiel
S	[m ²]	Surface frontale du véhicule
SoE_{Max}	[%]	Valeur maximale de l'état d'énergie
SoE_{Min}	[%]	Valeur minimale de l'état d'énergie
SoE_{cible}	[%]	Valeur cible de l'état d'énergie
$\dot{SoE}^d$	[km ⁻¹]	Variation du SoE par rapport à la distance parcourue
s	[-]	Facteur d'équivalence
s_0	[-]	Prépositionnement du facteur d'équivalence
s_{opt}	[-]	Valeur du facteur d'équivalence optimal
$\dot{s}_0$	[$\frac{km}{W.h}$]	Pente de s_0 en fonction du taux de charge
$\dot{s}_0^{moy}$	[$\frac{km}{W.h}$]	Moyenne de $\dot{s}_0$ sur tous les profils de roulage
s_{Max}	[-]	Valeur maximale du facteur d'équivalence
s_{Min}	[-]	Valeur minimale du facteur d'équivalence
s_p	[-]	Terme de correction proportionnelle du facteur d'équivalence

s_i	[-]	Terme de correction intégrale du facteur d'équivalence
T_{bat}	[°C]	Température du pack batterie
T_{cell}	[°C]	Température interne de la cellule
T_{MCI}	[N.m]	Couple effectif du MCI
T_{MCI}^{sp}	[N.m]	Couple de consigne du MCI
T_{ME}	[N.m]	Couple effectif de la ME
T_{ME}^{sp}	[N.m]	Couple de consigne de la ME
T_{GMP}	[N.m]	Couple effectif du GMP
$T_{GMP}^{sp}(t)$	[N.m]	Couple de consigne du GMP
T_{HSG}	[N.m]	Couple effectif du HSG
$\mathbf{u}$	[-]	Vecteur des commandes
$\mathcal{U}$	[-]	Domaine admissible des commandes
$\mathbf{u}_{opt}$	[-]	Commandes optimales
v	[km.h ⁻¹]	Vitesse du véhicule
v^{sp}	[km.h ⁻¹]	Vitesse de consigne du véhicule
V_{bat}	[V]	Tension de la batterie
$V_{opt}(\cdot)$	[-]	Fonction valeur de la programmation dynamique
$\mathbf{x}$	[-]	Vecteur des états
$\mathcal{X}$	[-]	Domaine admissible des états
$\mathbf{x}_{opt}$	[-]	Trajectoire optimale des états
α_s	[rad]	Pente de la route suivie
α	[-]	Facteur de pondération de l'agrément de conduite
β	[-]	Matrice des pénalités de transitions
η_{gb}	[-]	Rendement mécanique de transmission
η_{GMP}	[-]	Rendement moyen global du GMP
$\boldsymbol{\lambda}$	[-]	Vecteur des états adjoints
$\boldsymbol{\lambda}_{opt}$	[-]	Trajectoire optimale de l'état adjoint
σ	[-]	Facteur de pénalisation des variations de consignes de couple
ρ	[kg.m ⁻³]	Masse volumique de l'air
$\phi(\cdot)$	[-]	Fonction de pénalisation de l'état final
ω_{MCI}	[rad/s]	Régime de rotation du MCI
ω_{ME}	[rad/s]	Régime de rotation de la ME
ω_{roue}	[rad/s]	Régime de rotation de la roue

Nomenclature

Introduction générale

Contexte

Le recours majoritaire aux sources d'énergies fossiles pour assurer le transport des individus soulève des enjeux fondamentaux sur le plan économique et écologique. Le coût du carburant est plus que jamais déterminant au sein de la société et se répercute aussi bien dans le secteur industriel que sur le mode de vie des individus. Le coût du carburant impacte aujourd'hui le pouvoir d'achat des familles de bon nombre de pays développés dans le monde.

La combustion du carburant quant à elle, nécessaire à la libération du potentiel énergétique extrêmement dense de celui-ci, s'accompagne malheureusement d'émissions de plusieurs composés indésirables pour l'environnement. Parmi eux, le plus connu est certainement le dioxyde de carbone (CO_2), bien que non toxique, celui-ci participe à l'accroissement de l'effet de serre de notre atmosphère qui lui-même joue un rôle prépondérant sur le climat de la planète. Le monoxyde de carbone (CO), les oxydes d'azote (NO_x), les hydrocarbures imbrulés (HC), et autres particules fines sont les produits nocifs pour les organismes vivants d'une combustion qui n'est jamais parfaite. Ils réduisent ainsi la qualité de l'air, et contribuent à la pollution de nos villes et ses conséquences sur la santé de leurs habitants.

La place qu'occupe le carburant dans nos sociétés s'explique par son impressionnante densité énergétique. Le convertisseur qui lui est associé, le moteur à combustion interne (MCI), souffre quant à lui d'un rendement maximum de conversion du potentiel chimique du carburant en énergie mécanique relativement faible ($< 40\%$ environ). Pire encore, son rendement peut chuter à des niveaux encore plus bas ($< 15\%$) pour une utilisation à moyenne et faible charge. L'hybridation du groupe motopropulseur (GMP) est une des solutions les plus prometteuses pour palier à cette faiblesse et ainsi améliorer le rendement moyen à l'usage du moteur thermique. Parmi les leviers dont dispose

Introduction générale

le véhicule hybride pour réduire sa consommation (et donc ses émissions de CO_2), on distinguera l'optimisation du point de fonctionnement, qui consiste à placer les organes du GMP (notamment le moteur thermique) sur leur zone de meilleurs rendements. L'optimisation du point de fonctionnement est rendue possible par le degré de liberté qui naît de l'apparition d'une seconde source d'énergie réversible pouvant participer à la traction du véhicule. Il convient alors de choisir judicieusement la répartition de puissance entre le moteur thermique et la machine électrique dans le but de réduire la consommation globale du véhicule sur le trajet. La loi de commande chargée d'assurer ce rôle est communément appelée loi de gestion d'énergie (LGE) du véhicule hybride.

L'impact de la LGE est donc prépondérant sur la performance énergétique du véhicule au travers de sa capacité à exploiter au maximum le potentiel de réduction de consommation offert par le groupe motopropulseur hybride. A ce titre, le développement de la LGE est un enjeu crucial pour les constructeurs automobiles qui sont amenés à devoir produire des véhicules toujours plus économes en carburant. De par son rôle de superviseur, la LGE impacte d'autres prestations que la consommation, on peut citer entre autres : l'agrément de conduite, les émissions de polluants, l'acoustique, et la fiabilité. Cela renforce l'importance liée au développement de cette brique technique auprès des constructeurs.

L'intérêt de la communauté scientifique pour la problématique de gestion d'énergie du véhicule hybride n'est pas en reste, et les travaux qui lui sont consacrés dans la littérature sont très nombreux. Cette problématique est en pratique formalisée par un problème de commande optimale dont le but est de minimiser un critère global sur le trajet, bien souvent la consommation de carburant. Ce problème admet une solution, basée sur la théorie de la commande optimale, qui a été éprouvée depuis maintenant plus d'une dizaine d'années. Les deux principales méthodes employées pour résoudre ce problème reposent sur la programmation dynamique (DP) et le Principe du Minimum de Pontryagin (PMP). La solution retournée par la DP et le PMP a l'inconvénient de ne pas être causale, ces stratégies requièrent en effet la connaissance parfaite de l'intégralité du trajet a priori et ne peuvent donc pas être directement implémentées dans un véhicule, on parle de stratégies hors ligne. Le principal défi motivant aussi bien la communauté scientifique que l'ingénierie automobile est donc de synthétiser des lois de commande causales, applicables en ligne, dont

la performance s'approche toujours plus de la solution optimale retournée par la stratégie hors ligne.

Parmi les stratégies en ligne les plus employées on retrouve les stratégies heuristiques et celles basées sur la commande optimale. Les premières sont des stratégies à base de règles empiriques dont le réglage conditionne la performance globale. Elles sont naturellement peu adaptatives, et si le trajet évalué diffère des conditions ayant servi à la mise au point de la stratégie alors la performance pourra être significativement dégradée. De même, si l'architecture du GMP ou son dimensionnement est modifié alors la stratégie, ou a minima l'intégralité de la mise au point, devra être revue. Néanmoins, les stratégies heuristiques sont généralement les plus intuitives et facilement implementables ainsi que peu coûteuse en calcul, par conséquent elles sont souvent privilégiées pour des applications embarquées.

Les stratégies en ligne basées sur la commande optimale s'appuient sur une approche de modélisation énergétique des composants du groupe motopropulseur. La commande des organes est obtenue en minimisant une fonction coût locale décrivant le critère à optimiser à partir des modèles physiques. Ces stratégies à base de modèles s'adaptent plus aisément à la diversité des situations de roulage et sont plus transversales puisque le changement d'un ou plusieurs composants du GMP s'opère en mettant à jour les paramètres du modèle. La performance de ces stratégies s'approche souvent de celle de la commande optimale hors ligne et un des principaux leviers d'amélioration tient dans la prédiction des conditions futures du trajet, de sorte à faire tendre la suite de minimisations locales vers un optimum global. Ces stratégies sont donc très prometteuses pour une application embarquée bien que la puissance de calcul nécessaire soit généralement plus élevée que pour les stratégies heuristiques.

Motivations

A l'heure actuelle, rares sont les constructeurs automobiles à avoir un retour d'expérience solide sur l'industrialisation en grande série du véhicule hybride. Par conséquent son développement a généralement un niveau de maturité peu élevé et reste un défi de taille. Plusieurs enjeux majeurs concernent la conception et la mise au point de la loi de gestion d'énergie, ce sont ces enjeux qui ont motivé les travaux menés durant cette thèse.

Tout d’abord, le GMP hybride offre une grande diversité d’architectures, de technologies et de dimensionnements. L’approche proposée doit ainsi être la plus transversale et modulaire possible, pour s’adapter à la majorité des hybrides rencontrés, du Mild-Hybrid au Full-Hybrid rechargeable (PHEV), à architecture parallèle, série, ou série-parallèle. Redévelopper une stratégie spécifique pour chaque architecture ou variante de dimensionnement n’est pas envisageable d’un point de vue de l’effort de conception et de la diversité logicielle que cela entraîne. La mise au point de la stratégie doit être la moins longue, la moins coûteuse en moyen d’essai, et la plus robuste possible (c’est-à-dire assurer une bonne performance en roulage client et non pas seulement sur le cycle d’homologation). Ces contraintes éliminent assez naturellement les stratégies heuristiques, et offrent un challenge intéressant pour une approche basée sur la commande optimale. Parmi les deux principales candidates que sont la programmation dynamique stochastique (SDP) et l’Equivalent Consumption Minimization Strategy (ECMS), c’est l’ECMS qui a été retenue pour son approche déterministe.

La seconde problématique concerne la diversité des prestations gérées par la LGE. Le développement d’un GMP est en pratique tiré par une multitude de prestations et plusieurs d’entre elles sont directement impactées par la LGE. La stratégie proposée doit ainsi pouvoir gérer ces différentes prestations ainsi que le compromis inter-prestation qui en résulte. Une approche visant simplement à minimiser la consommation est ainsi incomplète et en pratique inadaptée à fournir une commande directement applicable par les organes du GMP. La commande optimale, à travers une approche multi-objectif a été retenue dans cette thèse pour gérer le compromis inter-prestation et ainsi compléter la définition classique de l’ECMS par une définition multi-objectif. La stratégie modulaire de loi de gestion d’énergie proposée dans ce manuscrit se décline en trois sous fonctions :

1. Un générateur de trajectoire d’état d’énergie (SoE) optimale de la batterie sur le trajet, issue d’une optimisation macroscopique visant à allouer au mieux l’énergie électrique sur les différentes portions du trajet. Cette approche est indispensable pour tirer tout le potentiel de réduction de la consommation offert par les hybrides rechargeables.
2. Un régulateur, visant à gérer le SoE batterie dans le but de suivre la trajectoire optimale déterminée par le générateur. Ce régulateur pilote

le facteur d'équivalence de la stratégie ECMS de sorte à pondérer le coût de l'énergie électrique en accord avec le besoin de charge ou de décharge exprimé par l'écart entre le SoE et sa consigne. La gestion du facteur d'équivalence est cruciale pour assurer la performance énergétique globale du GMP sur le trajet ainsi que la robustesse sur le suivi de trajectoire.

3. Un optimiseur multi-objectif sous contrainte basé sur la minimisation de la fonction Hamiltonien d'un problème à commandes et états multiples. Son rôle est de fournir les consignes, solutions de la minimisation du Hamiltonien, sur les différents actionneurs du GMP. Afin de s'assurer que les consignes soient applicables, une attention particulière sera portée sur la génération du domaine de commandes admissibles en amont de la minimisation.

Au-delà de la stratégie, cette thèse contribue à proposer une méthodologie de développement et de mise au point, principalement basée sur la simulation, d'un niveau de représentativité croissant, avant d'aboutir aux essais expérimentaux.

Structure du mémoire

Les résultats présentés dans le manuscrit suivent les trois sous fonctions de l'approche proposée.

Le chapitre 1 est un chapitre introductif présentant dans un premier temps le véhicule hybride électrique ainsi que son potentiel de réduction de la consommation. Les principaux composants au cœur du véhicule hybride ainsi que la modélisation retenue sont présentés dans un deuxième temps. Enfin, le problème de commande optimale appliqué à la gestion d'énergie du véhicule hybride ainsi que les approches de résolution hors ligne et en ligne sont exposés.

Le chapitre 2 est consacré à l'étude de la trajectoire de décharge optimale du PHEV sur le trajet (sous fonction 1), les principaux paramètres d'influence, ainsi que le gain offert par l'approche proposée en substitution à la décharge classique charge depleting-charge sustaining (CDCS). Le gain est évalué hors ligne en fonction de la distance des trajets, il est également évalué en ligne en simulation (Model In the Loop, MIL) sur un trajet en conditions réelles.

Le chapitre 3 est dédié à la régulation de l'état d'énergie batterie via le facteur d'équivalence de l'ECMS (sous fonction 2), la structure du régulateur proposé est présentée tout comme une méthodologie de mise au point, étape cruciale du développement de la loi de gestion d'énergie. La réactivité du régulateur, basée sur une estimation du prépositionnement prépondérante devant la correction proportionnelle-intégrale, ainsi que sa capacité à approcher le facteur d'équivalence optimal sont mis en lumière.

Le chapitre 4 basé sur deux études est dédié à l'optimisation multi-objectif du GMP hybride (sous fonction 3), dans le but d'illustrer la capacité de l'ECMS à traiter en ligne le compromis entre plusieurs prestations. La première étude se focalise sur le compromis entre consommation et agrément de conduite, via une gestion de la transmission basée sur la pénalisation des transitions entre ses modes cinématiques. La seconde étude présente le compromis entre consommation et état de santé batterie, via la gestion de la température cellule directement incluse dans le problème de commande optimale.

Enfin, le chapitre 5 est consacré à l'optimisation des GMP hybrides complexes (sous fonction 3), chapitre également basé sur deux études, afin de

démontrer la transversalité de l'approche ECMS et plus généralement de la commande optimale. La première étude porte sur la supervision d'un GMP Mild-Hybride disposant de deux éléments de stockage en série couplant le réseau électrique de traction et le réseau 12V. La seconde étude est basée sur un groupe motopropulseur constitué de deux machines électriques, d'un moteur thermique ainsi que d'une transmission automatique. L'enjeu principal pour la loi de gestion d'énergie est alors de devoir gérer aussi bien des modes de traction hybrides parallèles, hybrides séries et hybrides série-parallèle ainsi qu'un nombre élevé de commandes.

Introduction générale

Chapitre 1

Présentation du véhicule hybride et de sa modélisation

Ce chapitre d'introduction se focalise dans un premier temps sur la définition du véhicule hybride et plus particulièrement des hybrides électriques. Les prestations offertes par l'hybridation, ainsi que les différentes classes et architectures de véhicules hybrides sont présentées.

Dans un deuxième temps, l'approche retenue pour la modélisation du véhicule hybride et de ses composants est décrite. La modélisation se décline sur deux niveaux : une modélisation quasi-statique simple servant à synthétiser les lois de commande, et une modélisation dynamique plus fine pour les modèles qui constituent l'environnement véhicule. Les modèles utilisés ont pour rôle principal de caractériser les différents flux de puissances au sein du véhicule tout en étant orientés pour la commande des organes de traction. Une démarche pour le développement de lois de supervision énergétique du véhicule hybride en plusieurs étapes est proposée.

Enfin, le problème de commande optimale associé à la gestion d'énergie du véhicule hybride est formalisé et différentes approches pour aborder sa résolution sont présentées, la démarche différant sensiblement suivant le résultat recherché : résolution hors ligne ou en ligne.

1.1 Les enjeux énergétiques dans le secteur automobile

1.1.1 Contexte

Quelques chiffres permettent de mesurer la place du transport et de l'automobile dans le monde à l'heure actuelle et dans les années à venir. Le parc automobile représente aujourd'hui un milliard de véhicules particuliers et utilitaires dans le monde, ce chiffre étant amené à doubler dans les trente prochaines années. Cette croissance du marché est notamment portée par de nombreux pays émergents eux-mêmes en pleine croissance, comme par exemple la Chine qui est déjà le premier marché automobile dans le monde avec 22 millions de véhicules vendus en 2013, chiffre en hausse de plus de 15 % par rapport à 2012. De plus, 97 % du transport mondial est assuré par des véhicules utilisant des carburants issus du pétrole (gazole, essence et GPL), ainsi 50 % environ de la production mondiale de pétrole est consacrée aux transports, dont 75% sont eux même consacrés au transport terrestre. Bien qu'étant une source d'énergie incroyable qui a largement contribué au développement de nos sociétés durant le XX^e siècle, l'exploitation du pétrole représente des inconvénients indéniables. On pourra citer sa raréfaction et l'augmentation du prix à la pompe qui en découle, les émissions de gaz à effet de serre et leur impact sur le climat, la pollution croissante des centres villes, et la dépendance énergétique des nations à cette source d'énergie présente seulement à quelques endroits du globe.

On comprend alors que cette très forte croissance du secteur des transports extrêmement tributaire du pétrole, associée aux inconvénients grandissant de son exploitation, aboutissent à une situation pour le moins délicate pour laquelle il est indispensable de se mobiliser afin d'apporter des solutions. Il est en effet peu probable d'aboutir à une solution unique à ce problème, dont la résolution passera plutôt par un ensemble de mesures. Ces mesures peuvent porter sur la recherche de sources d'énergies alternatives pour les transports, de développer le secteur des énergies renouvelables, de revoir nos modes de déplacement et notre rapport au transport etc. Mais à très court terme, il est possible de travailler à réduire encore plus la consommation de nos véhicules ainsi que leurs émissions de polluants. Cet objectif mobilise aujourd'hui de nombreuses personnes dans le domaine de la recherche et de l'innovation du secteur automobile, dans le but d'apporter des solutions qui améliorent tou-

jours plus l'efficacité énergétique globale des véhicules. Parmi ces solutions, c'est celle de l'hybridation du groupe motopropulseur (GMP), et plus particulièrement son contrôle, qui sera abordée dans le reste de ce manuscrit.

1.1.2 Les apports de l'hybridation

La dénomination véhicule hybride peut être employée pour une large gamme de véhicules. Les nombreuses combinaisons des différentes variantes de technologie, d'architecture et de dimensionnement font qu'il est difficile de proposer une définition globale et concise du véhicule hybride. De manière générale, toutes les définitions convergent sur le fait que le véhicule hybride doit avoir à disposition deux sources d'énergie différentes pouvant participer à la traction, dont au moins une doit être réversible.

Dans la grande majorité des cas, la source d'énergie initiale, non réversible, est d'origine fossile (essence, diesel, gaz naturel). La seconde source d'énergie, réversible, peut être stockée sous forme électrique (batterie, supercondensateur), mécanique (volant d'inertie) ou pneumatique (fluide compressible sous pression). Chacune de ces solutions d'hybridation se traduit par une série d'avantages et d'inconvénients, toutefois nous nous intéresserons principalement à l'hybridation électrique, qui est aujourd'hui la technologie d'hybridation la plus présente dans le secteur automobile. La catégorie des véhicules hybrides électriques peut elle-même être déclinée en plusieurs sous-catégories, présentées succinctement dans ce chapitre, suivant leur dimensionnement et leur architecture. Une description plus poussée du véhicule hybride et de sa modélisation est disponible dans [33], ou dans les manuscrits de thèse [19, 23, 2, 109, 111, 101, 46, 69, 26].

De manière générale, le GMP hybride dispose de quatre leviers principaux lui permettant de réduire sa consommation de carburant par rapport au GMP thermique conventionnel :

- L'extinction du moteur thermique lorsque le véhicule est à l'arrêt (fonction « Stop & Start »). Aussi basique soit-elle, cette fonction peut entraîner une diminution de la consommation supérieure à 5% sur un trajet urbain.
- La récupération d'énergie en décélération : l'ajout d'une source d'énergie réversible implique que l'énergie cinétique du véhicule ne sera plus totale-

ment dissipée sous forme de chaleur par le mécanisme disque+plaquettes. L'actionneur réversible pourra en effet convertir une partie de la puissance de freinage, la stocker dans la source d'énergie réversible, pour une utilisation ultérieure. Le gain de carburant apporté dépend beaucoup du trajet suivi ainsi que des capacités de récupération de la source réversible (dimensionnement), néanmoins celui-ci peut dépasser 10%.

- Le downsizing : procédé consistant à réduire la cylindrée du moteur thermique pour réduire ses pertes de fonctionnement (décrit plus en détail section 1.3.1). La réduction de cylindrée s'accompagne néanmoins d'une diminution des performances du moteur, mais qui pourra être compensée par la puissance de l'actionneur apporté par l'hybridation pour rester à iso-performance. Certains GMP hybrides, comme celui de la Toyota Prius, adaptent également la distribution de leur moteur, de sorte à se ramener sur des cycles de type Atkinson. Cette solution permet de gagner encore plus en efficacité, avec une baisse de performance qui encore une fois sera compensée par la partie réversible. Une fois de plus, le gain du downsizing avec et sans adaptation de la distribution est très variable, mais pourra aisément dépasser un gain de 5% de consommation.
- L'adaptation du point de fonctionnement : le moteur thermique n'étant plus l'unique organe de traction, il sera possible de faire varier, dans une certaine proportion, la puissance qu'il fournit au cours du trajet par rapport à la puissance que demande le conducteur. Le complément, négatif ou positif, étant assuré en permanence par le nouvel actionneur de sorte à ce que cela reste transparent pour le conducteur. Ce procédé sera utilisé pour chercher à faire fonctionner le moteur sur des zones à meilleur rendements, et ainsi améliorer son efficacité globale sur le trajet. L'apport de cette fonctionnalité sur le gain en consommation dépend fortement du dimensionnement des organes de traction et de stockage, il sera également plus marqué sur les moteurs essence que sur les diesels, toutefois le gain pourra dépasser 5%.

En cumulant tous les avantages ci-dessus, l'hybridation du GMP pourra apporter des gains de consommation dépassant 30% dans les meilleures conditions. Néanmoins, l'hybridation se paye par des véhicules plus lourds et plus coûteux. L'équation économique du véhicule hybride reste encore à l'heure actuelle difficile à résoudre, car un bouleversement aussi marqué du GMP se traduit par des surcoûts de production, longs à amortir.

1.2 L'hybridation de la propulsion automobile

1.2.1 Classification

Il est possible de classer les véhicules hybrides électriques en fonction de leur taux d'hybridation. Celui-ci se quantifie parfois comme le potentiel de puissance de traction électrique sur le potentiel total, il est donc défini par le rapport de puissances entre la capacité de l'actionneur électrique sur la puissance totale du GMP. De manière plus générale, le taux d'hybridation se traduit qualitativement par une classification des véhicules en fonction des différentes prestations proposées. Les différentes classes de véhicules hybrides, triées par taux d'hybridation croissant, sont les suivantes :

- Le véhicule conventionnel : il dispose d'une machine électrique (alternateur) ainsi qu'une batterie (12V), néanmoins ces éléments ne participant pas à la traction, le taux d'hybridation de ce véhicule est nul.
- Les Micro-hybrides : à la limite de l'hybridation, ces véhicules disposent d'un démarreur renforcé, ou parfois d'un alerno-démarreur. Ils se distinguent par l'apport de la prestation « Stop & Start » qui consiste à couper le moteur thermique véhicule à l'arrêt. Un léger niveau de supervision de l'alternateur peut permettre son utilisation pour la traction dans les phases de décollage et de décélération. Cette solution est très peu impactante vis à vis de l'espace sous capot, la machine électrique développe entre 3 et 6 kW et reste sur le réseau de bord 12V, toujours alimenté par une batterie plomb parfois associée à des supercondensateurs.
- Les Mild-hybrides : La machine électrique est dimensionnée pour appuyer le moteur thermique durant les phases d'accélération (« boost »), mais également récupérer l'énergie cinétique durant les phases de décélération (freinage récupératif). La puissance de la machine électrique sur ce type d'hybride reste autour de 10-15 kW, néanmoins la tension du réseau de bord n'est plus suffisante pour assurer ce niveau de puissance. Un réseau de traction spécifique est nécessaire, d'une tension supérieure à 40V, celui-ci est associé à une batterie de traction généralement dimensionnée autour de 500 W.h. La prestation Stop & Start du Micro-hybride est également assurée.
- Les Full-hybrides : le taux d'hybridation ainsi que l'énergie contenue dans la batterie augmente de sorte à pouvoir assurer la prestation roulage tout

électrique, ou ZEV¹. L'autonomie ZEV offerte au client reste très limitée (inférieure à 5km). La machine électrique développe une puissance généralement supérieure à 20 kW, la tension du réseau de traction dépasse 200 V et la capacité de la batterie de traction dépasse le kW.h. Les prestations associées au Mild-hybrides sont par la même occasion améliorées, le boost ainsi que le freinage récupératif sont plus puissants.

- Les Full-hybrides rechargeables : le taux d'hybridation très élevé ainsi que la possibilité de recharger la batterie sur le réseau électrique aboutissent à un véhicule deux en un, offrant les avantages du véhicule électrique sans l'inconvénient de l'autonomie limitée. Les hybrides plug-in (Plug-in Hybrid Electric Vehicle, PHEV) offrent en effet un roulage purement électrique, au moins en agglomération, sur des distances de plusieurs dizaines de kilomètres. C'est la seule classe de véhicule hybride pour laquelle l'énergie électrique est un apport externe au système, l'électricité peut donc se substituer au carburant et permet d'atteindre des gains de consommation de carburant plus que conséquents. Le dimensionnement de la machine électrique est au moins équivalent à la catégorie Full-hybrides, et la capacité batterie dépasse les 4 kW.h, pour assurer une autonomie ZEV variant généralement de 30 à 100 km.

Le type et le niveau des prestations visées orientent ainsi le choix de la classe d'hybridation du véhicule hybride. Tout comme le niveau du reste des prestations offertes, le gain de consommation augmente avec le niveau d'hybridation.

1.2.2 Les architectures hybrides

En parallèle du taux d'hybridation, les véhicules hybrides peuvent être répartis en trois catégories suivant l'architecture du GMP : celle-ci peut être qualifiée de série, parallèle, ou bien série-parallèle.

1.2.2.1 Architecture série

Une architecture hybride série possède deux caractéristiques principales : seule la machine électrique participe à la traction et le nœud de puissance dans le GMP est électrique, ce qui entraîne un certain nombre de conséquences. Premièrement, la machine de traction doit être suffisamment dimensionnée pour assurer l'intégralité de la puissance de traction, comme un véhicule électrique,

1. Zero Emission Vehicle.

1.2. L'hybridation de la propulsion automobile

le moteur thermique n'étant pas mécaniquement lié aux roues. Deuxièmement, un hybride série nécessite l'utilisation de deux machines électriques, l'une pour la traction, l'autre associée au moteur thermique pour former un générateur électrique. Enfin, la somme des puissances au niveau du nœud électrique (voir FIGURE 1.1) est nulle. Si la batterie est fortement dimensionnée relativement au générateur électrique on parlera de véhicule électrique à prolongateur d'autonomie, et d'hybride série dans le cas contraire. Les principaux avantages liés à cette architecture sont :

- Le moteur thermique n'étant pas lié mécaniquement à la roue, il est possible de le placer, à tout instant, sur le point de fonctionnement régime/charge désiré. En pratique, seuls quelques points de meilleurs rendements seront candidats, ce qui simplifie également la mise au point du moteur.
- Une autre conséquence de l'item ci-dessus est que la supervision du GMP se retrouvera simplifiée.
- L'agrément de conduite est celui d'un véhicule électrique, souvent très apprécié, on parle d'« EV feeling ».

Ce choix d'architecture s'accompagne également de certains inconvénients :

- La chaîne de rendements défavorable de transformation du carburant en énergie mécanique à la roue, qui passe par le moteur thermique, est convertie en énergie électrique par une machine, est stockée puis déstockée de la batterie, et enfin reconvertie en énergie mécanique par la seconde machine.
- Le coût, la masse, ainsi que l'encombrement associé à l'utilisation d'une batterie, de deux machines électriques et d'un moteur thermique.

Ces dernières contraintes font que l'on retrouve assez peu les architectures hybrides série pour l'automobile. Parmi les véhicules présent actuellement sur le marché, seule la Chevrolet Volt fonctionne la plupart du temps en mode hybride série. Le plus souvent l'architecture série se retrouve sur de plus gros véhicules de type bus ou camion.

1.2.2.2 Architecture parallèle

Les hybrides parallèles, plus représentés, résultent du couplage mécanique entre le moteur thermique et une machine électrique. Le nœud de puissance est ainsi mécanique, la FIGURE 1.2 schématise le fonctionnement de l'architecture parallèle. Le placement de la machine dans le GMP est très varié, on

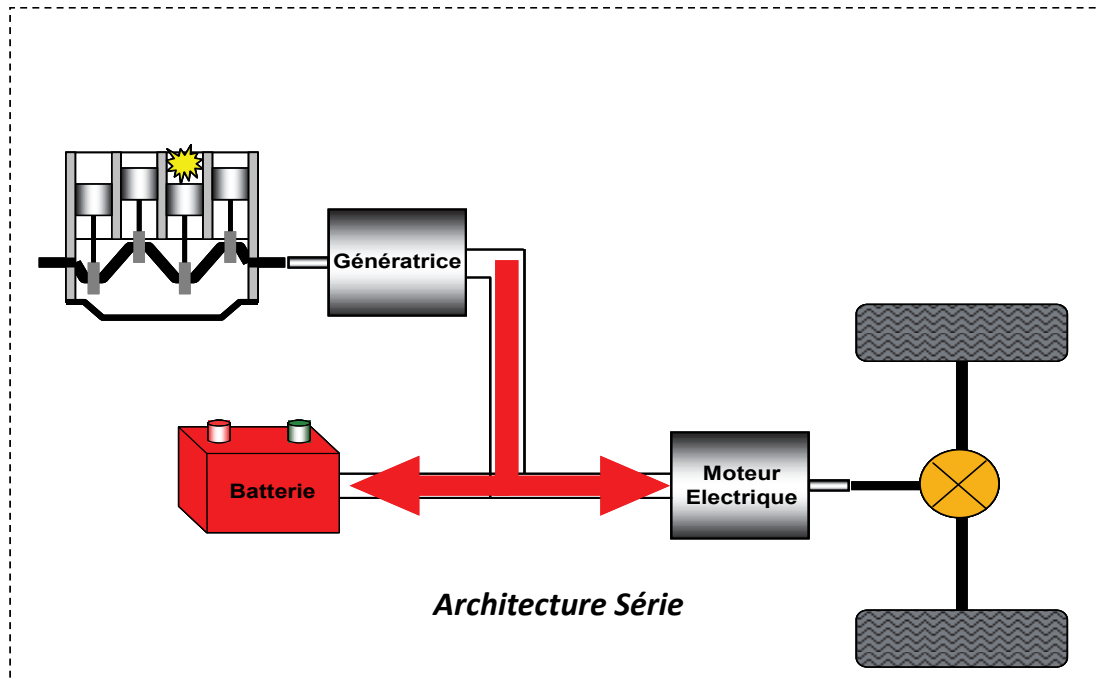


FIGURE 1.1 – Représentation schématique d'une architecture hybride série.

peut la retrouver liée au vilebrequin moteur, au primaire ou au secondaire de la transmission ou bien seule sur le train arrière. Celle-ci peut être accompagnée d'un embrayage supplémentaire si on souhaite la désaccoupler des roues, par exemple à vitesse élevée. Le placement de la machine conditionne un niveau de classification supplémentaire qui s'accompagne d'un jeu d'avantages et d'inconvénients différents. On distinguera les hybrides parallèles simple arbre où le régime de la machine est proportionnel à celui du moteur, des hybrides parallèles double arbre capables d'éviter les ruptures de couple durant les changements de rapport. Le positionnement de la machine conditionne également la complexité de la transmission, qui à l'exception de certains Mild-hybrides sera généralement une transmission automatique.

Le nœud de puissance mécanique impose que la puissance délivrée par le GMP est la somme de la puissance du moteur thermique et de la machine électrique. On peut ainsi distinguer le roulage électrique pur (ZEV) lorsque la puissance du moteur thermique est nulle et le roulage thermique pur lorsque la puissance de la machine électrique est nulle. En mode hybride le moteur thermique et la machine électrique participent simultanément à la traction. On distinguera les phases de boost lorsque la machine électrique est motrice des phases de recharge durant laquelle la machine est génératrice. Les architectures parallèles offrent plusieurs avantages :

- Le nœud de puissance mécanique est sujet à des pertes plus faibles, avec

1.2. L'hybridation de la propulsion automobile

moins d'étapes de conversion, qu'un nœud de puissance électrique.

- Le moteur thermique peut être « downsizé », le complément de puissance étant transitoirement assuré par la machine électrique.
- Une seule machine électrique est nécessaire, c'est l'architecture qui impactera le moins le coût et l'encombrement liés à l'hybridation.

A l'inverse, ses principaux points faibles sont :

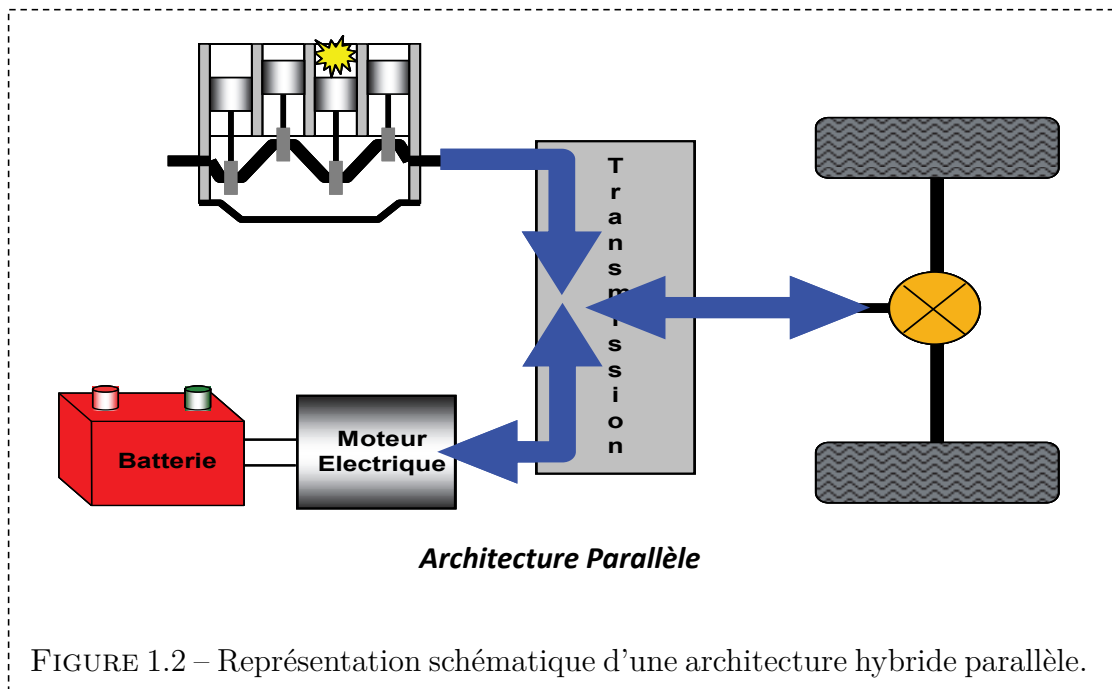
- Le champ de fonctionnement admissible pour le moteur thermique n'est pas complètement découplé de la volonté conducteur comme c'est le cas pour l'hybride série. Le régime du moteur est toujours proportionnel au régime de rotation des roues, et la supervision énergétique du GMP est ainsi plus délicate.
- Il faut gérer simultanément deux organes de traction dont la dynamique sur le couple est différente, avec un agrément transparent pour le conducteur.

On retrouve ce type d'architecture chez de nombreux constructeur, notamment : Honda avec la CR-Z ou la Insight, Kia avec l'Optima Hybride, Porsche avec le Cayenne et la Panamera S hybrid, BMW avec son système ActiveHybrid, Mercedes et sa E300 Bluetec, et récemment le groupe Volkswagen avec la Golf GTE et l'Audi A3 e-tron.

1.2.2.3 Architecture série-parallèle

L'architecture série-parallèle également appelée à dérivation de puissance, schématisée FIGURE 1.3, combine les caractéristiques des architectures séries et parallèles et est donc également appelée architecture combinée. Elle nécessite donc l'emploi de deux machines électriques et fait intervenir un nœud de puissance mécanique ainsi qu'un nœud de puissance électrique. Par conséquent, les degrés d'optimisation offerts sont maximums. Le GMP du véhicule hybride le plus connu, la Toyota Prius, est basé sur ce type d'architecture. Les trois organes de traction sont organisés autour d'un train épicycloïdal, de sorte à produire une IVT² électrique, pour laquelle le rapport de transmission du moteur thermique varie continument par dérivation ou recirculation de la puissance entre les deux machines. L'hybride série-parallèle est bien souvent associé à la transmission continument variable, bien que cela ne soit pas forcé-

2. Infinitely Variable Transmission.



5

ment le cas, comme sur le GMP HYbrid4 de PSA équipé d'une boîte de vitesse robotisée.

Les architectures série-parallèle cumulent les avantages des deux formules, assurant ainsi une très bonne capacité d'adaptation à toutes les conditions de roulage. Parmi ses inconvénients on pourra citer le coût et l'encombrement, ainsi qu'un rendement de transmission pour les IVT du type THS³ inférieur aux transmissions mécaniques classiques, encore une fois à cause du rendement de conversion des machines électriques. La supervision de l'énergie sur ces architectures complexes est souvent moins évidente à mettre en œuvre.

L'architecture hybride série-parallèle est présente sur tous les véhicules hybrides de chez Toyota et Lexus. On la retrouve également sur les véhicules HYbrid4 de PSA, dont l'architecture est similaire à celle de la Volvo C60 plug-in. Bien que souvent classés comme hybrides parallèles ceux-ci disposent de deux machines électriques sur le réseau haute tension offrant le nœud électrique autorisant un mode hybride-série.

3. Toyota Hybrid System.

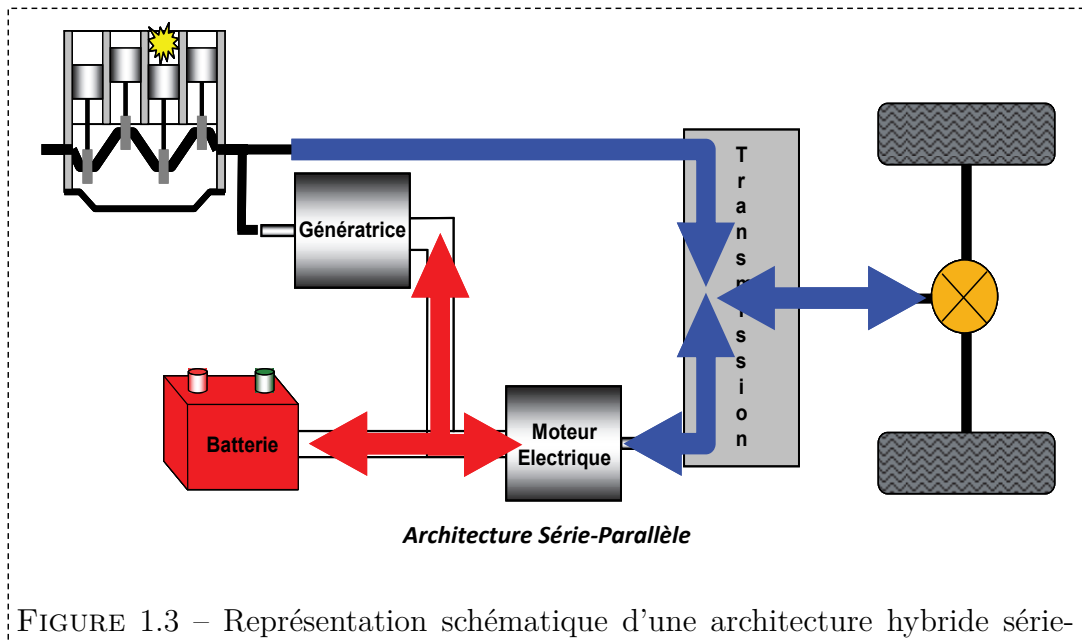


FIGURE 1.3 – Représentation schématique d'une architecture hybride série-parallèle. Les flux de puissances bleus sont mécaniques, les flux rouges sont électriques.

6

1.2.3 Homologation du véhicule hybride

1.2.3.1 Cas du véhicule hybride non rechargeable

Le cycle d'homologation considéré pour le véhicule hybride est identique à celui des véhicules thermiques conventionnels, à savoir actuellement le cycle NEDC pour l'Europe. Le test est effectué sur banc à rouleaux, un conducteur devant suivre le profil de vitesse au cours du temps, et les émissions de CO_2 ainsi que des divers polluants sont relevées par analyse des gaz d'échappement. La consommation de carburant quant à elle est directement proportionnelle aux émissions de CO_2 (cf. Section 1.3.1).

Toutefois la procédure diffère légèrement dans le cas du véhicule hybride, la consommation relevée du véhicule hybride étant dépendante du bilan électrique de la batterie de traction sur le cycle. Si le véhicule finit avec un niveau de charge batterie inférieur à celui de départ, il aura économisé du carburant, dans le cas inverse il aura surconsommé. Le résultat le plus juste pour annoncer la consommation du véhicule hybride est donc la consommation à bilan batterie nul (BBN). Malheureusement, il est en pratique très difficile de garantir un maintien parfait du niveau de charge entre le début et la fin du cycle. La méthode retenue pour résoudre ce problème consiste donc à effectuer plusieurs essais, à des niveaux de charge initiaux différents, conduisant à des bilans

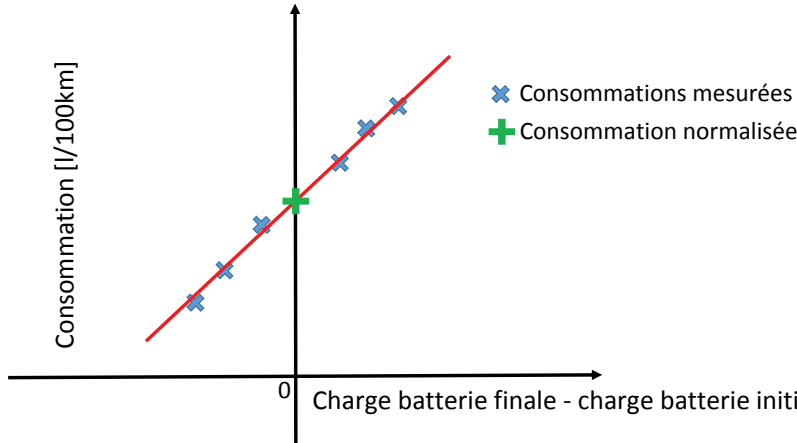


FIGURE 1.4 – Calcul de la consommation normalisée à partir des différentes consommations relevées expérimentalement. La droite en rouge est obtenue par la méthode des moindres carrés.

batterie différents, pour lequel la consommation du véhicule résultante est mesurée. La consommation à bilan batterie nul est alors donnée par l'ordonnée à l'origine de la droite approchant au mieux les consommations expérimentales relevées (voir FIGURE 1.4).

1.2.3.2 Cas du véhicule hybride rechargeable

La procédure d'homologation du véhicule hybride rechargeable est un peu plus particulière, la problématique étant de tenir compte de l'autonomie électrique du véhicule pour évaluer la consommation pratique de carburant vue par le client au quotidien. Pour ce faire, la consommation annoncée est une consommation réalisée à bilan batterie nul pondérée par l'autonomie électrique du véhicule sur le cycle, la formule utilisée est la suivante :

$$C_{norm} = \frac{D_e \cdot C_1 + D_{moy} \cdot C_2}{D_e + D_{moy}}, \quad (1.1)$$

avec C_{norm} la consommation normée du véhicule [l/100.km], D_e l'autonomie électrique du véhicule (tir réalisé batterie pleine jusqu'à batterie vide), C_1 la consommation relevée durant ce tir (qui n'est pas forcément nulle, le démarrage du moteur est possible), et C_2 la consommation BBN relevée sur une série de tirs à batterie vide. D_{moy} est l'hypothèse de la distance moyenne parcourue entre deux recharges, elle est fixée par la norme à 25 km. Comme beaucoup de procédures officielles d'homologation, celle du véhicule hybride rechargeable

admet en pratique un niveau important de nuances et de détails qui ne sont pas explicités ici.

1.3 Modélisation énergétique du véhicule hybride

Le développement et la mise au point d'une stratégie de supervision de l'énergie nécessite une modélisation énergétique des composants du GMP et de leurs interactions. Deux niveaux de complexité distincts dans la modélisation peuvent être considérés. Pour synthétiser la loi de commande, des modèles simplifiés seront utilisés. Ils transcrivent généralement le rendement des organes sur leur champ de fonctionnement en régime établi. La performance de la loi de commande sera quant à elle évaluée sur la base de simulations MIL⁴ où les commandes sont rebouclées avec un modèle d'environnement. Le modèle d'environnement reprend la modélisation des organes du véhicule mais à un niveau plus fin, certaines dynamiques pourront être considérées sur la réponse en couple des organes ou leurs températures. Il n'est pas forcément intéressant de considérer la modélisation la plus fine possible, seuls les phénomènes ayant un impact énergétique significatif sont pertinents. Au-delà, les temps de simulation seront rallongés sans réelle amélioration de la représentativité énergétique des modèles. Les organes considérés dans la gestion d'énergie du véhicule hybride ainsi que leur modélisation sont présentés dans cette section.

Les organes présentés relèvent de domaines diversifiés et complexes dans les phénomènes physiques et les processus mis en jeu. Il est ici question de présenter les principaux éléments aboutissant à la modélisation énergétique macroscopique d'un véhicule hybride.

1.3.1 Moteur thermique

Le moteur thermique (ou moteur à combustion interne MCI) est un organe de traction, convertissant de façon irréversible l'énergie chimique contenue dans le carburant en énergie mécanique de rotation sur son vilebrequin. Que le moteur considéré soit à allumage commandé (SI⁵) ou à allumage par compression

4. Model In the Loop.

5. Spark Ignition.

(CI⁶), les pertes associées à son fonctionnement proviennent des frottements des pièces mobiles, des pertes par pompage, des accessoires mécaniques entraînés, ainsi que de la chaleur dissipée aux parois des cylindres et relâchée à l'échappement.

Les motoristes synthétisent l'efficacité de ce processus à travers la consommation spécifique effective (CSE) du moteur. Exprimée en g/kW.h, elle donne la quantité de carburant nécessaire au moteur, sur un point de fonctionnement (régime, couple) donné, pour fournir 1 kW.h d'énergie mécanique utile. Elle est donc une image de l'inverse du rendement. Le champ de CSE du moteur, dont un exemple est donné FIGURE 1.5, fait office de signature énergétique. Le champ de CSE est déterminé expérimentalement, le débit de carburant, ainsi que le couple effectif et le régime sont mesurés sur des points de fonctionnement stabilisés en conditions nominales. Tout comme la puissance maximale d'un moteur n'est pas une information suffisante en soi pour évaluer sa performance, sa CSE minimale ne définit pas à elle seule son efficacité énergétique. Un moteur ayant une très bonne CSE minimale pourra en effet consommer plus sur un trajet donné qu'un moteur dont la CSE minimale est plus élevée mais étendue sur une plus grande zone de fonctionnement. De manière générale, le rendement d'un MCI peut atteindre 40% dans le meilleur cas, et sa plage de meilleur rendement se trouve autour des points de forte charge. A l'inverse, son rendement peut chuter en dessous de 10% à faible charge. Le MCI est donc de loin la principale source de perte d'énergie dans le GMP. De plus, à vitesse du véhicule nulle, le moteur, au ralenti, consomme tout de même du carburant et son rendement effectif est nul.

La masse élevée des véhicules fait qu'un moteur puissant est nécessaire pour assurer un niveau d'accélération garantissant un brio satisfaisant. En revanche, la puissance requise pour rouler à vitesse constante reste relativement faible. Les moteurs automobiles sont donc majoritairement sous-utilisés sur le trajet, ce qui aboutit à des rendements moyens dépassant rarement 20%. La solution apportée à ce problème fut le downsizing, qui consiste à réduire la cylindrée du moteur et ainsi déplacer la zone de faible CSE (et donc de rendement plus élevé). L'impact de la réduction de cylindrée sur le couple maximum du moteur est en pratique compensée par la suralimentation. On peut toutefois avancer que les gains apportés par le downsizing s'approchent de leur limite,

6. Compression Ignition.

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

et l'hybridation des GMP est une des solutions privilégiées pour augmenter significativement leur efficacité énergétique.

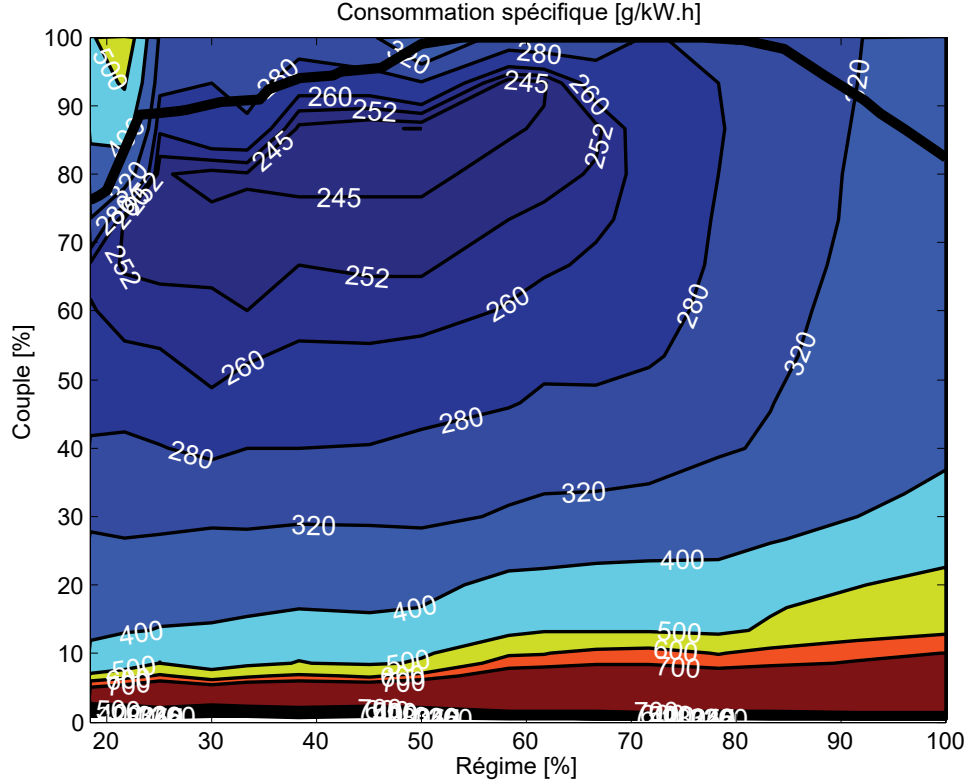


FIGURE 1.5 – Cartographie de consommation spécifique effective (CSE) [g/(kW.h)] sur la plage de fonctionnement normalisée (régime, couple) d'un moteur atmosphérique à allumage commandé.

La modélisation énergétique du MCI passe généralement par une approche cartographique, où la consommation de carburant $\dot{m}_{carb}$ [g/s] sur un point de fonctionnement (couple T_{MCI} [N.m] et régime ω_{MCI} [rad/s]) est donnée par :

$$\dot{m}_{carb} = f_{MCI}(\omega_{MCI}, T_{MCI}), \quad (1.2)$$

où f_{MCI} est une cartographie issue de mesures expérimentales. Le débit de carburant peut être remplacé de façon équivalente par le débit de CO_2 rejeté, celui-ci exprimé en g/km étant respectivement 23,2 et 26,5 fois supérieur à un débit de carburant exprimé en l/(100.km) pour l'essence et le diesel. Le MCI se commande en couple, la variable d'entrée T_{MCI}^{sp} donnera la consigne de couple à réaliser et T_{MCI} le couple effectivement réalisé en sortie. Le couple réalisé

est borné par les limitations du moteur qui sont dépendantes de son régime de rotation (courbe noire FIGURE 1.5), respectivement $\underline{T}_{MCI}$ et $\overline{T}_{MCI}$ pour la limite minimum et maximum :

$$\underline{T}_{MCI}(\omega_{MCI}) \leq T_{MCI} \leq \overline{T}_{MCI}(\omega_{MCI}) \quad (1.3)$$

Dans le cadre de la modélisation quasi-statique considérée dans la loi de commande, le couple réalisé est supposé identique à tout instant à une consigne valide :

$$T_{MCI}(t) = T_{MCI}^{sp}(t) \quad (1.4)$$

La modélisation dynamique du modèle d'environnement considère le temps de réponse en couple du moteur :

$$\dot{T}_{MCI} = f_i(T_{MCI}, T_{MCI}^{sp}) \quad (1.5)$$

Cette dynamique dépend en du type d'admission d'air (atmosphérique ou suralimentée) mais aussi du régime du moteur. Elle peut s'approcher à partir d'une modélisation plus avancée de chaîne d'air du moteur et de son contrôle ou bien par recalage d'un modèle de type premier ou deuxième ordre sur des résultats expérimentaux.

1.3.2 Machine électrique et électronique de puissance

La machine électrique (ME) est un organe de traction convertissant de façon réversible une énergie électrique en énergie mécanique de rotation. Il existe plusieurs technologies de machines, chacune offrant des compromis différents, toutefois les technologies les plus représentées dans la traction automobile sont les machines synchrones à aimants permanents, les machines synchrones à rotor bobiné ainsi que les machines asynchrones. De par la précision sur la réalisation du couple requise pour les besoins d'une machine de traction, un système d'électronique de puissance (EP) est indispensable pour assurer le pilotage des machines électriques. Le rôle de l'électronique de puissance est de convertir un profil de puissance électrique continue (coté batterie) en profil alternatif, sinusoïdal, pour l'alimentation des phases de la machine. Ainsi, l'EP est également un convertisseur soumis à des pertes. En pratique, dans une optique de modélisation énergétique, on pourra considérer l'EP et la ME comme un convertisseur unique, dont les pertes sur un point de fonctionnement donné correspondent à la somme des pertes des deux convertisseurs.

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

Les profils de couple minimum et maximum d'une ME en fonction du régime, ainsi que son rendement sur son champ de fonctionnement sont très différents de ceux d'un moteur thermique. Le couple de la ME est maximum à régime nul, et celle-ci produit une puissance maximale constante au-delà d'un certain régime, appelée zone de défluxage. Le rendement d'une ME est généralement très supérieur à celui d'un MCI, pouvant dépasser aisément 80%, et ce sur une large plage de fonctionnement. La FIGURE 1.6 illustre les performances d'une machine donnée à titre d'exemple. Le champ de fonctionnement n'est présenté que pour les régimes positifs, mais la ME possède également la particularité de pouvoir fonctionner à régime positif et négatif. Le rendement d'une ME est évalué expérimentalement à partir d'une mesure de la puissance électrique P_{OND} en entrée de l'EP (coté continu) ainsi que du couple mécanique fourni ou prélevé par la ME et de son régime de rotation sur une série de points stabilisés. On en déduit la puissance P_{OND} correspondante au point de fonctionnement (ω_{ME}, T_{ME}) :

$$P_{OND} = f_{ME}(\omega_{ME}, T_{ME}), \quad (1.6)$$

où la fonction f_{ME} regroupe les données cartographiées issues des mesures expérimentales. Ce niveau de modélisation peut être amélioré en ajoutant la dépendance de f_{ME} à la tension d'alimentation de l'EP (tension batterie), soit expérimentalement, soit par une modélisation basée sur la physique des phénomènes mis en jeu. Comme pour le MCI, le couple effectif réalisé T_{ME} est soumis à des limitations dépendantes du régime de rotation de la ME :

$$\underline{T}_{ME}(\omega_{ME}) \leq T_{ME} \leq \overline{T}_{ME}(\omega_{ME}) \quad (1.7)$$

Sur une ME, on fait souvent la distinction entre les performances maximales de courte durée, dites « performances crêtes », et les performances continues. Une ME peut en effet délivrer sur une courte durée (quelques secondes) une puissance souvent bien supérieure à sa puissance nominale, cette durée est limitée par des contraintes thermiques qui si elles ne sont pas respectées peuvent conduire à sa détérioration, ce qui signifie pour une machine à aimants, par exemple, une démagnétisation irréversible. Pour l'optimisation énergétique en revanche, il est préférable de se baser sur la puissance nominale de la ME, sa puissance crête restant plutôt associée à une problématique de performance, et donc d'agrément de conduite. Tout comme pour le MCI, la modélisation

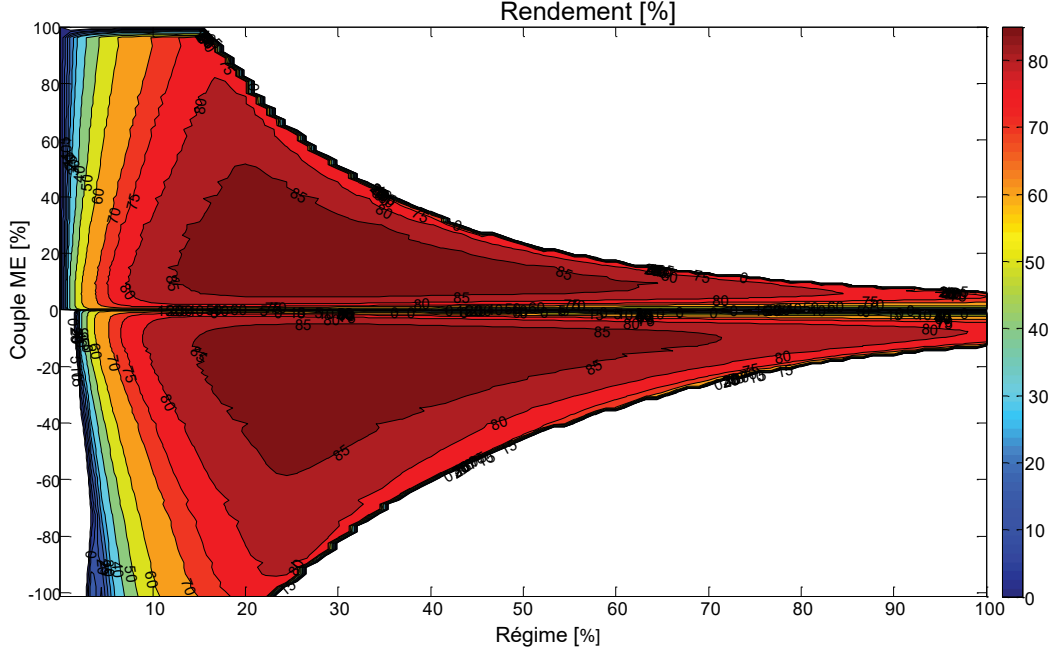


FIGURE 1.6 – Cartographie de rendement sur la plage de fonctionnement (régimes positifs) d'une machine électrique synchrone à aimant permanent.

quasi-statique de la ME suppose que toute consigne de couple T_{ME}^{sp} respectant ses limitations est réalisée instantanément :

$$T_{ME}(t) = T_{ME}^{sp}(t) \quad (1.8)$$

La modélisation dynamique de la réponse en couple de la ME se base sur une équation différentielle de la forme :

$$\dot{T}_{ME} = f_e(T_{ME}, T_{ME}^{sp}), \quad (1.9)$$

où la dynamique du couple peut être modélisée par une approche physique plus fine, ou bien recalée sur des résultats expérimentaux. On notera toutefois que la réponse en couple d'une ME est nettement plus rapide que celle d'un MCI.

1.3.3 Transmission

La transmission, bien que n'étant pas un actionneur de traction, est un élément indispensable pour pouvoir adapter la puissance disponible du moteur thermique à celle requise à la roue. Sa commande joue un rôle important dans

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

la gestion d'énergie comme illustré dans le chapitre 4 de ce manuscrit. Dans son expression la plus simplifiée, une transmission convertit un flux de puissance mécanique de rotation caractérisée par un couple T_{in} et un régime ω_{in} sur un arbre d'entrée, en un flux de puissance sur un arbre de sortie définie par :

$$T_{out} = T_{in} \cdot K \cdot \eta, \quad \omega_{out} = \frac{\omega_{in}}{K}, \quad (1.10)$$

où K désigne le rapport de démultiplication qui peut être constant, varier de façon discrète, ou bien continue. La démultiplication est donnée par le rapport des diamètres primitifs des arbres d'entrée et de sortie. Le rendement de conversion est donné par η , les pertes pouvant provenir des frottements mécaniques, et éventuellement de l'actionnement de certains accessoires comme une pompe hydraulique ou des embrayages.

Il existe un très grand nombre de technologies de transmissions utilisées dans l'automobile, dont la complexité est très variable. Le système le plus simple est le réducteur, caractérisé par un rapport de démultiplication constant, la transmission du mouvement peut être réalisée par contact direct des arbres, ou bien à distance au travers d'une chaîne ou d'une courroie. La boîte de vitesse permet de transmettre le mouvement à travers une démultiplication pouvant varier de façon discrète. Le changement de démultiplication peut être effectué par le conducteur dans le cas des boîtes manuelles (BVM) ou par des actionneurs pour les boîtes de vitesse robotisées (BVR). La famille des boîtes de vitesse automatiques (BVA) est encore plus vaste. Leur fonctionnement peut être basé sur l'utilisation de trains épicycloïdaux, portés par trois arbres, dont la particularité est de fonctionner par addition des régimes et non plus des couples. Les vitesses de rotation des deux planétaires ainsi que du porte satellite sont liées par la relation dite de Willis :

$$\omega_{ps} \cdot (R_b + 1) = R_b \cdot \omega_c + \omega_s \quad (1.11)$$

avec ω_{ps} le régime du porte satellite, ω_c celui de la couronne et ω_s le régime du planétaire. Les couples T_{ps} , T_c , et T_s , respectivement en sortie du porte satellite, de la couronne, et du planétaire, sont quant à eux définis par :

$$\frac{T_{ps}}{1 + R_b} = \frac{T_c}{R_b} = T_s \quad (1.12)$$

où R_b est un nombre sans dimension appelé raison basique du train épicycloï-

dal, calculé comme étant le rapport du nombre de dents de la couronne divisé par celui du planétaire. La FIGURE 1.7 illustre le schéma d'un train épicycloïdal

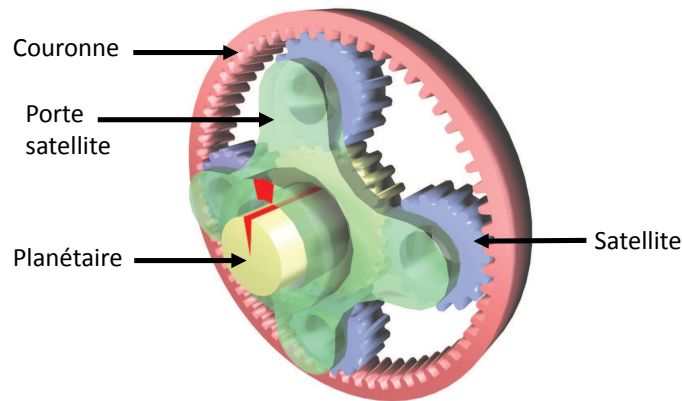


FIGURE 1.7 – Schéma d'un train épicycloïdal classique

Les BVA de type double embrayage ou DCT⁷ sont très prisées pour leur agrément, les passages de rapports étant réalisés quasiment sans aucune rupture de couple. Les rapports pairs et impairs étant affectés à des arbres différents comme l'illustre la FIGURE 1.8, le passage d'un rapport, par exemple de pair vers impair, s'effectue en désaccouplant l'arbre des rapports pair tout en couplant simultanément l'arbre des rapports impairs. Ces manœuvres de couplage/désaccouplage sont réalisées grâce à des embrayages, systèmes que l'on retrouve très fréquemment dans les transmissions automobiles. Deux arbres liés à un embrayage vont être désolidarisés lorsque celui-ci est en position ouverte, et solidaires en position fermée. Lors de la manœuvre de fermeture, le couple de l'arbre moteur va être transmis progressivement par friction à l'arbre entraîné, dans le but de le mettre en mouvement jusqu'à ce que son régime rejoigne celui de l'arbre moteur. Un tel système est indispensable lorsque le véhicule est à l'arrêt pour coupler l'arbre du moteur en mouvement à l'arbre primaire de transmission immobile. D'autres systèmes peuvent assurer un rôle similaire, on peut citer les convertisseurs hydrauliques pour lesquels la transmission de couple s'effectue par viscosité d'un fluide mis en mouvement.

Un type de BVA particulièrement prisé par les automobilistes du conti-

7. Dual Clutch Transmission.

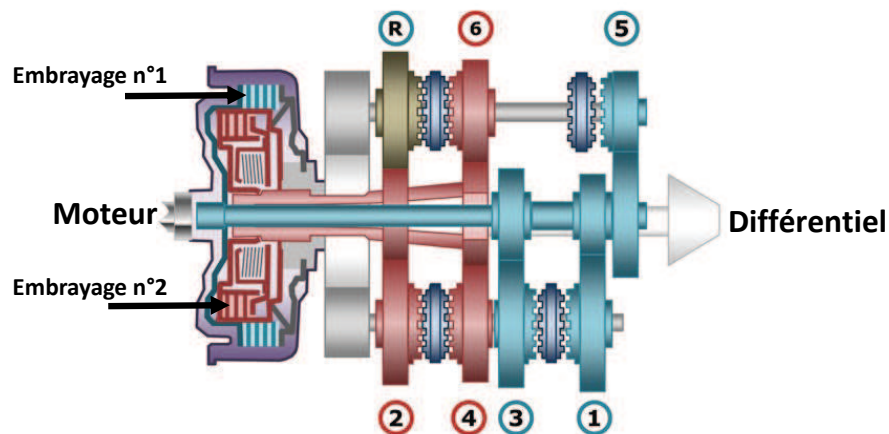


FIGURE 1.8 – Représentation schématisée d’une transmission automatique de type double embrayage. Les rapports paires sont gérés par les arbres et l’embrayage rouge, alors que les rapports impaires sont gérés par les pièces bleues.

Le type de transmission asiatique est la transmission à variation continue ou CVT⁸ qui présente la particularité de changer de rapport de démultiplication de façon continue. Ce résultat est obtenu en faisant translater une courroie d’entraînement sur des arbres coniques (voir FIGURE 1.9), le diamètre des arbres variant continuellement selon la position de la courroie il en est de même pour la démultiplication.

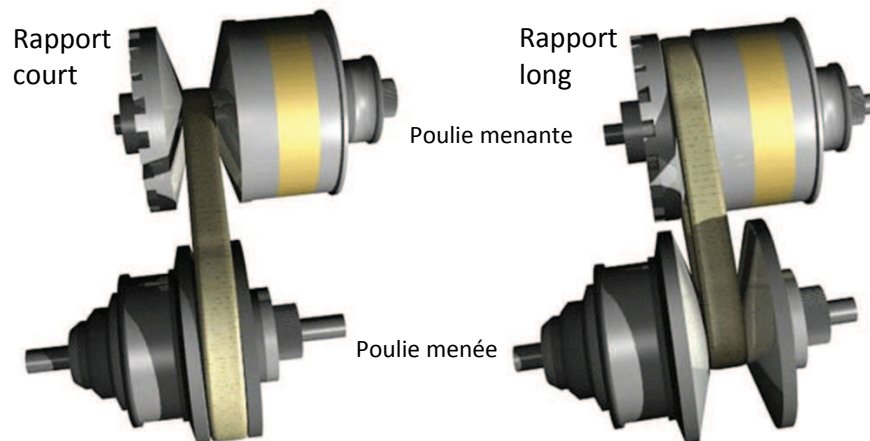


FIGURE 1.9 – Schéma de fonctionnement d’une transmission à variation continue.

Au final, le type de transmission utilisé, ainsi que son dimensionnement,

8. Continuously Variable Transmission.

joue un rôle différent mais tout aussi important sur l'agrément de conduite du véhicule que l'organe de traction en lui-même, cette problématique est abordée au chapitre 4. Les transmissions des véhicules hybrides ont souvent un niveau de complexité élevé, et vont au-delà du convertisseur mécanique passif et se doivent d'être pilotées. On cherchera ainsi à ramener la modélisation de la transmission dans le GMP hybride à une écriture sous la forme :

$$\begin{aligned}(\omega_{MCI}, \omega_{ME}) &= f_{\omega}(\omega_{roue}, x_{gbx}) \\(T_{MCI}, T_{ME}) &= f_T(T_{GMP}, x_{gbx}),\end{aligned}\tag{1.13}$$

où f_{ω} et f_T sont des fonctions de $\mathbb{R}^2$ dans $\mathbb{R}^2$ qui relient le couple et le régime à la roue à ceux des actionneurs de traction et T_{GMP} est la contribution totale du GMP en couple fourni à la roue. La définition (1.13) est donnée pour deux organes de traction mais peut s'étendre à plus comme c'est le cas section 5.2 du chapitre 5 où deux machines électriques sont considérées en plus du MCI. La variable x_{gbx} étant la variable d'état de la transmission, continue ou discrète, impactant le rapport de démultiplication. Dans une approche de modélisation de type « remontée de chaîne » ou backward en anglais, le couple des organes de traction sera une variable de sortie du modèle exprimé à partir de T_{GMP} , alors que pour une modélisation de type « descente de chaîne » ou forward en anglais ce sont T_{MCI} et T_{ME} qui imposeront T_{GMP} en sortie. Ces notions seront approfondies dans la section 1.3.7.1. La transmission peut également être modélisée de façon dynamique ou quasi-statique, dans le cas dynamique, l'état de la transmission x_{gbx} est donné par :

$$\dot{x}_{gbx}(t) = f_{gbx}(u_{gbx}(t), x_{gbx}(t))\tag{1.14}$$

alors que dans le cas quasi-statique on supposera que toute commande valide $u_{gbx}(t)$ est appliquée instantanément :

$$x_{gbx}(t) = u_{gbx}(t).\tag{1.15}$$

1.3.4 Véhicule

Le véhicule en lui-même n'est pas un composant du GMP hybride, néanmoins sa prise en compte dans la modélisation énergétique de l'environnement est indispensable. Le modèle longitudinal du véhicule, va permettre de relier la vitesse $v(t)$ [m.s⁻¹] du véhicule à l'instant t sur un parcours aux forces qu'il

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

subit via le principe fondamental de la dynamique, ou deuxième loi de Newton :

$$F_{GMP}(t) + F_{brk}(t) + F_{LdR}(v(t)) + F_g(t) = m_{veh}^{eq}(t) \cdot \frac{d}{dt}v(t). \quad (1.16)$$

Le bilan des forces est effectué à la roue sur un axe porté par la direction du déplacement, $F_{GMP}(t)$ désigne la force exercée par le GMP, qui peut être motrice ou bien résistante, tel que :

$$F_{GMP}(t) = \frac{T_{GMP}(t)}{r_{roue}} \quad (1.17)$$

où T_{GMP} est le couple à la roue appliqué par le GMP et r_{roue} le rayon de la roue en mètres. La force du système de freinage est notée F_{brk} , alors que la force résultante de la pesanteur $F_g(t)$ est donnée par :

$$F_g(t) = m_{veh} \cdot g \cdot \sin(\alpha_s), \quad (1.18)$$

avec g l'accélération de la pesanteur, α_s l'angle de la pente et m_{veh} la masse du véhicule. La force de résistance à l'avancement, ou loi de route F_{LdR} , est approchée par un polynôme du second degré dépendant de la vitesse véhicule :

$$F_{LdR}(v(t)) = p_1 \cdot v^2(t) + p_2 \cdot v(t) + p_3. \quad (1.19)$$

Les coefficients de ce polynôme peuvent être identifiés à partir d'une mesure expérimentale de la vitesse du véhicule considéré en décélération. L'expérience consiste à amener le véhicule à vitesse élevée, par exemple 130km/h, puis à se placer au point mort et laisser le véhicule décélérer sur la lancée jusqu'à l'arrêt. La seule force exercée durant cette phase étant la résistance à l'avancement, celle-ci est directement donnée par le produit de la décélération du véhicule au cours du temps et de sa masse. Le coefficient p_1 est en pratique assimilable à la traînée aérodynamique du véhicule :

$$p_1 \simeq \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot S \cdot Cx, \quad (1.20)$$

où ρ est la masse volumique de l'air en kg.m^{-3} , S est la surface frontale du véhicule également appelée maître couple en m^2 , et Cx est le coefficient de traînée aérodynamique du véhicule. Les coefficients p_2 et p_3 caractérisent principalement les frottements des trains roulants ainsi que des pneumatiques sur la route. Enfin, la masse équivalente du véhicule m_{veh}^{eq} de (1.16) s'obtient en

sommant la masse du véhicule avec l'inertie des éléments en rotation dans le GMP ramenée à la roue :

$$m_{veh}^{eq}(t) = m_{veh} + \frac{J_{MCI} \cdot K_{MCI}^2(t) + J_{ME} \cdot K_{ME}^2(t)}{r_{roue}^2}, \quad (1.21)$$

avec J_{MCI} et J_{ME} les moments d'inertie respectifs du MCI et de la ME en kg.m^2 , prépondérants devant l'inertie des arbres de la transmission. La démultiplication entre les organes de traction et la roue est notée $K_{MCI}(t)$ et $K_{ME}(t)$.

1.3.5 Batterie

La batterie est le réservoir énergétique réversible du véhicule hybride électrique. Cependant, l'énergie stockée sous forme de potentiel électrochimique n'est convertie en énergie électrique qu'au travers d'une réaction d'oxydo-réduction. Le stockage et déstockage d'énergie électrique est donc sujet à des pertes dans la batterie. Cela complexifie quelque peu la modélisation du niveau d'énergie dans la batterie par rapport à la jauge du réservoir de carburant.

Le pack batterie assurant la traction du véhicule hybride est constitué d'un assemblage de modules, eux même constitués de cellules, appelées éléments. La cellule, composée d'une électrode positive et d'une électrode négative séparée par l'électrolyte, produit à ses bornes une tension à vide dépendante principalement de la technologie utilisée (chimie) et de son état de charge. Les principales chimies retrouvées dans l'automobile sont de type Lithium-ion (Li-ion) et Nickel-Metal-Hydrure (Ni-MH). Le choix de la nature de la batterie employée ainsi que du processus de fabrication de la cellule est prépondérant et s'effectue en accord avec les contraintes de l'application hybride étudiée. Il est en pratique possible de produire des cellules qui favorisent la densité de puissance (W/l) ou la puissance spécifique (W/kg) ou bien la densité d'énergie (W.h/l) ou l'énergie spécifique (W.h/kg). On regroupe généralement ces données dans un diagramme de Ragone, voir FIGURE 1.10, qui permet de comparer ces paramètres pour différentes technologies.

La tension à vide d'une cellule sera imposée par le potentiel oxydo-reducteur de la technologie employée, l'ordre de grandeur ne dépasse pas quelques volts, et ce quelle que soit sa masse. La mise en série d'un nombre important de cellules permet d'obtenir un pack batterie de tension suffisamment élevée pour

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

assurer les niveaux de puissance requis. La mise en parallèle des cellules permet de sommer leurs capacités. La charge Q_{bat} d'une cellule en A.h quantifie le nombre d'électrons disponibles. On peut ainsi définir l'état de charge SoC (State of Charge) [%] d'une cellule, ou bien d'un pack batterie :

$$SoC(t) = \frac{Q_{bat}(t)}{Q_{MAX}} = SoC(t_0) - \frac{1}{Q_{MAX}} \cdot \int_{t_0}^t I_{bat}(\tau) \cdot d\tau \quad (1.22)$$

Avec Q_{MAX} la capacité, ou encore charge maximale du pack en A.h, et I_{bat} le courant traversant le pack avec la convention $I_{bat} \geq 0$ pour un courant de décharge.

La modélisation énergétique retenue de la batterie est basée sur l'hypothèse d'un comportement décrit par une source de tension à vide OCV⁹ associée à une résistance en série R_{bat} (FIGURE 1.11). En appliquant les lois de Kirchhoff sur ce schéma électrique, on peut déterminer l'expression du courant I_{bat} en fonction de la puissance électrique fournie par la batterie P_{bat} , avec $P_{bat} = V_{bat} \cdot I_{bat}$:

$$\begin{aligned} P_{bat} &= (OCV - R_{bat} \cdot I_{bat}) \cdot I_{bat} \\ I_{bat} &= \frac{OCV - \sqrt{OCV^2 - 4 \cdot P_{bat} \cdot R_{bat}}}{2 \cdot R_{bat}}, \end{aligned} \quad (1.23)$$

9. Open Circuit Voltage.

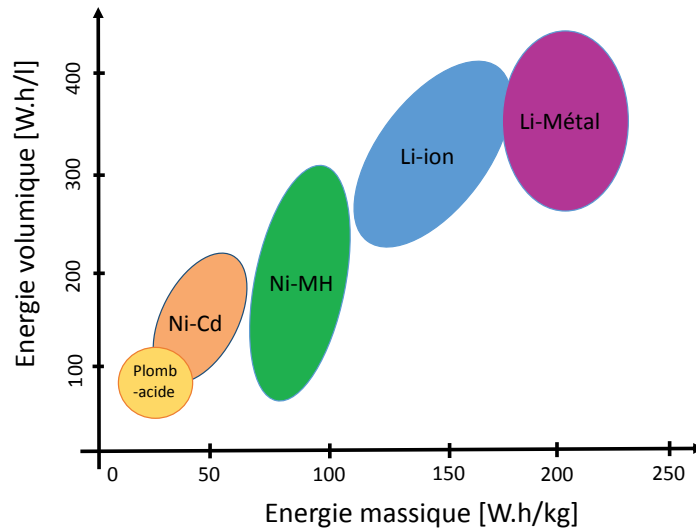


FIGURE 1.10 – Énergie volumique exprimée en fonction de l'énergie massique pour différentes technologies de batteries.

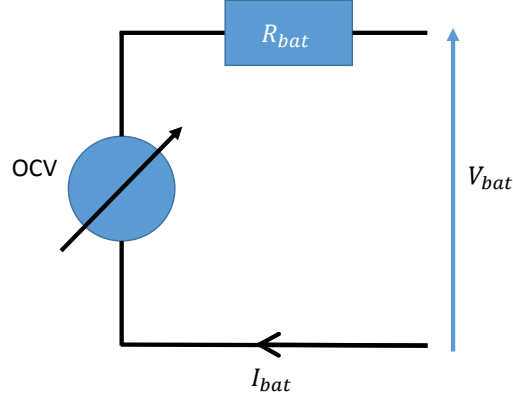


FIGURE 1.11 – Modélisation du pack batterie par une source de tension associée à une résistance en série.

Une fois I_{bat} connu, on peut en déduire la tension V_{bat} aux bornes du pack :

$$V_{bat} = OCV - I_{bat} \cdot R_{bat}, \quad (1.24)$$

ainsi que la puissance électrochimique P_{ech} au niveau du pack :

$$P_{ech} = OCV \cdot I_{bat} = P_{bat} + R_{bat} \cdot I_{bat}^2, \quad (1.25)$$

où le terme $R_{bat} \cdot I_{bat}^2$ correspond aux pertes dissipées par effet joule dans le pack. Il est nécessaire de considérer dans la modélisation la dépendance de l'OCV et de la résistance interne au SoC : $OCV = f(SoC)$, $R_{bat} = f(SoC)$. On considérera également des valeurs différentes de résistance selon que la batterie est en condition de charge ou de décharge :

$$R_{bat}(SoC) = \begin{cases} R_{dech}(SoC) & \text{si } I_{bat} \geq 0 \\ R_{cha}(SoC) & \text{sinon.} \end{cases} \quad (1.26)$$

où R_{dech} et R_{cha} sont les résistances de décharge et de charge respectivement. Il est également possible de modéliser la dynamique de la température batterie ainsi que d'inclure sa dépendance dans l'expression de la résistance, une telle approche est proposée section 4.2 du chapitre 4.

On définit l'état d'énergie batterie, SoE (State of Energy) [55, 60], comme le ratio entre l'énergie contenue dans la batterie $E_{bat}(t)$ et l'énergie maximale

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

qu'elle peut stocker E_{MAX} :

$$SoE(t) = \frac{E_{bat}(t)}{E_{MAX}} = SoE(t_0) - \frac{1}{E_{MAX}} \int_{t_0}^t P_{ech}(\tau) d\tau \quad (1.27)$$

Le SoE est par nature plus représentatif de la quantité d'énergie restante dans la batterie que le SoC, l'OCV de la batterie étant croissant en fonction de son état de charge, il y a sensiblement plus d'énergie contenue entre 90 et 100 % de SoC qu'entre 0 et 10 %. L'utilisation du SoE est ainsi plus appropriée pour la problématique de gestion d'énergie du véhicule, particulièrement dans le cas des hybrides rechargeables qui dépendent d'autant plus de l'énergie contenue dans la batterie et de l'autonomie associée [110, 19, 120].

En écrivant l'expression de la variation d'énergie batterie ΔE_{bat} sous la forme :

$$\Delta E_{bat} = - \int_{t_0}^t OCV(SoC(\tau)) \cdot I_{bat}(\tau) \cdot d\tau \quad (1.28)$$

avec

$$I_{bat}(t) = - \frac{dSoC(t)}{dt} \cdot Q_{MAX}, \quad (1.29)$$

on peut procéder au changement de variable dans l'intégration tel que :

$$\begin{aligned} \Delta E_{bat} &= \int_{t_0}^t OCV(SoC(\tau)) \cdot \frac{dSoC(\tau)}{d\tau} \cdot Q_{MAX} \cdot d\tau \\ &= Q_{MAX} \cdot \int_{SoC(t_0)}^{SoC(t)} OCV(SoC) \cdot dSoC \end{aligned} \quad (1.30)$$

La quantité d'énergie contenue sur un intervalle de SoC donné peut donc être obtenu à partir de l'aire sous la courbe $OCV = f(SoC)$. On peut ainsi faire le lien entre le SoC d'une batterie et son SoE :

$$SoE(SoC) = \frac{Q_{Max}}{E_{MAX}} \int_0^{SoC} OCV(SoC) \cdot dSoC, \quad (1.31)$$

1.3.6 Conducteur et profil de roulage

La modélisation énergétique du véhicule se base inévitablement sur un profil de roulage à suivre, autrement appelé mission. Le profil de roulage est défini par un profil de vitesse ainsi qu'un profil de pente ou altimétrique, en fonction du temps. Le profil de roulage peut être tiré d'un cycle standard d'homologation, NEDC pour l'Europe, WLTC à partir de la norme Euro6c en 2017 (voir FIGURE 1.12), FTP aux USA, JC08 au Japon, etc. Les cycles Artemis

(Assessment and Reliability of Transport Emission Models and Inventory Systems) [4] quant à eux ont été développés par l'INRETS à partir d'une base de données de roulages réels en Europe dans le but de synthétiser des profils de roulages-types pour les conditions urbaines, extra-urbaines, autoroutières et embouteillées. Ils sont donc particulièrement intéressants pour évaluer les performances du véhicule et de sa supervision énergétique sur des profils de roulage variés et représentatifs d'un roulage client. Leur profil de vitesse est représentée sur la FIGURE 1.13.

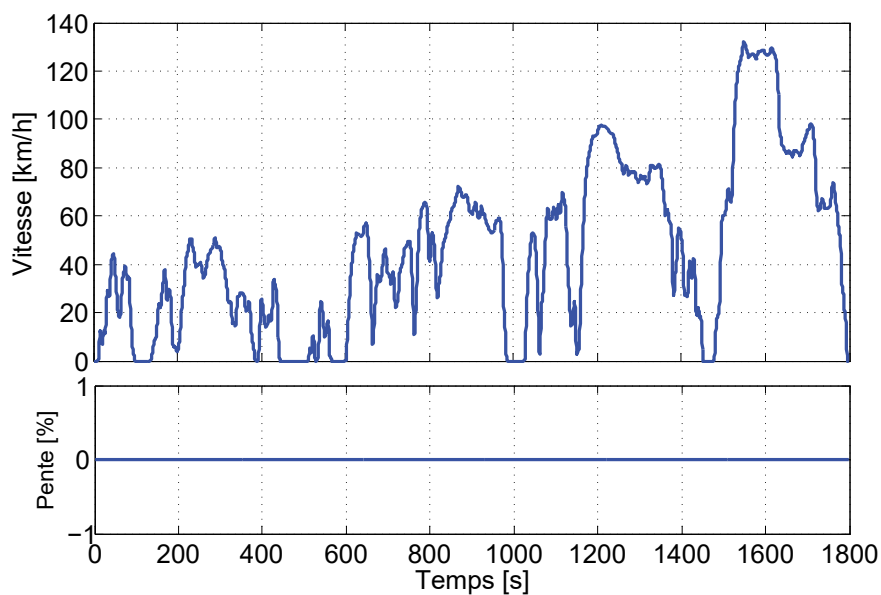


FIGURE 1.12 – Profil de vitesse et de pente (nulle) sur le cycle d'homologation WLTC.

Le profil de roulage peut également être issu directement d'une mesure de la vitesse d'un véhicule sur un trajet particulier, pour lequel le profil altimétrique peut être retrouvé sur des bases de données cartographiées. Enfin, les profils de roulage peuvent être générés aléatoirement à partir d'une matrice de Markov elle-même déterminée à partir d'un trajet de référence [109, 36]. L'intérêt étant de pouvoir générer aléatoirement une multitude de cycles possédant les mêmes propriétés statistiques que le cycle parent.

Si la modélisation du GMP est basée sur une approche de type forward, un modèle du conducteur est nécessaire pour suivre le profil de roulage considéré. Comme dans la réalité, le modèle du conducteur émet les consignes sur les

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

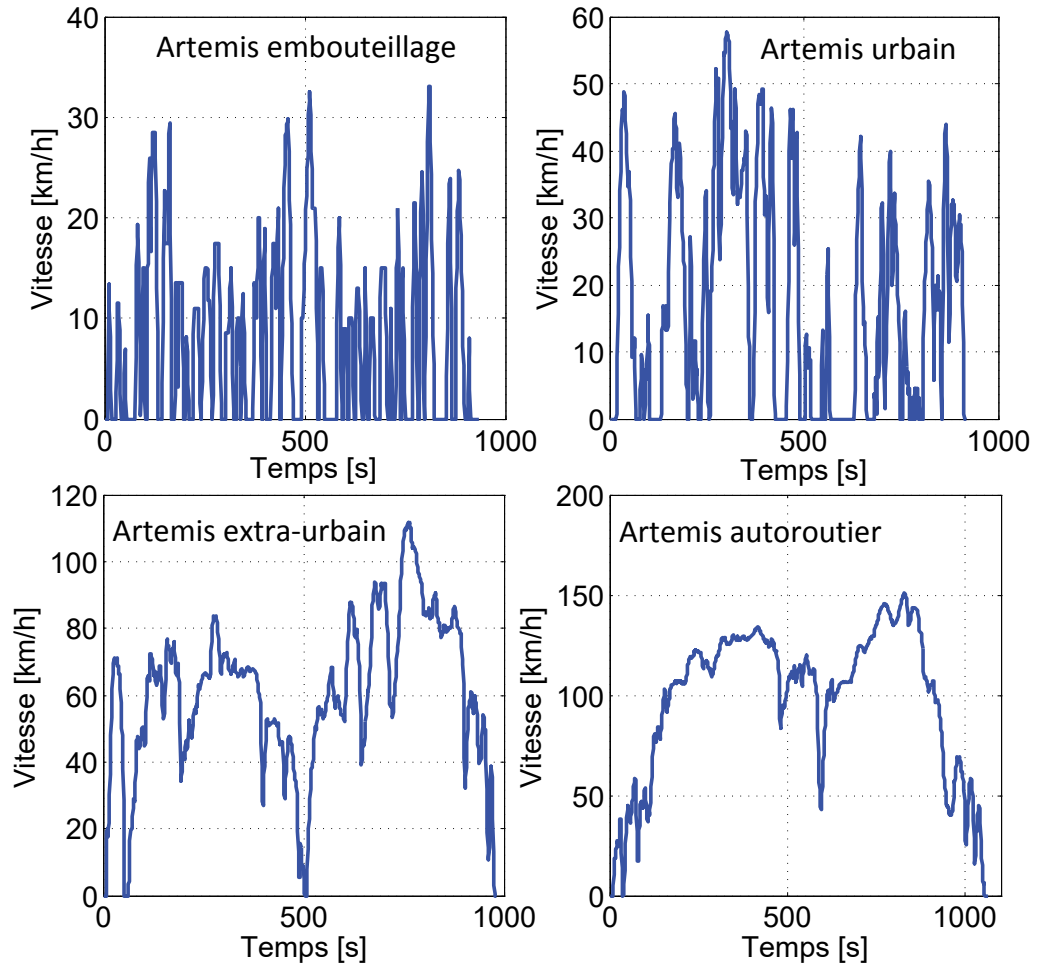


FIGURE 1.13 – Profils de vitesse des cycles Artemis, représentatifs des quatre principales catégories de roulage.

pédales d'accélérateur Ap^{sp} et de freinage Bp^{sp} dans le but de réduire l'erreur entre la vitesse réelle du véhicule et la vitesse de consigne issue du profil de roulage. Le modèle du conducteur n'est donc ni plus ni moins qu'un contrôleur dont l'objectif est de suivre un profil de vitesse, il est généralement réalisé à partir de régulateurs de type proportionnel-intégral avec éventuellement un terme de prépositionnement feedforward.

1.3.7 Supervision énergétique du GMP hybride

1.3.7.1 Approche backward ou forward

Au cours du processus de développement d'une loi de gestion d'énergie (LGE) pour véhicule hybride, il est intéressant de considérer deux approches de modélisation, de niveau différent de complexité et de représentativité.

- Approche « remontée de chaîne » ou backward : privilégiée au début du cycle de développement, cette approche consiste à déduire le couple que doit fournir le GMP à la roue $T_{GMP}^{sp}(t)$ à partir du profil de vitesse à suivre et du modèle véhicule (1.16) et (1.17). Ce couple de consigne est supposé parfaitement appliqué :

$$T_{GMP}(t) = T_{GMP}^{sp}(t), \quad (1.32)$$

et la LGE donne la répartition aux différents organes de traction :

$$\begin{aligned} T_{GMP}^{sp}(t) = & T_{MCI}^{sp}(t).K_{MCI}(t) + T_{ME1}^{sp}(t).K_{ME1}(t) \\ & + T_{ME2}^{sp}(t).K_{ME2}(t) + (...) \end{aligned} \quad (1.33)$$

où K_X correspond à la démultiplication entre l'organe X et la roue. L'approche est qualifiée de backward, car les calculs partent du couple à la roue $T_{GMP}(t)$ pour remonter la chaîne mécanique jusqu'aux organes de traction. La vitesse du véhicule est quant à elle directement donnée par le profil de vitesse du cycle suivi. L'approche backward est bien souvent associée à une modélisation quasi-statique des composants, ce qui permet d'écrire à l'identique la modélisation au cœur de la loi de commande, et les modèles d'environnement sur lesquels sont appliquées ces consignes. C'est uniquement dans ces conditions que l'optimalité de la loi de commande peut être garantie. On privilégiera donc cette approche pour le développement de lois de commande optimales, hors ligne, permettant de générer une référence pour le critère à optimiser. L'étude de la commande optimale permet également de déduire une série de principes aidant à la compréhension des phénomènes énergétiques dans le système considéré. La FIGURE 1.14 schématise le fonctionnement général d'une approche backward quasi-statique.

- Approche « descente de chaîne » ou forward : parfois qualifiée d'approche

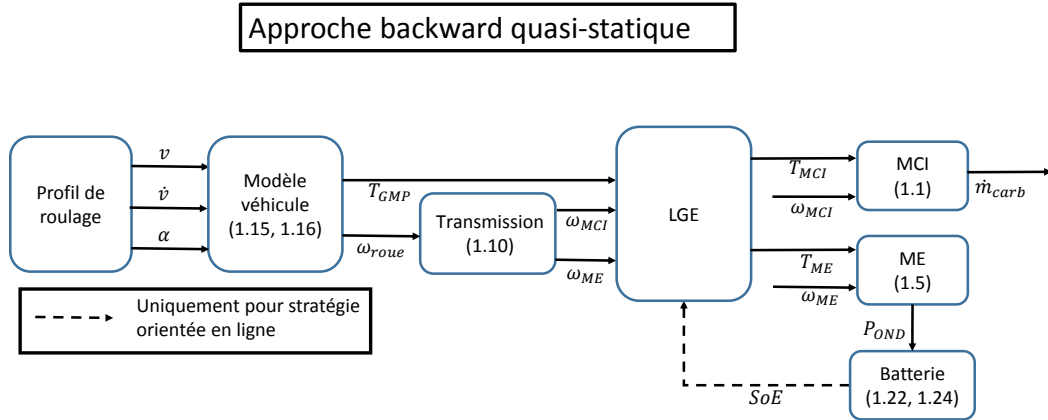


FIGURE 1.14 – Schéma simplifié de la modélisation quasi-statique orientée backward avec sa loi de commande. Le bouclage sur le SoE n'intervient que pour les stratégies en ligne, la commande optimale hors ligne reste en boucle ouverte.

« driver driven », elle se veut plus proche de la causalité réelle du système en considérant un couple de consigne $T_{GMP}^{sp}(t)$ issue du modèle conducteur, et permettant de générer les commandes des organes de traction et d'en déduire le couple effectif réalisé à la roue. Elle est généralement associée à une modélisation plus fine, parfois dynamique, des modèles dans l'environnement. Ainsi, il y a un écart réel entre la modélisation quasi-statique utilisée dans la loi de commande, et la modélisation dynamique de l'environnement sur lequel les commandes sont appliquées, dans ces conditions l'optimalité des commandes ne peut plus être garantie. Cette approche est intéressante pour évaluer voire calibrer, en conditions MIL (Model in the Loop), la loi de commande en ligne finale développée (telle qu'embarquée dans le véhicule). En revanche, le temps de calcul associé aux modèles dynamiques de l'environnement MIL sera plus conséquent que la modélisation quasi-statique de l'approche backward. De plus, le recours à un modèle du conducteur implique que le profil de vitesse cible n'est jamais parfaitement suivi, ce qui n'est pas le cas avec l'approche backward. La FIGURE 1.15 schématise au plus simple l'organisation des flux pour une approche forward appliquée à une architecture hybride parallèle classique.

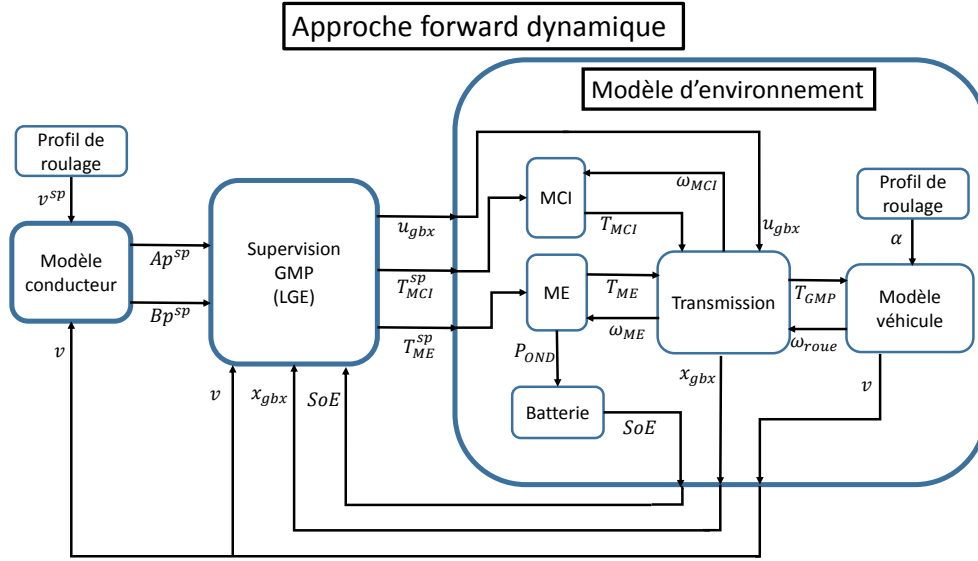


FIGURE 1.15 – Schéma simplifié de la modélisation dynamique forward, la loi de commande en ligne est intégrée dans un environnement MIL.

1.3.7.2 Cycle de conception

Le développement d'une loi de gestion de l'énergie passe par une modélisation, plus ou moins fine, du système à superviser. La FIGURE 1.16 présente le cycle de développement proposé et qui a porté les différents travaux et études menées au cours de la thèse. Un des enjeux majeurs dans le développement de loi de gestion d'énergie dans l'industrie est de réduire le coût et la durée du développement. La solution proposée est de se baser sur une approche transversale et modulaire de sorte à utiliser un maximum d'éléments communs aux différentes applications hybrides développées, ainsi que de suivre l'approche de développement décrite-ci dessous.

Dans l'approche proposée le développement via simulation constitue la majeure partie de la phase de conception de la loi de commande, la liberté offerte par la simulation étant un de ses atouts majeurs devant les phases d'essais sur véhicule, en plus des contraintes évidentes de coût et de temps associées aux essais réels. Le niveau de représentativité de la loi de commande ainsi que des modèles utilisés augmente à mesure que le développement avance, partant d'une modélisation quasi-statique et d'une stratégie hors ligne pour tendre vers une modélisation dynamique associée à la stratégie embarquée.

1.3. Modélisation énergétique du véhicule hybride

La première étape illustrée FIGURE 1.16 considère une modélisation quasi-statique du GMP, associée à une approche backward ainsi qu'à une loi de commande à base de modèles, hors ligne et optimale, comme par exemple la programmation dynamique (présentée chapitre 2). Cette étape est très importante puisqu'elle permet d'obtenir une solution de référence pour le critère à optimiser, ce qui permettra d'évaluer la sous optimalité des solutions en ligne candidates. L'étude de la commande optimale permet également d'améliorer sa propre compréhension du système, quels sont les paramètres les plus influents et les comportements à reproduire en ligne. Enfin, ce type de simulation permet de comparer rapidement le potentiel de plusieurs architectures ou variantes de dimensionnement.

Dans la deuxième étape, on remplace la loi de commande hors ligne par une stratégie en ligne, par exemple l'Equivalent Consumption Minimization Strategy (présentée au chapitre 3). Cette étape consiste donc à synthétiser la stratégie en ligne, avec la possibilité de comparer directement les résultats retournés avec ceux de la commande optimale évaluée à iso-modèles. Il est alors aisé d'évaluer la sous optimalité de la stratégie sous divers scénarios et d'évaluer l'impact d'éventuelles hypothèses simplificatrices en vue d'une application embarquée.

La troisième étape consiste à associer la loi de commande en ligne (dérivée de l'étape deux) sous sa forme définitive telle qu'elle sera embarquée, avec un modèle d'environnement du véhicule plus fin, dans une approche forward, pour obtenir une plateforme de simulation Model In the Loop. La modélisation du véhicule doit être au plus proche de la réalité, la limite sur la finesse des dynamiques considérées n'est ici bridée que par la durée de simulation jugée acceptable. Cette plateforme MIL permet d'évaluer la performance et la robustesse de la stratégie embarquée sur une grande diversité de situations de roulage en conditions proches de la réalité. Dans le processus de développement une telle plateforme aide fortement à la conception et à la validation de la stratégie embarquée, en pouvant par exemple s'assurer de la non régression suite à une évolution en comparant les résultats de simulation avant et après modification. Il est également possible de procéder à une pré mise au point des paramètres de calibration en simulation pour ainsi gagner du temps sur la mise au point sur véhicule. Suivant la qualité des modèles et de leurs paramètres il est également possible d'évaluer les premiers résultats de consommation.

Enfin la quatrième étape consiste à valider sur véhicule les travaux menés durant la troisième étape. Cette phase révèle généralement des comportements invisibles en simulation et donc non anticipés. Les essais peuvent être constitués de suivis de cycles sur banc à rouleaux ou bien de roulage sur piste pour reproduire des conditions bien particulières. Il s'ensuit alors une phase de bouclage itératif entre les étapes trois et quatre où la stratégie est évaluée sur véhicule, modifiée et validée en MIL, jusqu'à converger vers un résultat satisfaisant. Dès lors il devient possible d'entamer la mise au point finale de la stratégie sur véhicule.

Toutefois, reprendre de zéro le processus de développement d'une loi de commande pour chaque nouvelle architecture hybride ou changement de dimensionnement n'est pas une approche souhaitable, aussi bien en temps de développement qu'en termes de gestion de la diversité. Un des objectifs majeurs recherché dans cette thèse est de proposer une LGE la plus transversale possible aux différentes architectures de GMP hybride. La FIGURE 1.17 présente l'architecture hybride enveloppe qui sera ainsi considérée. La diversité des architectures hybrides est en pratique fortement déterminée par la position de la ou des machines électriques dans le GMP ainsi que la nature de la transmission. La FIGURE 1.17 regroupe les cas où la machine électrique se retrouve sur le vilebrequin (alternateur-démarrateur), après l'embrayage, sur l'arbre secondaire de la transmission, ou bien sur le train arrière. Parmi les études présentées dans ce manuscrit, la première portera sur une architecture constituée d'une transmission automatique innovante où la machine électrique est située sur l'arbre secondaire (section 4.1). La deuxième portera sur une architecture disposant d'une boîte manuelle et d'une ME sur le vilebrequin ainsi que d'un système de stockage hybride (section 5.1), enfin la dernière sur une architecture constituée de deux machines électriques (section 5.2). La mise en équation du GMP sera toujours tirée des modèles présentés dans cette section, en veillant à respecter le bilan de puissance nul dans un nœud (mécanique ou électrique), et ce quel que soit la position de(s) ME dans le GMP.

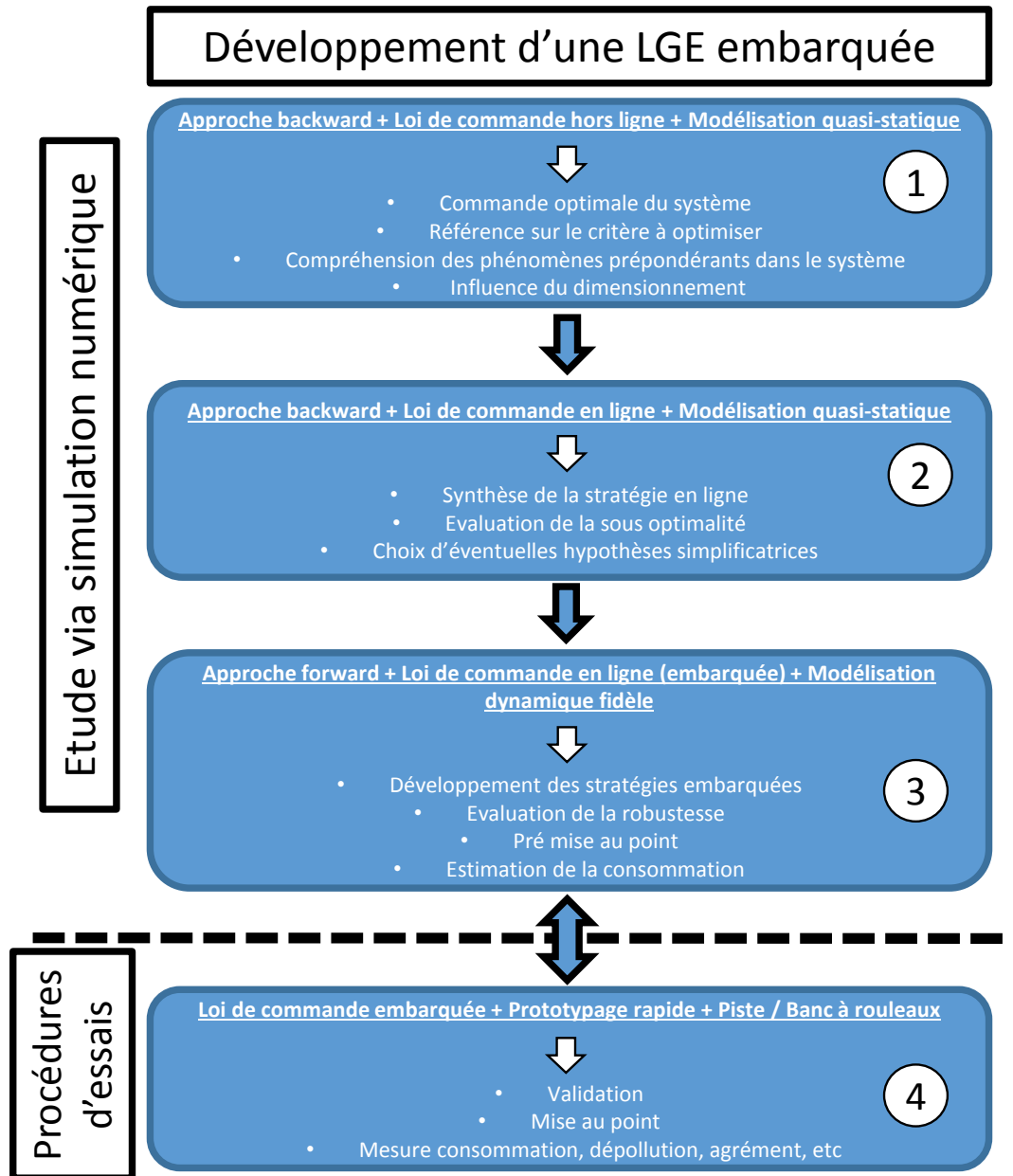


FIGURE 1.16 – Schématisation du cycle de développement général proposé pour la conception d'une LGE embarquée.

Architecture hybride enveloppe

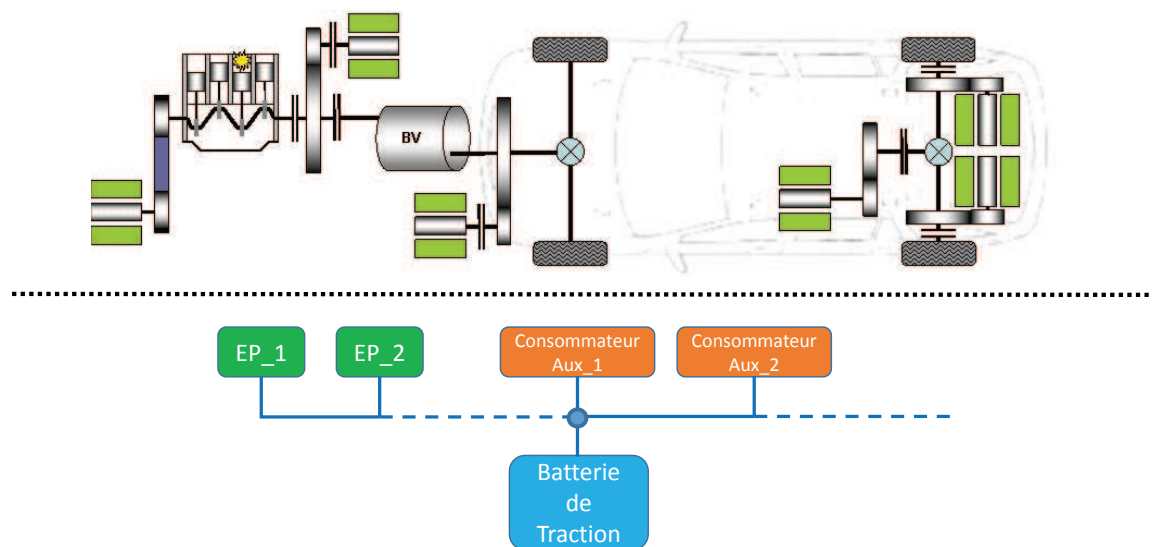


FIGURE 1.17 – Architecture hybride enveloppe considérée. La partie supérieure concerne l'architecture mécanique, la partie inférieure représente l'architecture électrique du réseau de traction.

1.4 Commande optimale appliquée au GMP hybride

1.4.1 Formulation du problème de commande optimale

Contrairement au véhicule thermique traditionnel, le GMP du véhicule hybride a la particularité de disposer de deux réservoirs énergétiques pour fournir la puissance nécessaire au déplacement du véhicule. Pour une puissance mécanique cible à fournir, exprimée par le conducteur via la pédale d'accélérateur, une infinité de répartitions existe entre la proportion venant de source électrique et celle venant du réservoir de carburant. Ce degré de liberté laisse naturellement place à l'optimisation : quelle répartition de puissance conduira à maximiser ou minimiser un critère donné, celui-ci étant à définir.

L'optimisation énergétique du véhicule hybride peut ainsi être considérée comme un problème de commande optimale d'un système dynamique. La formalisation du problème débute par la définition du critère d'optimalité, jouant le rôle d'objectif à atteindre, également appelé indice de performance. Le critère le plus couramment retenu, également le plus trivial, est la minimisation de la consommation de carburant sur un trajet donné [100, 24, 81, 98, 105, 96]. Dans ce cas, le critère noté J s'écrira sous la forme :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) dt, \quad (1.34)$$

où le temps initial t_0 et final t_f sont fixés et délimitent le trajet considéré. Là où les commandes considérées sont représentées par le vecteur $\mathbf{u}(t)$, et une suite de commande $\mathbf{u}_{opt}(t)$ sera considérée comme optimale sur le trajet si :

$$\mathbf{u}_{opt}(t) = \underset{\mathbf{u} \in \mathcal{U}(t)}{\operatorname{argmin}} J, \quad (1.35)$$

où $\mathcal{U}(t)$ délimite le domaine atteignable pour les commandes $\mathbf{u}(t)$. L'optimisation énergétique admet au minimum une commande qui figera la répartition évoquée précédemment entre la puissance issue de la batterie et celle du carburant, plusieurs choix sont possibles, on peut citer de façon non exhaustive : T_{MCI} , T_{ME} , P_{bat} . Le nombre total de commandes considérées dans le problème peut augmenter en fonction de la complexité du GMP : nombre d'organes de traction, transmission automatique, ou plus généralement du nombre d'action-

neurs qu'il est pertinent d'inclure dans le problème considéré.

Le critère à minimiser n'est toutefois pas restreint à la consommation de carburant, et d'autres composantes peuvent être ajoutées pour aboutir à une optimisation multi-objectif [104, 17] portée également sur les émissions de polluants [58, 74, 31, 116], l'agrément de conduite [72, 79, 22], le vieillissement batterie [104, 25, 61], etc. On définit ainsi plus généralement le critère J par :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} L(\mathbf{u}(t), \mathbf{x}(t), t).dt, \quad (1.36)$$

avec $L(\mathbf{u}(t), \mathbf{x}(t), t)$ une fonction coût à définir qui peut être dépendante des états du système dynamique considéré noté $\mathbf{x}(t)$. La dynamique qu'il est indispensable de considérer dans le problème d'optimisation porte sur l'évolution de l'énergie dans la batterie, que l'on représente par son SoE et présenté section 1.3.5. Pour des problèmes plus complexes il peut être nécessaire de considérer comme variable d'état le rapport de transmission engagé (cf. Section 4.1), l'état moteur [96], ou la température du moteur [49], du catalyseur [59] ou encore de la batterie (cf. Section 4.2).

La commande minimisant le critère (1.36) admet une solution triviale qui consiste à utiliser autant que possible l'énergie électrique de la batterie sur tout le trajet. Cette solution n'est pas viable en pratique, l'énergie électrique n'étant pas infinie il n'est pas possible de puiser sans retenue dans la batterie. On complète par conséquent la définition du critère (1.36) :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} L(\mathbf{u}(t), \mathbf{x}(t), t).dt + \phi(\mathbf{x}(t_f)), \quad (1.37)$$

avec $\phi(\mathbf{x}(t_f))$ une fonction permettant de pénaliser la valeur de l'état final $\mathbf{x}(t_f)$ avant tout nécessaire pour le SoE. Dans le cadre des hybrides classiques fonctionnant sur le principe du maintien de charge sur le trajet, on considérera généralement la contrainte $x(t_f) = x(t_0)$ (ou x est ici le SoE), alors que pour les hybrides plug-in c'est plutôt un seuil minimum de SoE qui sera visé en fin de trajet [118]. Le respect de la contrainte d'état final sera conditionné par l'intensité de la pénalité donnée par $\phi(\mathbf{x}(t_f))$, si le respect de la contrainte doit être absolu il conviendra de choisir :

$$\phi(\mathbf{x}(t_f)) = \begin{cases} 0 & \text{si } \mathbf{x}(t_f) \geq \mathbf{x}_{cible} \\ \infty & \text{sinon.} \end{cases} \quad (1.38)$$

1.4. Commande optimale appliquée au GMP hybride

avec $\mathbf{x}_{cible}$ la valeur choisie pour l'état final cible, la condition d'inégalité pouvant être inversée suivant le résultat recherché. Il est également possible de considérer une pénalisation linéaire ou bien quadratique sur l'écart entre l'état final $\mathbf{x}(t_f)$ et sa cible $\mathbf{x}_{cible}$ [100]. Pour résumer, on formalise le problème de commande optimale à n variables d'état et m commandes appliqué au véhicule hybride par :

$$(\mathcal{P}) \left\{ \begin{array}{ll} \min_{\mathbf{u} \in \mathcal{U}} & J(\mathbf{u}(t), \mathbf{x}(t)) \\ \text{sujet à :} & \\ & \dot{\mathbf{x}}(t) = f(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t) \\ & \mathbf{x}(t_0) = \mathbf{x}_0 \\ & \mathbf{x}(t) \in \mathcal{X}(t) \subseteq \mathbb{R}^n \\ & \mathbf{u}(t) \in \mathcal{U}(t) \subseteq \mathbb{R}^m \end{array} \right. \quad (1.39)$$

Le rapprochement entre gestion d'énergie du véhicule hybride et théorie de la commande optimale permet de s'appuyer sur un ensemble solide de théories mathématiques qui facilitent et renforcent l'élaboration des stratégies embarquées de supervision des flux de puissance dans le GMP. La résolution hors ligne du problème de commande optimale permettra quant à elle de fixer une solution de référence qui permettra d'évaluer la sous optimalité de toute stratégie orientée en ligne, qu'elle soit basée sur la commande optimale ou non. Deux démarches vont ainsi se distinguer dans la manière d'aborder la résolution du problème de commande optimale : l'optimisation hors ligne et en ligne.

1.4.2 Optimisation hors ligne

Dans une approche hors ligne, toutes les données nécessaires à la résolution du problème (1.39) sont parfaitement connues et mises à disposition. Le trajet suivi par le véhicule, c'est-à-dire son profil de vitesse, de pente, ou toute autre perturbation subie par le véhicule au cours du temps est une donnée d'entrée connue a priori. Dans ces conditions, des méthodes de calculs existent pour trouver la commande optimale solution du problème de commande optimale. Les deux méthodes les plus couramment utilisées sont la programmation dynamique (DP) [85, 52, 90], une méthode purement numérique, ainsi que la théorie du problème dual et le Principe du Minimum de Pontryagin (PMP) [96, 86, 41] qui en découle. Le principe de la programmation dynamique sera présenté section 2.1, alors que celui du PMP sera abordé section 3.1. Bien que ces deux méthodes diffèrent dans leur implémentation, elles sont tirées d'un

socle mathématique commun.

Plus récemment, on retrouve dans la littérature une approche basée sur l'optimisation convexe [10] pour résoudre le problème d'optimisation énergétique du véhicule hybride. En considérant le problème à résoudre comme uniquement constitué de fonctions convexes (ce qui peut conduire à réduire légèrement la représentativité des modèles utilisés), il devient possible de recourir à des solveurs (méthode de points intérieurs) pour synthétiser la commande optimale correspondante en un temps réduit. L'optimisation convexe est également particulièrement adaptée pour procéder à une optimisation des paramètres de dimensionnement du GMP conjointement avec la commande de celui-ci [65]. En revanche, l'optimisation convexe ne permet pas d'inclure directement des variables de décisions discrètes comme l'état du moteur thermique (on/off) ou encore le choix du mode de transmission. Toutefois, plusieurs approches ont déjà été proposées pour contourner cet inconvénient [66, 28, 75].

L'approche hors ligne est non causale et ne peut être appliquée directement sur un véhicule. Elle est cependant la seule pouvant garantir l'optimalité de la solution et ainsi fournir une référence, tant au niveau du critère J que des commandes $\mathbf{u}_{opt}(t)$ qui seront très utiles pour évaluer la performance des stratégies en ligne et améliorer sa compréhension d'un système.

1.4.3 Optimisation en ligne

Une stratégie basée sur une approche en ligne a vocation à être embarquée dans un véhicule, ou du moins à se placer dans les conditions d'une stratégie embarquée. Bien que le problème à résoudre soit toujours (1.39), les perturbations sur le trajet ne sont plus considérées comme connues a priori, par conséquent la solution obtenue ne peut plus garantir l'optimalité. La volonté est de se mettre en conditions réelles, c'est-à-dire sur un trajet inconnu et soumis à l'aléa. L'objectif des stratégies en ligne est donc bien de se rapprocher de la solution strictement optimale malgré ce handicap qu'est la méconnaissance du futur. De plus, la performance d'une stratégie en ligne ne s'évalue pas sur un parcours unique, l'enjeu est d'assurer un niveau de performance global sur une quantité aussi variée que possible de conditions de roulage, ce qui fait intervenir la notion de robustesse aux situations rencontrées.

De nombreuses méthodes ont été étudiées pour synthétiser la gestion d'éner-

1.4. Commande optimale appliquée au GMP hybride

gie en ligne du véhicule hybride [92]. Les commandes heuristiques [18, 6, 37], non optimales, sont les plus intuitives et simples à mettre en œuvre. Elles sont basées sur un jeu de règles prédéfinies issues du savoir-faire des hommes du métier, déterminant les phases de recharge ou décharge et de démarrage et arrêt du moteur thermique. Cette approche est la plupart du temps assez éloignée de la solution optimale, et sa mise en œuvre peut finalement devenir assez complexe et requérir un gros effort de réglage lorsque le nombre de commandes augmente ou que le critère à optimiser se complexifie.

Les stratégies basées sur l'Equivalent Consumption Minimization Strategy (ECMS) [81, 13, 82, 102, 98] et ses dérivées (Adaptive-ECMS [77, 107, 67], Telemetry-ECMS [3, 124, 44]), sont directement liées aux principes de la commande optimale tout en conservant la causalité des commandes. Le principe au cœur de l'ECMS est de considérer la puissance issue du carburant et celle issue de la batterie comme une consommation équivalente de puissance à minimiser. La puissance électrique est pondérée par un facteur d'équivalence qui fixe son coût relativement à celui du carburant. Le parallèle peut être fait entre le facteur d'équivalence et le multiplicateur de Lagrange qui apparaît dans la solution de la commande optimale issue du PMP. Sous couvert d'une gestion appropriée du facteur d'équivalence, l'ECMS peut ainsi fournir une commande très proche de l'optimalité. La mise en œuvre de cette stratégie sera formalisée section 3.1, et son application se retrouvera dans les résultats de tous les chapitres de ce manuscrit.

Des stratégies basées sur la programmation dynamique stochastique (SDP) [50, 84, 62, 116, 51, 63, 45] sont également utilisées pour apporter une solution embarquée au problème (1.39). On y retrouve le principe de Bellman au cœur de la DP déterministe, en revanche le coût global sur le futur du trajet est ici estimé de manière stochastique sur un horizon de temps infini, où la probabilité de transitions des états est caractérisée par une matrice de Markov. La commande optimale peut ainsi être calculée hors ligne puis embarquée sur véhicule sous forme de cartographies.

Enfin, on retrouve également des stratégies basées sur les principes du Model Predictive Control (MPC) [7, 38, 97, 5, 21], qui nécessitent de mettre tous les modèles considérés sous forme quadratique pour pouvoir ensuite faire appel à des algorithmes d'optimisation de type quadratic programming (QP) moins

couteux en calculs. Leur principe est de calculer la commande optimale sur un horizon futur glissant, ce qui nécessite des informations issues d'un système de navigation ou d'un Lidar pour pouvoir anticiper et prédire le comportement futur du véhicule.

1.5 Conclusion

Ce chapitre introductif a permis de présenter les spécificités du véhicule hybride et plus particulièrement hybride électrique. Les différentes classes et types d'architectures ainsi que leur impact sur le potentiel de réduction de la consommation et les nouvelles prestations offertes ont été discutées. Connaître les attributs du véhicule hybride est nécessaire pour pouvoir orienter le choix de la topologie du groupe motopropulseur à développer afin de répondre à un cahier des charges donné. Les principaux organes du GMP hybride ont également été décrits, ainsi que leurs modèles, qui seront utilisés dans toute la suite du manuscrit. Une démarche pour le développement et la mise au point des lois de gestion d'énergie, enjeu crucial de l'ingénierie automobile, a été présentée. Les différentes étapes de cette démarche se retrouveront dans les études menées dans les chapitres 4 et 5. Enfin, la problématique de gestion d'énergie du véhicule hybride et son écriture sous la forme d'un problème de commande optimale ont été énoncés, et les principales méthodes retenues pour la résolution hors ligne et en ligne de ce problème ont été abordées.

Le reste du manuscrit s'oriente autour de la structure de supervision énergétique proposée dans cette thèse et illustrée FIGURE 1.18. Cette approche a été retenue pour sa transversalité et sa modularité, capable d'assurer la gestion d'énergie du Mild-hybride au Full-hybride rechargeable, quelle que soit son architecture et la définition du critère à minimiser.

Le générateur de trajectoire (I) détermine la trajectoire de SoE optimale SoE_{cible} sur la base de la destination renseignée par le conducteur et du calcul retourné par le système de navigation. Il fournit également au régulateur la pente de cette trajectoire optimale $\dot{SoE}_{ref}^d$ de décharge et le type de profil de roulage P_r courant. Le rôle du générateur de trajectoire dans la supervision énergétique et son fonctionnement sont décrits au chapitre 2.

Le régulateur (II) a pour but de faire coïncider le SoE de la batterie avec la valeur cible déterminée précédemment. La régulation du SoE est effectuée via le calcul du facteur d'équivalence de l'ECMS, lui-même basé sur le profil de

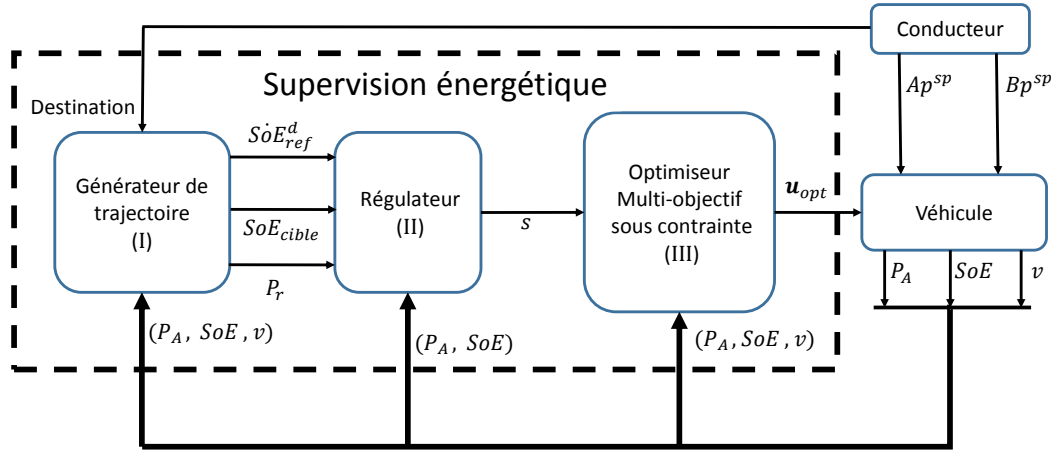


FIGURE 1.18 – Structure de la supervision énergétique modulaire et transversale proposée.

roulage et la consommation des accessoires électriques P_A . La structure de ce régulateur ainsi qu’une méthodologie de calibration sont présentés au chapitre 3. Enfin, l’optimiseur multi-objectif (III) basé sur la minimisation d’une fonction coût sous contrainte de commande et d’état est présenté à travers quatre études dans ce manuscrit. Les deux études du chapitre 4 mettent en avant l’aspect multi-objectif pour tenir compte des compromis inter-prestations au cœur de la problématique de développement des véhicules dans l’industrie, et ce au travers de la prise en compte de l’agrément de conduite et du vieillissement batterie dans la supervision énergétique. Au chapitre 5, deux études illustrent les capacités de l’approche à traiter des architectures hybrides à haut niveau de complexité, disposant de deux machines électriques et deux éléments de stockage.

Chapitre 2

Optimisation de la décharge batterie du véhicule hybride rechargeable

Ce chapitre débute par la présentation de la programmation dynamique (DP) comme algorithme numérique permettant la résolution hors ligne du problème de commande optimale formulé en fin de chapitre 1. La programmation dynamique est alors utilisée pour calculer la commande optimale d'un véhicule hybride rechargeable, également appelé PHEV (Plug-in Hybrid electric vehicle).

Le premier objectif de ce chapitre est d'étudier la dépendance de la trajectoire de décharge aux conditions de roulage caractérisant le trajet emprunté, c'est-à-dire les profils de vitesse, de pente, et également de consommation des accessoires électriques. Cette démarche est réalisée dans le but d'identifier les paramètres prépondérants à considérer pour générer une trajectoire de décharge embarquée dans le véhicule.

Le second objectif est de quantifier la sous-optimalité de la démarche classique de décharge de la batterie (charge depleting charge sustaining) sur de nombreux trajets, dans le but d'estimer le gain potentiel offert par une stratégie calculant la trajectoire de décharge optimale macroscopique à suivre en début de trajet.

2.1 Résolution du problème de commande optimale : Programmation dynamique

La programmation dynamique (DP) [8, 9, 113, 85, 90] est une méthode de résolution numérique des problèmes d'optimisation d'un critère, sous contrainte d'évolution d'un système dynamique, tel le problème d'optimisation énergétique du véhicule hybride formulé section 1.4.1. L'algorithme au cœur de la DP est basé sur le principe d'optimalité de Bellman, à savoir : « Une suite de décisions est optimale si, quels que soit l'état et la décision initiale considérée sur la trajectoire qui lui est associée, la suite de décisions ultérieures est optimale vis-à-vis de l'état résultant de la première décision. » Autrement dit, un chemin optimal est lui-même constitué de sous chemins optimaux, pour $(\mathcal{T})$ une trajectoire optimale reliant les points A à B et C un point appartenant à $(\mathcal{T})$, alors les sous chemins de $(\mathcal{T})$ allant de A à C et de C à B sont optimaux. Ce principe permet, pour un problème constitué d'un ensemble combinatoire fini de décisions, d'éliminer progressivement les sous-ensembles de décisions qui ne constituent pas une suite de décisions optimales.

Un des avantages majeurs de la DP est qu'il n'est pas nécessaire, pour la dynamique des états ou la fonction coût considérée, de posséder des propriétés particulières de linéarité ou de convexité. De plus, la DP fournit des conditions suffisantes sur l'optimalité globale de la solution. Parmi ses inconvénients, on citera la nécessité de discrétiser l'espace temporel et celui des états, la précision de la solution obtenue sera donc dépendante de la finesse du maillage choisi. De plus, la charge de calcul associée croît exponentiellement avec le nombre de variables d'états considérées, et le nombre de points constituant la grille de l'espace temps-états peut rapidement devenir immense pouvant ainsi poser des problèmes d'insuffisance de taille mémoire.

Afin d'appliquer l'algorithme de programmation dynamique, on réécrit le problème de commande optimale $\mathcal{P}$ formulé section 1.4.1 sous forme discrète :

$$(\mathcal{P}_d) \left\{ \begin{array}{ll} \min_{\mathbf{u} \in \mathcal{U}} J(\mathbf{u}_k, \mathbf{x}_k) &= \sum_{k=0}^{N-1} L(\mathbf{u}_k, \mathbf{x}_k, k) \cdot \Delta t + \phi(\mathbf{x}_N) \\ \text{sujet à :} & \\ \mathbf{x}_{k+1} &= f(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, k) \\ \mathbf{x}(k=0) &= \mathbf{x}_0 \\ \mathbf{x}_k &\in \mathcal{X}_k \subseteq \mathbb{R}^n \\ \mathbf{u}_k &\in \mathcal{U}_k \subseteq \mathbb{R}^m \end{array} \right. \quad (2.1)$$

2.1. Résolution du problème de commande optimale : Programmation dynamique

L'application du principe de Bellman nécessite de procéder de façon récursive, c'est-à-dire partir de l'instant final pour calculer la trajectoire optimale en remontant le temps jusqu'à l'instant initial. La première étape consiste ainsi à initialiser le coût des états à l'instant final :

$$V_{opt}(\mathbf{x}_N, N) = \begin{cases} \phi(\mathbf{x}_N) & \text{pour } \mathbf{x}_N \in \mathcal{X}_N \\ \infty & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.2)$$

où $V_{opt}(\mathbf{x}_k^i, k)$ est la fonction valeur qui contient le coût optimal du nœud $\mathbf{x}_k^i$ de l'espace d'état à l'indice temporel k sur la grille temps-états. Par la suite, une itération rétrograde de $k = N - 1$ à 0 permet de calculer $V_{opt}(\mathbf{x}_k, k)$ sur tout l'espace tel que :

$$V_{opt}(\mathbf{x}_k, k) = \min_{\mathbf{u} \in \mathcal{U}} \{L(\mathbf{u}_k, \mathbf{x}_k, k) + V_{opt}(f(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, k), k + 1)\}, \quad (2.3)$$

et la commande optimale :

$$\mathbf{u}_{opt}(\mathbf{x}_k, k) = \underset{\mathbf{u} \in \mathcal{U}}{\operatorname{argmin}}(V_{opt}(\mathbf{x}_k, k)) \quad (2.4)$$

La FIGURE 2.1 illustre le calcul de la commande optimale grâce à la programmation dynamique pour le cas simplifié à une commande et un état. Dans cet exemple, la commande optimale est évaluée sur le point (x_k^i, k) de la grille temps-états, parmi quatre valeurs possibles de la commande : $u_k^1, u_k^2, u_k^3, u_k^4$. A chaque commande $u_k^j, j \in [1; 4]$ est associé le coût de l'arc $L(u_k^j, x_k^i, k)$ sommé au coût de la fonction valeur à l'instant $k + 1$ et à l'état donné par $f(x_k^i, u_k^j, k)$ résultant de la commande u_k^j : $V_{opt}(f(x_k^i, u_k^j, k), k + 1)$. La commande minimisant cette somme est retenue comme étant la commande optimale $u_{opt}(x_k^i, k)$ et la somme obtenue donne le coût optimal de la fonction valeur sur le nœud : $V_{opt}(x_k^i, k)$. Pour simplifier la lecture de la FIGURE 2.1, $f(x_k^i, u_k^j, k)$ se retrouve systématiquement sur un nœud de la grille des états, ce n'est en pratique pas forcément le cas, la valeur de l'état donné par $f(x_k^i, u_k^j, k)$ pouvant se retrouver situé entre deux nœuds. Dans ce cas, on déterminera la fonction valeur en ce point par interpolation entre les deux nœuds adjacents pour lesquels la fonction valeur a été calculée. Cette procédure est à répéter sur tous les points de la grille temps-états en partant de l'indice temporel final pour arriver jusqu'à l'instant initial de la mission.

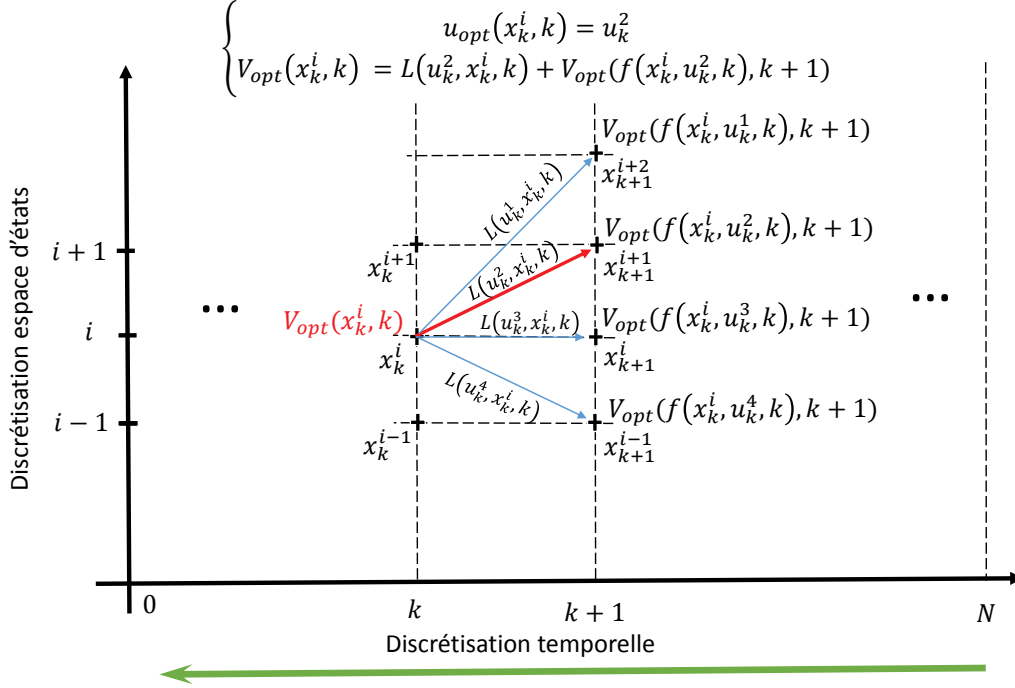


FIGURE 2.1 – Illustration du calcul de la commande optimale par la programmation dynamique sur la grille temps-états. Dans cet exemple la commande u_k^2 est optimale sur le nœud (x_k^i, k) .

Le calcul aboutit sur une grille des commandes optimales $\mathbf{u}_{opt}$ à appliquer sur chaque valeur de l'état $\mathbf{x}$ et pour chaque instant k . Il est par la suite nécessaire de recourir à une étape « forward » de calcul, initialisée sur l'état $\mathbf{x}_0$ considéré dans (2.1). On applique ensuite successivement les commandes enregistrées dans $\mathbf{u}_{opt}(\mathbf{x}_k, k)$ toujours en suivant la dynamique donnée par $f(\mathbf{x}_k, \mathbf{u}_k, k)$ pour ainsi retrouver la suite de commandes optimales $\{\mathbf{u}_{opt}(\mathbf{x}_{opt}(0), 0), \dots, \mathbf{u}_{opt}(\mathbf{x}_{opt}(k), k), \dots, \mathbf{u}_{opt}(\mathbf{x}_{opt}(N-1), N-1)\}$ sur la trajectoire d'état optimale $\mathbf{x}_{opt}$.

Cette implémentation de base de la programmation dynamique peut être complétée en vue de réduire la propagation d'erreurs dues aux interpolations de la fonction valeur à la frontière entre les états atteignables et non atteignables, on pourra citer les travaux [27, 112, 83].

Dans ce chapitre, le calcul par DP de la commande optimale d'un véhicule PHEV conduit à des grilles sur l'espace temps-états de taille très conséquente. En effet, la batterie, de forte capacité, est utilisée sur toute sa plage énergétique et la consommation du véhicule est évaluée sur des trajets de plusieurs dizaines voire centaines de kilomètres.

2.1. Résolution du problème de commande optimale : Programmation dynamique

L'utilisation d'une réserve électrique très importante nécessite un grand nombre de points pour être correctement discrétisée, par exemple une batterie de 8 kW.h utiles discrétisés à 0,5 W.h donnera un vecteur d'état de taille $l_x = 16001$ points. En parallèle, les trajets considérés pourront dépasser les 10000 s, ce qui discrétisé à la seconde donnera plus de $l^t = 10001$ points. Dans ce cas et en ne considérant pourtant qu'une seule variable d'état, la taille de grille associée au problème $g^{x,t} = l_x \times l^t$ pourra ainsi dépasser les 2.10^8 points. Le vecteur de commandes optimales étant calculé en chaque point de la grille, le nombre de point nécessaires pour enregistrer toutes les commandes atteindra une taille de $m \times l_x \times l^t$ points.

A ce niveau, une implémentation du calcul sur un PC classique peut devenir problématique d'un point de vue de la mémoire RAM consommée. Au-delà du PC considéré, c'est également le logiciel de calcul utilisé qui peut être limitant, Matlab dans sa version 32 bits par exemple n'acceptera pas de créer des variables de plus de 2 GBytes environ. La méthode employée pour contourner ce problème consiste à morceler les matrices de commandes sur des intervalles temporels réguliers. Lors de l'implémentation backward de la DP, on répète itérativement un processus qui consiste à créer, remplir, sauvegarder sur le disque dur, puis supprimer les morceaux de la matrice de commande. Durant la phase forward du calcul, on chargera successivement les morceaux de la matrice pour retrouver la commande optimale sur le trajet. Bien que n'offrant aucun gain en temps de calcul, cette méthode permet de calculer la commande optimale sur le trajet sans contrainte de taille sur la grille temps-états, même sur un PC modeste.

2.2 Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

2.2.1 Introduction

Le véhicule considéré dans ce chapitre est un full-hybride rechargeable de 1500 kg équipé d'une batterie Li-ion offrant une énergie utile à la traction de 6 kW.h pour une autonomie électrique de 40 km environ. Le roulage tout électrique est disponible de 0 à 130 km/h, ce qui couvre une majeure partie des conditions de roulage rencontrées. Le moteur thermique développe une puissance de 80 kW contre 40 kW pour la machine électrique. Le véhicule étant équipé d'une transmission automatique, l'optimisation énergétique portera sur deux commandes : le rapport de transmission et la répartition de puissance entre le MCI et la ME.

Le problème de minimisation de la consommation d'un véhicule PHEV s'écrit et se résout de façon identique au cas du HEV classique, mais la problématique PHEV comporte des particularités notables et on retrouve un nombre important d'études qui lui sont consacrées dans la littérature [118, 126, 106, 110]. Tout d'abord, et contrairement au cas du HEV, la distance parcourue par le véhicule sur le trajet influera au premier ordre la consommation exprimée en l/100km relevée. Considérons un trajet quelconque noté $\mathcal{T}_u$ de longueur $\mathcal{D}_u$ et admettant comme consommation optimale en condition maintien de SoE (charge sustaining) la valeur $\mathcal{C}_{opt}^u$ en litres. On constatera en pratique que la consommation optimale $\mathcal{C}_{opt}$ obtenue en considérant le trajet $\mathcal{T}_u$ répété en boucle k fois donnera $\mathcal{C}_{opt} \approx k.\mathcal{C}_{opt}^u$, la distance parcourue étant $k.\mathcal{D}_u$, il en résulte qu'une consommation exprimée en l/100km restera constante quel que soit $k \geq 1$.

Ce constat ne s'applique pas au cas du PHEV, celui-ci disposant d'une réserve d'énergie électrique qui se substituera en priorité au carburant, on parle de fonctionnement CDCS (Charge depleting, Charge Sustaining). Appliqué par défaut sur les PHEV, ce mode part du constat que l'énergie électrique est bon marché devant le carburant, il convient donc de puiser dans la batterie en priorité. Une fois la batterie vide, le véhicule passe en phase de maintien de charge, à la manière d'un HEV classique. On définit ainsi l'AER (All Electric Range soit autonomie en mode purement électrique) du véhicule, correspondant à la phase CD. Tout comme pour la consommation de carburant, l'AER dépend

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

de la nature du trajet considéré, il est donc défini pour des conditions de roullages données, par exemple celles du cycle d'homologation. Ainsi tout trajet de longueur inférieure ou égal à l'AER admettra une consommation de carburant très proche voire égale à zéro. Toutefois, la consommation de carburant durant la phase de CD n'est pas nécessairement nulle, le démarrage du MCI pouvant être imposé par une demande de puissance à la roue supérieure au potentiel de la partie électrique seule.

D'autre part, la notion de trajet la plus pertinente dans le cadre de la minimisation de consommation du PHEV est la distance parcourue entre deux recharges de la batterie. Par conséquent, on considérera qu'un trajet se débute batterie pleine et doit se finir au plus proche du seuil minimal d'énergie batterie autorisé. En pratique, pour un conducteur qui emprunte un trajet $\mathcal{T}_1$ pour se rendre au travail en début de journée, puis $\mathcal{T}_2$ pour aller chercher ses enfants en fin d'après-midi, et enfin $\mathcal{T}_3$ pour rentrer chez lui le soir et mettre sa voiture en charge, on considérera un trajet unique constitué des trajets $\mathcal{T}_1 + \mathcal{T}_2 + \mathcal{T}_3$. En revanche, si l'utilisateur recharge sa voiture sur son lieu de travail, il conviendra de considérer séparément le trajet $\mathcal{T}_1$, du trajet constitué de $\mathcal{T}_2 + \mathcal{T}_3$. Il est donc indispensable de considérer la longueur des trajets lorsqu'on souhaite évaluer le potentiel offert par le PHEV, l'utilisateur n'effectuant que des petits trajets (inférieurs à l'AER) pourra quasiment réduire à zéro sa consommation de carburant. A l'opposé, un utilisateur parcourant plusieurs centaines de kilomètres entre deux recharges ne verra qu'un gain de consommation insignifiant par rapport à une architecture HEV équivalente. Dans la suite de cette section, nous allons mettre en évidence l'impact du profil de vitesse et de pente (deux paramètres récurrents dans la littérature [3, 30, 95, 47, 42]), sur la trajectoire optimale de décharge. Nous évaluerons également l'impact du profil de consommation des accessoires électriques, peu souvent étudié.

2.2.2 Influence du profil de vitesse

En étudiant les résultats de la commande optimale retournée par la DP, il est possible d'extraire un certain nombre de tendances qui régissent la dépendance entre la trajectoire optimale de décharge de la batterie et le profil de vitesse considéré. Tout d'abord, lorsque le trajet global est constitué d'une répétition du même sous trajet, la décharge batterie résultante est parfaitement linéaire à l'échelle macroscopique. La FIGURE 2.2 illustre ce phénomène, le trajet est constitué d'une suite de cycles Artemis urbain sur une longueur to-

tale de 80 km. La décharge optimale exprimée en fonction du temps, de même qu'en fonction de la distance, est une droite partant du SoE initial et arrivant au SoE final souhaité à la toute fin du trajet. Autrement dit, la commande optimale est périodique sur le trajet, la période étant la longueur du cycle unitaire constituant le trajet. Ce constat n'est pas propre au cycle Artemis urbain, la pente de décharge reste constante dans le cas d'un même cycle répété et ce quel que soit le cycle unitaire considéré. On peut extrapoler à partir de ces résultats que sur un trajet aux conditions de roulage uniques, par exemple purement urbain ou purement autoroutier, la décharge optimale restera globalement linéaire.

Cependant, les trajets empruntés quotidiennement par les usagers de la route sont bien souvent mixtes et font intervenir des conditions de roulage variées. La FIGURE 2.3 illustre la trajectoire de décharge optimale obtenue sur un trajet constitué d'une suite de cycles Artemis urbain, routier, et embouteillage mélangés pour une longueur totale approchant 90 km. L'évolution temporelle du SoE n'est plus linéaire, mais un motif associé à chaque cycle est clairement identifiable. Enfin, les résultats de la DP montrent que le SoE minimum est atteint seulement en toute fin de mission et ce quel que soit le trajet évalué.

On remarque cependant que l'expression de la décharge optimale en fonction de la distance parcourue sur le trajet est quant à elle bien plus linéaire. Ce constat se vérifie sur grand nombre de combinaisons de cycles unitaires sur le trajet, bien que des contres exemples existent. La trajectoire de décharge peut être particulièrement non linéaire en fonction de la distance si le véhicule est soumis à des contraintes particulières, comme par exemple une impossibilité d'utiliser la ME au-delà d'une certaine vitesse. Néanmoins, plusieurs travaux s'accordent à proposer la décharge linéaire en fonction de la distance sur le trajet comme une bonne première approximation de la décharge optimale macroscopique à suivre pour un PHEV [99, 125, 68, 106, 118], par substitution à la méthode CDCS.

Aussi simple soit elle, cette méthode de décharge linéaire nécessite de connaître la longueur totale du trajet à parcourir. Cela implique d'utiliser des données issues d'un système de navigation ou de demander au conducteur de renseigner la distance de son trajet en début de parcours, ou encore de suppo-

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

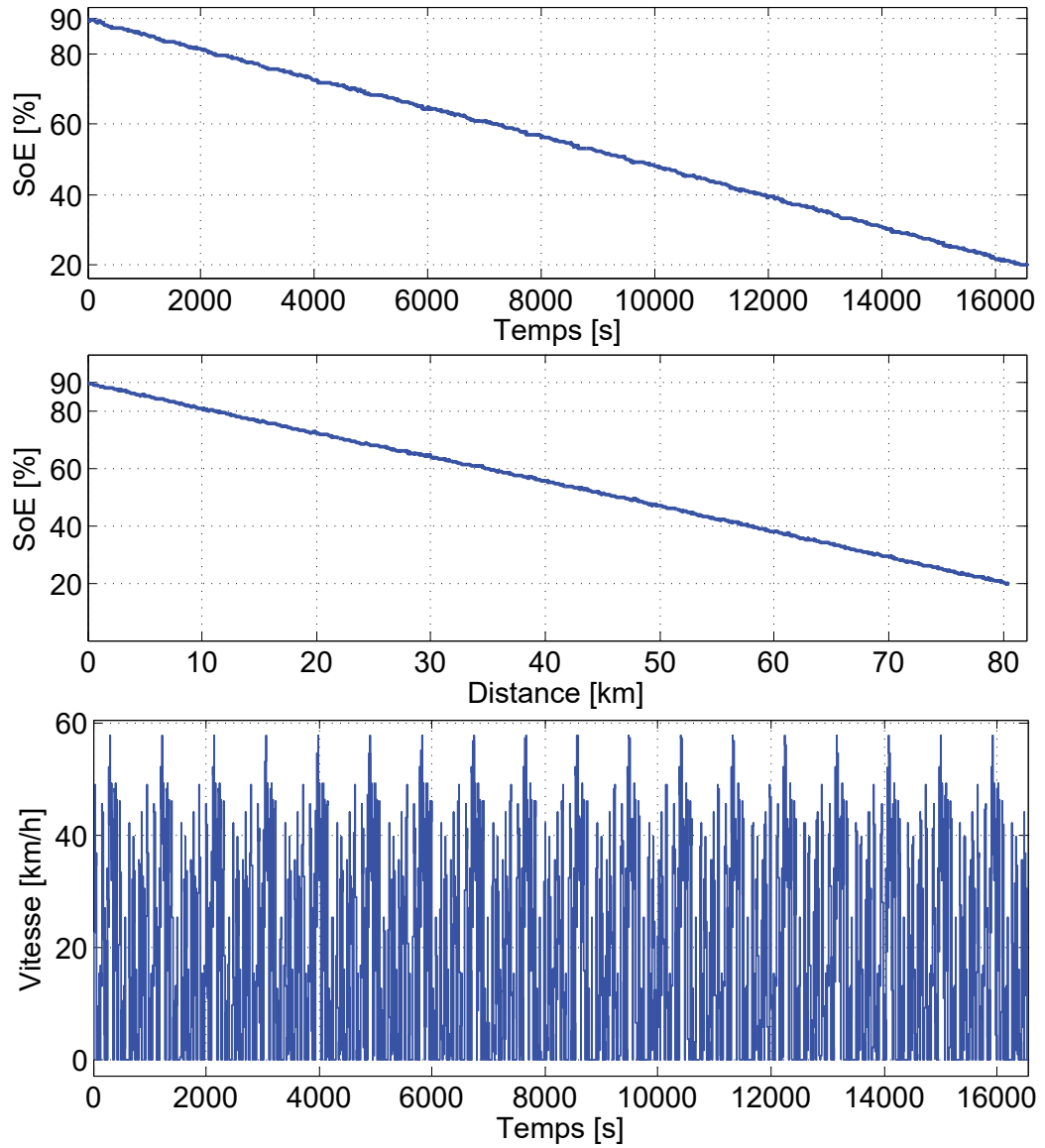


FIGURE 2.2 – Trajectoire de décharge batterie optimale obtenue via la programmation dynamique sur une suite de cycles Artemis urbain. La commande se répète à l'identique d'un cycle à l'autre, la trajectoire de décharge est ainsi macroscopiquement linéaire.

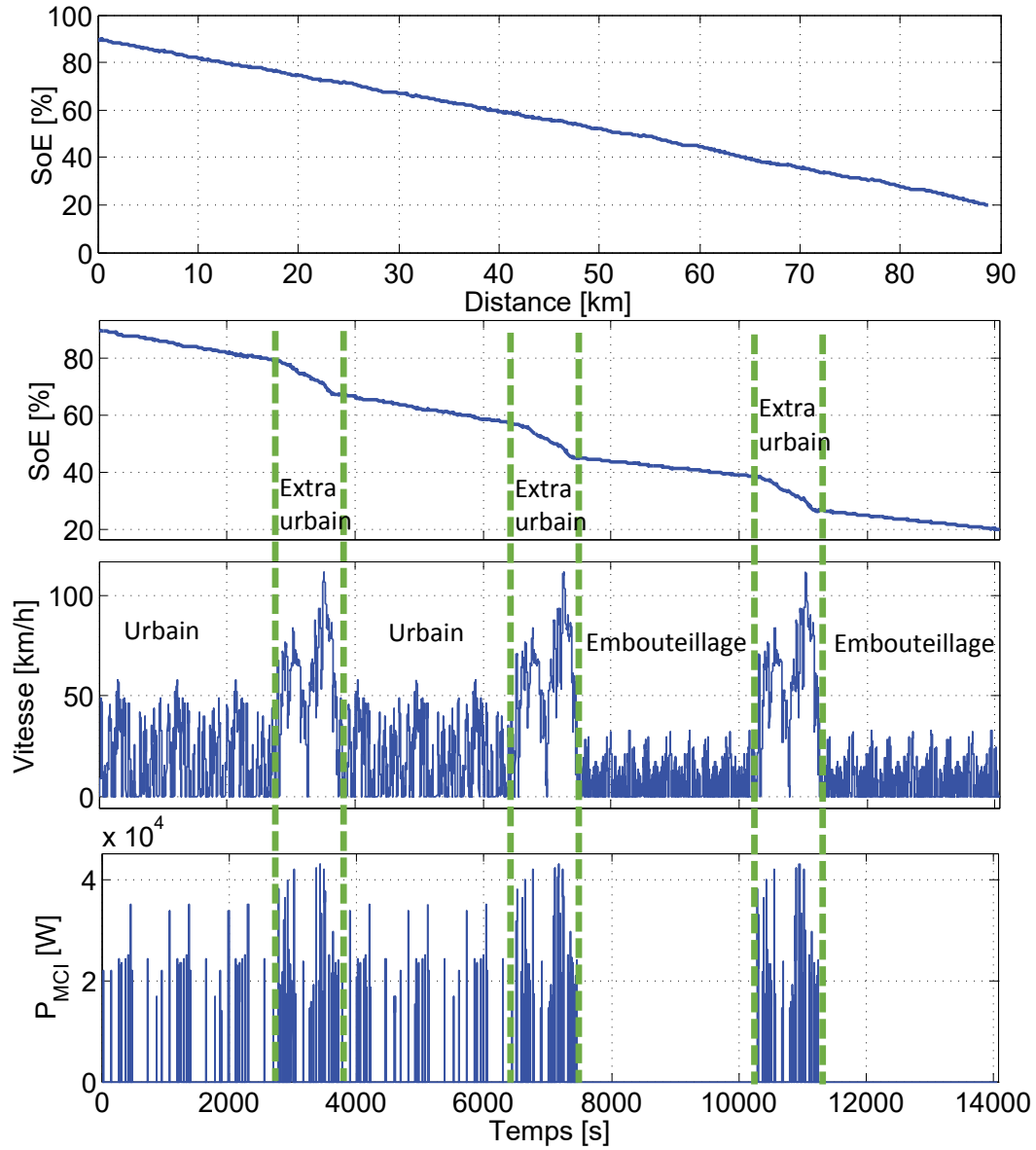


FIGURE 2.3 – Trajectoire de décharge optimale sur un trajet mixte urbain, extra-urbain et embouteillage. La commande ainsi que l'énergie électrique allouée se répètent sur les cycles de même nature.

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

ser que le conducteur répète quotidiennement le même trajet. À noter que dans ces conditions, une sous-estimation de la longueur totale du trajet n'aura en général pas de lourdes conséquences sur la consommation résultante de carburant, la fin du trajet sera simplement effectuée en mode CS. Une surestimation de la longueur sera bien plus néfaste, le véhicule arrivant à destination avec une batterie encore chargée, et donc une réserve d'énergie électrique qui aurait pu se substituer au carburant avant la prochaine recharge batterie.

Pour résumer, l'influence du profil de vitesse sur la trajectoire se traduit à deux niveaux. Tout d'abord via la longueur totale du trajet, qui fixe l'abscisse pour lequel le SoE doit atteindre son seuil minimum. Mais également au travers des conditions de roulage rencontrées durant le trajet, qui fixent l'allocation de l'énergie électrique disponible aux différentes portions de celui-ci. L'estimation des conditions de roulage ainsi que de la longueur du trajet peut se réaliser à travers l'utilisation du système de navigation proposant le trajet à suivre, et couplé à une base de données renseignant sur les vitesses moyennes et limites des tronçons de route. La fiabilité de l'estimation peut être éventuellement renforcée par l'utilisation de l'info-traffic en temps réel.

2.2.3 Influence de la pente

Au-delà du profil de vitesse, un trajet se définit également par un profil altimétrique, donné par l'évolution de la pente au cours du temps ou bien en fonction de la distance. La FIGURE 2.4 présente la trajectoire optimale de décharge sur un trajet dépassant 60 km et constitué de cycles Artemis urbain. Le premier tiers du trajet est réalisé avec une pente positive constante de 5%, le deuxième tiers avec une pente négative de -5%, et le tiers restant correspond à un profil plat. L'influence de la pente sur le profil de décharge est significative. La pente de décharge est plus prononcée en montée, tout comme l'utilisation du MCI (visible via P_{MCI} , la puissance qu'il fournit). À l'inverse, la phase de descente entraîne la recharge de la batterie par récupération de l'énergie potentielle du véhicule et le MCI n'est pas démarré. Enfin la phase à pente nulle se traduit par une pente de décharge et une utilisation du MCI nettement plus modérées qu'avec la pente à 5%.

Ce cas d'étude fait donc clairement ressortir l'influence de la pente sur la trajectoire de décharge ainsi que sur les commandes optimales retournées. La décharge est fortement non linéaire, que cela soit en fonction du temps ou de

la distance, ce qui renforce la nécessité de tenir compte du profil altimétrique sur le trajet dans l'élaboration de la trajectoire de décharge macroscopique de référence du PHEV. Le cas le plus défavorable étant celui où le trajet se termine par une forte descente, qui si mal ou non anticipée conduira à finir le trajet avec un SoE bien plus élevé que le seuil minimum. Le profil de pente sur le trajet peut être estimé a priori au travers du système de navigation muni d'une base de données altimétrique du réseau routier.

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

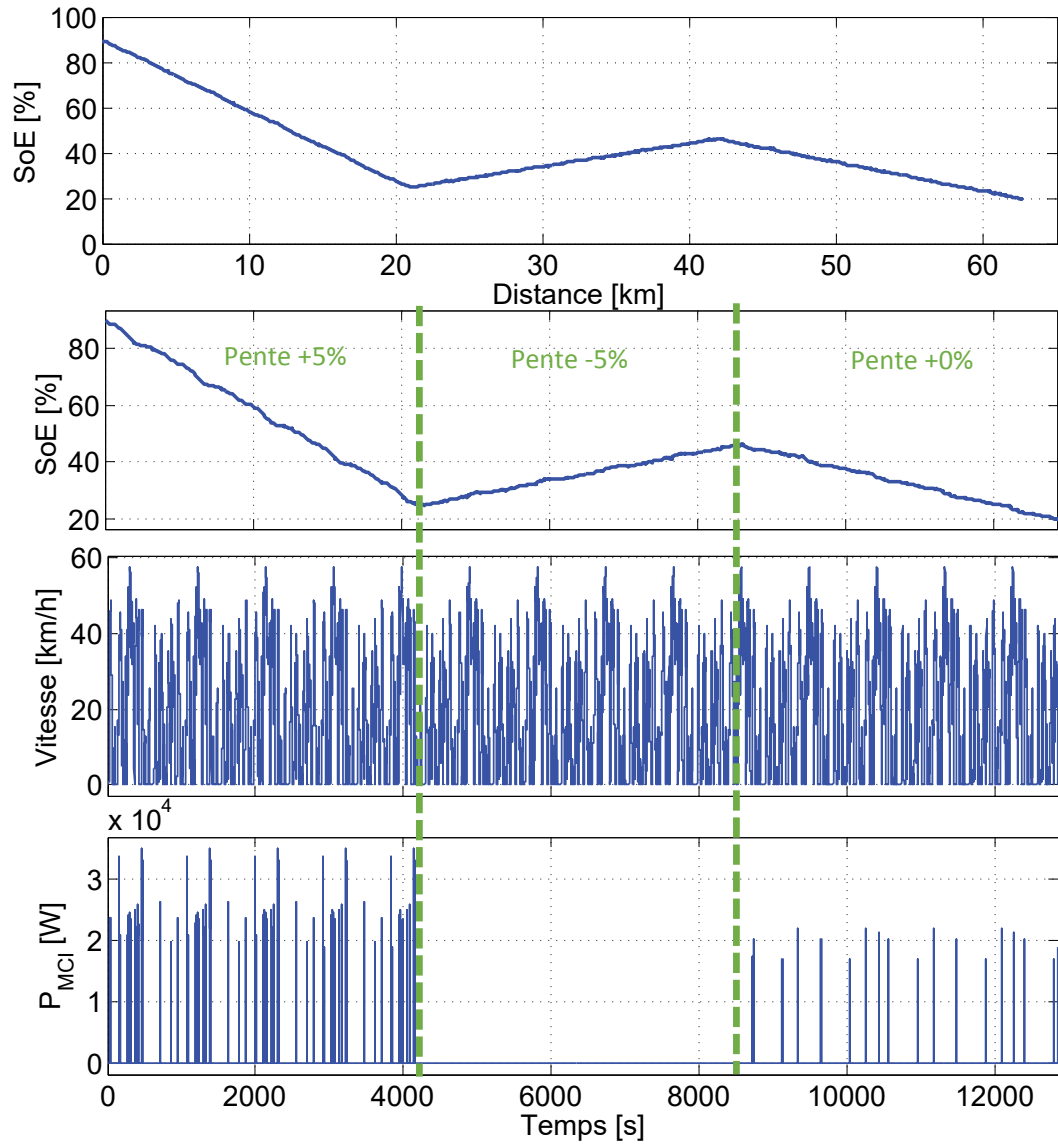


FIGURE 2.4 – Trajectoire de décharge optimale pour un trajet urbain avec variation du profil de pente. La taux de décharge sur le trajet est fortement influencé par le profil altimétrique.

2.2.4 Influence de consommation des accessoires électriques

Les véhicules sont équipés de consommateurs électriques plus ou moins énergivores puisant également dans la batterie de traction. On se propose d'étudier l'impact de leur consommation sur l'allocation de l'énergie électrique sur le trajet. La consommation des accessoires peut en effet devenir significative (plusieurs centaines de Watt) au regard de la puissance moyenne requise pour la traction et la négliger dans la supervision énergétique peut conduire à dévier de l'optimalité.

Les résultats de la FIGURE 2.5 se basent à nouveau sur un trajet urbain de 60 km environ (pente nulle). En rouge sont présentés les résultats obtenus pour un trajet dans lequel la consommation électrique auxiliaire $P_A(t)$ est de 250 W sur le premier tiers, 2000 W sur le second et 500 W sur le dernier. Les résultats en bleu sont donnés pour une consommation constante, égale à la consommation moyenne du profil rouge, soit 916.67 W.

On constate que la variation de $P_A(t)$ sur le trajet impact la pente de décharge résultante, celle-ci étant plus prononcée à mesure que $P_A(t)$ est élevée. En revanche, il est intéressant de constater que la commande optimale est périodique d'un cycle à l'autre et correspond à la commande obtenue en considérant une puissance constante égale à la valeur moyenne. Ce résultat s'explique par le fait que la commande optimale est une optimisation globale où le trajet est parfaitement connu à l'avance. Ainsi, la DP connaissant l'énergie totale consommée par $P_A(t)$ sur le trajet, répartit au mieux sur l'ensemble du trajet les phases d'utilisation du MCI. Autrement dit, une forte consommation de $P_A(t)$ n'est pas compensée instantanément par de la recharge, mais globalement sur le trajet par un taux d'utilisation du MCI généralement plus élevé. Dans le cas présenté FIGURE 2.5 où le profil de vitesse est homogène, cette compensation est répartie équitablement sur le trajet. Dans le cas d'un profil de vitesse hétérogène, l'utilisation du MCI est accentuée dans les conditions où il est naturellement plus avantageux de le favoriser, c'est-à-dire en priorité les conditions extra-urbaines et autoroutières.

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

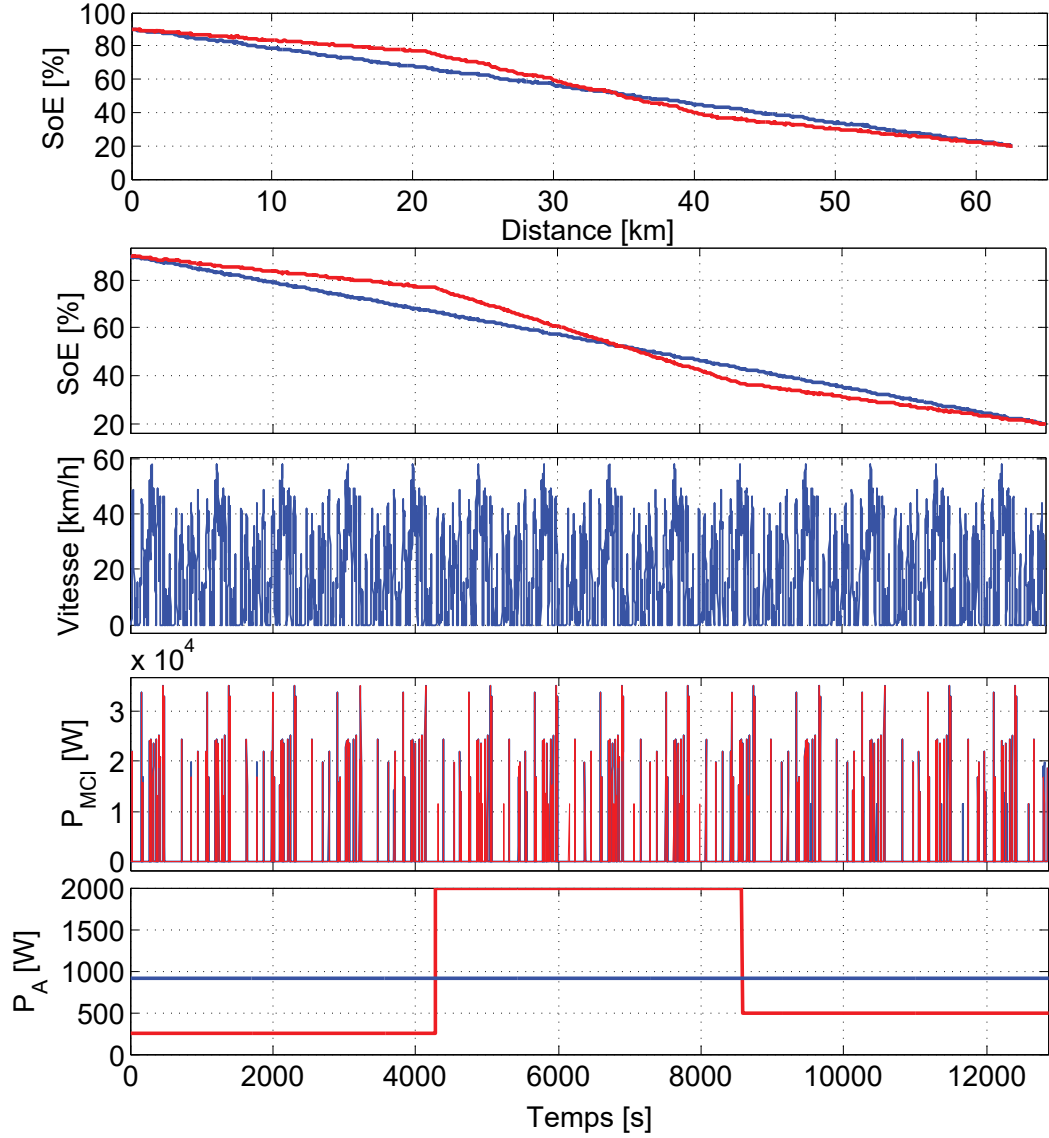


FIGURE 2.5 – Trajectoire de décharge optimale sur un profil urbain avec variation de la consommation des accessoires sur le trajet en rouge, et consommation constante en bleu.

En conclusion, bien que le profil de consommation électrique $P_A(t)$ influe sur la trajectoire optimale de décharge, il est en pratique difficile d'obtenir a priori une prédiction fiable de l'allure de $P_A(t)$ sur le trajet. Il reste néanmoins possible de générer a posteriori une nouvelle trajectoire de décharge en cours de roulage dès lors que la puissance moyenne des accessoires varie significativement par rapport à l'hypothèse de départ. La méconnaissance de ce paramètre est toutefois moins pénalisante que celle du profil de vitesse car contrairement

à celui-ci, $P_A(t)$ est une perturbation qui impacte peu les points de fonctionnement possibles pour les organes de traction, et donc leur rendement.

2.2.5 Sous-optimalité de la décharge CDCS

Après avoir vérifié la dépendance de la trajectoire optimale de décharge au profil de vitesse, à la pente ainsi qu'à la consommation des accessoires, il convient d'évaluer, sur des trajets aux conditions de roulage variées, la sous-optimalité de la solution classique CDCS en regard de la décharge optimale. Pour ce faire, on propose de définir 5 trajets distincts constitués des cycles Artemis dans la proportion suivante :

- Trajet 1 : 30 % urbain + 60 % routier + 10% embouteillage
- Trajet 2 : 10% urbain + 5% embouteillage + 70% routier + 5% embouteillage + 10% urbain
- Trajet 3 : 15% embouteillage + 70% routier + 15% embouteillage
- Trajet 4 : 15% urbain + 70% autoroutier + 15% urbain
- Trajet 5 : 30% routier + 40% urbain + 30% routier

La proportion des cycles dans le trajet est exprimée en pourcentage de sa longueur. Il est ainsi possible de faire varier la longueur totale des trajets tout en conservant une proportion équivalente des conditions de roulage qui le constitue. De façon équivalente, la répartition des cycles aurait pu être effectuée en proportion de la durée ou de l'énergie totale dépensée. La pente est considérée nulle sur l'ensemble des trajets. La sous-optimalité du mode CDCS sera évaluée sous les hypothèses suivantes :

- La consommation optimale est obtenue via la programmation dynamique appliquée sur le trajet complet en prenant pour condition initiale sur l'état la référence de SoE batterie pleine et comme contrainte finale la référence de SoE batterie vide (de 90 à 20% de SoE).
- La consommation en mode CDCS est obtenue en deux étapes. Pour la partie CD, l'utilisation la ME est toujours priorisée devant le MCI via une commande d'actionneur en saturation. Le MCI n'est démarré et fournit juste le complément de puissance que si nécessaire. Le passage à la partie CS s'effectue dès lors que le SoE passe sous le seuil de référence minimum. La partie CS est réalisée via programmation dynamique avec contrainte de bilan batterie nul.

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

Toutes les simulations sont menées à taille batterie identique, offrant une autonomie tout électrique de 40 km environ. La FIGURE 2.6 illustre ces deux scénarios. On notera que dans le cas où la longueur du trajet est inférieure à l'AER du véhicule, autrement dit lorsque l'énergie électrique est suffisante pour parcourir tout le trajet, alors la stratégie CD devient de manière triviale la commande optimale minimisant la consommation sur le trajet. La comparaison entre la décharge optimale et le mode CDCS ne devient pertinente que lorsque la longueur du trajet dépasse l'autonomie électrique du véhicule. La FIGURE 2.7 regroupe l'évolution de la consommation sur les 5 trajets considérés, en fonction de la longueur et pour les deux méthodes évaluées. En observant l'évolution des consommations en fonction de la longueur, on constate une augmentation progressive qui tend asymptotiquement vers la consommation du véhicule HEV avec contrainte de bilan batterie nul. Cela signifie qu'à mesure que la longueur du trajet tend vers l'infini, le gain de consommation offert par la réserve d'énergie électrique du PHEV s'efface. Les résultats de la FIGURE 2.7 confirment également que la consommation obtenue avec la commande optimale sur le trajet complet est toujours inférieure ou égale aux résultats du mode CDCS.

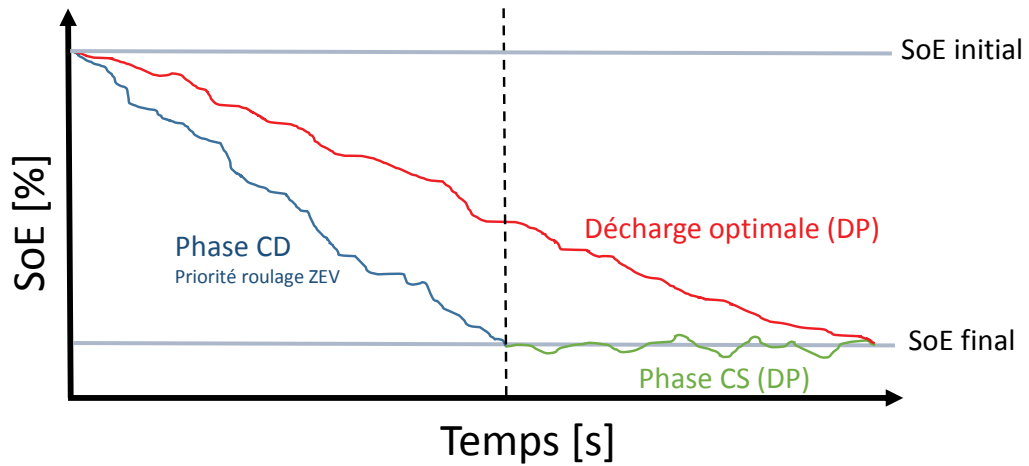


FIGURE 2.6 – Hypothèses de réalisation des simulations CDCS et de décharge optimale.

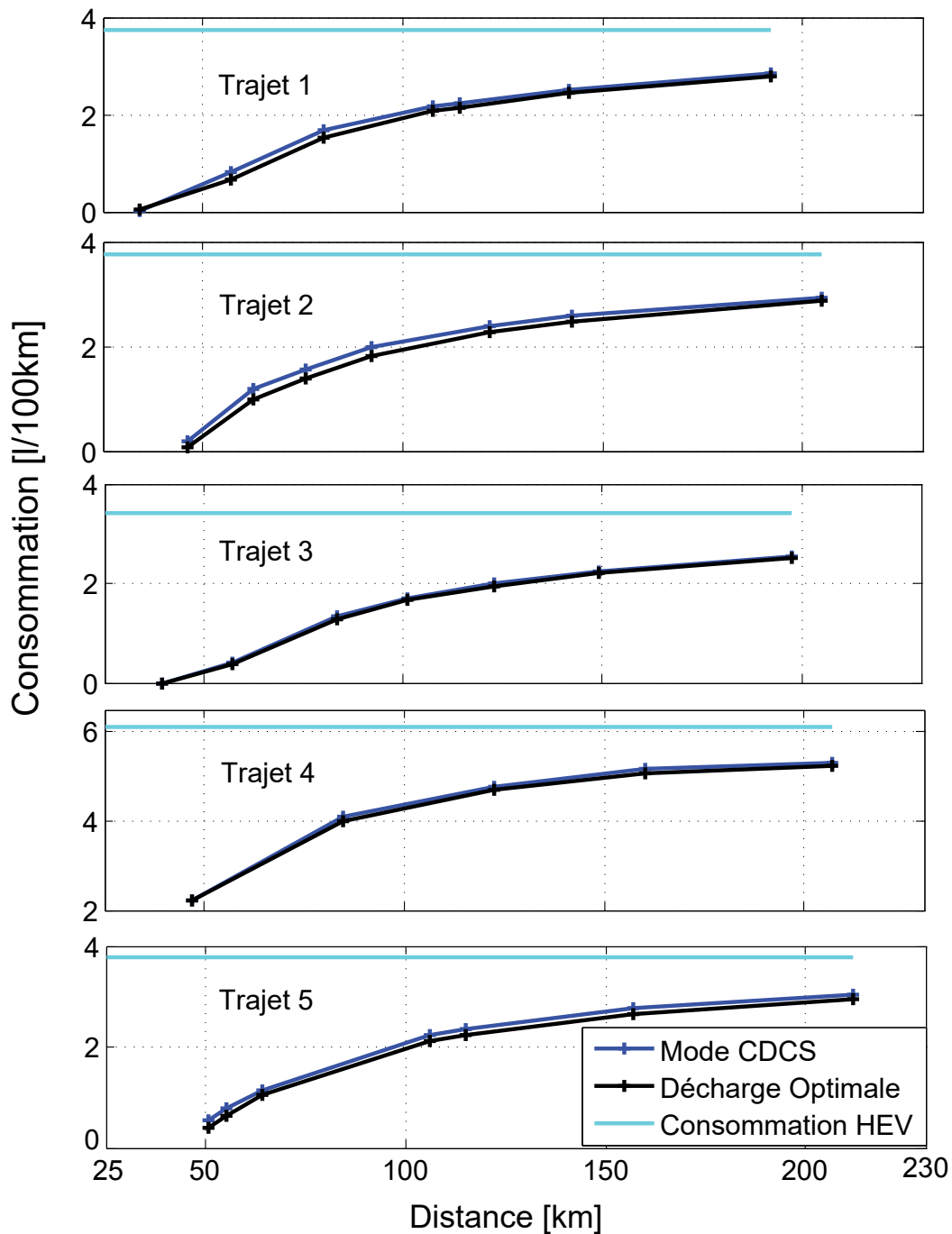


FIGURE 2.7 – Évolution de la consommation en fonction de la longueur des trajets avec hypothèse CDCS (bleu) et décharge optimale (noir). La consommation du véhicule en condition charge sustaining est tracée en bleu ciel.

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

La FIGURE 2.8 présente le gain de consommation offert par la commande optimale sur le scénario CDCS en fonction de la longueur pour les 5 trajets. Le gain de consommation absolu représenté sur le graphique inférieur est donné par la différence de consommation relevée entre les deux méthodes, alors que le gain relatif présenté sur le graphe supérieur est défini comme quotient du gain absolu sur la consommation CDCS. Le gain relatif est maximum pour une longueur très proche de l'AER sur le trajet, et celui-ci peut dépasser 20%. Ce résultat est dû au fait que pour cette distance les consommations relevées sont très proches de zéro, ce qui accentue les gains relatifs. Les gains absolus eux sont maximums autour de 1,5 fois l'AER et peuvent dépasser 0,15 l/100km. Les gains absolus comme relatifs ont tendance à se réduire lorsque la longueur du trajet augmente. Les gains sont homogènes dans l'ensemble même si ils sont légèrement inférieurs sur les trajets 3 et 4.

En considérant un gain moyen de 0.1 l/100km sur ses trajets annuels, un véhicule suivant la trajectoire de décharge optimale fera une économie de 15 litres de carburant pour 15000 km parcourus, soit 21 euros économisés pour du SP95 à 1.4 euro/l. Toutefois, l'intérêt de suivre une trajectoire de décharge ne se limite pas au gain de consommation. L'optimisation de l'allocation de l'énergie électrique sur le trajet conduit généralement à traverser les zones à faible vitesse, et donc urbaines, en privilégiant l'énergie électrique, alors que le moteur thermique est favorisé en condition extra-urbaine (illustré FIGURE 2.3). Ce constat est notable pour l'agrément de conduite ainsi que l'acoustique, pour lesquels le roulage électrique est particulièrement favorable en ville. De même, réduire l'utilisation du moteur thermique en ville permet de faire baisser par la même occasion les émissions de polluants particulièrement néfastes pour les agglomérations.

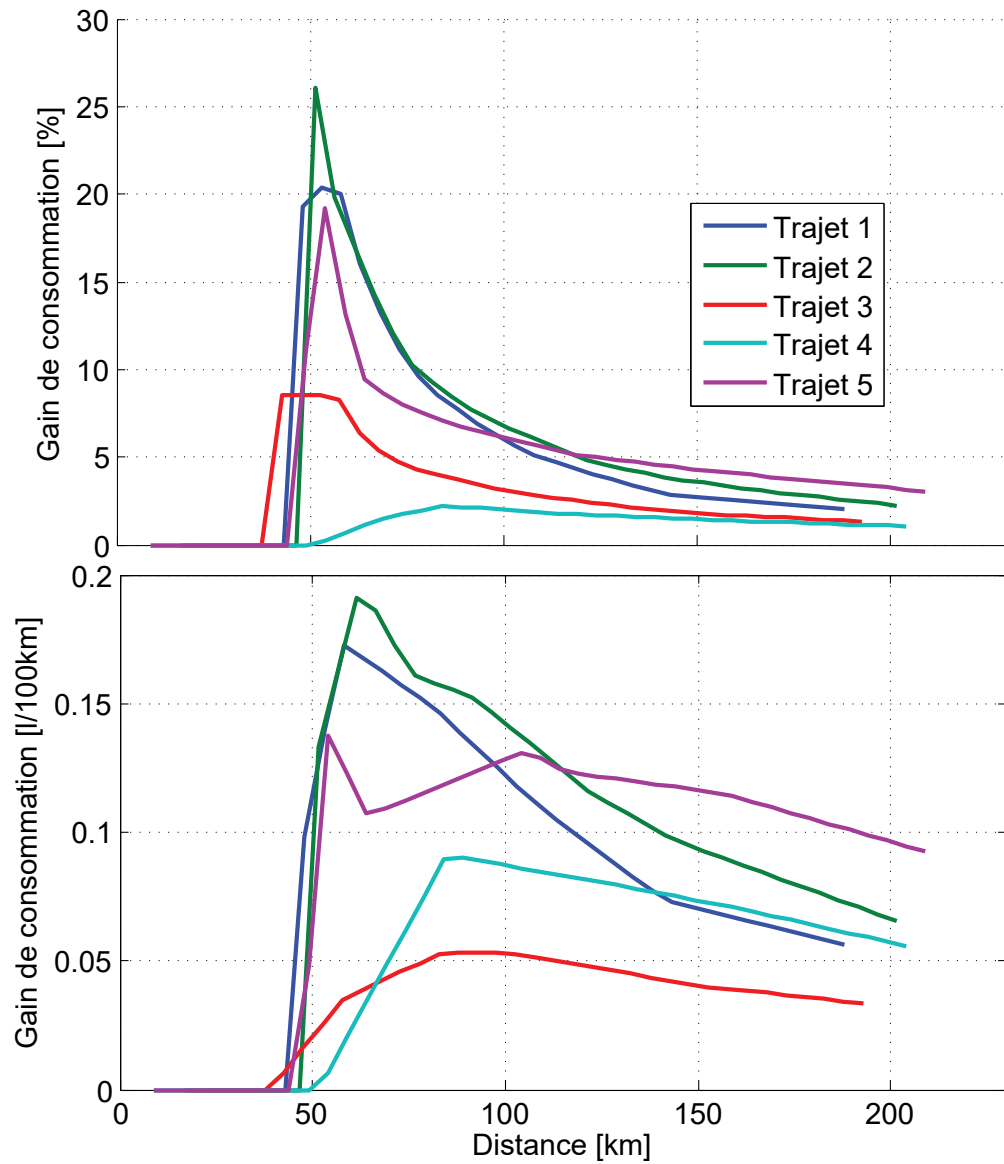


FIGURE 2.8 – Écart de consommation entre la méthode CDCS et la trajectoire optimale sur les cinq trajets considérés.

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

Les deux approches sont maintenant comparées dans une expérience plus proche d'un test réel. Le profil de vitesse utilisé est issu d'un enregistrement en roulage réel sur un trajet de 80 km environ. Le profil de pente est extrait de la base de données HERE fournie par Nokia pour le trajet retrouvé à partir des coordonnées GPS enregistrées. La FIGURE 2.9 présente les profils de vitesse et de pente considérés ainsi que la trajectoire de décharge optimale correspondante calculée hors ligne via la DP.

La comparaison entre décharge optimale et méthode CDCS est cette fois-ci basée sur une plateforme de simulation MIL présentée section 1.3.7, où les commandes sont calculées par la LGE embarquée, et la modélisation des or-

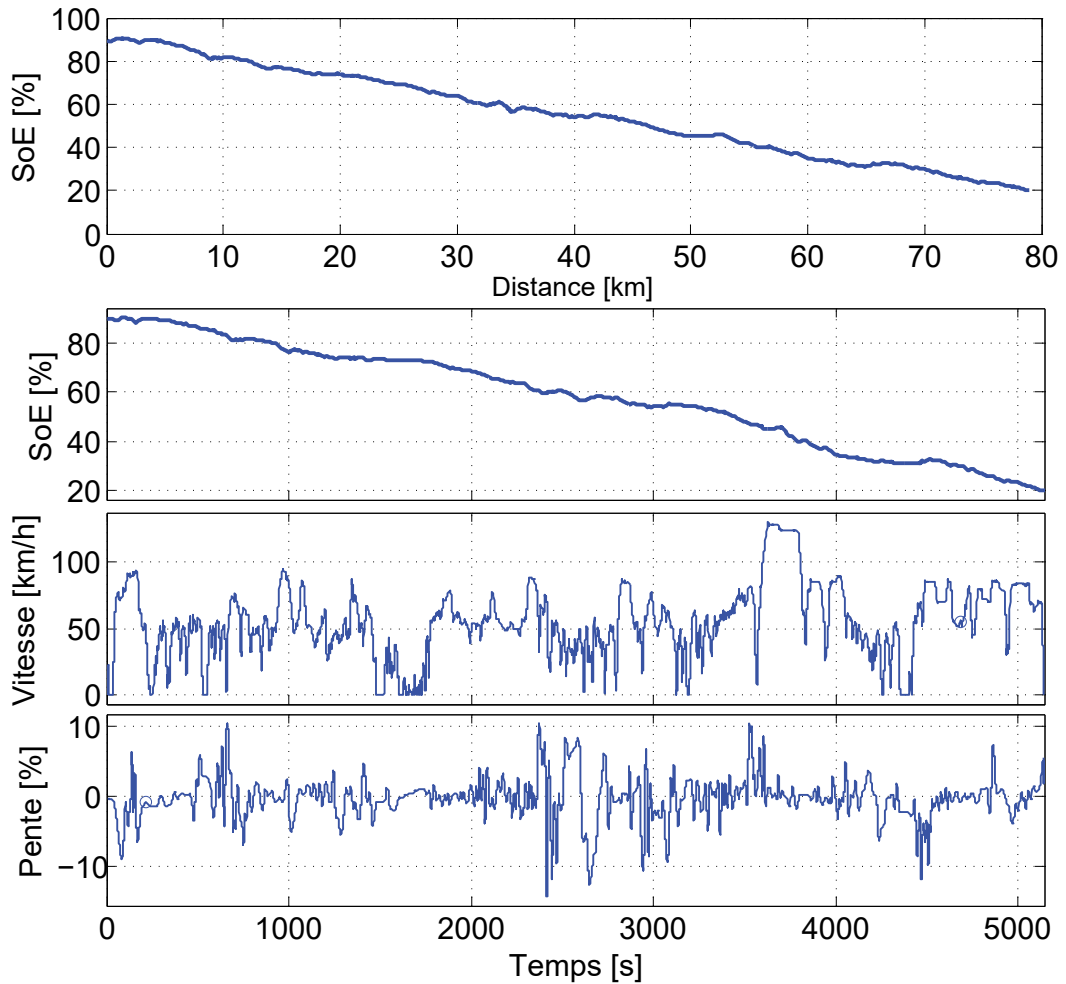


FIGURE 2.9 – Trajectoire de décharge optimale calculée via la DP pour un trajet de 80 km enregistré en conditions de roulage réelles.

ganes de traction plus fine tient compte de la dynamique des actionneurs. Une première simulation est réalisée en mode CDCS où comme pour la simulation hors ligne la traction électrique est hautement privilégiée en phase CD alors que le passage en mode CS est effectué dès que le SoE passe sous la cible de SoE final. La FIGURE 2.10 illustre le résultat obtenu. On constate que le MCI est utilisé à quelques reprises au cours de la phase CD, pour compléter la puissance de traction en situation de forte pente. Pour le deuxième scénario, qualifié de « blended » en anglais en raison de l'utilisation mélangée du carburant et de la batterie sur tout le trajet, la cible de SoE à suivre durant le trajet est reprise de la commande optimale hors ligne (FIGURE 2.9), la loi de commande employée dans la plateforme MIL (l'ECMS) et plus particulièrement la méthode permettant d'assurer le suivi de la cible de SoE sont explicités au chapitre 3. La FIGURE 2.11 illustre les résultats de simulation obtenus en mode « blended » qui implique une utilisation plus homogène du MCI sur tout le trajet. En comparant le profil de puissance MCI optimal calculé hors ligne (via DP) avec le profil effectif obtenu sur la simulation en ligne, on constate que ceux-ci coïncident à de nombreux endroits du trajet. Ce résultat montre que le suivi macroscopique de la trajectoire de décharge permet de reproduire en ligne l'utilisation du moteur thermique sur le trajet obtenu avec la commande optimale.

Au final, le gain de consommation relevé pour la simulation en ligne suivant la décharge optimale atteint 8 % par rapport au scénario en conditions CDCS. Ce résultat respecte l'ordre de grandeur donné par les simulations hors ligne présentées sur la FIGURE 2.8 pour un trajet de 80 km.

2.2. Trajectoire de décharge optimale pour véhicules PHEV

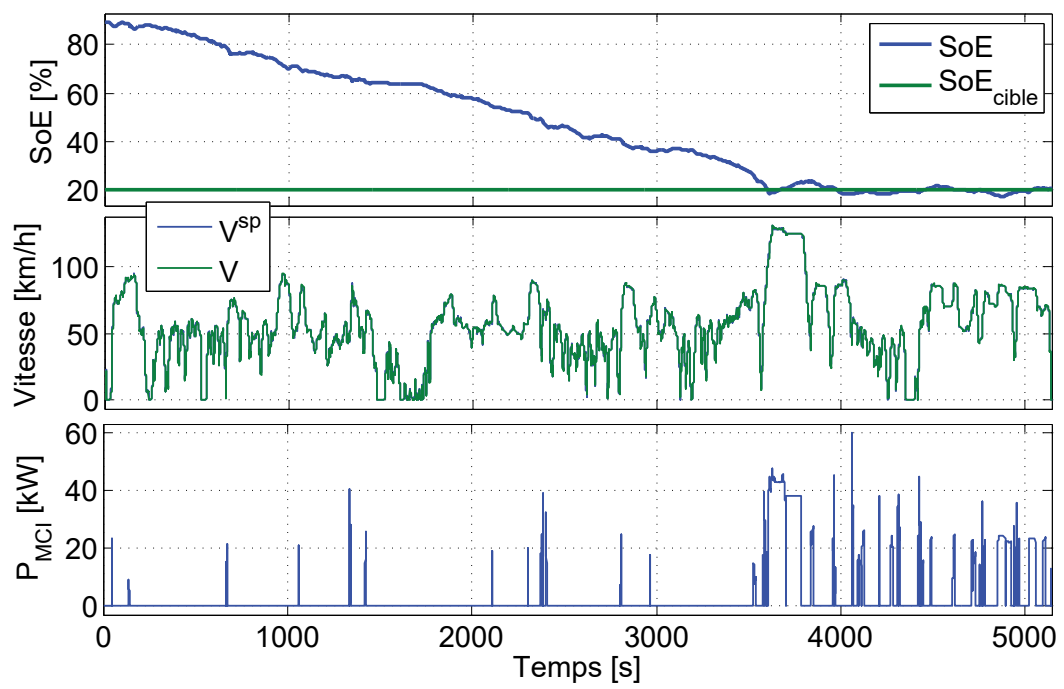


FIGURE 2.10 – Résultats de simulation MIL orientée en ligne en conditions CDCS sur le trajet enregistré.

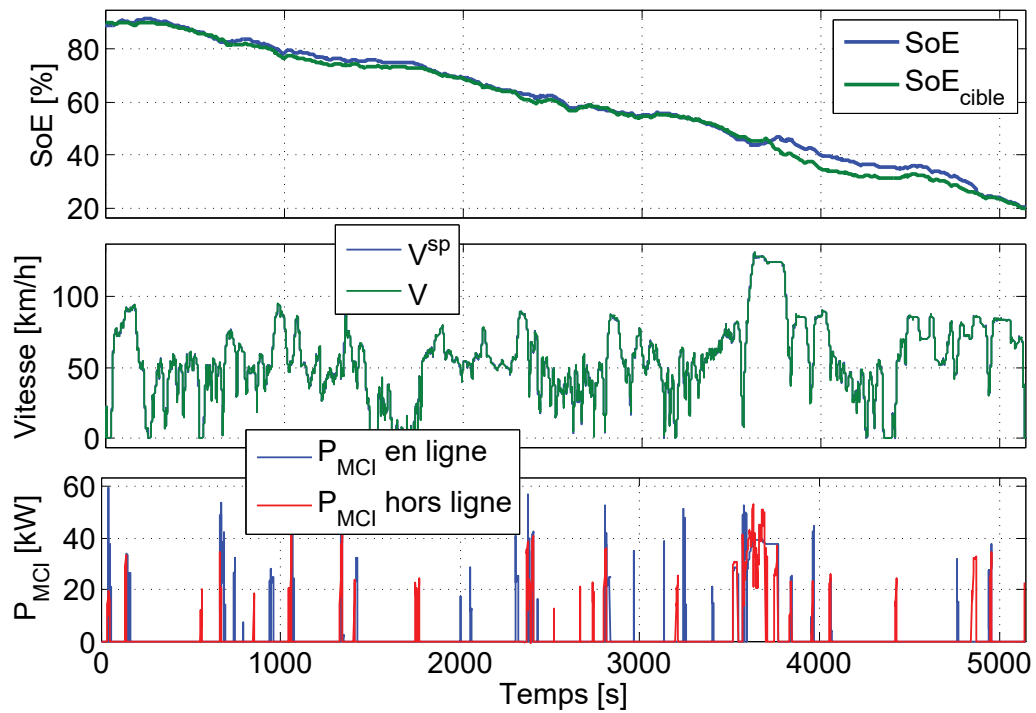


FIGURE 2.11 – Résultats de simulation MIL avec suivi de la trajectoire de décharge optimale calculée a priori. La puissance MCI obtenue en ligne est tracée en bleu, alors que celle obtenue via la DP et correspondant à la décharge optimale est en rouge.

2.3 Conclusion

L'étude présentée dans ce chapitre est centrée autour de la trajectoire optimale de décharge batterie du véhicule hybride rechargeable sur son trajet. La nature du trajet est définie par son profil de vitesse, le profil altimétrique, ainsi que l'évolution de la consommation des accessoires. Dans un premier temps, l'influence de ces trois paramètres sur la trajectoire de décharge optimale est évaluée séparément de sorte à obtenir des résultats plus facilement interprétables. La seconde partie de l'étude consiste à évaluer la sous optimalité de la méthode CDCS par rapport à la décharge optimale. La surconsommation associée au mode CDCS est d'abord évaluée hors ligne, via la DP appliquée sur des modèles quasi-statiques simplifiés, pour une grande variété de trajets. Les résultats obtenus montrent que la sous optimalité dépend de la nature et surtout de la longueur des trajets considérés, et qu'elle est la plus élevée pour une longueur comprise entre 1 et 2 fois l'AER. Bien que le gain de consommation associé à la commande optimale puisse dépasser 15%, le gain absolu de carburant reste en pratique plus modéré, la consommation du PHEV en mode CDCS étant déjà très basse.

Enfin, l'apport de la trajectoire optimale a été vérifié en simulation MIL où le contrôle embarqué sur le véhicule est associée à une modélisation du GMP à haut degré de fidélité. Un gain de consommation de 8% en faveur du véhicule suivant la trajectoire optimale de décharge pré-calculée hors ligne a été constaté. Ces résultats confortent le réel potentiel d'embarquer sur le véhicule un contrôleur qui suit une trajectoire macroscopique blended sur le trajet plutôt que suivre un fonctionnement CDCS. Cette trajectoire de décharge serait calculée en début de parcours en s'appuyant sur des bases de données cartographiées du réseau routier existantes pour caractériser les propriétés du trajet suivi. On notera toutefois que le mode CDCS offre l'avantage d'être la solution la moins risquée lorsque le futur parcours garde un niveau important d'incertitude. Le cas le plus néfaste pour la consommation reste avant tout celui où le véhicule termine son trajet avec une batterie non déchargée suite à une trajectoire de décharge mal évaluée.

Pour finir, faire coïncider la trajectoire de décharge avec le trajet du véhicule n'offre pas qu'une économie potentielle de carburant. L'allocation intelligente de l'énergie électrique sur le trajet permettra de favoriser l'utilisation du mode

tout électrique en ville, ce qui bénéficiera à l'agrément de conduite, au confort acoustique aussi bien dans le véhicule qu'en dehors, et contribuera également à réduire la pollution en milieu urbain.

Chapitre 3

Régulation de l'état d'énergie batterie

Ce chapitre débute par la présentation du Principe du Minimum de Pontryagin (PMP) qui est une approche permettant de résoudre le problème de commande optimale associé à la gestion d'énergie du véhicule hybride. La stratégie en ligne de gestion d'énergie Equivalent Consumption Minimization Strategy (ECMS) est également présentée, et son ancrage dans la théorie de la commande optimale et plus particulièrement son lien étroit avec le PMP est souligné.

La performance de l'ECMS repose sur la gestion en ligne d'une variable dénommée facteur d'équivalence pondérant le coût de l'énergie électrique dans la consommation globale du véhicule. Ce facteur est déterminant dans le choix des commandes issues de l'optimisation et conditionne ainsi en temps réel la recharge ou la décharge de la batterie. A fortiori, la gestion du facteur d'équivalence est cruciale pour la performance de l'ECMS ainsi que pour sa robustesse vis-à-vis des contraintes sur l'état d'énergie batterie. On retrouve ainsi de nombreux travaux traitant de l'adaptation en ligne du facteur d'équivalence.

Dans ce chapitre, une structure de régulation ainsi qu'une démarche de mise au point est proposée pour la gestion du facteur d'équivalence de sorte à favoriser la robustesse de la régulation du niveau d'énergie de la batterie tout en conservant une consommation de carburant aussi optimale que possible. En effet, pouvoir se baser sur une approche transversale de régulation et de mise au point est primordial dans le développement de loi de gestion d'énergie embarquée sur des véhicules de série.

Le calcul du facteur d'équivalence est ici avant tout basé sur un prépositionnement (feedforward) identifié en simulation pour différents profils de roulage, taux de charge de référence et consommations moyennes des accessoires électriques. La prise en compte de la puissance des accessoires dans cette étude est motivée par son impact pouvant être prépondérant vis-à-vis de la traction sur la décharge de la batterie, en particulier sur les cycles à basse vitesse. La démarche proposée fait lien avec le suivi en ligne de la trajectoire d'état d'énergie optimale présentée au chapitre 2.

3.1 Principe du Minimum de Pontryagin et lien avec l'ECMS

Une autre approche que celle de la programmation dynamique permet de résoudre le problème de commande optimale (1.39) appliqué au véhicule hybride et formulé section 1.4.1. Le principe du Minimum (ou Maximum) de Pontryagin (PMP) [89, 41, 86, 24, 117] donne une condition nécessaire à l'optimalité d'une suite de commandes $\mathbf{u}_{opt}$. La commande optimale à l'instant $t \in [t_0; t_f]$ doit minimiser le Hamiltonien H du problème dual associé à (1.39) :

$$H(\mathbf{x}_{opt}(t), \mathbf{u}_{opt}(t), \boldsymbol{\lambda}_{opt}(t), t) \leq H(\mathbf{x}_{opt}(t), \mathbf{u}(t), \boldsymbol{\lambda}_{opt}(t), t), \forall \mathbf{u}(t) \in \mathcal{U}(t), \quad (3.1)$$

soit :

$$\mathbf{u}_{opt}(t) = \underset{\mathbf{u} \in \mathcal{U}}{\operatorname{argmin}} H(\mathbf{x}_{opt}(t), \mathbf{u}(t), \boldsymbol{\lambda}_{opt}(t), t), \quad (3.2)$$

où la fonction à minimiser $H(\cdot)$ est une combinaison de la fonction coût $L(\cdot)$ et des contraintes sur l'état, ainsi le Hamiltonien s'écrit :

$$H(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), \boldsymbol{\lambda}(t), t) = L(\mathbf{u}(t), \mathbf{x}(t), t) + \boldsymbol{\lambda}^T(t) \cdot f(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t) \quad (3.3)$$

avec $\boldsymbol{\lambda} \in \mathbb{R}^n$ le multiplicateur de Lagrange également appelé état adjoint associé à la variable d'état $\mathbf{x}$. La dynamique de $\boldsymbol{\lambda}(t)$ sur la trajectoire optimale est-elle même donnée par l'équation d'Euler-Lagrange :

$$\dot{\boldsymbol{\lambda}}_{opt}^T(t) = - \frac{\partial H(\mathbf{x}_{opt}, \mathbf{u}_{opt}, \boldsymbol{\lambda}_{opt}, t)}{\partial \mathbf{x}} \quad (3.4)$$

3.1. Principe du Minimum de Pontryagin et lien avec l'ECMS

Et la contrainte finale, également appelée condition de transversalité, exprimée par $\phi(\mathbf{x}(t_f))$ implique :

$$\boldsymbol{\lambda}_{opt}^T(t_f) = \frac{\partial \phi(\mathbf{x}(t_f))}{\partial \mathbf{x}(t_f)} \quad (3.5)$$

On parle ainsi de problème aux deux bouts, les conditions initiales des états ainsi que leurs dynamiques sont connues, et les conditions finales des états adjoints ainsi que leurs dynamiques sont connues. Le fait de ne pas connaître explicitement la valeur initiale $\boldsymbol{\lambda}_{opt}(t_0)$ rend ce problème généralement difficile à résoudre.

Dans le cadre d'une application du PMP sur le problème de minimisation de la consommation avec une contrainte finale sur l'état d'énergie batterie (SoE) [%], la valeur initiale de l'état adjoint peut se déterminer itérativement par dichotomie. A partir d'un intervalle de valeurs possibles on effectue une première estimation de $\boldsymbol{\lambda}_{opt}(t_0)$, en fonction du signe de l'erreur constaté sur $(SoE(t_f) - SoE_{cible})$ on exclut de l'intervalle de recherche la partie supérieure ou inférieure à la valeur de $\boldsymbol{\lambda}_{opt}(t_0)$ testée. En s'appuyant sur l'hypothèse que $SoE(t_f)$ est monotone en fonction de $\boldsymbol{\lambda}_{opt}(t_0)$, la méthode par dichotomie converge généralement rapidement vers la valeur $\boldsymbol{\lambda}_{opt}(t_0)$ qui respecte la contrainte finale désirée sur le SoE.

De plus, on admet en pratique que de par les propriétés des batteries de tractions considérées, la dépendance de la dynamique du SoE au SoE lui-même peut être négligée :

$$\dot{x} \simeq f(\mathbf{u}(t), t) \quad (3.6)$$

Ce constat s'appuie sur le fait que la tension à vide ainsi que la résistance interne de la batterie est faiblement dépendante de son SoE sur une large plage d'utilisation. Dans le cas où le SoE est la seule variable d'état considérée et que la fonction coût $L(.)$ ne dépend pas de l'état, cela se traduit sur la dynamique de l'état adjoint par :

$$\frac{d\lambda(t)_{opt}}{dt} = - \frac{\partial (L(\mathbf{u}, \lambda_{opt}, t) + \lambda_{opt}(t) \cdot f(\mathbf{u}(t), t))}{\partial x} = 0 \quad (3.7)$$

Sous cette hypothèse on considèrera donc que l'état adjoint optimal associé à la dynamique du SoE est une constante sur le trajet [14, 16, 77, 105]. Cette hypothèse n'est en pratique valable que si les contraintes sur l'état ne sont pas active durant la mission. Dans le cas contraire, la résolution du problème se complexifie entraînant des discontinuités sur l'état adjoint durant les phases

ou la contrainte devient active [43, 103, 35, 119].

L'ECMS propose de calculer la commande des actionneurs du GMP hybride à partir de la minimisation d'une consommation totale, ou équivalente, de l'énergie électrique et du carburant. On notera cette fonction H_{eq} , celle-ci s'écrivant sous la forme :

$$H_{eq}(\mathbf{u}(t), x(t), s(t), t) = P_{carb}(\mathbf{u}(t), t) + s(t).P_{ech}(\mathbf{u}(t), x(t), t) \quad (3.8)$$

Avec $P_{carb}(\cdot) = \dot{m}_{carb}(\cdot).PCI$ la puissance dégagée par la combustion du débit de carburant $\dot{m}_{carb}$ dont le pouvoir calorifique inférieur est donné par PCI , et P_{ech} la puissance électrochimique réversible de la batterie de traction. On retrouve le facteur d'équivalence $s(t)$ qui pondère le coût de l'énergie électrique relativement au carburant. Plus ce facteur est faible, et plus le coût associé à la dépense de l'énergie électrique le sera également, dans ces conditions les commandes retenues issues de la minimisation de H_{eq} favoriseront l'utilisation de la ME en traction. A l'inverse, plus $s(t)$ est élevé et plus l'énergie électrique sera préservée, jusqu'à pouvoir être générée via transformation par la ME de l'énergie mécanique issue d'un surplus de puissance fournie par le MCI, dans ces conditions c'est donc l'utilisation du MCI qui est privilégiée.

En reprenant l'écriture générale du Hamiltonien (3.3) et appliquée à la problématique de gestion d'énergie du véhicule hybride dont la dynamique de l'état d'énergie batterie a été définie à la section 1.3.5, équation (1.27), on obtient :

$$\begin{aligned} H(\mathbf{u}(t), x(t), \lambda(t), t) &= \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) + \lambda(t).f(\mathbf{u}(t), x(t), t) \\ &= \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) - \lambda(t). \frac{P_{ech}(\mathbf{u}(t), x(t), t)}{E_{MAX}} \\ &\equiv \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t).PCI - \lambda(t).PCI. \frac{P_{ech}(\mathbf{u}(t), x(t), t)}{E_{MAX}} \end{aligned} \quad (3.9)$$

On reconnaît ainsi la formulation de l'ECMS avec :

$$s(t) = \frac{-\lambda(t).PCI}{E_{MAX}} \quad (3.10)$$

Le lien est ainsi très étroit entre le facteur d'équivalence $s(t)$ introduit par l'ECMS et l'état adjoint du PMP, on fait souvent référence à l'ECMS comme étant l'homologue en ligne du PMP qui est lui orienté hors ligne. Le rôle du facteur d'équivalence est alors crucial, c'est lui qui permet de ramener une suite de minima instantanés en un minimum global sur le trajet. Ce chapitre

est donc dédié à la gestion en ligne du facteur d'équivalence, son rôle dans l'optimalité de la solution mais aussi dans la robustesse vis-à-vis du respect des contraintes sur le SoE.

3.2 Structure du contrôleur de SoE

La gestion du facteur d'équivalence $s(t)$ est décisive dans la mise en œuvre d'une stratégie basée sur l'ECMS. Le profil du facteur d'équivalence conditionne la performance et la robustesse de la stratégie, c'est-à-dire sa capacité à s'approcher de la solution optimale tout en respectant les contraintes d'état sur le SoE. Le principe du minimum de Pontryagin appliqué uniquement au problème de minimisation de la consommation du véhicule hybride nous indique que $s(t)$ conduisant à l'optimum du problème suit un profil que l'on peut considérer constant sur le trajet. La principale difficulté se résume donc à trouver la valeur s_{opt} conduisant à l'état final $x(t_f) = x_f$ souhaité, étant donnée la condition initiale $x(t_0) = x_0$. Ce résultat peut s'obtenir par une suite de tirs successifs sur un trajet donné où l'on fait converger par dichotomie s vers s_{opt} . Cela suppose donc que le parcours du véhicule est connu dans son intégralité, ce qui ne peut être réalisé qu'en simulation, ou bien sur véhicule en répétant plusieurs essais respectant des conditions de roulage strictement identiques. Cela n'est en revanche pas envisageable dans le cas d'un roulage client de tous les jours, dont le profil de roulage ainsi que les conditions extérieures sont bien trop variables et soumises à l'aléa.

Une des solutions les plus présentes dans la littérature pour contourner ce problème et pouvoir embarquer l'ECMS dans un véhicule consiste à créer une boucle fermée sur $s(t)$ qui se verra adapté en ligne [77, 39, 13, 14, 78, 107]. Un régulateur, généralement de type proportionnel-intégral cherche à réduire l'écart entre un SoE cible et l'estimation actuelle de SoE donnée par la batterie. Cette méthode rend applicable en ligne la stratégie ECMS mais éloigne la solution de l'optimalité d'un niveau très variable, dépendant du GMP considéré, des conditions de roulages, et bien évidemment du réglage du régulateur. L'enjeu majeur de l'application de l'ECMS se ramène donc à trouver un régulateur pour $s(t)$ qui aboutirait à une consommation qui tend vers l'optimalité, une solution qui respecte les contraintes sur l'état, et ce quel que soit les conditions de roulage. L'atteinte de cet objectif est en pratique autant conditionné par le GMP hybride considéré et son dimensionnement, que par l'efficacité de

Chapitre 3. Régulation de l'état d'énergie batterie

la stratégie, certains systèmes étant naturellement plus souples que d'autres. En effet, on constate à l'usage que les cas où l'application de l'ECMS s'avère problématique révèlent bien souvent un système mal dimensionné énergétiquement.

Néanmoins, par nature la commande optimale est basée sur une estimation en boucle ouverte du facteur d'équivalence. C'est à partir de ce constat que nous allons proposer une structure de contrôleur fortement basée sur l'estimation d'un terme de prépositionnement s_0 au plus proche possible de la valeur du facteur d'équivalence constant et optimal s_{opt} . Ce prépositionnement reste appuyé par un régulateur proportionnel intégral (PI) sur le SoE dont le but doit se résumer à corriger la méconnaissance des paramètres et des conditions de roulage, l'incertitude de réalisation de la commande, ainsi que le respect du domaine d'états admissibles. Le calcul de $s(t)$ proposé s'écrit de la façon suivante :

$$s(t) = s_0 \left(P_r(t), \dot{SoE}_{ref}^d(t), P_A^{moy}(t) \right) + K_p(\mathcal{E}(t)).\mathcal{E}(t) + K_i. \int_0^t \mathcal{E}(\tau).d\tau, \quad (3.11)$$

avec

$$\mathcal{E}(t) = SoE_{cible}(t) - SoE(t). \quad (3.12)$$

Le terme $\mathcal{E}(t)$ donne l'erreur entre le $SoE_{cible}(t)$, donné par une stratégie d'optimisation macroscopique telle qu'évoquée au chapitre 2, et le SoE courant de la batterie $SoE(t)$. Le terme feedforward s_0 est déterminé à partir de trois informations : le profil de roulage $P_r(t)$, la pente de la trajectoire de recharge/décharge à suivre, autrement dit le taux de charge de référence $\dot{SoE}_{ref}^d(t)$, ainsi que la consommation moyenne des accessoires électriques sur la batterie de traction $P_A^{moy}(t)$. Le profil de roulage est donné par l'appartenance du profil de vitesse et de couple à la roue à une catégorie énergétique donnée. On peut par exemple considérer un ensemble de quatre catégories : roulage urbain, extra-urbain, embouteillage, et autoroutier et associer un facteur s_0 pour chaque catégorie énergétique.

L'identification du profil de roulage peut se déterminer à partir de deux méthodes, exclusives ou complémentaires. La première consiste à analyser en temps réel le profil de vitesse véhicule et de couple à la roue, pour en déduire par traitement statistique une appartenance à une des quatre catégories proposées [67, 32]. Cette méthode, utilisée dans la variante A-ECMS (Adaptive-ECMS)

de la stratégie ECMS, se base sur des informations passées et présentes. Par conséquent, un changement de catégorie énergétique ne sera pas détecté instantanément, le temps pour la stratégie d'acquérir suffisamment d'informations sur les nouvelles conditions de roulage.

La seconde méthode consiste à se baser sur des informations télémétriques données par le système de navigation et l'info trafic pour évaluer les conditions de roulages présentes mais aussi futures, dans le cas où le conducteur a renseigné un trajet. La localisation du véhicule sur une portion de route plus ou moins bien définie par sa limitation de vitesse, son type (nationale, départementale etc), le nombre d'intersections, la pente, permet de classer les conditions de roulage dans une catégorie énergétique donnée. Cette méthode associée à l'ECMS est dénommée T-ECMS (Telemetry-ECMS) et n'est bien évidemment envisageable que sur les véhicules équipés d'un système de navigation. En pratique, il peut être intéressant de combiner les deux méthodes pour aboutir à une estimation des conditions de roulage la plus robuste et réactive possible.

Le terme s_0 dépend également de la pente de la trajectoire de SoE_{cible} en fonction de la distance : $S\dot{o}E_{ref}^d(t)$. Cette information, exprimée en km^{-1} , est donnée par l'optimisation macroscopique qui a pré-calculé une trajectoire de décharge de référence sur le trajet (travaux présentés au chapitre 2). Cette information permet d'ajuster s_0 de sorte à générer un taux de charge ou décharge en accord avec la trajectoire de SoE à suivre. La prise en compte de $S\dot{o}E_{ref}^d(t)$ est donc particulièrement intéressante sur les hybrides rechargeables, pour lesquels l'énergie contenue dans la batterie est suffisante pour bénéficier d'une trajectoire de SoE de référence à suivre. Sur les hybrides classiques équipés d'une batterie de faible capacité l'intérêt sera moindre, il pourra s'avérer suffisant de considérer une trajectoire SoE_{cible} constante, ce qui conduit également à considérer uniquement un taux de charge de référence nul $S\dot{o}E_{ref}^d(t) = 0$.

Enfin le terme $P_A^{moy}(t)$ permet de tenir compte de la puissance moyenne des consommateurs auxiliaires qui participent à la décharge de la batterie de traction. Cette puissance est la résultante de tous les consommateurs reliés à la batterie de traction, mais qui ne participent pas à la traction. On peut citer, suivant l'architecture électrique du véhicule, un convertisseur DC/DC vers le réseau 12V, un compresseur de climatisation, des résistances de chauffage de type CTP (Coefficient de Température Positif) ou autre. La consommation de

ces accessoires impacte directement le niveau d'énergie de la batterie de traction et agit comme une perturbation, parfois loin d'être négligeable (plusieurs kW) devant la puissance consommée par la traction. La dépendance de s_0 à $P_A^{moy}(t)$ a pour but de corriger le terme feedforward de sorte à rejeter cette perturbation et maintenir la trajectoire de SoE recherchée.

La puissance moyenne des accessoires est calculée à partir d'une moyenne glissante sur la consommation instantanée estimée à partir d'une mesure de courant. La taille de la fenêtre temporelle à considérer pour la moyenne glissante doit être choisie à l'image de la capacité de la batterie. Sur une petite batterie pouvant se voir déchargée en moins de dix minutes par les accessoires électriques, une fenêtre glissante sur une minute semble un bon compromis pour filtrer les variations ponctuelles de puissance consommée tout en gardant une réactivité suffisante. Sur une batterie plus importante de PHEV une fenêtre rallongée à cinq minutes sera plus adaptée.

Le prépositionnement est complété par une correction proportionnelle dont le but premier est d'assurer que la trajectoire de SoE reste dans une fenêtre définie, et ce quel que soit les conditions de roulage et les perturbations. Cette contrainte permet d'empêcher que la trajectoire de SoE s'écarte de manière trop prononcée de la trajectoire cible, et permet également d'éviter d'atteindre des niveaux de SoE aux extrêmes jugés défavorables pour la durée de vie de la batterie. Le facteur proportionnel $K_p(\mathcal{E}(t))$ variera en fonction de l'erreur, afin de s'adapter à la non-linéarité du système et à l'objectif recherché qui différera suivant si le SoE se trouve proche ou non de la contrainte. Enfin, le terme intégral a pour rôle de corriger l'estimation du facteur boucle ouverte s_0 en cherchant à réduire l'erreur statique entre la trajectoire de référence et le SoE réel. On peut voir l'action intégrale comme une correction de l'évaluation de s_0 due à la méconnaissance générale des paramètres de $s_0(.)$ ainsi que l'incertitude sur la dynamique du SoE et sur la réalisation des commandes.

3.3 Méthodologie de calibration proposée

3.3.1 Terme de prépositionnement

Le terme de prépositionnement s_0 est au centre du contrôleur proposé dans ce chapitre. La commande optimale étant assurée par un facteur d'équivalence

3.3. Méthodologie de calibration proposée

constant en boucle ouverte s_{opt} , nous allons chercher à estimer s_0 au plus proche de s_{opt} . Pour ce faire nous proposons de considérer trois paramètres influant à l'ordre un sur la valeur de s_{opt} pour un véhicule hybride donné : le profil de roulage ou catégorie énergétique P_r , la puissance moyenne des auxiliaires $P_A^{moy}(t)$, et le taux de charge/décharge à suivre $S\dot{o}E_{ref}^d(t)$ en km^{-1} .

On propose une écriture de s_0 sous la forme :

$$s_0(P_r(t), S\dot{o}E_{ref}^d(t), P_A^{moy}(t)) = f_{ident}(P_r(t), S\dot{o}E_{ref}^d(t)) + K_A(P_r(t)).P_A^{moy}(t), \quad (3.13)$$

où f_{ident} est une fonction cartographiée dont les points ont été déterminés à partir du jeu de simulations réalisé avec $s(t) = s_0 = cte$ et $P_A^{moy} = 0$. Il convient d'effectuer un balayage de s_0 sur toute sa plage utile, à chaque tir étant associé l'écart d'énergie entre le début et la fin du cycle normé par la distance parcourue : ΔSoE [$\%.km^{-1}$]. On définit ΔSoE global sur le cycle comme :

$$\Delta SoE = \frac{100.(E_{bat}(t_f) - E_{bat}(t_0))}{E_{MAX}.D}, \quad (3.14)$$

avec D la distance totale du cycle à l'origine du profil de roulage P_r considéré. L'écart d'énergie ΔSoE est ainsi équivalent au taux de charge/décharge $S\dot{o}E^d(t)$ moyen sur tout le cycle.

Nous proposons donc d'identifier s_0 par simulation MIL (Model In the Loop), à travers une série de calculs menés en considérant $s(t)$ constant sur le trajet, et dont les solutions seront embarquées dans le régulateur de la stratégie. Cela suppose donc d'avoir à sa disposition la loi de gestion d'énergie déjà développée, sous sa forme définitive telle qu'embarquée sur véhicule, associée à un modèle de l'environnement véhicule suffisamment représentatif.

Les profils de roulage pris pour références dans ce chapitre seront les cycles Artemis, si des cycles clients plus spécifiques à l'utilisation du véhicule considéré ont été identifiés, ils pourront être utilisés et les résultats ne seront que plus pertinents. En effet, les conditions de roulage moyennes pouvant différer sensiblement d'un continent à l'autre, l'identification de s_0 pourra être adaptée à chaque marché.

Le but recherché étant d'évaluer ΔSoE résultant de s_0 sur chaque cycle, il convient de s'affranchir des contraintes sur l'état d'énergie imposées par la taille de la batterie, afin que celles-ci ne puissent pas saturer le SoE sur le tra-

jet et ainsi fausser le taux de charge moyen relevé. Pour cela, il est nécessaire de considérer durant les calculs d'identification uniquement, une batterie de capacité très grande, de sorte à ne pas pouvoir atteindre les limites de SoE sur le trajet. Bien que l'approche proposée soit totalement générique, les résultats numériques présentés dans cette section sont significativement liés au choix de l'architecture hybride et à son dimensionnement, ils sont donnés à titre d'exemple pour illustrer la démarche.

La FIGURE 3.1 illustre les résultats obtenus pour la série de simulations basées sur le véhicule plug-in présenté section 2.2.1, le taux de charge est exprimé en $[\text{W.h.km}^{-1}]$ plutôt que d'être normé en $[\%\text{.km}^{-1}]$ afin de s'affranchir de la valeur de la capacité énergétique de la batterie considérée pour cette étude. Il est plus intéressant pour réduire la durée du calcul de balayer les valeurs de s_0 et de conserver le taux de charge correspondant, que de chercher par tirs successifs la valeur de s_0 aboutissant à un taux de charge donné. Le résultat brut issu de la simulation est donc $\Delta SoE = f_0(s_0, P_r)$ (partie supérieure de la FIGURE 3.1). L'évolution de ΔSoE étant monotone croissante en fonction de s_0 , la fonction $s_0 = f_{ident}(P_r, \dot{SoE}^d)$ (partie inférieure de la FIGURE 3.1) s'obtient simplement en inversant la fonction f_0 .

A partir d'une seconde série de simulations, nous cherchons s_{opt} assurant le bilan batterie nul sur tous les profils de roulage considérés et pour $P_A \in [0; P_A^{max}]$, avec P_A constant sur le cycle. Pour notre étude nous considérons $P_A^{max} = 2000 \text{ W}$. La FIGURE 3.2 présente les résultats obtenus, on constate que la dépendance de P_A sur s_{opt} est fortement linéaire pour chaque profil de roulage. A partir d'une régression linéaire nous identifions $K_A(P_r)$ tel que la compensation de la puissance des accessoires sur s_0 s'écrit sous la forme d'un offset $K_A(P_r).P_A^{moy}$ sur $s_0(P_A^{moy} = 0)$ obtenu à partir de la première série de simulations. Les valeurs de $K_A(P_r)$ obtenues pour le véhicule considéré sont données dans la TABLE 3.1. L'impact de P_A sur s_{opt} est significativement plus important pour les cycles dont la vitesse moyenne est faible. La FIGURE 3.3 exprime la surconsommation relative de carburant entraînée par $P_A > 0$. Celle-ci évolue linéairement avec P_A , et peut prendre des proportions très importantes sur les cycles urbain et embouteillage où la puissance moyenne à la roue est faible. En effet, sur le cycle embouteillage la valeur moyenne de la puissance fournie par le GMP pour le véhicule considéré est inférieure à 600 W, une consommation électrique dépassant 1000 W est donc prépondérante de-

3.3. Méthodologie de calibration proposée

TABLE 3.1 – Coefficient de correction de la puissance des accessoires K_A sur différents cycles.

Cycle	A. urbain	A. embouteillage	A. extra-urbain	A. autoroutier
K_A	$7, 7.10^{-5}$	$18, 1.10^{-5}$	$2, 11.10^{-5}$	$1, 22.10^{-5}$

vant le besoin énergétique de la traction. Ce constat renforce la nécessité de tenir compte de la puissance des accessoires dans l'estimation feedforward de s_{opt} .

Au final, l'estimation s_0 de s_{opt} embarquée dans le régulateur et donnée par (3.13) est obtenue à travers une première estimation du facteur d'équivalence sur différents profils de roulage et pour différents taux de charge mais à P_A nulle. La dépendance à la consommation des accessoires est quant à elle estimée par un offset proportionnel à P_A dont le coefficient de proportionnalité dépendant du profil de roulage est identifié à partir d'une seconde série de simulations faisant varier le paramètre P_A .

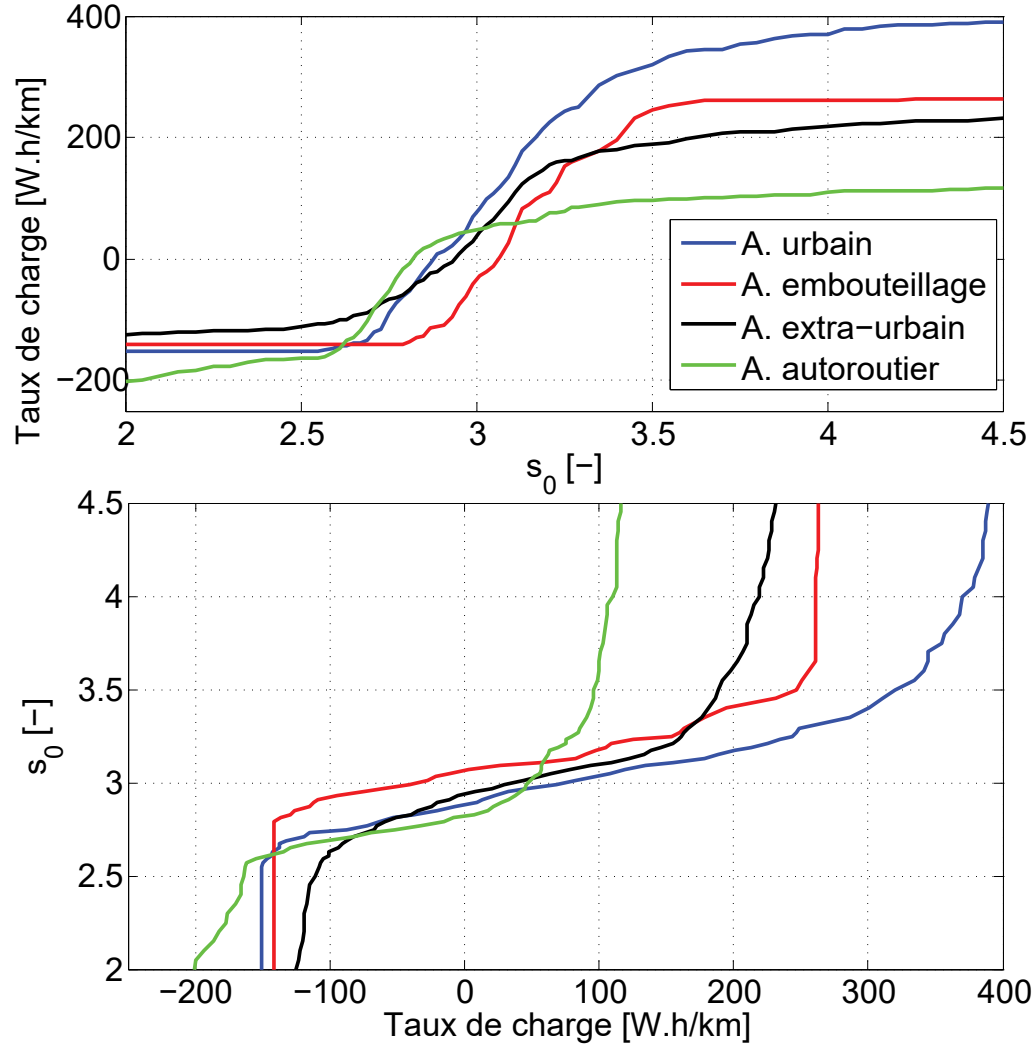


FIGURE 3.1 – Dépendance entre le facteur d'équivalence $s = s_0$ maintenu constant et le taux de charge global $S\dot{o}E^d$ sur le trajet. Le repère inférieur trace $s_0 = f_{ident}(P_r(t), S\dot{o}E_{ref}^d(t))$ qui sera embarqué pour calculé le prépositionnement en ligne.

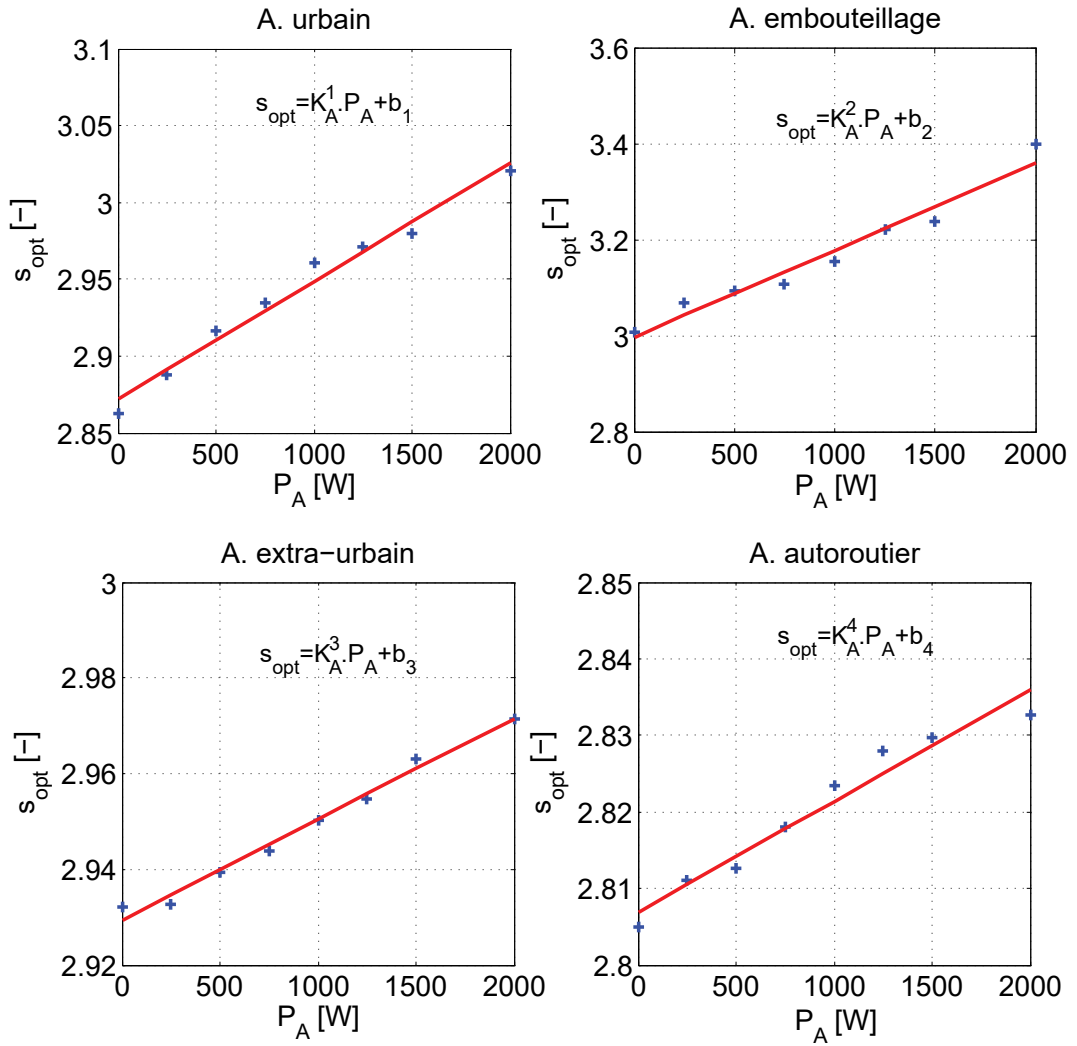


FIGURE 3.2 – Dépendance de s_{opt} à la consommation électrique P_A pour les différents profils de roulage.

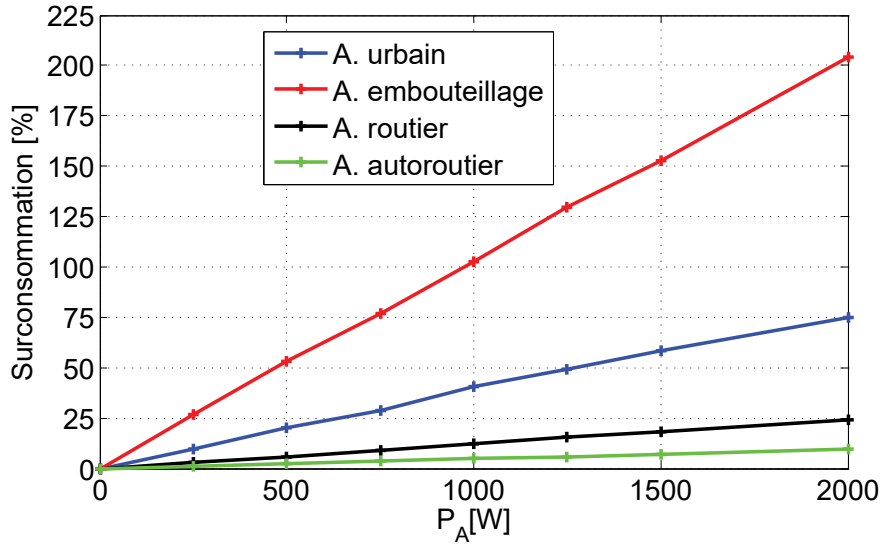


FIGURE 3.3 – Surconsommation entraînée par l'augmentation de P_A pour les différents profils de roulage.

3.3.2 Terme proportionnel

La problématique de régulation du SoE d'un véhicule hybride est spécifique et se démarque des problématiques usuelles de régulations qui visent à assurer un suivi de consigne en minimisant une erreur dynamique et statique tout en garantissant la stabilité du système. Le problème de commande optimal fixe une contrainte sur l'état final, qui peut donc être pris comme SoE_{cible} , mais en aucun cas cela revient à devoir minimiser l'erreur entre $SoE(t)$ et SoE_{cible} tout au long du trajet. En effet, coller parfaitement à une cible de SoE constante détruirait totalement le degré de liberté offert par l'hybridation, et conduirait à retomber sur une consommation proche de celle du véhicule thermique.

En pratique il faut donc « laisser vivre » le SoE tout au long du trajet, laisser la batterie se charger durant les phases de freinage, la laisser se décharger lorsque les conditions ne sont pas favorables au démarrage du MCI, et la recharger via le MCI lorsque elles le sont. C'est bien l'utilisation du tampon énergétique qu'est la batterie qui permet d'exploiter le potentiel de réduction de la consommation offert par l'hybridation. Il est toutefois nécessaire de s'assurer que le SoE reste dans la limite d'une fenêtre définie, sans diverger. Par conséquent, le rôle de la correction proportionnelle sera d'assurer la recharge de la batterie lorsque le SoE s'approche de la limite SoE_{Min} , et symétrique-

3.3. Méthodologie de calibration proposée

ment assurer sa décharge lorsque le SoE s'approche du SoE_{Max} . On définit les bornes SoE_{Max} et SoE_{Min} de la fenêtre de SoE à partir d'une erreur minimale $\mathcal{E}_{Min}$ et maximale $\mathcal{E}_{Max}$ considérées constantes :

$$\begin{aligned} SoE_{Max}(t) &= SoE_{cible}(t) - \mathcal{E}_{Min} \\ SoE_{Min}(t) &= SoE_{cible}(t) - \mathcal{E}_{Max}. \end{aligned} \quad (3.15)$$

Il apparait donc pertinent de considérer séparément le cas numéro 1 où $|\mathcal{E}(t)|$ est faible, et où la correction sur le taux de charge recherchée le sera également, du cas numéro 2 où $\mathcal{E}(t)$ est proche des bornes $\mathcal{E}_{Min}$ et $\mathcal{E}_{Max}$ où la correction devra être maximale pour empêcher la divergence du SoE. De plus, l'allure de s_{opt} en fonction du taux de charge étant globalement non linéaire (voir FIGURE 3.1), la démarche proposée s'appuie sur l'utilisation d'un gain proportionnel $K_p = f(\mathcal{E})$ dépendant de l'erreur $\mathcal{E}$ sur le SoE.

Il apparait toutefois qu'au voisinage du taux de charge nul, correspondant au cas numéro 1, la pente du facteur d'équivalence $\dot{s}_0$ est proche d'une constante sur tous les profils de roulage. Dans ces conditions, on définit la constante $\dot{s}_0$, pente de s_0 sur la partie linéaire correspondant à la zone 1 de la FIGURE 3.4. Le calcul de $\dot{s}_0$ sur tous les profils de roulage considérés permet de définir $\dot{s}_0^{moy}$ par :

$$\dot{s}_0^{moy} = mean(\dot{s}_0(P_r)), \quad (3.16)$$

où *mean* est la moyenne arithmétique de $\dot{s}_0$ relevé sur tous les profils de roulage considérés. La grandeur $\dot{s}_0^{moy}$ renseigne sur la variation moyenne de s_0 sur tous les cycles en fonction de la variation du taux de charge en $[W.h.km^{-1}]$, pour le système considéré dans ce chapitre $\dot{s}_0^{moy}$ vaut $1.5.10^{-3} [km.(W.h)^{-1}]$. Dans ces conditions, on peut donc définir K_p en fonction de $\dot{s}_0^{moy}$:

$$K_p = \frac{\dot{s}_0^{moy}}{D_{conv}}, \quad (3.17)$$

avec D_{conv} une distance de convergence en [km] réglable telle que pour une erreur $\mathcal{E}$ exprimée en W.h la variation du taux de charge entraînée par la correction $s_p = K_p \cdot \mathcal{E}$ sera de $\frac{\mathcal{E}}{D_{conv}} [W.h.km^{-1}]$. Par conséquent, plus la distance de convergence sera faible et plus la correction proportionnelle sera importante. Un gain K_p trop élevé bridera les excursions de SoE ce qui pénalisera la consommation. En pratique, plus l'adaptation en ligne du feedforward $s_0(.)$ est juste et moins la correction proportionnelle est nécessaire.

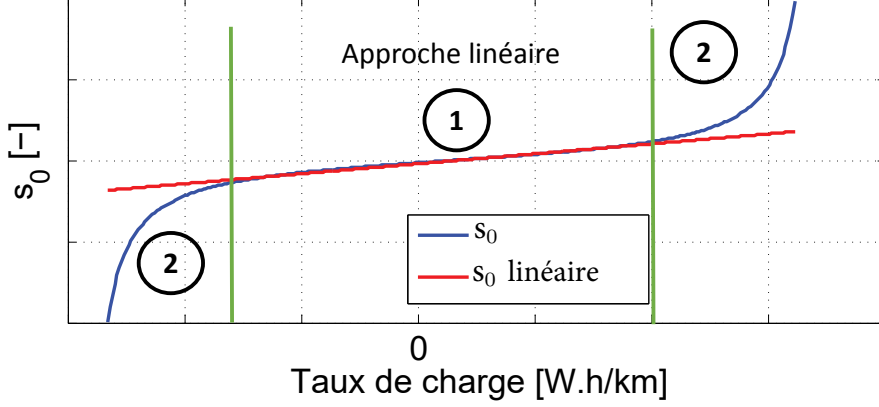


FIGURE 3.4 – Schéma illustrant le calcul de la constante $\dot{s}_0$ à partir de la portion de s_0 considérée linéaire relevé autour du taux de charge nul.

Dans le cas numéro 2, afin de s'assurer que le SoE ne sortira pas de sa fenêtre prédéfinie, il est nécessaire d'atteindre les extrema sur le taux de charge correspondant aux zones 2 de la FIGURE 3.4. Il est alors essentiel d'augmenter drastiquement la valeur de $K_p(\mathcal{E})$ dans le cas où $\mathcal{E}$ est proche de $\mathcal{E}_{Max}$ ou $\mathcal{E}_{Min}$. La FIGURE 3.5 illustre la définition proposée de la fenêtre de SoE. Le but recherché est de se ramener à des valeurs de $s(t)$ qui garantissent l'application des commandes minimales ou maximales des actionneurs suivant si le besoin est de décharger ou recharger la batterie. Le calcul des bornes s_{Min} et s_{Max} peut s'effectuer hors ligne, dans le champ de fonctionnement (v_{veh}, T_{GMP}) , tel que :

$$\begin{aligned} \underset{u}{\operatorname{argmin}}(H(u, s_{Max})) &= \bar{u} \\ \underset{u}{\operatorname{argmin}}(H(u, s_{Min})) &= \underline{u}, \end{aligned} \quad (3.18)$$

où la commande u choisie est T_{MCI} . La commande $\underline{u}$ étant garantie lorsque s_{Min} est suffisamment faible pour que l'Hamiltonien soit strictement croissant et symétriquement $\bar{u}$ est garantie lorsque s_{Max} est suffisamment grand pour que l'Hamiltonien soit strictement décroissant. Ainsi, on propose de déterminer $K_p(\mathcal{E}_{Min})$ tel que $s(t) = s_{Min}$ assure la décharge maximale et $K_p(\mathcal{E}_{Max})$ tel que $s(t) = s_{Max}$ assure la recharge maximale :

$$\begin{aligned} K_p(\mathcal{E}_{Max}) &= \frac{s_{Min} - s_0}{\mathcal{E}_{Max}} \\ K_p(\mathcal{E}_{Min}) &= \frac{s_{Max} - s_0}{\mathcal{E}_{Min}}. \end{aligned} \quad (3.19)$$

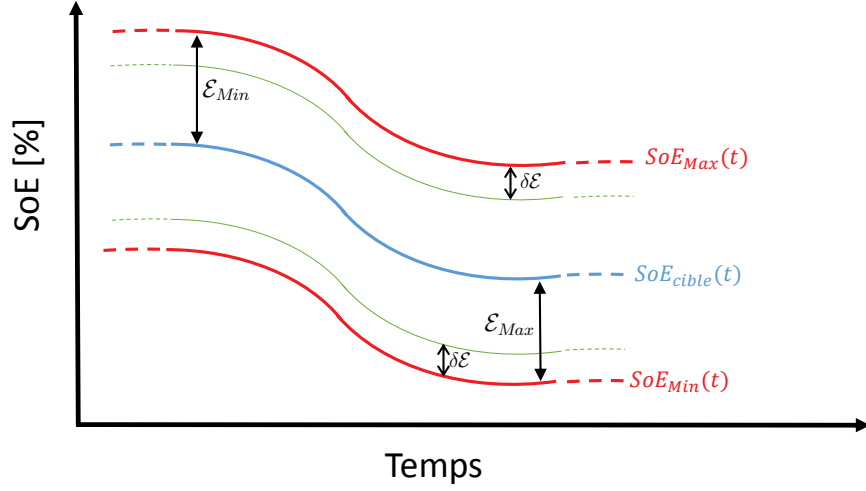


FIGURE 3.5 – Illustration de la fenêtre de SoE admissible autour du SoE_{cible} sur le trajet.

La FIGURE 3.6 synthétise l'allure du coefficient proportionnel $K_p(\mathcal{E})$ proposé. Celui-ci est constant pour $\mathcal{E} \in [\mathcal{E}_{Min} + \delta\mathcal{E}; \mathcal{E}_{Max} - \delta\mathcal{E}]$, ce qui correspond à la fenêtre nominale d'utilisation du SoE. Si $\mathcal{E}$ vient à sortir de cet intervalle et s'approche des bornes minimale ou maximale, $K_p(\mathcal{E})$ augmente linéairement de sorte à garantir $s(\mathcal{E}_{Max}) = s_{Max}$ et $s(\mathcal{E}_{Min}) = s_{Min}$ et ainsi assurer respectivement $u_{opt} = \bar{u}$ et $u_{opt} = \underline{u}$. Cette approche rejoint une méthode que l'on peut retrouver dans la littérature et qui consiste à définir la correction sur le facteur d'équivalence en fonction de $\mathcal{E}(t)$ à partir de la fonction tangente [107, 105, 78, 81].

Forcer la commande sur ses extrema va généralement à l'encontre de la consommation, par conséquent l'occurrence de ce cas d'usage doit rester le plus ponctuel possible. Tomber de façon répétée dans ces conditions traduit généralement une fenêtre de SoE sous-dimensionnée, ou bien un mauvais réglage du terme feedforward ou intégral du régulateur. Il se peut également que les conditions de roulage soient physiquement incompatibles avec la trajectoire de SoE à suivre. Par exemple si la puissance que doit fournir le GMP excède celle du MCI de façon prolongée, ce qui conduit à la décharge de la batterie via l'utilisation de la ME en traction, et qui est donc incompatible avec une trajectoire $\dot{SoE}_{ref}^d(t) \geq 0$.

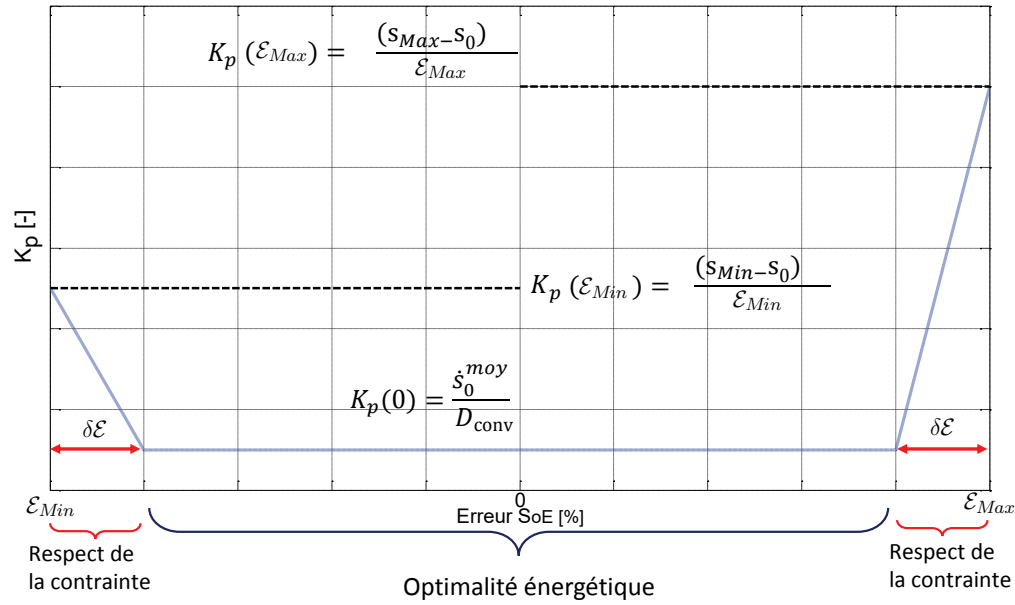


FIGURE 3.6 – Représentation du gain K_p proposé en fonction de l’erreur de SoE.

Pour conclure, la correction proportionnelle sur $s(t)$ doit répondre à un besoin transitoire et ponctuel, par exemple pour compenser une perturbation causée par l’activation d’un gros consommateur électrique. Ainsi, la correction proportionnelle se doit d’assurer le respect de la fenêtre de SoE en toutes circonstances. En revanche, celle-ci se doit d’être la plus passive possible en conditions nominales, la commande optimale étant donnée par une trajectoire constante de $s(t)$. Le choix d’une correction proportionnelle peu intrusive est également bénéfique pour limiter les variations de $s(t)$ trop prononcées, ce qui éloigne la solution de l’optimalité notamment en accentuant le cyclage charge/décharge de la batterie et toutes les pertes que cela entraîne dans la chaîne électrique. Ce phénomène tend également à rendre les commandes erratiques, ce qui peut être très pénalisant pour l’agrément de conduite.

Cette problématique est ici traitée en deux étapes, la première consistant à linéariser le système autour des faibles taux de charge, dont la pente est utilisée pour calculer le gain proportionnel constant dans ces conditions. La deuxième étape consiste à augmenter le gain proportionnel au voisinage des limites de la fenêtre de SoE, de sorte à garantir l’application des extrema sur la commande et empêcher, autant que possible, la divergence du SoE.

3.3.3 Terme intégral

Le rôle principal de la correction intégrale est de centrer la trajectoire de $SoE(t)$ autour de $SoE_{cible}(t)$ dans le cas où l'erreur d'estimation de s_{opt} par le feedforward s_0 entraîne l'apparition d'une erreur statique. Supposons que le véhicule suive un profil de roulage pour lequel la valeur optimale du facteur d'équivalence assurant un fonctionnement charge sustaining est s_{opt} . L'estimation feedforward s_0 de s_{opt} à partir des conditions de roulage sera soumise à une erreur Δs tel que :

$$s_0 = s_{opt} + \Delta s \quad (3.20)$$

Où s_0 conduira à une recharge de la batterie sur le trajet si $\Delta s \geq 0$, et une décharge dans le cas opposé. La divergence du SoE va finalement être compensée par le correcteur proportionnel lorsque :

$$s(t) = s_0 + K_p \cdot \mathcal{E}(t) = s_{opt} \Rightarrow K_p \cdot \mathcal{E}(t) = -\Delta s \quad (3.21)$$

La trajectoire $SoE(t)$ va par conséquent se stabiliser autour d'une valeur correspondant à $(SoE_{cible} - \mathcal{E})$ où :

$$\mathcal{E} = \frac{-\Delta s}{K_p} \quad (3.22)$$

L'ajout d'une correction intégrale va permettre, à travers l'intégration de cette erreur dans le temps, de compenser l'erreur d'estimation Δs . La FIGURE 3.7 illustre schématiquement l'apport de la correction intégrale sur la régulation du SoE . Ainsi, la correction intégrale doit se limiter à son rôle traditionnel de correction d'erreur statique. Le poids de la correction intégrale dans $s(t)$ doit rester relativement faible, au risque d'entraîner des oscillations dans la régulation du SoE . Il peut donc s'avérer plus prudent de saturer la correction de l'action intégrale pour un effet anti-emballlement :

$$\underline{s}_I \leq K_i \int_{t_0}^t \mathcal{E}(t) \cdot dt \leq \bar{s}_I \quad (3.23)$$

On peut choisir les bornes de cette correction $\underline{s}_I$ et $\bar{s}_I$ à partir de $\dot{s}_0^{may}$ calculé sur les courbes de la FIGURE 3.1 tel que :

$$\begin{aligned} \underline{s}_I &= \dot{s}_0^{may} \cdot \dot{SoE}_{min}^d \\ \bar{s}_I &= \dot{s}_0^{may} \cdot \dot{SoE}_{max}^d, \end{aligned} \quad (3.24)$$

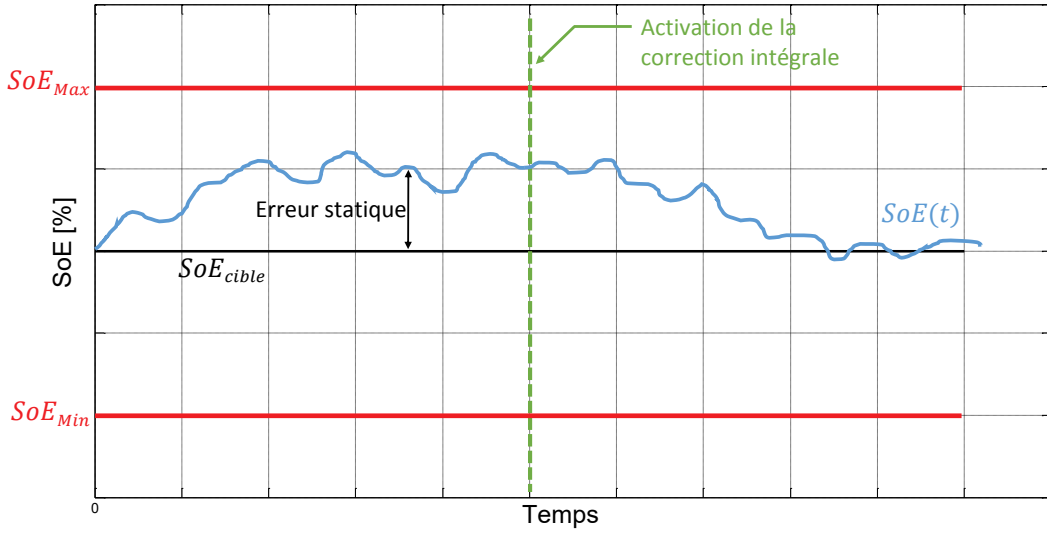


FIGURE 3.7 – Illustration du rôle de la correction intégrale sur la régulation de SoE.

où $\dot{SoE}_{min}^d$ et $\dot{SoE}_{max}^d$ sont respectivement les taux de décharge et de charge maximums que l'on souhaite attribuer à la correction intégrale. Cette saturation de l'action intégrale peut s'implémenter en écrivant le gain K_i de la façon suivante :

$$K_i = \begin{cases} G_i & \text{si } \underline{s}_I \leq G_i \int_{t_0}^t \mathcal{E}(t).dt \leq \bar{s}_I \\ 0 & \text{sinon,} \end{cases} \quad (3.25)$$

Où G_i est définie en fonction de $\dot{s}_0^{moy}$ par :

$$G_i = \frac{\dot{s}_0^{moy}}{D_{conv} \cdot T_{conv}} = \frac{K_p}{T_{conv}}, \quad (3.26)$$

avec T_{conv} une période de convergence calibrable telle que pour une erreur constante $\mathcal{E}(t) = \mathcal{E}$ exprimée en W.h, la variation du taux de charge donnée par la correction $s_i = K_i \cdot \mathcal{E}$ sera de $\frac{\mathcal{E}}{D_{conv}}$ W.h.km⁻¹ au terme de la durée T_{conv} .

3.4 Résultats et discussion

Le recours à la simulation est indispensable pour évaluer et améliorer la performance de la régulation du SoE dans diverses conditions de roulage. En effet, une adaptation des paramètres K_p et K_i par essai-erreur lors de la mise

au point, aussi légère soit-elle, semble inévitable. Les résultats présentés dans cette section mettent en avant l'apport de la structure de régulation du SoE proposée pour une application en ligne de la commande optimale via l'ECMS. Les trois principaux objectifs recherchés sont le rejet de perturbation (changement de conditions de roulage, forte variation de la puissance consommée par les accessoires), le maintien du SoE dans une fenêtre définie (contraintes sur l'état), et enfin l'optimalité énergétique.

La FIGURE 3.8 illustre l'allure du facteur d'équivalence $s(t)$ pour un trajet urbain avec le terme $s_0 = s_{opt}$ correctement identifié, la valeur de la correction proportionnelle est donnée par s_p et celle de la correction intégrale par s_i , tel que $s(t) = s_0(t) + s_p(t) + s_i(t)$. Dans ces conditions idéales, la boucle fermée est réglée de sorte à être aussi peu impactante que possible dans le but de ne pas brider inutilement les excursions de SoE, ainsi les composantes s_p et s_i de la correction PI restent faibles relativement à s_0 . La moyenne de $s(t)$ sur le trajet approxime s_{opt} avec une erreur de seulement 0,35% et la consommation sur le cycle n'est ici dégradée que de 0.5% par rapport à l'optimum donné par s_{opt} .

La FIGURE 3.9 illustre le scénario où le terme s_0 a été mal évalué, ici le cas est très défavorable puisque le prépositionnement correspondant au roulage sur autoroute est appliqué en condition d'embouteillage. Par conséquent le SoE chute au lieu de suivre sa cible, c'est alors l'action proportionnelle et surtout intégrale qui permettent de recentrer la trajectoire de SoE autour de la cible. La surconsommation par rapport à la solution donnée par $s(t) = s_{opt}$ est ici de 1,7 %. On remarque cependant qu'il faut plus de 1000 secondes à la boucle fermée pour corriger l'erreur d'estimation de s_0 , alors qu'un réglage plus dynamique des coefficients K_p et K_i aurait pu entraîner une correction bien plus rapide. Le régulateur devra donc ajuster la prépondérance de la boucle fermée en cohérence avec la confiance qu'il accorde à l'estimation feedforward de $s(t)$. Si le véhicule est capable d'offrir une reconnaissance fiable des conditions de roulage, une boucle fermée lente et peu impactante est préconisée pour réduire la consommation. A l'opposé, si aucun mécanisme d'identification des conditions de roulage n'est envisagé, alors le rôle de la boucle fermée sera prépondérant dans la robustesse de la régulation et son action devra être réglée en conséquence.

Chapitre 3. Régulation de l'état d'énergie batterie

La FIGURE 3.10 illustre l'adaptation de s_0 en cours de trajet suite à un changement simultané du profil de roulage ainsi que d'une variation de la puissance consommée par les accessoires $P_A(t)$. L'adaptation de s_0 du profil routier au profil embouteillage est réalisé instantanément (à $t=1000s$), celui-ci pouvant être indiqué par un système d'info trafic en temps réel. L'adaptation de s_0 à l'augmentation de $P_A(t)$ est plus progressive, celle-ci étant proportionnelle à $P_A^{moy}(t)$ qui est une moyenne glissante de $P_A(t)$. Au final ce changement significatif des conditions de roulage est correctement compensé et l'allure du SoE reste toujours bien centrée autour de sa cible tout le long du trajet.

A l'opposé, la FIGURE 3.11 illustre le même scénario mais sans adaptation du feedforward s_0 qui reste constant sur le trajet. Encore une fois, c'est par conséquent à la boucle fermée de corriger intégralement la mauvaise estimation de s_0 , ce qui nécessite un temps de réaction qui conduit à passer par une phase de durée variable où le SoE diverge de sa cible. Dans le cas présent, le SoE n'est plus correctement centré autour de sa cible et finit à 12% de celle-ci. En quantifiant la quantité équivalente de carburant correspondant à cet écart à partir du facteur d'équivalence optimale s_{opt} sur le trajet on retrouve une consommation corrigée supérieure de 1.2 % à celle obtenue avec adaptation de s_0 (cas de la FIGURE 3.10).

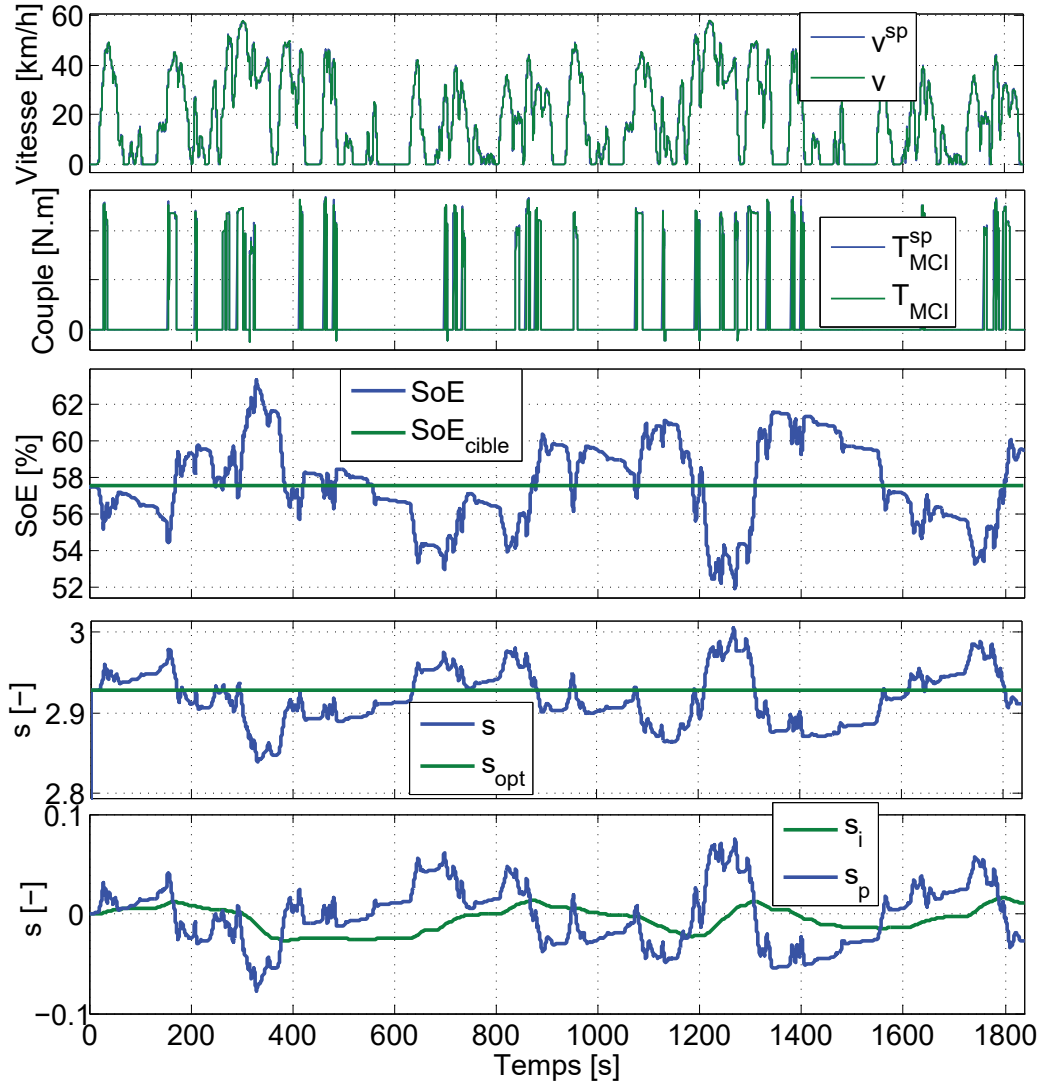


FIGURE 3.8 – Simulation MIL réalisée sur cycle urbain en mode maintien de charge avec la composante feedfoward $s_0 = s_{opt}$ correctement identifiée.

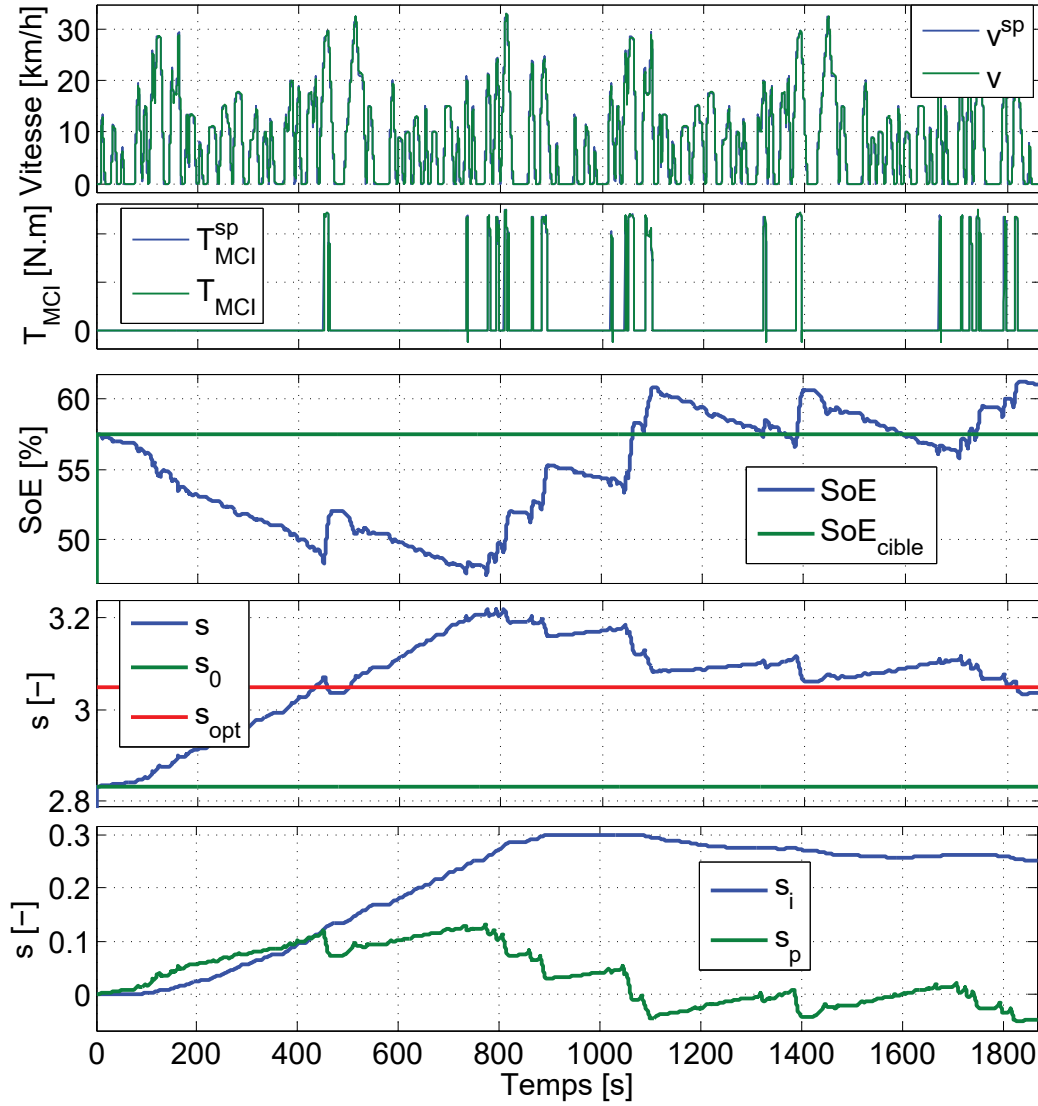


FIGURE 3.9 – Simulation MIL réalisée sur cycle embouteillage en mode maintien de charge avec erreur d'identification du terme feedforward s_0 , la valeur correcte de s_{opt} est tracée en rouge.

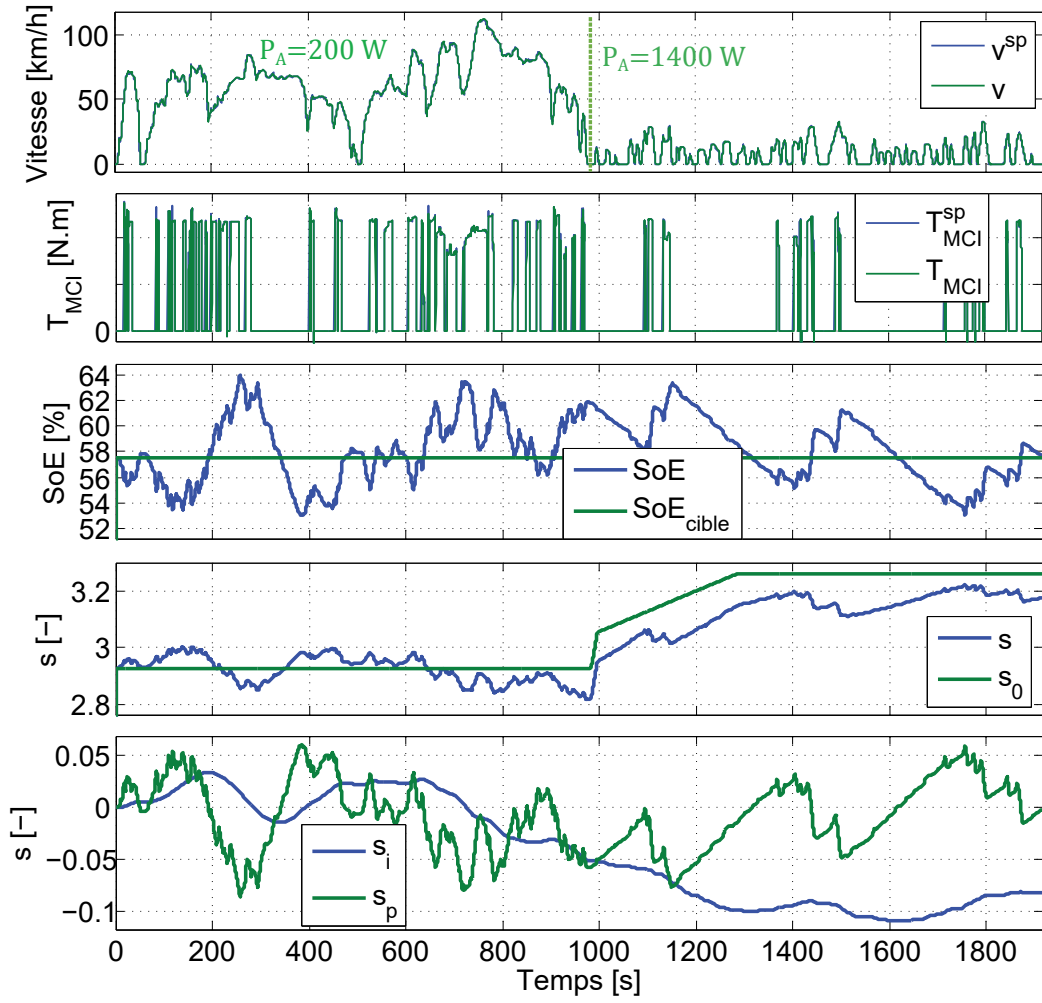


FIGURE 3.10 – Illustration de l’adaptation en ligne de s_0 au changement du profil de roulage ainsi qu’à l’augmentation de P_A .

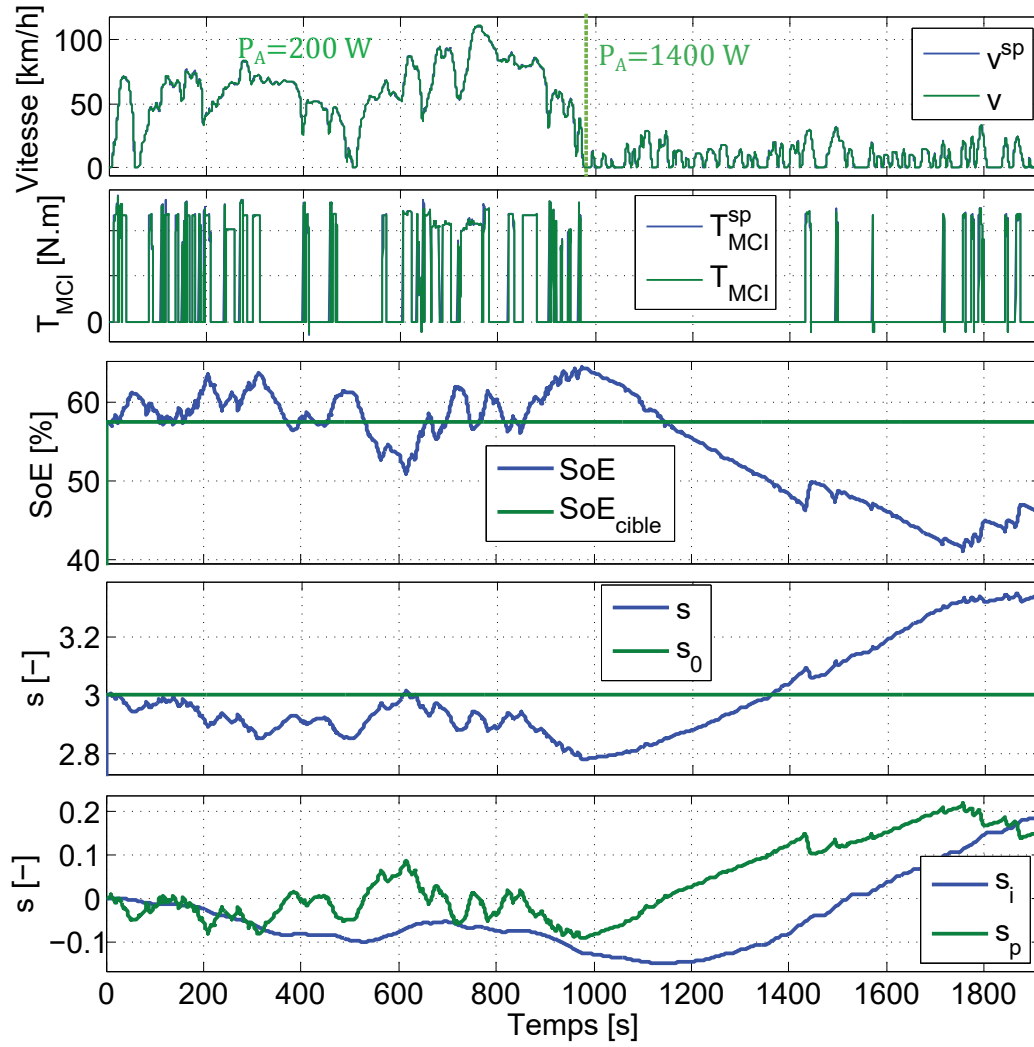


FIGURE 3.11 – Changement des conditions de roulage en cours de trajet sans adaptation de s_0 qui est choisi constant durant la simulation.

3.5 Conclusion

L'adaptation en ligne du facteur d'équivalence $s(t)$ est indispensable pour garantir la robustesse du suivi de la trajectoire de SoE pour une application embarquée de la stratégie ECMS. C'est cette adaptation qui déterminera la performance globale de la stratégie sur le trajet. En effet, la trajectoire optimale de décharge présentée au chapitre 2 définit de manière macroscopique l'optimum global quant à l'utilisation de l'énergie électrique sur le trajet, en considérant celui-ci dans son intégralité. En revanche, c'est la régulation du SoE via le facteur d'équivalence qui est en pratique chargée d'assurer ce suivi de trajectoire, son rôle est donc tout aussi important.

Sans prétendre fournir une méthodologie universelle de régulation du SoE, ce chapitre propose une structure de régulation transversale ainsi qu'une démarche générale de mise au point avant tout basée sur la simulation. Une telle démarche est indispensable dans le cadre du développement en série de la loi de gestion d'énergie pour assurer la performance globale et la robustesse de la stratégie en réduisant les heures de mise au point sur véhicule, bien plus coûteuses. La démarche proposée se base sur une évaluation de $s(t)$ principalement en boucle ouverte, mais appuyée par une correction de type PI sur le SoE batterie. L'estimation du prépositionnement est en effet déterminant pour la consommation, moins celle-ci est performante, et plus il faudra compter sur une boucle fermée réactive garantissant la robustesse du suivi de la cible de SoE, mais au prix d'une solution un peu plus éloignée de l'optimalité.

Une série de simulations MIL permet d'évaluer le facteur d'équivalence optimal s_{opt} sur différents profils de roulage et pour différentes valeurs du taux de charge moyen sur le trajet. Ces valeurs peuvent ainsi être embarquées dans le régulateur en ligne et utilisées en tant que prépositionnement pour suivre une trajectoire de décharge de référence de pente $S\dot{o}E_{ref}^d$. Une seconde série de simulations a permis d'évaluer la dépendance de s_{opt} à la puissance consommée par les accessoires électriques. On propose de compenser celle-ci par un offset sur $s_{opt}(P_A = 0)$ proportionnel à la puissance moyenne relevée sur fenêtre glissante P_A^{moy} . Le facteur d'équivalence en boucle ouverte s_0 est ainsi choisi comme la valeur de s_{opt} correspondant aux conditions de roulage identifiées au cours du trajet, $s_0(P_r(t), S\dot{o}E_{ref}^d(t), P_A^{moy}(t))$.

Une correction proportionnelle en boucle fermée sur l'erreur de SoE est

nécessaire pour borner l'évolution du SoE dans une fenêtre prédéfinie en toute situation. Il est préférable pour la consommation que cette correction reste la plus légère possible pour ne pas brider de façon excessive les excursions de SoE. Lorsque l'erreur nécessite une faible correction, le gain proportionnel est calculé à partir de la pente de du facteur d'équivalence optimale en fonction du taux de charge sur le cycle qui peut être considéré comme linéaire. En revanche, si le SoE s'écarte significativement de sa cible, on propose d'accroître fortement le gain K_p au voisinage des bornes de la fenêtre de SoE de sorte à forcer la charge ou la décharge de la batterie conformément au besoin.

Une correction de type intégral est également employée de sorte à compenser l'erreur d'estimation entre s_0 et s_{opt} qui se retrouve au final dans l'erreur statique entre le SoE batterie et sa cible. Le recours à la simulation reste indispensable pour proposer un réglage pertinent de la boucle fermée en cohérence avec la performance de l'estimation feedforward s_0 . Le cas idéal pour la performance énergétique du véhicule est de s'appuyer principalement sur une bonne estimation de s_0 en fonction des conditions de roulage sur le trajet, garantissant des commandes proches de l'optimalité. Dans ces conditions la boucle fermée se doit de rester une correction d'appoint dans le but de conserver une trajectoire de SoE bien centrée autour de sa cible. La démarche proposée dans ce chapitre pour adresser la régulation du SoE batterie sera reprise dans les résultats d'application de l'ECMS présentés dans les chapitres 4 et 5.

Chapitre 4

Optimisation multi-objectif de la commande du GMP hybride

Dans ce chapitre nous aborderons l'optimisation multi-objectif du point de fonctionnement d'un GMP hybride. Nous partons donc d'une problématique pour laquelle la consommation de carburant du véhicule n'est pas l'unique grandeur à minimiser. Cela se traduit en pratique par une écriture du problème de commande optimale dans laquelle la fonction coût est une somme pondérée entre la consommation de carburant et un ou plusieurs termes supplémentaires à définir. L'approche multi-objectif est indispensable dans le développement des lois de gestion d'énergie embarquées basées sur la commande optimale afin de pouvoir traiter le compromis inter-prestations propre à tout véhicule.

Nous nous intéresserons à deux cas d'étude portés par les enjeux les plus marqués pour le partenaire industriel. Le premier reposera sur un hybride rechargeable équipé d'une boîte automatique innovante. L'étude portera sur la prise en compte des changements de rapports dans l'optimisation énergétique, dans le but de pouvoir gérer le compromis entre la fréquence des transitions et la réduction de la consommation du véhicule. De manière générale, ce cas d'étude proposera une solution pour gérer le compromis entre deux prestations majeures : la consommation et l'agrément de conduite du véhicule.

Le second cas d'étude sera basé sur le même véhicule, mais l'attention sera portée sur sa batterie, plus particulièrement sur la gestion de sa température et de son vieillissement. De par son coût élevé, la durée de vie de la batterie est au centre d'un enjeu économique crucial dans le développement des véhicules

électrifiés. Nous présenterons une stratégie de gestion d'énergie multi-objectif dont l'intérêt repose sur la possibilité de pouvoir gérer le compromis entre le vieillissement de la batterie et la consommation de carburant.

4.1 Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

4.1.1 Présentation du véhicule considéré

Le véhicule considéré pour ce cas d'étude est un hybride rechargeable (PHEV) à architecture parallèle équipé d'un moteur à allumage commandé (MCI) ainsi que d'une machine électrique (ME). Les deux organes de traction sont couplés à la roue via une transmission automatique multimodes. Le MCI et la ME sont reliés à deux arbres primaires, concentriques, qui peuvent être solidarisés ou non par un système de crabots. La transmission offre 3 rapports de démultiplication R_1 , R_2 et R_3 entre l'arbre primaire et la roue, ces rapports sont dimensionnés pour assurer un roulage urbain, extra-urbain, et autoroutier.

La FIGURE 4.1 illustre l'architecture de la transmission considérée. Chaque colonne correspond à une position différente du crabot primaire (arbre supérieur), et chaque ligne correspond à une position du crabot secondaire (arbre inférieur). Le GMP dispose ainsi de sept modes cinématiques de traction, d'un mode neutre, et d'un mode recharge. Le total de neuf modes cinématiques correspond au nombre total de combinaisons (3×3) offert par les deux crabots ayant chacun trois positions stables. Parmi les sept modes de traction, nous retrouvons deux modes électriques purs pour lesquels seule la ME est reliée à la roue, ainsi qu'un mode thermique pur et quatre modes hybrides pour lesquels les deux moteurs participent à la traction.

Les trois modes de la colonne de droite sont des modes hybrides où les arbres primaires sont couplés, les deux moteurs ont donc le même régime de rotation. Le mode 9 est un mode recharge, les deux moteurs sont couplés et forment un groupe électrogène mais ne sont pas reliés à la roue. Les modes 2 et 3 sont les deux modes électriques assurant un roulage ZEV. Les modes 6 et 7 sont des modes hybrides pour lesquels le MCI et la ME ne sont pas sur le même rapport de démultiplication. Enfin, le mode 8 est le mode thermique pur, où seul le MCI participe à la traction. On peut noter que la convention des

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

numéros choisis pour désigner les modes cinématiques n'est pas représentative de leur démultiplication. Par exemple, la démultiplication du mode 3 est plus longue que celle du mode 2. De ce fait, une suite de transitions contiguës entre les modes n'est pas le comportement attendu. Il est ainsi possible de changer du mode 3 au mode 6 et inversement. La transmission étant dépourvue d'embrayage, la phase de synchronisation entre les arbres primaires et secondaire est réalisée directement par les organes de traction, leurs régimes respectifs devant être ajustés pour assurer les changements de modes. Toutefois, les phases de synchronisation ne seront pas considérées dans la modélisation, de par leur aspect transitoire et leur impact énergétique secondaire devant le besoin de la traction. En revanche, la prise en compte du désagrément entraîné par les phases de changements de modes sont au cœur de cette étude.

La transmission est modélisée de la façon suivante :

$$\begin{aligned}\omega_{MCI}(t) &= K_{MCI}(g_{nbr}(t)) \cdot \omega_{roue}(t) \\ \omega_{ME}(t) &= K_{ME}(g_{nbr}(t)) \cdot \omega_{roue}(t) \\ T_{GMP}(t) &= \left(T_{MCI}(t) \cdot K_{MCI}(g_{nbr}(t)) + T_{ME}(t) \cdot K_{ME}(g_{nbr}(t)) \right) \cdot \eta_{gb}^{sgn(T_{GMP})}\end{aligned}\quad (4.1)$$

avec

$$sgn(T_{GMP}) = \begin{cases} 1 & \text{si } T_{GMP} \geq 0 \\ -1 & \text{sinon.} \end{cases}\quad (4.2)$$

et

g_{nbr}	1	2	3	4	5	6	7	8	9
K_{MCI}	0	0	0	R_1	R_2	R_3	R_3	R_3	0
K_{ME}	0	R_1	R_2	R_1	R_2	R_2	R_1	0	0

les rapports de démultiplication du MCI et de la ME pour les neufs modes $g_{nbr} \in 1, 9$ dont l'ordre respecte la numérotation définie dans la FIGURE 4.1. Les rapports de démultiplication entre les organes de traction et la roue peuvent prendre trois valeurs : R_1 , R_2 , R_3 , produit du rapport de transmission et du ratio constant du différentiel est donné par R_{diff} . Enfin, $T_{GMP}(t)$ représente le couple total fourni par le GMP en sortie de différentiel. Les pertes dans la transmission sont modélisées au travers du rendement de transmission entre les organes de traction et la roue : η_{gb} . Les changements de mode seront considérés instantanés, ainsi à chaque pas de temps g_{nbr} prendra la valeur de la commande du mode cinématique g_{nbr}^{sp} .

Enfin, le véhicule dispose d'une batterie Li-ion offrant une autonomie électrique de 40 km environ sur le cycle normalisé NEDC. Les caractéristiques principales

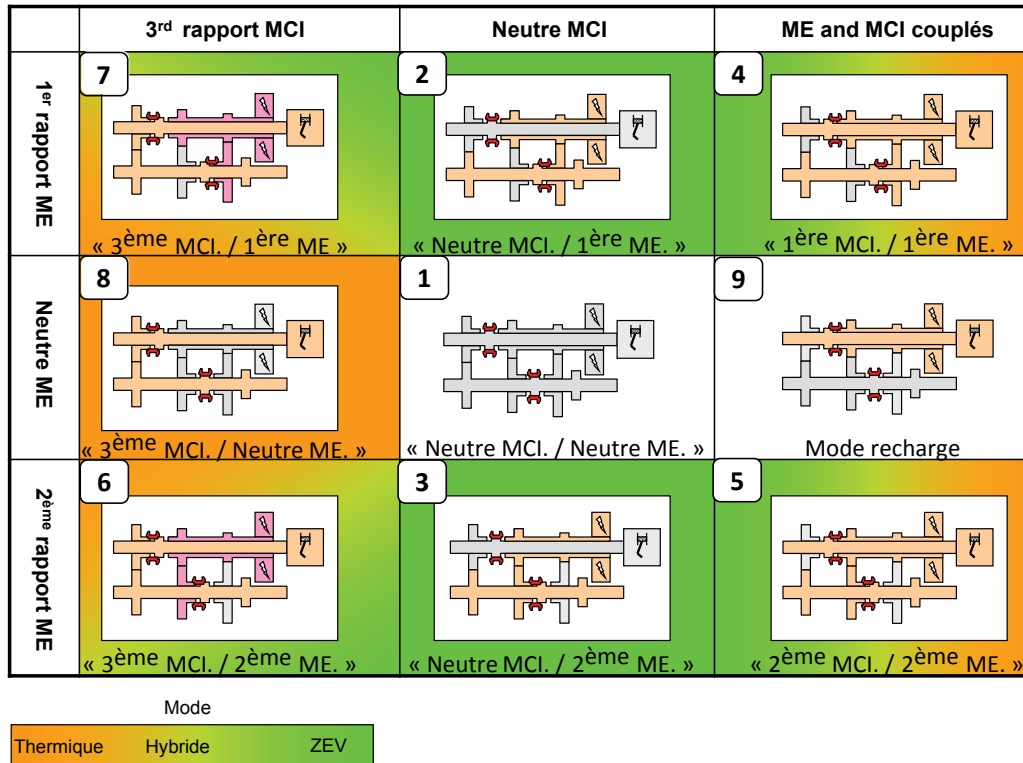


FIGURE 4.1 – Schéma de la transmission multimodes considérée. Pour chaque mode, les arbres entrainés sont colorés. Pour les modes 6 et 7, le MCI et la ME sont liés à la roue via des ratios différents.

du véhicule sont résumées dans la TABLE 4.1.

4.1.2 Définition de la problématique d'optimisation de la consommation sous contrainte d'agrément

4.1.2.1 Motivations

L'agrément de conduite d'un véhicule est une prestation définie par un grand nombre de facteurs. On peut citer différents aspects comme la perfor-

TABLE 4.1 – Caractéristiques du véhicule PHEV

Masse du véhicule	1400 kg
Cylindrée du moteur	1.6 L
Puissance maximale du MCI	80 kW
Puissance maximale de la ME	40 kW
Autonomie tout électrique	≈ 40 km

4.1. *Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique*

mance, la réponse à l'appui sur la pédale d'accélérateur, la qualité de passage des rapports, leur occurrences, le confort perçu, le ressenti acoustique, les oscillations dans la transmission, etc. De plus, l'agrément est une notion subjective qui dépend fortement des attentes et des habitudes du conducteur, et sur un même véhicule, l'agrément ne sera pas perçu de la même façon par un conducteur américain, européen, ou asiatique. De manière générale, un bon agrément désignera un véhicule qui est subjectivement jugé agréable à conduire. Par conséquent, les constructeurs automobiles attachent beaucoup d'importance à l'agrément de conduite de leurs véhicules, celui-ci étant un facteur déterminant pour les ventes.

Inclure la gestion de la transmission dans le problème de commande optimale permet d'atteindre des gains de consommation significatifs lorsque celle-ci est l'unique grandeur à minimiser [70, 114]. Malheureusement, l'optimisation de la consommation va généralement à l'encontre de l'agrément, particulièrement pour les moteurs à allumage commandé qui disposent d'une faible zone de bon rendement. Cette zone se trouvant autour d'environ 80% du couple maximum, la réserve de couple sur un tel point de fonctionnement peut se retrouver insuffisante.

Pour ce qui est de la fréquence des changements de rapports, la FIGURE 4.2 présente la trajectoire optimale des modes cinématiques pour minimiser la consommation du véhicule considéré sur le cycle WLTC. La commande optimale a été calculée via la programmation dynamique en respectant les conditions charge sustaining. Cette commande conduit à effectuer 295 changements sur le cycle, soit treize changements par km ou encore un changement toutes les six secondes en moyenne. On note également qu'à plusieurs occasions un mode cinématique n'est maintenu que pendant une seconde. Cette fréquence de changement de mode est bien trop élevée pour qu'une telle stratégie soit applicable en pratique sur un véhicule, d'un point de vue de l'agrément de conduite aussi bien que pour la tenue mécanique du GMP. Pour ce qui est d'utiliser une telle stratégie en simulation, pour estimer la consommation réelle d'un véhicule par exemple, les résultats obtenus seront biaisés par le fait qu'une telle gestion de la transmission n'est ni réaliste ni réalisable. Il ressort comme indispensable le besoin de développer une stratégie qui sera capable de gommer les changements indésirables, de sorte à aboutir à une gestion de la transmission réaliste, tout en gardant une consommation globale aussi basse que possible.

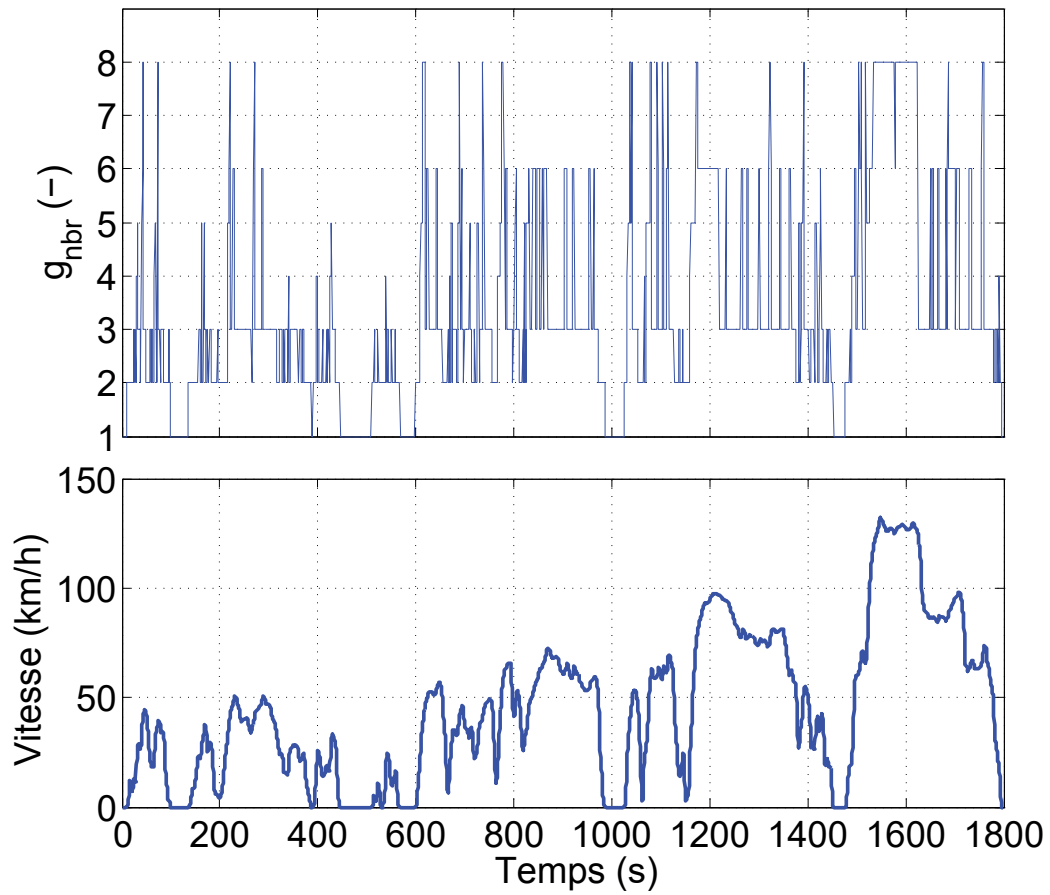


FIGURE 4.2 – Trajectoire des modes de transmission optimaux pour la consommation de carburant sans prise en compte de l'agrément sur le cycle WLTC.

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

4.1.2.2 Écriture du problème de commande optimale multi-objectif

Afin de pouvoir gérer le compromis entre agrément de conduite et consommation au sein du problème de commande optimale, nous allons formuler un critère d'optimalité mixte noté J_{mix} qui tient compte de ces deux objectifs. Cette démarche se retrouve dans la littérature, avec notamment [22, 80, 48, 40]. La formulation du problème de commande optimale sous forme discrète avec k l'indice du temps est la suivante :

$$\min_{\mathbf{u}(k)} J_{mix}(\mathbf{u}(k), k) \quad (4.3)$$

avec

$$J_{mix} = \phi(x_1(N)) + \sum_{k=0}^{N-1} \left(\dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(k), k) + \alpha \cdot \beta(x_2(k), u_2(k)) \cdot \dot{m}_{carb}^{ref}(k) \right) \cdot \Delta t, \quad (4.4)$$

sujet à :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_k \in \mathcal{U}_k \\ \mathbf{x}_k \in \mathcal{X} \\ x_1(k+1) = f_1(x_1(k), \mathbf{u}(k), k) \cdot \Delta t + x_1(k), x_1(0) = x_{1,0} \\ x_2(k+1) = f_2(x_2(k), u_2(k)) + x_2(k), x_2(0) = x_{2,0}, \end{cases} \quad (4.5)$$

avec

$$\mathbf{u}(k) = \begin{Bmatrix} u_1(k) \\ u_2(k) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} T_{MCI}(k) \\ g_{nbr}^{sp}(k) \end{Bmatrix} \quad (4.6)$$

le vecteur de commande à deux dimensions constituée du couple effectif du MCI ainsi que de la consigne de mode cinématique de la transmission. $\mathcal{U}_k$ est l'espace admissible des commandes pour $T_{MCI}(k)$ and $g_{nbr}^{sp}(k)$. De même,

$$\mathbf{x}(k) = \begin{Bmatrix} x_1(k) \\ x_2(k) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} SoE(k) \\ g_{nbr}(k-1) \end{Bmatrix} \quad (4.7)$$

est le vecteur d'état à deux dimensions constituée de l'état d'énergie de la batterie SoE ainsi que du mode cinématique réalisé au pas précédent, $\mathcal{X}$ définit l'espace borné pour le SoE batterie et le mode de transmission :

$$\begin{aligned} SoE_{Min} &\leq x_1 \leq SoE_{Max} \\ x_2 &\in \{1, 9\} \end{aligned} \quad (4.8)$$

Chapitre 4. Optimisation multi-objectif de la commande du GMP hybride

Les deux fonctions donnant la dynamique des états f_1 et f_2 sont définies par :

$$\begin{aligned} f_1(x_1(k), \mathbf{u}(k), k) &= \frac{-OCV(x_1(k)) \cdot I_{bat}(x_1(k), \mathbf{u}(k), k)}{E_{MAX}} \\ f_2(x_2(k), u_2(k)) &= u_2(k) - x_2(k). \end{aligned} \quad (4.9)$$

α est un facteur de pondération dont le but est de gérer le compromis entre consommation et agrément. β est une matrice carrée avec N_{mode} lignes et N_{mode} colonnes, $\beta \in \mathbb{R}^{N_{mode} \times N_{mode}}$, où N_{mode} est le nombre total de modes cinématiques du GMP considéré. La matrice β permet de pénaliser chaque transition de façon distincte, en fonction du mode précédent et du mode cible. Autrement dit, la pénalité correspondante à la transition du mode i courant au mode j cible sera donné par la valeur de $\beta(i, j)$. De ce fait, β est spécifique à chaque GMP et doit être adaptée en accord avec le désagrément engendré par chacune des transitions. La méthodologie proposée est d'attribuer une pénalité supérieure aux transitions qui entraînent le plus de désagrément et qui sont donc le plus perceptibles par le conducteur c'est-à-dire les transitions qui impliquent une rupture de couple, un à-coup, ou encore un démarrage du MCI. A l'inverse, moins une transition est perceptible par le conducteur et plus sa pénalité devra être faible. Dans cette étude, les transitions ont été pénalisées suivant le classement qui suit (par ordre décroissant de pénalité) : rupture de couple, démarrage/arrêt MCI, synchronisation du MCI, synchronisation de la ME. Une transition impliquant à la fois une rupture de couple ainsi qu'un démarrage moteur sera donc particulièrement pénalisée afin que son occurrence soit faible. $\dot{m}_{carb}^{ref}$ donné par la formule

$$\dot{m}_{carb}^{ref}(k) = \frac{|(T_{GMP}(k) \cdot \omega_{roue}(k))|}{\eta_{GMP} \cdot PCI}, \quad (4.10)$$

est assimilé à un débit carburant fictif calculé à partir de la puissance mécanique globale produite par le GMP, un rendement moyen du GMP η_{GMP} choisi ici à 29%, ainsi que le pouvoir calorifique inférieur (PCI) du carburant en [J/g]. $\dot{m}_{carb}^{ref}$ a pour but de donner à la pénalisation des changements de mode la dimension d'une consommation de carburant afin de conserver l'homogénéité de l'indice de performance J_{mix} . Ainsi le désagrément est quantifié par une surconsommation fictive, qui vient s'ajouter à la consommation réelle

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

de carburant. Enfin,

$$\phi(x_1(N)) = \begin{cases} 0 & \text{si } x_1(N) \geq SoE_{cible} \\ \infty & \text{sinon.} \end{cases} \quad (4.11)$$

est une fonction qui permet d'assurer que la solution du problème de commande optimale respecte la contrainte fixée sur le SoE final.

Lorsque l'on considère une boîte manuelle robotisée par exemple, il n'est pas nécessaire de distinguer la pénalité de chaque transition en fonction du rapport de départ et du rapport cible, car le désagrément engendré par tous les passages de rapport est relativement équivalent. On peut donc formuler le problème avec une pénalité unique, quel que soit le passage de rapport considéré [79, 71]. En revanche, pour des transmissions moins conventionnelle telle que celle présentée dans cette étude, il est indispensable de traiter chaque transition de manière individuelle, car le désagrément qu'elles engendrent est très différent. C'est ce constat qui justifie ici l'utilisation d'une approche générique permettant de pénaliser individuellement les transitions grâce à la matrice β .

L'expression de la pénalité dépend également de $\dot{m}_{carb}^{ref}$ calculée à partir de la puissance mécanique cible du GMP. Ce mécanisme permet de maintenir un ordre de grandeur équivalent entre la pénalité et la consommation énergétique du GMP dans toutes les conditions de roulage. Cela est particulièrement important pour des stratégies en ligne comme l'ECMS basées sur une suite de minimisations locales. Imposer une valeur minimale à $\dot{m}_{carb}^{ref}$ peut se révéler nécessaire afin d'éviter que l'amplitude des pénalités soient trop réduite lorsque T_{GMP} ou ω_{roue} sont proches de zéro. Il est important de noter que la stratégie proposée tient compte des démarrages et arrêts MCI au travers de la matrice β . En effet, pour la transmission considérée dans cette étude, les démarrages/arrêts sont directement donnés par les changements de modes cinématiques. Une transition d'un mode électrique vers un mode thermique ou hybride impliquera un démarrage alors que le cas inverse entrainera l'arrêt moteur. Pour les architectures GMP où l'état moteur n'est pas directement donné par le mode cinématique, il conviendra de considérer l'état moteur comme variable d'état supplémentaire. Dans ce cas le nombre total de modes cinématiques est déterminé par le produit entre le nombre d'états de la transmission, et le nombre d'état moteur toujours égal à 2.

Nous allons à présent nous intéresser à la réserve de couple à la roue, élément important de l'agrément de conduite. Elle dénote la quantité additionnelle de couple à la roue que le GMP est capable de fournir par rapport à ce qu'il fournit à l'instant donné, et ce sans changer de rapport. Elle apparaît de manière équivalente dans la littérature sous forme de réserve de puissance, et se retrouve bien souvent sous forme de pénalité dans l'indice de performance [73, 122]. Nous choisissons ici de traiter la réserve de couple comme une contrainte explicite sur l'espace des commandes admissibles pour le mode cinématique définie dans $\mathcal{U}_k$. Ainsi, seuls les modes cinématiques capables d'assurer la réserve de couple désirée sont éligibles par la loi de gestion d'énergie. En d'autres termes, pour $T_{GMP}(t) > 0$ les modes éligibles seront ceux qui vérifient la condition :

$$\bar{T}_{GMP}(g_{nbr}^{sp}(t), t) \geq T_{GMP}(t) + T_{res}, \quad (4.12)$$

où T_{res} désigne la valeur de réserve de couple choisie et $\bar{T}_{GMP}$ est la valeur du couple à la roue maximum atteignable sur le mode considéré :

$$\begin{aligned} \bar{T}_{GMP}(g_{nbr}^{sp}(t), t) = & \left(\bar{T}_{MCI}(g_{nbr}^{sp}(t), t) \cdot K_{MCI}(g_{nbr}^{sp}(t)) \right. \\ & \left. + \bar{T}_{ME}(g_{nbr}^{sp}(t), t) \cdot K_{ME}(g_{nbr}^{sp}(t)) \right) \cdot \eta_{gb}, \end{aligned} \quad (4.13)$$

avec $\bar{T}_{MCI}$ et $\bar{T}_{ME}$ le couple maximum respectivement du MCI et de la ME sur le mode g_{nbr}^{sp} . La réserve de couple désirée, ne reposant pas sur un compromis comme c'est le cas avec une pénalité, est ici garantie. Si aucun mode ne satisfait (4.12), par exemple dans le cas d'une demande de couple maximal du GMP, alors le mode cinématique fournissant le couple à la roue maximum est directement choisi par la loi de commande.

4.1.2.3 Indicateurs de l'agrément de conduite

Contrairement à la consommation de carburant, l'agrément de conduite est une grandeur subjective qui ne peut pas être mesurée. Afin d'évaluer les performances de la stratégie proposée il est toutefois nécessaire de procéder à une quantification de l'agrément. Les indicateurs les plus souvent considérés dans la littérature sont le nombre de changement de rapport ainsi que le nombre de démarrages/arrêts du moteur thermique. D'autres indicateurs intéressants sont la durée moyenne de maintien d'un rapport ainsi que le nombre de fois où un rapport a été maintenu moins de n secondes, avec n à définir. Pour ce dernier on parle de phénomène de tricotage, qui est jugé particulièrement désagréable par le conducteur. Toutes les transitions n'ayant pas le même désagrément, il

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

est nécessaire dans cette étude de considérer un indicateur qui distingue les différentes transitions, on définit ainsi :

$$M_{DRV}(\alpha) = \frac{m_{DRV}^\alpha}{m_{DRV}^0}, \quad (4.14)$$

avec

$$m_{DRV}^\alpha = \sum_{k=1}^N \beta(g_{nbr}^\alpha(k-1), g_{nbr}^\alpha(k)) \quad (4.15)$$

m_{DRV}^α représente la somme des pénalités correspondantes à toutes les transitions qui ont eu lieu durant la mission, calculées à partir de la trajectoire de modes cinématiques g_{nbr}^α obtenue en considérant une valeur donnée α pour coefficient de pénalité. Cet indicateur, bien que n'ayant pas de sens physique prend en compte le fait que certaines transitions sont plus pénalisées que d'autres et se veut très proche de la formulation de la pénalisation des changements de mode dans (4.4). $M_{DRV}(\alpha)$ est l'indicateur précédent mais normalisé par m_{DRV}^0 , la valeur de m_{DRV}^α obtenue pour $\alpha = 0$, correspondant au pire cas en ce qui concerne l'agrément, celui où la pénalité est nulle et par conséquent où seule la consommation est minimisée. Comme M_{DRV} représente une somme normalisée de désagrément, plus il est faible et meilleur l'agrément sera évalué.

Dans [80], les auteurs confirment que les indicateurs instantanés comme $M_{DRV}(\alpha)$ sont bien corrélés avec des indicateurs plus complexes comme la durée moyenne de maintien d'un rapport ainsi que l'occurrence de rapports maintenu durant une courte durée. Cela illustre le fait que pénaliser des événements instantanés comme les changements de mode ou les changements d'état moteur a un impact positif sur les indicateurs plus complexes cités précédemment.

4.1.3 Résultats de la commande optimale

Le problème d'optimisation (4.4) est un problème hybride dans le sens où il fait intervenir des états et des commandes continues (x_1, u_1) mais aussi discrètes (x_2, u_2) . La programmation dynamique est tout à fait à même de résoudre ce problème puisque de base elle nécessite de discrétiser l'espace des états (maillage) pour être appliquée et que traiter les commandes discrètes revient à faire plusieurs minimisations continues. La variable d'état supplémentaire considérée dans cette étude, x_2 , est très réduite (9 modes cinématiques), la complexité du problème est donc ici 9 fois supérieure à celle du problème ne considérant qu'une seule variable d'état x_1 . Nous allons utiliser les résultats

de la commande optimale comme solution de référence, idéale, un objectif impossible à dépasser, qui servira à évaluer la performance des solutions en ligne sous-optimales.

La solution au problème (4.4) a été évaluée sur les cycles NEDC, WLTC et Artemis. Comme l'impact du facteur α sur l'agrément de conduite ne peut pas être connu a priori, il est nécessaire dans un premier temps d'évaluer la dépendance des indicateurs d'agrément à α . La matrice des pénalités β étant associée aux pénalités relatives que l'on souhaite donner entre les différentes transitions d'un GMP, elle restera figée pour tout le reste de cette étude.

La FIGURE 4.3 trace l'évolution de l'indicateur M_{DRV} en fonction de α pour les différents cycles de roulage. On constate que la décroissance de l'indicateur, dont l'allure est exponentielle, est la plus forte lorsque α tend vers zéro, puis celui-ci se stabilise à mesure que α augmente. Cela traduit le fait qu'une grande partie des changements de modes de la trajectoire optimale n'apporte qu'un gain de consommation infinitésimal, car une très légère pénalisation suffit à les faire disparaître. Sur un autre extrême, pour α très grand, M_{DRV} ne tend jamais vers zéro, car un certain nombre de changements sont indispensables au suivi du cycle et ne peuvent pas être filtrés. De plus, en exprimant la dépendance de l'indicateur M_{DRV} en fonction de α , la FIGURE 4.3 est une bonne base de départ pour évaluer le réglage de α en fonction l'intensité du filtrage désirée.

La FIGURE 4.4 illustre l'évolution de la surconsommation (relativement à la consommation optimale obtenue pour $\alpha = 0$) en fonction de M_{DRV} . Celle-ci confirme effectivement qu'un grand nombre de transitions peut être filtré au prix d'une très faible surconsommation. En revanche, à mesure que l'agrément s'améliore « le taux de change » devient de moins en moins avantageux. L'allure des courbes est comparable sur tous les cycles de conduite étudiés, ce qui montre que le compromis entre consommation et agrément de conduite peut être traité de façon unique quelles que soient les conditions de roulage. Les résultats de la FIGURE 4.4 forment une base indispensable pour pouvoir décider du compromis adéquat en fonction du cahier des charges de prestations retenu. Enfin, les TABLES (4.2-4.5) récapitulent l'influence de α sur le reste des indicateurs d'agrément de conduite présentés section 4.1.2.3 pour 4 cycles de conduite. Comme on pouvait l'espérer, la pénalité impacte de façon

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

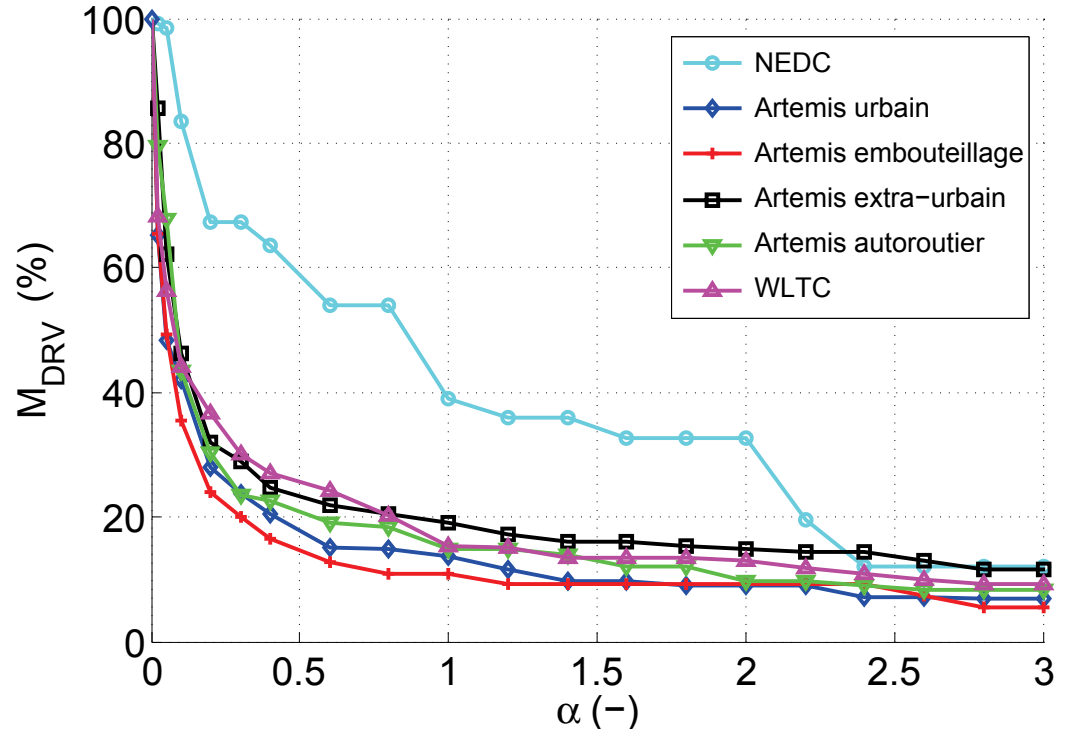


FIGURE 4.3 – Indicateur d'agrément M_{DRV} en fonction du facteur de pondération α sur plusieurs cycles de roulage.

positive tous les indicateurs, qui indiquent une amélioration de l'agrément à mesure que α augmente.

TABLE 4.2 – Indicateurs d'agrément pour le cycle WLTC avec la solution optimale obtenue par DP.

WLTC					
α	0	0.4	1	2	3
Nombre de transitions	295	82	51	39	29
Nombre de démarrages/arrêts	134	58	32	26	20
Durée moyenne sans transition [s]	6.1	22	35.3	46.1	62
Mode maintenu moins de 3 s	175	7	6	2	2
Surconsommation [%]	0	0.81	1.93	2.43	3.14

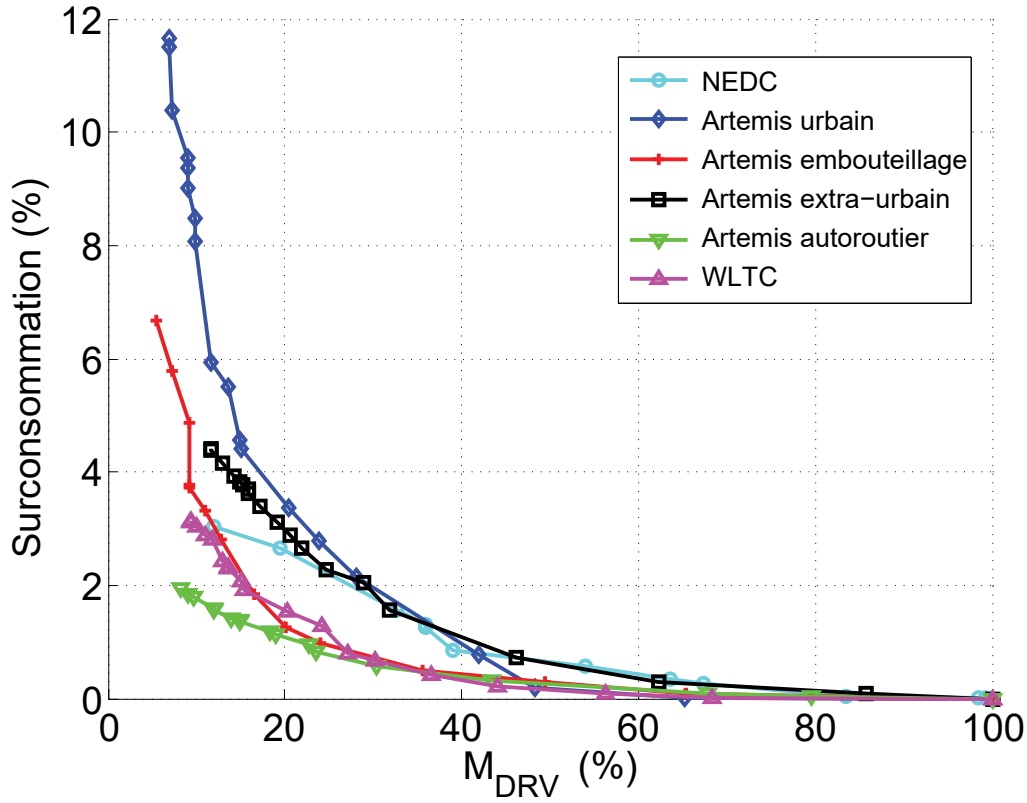


FIGURE 4.4 – Surconsommation associée à l'indicateur d'agrément de conduite M_{DRV} sur plusieurs cycles de roulage.

TABLE 4.3 – Indicateurs d'agrément pour le cycle NEDC avec la solution optimale obtenue par DP.

NEDC					
α	0	0.4	1	2	3
Nombre de transitions	54	36	22	20	7
Nombre de démarrages/arrêts	22	14	14	10	6
Durée moyenne sans transition [s]	21.8	32.8	53.6	59	169
Mode maintenu moins de 3 s	12	4	2	2	0
Surconsommation [%]	0	0.35	0.86	1.57	3.03

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

TABLE 4.4 – Indicateurs d'agrément pour le cycle Artemis extra-urbain avec la solution optimale obtenue par DP.

Artemis extra-urbain					
α	0	0.4	1	2	3
Nombre de transitions	297	76	58	44	33
Nombre de démarrages/arrêts	204	64	50	40	30
Durée moyenne sans transition [s]	3.3	12.9	16.9	22.3	29.7
Mode maintenu moins de 3 s	231	14	6	3	1
Surconsommation [%]	0	2.28	3.12	3.82	4.42

TABLE 4.5 – Indicateurs d'agrément pour le cycle Artemis urbain avec la solution optimale obtenue par DP.

Artemis urbain					
α	0	0.4	1	2	3
Nombre de transitions	204	43	31	21	16
Nombre de démarrages/arrêts	84	32	24	18	14
Durée moyenne sans transition [s]	4.5	21.3	29.6	43.7	57.4
Mode maintenu moins de 3 s	159	8	2	0	0
Surconsommation [%]	0	3.38	5.51	9.38	11.65

4.1.4 Stratégie en ligne

La stratégie en ligne proposée dans cette étude est dérivée de la stratégie ECMS. Nous partons de la solution classique du problème de commande optimale visant à minimiser uniquement la consommation de carburant :

$$\begin{aligned}
 H_{carb}(\mathbf{u}(t), x_1(t), \lambda(t), t) &= \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) - \lambda(t) \cdot \dot{x}_1(x_1, \mathbf{u}(t), t) \\
 &\equiv \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) \cdot PCI + s(t) \cdot P_{ech}(x_1, \mathbf{u}(t), t),
 \end{aligned} \tag{4.16}$$

avec

$$s(t) = \frac{\lambda(t) \cdot PCI}{E_{MAX}}, \tag{4.17}$$

où $\lambda(t)$ est l'état adjoint du SoE, et $s(t)$ est le facteur d'équivalence, proportionnel à $\lambda(t)$. Le facteur d'équivalence impose le coût de l'énergie électrique, issue de P_{ech} , relativement à l'énergie fossile issue de $\dot{m}_{carb}$. Une présentation plus détaillée du facteur d'équivalence et de sa méthode de calibration est donnée au chapitre 3. Nous souhaitons à présent inclure un mécanisme de pénalité sur les changements de rapport, tout en gardant une solution causale et utilisable en ligne, entraînant un nombre de calculs supplémentaires le plus faible possible afin de rester implémentable sur un calculateur véhicule. La définition choisie pour la pénalité reste proche de (4.4), seulement $\dot{m}_{carb}^{ref}$ est

Chapitre 4. Optimisation multi-objectif de la commande du GMP hybride

remplacé par la consommation équivalente du véhicule donnée directement par l'Hamiltonien H_{carb} . L'Hamiltonien résultant H_{mix} , combinant consommation énergétique et agrément de conduite, s'écrit :

$$H_{mix}(\mathbf{u}, \mathbf{x}, s, t) = H_{carb}(\mathbf{u}, x_1, s, t) + P_{AGR}(\mathbf{u}, \mathbf{x}, s, t) \quad (4.18)$$

avec

$$P_{AGR}(\mathbf{u}, \mathbf{x}, s, t) = \alpha \cdot \beta(x_2, u_2) \cdot |H_{carb}(\mathbf{u}, x_1, s, t)| \quad (4.19)$$

La commande minimisant H_{mix} est donc le résultat d'un compromis entre le critère énergétique H_{carb} et la pénalité sur les changements de mode. Celle-ci est choisie proportionnelle à H_{carb} dans le but de maintenir l'équilibre des ordres de grandeur entre le critère énergétique et celui de l'agrément dans H_{mix} . Autrement dit, l'amplitude de la pénalité s'adaptera à l'amplitude de la consommation énergétique. La gestion de la transmission qui en résulte est bien plus robuste aux conditions de roulage, c'est-à-dire le profil de vitesse, la pente, les conditions charge depleting ou charge sustaining. La pénalité est calculée à partir de la valeur absolue de H_{carb} afin de rester positive même si H_{carb} devient négatif, ce qui se produit durant les phases de freinage récupératif.

La solution retournée par cette stratégie s'écarte de la commande optimale, puisque x_2 n'est pas considéré comme une variable d'état supplémentaire (son état adjoint est fixé à zéro). Par contre la solution proposée reste équivalente au problème initial en ce qui concerne l'effort de calcul, et en évitant l'ajout d'un état adjoint supplémentaire s'affranchit de la complexité de mise en œuvre qui peut en découler. Cependant, nous allons nous attacher à évaluer la sous optimalité de la stratégie proposée afin de juger de l'impact des simplifications qui ont été menées.

Les résultats de simulation présentés ont été obtenus à travers une adaptation en ligne de $s(t)$ basée sur une régulation proportionnelle-intégrale du SoE :

$$s(t) = s_0 + K_p \cdot (SoE_{cible} - SoE(t)) + K_i \cdot \int_0^t (SoE_{cible} - SoE(t)) \cdot dt \quad (4.20)$$

où s_0 , K_p et K_i sont gardés identiques quel que soit le cycle de conduite. Ils ont donc été identifiés dans le but d'obtenir une robustesse globale de la régulation

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

de SoE à toutes les conditions de roulage, sans chercher à adapter un jeu de paramètres pour chaque situation. La méthodologie de calibration employée est celle mise en avant dans le chapitre 3.

Nous considérerons uniquement des scénarios charge sustaining, car pour le GMP considéré ils posent un challenge supérieur au mode charge depleting qui n'implique que deux modes cinématiques. L'utilisation d'une boucle de régulation sur le SoE pour évaluer le facteur d'équivalence ne permet pas de garantir un bilan batterie parfaitement nul entre le début et la fin du cycle. Cet écart de SoE est utilisé pour corriger la consommation effective sur la mission en utilisant le facteur d'équivalence optimal et constant sur le cycle garantissant le bilan batterie nul, s_{opt} , pour convertir l'énergie électrique en carburant :

$$m_{carb}^{corr} = m_{carb} - s_{opt} \cdot \frac{(SoE(t=T) - SoE(t=0)) \cdot E_{MAX}}{PCI}, \quad (4.21)$$

Avec m_{carb} la masse totale de carburant consommée en grammes, et m_{carb}^{corr} est la masse de carburant corrigée. De plus, l'évaluation de chaque cycle se fait à partir d'un cycle global d'au moins 50 km constitué de cycles unitaires mis bout à bout. Cela permet de réduire l'erreur relative à la correction de la consommation en considérant une valeur de m_{carb} très importante devant l'impact du déséquilibre de SoE.

Dans un premier temps, la FIGURE 4.5 illustre la différence entre la définition de la pénalité proposée (4.19), dépendante de H_{carb} , et une pénalité constante choisie pour $H_{carb} = 0.8$ [g/s]. Au cours de la partie urbaine du cycle, entre 0 et 200 s, les deux stratégies se comportent de manière comparable, générant un nombre similaire de changements de mode. Cependant, sur le reste du cycle au profile extra-urbain, où la puissance moyenne délivrée par le GMP est plus élevée, la stratégie proposée maintient une occurrence homogène des changements de mode, alors que la pénalité constante en génère un nombre bien plus important. Il aurait été possible de réduire la fréquence des changements sur la partie extra-urbaine en considérant une pénalité plus élevée, mais celle-ci serait devenue trop élevée pour la partie urbaine, pénalisant fortement la consommation. Une expression de la pénalité dépendante de la consommation équivalente du GMP H_{carb} , s'est révélée être une méthode satisfaisante pour préserver un agrément de conduite homogène dans des conditions de roullages évolutives, ce qui n'était pas possible avec une pénalité constante.

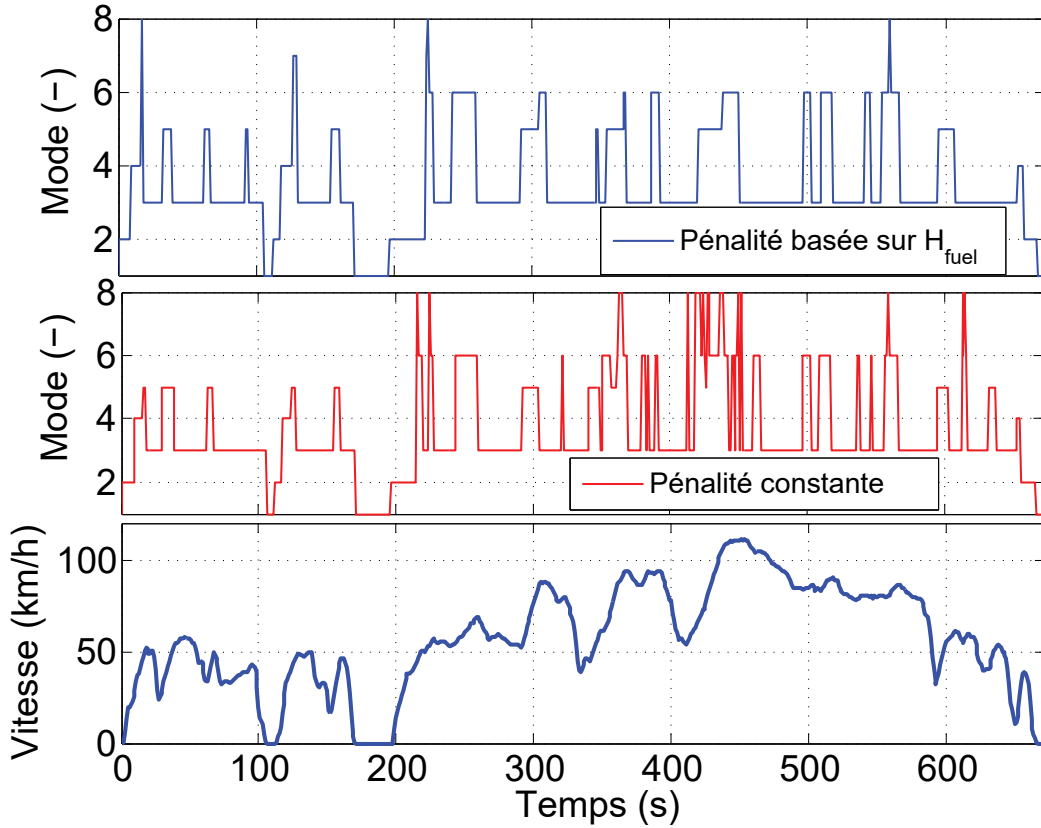


FIGURE 4.5 – La gestion de la transmission de la stratégie en ligne proposée (repère supérieur) est comparée à une stratégie équivalente mais avec une pénalité constante (repère central) sur un cycle moitié urbain et moitié extra-urbain.

Tout comme pour les résultats optimaux issus de la programmation dynamique présentés section 4.1.3, la stratégie en ligne proposée a été testée sur différents cycles de conduite et pour différents réglages de l'intensité α de la pénalité. La partie supérieure de la FIGURE 4.6 représente la surconsommation obtenue par rapport au cas $\alpha = 0$ en fonction de l'indicateur M_{DRV} . A nouveau, M_{DRV} est normalisée par la valeur de m_{DRV}^0 obtenu avec la stratégie optimale DP, qui est considérée comme l'agrément de référence lorsque $\alpha = 0$ pour les stratégies en ligne et hors ligne. Ceci explique pourquoi dans la FIGURE 4.6, M_{DRV} peut être légèrement supérieur à 100% lorsque $\alpha = 0$. L'évolution de la surconsommation est comparable à celle obtenue avec la DP, notamment avec une croissance exponentielle à mesure que M_{DRV} décroît, et donc que l'agrément s'améliore. Tout comme avec les résultats de la DP, l'impact sur la

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

consommation est le plus marqué pour les cycles urbain et extra-urbain, alors que l'impact reste le plus faible sur le cycle autoroutier.

La partie inférieure de la FIGURE 4.6 trace la sous-optimalité de la stratégie en ligne par rapport à l'optimum de la DP. La sous optimalité de la stratégie ΔJ est définie comme la quantité normée de carburant supplémentaire nécessaire à assurer le même niveau d'agrément (même valeur pour M_{DRV}) que la programmation dynamique :

$$\Delta J(M_{DRV}) = \frac{m_{carb}^{corr}(M_{DRV}) - m_{carb}^{DP}(M_{DRV})}{m_{carb}^{DP}(M_{DRV})}. \quad (4.22)$$

En considérant $M_{DRV} > 20\%$, la sous-optimalité de la stratégie en ligne reste inférieure à 2% pour la plupart des cycles. Cependant, pour M_{DRV} en dessous de 20%, la sous-optimalité augmente rapidement, pouvant dépasser 6%. Cela souligne le fait que lorsque le compromis consommation/agrément favorise de façon excessive l'agrément, la connaissance des conditions de roulage futures devient cruciale pour maintenir un niveau de consommation proche de l'optimum. Bien entendu, le caractère quantitatif des résultats dépend significativement du dimensionnement et de l'architecture du GMP considéré.

Les TABLES (4.6-4.9) présentent le reste des indicateurs d'agrément correspondant à des valeurs de nombre de changement de mode aussi proche que possible de ceux obtenus dans les tableaux (4.2-4.5) de la commande optimale. De cette façon, il est possible de comparer l'ensemble des indicateurs, ainsi que la sous-optimalité de la stratégie en ligne, pour un même nombre de changements de mode. Tout comme pour les résultats de la FIGURE 4.6, la sous-optimalité augmente assez soudainement dès lors que la réduction du nombre de changements devient trop importante. Pour ce qui est du nombre de démarrages/arrêts, leurs valeurs sont proches de celle obtenues avec la stratégie optimale, ce qui laisse penser que la stratégie en ligne maintient un ratio équivalent entre le nombre de changements et le nombre de démarrages/arrêts que la programmation dynamique.

En revanche, pour le nombre d'événements durant moins de trois secondes, la stratégie optimale est plus performante, renvoyant une proportion plus faible de ces événements dans presque tous les cas. Ce phénomène s'explique principalement par le fait que la stratégie hors ligne a un avantage décisif en connaissant

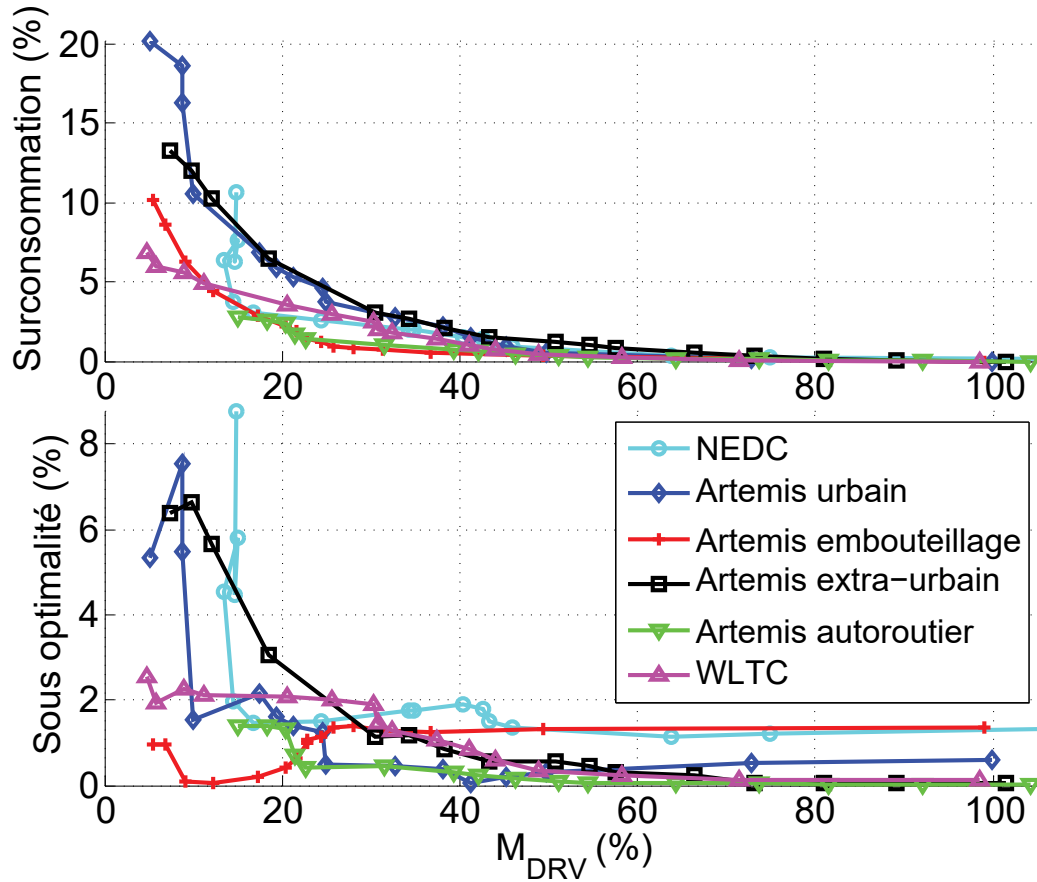


FIGURE 4.6 – Le repère supérieur trace la surconsommation associée à la valeur de l'indicateur d'agrément M_{DRV} pour la stratégie en ligne. Sur le repère inférieur est représentée la sous-optimalité de la stratégie par rapport à la commande optimale.

les conditions de roulage futures à l'avance. La stratégie hors ligne est capable d'anticiper les fortes décélérations ou accélérations, qui imposent respectivement l'application d'un mode ZEV ou Hybride. A l'opposée, la stratégie en ligne va parfois choisir d'éteindre le MCI et de revenir sur un mode ZEV, sans savoir que deux secondes plus tard une forte accélération du véhicule l'obligera à remettre un mode hybride pour assurer la puissance suffisante. A partir de ce constat, une idée prometteuse pour améliorer la stratégie en ligne serait d'utiliser les informations télémétriques et du GPS pour anticiper les accélérations et décélérations du véhicule inhérentes à la présence d'intersections, de feux rouges, de changements de limitations de vitesse etc.

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

TABLE 4.6 – Indicateurs d'agrément pour le cycle WLTC avec la stratégie en ligne

WLTC					
Pénalité d'agrément	Basse  Elevée				
Nombre de transitions	298	81	52	37	30
Nombre de démarrages/arrêts	134	62	38	28	20
Durée moyenne sans transition [s]	6	22	34.6	48.6	60
Mode maintenu moins de 3 s	161	16	7	4	2
Sous optimalité [%]	0.11	2.28	1.89	2.53	2.54

TABLE 4.7 – Indicateurs d'agrément pour le cycle NEDC avec la stratégie en ligne

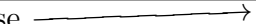
NEDC					
Pénalité d'agrément	Basse  Elevée				
Nombre de transitions	42	35	22	16	7
Nombre de démarrages/arrêts	22	18	12	10	6
Durée moyenne sans transition [s]	28.1	33.7	53.6	78.8	168.6
Mode maintenu moins de 3 s	7	5	2	1	0
Sous optimalité [%]	1.40	1.18	2.30	2.21	9.63

TABLE 4.8 – Indicateurs d'agrément pour le cycle Artemis extra-urbain avec la stratégie en ligne

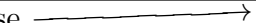
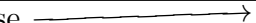
Artemis extra-urbain					
Pénalité d'agrément	Basse  Elevée				
Nombre de transitions	296	80	59	42	35
Nombre de démarrages/arrêts	212	60	44	28	22
Durée moyenne sans transition [s]	3.3	12.3	16.6	23.4	28
Mode maintenu moins de 3 s	230	29	16	8	9
Sous optimalité [%]	0.2	2.32	3.20	6.21	7.24

TABLE 4.9 – Indicateurs d'agrément pour le cycle Artemis urbain avec la stratégie en ligne

Artemis urbain					
Pénalité d'agrément	Basse  Elevée				
Nombre de transitions	203	45	29	21	16
Nombre de démarrages/arrêts	84	38	24	20	14
Durée moyenne sans transition [s]	4.5	20.4	31.7	43.7	57.4
Mode maintenu moins de 3 s	157	18	7	3	1
Sous optimalité [%]	0.59	1.80	2.72	5.74	6.22

4.1.5 Application sur véhicule

La stratégie en ligne présentée section 4.1.4 a été implémentée sur un véhicule prototype dont les caractéristiques principales sont celles présentées TABLE 4.1, les caractéristiques détaillées ne pouvant être fournies pour raisons de confidentialité. Le véhicule a été testé sur de nombreux cycles de roulage sur banc à rouleaux. La matrice des pénalités β a été reprise de la simulation, et a engendré un comportement satisfaisant une fois testée sur véhicule. Le paramètre α a aussi été mis au point en simulation pour assurer un agrément globalement satisfaisant sur plusieurs cycles et plusieurs scénarii. La valeur de l'indicateur d'agrément M_{DRV} sur chaque cycle, ainsi que la consommation résultante sont les deux principaux critères de réglage. Avec ceux-ci, il est possible de trouver une valeur de α qui correspond au compromis désiré entre consommation et agrément. Un contrôle visuel des trajectoires de modes cinématiques obtenues sur véhicule est l'étape finale permettant de valider le choix de α .

La FIGURE 4.7 présente des acquisitions obtenues sur le cycle NEDC en mode charge sustaining. A titre d'expérience, la pénalité d'agrément a été désactivée ($\alpha = 0$) pendant environ 50 secondes ; comme on pouvait le pressager, de nombreux changements de mode se sont succédés, sans temps mort, rendant le suivi du cycle impossible pour le conducteur. Le phénomène semble amplifié par le couplage qui se fait entre une transition, qui peut entraîner une rupture ou une réduction du couple à la roue, et la réponse du conducteur à cette réduction. Le conducteur va en effet avoir tendance à accélérer plus, ce qui est propice à provoquer un autre changement de mode. Cette expérience démontre la nécessité de considérer des pénalités de changement de rapports lorsque l'on inclue la commande de la transmission dans le problème d'optimisation.

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

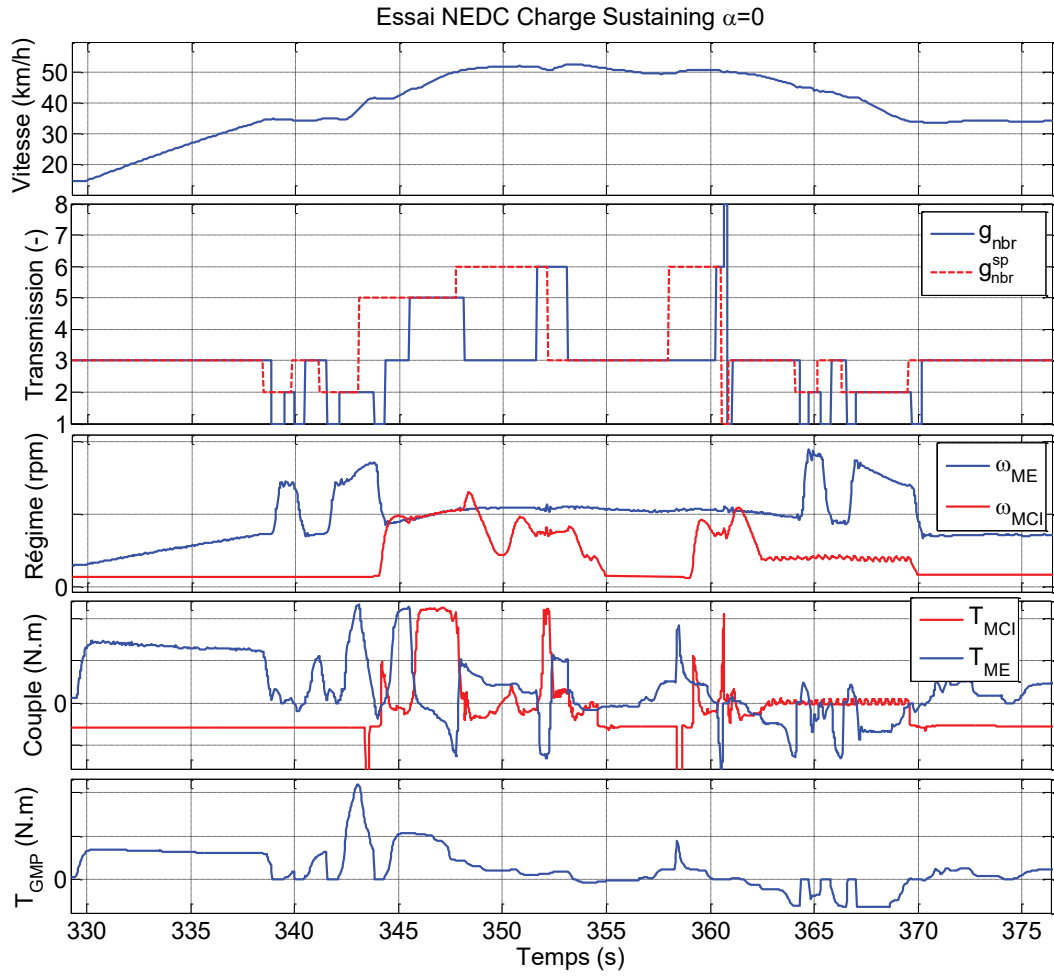


FIGURE 4.7 – Acquisition réalisée en désactivant la pénalité durant un essai sur le cycle NEDC.

En conditions de roulage réelles, une transition nécessite du temps, et consomme également de l'énergie. Pour la transmission sans embrayage considérée, la synchronisation des arbres moteurs consomme du carburant ou bien de l'électricité, suivant l'organe sollicité. De plus, à cause de la dynamique de remise de couple du MCI, jusqu'à 2 secondes peuvent être nécessaires à la suite d'une transition pour revenir sur un point de forte charge à haut rendement. A cela s'ajoute le rendement du MCI particulièrement mauvais durant les phases de synchronisation, ce qui pénalise d'autant plus le coût en carburant d'une transition. Par conséquent, il est apparu que les essais faisant intervenir le plus de changement de mode n'étaient pas ceux entraînant la consommation globale la plus faible. Ce qui renforce encore plus le constat qu'une loi de gestion d'énergie qui se focalise uniquement sur la minimisation de la consommation

n'est en pratique pas une bonne solution pour gérer les modes de transmission. Cependant, la stratégie proposée avec pénalisation des changements de mode s'est révélée efficace pour obtenir un agrément de conduite satisfaisant, en réduisant fortement l'occurrence des transitions générant le plus fort désagrément à travers le réglage de deux paramètres α et β .

La FIGURE 4.8 présente une acquisition sur le cycle NEDC complet de la stratégie en ligne présentée section 4.1.4 avec pénalité sur les changements de mode pour $\alpha = 0.7$. La loi de gestion d'énergie décide des moments les plus opportuns pour engager un mode hybride et recharger la batterie avec le meilleur rendement global possible. L'utilisation des modes hybrides est donc principalement motivée par un besoin de maintien du SoE que d'une problématique de puissance à la roue, le véhicule considéré étant capable d'assurer la totalité du cycle NEDC en mode ZEV. Du fait que le choix du mode de transmission soit dépendant du SoE, on constate que la trajectoire des modes engagés n'est pas nécessairement répétable même si le véhicule suit un profil de vitesse qui se répète. On remarque également que les modes ZEV sont privilégiés durant les décélérations, et ceci afin d'éviter de dissiper de l'énergie dans l'entraînement du MCI et donc de maximiser le rendement de la transformation d'énergie cinétique en énergie électrique.

Au terme du cycle, le véhicule a effectué 16 changements de mode, mais le plus important est que le rendement du GMP soit resté très intéressant, comme le montre la FIGURE 4.9 où le point de fonctionnement moyen du MCI se trouve entre 95 et 98% de son rendement maximum. L'histogramme dans le repère inférieur de la FIGURE 4.9 donne la densité de point de fonctionnement dans chaque décile de rendement MCI. Pendant environ 10% du temps, le MCI fonctionne entre 0 et 10% de son rendement maximum, cela correspond à des phases transitoires que l'on retrouve durant les phases de synchronisation, mais aussi à des phases de coupure d'injection. Enfin, 80% du temps le MCI est utilisé entre 90 et 100% de son rendement maximum, ce qui correspond aux phases en régime établi où la consigne issue de la loi de gestion d'énergie est appliquée.

4.1. Prise en compte de l'agrément de conduite dans l'optimisation énergétique

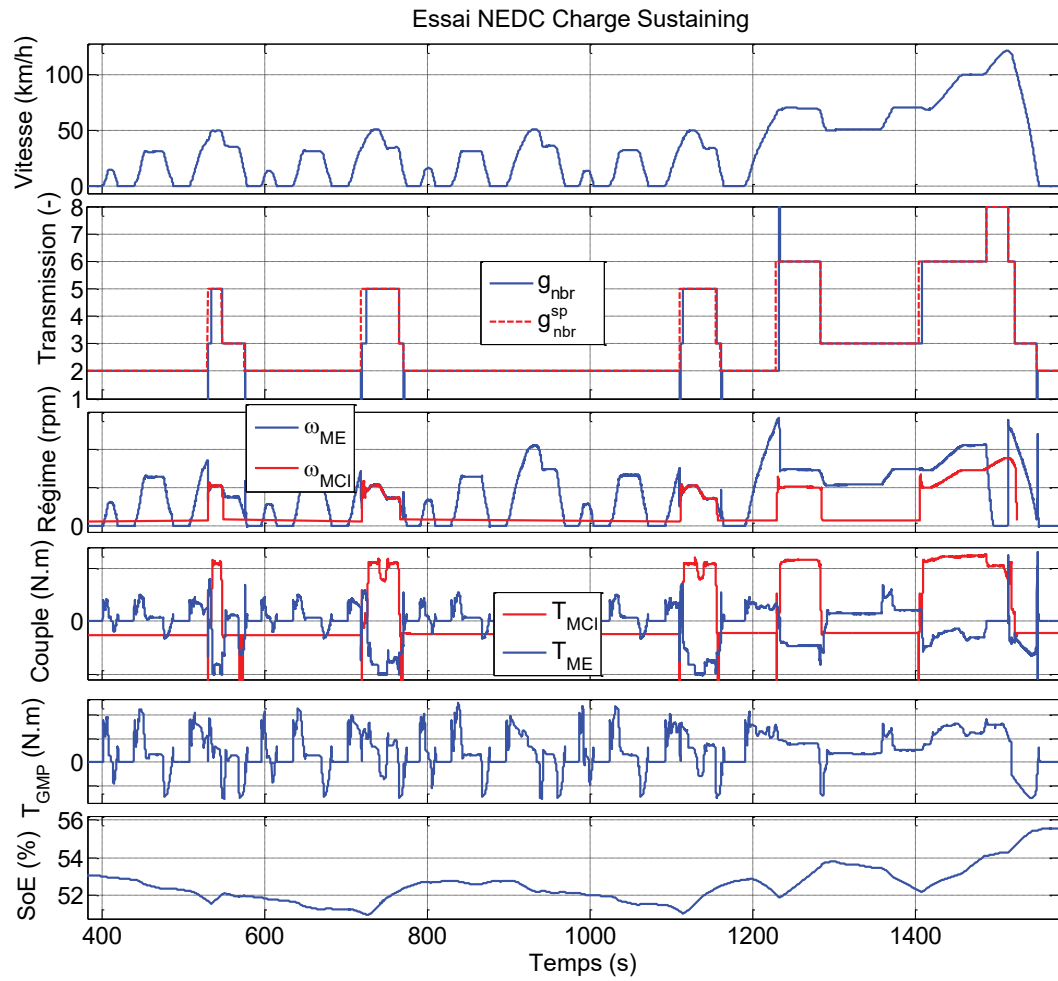


FIGURE 4.8 – Essai sur cycle NEDC réalisé avec la stratégie proposée intégrant les contraintes d'agrément.

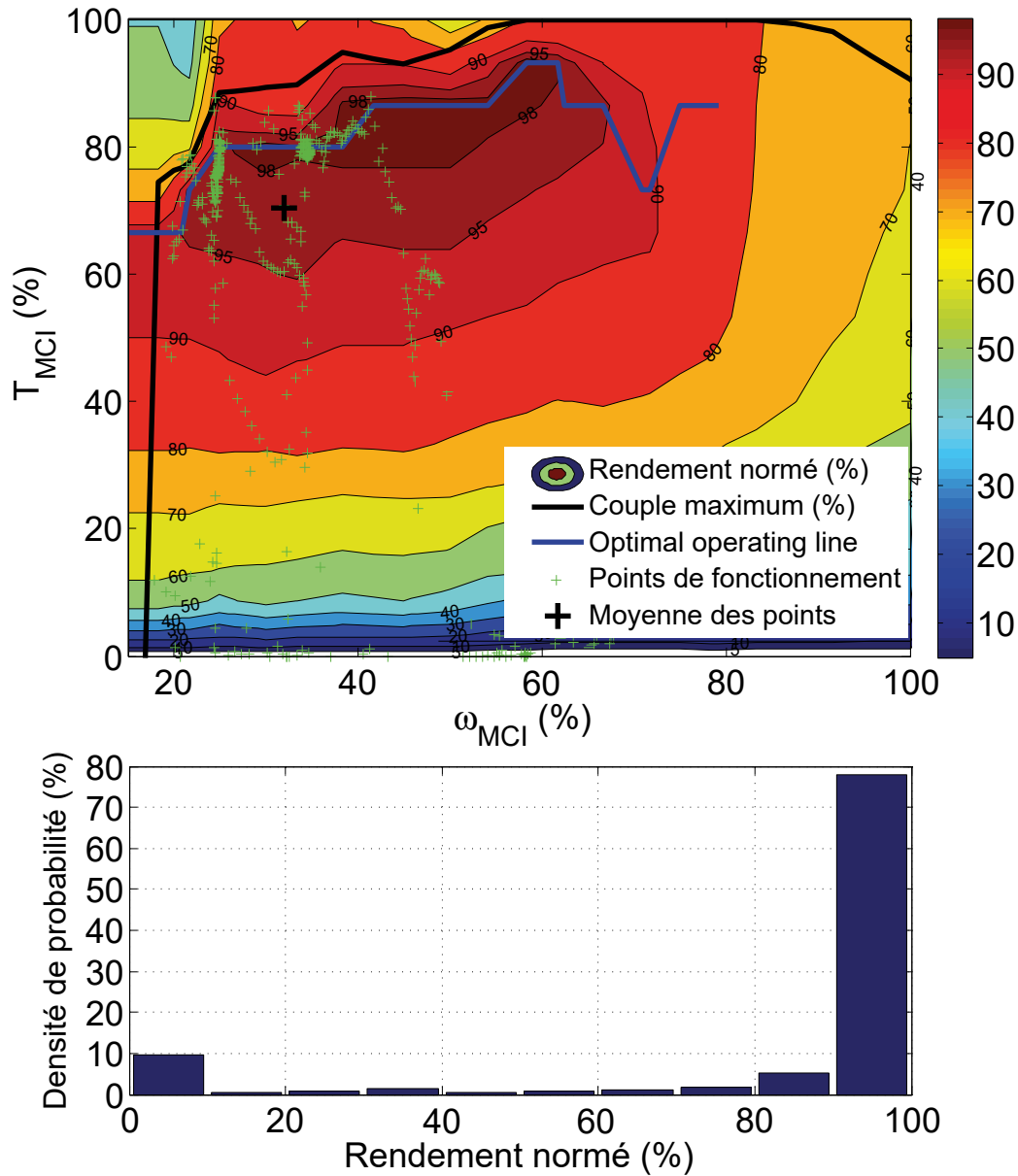


FIGURE 4.9 – Points de fonctionnement du MCI acquis à 1 Hz pendant un essai sur cycle NEDC affichés sur un champ de rendement normalisé (repère supérieur), et leur densité de probabilité associée (repère inférieur).

4.1.6 Conclusion

Cette étude a présenté le développement, de la simulation à l'expérience, d'une LGE basée sur l'optimisation d'un critère mixte, somme de la consommation de carburant et d'une pénalité sur les changements de mode cinématiques de la transmission. La stratégie s'est focalisée sur quatre aspects de l'agrément de conduite : les changements de modes (nombre d'occurrences et désagrément associé), démarrages/arrêts MCI, et la réserve de couple à la roue. La stratégie proposée se veut suffisamment générique, permettant de pénaliser individuellement chaque transition, pour pouvoir être appliquée sur diverses transmissions automatiques à rapports discrets.

L'étude a été découpée en trois étapes. Tout d'abord la commande optimale a été évaluée grâce à la DP sur des modèles simples, dans le but d'avoir une première compréhension des phénomènes mis en jeu. Dans un deuxième temps, une stratégie en ligne basée sur l'ECMS a été développée, analysée et mise au point en simulation. Sa sous-optimalité a été évaluée en comparant ses résultats avec la commande optimale de la programmation dynamique. Enfin, la stratégie a été codée en Simulink pour pouvoir être implémentée dans l'environnement de contrôle embarqué de Renault ; celle-ci a été validée en simulation face à des modèles de plus haute-fidélité, et enfin testée sur véhicule. Les tests sur véhicule se sont montrés rapidement concluants, moyennant peu d'adaptations et de réglages par rapport au travail précédemment mené en simulation.

La principale perspective de progrès de la stratégie proposée porte sur l'occurrence de modes maintenus moins de trois secondes étant dus à l'absence d'informations sur les conditions de roulage du futur à court terme. Pour y remédier, l'utilisation d'informations télémétrique et du GPS, afin d'anticiper les accélérations et décélérations du véhicule semble être une piste intéressante.

4.2 Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

4.2.1 Motivations

La batterie de traction est un organe clé du véhicule hybride électrique, premièrement de par son coût très élevé ($\simeq 500 \text{ €/kW.h}$), mais aussi du fait que ses performances s'amenuisent avec le temps. Ainsi, faire correspondre la durée de vie de la batterie avec celle du véhicule est un enjeu crucial pour améliorer l'intérêt économique d'un véhicule hybride. Ce constat est encore plus marqué sur les véhicules rechargeables qui comptent encore d'avantage sur l'énergie électrique embarquée. Si il est utilisé à bon escient, le(s) degré(s) de liberté sur la commande inhérente à l'hybridation du GMP peut contribuer à ralentir les mécanismes du vieillissement en évitant autant que possible les points de fonctionnement les plus néfastes pour la batterie. Par conséquent, l'étude présentée dans cette section portera sur une loi de gestion d'énergie respectueuse de la batterie, et formulée dans un problème de commande optimale. Pour y parvenir, l'approche multi-objectif présentée consistera à ajouter dans le critère d'optimalité un terme lié au vieillissement de la batterie. De par son intérêt, cet aspect a déjà fait l'objet de plusieurs études présentes dans la littérature [104, 99, 25, 64, 115].

Le vieillissement de la batterie est un mécanisme irréversible qui se traduit principalement par deux effets : la réduction de la capacité de stockage et l'augmentation de la résistance interne. Le premier phénomène impacte directement l'énergie utile maximale embarquée, ce qui en retour va diminuer l'autonomie électrique du véhicule ou plus généralement l'énergie disponible. Le second phénomène va entraîner une diminution de la puissance maximale que peut échanger la batterie, due à une augmentation de la fraction de puissance dissipée par effet Joule. L'augmentation de la résistance interne amplifiera également les variations de tension ohmique (terme $R_{bat}.I_{bat}$). Cela peut poser un problème lorsque comme c'est souvent le cas, la batterie est associée à un réseau de tension qui doit respecter des contraintes de tension minimale et maximale de fonctionnement.

Le processus de vieillissement des batteries de stockage est très complexe et dépend de la chimie considérée ainsi que des choix technologiques, de di-

4.2. *Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique*

mensionnement et de fabrication. De plus, les phénomènes rencontrés diffèrent à l'anode et à la cathode et sont bien souvent interdépendants. On distingue généralement deux types de vieillissement : le vieillissement calendaire et celui provoqué par le cyclage actif. On parle de vieillissement calendaire durant les phases où la batterie est stockée, au repos, et traversée par un courant nul. Cette phase de repos est largement majoritaire devant la phase d'utilisation pour une batterie de traction. Le vieillissement par cyclage actif intervient durant les phases d'utilisation effective de la batterie, en roulage donc, lorsque celle-ci échange du courant. Il est donc important de noter que la batterie est un organe qui se dégrade même au repos sans être utilisée. Les lecteurs intéressés par une étude plus complète sur les causes et les effets du vieillissement peuvent se référer à [121, 12, 34, 11].

Néanmoins, les principales causes accélérant le vieillissement de manière généralisée sur une grande variété de batteries sont les températures élevées, les états de charge proches des extrema, ainsi que les forts niveaux de courant. La température est donc un des paramètres les plus influents sur le vieillissement, les températures élevées accélérant les réactions chimiques parasites provoquant la dégradation des cellules de la batterie. Les températures trop froides ne sont pas pour autant à privilégier. En effet, la résistance interne des cellules augmente significativement à basse température. Ce phénomène réduit drastiquement la puissance que peut échanger la batterie à froid, se traduisant par une baisse de performances du GMP. De plus, une sollicitation trop sévère de la batterie à froid où les pertes par effet Joule sont maximales peut conduire à des forts gradients de température interne à la cellule. Ceux-ci seront la source de contraintes mécaniques qui peuvent provoquer la détérioration de la cellule. Dans l'idéal, la batterie doit donc être maintenue sur une plage de température modérée, pouvant varier suivant la technologie, afin de ralentir les phénomènes du vieillissement.

Le vieillissement des cellules contribue à un autre phénomène néfaste, le déséquilibre des cellules de la batterie. Le vieillissement des cellules dans le pack n'étant pas homogène, de par la dispersion des cellules et le fait que le champ de température n'est pas parfaitement homogène dans le pack. Au fil du temps certaines cellules vont vieillir plus rapidement que d'autres, voyant leur capacité chuter en conséquence. La capacité des cellules du pack va donc se disperser, ce qui est problématique car la capacité utile d'une chaîne de

cellule en série est donnée par la capacité de la cellule de plus faible capacité. Lors d'une décharge, le pack batterie peut devenir inutilisable dès lors que la cellule la moins capacitaire est totalement déchargée, alors même qu'il reste une quantité d'énergie non négligeable dans le reste des cellules du pack. Une baisse significative de l'énergie utile du pack peut donc être provoquée par un vieillissement particulièrement prononcé de quelques cellules. Le vieillissement du pack est également un phénomène qui tend à s'amplifier, une cellule vieillie dégageant plus de chaleur de par l'augmentation de sa résistance, accélérera le vieillissement des cellules voisines. Des dispositifs d'équilibrage passifs ou actifs existent pour contrer le déséquilibre dans le pack, mais leur coût vient s'ajouter à celui déjà très élevé du pack batterie.

Le vieillissement de la batterie est estimé par le calculateur qui lui est associé, le « Battery Management System » (BMS), et s'exprime communément par une variable sans dimension appelée état de santé (SoH, State of Health) [91, 53, 57]. Le SoH d'une batterie en tout début de vie sera de 1, exprimant le fait que celle-ci possède 100% de ces performances initiales. Le SoH va par la suite décroître au cours de la durée de vie de la batterie pour finalement atteindre 0 lorsque la batterie sera considérée comme hors d'usage. Un principe généralement suivi pour les batteries de traction, bien que ne faisant pas état de vérité générale, est de considérer un SoH à 0 lorsque la capacité de la batterie est réduite à 80% de sa valeur initiale [76, 108].

4.2.2 Véhicule et modèles

4.2.2.1 État d'énergie batterie

Le véhicule ainsi que le GMP considéré pour cette étude est celui présenté section 4.1.1 dont les principales caractéristiques ont été exposées tableau 4.1. Le niveau élevé d'énergie électrique nécessaire pour une application hybride rechargeable guide le choix de la chimie batterie vers la technologie Li-ion. La batterie étant au cœur de cette étude, nous rappelons (cf. section 1.3.5) que l'expression du courant I_{bat} s'écrit :

$$I_{bat} = \frac{OCV(SoE) - \sqrt{OCV^2(SoE) - 4P_{bat} \cdot R_{bat}(SoE, T_{bat})}}{2 \cdot R_{bat}(SoE, T_{bat})}, \quad (4.23)$$

où $R_{bat}(SoE, T_{bat})$ est la résistance interne globale de la batterie que nous considérerons dépendante de sa température T_{bat} dans cette étude, et P_{bat} la

4.2. Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

puissance délivrée ou reçue par la batterie :

$$P_{bat} = P_{OND} + P_A \quad (4.24)$$

où P_{OND} est la puissance électrique au niveau de l'onduleur de la machine électrique donnée par une fonction cartographiée :

$$P_{OND} = f_{ME}(\omega_{ME}, T_{ME}). \quad (4.25)$$

Le couple de la machine électrique T_{ME} étant lié au couple du MCI T_{MCI} par le respect de la volonté conducteur, selon l'équation (4.1). Enfin la variation de SoE de la batterie est donnée par :

$$\dot{SoE}(t) = \frac{-OCV(SoE) \cdot I_{bat}(SoE, R_{bat}, P_{bat})}{E_{MAX}} \quad (4.26)$$

4.2.2.2 Température interne batterie

La température des cellules composant la batterie étant un facteur impactant à l'ordre un leur vieillissement, il est indispensable de considérer un modèle de température sur lequel pourra se baser la stratégie de gestion d'énergie respectueuse de la batterie. Le modèle proposé est donc orienté pour répondre à l'étude et la validation de la loi de commande proposée, il se base sur les équations du transfert de chaleur entre la cellule et l'air autour du pack batterie. Nous partirons de l'hypothèse simplificatrice que la température est homogène en tout point d'une cellule, et que la température des cellules est homogène dans le pack. Nous nous limiterons ainsi à l'étude de la température d'une seule cellule, pouvant s'étendre à celle du pack.

Une illustration du modèle thermique considéré basé sur l'équilibre des flux de chaleur [87, 20] est donnée FIGURE 4.10. Le flux thermique $\dot{Q}_1$ correspond à la chaleur dégagée par la cellule, le flux $\dot{Q}_2$ correspond à l'échange convectif entre la paroi de la cellule et l'air du module. Le flux $\dot{Q}_3$ est donné par l'échange convectif entre la paroi du module et l'air dans le pack, et enfin $\dot{Q}_4$ par l'échange entre la paroi du pack et l'air extérieur par convection forcée ou naturelle suivant la présence d'un système de refroidissement. Les cellules prismatiques sont groupées dans des modules, le pack batterie étant lui-même composé d'un assemblage de modules. Par conséquent, nous considérerons quatre températures : T_{cell} la température de la cellule, T_{sens} la température de l'air

emprisonné dans le module qui est en pratique mesurée par un capteur, T_{cas} la température de la paroi du module, et enfin T_{air} la température considérée constante de l'air ambiant environnant le pack batterie. La seule source de chaleur considérée est l'énergie dissipée par effet Joule par la cellule, celle-ci étant prépondérante devant les entropies de réaction au sein de la cellule. Le modèle de température présenté dans [54] est basée sur une approche similaire mais appliquée à des cellules cylindriques et utilisant un observateur pour consolider l'estimation du modèle.

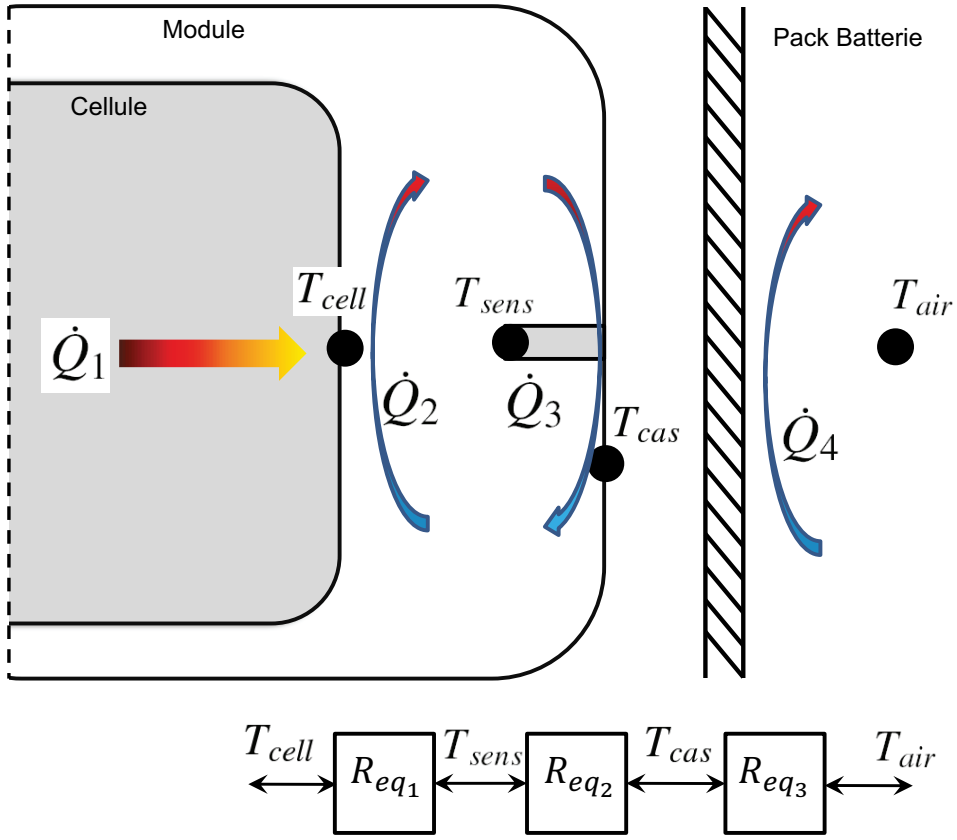


FIGURE 4.10 – Échanges thermiques modélisés par résistances thermiques équivalentes.

Le modèle thermique considéré s'écrit sous la forme d'un système d'états dynamiques :

$$\dot{T}_{cell} = k_1 (R_{cell} I_{cell}^2 - k_4 (T_{cell} - T_{sens})) \quad (4.27)$$

$$\dot{T}_{sens} = k_2 (k_4 (T_{cell} - T_{sens}) - k_5 (T_{sens} - T_{cas})) \quad (4.28)$$

$$\dot{T}_{cas} = k_3 (k_5 (T_{sens} - T_{cas}) - k_6 (T_{cas} - T_{air})), \quad (4.29)$$

4.2. Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

avec les paramètres :

$$\begin{cases} k_1 = \frac{1}{C_{v_1}}, & k_2 = \frac{1}{C_{v_2}}, & k_3 = \frac{1}{C_{p_3}}, \\ k_4 = \frac{1}{R_{eq_1}}, & k_5 = \frac{1}{R_{eq_2}}, & k_6 = \frac{1}{R_{eq_3}}. \end{cases} \quad (4.30)$$

La résistance interne de la cellule R_{cell} est donnée par une fonction dépendante de l'état d'énergie et de la température cellule T_{cell} :

$$R_{cell} = f(SoE, T_{cell}). \quad (4.31)$$

Le courant traversant la cellule I_{cell} est proportionnel au courant du pack batterie I_{bat} :

$$I_{cell} = \frac{I_{bat}}{N_{par}}. \quad (4.32)$$

avec N_{par} le nombre de cellule en parallèle dans le pack, pour cette étude ce paramètre est fixé à 1, soit $I_{cell} = I_{bat}$. Le courant batterie I_{bat} est une mesure fournie par le BMS. Les résistances thermiques équivalentes R_{eq_i} [K/W] correspondent respectivement aux parois entre la cellule et le capteur, entre le capteur et le module, et entre le module et l'air extérieur (cf. FIGURE 4.10). Les capacités calorifiques C_{v_1} , C_{v_2} , et C_{p_3} [J/K] font référence à la cellule, à l'air présent dans le module, ainsi qu'à la paroi du module. Ces paramètres ont été identifiés à partir de résultats expérimentaux réalisés avec un module prototype équipé spécifiquement avec une série de capteurs de température. La FIGURE 4.11 présente une comparaison entre les températures retournées par le modèle présenté et les températures mesurées. Les paramètres du modèle ont été identifiés sur un jeu de données expérimentales et validés par comparaison avec d'autres essais. Le compromis entre la simplicité du modèle et sa représentativité s'est révélé très intéressant pour évaluer l'impact d'une stratégie de supervision énergétique sur la température batterie. Néanmoins, les paramètres du modèle sont calés sur un pack en particulier, celui-ci permet donc de discuter des tendances qualitatives mais pas de généraliser des résultats quantitatifs.

La température de l'air dans le module a été explicitement exprimée dans le modèle dans le but de pouvoir adapter un observateur sur la température cellule, dans le cadre d'une application sur véhicule, grâce à la mesure de température T_{sens} . Le modèle en boucle fermée résultant étant indispensable

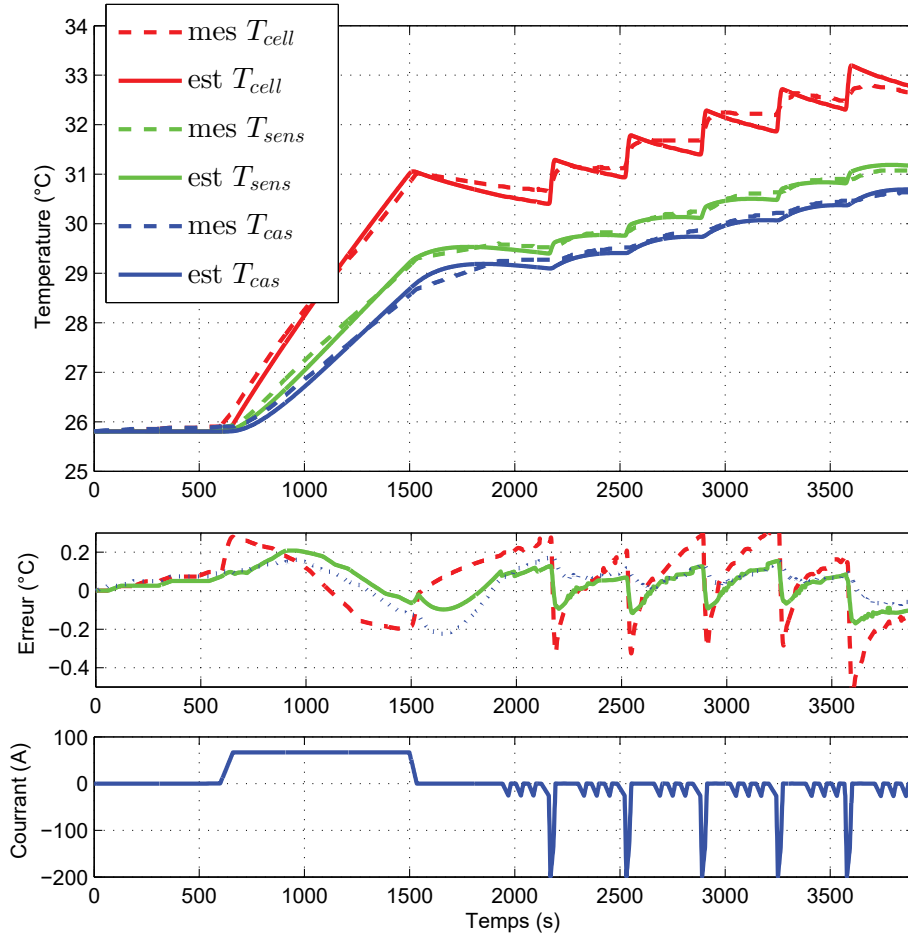


FIGURE 4.11 – Identification et validation du modèle thermique considéré.

pour améliorer la qualité de l'estimation T_{cell} sur une application embarquée [20].

4.2.3 Définition du problème de commande optimale

Tout comme pour le problème traité dans la section 4.1.2, nous allons chercher à définir un critère d'optimalité mixte, somme de la consommation de carburant et d'un terme ayant pour but de favoriser l'utilisation de batterie sur une plage de température qui préservera sa durée de vie. Ainsi, nous proposons

4.2. Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

le critère à minimiser J suivant :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} \dot{m}_f(u(t), t) + \kappa(T_{cell})\dot{T}_{cell}(u(t), x_2) dt + \phi(x_1(t_f)) + \Psi(x_2(t_f)), \quad (4.33)$$

sujet à :

$$\begin{cases} u(t) \in \mathcal{U}(t) \\ \mathbf{x}(t) \in \mathcal{X} \\ \dot{x}_1(t) = f_1(\mathbf{x}(t), u(t), t), x_1(0) = x_{1,0} \\ \dot{x}_2(t) = f_2(\mathbf{x}(t), u(t), t), x_2(0) = x_{2,0}, \end{cases} \quad (4.34)$$

La commande considérée est le couple du MCI :

$$u(t) = T_{MCI}(t) \quad (4.35)$$

et

$$\mathbf{x}(t) = \begin{Bmatrix} x_1(t) \\ x_2(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} SoE(t) \\ T_{cell}(t) \end{Bmatrix} \quad (4.36)$$

est le vecteur d'état constituée du SoE et de la température cellule. La dynamique des états f_1 et f_2 est donnée par (4.26) et (4.27). Afin de focaliser l'étude sur la problématique du compromis entre efficacité énergétique et vieillissement batterie nous n'inclurons pas explicitement l'optimisation du mode cinématique dans le problème de commande optimale. Nous partons de l'hypothèse que le mode cinématique est imposé par une loi de passage obtenue au travers de l'étude menée dans la section 4.1. Ainsi, seule l'optimisation de la répartition de couple est considérée au travers de la commande T_{MCI} .

Les fonctions ϕ et Ψ sont données par :

$$\begin{aligned} \phi(x_1(t_f)) &= \begin{cases} 0 & \text{si } x_1(t_f) \geq SoE_{cible} \\ \infty & \text{sinon,} \end{cases} \\ \Psi(x_2(t_f)) &= 0, \end{aligned} \quad (4.37)$$

dans le but d'imposer des contraintes sur les états finaux. La fonction $\Psi(x_2(t_f))$ est définie à 0 quel que soit $x_2(t_f)$ afin de ne pas imposer de contrainte sur la température cellule finale. Le coefficient κ au sein du critère J est un facteur de pondération dépendant de T_{cell} , son profil est donné dans la FIGURE 4.12. Le but recherché par l'ajout d'un coût additionnel à la consommation de carburant de la forme $\kappa(T_{cell})\dot{T}_{cell}(t)$ est de pénaliser ou de favoriser les commandes entraînant une variation de la température cellule.

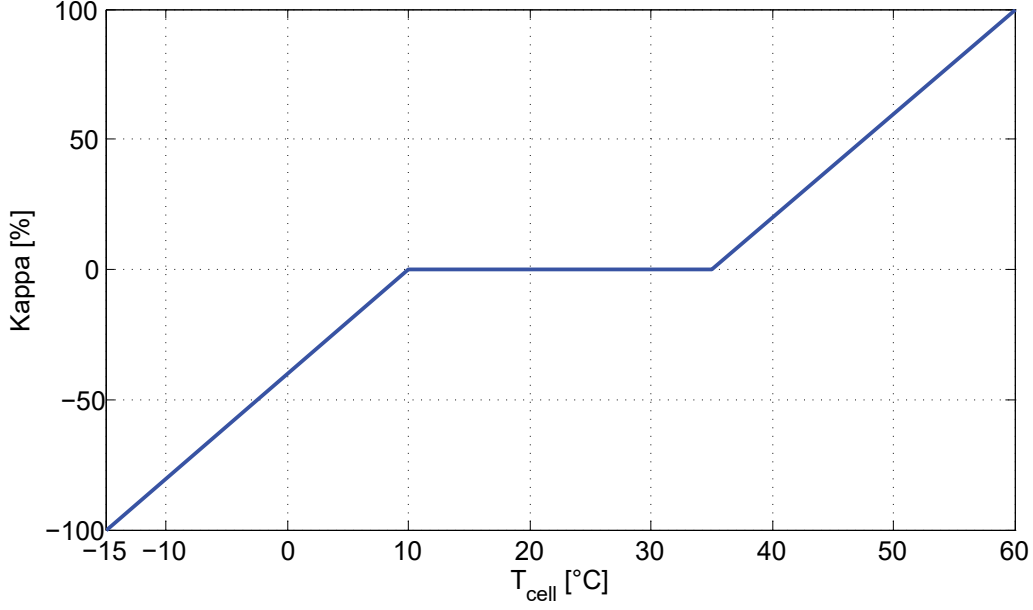


FIGURE 4.12 – Facteur de pondération κ en fonction de la température cellule T_{cell} .

En pratique, les commandes qui éloignent la température cellule de sa plage de fonctionnement idéale pour la préservation du SoH seront pénalisées, alors que celles qui l'en rapprochent seront favorisées. Cela est rendu possible grâce au facteur de pondération κ permettant de gérer le compromis entre optimalité énergétique et température cellule favorable. Pour cela, κ est fixé à 0 lorsque la cellule travaille dans sa plage de température propice à la préservation de sa durée de vie. Pour cette étude cette plage est fixée entre 10 et 35 °C (FIGURE 4.12). Dans cette plage, aucun coût additionnel ne sera considéré ($\kappa = 0$) et seule la consommation de carburant sera minimisée. En revanche, κ augmente linéairement à mesure que la température dépasse le seuil maximum de la plage idéale, ainsi plus la température sera élevée plus la pénalité le sera également. Dans cette plage de fonctionnement où $\kappa > 0$, une élévation de température sera pénalisée par un surcout positif ($\kappa \cdot \dot{T}_{cell} > 0$) alors qu'une réduction de la température sera favorisée par un surcout négatif ($\kappa \cdot \dot{T}_{cell} < 0$).

Notons également que la variable de commande ne peut conduire qu'à un dégagement de chaleur, plus ou moins important au travers de $R_{cell} \cdot I_{cell}^2$, mais il n'est pas possible d'agir de façon active sur le refroidissement de la cellule. Par conséquent, le refroidissement de la cellule ne se fait qu'à la condition que

4.2. Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

l'énergie thermique qu'elle fournit au milieu extérieur soit plus importante que la chaleur qu'elle dégage par effet Joule. Par extension, T_{cell} ne peut pas être inférieure à T_{air} en régime établi. La stratégie proposée traite également le cas où T_{cell} est inférieure au seuil de température minimum de la plage idéale de fonctionnement. Dans ce cas, $\kappa < 0$ et décroît de façon linéaire à mesure que la température est basse. Ainsi de façon symétrique au cas précédent, une élévation de température sera favorisée par un surcôt négatif ($\kappa \cdot \dot{T}_{cell} < 0$) et une diminution de celle-ci sera pénalisée par un surcôt positif ($\kappa \cdot \dot{T}_{cell} > 0$). Grâce à ce mécanisme simple, il est possible d'influer sur la température moyenne de fonctionnement de la batterie en cours de mission, dans le but de la maintenir au plus proche d'une plage idéale de fonctionnement et ainsi ralentir son vieillissement.

Afin de minimiser le critère (4.33), le principe du minimum de Pontryagin impose que la commande optimale u_{opt} , solution du problème doit minimiser pour $t \in [t_0, t_f]$ le Hamiltonien suivant :

$$H(u, \mathbf{x}, \boldsymbol{\lambda}, t) = \dot{m}_f(u, t) + \kappa(T_{cell})\dot{T}_{cell}(u, \mathbf{x}) + \lambda_1(t) \cdot \dot{x}_1(u, \mathbf{x}) + \lambda_2(t) \cdot \dot{x}_2(u, \mathbf{x}), \quad (4.38)$$

où $\lambda_1(t)$ est l'état adjoint du SoE défini par l'équation d'Euler-Lagrange :

$$\dot{\lambda}_1(t) = -\frac{\partial H}{\partial x_1} = -\lambda_1(t) \frac{\partial \dot{x}_1(u, \mathbf{x})}{\partial x_1} \simeq 0, \quad (4.39)$$

Pour lequel on peut négliger $\frac{\partial \dot{x}_1}{\partial x_1}$ pour les batteries Li-ion dont les paramètres varient peu avec le SoE [14, 16, 77, 105]. On trouve donc le résultat suivant :

$$\lambda_1(t) = \lambda_1. \quad (4.40)$$

La dynamique du second état adjoint sur x_2 s'écrit :

$$\dot{\lambda}_2(t) = -\frac{\partial H}{\partial x_2} = -\frac{\partial(\kappa(x_2) \cdot \dot{x}_2(u, \mathbf{x}))}{\partial x_2} - \lambda_2(t) \frac{\partial \dot{x}_2(u, \mathbf{x})}{\partial x_2} \quad (4.41)$$

La dérivée partielle de (4.27) par rapport à T_{cell} donne :

$$\frac{\partial \dot{x}_2}{\partial x_2} = -k_1 k_4, \quad (4.42)$$

ainsi :

$$\dot{\lambda}_2(t) = -\frac{\partial \kappa(x_2)}{\partial x_2} \dot{x}_2(u, \mathbf{x}) + k_1 k_4 (\lambda_2(t) - \kappa(x_2)), \quad (4.43)$$

et n'ayant pas de contrainte sur la température finale, la condition de transversalité (cf. Section 3.1) donne la propriété :

$$\lambda_2(t_f) = \frac{\partial \Psi(x_2(t_f))}{\partial x_2} = 0 \quad (4.44)$$

Afin d'aboutir à une solution d'un niveau de complexité compatible avec une application en ligne de la stratégie nous considérons l'hypothèse :

$$\dot{\lambda}_2(t) = 0 \quad (4.45)$$

Ce choix se justifie également en analysant les ordres de grandeur de $k_1 k_4$ et $\dot{x}_2$ à respectivement 10^{-3} et 3.10^{-3} . A cette hypothèse s'ajoute l'absence de contrainte sur $x_2(t_f)$ qui aboutit sur la propriété (4.44) et donne :

$$\lambda_2 = 0 \quad (4.46)$$

Il est ainsi possible de réécrire un Hamiltonien simplifié, mais sous optimal, sous la forme :

$$H(u, \mathbf{x}, \lambda_1, t) = \dot{m}_f(u, t) + s(t) \cdot P_{ech}(u, \mathbf{x}) + \kappa(T_{cell}) \dot{T}_{cell}(u, \mathbf{x}) \quad (4.47)$$

avec :

$$s(t) = \frac{-\lambda_1(t) \cdot PCI}{E_{MAX}}, \quad (4.48)$$

Nous retrouvons ainsi une solution définie avec un unique état adjoint sur le SoE comme pour le problème classique d'optimisation de la consommation du véhicule hybride. Cette simplification permet donc de s'affranchir de la gestion d'un second état adjoint qui rend le problème plus complexe à résoudre. C'est donc cette définition du Hamiltonien qui a été retenue pour une application en ligne dont les résultats sont discutés dans la section suivante.

4.2.4 Résultats et discussion

Les résultats présentés dans cette étude ont été obtenus en considérant une adaptation en ligne du facteur d'équivalence $s(t)$ (4.20) générée à partir d'un facteur boucle ouverte s_0 constant associé à un régulateur proportionnel-intégral sur le SoE. Ce choix a pour but d'assurer la robustesse d'une stratégie en ligne pour laquelle les conditions de roulage futures ne sont pas connues. La méthodologie de calibration utilisée est tirée de l'étude du facteur d'équiva-

4.2. Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

lence présentée au chapitre 3. Bien que sous-optimales, les commandes données par la minimisation de (4.33) sont plus représentatives de ce qu'il est possible d'implémenter réellement dans un véhicule.

Les résultats qui suivent sont tirés de quatre scénarios considérant des conditions différentes de température extérieure et de roulage. Pour chaque simulation, les conditions initiales de température sont considérées à l'équilibre : $T_{cell}(t_0) = T_{sens}(t_0) = T_{cas}(t_0) = T_{air}(t_0)$. Le premier scénario présenté est basé sur des conditions nominales de température ambiante à 15 °C et une utilisation en maintien de charge. Le trajet considéré est conçu à partir d'une succession alternée de cycles Artemis urbain et routier, pour une longueur totale de 58 km. La FIGURE 4.13 présente l'évolution de la température de la cellule avec prise en compte de la contrainte sur la température, ainsi que le profil de vitesse. On note que dans ces conditions T_{cell} reste dans sa plage de température idéale, fixée ici entre 10 et 35 °C. De ce fait, le facteur de pondération κ est resté nul durant tout le trajet. Cela signifie que la pénalité sur la température est restée inactive, ce qui ramène le problème à la minimisation de consommation de carburant seule. Par conséquent, la stratégie proposée n'a entraîné aucune surconsommation dans ce cas nominal.

Pour le deuxième scénario, un roulage charge sustaining par temps froid est testé, la température ambiante est fixée à 0 °C. Le cycle suivi est le même que pour le premier scénario. La FIGURE 4.14 trace l'allure de la T_{cell} avec et sans gestion thermique de la batterie. La pénalité proposée favorise le réchauffement de la batterie en la sollicitant d'avantage jusqu'à ce que la température atteigne sa plage idéale (autour de 1000 secondes). Par la suite κ tombe donc à 0 et désactive la pénalité jusqu'à la fin du trajet. La seconde partie de la FIGURE 4.14 montre l'évolution du SoE. On constate que la LGE avec gestion de la température batterie conduit à recharger significativement celle-ci en début de cycle, le courant de charge soutenu permettant l'élévation de température. L'excédent d'énergie électrique stocké est ensuite utilisé en traction pour satisfaire à la contrainte de maintien de charge. On peut noter qu'avec la batterie très capacitaire considérée le réchauffage de la batterie se fait sur une phase de charge suivi d'une phase de décharge. Sur une batterie typée HEV, la stratégie reste valable, elle conduirait simplement à enchaîner plus de cyclages charge/décharge pour arriver à une montée en température équivalente.

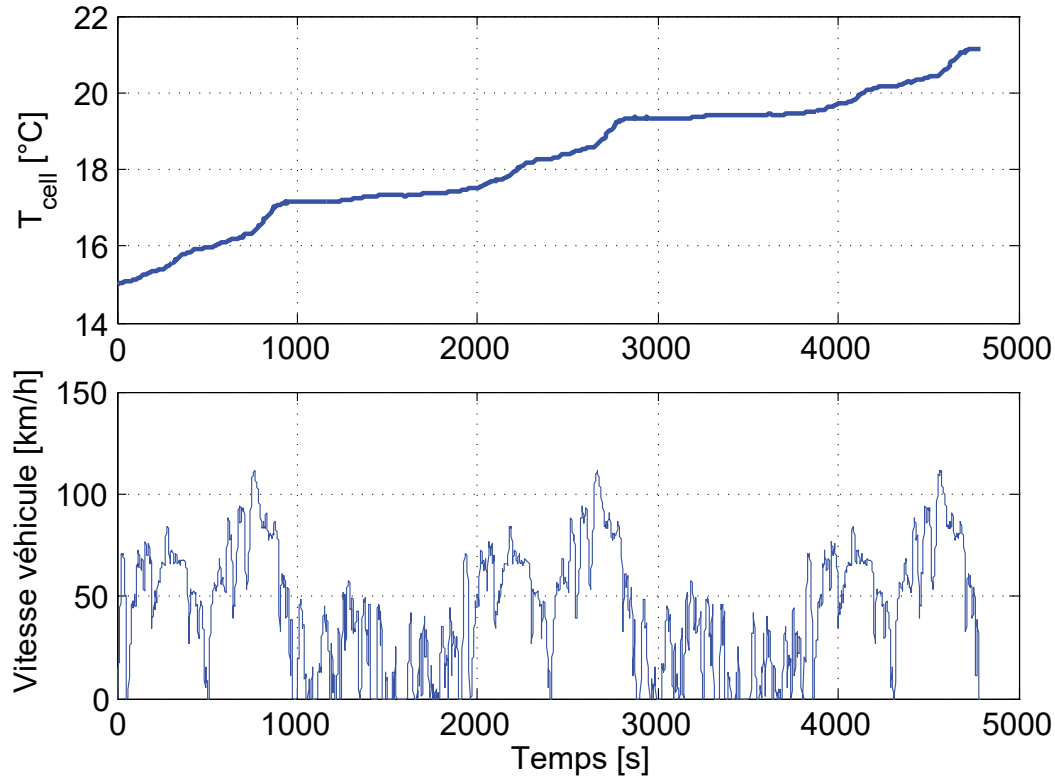


FIGURE 4.13 – Évolution de la température cellulaire en conditions nominales et cycle suivi. Dans ces conditions la pénalité reste inactive.

Comme précisé à la section 4.2.1, la résistance des cellules à froid est particulièrement élevée, favorisant le dégagement de chaleur. Il faut néanmoins prendre garde à ne pas solliciter la batterie à des courants trop extrêmes, pour ne pas causer de surtension ou sous-tension susceptibles de l'endommager. La valeur des courants acceptables en fonction de la température est en pratique fournie par le BMS, il convient donc à la LGE de tenir compte de ces limitations pour ne pas endommager la batterie. En d'autres termes, à froid les courants appliqués doivent être suffisamment élevés pour assurer un dégagement de chaleur conséquent dans le pack tout en restant assez modérés pour respecter les limitations imposés par la batterie elle-même. Comme on pouvait le supposer, le réchauffage de la batterie entraîne une surconsommation ne serait-ce que pour compenser l'énergie volontairement dissipée dans la batterie. Pour ce scénario particulier la surconsommation atteint 3%. Cependant, il convient de noter que la surconsommation relative constatée dépendra fortement de la masse totale de carburant dépensée sur trajet, et donc en premier lieu de sa longueur. Ainsi, la pénalité de consommation relevée sur plusieurs

4.2. Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

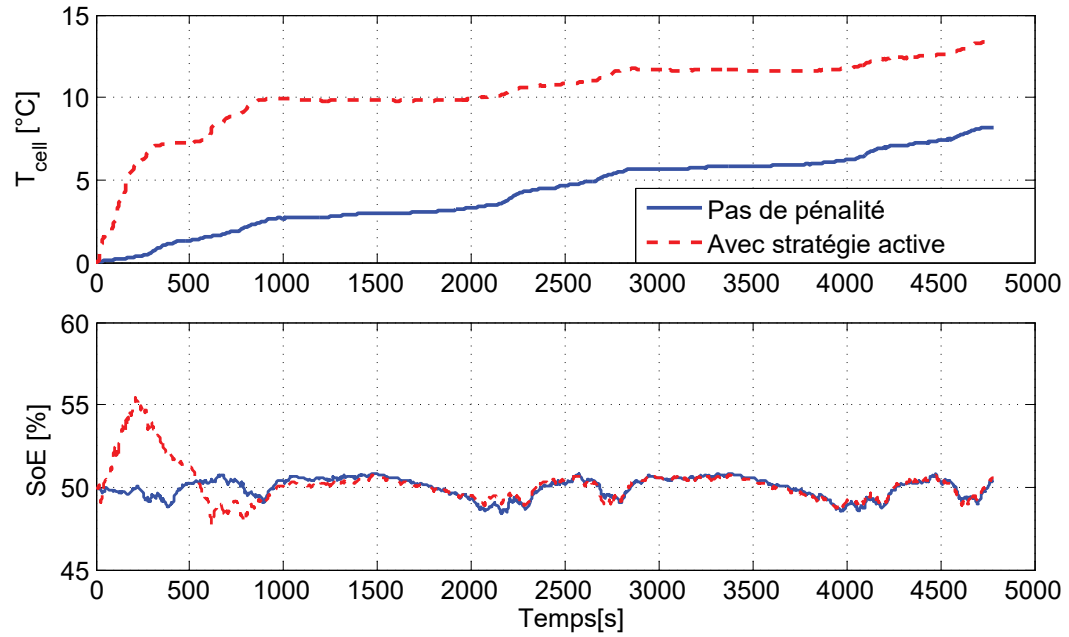


FIGURE 4.14 – Température cellule et SoE batterie avec et sans gestion de la température en conditions ambiante froide.

petits trajets pour lesquels la batterie doit être réchauffée à chaque fois sera plus élevée que si le véhicule parcourt un seul long trajet.

Le troisième scénario considère un taxi hybride rechargeable alternant pendant plus de six heures des phases de roulage données par le profil de vitesse de la FIGURE 4.13, et des recharges rapides. Pour ce scénario, la température ambiante est fixée à 25 °C. Pour les phases de recharge, la puissance initiale est fixée à 35 kW puis décroît progressivement en fin de charge de sorte à maintenir la batterie sous son seuil de surtension. Une fois la recharge terminée, on considère une période de repos de 10 minutes avant de reprendre la phase de roulage. Le trajet est effectué en mode charge depleting charge sustaining. La FIGURE 4.15 illustre la différence entre la trajectoire de température cellule avec et sans la gestion thermique de la batterie. La pénalité sur la température permet de réduire de 3 °C la température batterie en fin de journée. La stratégie ne considérant pas l'intervention d'un système de refroidissement actif supplémentaire, son impact est beaucoup plus modeste pour réduire la température batterie que pour la réchauffer. Bien que l'écart de température soit faible, le gain sur la durée de vie batterie réside dans l'application de la stratégie sur le long terme.

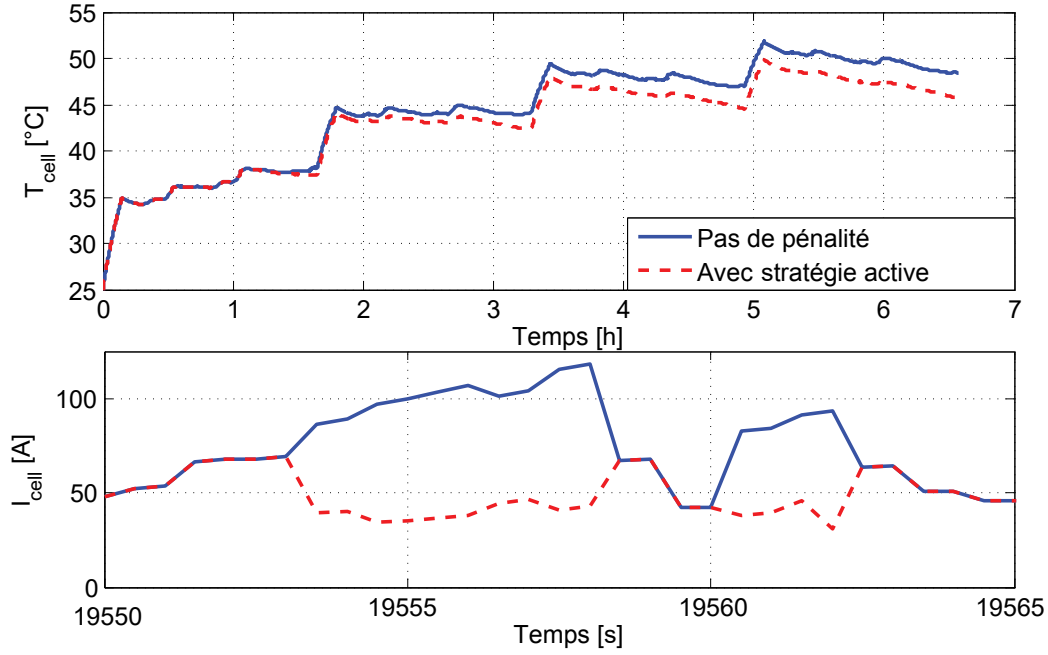


FIGURE 4.15 – Température cellule et zoom sur le profil de courant batterie avec et sans pénalité en conditions sévères. Ici la pénalité écrête les forts appels de courants.

De plus, comme le montre la partie inférieure de la FIGURE 4.15, la réduction de température est obtenue en évitant les courants élevés. Ce zoom sur une fenêtre temporelle de 15 secondes en condition de roulage montre que la pénalité sur les variations de température bride le courant batterie en dessous de 70 A, là où une stratégie ECMS classique conduit à dépasser 110 A. En pratique cela est réalisé en appliquant des modes hybrides à la place des modes ZEV durant la phase charge depleting et lorsque la demande de puissance à la roue est élevée, afin que le MCI puisse « soulager » la ME et par le fait la batterie. Ce résultat est très important, car les fortes valeurs de courant sont également un facteur aggravant pour le vieillissement batterie. La production de chaleur par effet Joule étant directement donnée par $R_{cell} \cdot I_{cell}^2$, les forts courants entraînent un dégagement de chaleur particulièrement élevé. Par conséquent, la stratégie proposée est doublement bénéfique pour la batterie en réduisant la température en écrétant les courants extrêmes. Enfin, la surconsommation entraînée par la stratégie sur ce scénario est de 1.4%.

4.2. Prise en compte du vieillissement de la batterie dans l'optimisation énergétique

Pour finir, le quatrième scénario suppose des conditions charge sustaining et une température ambiante élevée de 30 °C. Le trajet considéré est constitué de deux fois le trajet de la FIGURE 4.13 mis bout à bout, pour une distance totale de 116 km. Pour ce scénario, on définit la plage idéale de température entre 10 et 30 °C. La FIGURE 4.16 trace le profil de température batterie pour 3 cas : pas de pénalité sur les variations de température, pénalité faible et pénalité forte. L'intensité de la pénalité est réglée en jouant sur $\kappa(T_{cell})$. La surconsommation entraînée par la pénalité est de respectivement 0.7 et 1.1%. La température cellule quant à elle est réduite de respectivement 2.6 et 3.6 °C à la fin du trajet. La partie inférieure de la FIGURE 4.16 quantifie l'énergie totale dégagée sous forme de chaleur par la batterie en W.h durant la totalité du trajet et pour les trois pénalités.

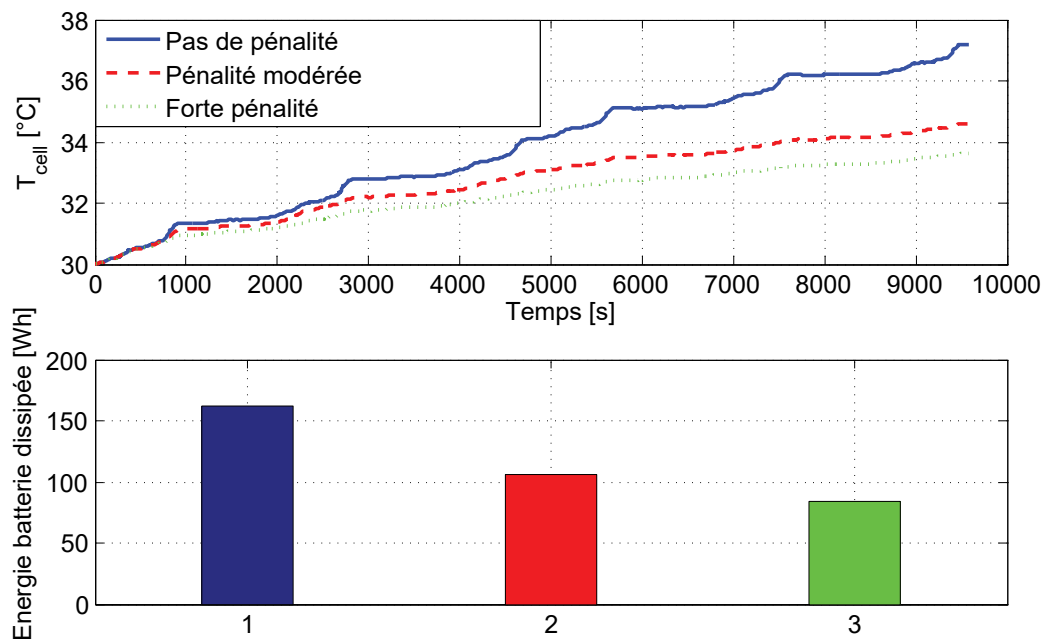


FIGURE 4.16 – Température cellule et chaleur totale dissipée par effet Joule pour 3 niveaux distinct de pénalité.

Les résultats de simulation présentés ci-dessus illustrent le fait que la stratégie présentée parvient à restreindre, ou à l’opposé favoriser la montée en température de la batterie. Pour cela, la stratégie proposée joue sur les niveaux de courant de la batterie. En revanche, si la température batterie se trouve naturellement dans une plage de fonctionnement jugée idéale, la péna-

lité sera inactive et la stratégie ne se préoccupera que de la minimisation de la consommation. Le compromis entre la gestion de la température batterie et la minimisation de la consommation se gère en jouant sur l'amplitude de $\kappa(T_{cell})$, celui-ci permettant également de définir la plage de fonctionnement idéale. Enfin, la stratégie proposée est pertinente aussi bien dans le cas du PHEV que du HEV et les résultats obtenus indiquent que la surconsommation résultante reste modérée.

4.2.5 Conclusion

Prolonger au maximum la durée de vie de la batterie étant un enjeu économique majeur dans le développement industriel des véhicules hybrides, il devient indispensable de considérer cette problématique dans la loi de gestion d'énergie du véhicule. La température batterie a été identifiée dans la littérature comme un facteur impactant au premier ordre le vieillissement des batteries Li-ion et Ni-MH. En partant de ce constat, la loi de gestion d'énergie proposée dans cette étude inclue dans le critère d'optimalité une pénalisation fonction de la variation de température cellule entraînée par les commandes. Le problème est résolu à partir d'une adaptation de l'ECMS au problème multi-objectif considéré. Des simplifications sont apportées à la solution strictement optimale dans le but de se ramener à une stratégie en ligne, ne considérant que le facteur d'équivalence sur le SoE. En conséquence, la stratégie obtenue conserve la simplicité de mise en œuvre ainsi que l'effort de calcul de l'ECMS classique, tout en combinant l'optimisation énergétique et la gestion de la thermique batterie. La stratégie convient à la fois au HEV et au PHEV mais sera plus pertinente sur les packs batterie équipés d'un système de refroidissement actif réduit ou inexistant. En effet, la stratégie opère sur le courant de la cellule pour moduler les variations de températures dues aux pertes par effet Joule. Le levier de la stratégie pour augmenter la température batterie est donc bien supérieur à celui conduisant à la réduire.

Les résultats de simulation présentés confirment le potentiel de la stratégie à impacter le profil de température batterie sur un cycle de roulage donné. Toutefois, la stratégie restera inactive si la température batterie se trouve naturellement dans une plage idéale de fonctionnement, ayant pour conséquence de revenir à un cas classique d'optimisation de la consommation. Un facteur de pondération dépendant de la température cellule permet de gérer le compromis entre optimisation énergétique et gestion thermique en adaptant l'intensité de

la pénalité en fonction des différentes plages de température souhaitées. La stratégie proposée cumule également un aspect bénéfique indirect à la gestion de la température : elle écrête les courants particulièrement élevés. Ce point est crucial, les forts courants étant propices au vieillissement batterie, particulièrement lorsque qu'ils sont couplés avec les températures élevés. Cependant, il est difficile de quantifier réellement le gain de la stratégie en termes de durée de vie pour une batterie donnée. Celui-ci étant extrêmement dépendant des conditions de roulage et de température rencontrés. Une perspective serait d'intégrer à la modélisation de la batterie un estimateur de SoH, tel que proposé dans [56, 99] afin de pouvoir comparer de nombreux cycles de roulage avec et sans la stratégie proposée. Le vieillissement étant un phénomène complexe mais également très long, les estimateurs de SoH existant sont basés sur des paramètres généralement identifiés à partir de résultats expérimentaux coûteux en temps et en argent.

4.3 Conclusions et perspectives

Ce chapitre a mis en avant l'utilisation de la commande optimale orientée multi-objectif appliquée à la problématique de gestion d'énergie du véhicule hybride à travers deux cas d'applications jugés comme décisifs par le partenaire industriel pour le développement des véhicules hybrides. On retrouve de plus en plus ce type d'approches dans la littérature, celles-ci permettant de traiter, toujours dans un contexte de commande optimale, des problèmes combinant minimisation de la consommation, des émissions de polluants, de prise en compte de l'agrément de conduite ou encore du vieillissement batterie [104, 58, 22].

La première étude présentée se focalise sur la gestion du compromis optimisation énergétique / agrément de conduite à travers l'optimisation d'un critère mixte combinant la consommation de carburant et l'occurrence des changements de modes de la transmission automatique. La performance de la stratégie en ligne proposée a été évaluée par comparaison avec les résultats issus de la commande optimale hors ligne. Les résultats d'application de la stratégie sur véhicule prototype confirment le potentiel de la stratégie à gérer le compromis entre consommation et agrément en ligne ainsi que la facilité de réutiliser les résultats de simulation pour calibrer la stratégie sur véhicule. Une extension de la problématique tournée vers le filtrage énergétique de la

commande en couple du moteur thermique, également au cœur de l'agrément de conduite, est présentée en annexe B.

La seconde étude porte sur une stratégie en ligne tenant compte du vieillissement du pack batterie à travers une gestion de l'énergie considérant la dynamique thermique de la cellule. Cette étude est portée par le coût élevé du pack batterie au sein du véhicule et la nécessité résultante de prolonger sa durée de vie. Les résultats de simulation sur différents scénarii de roulage et conditions externes de température valident la capacité de la stratégie de gestion de l'énergie à influencer la thermique batterie ainsi qu'à réduire les forts appels de courant, deux facteurs décisifs du vieillissement.

Lorsque l'on considère une approche multi-objectif, une application stricte des principes de la commande optimale (PMP) conduit bien souvent à une solution trop complexe pour assurer la supervision énergétique embarquée du véhicule. L'optimalité de la solution ne pouvant quoiqu'il en soit pas être garanti sur une application en ligne, il devient intéressant de procéder à certaines simplifications, permettant de se ramener à un niveau de complexité proche de la solution du problème classique de minimisation de la consommation. Une simplification, qui a été utilisée dans les études présentées, consiste à annuler le(s) état(s) adjoint(s) potentiels associés à la complexification de l'indice de performance J . Pour conclure, les résultats de ce chapitre renforcent l'idée qu'il est possible de synthétiser des lois de gestion d'énergie en ligne, s'appuyant sur la commande optimale, d'un bon niveau de performance, et permettant de gérer les compromis inter-prestations que l'on retrouve dans le développement d'un véhicule de série.

Chapitre 5

Optimisation des GMP hybrides complexes

Ce chapitre est consacré à l'étude de l'optimisation énergétique de GMP complexes de par leur architecture ou leur topologie. Nous nous éloignerons ainsi du GMP hybride classique muni d'une machine électrique et d'une batterie de stockage. Le problème de commande optimale se verra complexifié par l'ajout de nouvelles variables de commandes, de nouveaux états, et de nouvelles contraintes. Nous présenterons une démarche permettant de synthétiser des lois de commandes embarquables pour ces GMP de degré de complexité supérieur.

Le chapitre s'organise autour de deux cas études. Le premier est basé sur un Mild-hybride parallèle disposant d'un système de stockage hybride composé d'une batterie Li-ion, d'un pack de supercapacités et d'un convertisseur DC/DC bidirectionnel. L'approche proposée est d'inclure l'optimisation des transferts d'énergie au sein de ce double système de stockage dans le problème global d'optimisation énergétique du GMP. L'enjeu principal se ramène à gérer de façon optimale l'état d'énergie des deux éléments de stockage dans le but de minimiser la consommation totale d'énergie tout en assurant la disponibilité des performances de la partie électrifié. Une difficulté majeure est ainsi de s'assurer de ne pas générer des commandes qui peuvent conduire à sortir des limitations de puissances imposées par les deux éléments de stockages.

Le second cas d'étude porte sur le développement d'une loi de gestion d'énergie capable de superviser un GMP disposant de deux machines électriques. L'ajout d'une seconde machine ouvre de nouvelles perspectives d'op-

timisation avec l'apparition des modes hybride série et série-parallèle. Ce nouveau potentiel n'est intéressant que si la stratégie de contrôle se trouve à même de l'exploiter. La seconde machine apporte donc de nouvelles variables de commande à optimiser mais pose un nouveau problème au niveau des limitations de puissance sur la partie électrifiée. En effet, la batterie de traction n'est pas nécessairement suffisamment capacitaire pour assurer les performances maximales des deux machines simultanément. Il faudra donc veiller à déterminer le domaine admissible de commande sur les deux machines afin de générer des commandes optimales vérifiant toutes les contraintes des actionneurs.

Ce chapitre s'inscrit donc dans le cadre des développements dans l'industrie automobile de véhicules hybrides de plus en plus complexes, de par le nombre d'actionneurs à superviser et du couplage entre les commandes qui en résulte, se retrouvant également dans la formalisation de leurs contraintes. La prise en compte ainsi que le respect des contraintes de commande a une importante capitale dans le respect de la volonté conducteur et donc l'agrément de conduite, mais aussi pour éviter d'endommager divers composants, notamment électriques. Considérer ces contraintes directement dans la couche de supervision énergétique permet de générer des commandes optimales réellement applicables par les organes, plutôt que de voir celles-ci saturées de manière curatives dans les couches plus basses de contrôle sans aucune garantie d'optimalité.

5.1 Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

5.1.1 Véhicule et modèles considérés

5.1.1.1 Architecture véhicule

Le véhicule hybride considéré à la base de cette étude est un Mild-hybride Diesel pourvu d'un alterno-démarrreur renforcé de type SSG¹⁰ de 12 kW installé sur le vilebrequin via une courroie d'entraînement. Le MCI de 1.5L de cylindrée développe 80 kW quant-à-lui et il est associé à une boîte manuelle à 6 rapports. La principale innovation de ce GMP vient de son système hybride de stockage électrique combinant un pack de cellule Li-ion avec un pack

10. Separated Starter-Generator

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

TABLE 5.1 – Caractéristiques du véhicule

Masse du véhicule	1500 kg
Cylindrée du moteur	1.5 L
Puissance maximale du MCI	80 kW
Puissance maximale de la ME	12 kW
Énergie utile de la batterie	200 W.h

de DLC¹¹. Ce type de système apparaît de plus en plus dans la littérature comme une solution de stockage pertinente permettant d'allier la densité énergétique du Li-ion avec la densité de puissance des DLC tout en augmentant la durée de vie de l'ensemble par rapport à un pack batterie seul [93, 1, 76, 15, 88].

Le système de stockage présenté dans cette étude est composé d'une batterie Li-ion de 12V reliée en série avec un pack de DLC de 36V environ. Les deux éléments en série forment le réseau de traction, que l'on dénommera abusivement réseau HV (haute tension) bien qu'en pratique celle-ci reste inférieure à 60V. Le réseau de traction alimentant l'onduleur de la ME, les deux éléments de stockage contribuent à la traction électrique. La batterie 12V est connectée au réseau HV via un convertisseur DC/DC bidirectionnel. Les auxiliaires électriques du véhicule prélèvent de la puissance sur le réseau de bord, alimenté par la batterie 12V. Le système de stockage hybride offre une énergie utile cumulée de 200 W.h environ. La FIGURE 5.1 présente le schéma électrique de la partie électrifiée du GMP et donne également les conventions de signe et de nommage qui seront repris dans le reste de l'étude.

La singularité de cette topologie, où la batterie 12V fait à la fois partie du réseau de bord et du réseau de traction, conduit inévitablement à un couplage fort entre ces deux réseaux. Par conséquent, la consommation de l'onduleur P_{OND} va directement impacter le réseau 12V, de façon similaire la consommation des accessoires P_A impacteront la puissance disponible pour l'onduleur. Les caractéristiques principales du véhicule et de son GMP sont données dans la TABLE 5.1.

5.1.1.2 Modélisation

La modélisation du véhicule et du GMP reprend les modèles quasi-statiques présentés section 1.3. La nouveauté en termes de modélisation concerne donc le

11. Double Layer Capacitor

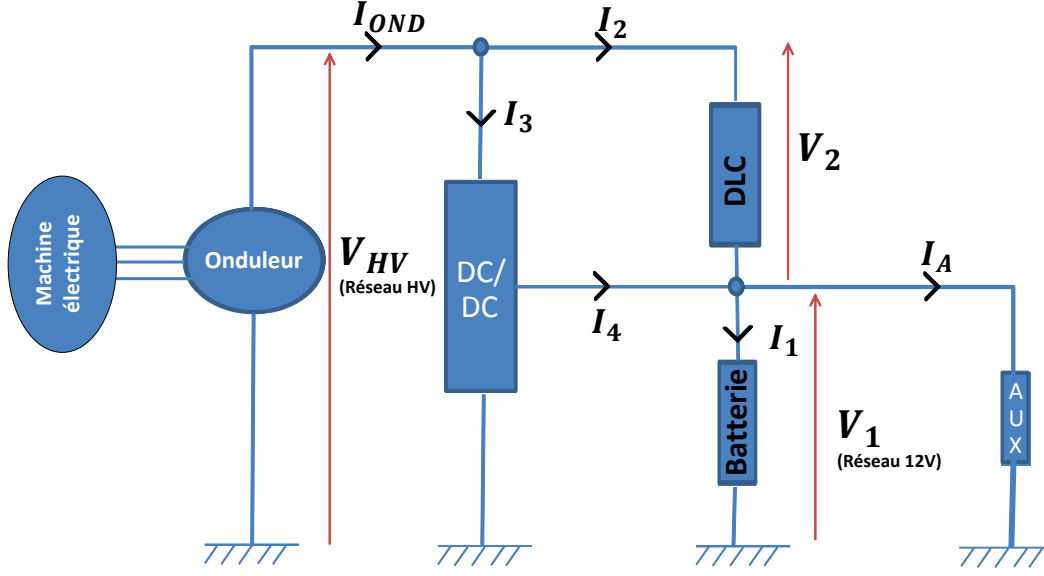


FIGURE 5.1 – Schéma électrique du système de stockage hybride considéré.

système hybride de stockage électrique. La batterie et les DLC sont modélisées par un système d'équations S_v avec une source de tension à vide OCV associée à une résistance en série (voir modélisation batterie présentée dans la section 1.3.5) :

$$S_v : \begin{cases} V_1(\text{SoE}_1, t) = \text{OCV}_1(\text{SoE}_1) + R_1(\text{SoE}_1) \cdot I_1(t) \\ V_2(\text{SoE}_2, t) = \text{OCV}_2(\text{SoE}_2) + R_2(\text{SoE}_2) \cdot I_2(t) \\ V_{HV} = V_1 + V_2, \end{cases} \quad (5.1)$$

avec V_1 et V_2 la tension de la batterie et du pack de DLC (cf. FIGURE 5.1). Par convention dans cette étude, l'indice 1 fait référence aux grandeurs liées à la batterie, et l'indice 2 aux grandeurs liées aux DLC. Le profil $\text{OCV}(\text{SoE})$ des DLC est très différent de celui, relativement plat, d'une batterie Li-ion. En effet, la tension à vide d'un DLC est directement proportionnelle à son état de charge. La FIGURE 5.2 illustre l'allure de l'OCV du pack de DLC en fonction de son SoC et de son SoE, mettant ainsi en évidence l'écart entre ces deux grandeurs pour la technologie des supercapacités.

La puissance du convertisseur DC/DC bidirectionnel P_C est modélisée comme suit :

$$P_C = V_1 \cdot I_4 = \eta_C \cdot V_{HV} \cdot I_3, \quad (5.2)$$

où η_C est une approximation constante du rendement du DC/DC. Le DC/DC

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

étant bidirectionnel, dans la convention choisie le rendement sera η_c pour une conversion de HV vers 12V, et $\frac{1}{\eta_c}$ dans le sens inverse. La consommation des auxiliaires P_A du réseau de bord est considérée comme une perturbation constante connue. Enfin, la partie électrifiée présentée FIGURE 5.1 peut se modéliser à partir des lois de Kirchhoff à travers le système S d'équations suivant :

$$S : \begin{cases} V_1 \cdot I_4 = \eta_c \cdot V_{HV} \cdot I_3 \\ I_A = \frac{P_A}{V_1} \\ I_{OND} = \frac{P_{OND}}{V_{HV}} \\ P_C = V_1 \cdot I_4 \\ I_2 = I_{OND} - I_3 \\ I_1 = I_4 + I_2 - I_A. \end{cases} \quad (5.3)$$

Où par convention, une puissance ou un courant positif sur l'onduleur, les DLC et la batterie est synonyme de recharge (générateur). Le système S peut se réduire à un système S_I de 3 équations et 3 inconnues, I_3 , I_2 et I_1 :

$$S_I : \begin{cases} I_3 = \frac{P_C}{\eta_c \cdot V_{HV}}, \\ I_2 = \frac{P_{OND}}{V_{HV}} - I_3, \\ I_1 = \frac{P_C - P_A}{V_1} + I_2. \end{cases} \quad (5.4)$$

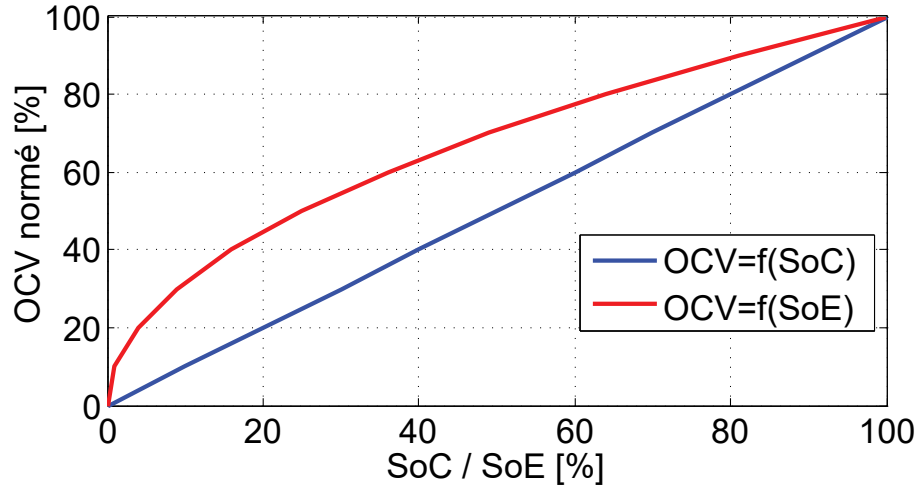


FIGURE 5.2 – OCV normé du pack de DLC en fonction de son SoC et de son SoE. Pour une valeur d'OCV donné, l'écart entre le SoE et le SoC correspondant peut être significatif.

Lorsque l'on remplace l'expression des tensions dans S_I par leur définition dans S_v , on aboutit à un système d'équations non linéaires du second degré ne présentant pas de solution analytique simple. La difficulté du système provient du couplage entre les tensions et les courants induit par la résistance interne des éléments de stockage. Afin de contourner la boucle algébrique entre le calcul des tensions et des courants, une résolution par la méthode du point fixe est utilisée. La méthode consiste dans un premier temps à initialiser le système S_V en supposant $R_1 = R_2 = 0$, ce qui permet de remplacer les tensions dans S_I par les OCV :

$$\begin{cases} I_3 = \frac{P_C}{\eta_C \cdot (OCV_1 + OCV_2)}, \\ I_2 = \frac{P_{OND}}{(OCV_1 + OCV_2)} - I_3, \\ I_1 = \frac{P_C - P_A}{OCV_1} + I_2. \end{cases} \quad (5.5)$$

Cette hypothèse permet de réaliser une première estimation des courants dans S_I qui se résout ainsi sans difficulté. Cette estimation des courants est en retour utilisée pour estimer les tensions dans le système S_v . On peut ainsi injecter la nouvelle estimation des tensions de S_v dans S_I pour obtenir une deuxième estimation plus précise des courants. En répétant ce processus de façon itérative il est possible de faire converger la solution sur les courants vers la solution exacte. Pour cette étude, nous avons considéré que la solution était convergée lorsque l'erreur maximale entre deux estimations successives des courants était inférieure à 1%. Pour les paramètres du système considéré, au maximum cinq itérations se sont toujours révélées suffisantes pour aboutir au critère de convergence choisi, et ce sur toute la plage utile des grandeurs physiques considérées. La FIGURE 5.3 compare la solution de référence de S_I obtenue à partir du solveur numérique disponible sous Matlab à la solution obtenue par la méthode proposée. Dans le repère supérieur de la FIGURE 5.3 sont représentées les valeurs de I_1 , I_2 et I_3 en fonction de P_{OND} et pour $P_C = 200$ W et $P_A = 100$ W. L'écart entre la solution de référence en trait plein et la solution proposée en pointillé n'est pas visible sur la figure. La partie inférieure de la FIGURE 5.3 présente la valeur absolue de l'erreur entre les deux solutions. Celle-ci ne dépasse pas 55 mA pour des courants de 200 A, soit une erreur de 0.027%.

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

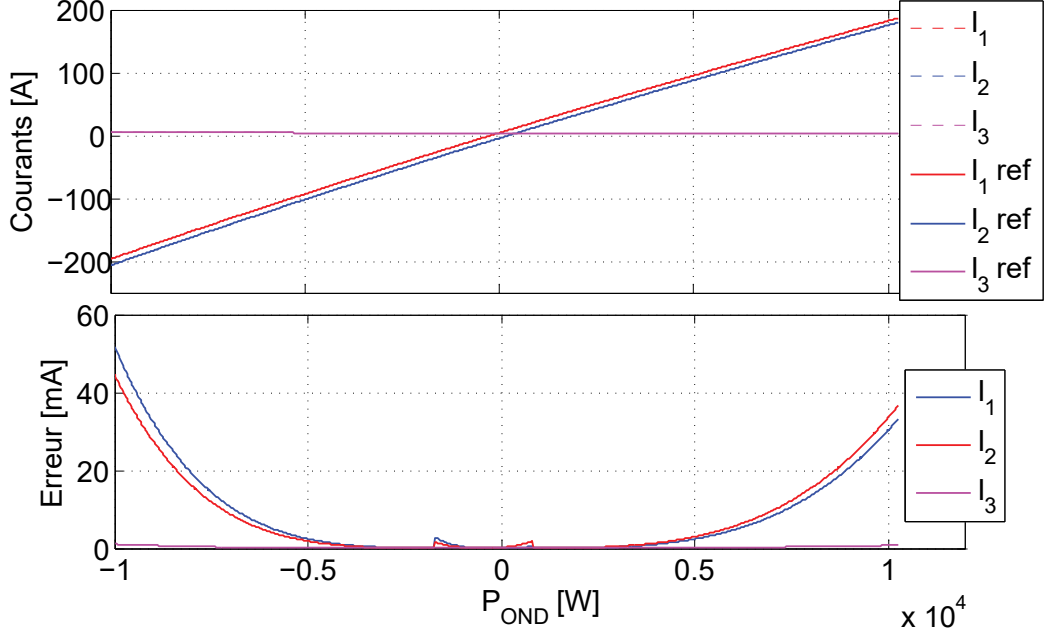


FIGURE 5.3 – Calcul des courants de S_I pour la solution de référence et avec la méthode d'approximation proposée sur toute la plage de P_{OND} . L'erreur de modélisation ne dépasse pas 0.03%.

Une fois les 3 courants du système S_I connus, il est possible de calculer la dynamique de l'état d'énergie des deux éléments de stockage :

$$\begin{aligned} \dot{S}oE_1 &= \frac{P_1^{inn}}{E_1} = \frac{OCV_1 \cdot I_1}{E_1}, \\ \dot{S}oE_2 &= \frac{P_2^{inn}}{E_2} = \frac{OCV_2 \cdot I_2}{E_2}. \end{aligned} \quad (5.6)$$

Avec E_1 et E_2 la quantité d'énergie utile de la batterie et des DLC respectivement, et P_i^{inn} le produit OCV par courant, équivalent à la puissance électrochimique P_{ech} pour la batterie mais généralisé à tout élément, même non chimique comme les DLC. Notons qu'avec la convention sur les puissances électriques choisies dans cette étude, la dynamique de $\dot{S}oE_i$ est donnée directement par P_i^{inn} et non son opposé comme pour les chapitres précédents.

5.1.2 Formulation du problème de commande optimale

Le critère d'optimalité considéré pour cette étude restera le cas classique de minimisation de la consommation globale de carburant sur le trajet. Il serait tout à fait possible de considérer une des approches multi-objectif présentées au

chapitre 4, ou bien une approche multi-objectif différente. Le choix de rester sur un critère classique est motivé par l'intention de mettre en lumière les enjeux particuliers à cette section, à savoir l'étude de l'optimisation d'un GMP disposant d'un double système de stockage de l'énergie. Par conséquent, le critère à minimiser est le suivant :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} \dot{m}_{carb}(u_2(t), t) dt + \phi(\mathbf{x}(t_f)) \quad (5.7)$$

avec :

$$\phi(\mathbf{x}(t_f)) = \begin{cases} 0 & \text{si } \mathbf{x}(t_f) \geq \mathbf{SoE}_{cible} \\ \infty & \text{sinon.} \end{cases} \quad (5.8)$$

La variable de commande $\mathbf{u}$ choisie est la suivante :

$$\mathbf{u} = \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_C \\ P_{OND} \end{Bmatrix} \quad (5.9)$$

La variable d'état $\mathbf{x}$ est constituée des SoE des deux éléments de stockage :

$$\mathbf{x} = \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} SoE_1 \\ SoE_2 \end{Bmatrix} \quad (5.10)$$

$\phi(\mathbf{x}(t_f))$ permet d'assurer la contrainte sur les états finaux des deux SoE, qui seront choisis égaux aux états initiaux pour assurer le fonctionnement charge sustaining du Mild-hybride considéré. Le critère d'optimisation (5.7) est sujet à :

$$\begin{cases} \mathbf{u}(t) \in \mathcal{U}(t) \\ \mathbf{x}(t) \in \mathcal{X} \\ \dot{x}_1(t) = f_1(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t), x_1(t_0) = x_{1,0} \\ \dot{x}_2(t) = f_2(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t), x_2(t_0) = x_{2,0}, \end{cases} \quad (5.11)$$

avec $\mathcal{U}(t)$ le domaine admissible des commandes pour P_{OND} et P_C . De même, $\mathcal{X}$ est le domaine d'états admissibles pour SoE_1 et SoE_2 .

Les deux fonctions f_1 et f_2 décrivant la dynamique des états sont données par :

$$\begin{aligned} f_1(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t) &= \frac{OCV_1(x_1(t)).I_1(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t)}{E_1}, \\ f_2(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t) &= \frac{OCV_2(x_2(t)).I_2(\mathbf{x}(t), \mathbf{u}(t), t)}{E_2}, \end{aligned} \quad (5.12)$$

où l'expression des courants I_1 et I_2 sont définies par la résolution du système (5.4). On peut retrouver la définition d'un problème similaire, traité via la

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

programmation dynamique stochastique dans [94] ainsi que via le principe du minimum de Pontryagin dans [29, 123].

Une des particularités du problème de commande optimale présenté réside dans le calcul du domaine admissible de commande $\mathbf{u}(t)$. En plus des limitations classiques sur les actionneurs :

$$\begin{aligned} \underline{P}_{OND} &\leq P_{OND} \leq \overline{P}_{OND} \\ \underline{P}_C &\leq P_C \leq \overline{P}_C, \end{aligned} \quad (5.13)$$

où $\underline{X}$ et $\overline{X}$ donne respectivement la valeur minimale et maximale admissible pour la variable X . Des limitations sur la puissance batterie P_1 ainsi que sur la puissance DLC P_2 doivent également être prises en considération :

$$\begin{aligned} \underline{P}_1 &\leq P_1 \leq \overline{P}_1 \\ \underline{P}_2 &\leq P_2 \leq \overline{P}_2, \end{aligned} \quad (5.14)$$

Les limitations de puissance sur la batterie et les DLC sont indispensables pour assurer que la commande optimale retournée par la LGE sera acceptable pour le Battery Management System (BMS), et par conséquent n'entraînera pas la dégradation des éléments de stockage. Les limitations de puissance permettent également d'assurer une fenêtre de limitations de tension sur un organe, par exemple sur la batterie 12V. Le réseau de bord d'un véhicule étant soumis à des contraintes impératives de tension à respecter, il est nécessaire de s'assurer que la puissance délivrée par la batterie 12V n'entraînera pas une fluctuation de la tension du réseau en dehors d'une plage définie :

$$\underline{V}_1 \leq V_1 \leq \overline{V}_1 \quad \Rightarrow \quad \underline{V}_1 \leq OCV_1(x_1) + R_1(x_1) \cdot \frac{P_1}{V_1(t)} \leq \overline{V}_1, \quad (5.15)$$

soit :

$$(\underline{V}_1 - OCV_1(x_1)) \cdot \frac{V_1(t)}{R_1(x_1)} \leq P_1 \leq (\overline{V}_1 - OCV_1(x_1)) \cdot \frac{V_1(t)}{R_1(x_1)} \quad (5.16)$$

On exprime ainsi les limitations de puissance consolidées sur la batterie et les DLC par la valeur la plus limitante entre les limitations propre des organes et les limitations de puissances entraînées par d'éventuelles contrainte de tension. Finalement, quatre contraintes d'inégalité sont considérées pour déterminer le

domaine consolidé de commandes admissibles $\mathbf{u}(t)$:

$$\left\{ \begin{array}{lll} \underline{P}_C \leq & P_C & \leq \overline{P}_C \\ \underline{P}_{OND} \leq & P_{OND} & \leq \overline{P}_{OND} \\ \underline{P}_2.C_2 \leq & P_{OND} - \frac{1}{\eta_C}.P_C & \leq \overline{P}_2.C_2 \\ (\underline{P}_1 + P_A).C_1 \leq & P_{OND} + (C_1 - \frac{1}{\eta_C}).P_C & \leq (\overline{P}_1 + P_A).C_1, \end{array} \right. \quad (5.17)$$

avec

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{V_{HV}}{V_1} \\ C_2 &= \frac{V_{HV}}{V_2}. \end{aligned} \quad (5.18)$$

Ces contraintes d'inégalité correspondent respectivement aux limitations de puissance P_C du DC/DC, P_{OND} de l'onduleur, P_2 des DLC et P_1 de la batterie. L'expression des contraintes de puissance sur les éléments de stockage se retrouvent à travers (5.14) et l'expression de leur courant dans (5.4). Les inégalités du système (5.17) peuvent se réécrire sous une forme plus générale :

$$\left\{ \begin{array}{lll} \underline{u}_1 \leq & u_1 & \leq \overline{u}_1 \\ \underline{u}_2 \leq & u_2 & \leq \overline{u}_2 \\ \underline{z} \leq & u_2 + \mu.u_1 & \leq \overline{z} \\ \underline{w} \leq & u_2 + v.u_1 & \leq \overline{w}, \end{array} \right. \quad (5.19)$$

avec pour le cas étudié $\mu = -\frac{1}{\eta_C} < 0$ and $v = (C_1 - \frac{1}{\eta_C}) > 0$. A partir de (5.19), il est possible de déterminer les limitations globales sur u_2 en fonction de u_1 :

$$\max(\underline{u}_2, \underline{z} - \mu.u_1, \underline{w} - v.u_1) \leq u_2 \leq \min(\overline{u}_2, \overline{z} - \mu.u_1, \overline{w} - v.u_1) \quad (5.20)$$

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

L'inégalité (5.20) se décline en un jeu de 9 inégalités dont 6 sont pertinentes pour déterminer les limitations sur u_1 :

$$\left\{ \begin{array}{lll} \overline{u_2} \geq \underline{z} - \mu \cdot u_1 & \Leftrightarrow u_1 \leq \frac{\underline{z} - \overline{u_2}}{\mu} \\ \overline{u_2} \geq \underline{w} - v \cdot u_1 & \Leftrightarrow u_1 \geq \frac{\underline{w} - \overline{u_2}}{v} \\ \underline{u_2} \leq \overline{z} - \mu \cdot u_1 & \Leftrightarrow u_1 \geq \frac{\overline{z} - \underline{u_2}}{\mu} \\ \overline{z} - \mu \cdot u_1 \geq \underline{w} - v \cdot u_1 & \Leftrightarrow u_1 \geq \frac{\underline{w} - \overline{z}}{v - \mu} \\ \underline{u_2} \leq \overline{w} - v \cdot u_1 & \Leftrightarrow u_1 \leq \frac{\overline{w} - \underline{u_2}}{v} \\ \overline{w} - v \cdot u_1 \geq \underline{z} - \mu \cdot u_1 & \Leftrightarrow u_1 \leq \frac{\underline{z} - \overline{w}}{\mu - v} \end{array} \right. \quad (5.21)$$

En rassemblant les 6 inégalités ci-dessus, la limitation globale sur u_1 est définie par :

$$\max(\underline{u_1}, \frac{\underline{w} - \overline{u_2}}{v}, \frac{\overline{z} - \underline{u_2}}{\mu}, \frac{\underline{w} - \overline{z}}{v - \mu}) \leq u_1 \leq \min(\overline{u_1}, \frac{\overline{w} - \underline{u_2}}{v}, \frac{\underline{z} - \overline{u_2}}{\mu}, \frac{\underline{z} - \overline{w}}{\mu - v}). \quad (5.22)$$

Finalement, avec (5.22) fournissant les limitations globales sur u_1 assurant le système de contraintes (5.19), et avec (5.20) donnant les limitations globales de u_2 en fonction de u_1 , le domaine admissible de commande $\mathbf{u}(t)$ est caractérisé. La FIGURE 5.4 illustre le domaine $\mathbf{u}(t)$ pour des limitations nominales. Les valeurs numériques considérées dans cet exemple sont les suivantes :

$$\begin{array}{llll} -10000 & \leq & P_{OND} & \leq 10000, \quad -1000 \leq P_c \leq 2000 \\ -2500 & \leq & P_1 & \leq 2500, \quad -8000 \leq P_2 \leq 8000 \end{array} \quad (5.23)$$

Le domaine correspondant aux limitations sur les actionneurs est représenté par les lignes bleues. Les lignes vertes en pointillés représentent les valeurs des commandes qui atteignent les limitations minimales et maximales sur la batterie, alors que les limitations dues aux contraintes sur les DLC sont représentées en noir. Le domaine admissible de commande est l'intersection de tous les domaines mentionnés, et est représenté en rouge. La FIGURE 5.5 représente les commandes admissibles pour des limitations batterie plus sévères ($-1500 \leq P_1 \leq 1500$) qui peuvent être attribuées à une température basse de celle-ci. On constate que l'espace $\mathbf{u}(t)$ peut être significativement plus réduit que l'espace initial en bleu donné uniquement par les limitations sur les actionneurs.

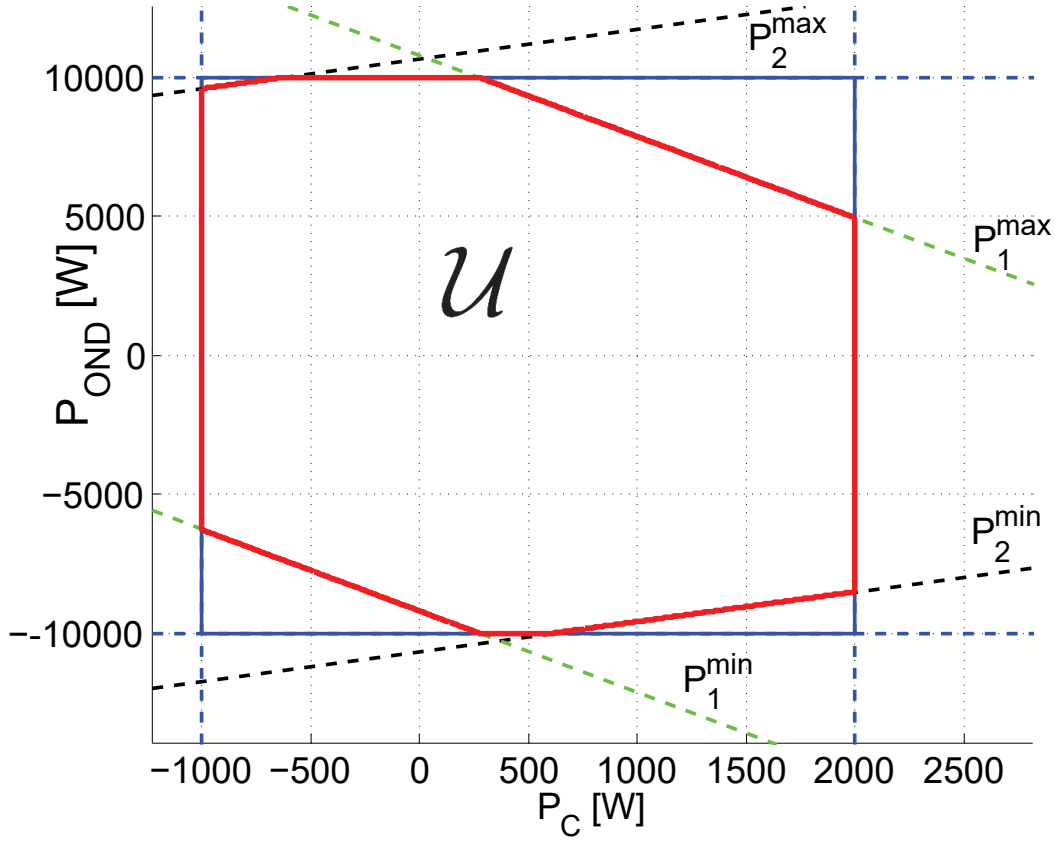


FIGURE 5.4 – Représentation de l'espace admissible de commande (en rouge) à 2 dimensions $\mathcal{U}(t)$ pour des valeurs de limitations nominales sur la batterie et les DLC.

Déterminer a priori le domaine admissible des commandes plutôt que d'éliminer a posteriori les commandes ne respectant pas les contraintes (5.14) offre deux avantages majeurs. Non seulement cela assure à l'optimisation de retourner des commandes réellement applicables, mais cela réduit également l'espace de recherche au juste nécessaire lors du processus de minimisation. Sur la FIGURE 5.5 est représenté un maillage homogène de 100 points dans le domaine $\mathcal{U}(t)$ rouge, en chaque point est évaluée la fonction coût à minimiser, par exemple le Hamiltonien, et le point renvoyant le minimum de la fonction est retenu comme commande optimale. A iso-nombre de points, la finesse du maillage sera toujours supérieure si l'on considère le domaine consolidé admissible en rouge, plutôt que seulement les limitations des actionneurs en bleu. Ou si l'on retourne le problème, à iso-finesse du maillage on aura besoin de moins de point dans le domaine rouge que dans le bleu. Considérer seulement

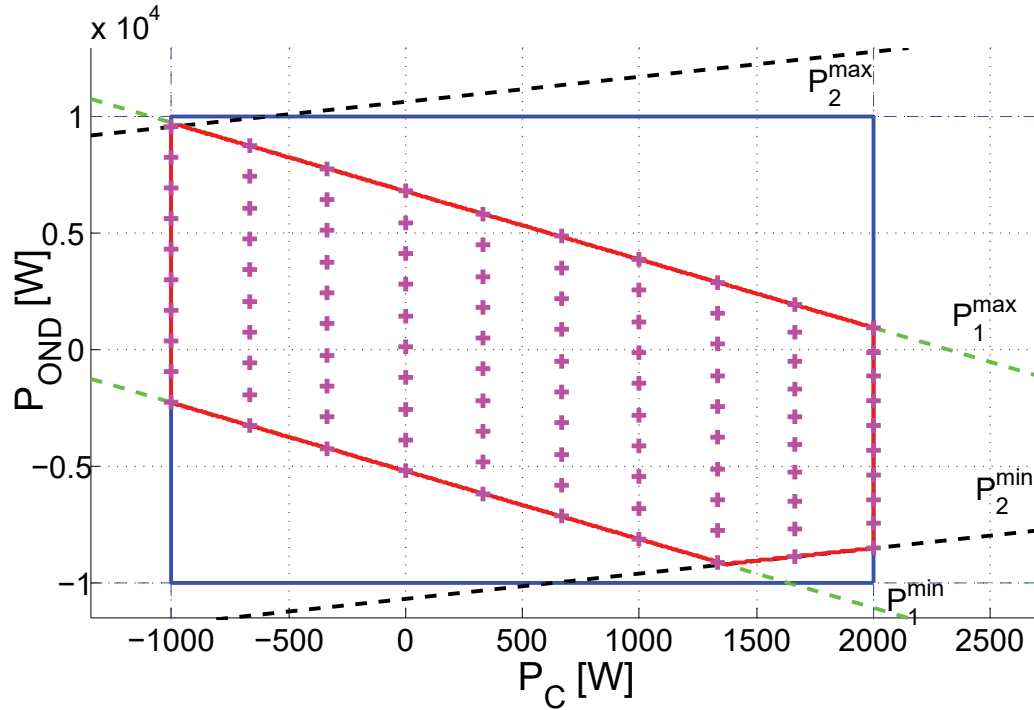


FIGURE 5.5 – Espace admissible de commande discrétisé uniformément avec 100 points, $\mathbf{u}(t)$ est ici calculé pour des limitations sévères sur la batterie.

les limitations sur les actionneurs conduit à évaluer inutilement la fonction coût sur des points potentiellement non réalisables, qu'il faudra éliminer de la solution a posteriori. La détermination a priori du domaine admissible de commande est donc indispensable pour réduire de façon efficiente le coût de calcul de la stratégie en vue d'une application embarquée sur véhicule exprimant des contraintes de temps réel avec une puissance de calcul limitée.

5.1.3 Solution optimale hors ligne

Le problème de commande optimale (5.7) peut se résoudre hors ligne grâce à la DP. Historiquement, le problème de commande optimale du véhicule hybride ne considère qu'une variable d'état sur le SoC de la batterie de traction. La variable d'état supplémentaire considérée dans cette étude augmente fortement l'effort de calcul nécessaire à l'obtention de la solution via DP. L'algorithme de DP est en effet bien connu pour être très puissant mais voit la charge de calcul augmenter exponentiellement avec le nombre d'états à traiter. Cependant, dans le cadre de cette étude la durée de simulation reste acceptable pour des calculs hors ligne sur PC. Cela s'explique principalement par le fait

que les niveaux d'énergie considérés dans les deux éléments de stockage sont très bas, par conséquent le nombre de points nécessaires à la discrétisation des SoE reste relativement bas. En effet, pour une discrétisation équivalente en pas d'énergie, le nombre de points d'un espace d'état à 2 dimensions sur deux éléments de 100 W.h est équivalent à un espace unidimensionnel d'un élément de 10000 W.h ($\approx$ batterie Plug-in).

Les FIGURES 5.6 et 5.7 présentent la commande optimale obtenue pour le cycle WLTC et $P_A = 250$ W en condition charge sustaining. Lorsque l'on analyse le comportement de la commande optimale, plusieurs propriétés intéressantes peuvent être identifiées. Premièrement concernant le DC/DC, la réversibilité de ce dernier n'est pas utilisée. On en déduit que les pertes dues au transvasement d'énergie électrique entre les deux éléments de stockage ne compensent pas le gain éventuel lorsque les conditions de roulage sont parfaitement connues à l'avance. Par conséquent le DC/DC n'est utilisé que pour charger la batterie 12V, et strictement pour compenser la puissance consommée par les accessoires. Que $P_C(t)$ soit nul, ou proche de son rendement maximum, la valeur moyenne de $P_C(t)$ sur le cycle est toujours égale à la puissance constante des accessoires P_A .

En ce qui concerne la commande $P_{OND}(t)$, il est intéressant de constater que pour ce GMP, utiliser la ME pour faire de l'optimisation du point de fonctionnement MCI n'est pas optimal. La puissance de la ME ainsi que son rendement ne sont pas suffisants pour justifier une optimisation du point de fonctionnement du moteur diesel ayant une large zone de CSE très plate. Par conséquent, la ME n'est utilisée en fonctionnement alternateur que lorsque la quantité d'énergie récupérée durant les phases de décélérations n'est pas suffisante pour compenser la consommation des accessoires.

Lorsque l'on analyse l'impact de la commande optimale sur les éléments de stockage, il apparaît clairement que la LGE cherche à éviter les forts niveaux de courant dans la batterie. Par exemple lors des phases de décélération, lorsque la ME fournit un niveau de puissance élevé vers les éléments de stockage, la puissance du DC/DC retombe à zéro pour éviter d'ajouter sa puissance de charge à la batterie (voir FIGURE 5.6). De façon symétrique, durant les démarrages du MCI où la ME prélève une puissance élevée aux éléments de stockage, le DC/DC est utilisé en charge pour réduire le courant de décharge

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

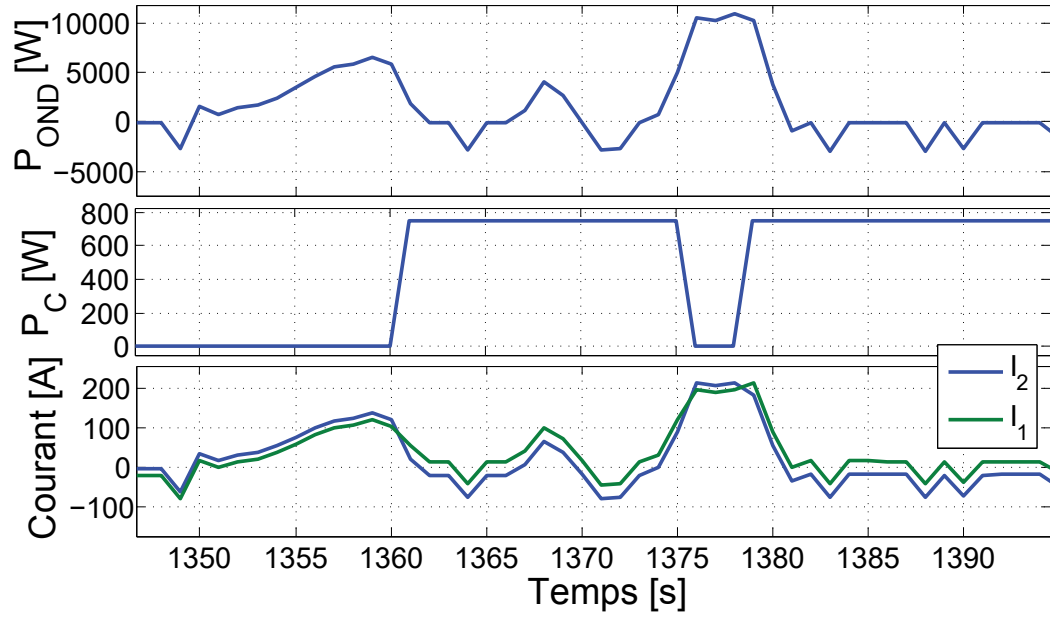


FIGURE 5.6 – Zoom sur la commande optimale durant deux phases de décélération. Lorsque P_{OND} devient élevé, P_C reste à 0 pour éviter d'augmenter le courant batterie.

de la batterie. La LGE favorise toujours l'utilisation du DC/DC dans le but d'éviter des courants $|I_1|$ trop élevés, même si cela a pour conséquence d'augmenter $|I_2|$. Cela vient du fait que R_1 est significativement plus élevée que R_2 , la batterie est donc plus sujette aux pertes par effet joule. Éviter les courants batterie élevés est également un facteur crucial pour préserver son état de santé (SoH), cela réduisant par la même occasion la montée en température ainsi que la quantité totale des charges échangées, qui sont trois facteurs prépondérant accélérant le vieillissement batterie.

Enfin, en analysant la trajectoire des deux SoE, on constate que les DLC servent de tampon énergétique principal, alors que SoE_1 reste quasiment constant comme illustré FIGURE 5.7. De plus, on constate que SoE_2 est lié avec la vitesse du véhicule, en effet la commande optimale s'assure de vider les DLC entre deux phases de freinage, de sorte qu'avant chaque décélération SoE_2 soit suffisamment bas pour accepter tout le potentiel de récupération d'énergie électrique du freinage. Par conséquent, SoE_2 est en moyenne plus élevé à basse vitesse qu'à haute vitesse.

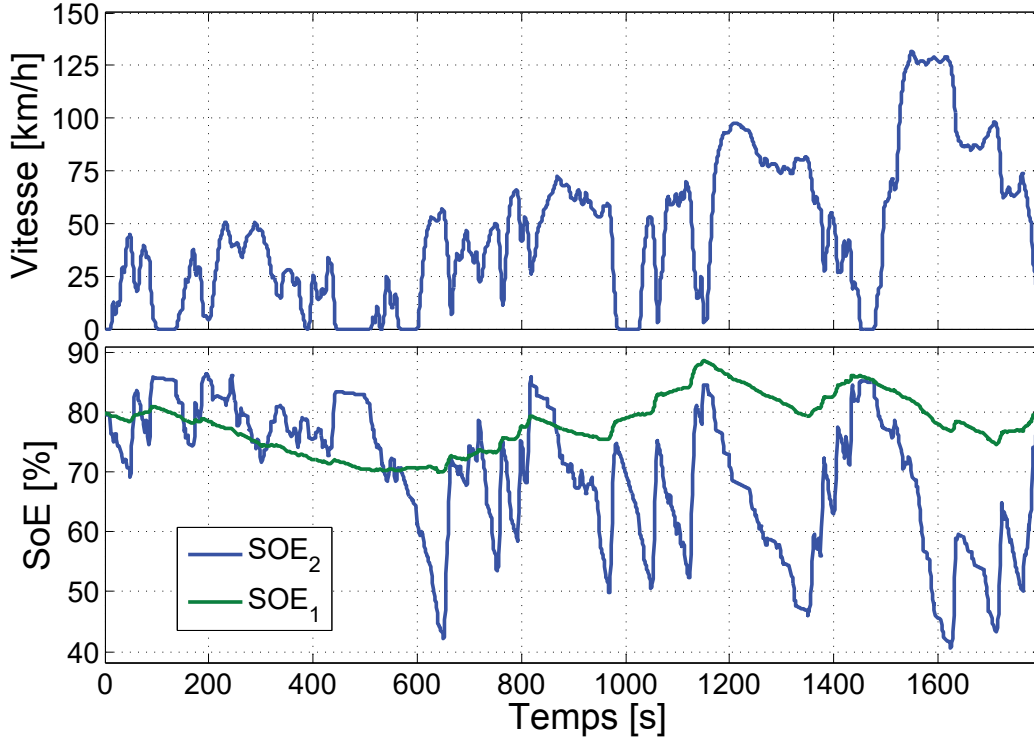


FIGURE 5.7 – Trajectoire optimale des SoE pour le cycle WLTC obtenue avec la programmation dynamique.

5.1.4 Résolution en ligne

Pour résoudre le problème (5.7) en ligne, une stratégie basée sur l'ECMS et étendue à la prise en compte de deux variables d'états a été retenue. La commande optimale $\mathbf{u}_{opt}(t)$ doit minimiser le Hamiltonien suivant :

$$\begin{aligned} H(\mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda}, \mathbf{x}, t) &= \dot{m}_{carb}(u_2, t) + \lambda_1(t) \cdot \dot{x}_1(\mathbf{u}, \mathbf{x}, t) + \lambda_2(t) \cdot \dot{x}_2(\mathbf{u}, \mathbf{x}, t) \\ &\equiv \dot{m}_{carb}(u_1, t) \cdot PCI - s_1(t) \cdot P_1^{inn}(\mathbf{u}, \mathbf{x}, t) - s_2(t) \cdot P_2^{inn}(\mathbf{u}, \mathbf{x}, t), \end{aligned} \quad (5.24)$$

avec les deux facteurs d'équivalences :

$$\mathbf{s}(t) = \begin{Bmatrix} s_1(t) \\ s_2(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\lambda_1(t) \cdot PCI}{\frac{E_1}{\lambda_2(t) \cdot PCI}} \\ \frac{\lambda_2(t) \cdot PCI}{E_2} \end{Bmatrix}. \quad (5.25)$$

s_1 et s_2 pondèrent le coût de la puissance interne de la batterie et des DLC P_1^{inn} et P_2^{inn} dans la consommation équivalente représentée par $H(\cdot)$. La dynamique

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

de $\mathbf{s}(t)$ est donnée par l'équation d'Euler-Lagrange :

$$\dot{\mathbf{s}}(t) = -\frac{\partial H(\cdot)}{\partial \mathbf{x}} \quad (5.26)$$

Pour laquelle nous conservons l'hypothèse de $\dot{\mathbf{s}}(t)$ constant car $\frac{\partial \dot{\mathbf{x}}(\cdot)}{\partial \mathbf{x}}$ est proche de zéro pour les batteries Li-ion. Il est également possible de vérifier cette hypothèse pour les DLC en se servant de la DP pour calculer les valeurs optimales de $s_1(t)$ et $s_2(t)$ à partir de la dérivée partielle de la fonction valeur V_{opt} du principe de Bellman présentée au chapitre 2 :

$$\lambda_{opt}(t) = \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}} V_{opt}(\mathbf{x}_{opt}(t), t) \quad (5.27)$$

La FIGURE 5.8 présente l'allure des facteurs d'équivalence $\mathbf{s}(t)$ calculés à partir de la DP sur le cycle Artemis urbain. Le facteur d'équivalence de la batterie $s_1(t)$ varie de moins de 0.5% autour de sa valeur moyenne, alors que celui des DLC varie autour de 2% de sa moyenne. La variation plus prononcée de $s_2(t)$ s'explique par le fait que la tension à vide des DLC varie significativement en fonction du SoE (cf. FIGURE 5.2), la dépendance $\frac{\partial \dot{x}_2(\cdot)}{\partial x_2}$ est donc plus prononcée. Néanmoins, la valeur optimale de s_2 sera considérée comme constante en vu d'une application en ligne et donc sous optimale, notamment en regard de l'amplitude de la correction apportée par le régulateur proportionnel-intégral (PI) d'une stratégie en ligne qui peut faire varier $s_2(t)$ de plus de 20 % au cours du trajet.

En effet, les résultats de simulation présentés dans cette section ont été obtenus en considérant une adaptation en ligne des facteurs d'équivalence $s_1(t)$ et $s_2(t)$ à partir d'un régulateur PI sur le SoE :

$$\begin{aligned} s_1(t) &= s_0^1 + K_p^1 \cdot \mathcal{E}_1(t) + K_i^1 \cdot \int_{t_0}^t \mathcal{E}_1(\tau) \cdot d\tau \\ s_2(t) &= s_0^2 + K_p^2 \cdot \mathcal{E}_2(t) + K_i^2 \cdot \int_{t_0}^t \mathcal{E}_2(\tau) \cdot d\tau, \end{aligned} \quad (5.28)$$

avec

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_1(t) &= SoE_{cible}^1 - SoE_1(t) \\ \mathcal{E}_2(t) &= SoE_{cible}^2 - SoE_2(t) \end{aligned} \quad (5.29)$$

où les paramètres s_0^1 , s_0^2 , K_p^1 , K_p^2 , K_i^1 et K_i^2 sont gardés identiques pour tous les cycles évalués. Ils sont donc choisis dans le but d'obtenir une robustesse globale

de la régulation de SoE pour toutes les conditions de roulage. La méthodologie de calibration employée est celle présentée au chapitre 3. Bien que sous optimale, cette adaptation en ligne des facteurs d'équivalence est indispensable pour éviter la divergence des SoE lorsque les conditions de roulage ne sont pas connues à l'avance. Le choix de garder les mêmes paramètres de régulation pour toutes les simulations est motivé par l'intention de proposer une stratégie unique et globalement robuste, plus réaliste pour une application sur véhicule qu'une stratégie optimisée à la convenance des conditions de roulage.

La FIGURE 5.9 présente les résultats de simulation de la stratégie en ligne sur le cycle WLTC avec $P_A = 250$ W. Plusieurs différences apparaissent par rapport à la solution optimale de la DP présentée FIGURES 5.6 et 5.7. Bien que le DC/DC soit majoritairement utilisé pour recharger la batterie 12V, il y a quelques occurrences de transferts du 12V vers le 48V, principalement pour assurer la robustesse de la régulation de SoE_2 . De plus, SoE_2 n'est plus corrélé avec la vitesse véhicule, puisque la stratégie en ligne n'a pas la possibilité d'anticiper les futures accélérations et décélérations du véhicule. Mis à part ces deux remarques, tous les comportements décrits section 5.1.3 pour la commande optimale hors ligne se retrouvent dans la stratégie en ligne présentée.

La sous-optimalité de la stratégie en ligne est donnée TABLE 5.2, pour différents cycles de roulage et consommations des accessoires. On définit la sous-optimalité comme la surconsommation de carburant issue de la stratégie en ligne relative à la consommation de référence de la commande optimale. Pour le calcul de la consommation de la stratégie en ligne, chaque cycle de roulage est en fait constitué des cycles unitaires répétés dix fois à la suite, afin de s'assurer que l'écart possible de quelques W.h entre $\mathbf{x}(t_0)$ and $\mathbf{x}(t_f)$ est totalement négligeable devant la masse totale de carburant consommée. Au global, la surconsommation induite par la stratégie en ligne n'excède pas 2,8%, elle reste même inférieure à 1% pour $P_A = 250$ W. Mais le plus important reste le fait que la stratégie en ligne s'est montrée robuste et performante sur toutes les situations de roulage rencontrées et cela avec un unique jeu de réglages pour les régulateurs de SoE. Cela souligne le potentiel de l'ECMS à retourner des résultats proches de l'optimal, avec un bon niveau de robustesse et assez peu d'effort de réglage.

5.1. Gestion d'énergie d'un GMP hybride avec double système de stockage électrique

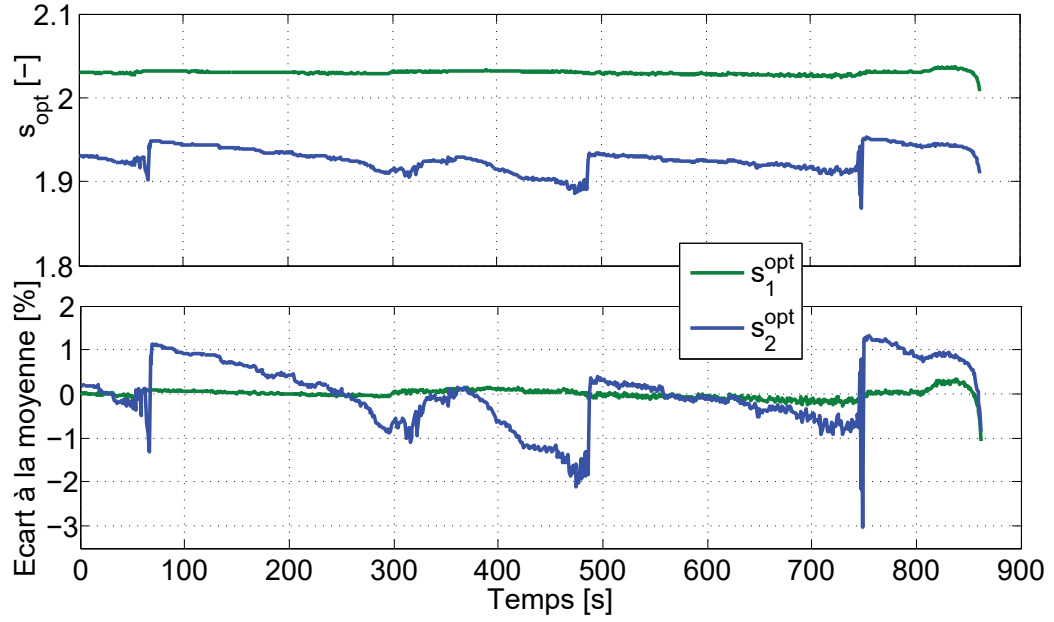


FIGURE 5.8 – Valeurs optimales de $s(t)$ calculées à partir de la programmation dynamique sur le cycle Artemis urbain.

TABLE 5.2 – Surconsommation relative de la stratégie en ligne par rapport à la solution optimale.

P_A [W]	Surconsommation [%]			
	WLTC	Urbain	Extra-urbain	Embouteillage
250	0.7	0.4	0.5	0.4
600	1	1.3	0.7	1.7
900	1.2	1.8	0.8	2.8

La robustesse de la régulation de SoE est ici renforcée par la complète réversibilité des deux actionneurs. La ME permet une décharge ou recharge simultanée des deux éléments de stockage. Le DC/DC quant à lui permet de créer un déséquilibre entre les courants I_1 et I_2 , ainsi un élément peut être chargé/déchargé plus ou moins fortement que l'autre, voir même être rechargé pendant que l'autre se décharge. Cette exhaustivité dans les degrés de liberté offerts réduit la difficulté de la gestion des niveaux d'énergie dans le système en facilitant le rejet des perturbations comme la P_A ou les phases de freinage récupératif.

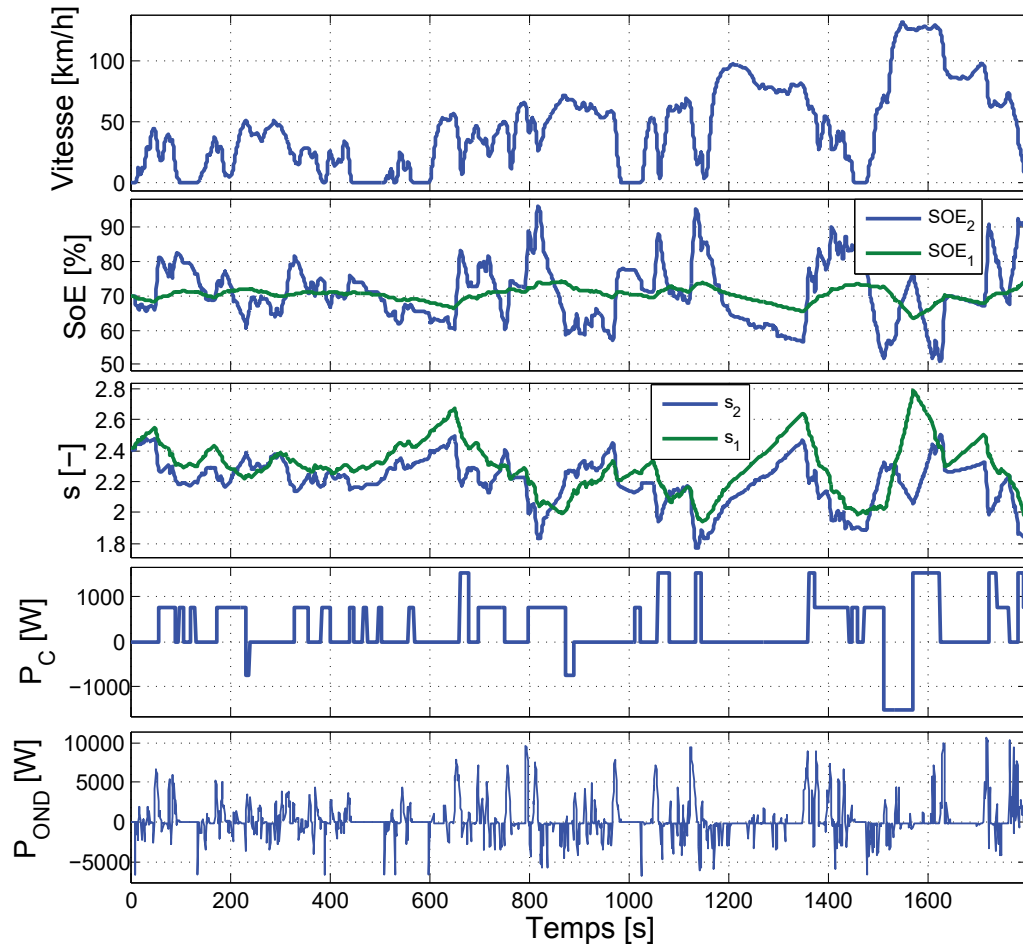


FIGURE 5.9 – Résultats de la stratégie en ligne proposée sur le cycle WLTC avec 250 W de puissance accessoire.

5.1.5 Conclusion

Les systèmes hybrides de stockage de l'énergie électrique sont des solutions intéressantes pour combiner les avantages de plusieurs technologies ou bien pour profiter de l'énergie stockée dans la batterie 12V pour assurer la traction. Le système présenté dans cette étude combine une batterie Li-ion 12V avec un pack de supercapacités de 36V, les deux éléments associés en série formant le réseau de traction du véhicule. Les transferts d'énergie entre le réseau de bord et le réseau de traction est assuré par un convertisseur DC/DC bidirectionnel. La modélisation du système électrique passe par la résolution d'une boucle algébrique due au couplage entre les tensions et les courants. Une approche par la méthode du point fixe initialisé avec les résistances nulles s'est montrée suffisamment performante et surtout facilement implémentable pour une loi de gestion d'énergie embarquée.

Le problème de commande optimale formulé à partir de l'architecture Mild-hybride diesel étudiée comporte deux variables de commande ainsi que deux variables d'état. Une approche mathématique est proposée pour synthétiser l'espace admissible des commandes prenant en compte les limitations de puissance sur les actionneurs ainsi que sur les éléments de stockage électriques. Le problème de commande optimale est résolu hors ligne via la programmation dynamique et les principaux résultats sont discutés. Bien que le seul objectif de la commande optimale soit la minimisation de la consommation, elle préserve par la même occasion le SoH de la batterie en évitant les courants trop élevés. Les pertes par effet Joule accentuées par les forts courants sont la principale source de perte dans le système de stockage mais également un facteur aggravant du vieillissement batterie.

Enfin, une stratégie en ligne basée sur l'ECMS est présentée, celle-ci tient compte des deux variables d'état en considérant deux facteurs d'équivalence, un par SoE, cas encore peu traité dans la littérature. Les deux facteurs d'équivalence sont adaptés en ligne grâce à la démarche présentée au chapitre 3 considérant un prépositionnement boucle ouverte associé à un régulateur proportionnel-intégral sur le SoE. Cette méthode s'est révélée à la hauteur pour maintenir le SoE des éléments de stockage dans la fenêtre correspondante aux contraintes sur l'état tout en retournant une consommation très proche de la solution optimale dans toutes les situations de roulage évaluées. La loi de gestion d'énergie résultante aboutit sur des résultats de simulation très prometteurs, et sera

prochainement évaluée sur véhicule. La robustesse globale de la stratégie et sa facilité d'implémentation sont ses principaux avantages, tous les résultats ayant été obtenus avec un unique jeu de paramètres de réglage.

5.2 Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

5.2.1 Architecture hybride série-parallèle

5.2.1.1 Modélisation mécanique

Le GMP étudié dans cette section est une évolution basée sur l'architecture hybride parallèle présentée chapitre 4. Les valeurs de dimensionnement présentées TABLE 4.1 sont conservées, en revanche deux évolutions majeures sont introduites. La première évolution est portée par l'addition d'un alternodémarrreur renforcé, HSG¹², en lieu et place de l'alternateur classique, et donc relié par un rapport de réduction constant au vilebrequin moteur. Le HSG est alimenté par le réseau électrique de traction, tout comme la machine principale. La puissance mécanique de la nouvelle machine sera dimensionnée à 12 kW en continu. Afin de distinguer les deux machines électriques de cette nouvelle architecture, nous utiliserons dans le reste de cette étude la notation ME pour désigner la machine de traction déjà présente, et la notation HSG pour désigner l'alternodémarrreur additionnel.

La FIGURE 5.10 schématise l'architecture mécanique du GMP résultant à partir de l'architecture enveloppe présentée dans la section 1.3.7. Le nœud de puissance mécanique est à présent constitué de trois organes de traction reliés à la roue, l'ajout du HSG sur le réseau électrique de traction fait naître un nœud électrique entre les deux machines et la batterie. Par conséquent, le GMP considéré répond aux caractéristiques d'une architecture série-parallèle. Cette évolution laisse apparaître de nouveaux types de modes cinématiques assurant la traction. Le GMP hybride parallèle de base disposait de modes de tractions ZEV, thermique pur, et hybride parallèle. L'addition du HSG rajoute les modes hybride série-parallèle, hybride série, et fait disparaître le mode thermique pur, le HSG ne pouvant pas être déconnecté du vilebrequin. Le mode thermique pur disparaît au sens mécanique du terme, il est toujours

12. Hybrid Starter Generator

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

possible d'annuler le couple des machines électriques et d'assurer la traction avec le couple du MCI seul, en revanche le HSG sera toujours entraîné mécaniquement. Pour les modes hybride série, c'est le HSG qui joue le rôle de génératrice, alors que la traction est assurée par la machine principale.

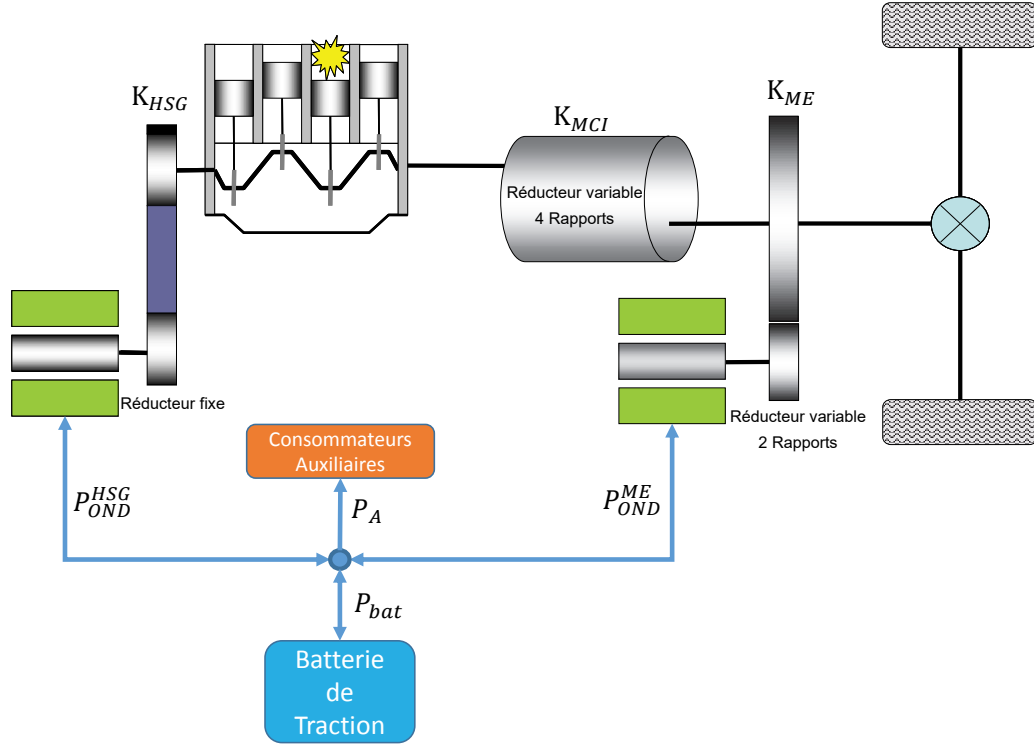


FIGURE 5.10 – Schématisation de l'architecture hybride série-parallèle considérée définie à partir de l'architecture enveloppe présentée au chapitre 1.

La seconde évolution considérée porte sur la transmission, la transmission de base présentée section 4.1.1 se voit rajouter un quatrième rapport de démultiplication R_4 , ce qui porte à 15 le nombre total de modes cinématiques pour la nouvelle transmission considérée. Le lien mécanique entre les organes de traction se fait toujours par addition des couples, la modélisation des régimes des organes ainsi que du couple final délivré à la roue par le GMP s'écrit :

$$\begin{aligned}\omega_{MCI}(t) &= K_{MCI}(g_{nbr}(t)).\omega_{roue}(t) \\ \omega_{ME}(t) &= K_{ME}(g_{nbr}(t)).\omega_{roue}(t) \\ \omega_{HSG}(t) &= K_{HSG}.\omega_{MCI}(t)\end{aligned}\tag{5.30}$$

et

$$T_{GMP}(t) = ((T_{MCI}(t) + K_{HSG} \cdot T_{HSG}(t)) \cdot K_{MCI}(g_{nbr}(t)) + T_{ME}(t) \cdot K_{ME}(g_{nbr}(t))) \cdot \eta_{gb}^{sgn(T_{GMP})} \quad (5.31)$$

avec

$$sgn(T_{GMP}) = \begin{cases} 1 & \text{si } T_{GMP} \geq 0 \\ -1 & \text{sinon.} \end{cases} \quad (5.32)$$

et les rapports de démultiplication en fonction de g_{nbr} sont donnés par :

g_{nbr}	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
K_{MCI}	0	0	0	0	0	R_1	R_2	R_2	R_3	R_3	R_3	R_3	R_4	R_4	R_4
K_{ME}	0	R_1	R_2	R_1	R_2	R_1	R_1	0	R_2	R_1	0	R_2	R_1	0	R_2

où K_{HSG} désigne le rapport de démultiplication constant entre le HSG et le vilebrequin du MCI, en plus des rapports de démultiplication $K_{MCI}(g_{nbr})$ et $K_{ME}(g_{nbr})$ entre l'actionneur et la roue, donnés par la démultiplication de la transmission et du différentiel R_{diff} , en fonction du mode cinématique g_{nbr} . Cette modélisation est tout à fait similaire à l'approche employée chapitre 4 sur l'architecture de base, elle est simplement étendue à un organe de traction supplémentaire ainsi qu'un nombre de modes cinématiques passant de 9 à 15.

Parmi ces 15 modes cinématiques, on retrouve un neutre ($g_{nbr} = 1$), deux modes ZEV ($g_{nbr} \in \{2, 3\}$), deux modes hybrides série ($g_{nbr} \in \{4, 5\}$), trois modes hybrides parallèle ($g_{nbr} \in \{8, 11, 14\}$) avec le HSG, et enfin sept modes hybrides série-parallèle ($g_{nbr} \in \{6, 7, 9, 10, 12, 13, 15\}$). Mécaniquement, les modes hybride parallèle sont caractérisés par ($K_{ME} = 0, K_{MCI} \neq 0$), alors que les modes série-parallèle impliquent ($K_{ME} \neq 0, K_{MCI} \neq 0$). Les modes ZEV et hybride série sont identiques en terme de configuration mécanique et correspondent à ($K_{ME} \neq 0, K_{MCI} = 0$), ils diffèrent par l'état MCI, avec MCI allumé en hybride série et MCI éteint en ZEV.

5.2.1.2 Modélisation électrique

En ce qui concerne la partie électrifiée, la puissance électrique de l'onduleur associé au HSG est modélisée par une approche cartographique de manière identique à celui de la ME :

$$P_{OND}^{HSG} = f_{HSG}(\omega_{HSG}, T_{HSG}). \quad (5.33)$$

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

La consommation de l'ensemble onduleur + HSG étant caractérisée par des mesures sur banc dans les mêmes conditions que pour la machine principale. Cette puissance s'additionne à celle de l'onduleur de la ME pour former le nœud de puissance au niveau du réseau HV :

$$P_{bat} = P_{OND}^{ME} + P_{OND}^{HSG} + P_A \quad (5.34)$$

avec P_A la puissance consommée par les différents auxiliaires du réseau HV. La convention de puissance utilisée dans cette section implique qu'une puissance positive tend à décharger la batterie et à augmenter la vitesse du véhicule (puissance motrice). La modélisation de la batterie n'est quant à elle pas impactée, et l'expression de la dynamique sur son état d'énergie est toujours donnée par (cf. section 1.3.5) :

$$S\dot{o}E(t) = \frac{-OCV(SoE) \cdot I_{bat}(SoE, R_{bat}, P_{bat})}{E_{MAX}}. \quad (5.35)$$

5.2.2 Définition du problème d'optimisation

Dans cette section il est question de s'intéresser à l'étude du problème d'optimisation de la gestion d'énergie appliqué à une nouvelle architecture hybride plus complexe. Notamment en étudiant l'impact des nouveaux degrés de liberté introduits par l'apparition des modes hybride série et série-parallèle sur la résolution en ligne du problème d'optimisation. Tout comme pour l'étude présentée section 5.1, le critère à minimiser restera au plus simple en considérant uniquement la consommation de carburant sur le trajet, de sorte à focaliser l'approche sur l'impact de l'ajout du HSG dans le GMP. On part donc sur une écriture classique de l'indice de performance J à minimiser :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) \cdot dt + \phi(x(t_f)) \quad (5.36)$$

avec

$$\phi(x(t_f)) = \begin{cases} 0 & \text{si } x(t_f) \geq SoE_{cible} \\ \infty & \text{sinon.} \end{cases} \quad (5.37)$$

Où la variable de commande $\mathbf{u}$ est particulièrement impactée via les deux nouveaux degrés de liberté apportés par la seconde machine :

$$\mathbf{u} = \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \omega_{MCI} \\ T_{MCI} \\ T_{ME} \\ g_{nbr}^{sp} \end{Bmatrix} \quad (5.38)$$

Il est toutefois important de noter qu'en fonction de la nature du mode cinématique g_{nbr}^{sp} considéré : ZEV, hybride parallèle, hybride série, ou hybride série-parallèle, les degrés de liberté sujets à optimisation seront différents :

- En mode ZEV : Le moteur éteint impose $T_{MCI} = \omega_{MCI} = 0$, de plus seule la ME est reliée à la roue ($K_{MCI} = 0$), ainsi (5.31) impose directement :

$$T_{GMP}(t) = T_{ME}(t) \cdot K_{ME}(g_{nbr}(t)) \cdot \eta_{gb}^{sgn(T_{GMP})}. \quad (5.39)$$

Il n'y a donc en pratique aucun degré de liberté sur les couples, le couple de la ME est directement imposé par la volonté conducteur exprimée par T_{GMP} .

- En mode hybride série : La ME assure toujours la traction seule, ce qui impose la valeur de la commande T_{ME} . En revanche, le MCI étant démarré mais pas relié à la roue, l'optimisation est libre d'agir sur les commandes T_{MCI} et ω_{MCI} . Le principe d'inertie appliqué sur le vilebrequin impose $T_{MCI} = -T_{HSG} \cdot K_{HSG}$ en régime stabilisé (ω_{MCI} constant).
- En mode hybride parallèle : La ME n'étant pas reliée à la roue ($K_{ME} = 0$), son fonctionnement à vide ne présentant aucun intérêt impose $T_{ME} = 0$. Le moteur thermique étant lui relié à la roue, son régime est imposé par la vitesse du véhicule et n'est donc pas sujet à optimisation. En revanche, l'expression de T_{GMP} laisse un degré de liberté entre T_{MCI} et T_{HSG} , ainsi seule la commande T_{MCI} est ici ouverte à l'optimisation.
- En mode hybride série-parallèle : les trois organes de traction sont mécaniquement liés à la roue, ω_{MCI} est donc imposé et la réalisation de T_{GMP} offre deux degrés de liberté, par conséquent deux commandes sur trois sont libres. Le choix retenu est l'optimisation des commandes T_{MCI} et T_{ME} imposant la valeur de T_{HSG} via la contrainte (5.31).

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

La variable d'état x considérée pour ce problème d'optimisation est composée du SoE uniquement.

$$x = \{SoE\} \quad (5.40)$$

Le problème d'optimisation (5.7) reste sujet à :

$$\begin{cases} \mathbf{u}(t) \in \mathcal{U}(t) \\ x(t) \in \chi \\ \dot{x}(t) = f(x(t), \mathbf{u}(t), t), x(t_0) = x_0 \end{cases} \quad (5.41)$$

La principale particularité du problème d'optimisation considéré pour cette architecture bi-machines vient du nombre élevé de variables de commande à optimiser, ainsi que du fait que les degrés de liberté sur les commandes changent en fonction de la commande g_{nbr}^{sp} évaluée. La présence de contraintes couplées sur les commandes demande d'apporter une attention particulière dans la détermination du domaine admissible $\mathcal{U}(t)$.

5.2.3 Définition du domaine admissible sur les commandes

L'apparition d'un nœud de puissance électrique au niveau de la batterie complexifie la prise en compte des limitations de celle-ci sur la commande des actionneurs. En effet, lorsque la batterie alimente un unique onduleur, les limitations de puissance de l'onduleur sont directement données par les limitations de puissance de la batterie, les limitations de l'onduleur imposant quant à elle les limites de couple de la machine concernée. Ce constat n'est plus valable lorsque la batterie alimente deux onduleurs (5.34), en effet dans ce cas les limitations d'un onduleur dépendent des limitations de la batterie ainsi que de la puissance consommée par le second onduleur :

$$\begin{aligned} \underline{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{HSG}(t) &\leq P_{OND}^{ME}(t) \leq \overline{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{HSG}(t) \\ \underline{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) &\leq P_{OND}^{HSG}(t) \leq \overline{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) \end{aligned} \quad (5.42)$$

avec

$$\begin{aligned} \underline{P}_{bat}^{tra}(t) &= \underline{P}_{bat}(t) - P_A(t) \\ \overline{P}_{bat}^{tra}(t) &= \overline{P}_{bat}(t) - P_A(t) \end{aligned} \quad (5.43)$$

où P_{bat}^{tra} désigne la puissance électrique de la batterie réservée à la traction, nous partons de l'hypothèse que l'alimentation de P_A est prioritaire, et donc que la puissance batterie finalement disponible à la traction est donnée par les limitations batterie auxquelles on retranche P_A . Afin de pouvoir traiter analytiquement le couplage entre les limitations de puissance des deux machines électriques, nous partons d'une modélisation affine par morceaux (au nombre de deux) de la puissance électrique en fonction du couple :

$$\begin{aligned}\hat{P}_{OND}^{HSG}(\omega_{HSG}, T_{HSG}) &= a_1(\omega_{HSG}).T_{HSG} + b_1(\omega_{HSG}) \\ \hat{P}_{OND}^{ME}(\omega_{ME}, T_{ME}) &= a_2(\omega_{ME}).T_{ME} + b_2(\omega_{ME})\end{aligned}\tag{5.44}$$

avec

$$a_1(\omega_{HSG}) = \begin{cases} a_1^+(\omega_{HSG}) & \text{si } T_{HSG} \geq 0 \\ a_1^-(\omega_{HSG}) & \text{sinon.} \end{cases}\tag{5.45}$$

et

$$a_2(\omega_{ME}) = \begin{cases} a_2^+(\omega_{ME}) & \text{si } T_{ME} \geq 0 \\ a_2^-(\omega_{ME}) & \text{sinon.} \end{cases}\tag{5.46}$$

Les valeurs de $a_1^+(\omega_{HSG})$, $a_1^-(\omega_{HSG})$, $a_2^+(\omega_{ME})$, $a_2^-(\omega_{ME})$, $b_1(\omega_{HSG})$, ainsi que $b_2(\omega_{ME})$ sont identifiées à partir d'une régression linéaire des profils de puissance donnés par les cartographies f_{ME} et f_{HSG} . Une approximation linéaire de la puissance électrique d'une machine par rapport aux couple qu'elle fournit entraîne des erreurs de modélisation raisonnables. La FIGURE 5.11 exprime la puissance P_{OND}^{ME} en pourcentage de la puissance maximale de la machine, en fonction de son couple en pourcentage de son couple maximum, pour différentes valeurs de régimes exprimées en pourcentage du régime maximum. On constate l'allure linéaire de P_{OND}^{ME} mesurée expérimentalement, ce qui sera favorable à une modélisation affine du système. L'erreur de modélisation, définie par :

$$\frac{|\hat{P}_{OND}^{ME}(\omega_{ME}, T_{ME}) - P_{OND}^{ME}(\omega_{ME}, T_{ME})|}{\bar{P}_{OND}^{ME}}\tag{5.47}$$

est plus importante à très bas régime, toutefois celle-ci reste inférieure à 1% de la puissance maximale de la machine. On retrouve ce constat en effectuant la même opération pour la modélisation du HSG.

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

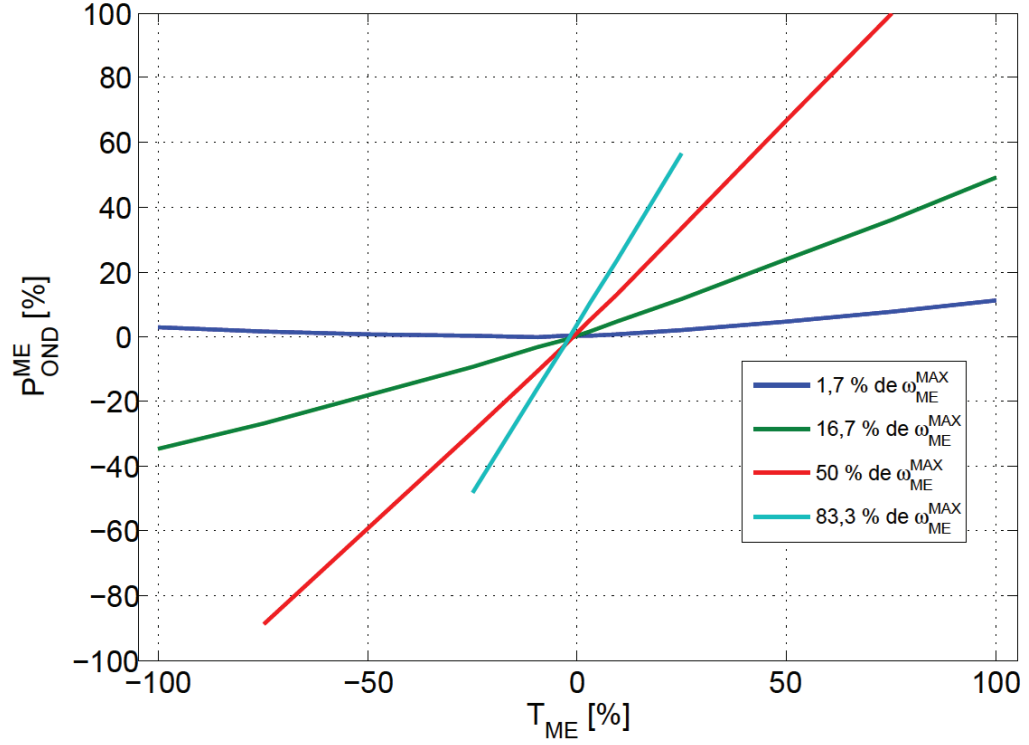


FIGURE 5.11 – Application d'un modèle affine sur la puissance électrique de la ME en fonction de son couple.

5.2.3.1 Cas des modes hybrides série-parallèle

A partir de (5.42) et (5.44), il est possible de relier l'expression des couples T_{ME} et T_{HSG} par la relation :

$$T_{ME} + \frac{a_1(\omega_{HSG})}{a_2(\omega_{ME})} \cdot T_{HSG} = \frac{P_{bat}^{tra} - b_2(\omega_{ME}) - b_1(\omega_{HSG})}{a_2(\omega_{ME})} \quad (5.48)$$

Le nœud mécanique sur les couples (5.31) permet également d'exprimer une relation entre T_{ME} et T_{HSG} sous la forme :

$$T_{ME} + \frac{K_{HSG} \cdot K_{MCI}}{K_{ME}} \cdot T_{HSG} = \frac{T_{GMP} - T_{MCI} \cdot K_{MCI}}{K_{ME}} \quad (5.49)$$

Chapitre 5. Optimisation des GMP hybrides complexes

On peut à présent formaliser toutes les contraintes sur T_{ME} et T_{HSG} à partir du système d'inégalités :

$$\left\{ \begin{array}{lll} \underline{T}_{HSG} & \leq & T_{HSG} \leq \bar{T}_{HSG} \\ \underline{T}_{ME} & \leq & T_{ME} \leq \bar{T}_{ME} \\ \frac{\underline{P}_{bat}^{tra} - b_1 - b_2}{a_2} & \leq & T_{ME} + \frac{a_1}{a_2} T_{HSG} \leq \frac{\underline{P}_{bat}^{tra} - b_1 - b_2}{a_2} \\ \frac{T_{GMP} - \bar{T}_{MCI} \cdot K_{MCI}}{K_{ME}} & \leq & T_{ME} + C_R \cdot T_{HSG} \leq \frac{T_{GMP} - \underline{T}_{MCI} \cdot K_{MCI}}{K_{ME}} \end{array} \right. \quad (5.50)$$

avec

$$C_R = \frac{K_{HSG} \cdot K_{MCI}}{K_{ME}} \quad (5.51)$$

où la première inégalité porte sur les limitations propres au couple réalisable par le HSG seul, soit une limitation de l'organe de traction. La deuxième inégalité partage la même signification mais pour la ME. La troisième inégalité traite des limitations de la batterie dans le nœud de puissance électrique exprimées par (5.48), et enfin la quatrième inégalité tient compte des limitations du MCI dans le nœud mécanique exprimées par (5.49). Le système (5.50) peut se réécrire sous forme générale :

$$\left\{ \begin{array}{lll} \underline{u}_1 \leq & u_1 & \leq \bar{u}_1 \\ \underline{u}_2 \leq & u_2 & \leq \bar{u}_2 \\ \underline{z} \leq & u_2 + \mu \cdot u_1 & \leq \bar{z} \\ \underline{w} \leq & u_2 + v \cdot u_1 & \leq \bar{w}, \end{array} \right. \quad (5.52)$$

On reconnait le système d'inégalités (5.19) présenté section 5.1.2 avec comme paramètres $\mu = \frac{a_1}{a_2}$ et $v = \frac{K_{HSG} \cdot K_{MCI}}{K_{ME}} > 0$. Le système (5.52) se résout donc de façon identique, mais présente la particularité que le paramètre μ dépend du signe considéré pour T_{ME} et T_{HSG} . En pratique, il faut donc recourir à une

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

résolution spécifique pour les quatre cadrans du domaine de commande, avec :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \mu = \mu_1 = \frac{a_1^+}{a_2^+} & \text{pour } T_{ME} > 0 \text{ et } T_{HSG} > 0 \\ \mu = \mu_2 = \frac{a_1^-}{a_2^+} & \text{pour } T_{ME} > 0 \text{ et } T_{HSG} < 0 \\ \mu = \mu_3 = \frac{a_1^-}{a_2^-} & \text{pour } T_{ME} < 0 \text{ et } T_{HSG} < 0 \\ \mu = \mu_4 = \frac{a_1^+}{a_2^-} & \text{pour } T_{ME} < 0 \text{ et } T_{HSG} > 0 \end{array} \right. \quad (5.53)$$

où le système (5.52) admet comme solution (voir section 5.1.2) :

$$\max(\underline{u}_2, \underline{z} - \mu \cdot u_1, \underline{w} - v \cdot u_1) \leq u_2 \leq \min(\overline{u}_2, \overline{z} - \mu \cdot u_1, \overline{w} - v \cdot u_1) \quad (5.54)$$

pour ce qui est d'exprimer les contraintes sur u_1 , le signe des inégalités dépendra des paramètres μ et v :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \frac{\overline{z} - \underline{u}_2}{\mu} \leq u_1 \leq \frac{\underline{z} - \overline{u}_2}{\mu} & \text{si } \mu < 0, \\ \frac{\overline{z} - \underline{u}_2}{\mu} \geq u_1 \geq \frac{\underline{z} - \overline{u}_2}{\mu} & \text{sinon.} \end{array} \right. \quad (5.55)$$

$$\left\{ \begin{array}{ll} \frac{\overline{w} - \underline{u}_2}{v} \leq u_1 \leq \frac{\underline{w} - \overline{u}_2}{v} & \text{si } v < 0, \\ \frac{\overline{w} - \underline{u}_2}{v} \geq u_1 \geq \frac{\underline{w} - \overline{u}_2}{v} & \text{sinon.} \end{array} \right. \quad (5.56)$$

$$\left\{ \begin{array}{ll} \frac{\underline{w} - \overline{z}}{v - \mu} \leq u_1 \leq \frac{\underline{z} - \overline{w}}{\mu - v} & \text{si } (\mu - v) < 0, \\ \frac{\underline{w} - \overline{z}}{v - \mu} \geq u_1 \geq \frac{\underline{z} - \overline{w}}{\mu - v} & \text{sinon.} \end{array} \right. \quad (5.57)$$

Afin de généraliser la solution, on propose une écriture des contraintes sur u_1 générale que (5.22), valable quel que soit le signe de μ et v et quel que soit le signe de $(\mu - v)$:

$$\begin{aligned} u_1 &\leq \min(\overline{u}_1, \max(\frac{\overline{w} - \underline{u}_2}{v}, \frac{\underline{w} - \overline{u}_2}{v}), \max(\frac{\underline{z} - \overline{u}_2}{\mu}, \frac{\overline{z} - \underline{u}_2}{\mu}), \max(\frac{\underline{z} - \overline{w}}{\mu - v}, \frac{\underline{w} - \overline{z}}{v - \mu})) \\ u_1 &\geq \max(\underline{u}_1, \min(\frac{\overline{w} - \underline{u}_2}{v}, \frac{\underline{w} - \overline{u}_2}{v}), \min(\frac{\underline{z} - \overline{u}_2}{\mu}, \frac{\overline{z} - \underline{u}_2}{\mu}), \min(\frac{\underline{z} - \overline{w}}{\mu - v}, \frac{\underline{w} - \overline{z}}{v - \mu})). \end{aligned} \quad (5.58)$$

Cette écriture couvre ainsi tous les cas d'usage possibles sur la valeur des paramètres a_1 , a_2 , K_{HSG} , K_{MCI} , K_{ME} .

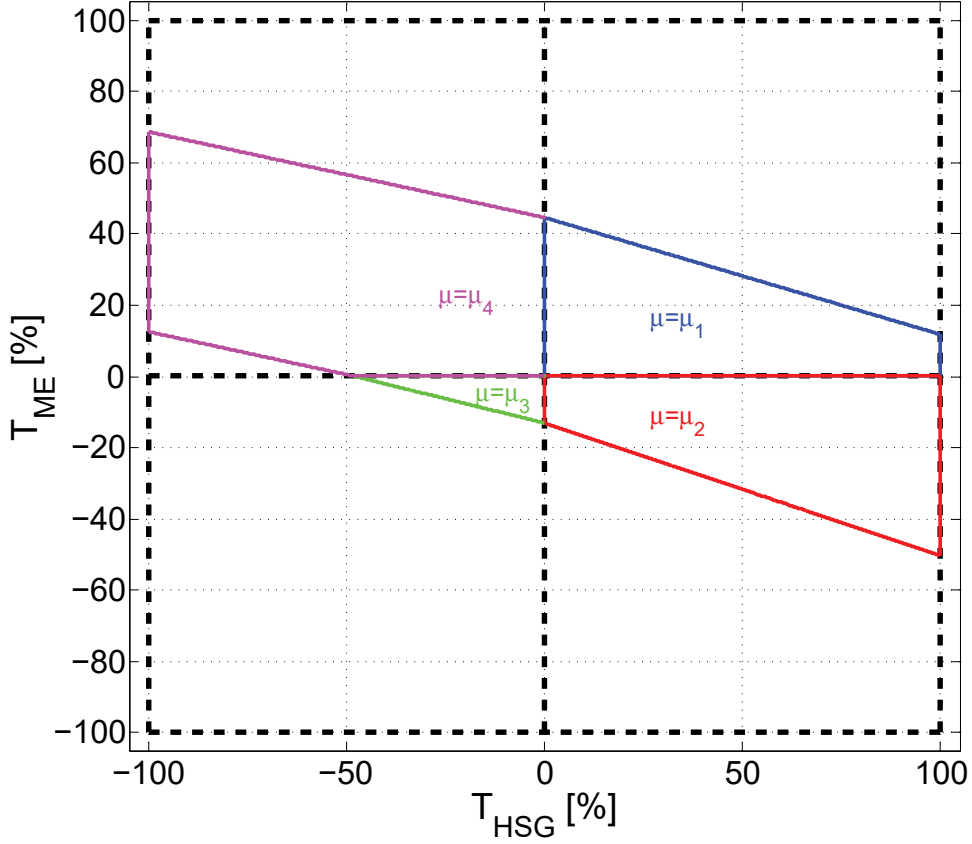


FIGURE 5.12 – Domaine admissible de commande en mode hybride série-parallèle exprimé dans le plan (T_{HSG}, T_{ME}) .

La FIGURE 5.12 donne une représentation possible du domaine admissible de commande exprimé dans le repère (T_{HSG}, T_{ME}) . Dans cet exemple, la contrainte sur P_{bat}^{tra} a volontairement été choisie comme limitante ($-5000 \leq P_{bat}^{tra} \leq 20000$). Le domaine global est l'union des quatre domaines calculés de façon distincte pour les quatre quadrants de la commande. À partir de l'équation du nœud mécanique (5.49) liant T_{HSG} et T_{MCI} , on peut exprimer le domaine admissible de commande dans le repère (T_{ME}, T_{MCI}) qui sont les variables de commandes initialement choisies dans l'écriture du problème d'optimisation (5.36). La FIGURE 5.13 présente ainsi un équivalent exprimé dans le repère (T_{ME}, T_{MCI}) du domaine présenté FIGURE 5.12. La détermination a priori du domaine admissible de commande va permettre d'isoler la zone pertinente de recherche du minimum du Hamiltonien, garantissant le respect de l'ensemble des contraintes, pour l'optimisation énergétique des modes hybride

série-parallèle.

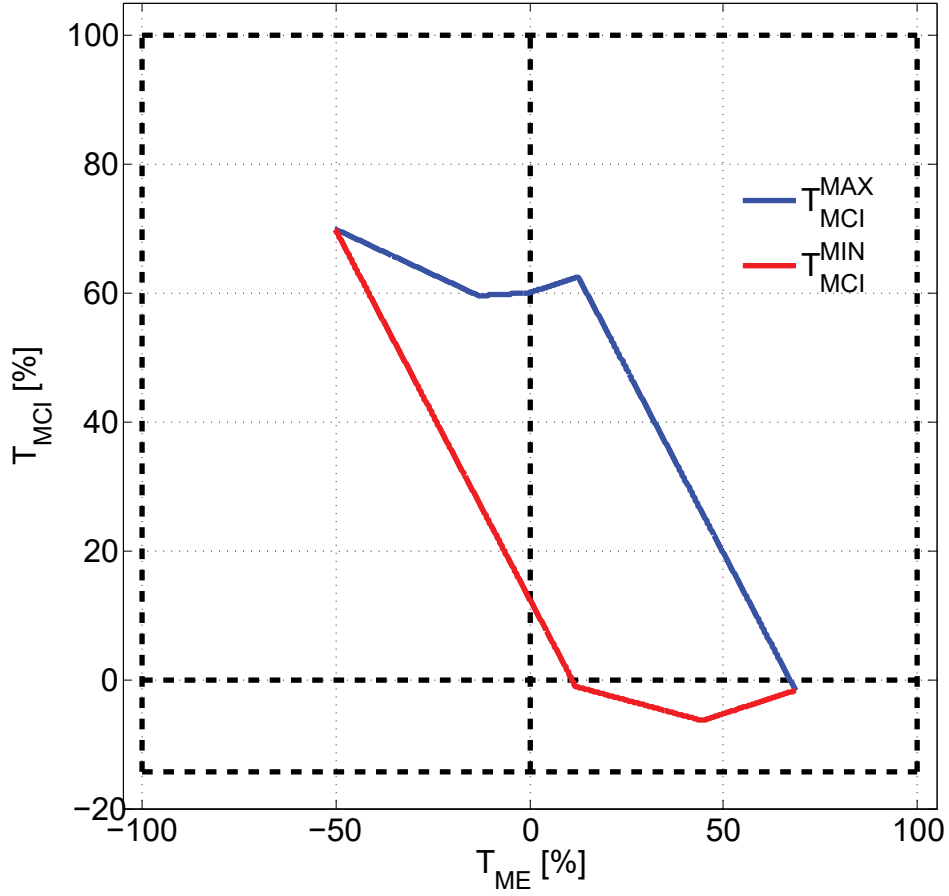


FIGURE 5.13 – Domaine admissible de commande en mode hybride série-parallèle exprimé dans le plan (T_{ME}, T_{MCI}) .

5.2.3.2 Cas des modes hybrides série

Le mode hybride série est également sujet à l'optimisation de deux variables de commande, ω_{MCI} et T_{MCI} , qui nécessitent de définir un domaine admissible respectant toutes les limitations considérées. La principale difficulté pour le mode hybride série vient du fait que le couplage entre les deux variables de commande ne peut pas se simplifier aisément par des contraintes linéaires comme pour le cas hybride série-parallèle. Les contraintes sur le couple MCI sont exprimées sous la forme :

$$\underline{T}_{MCI}(\omega_{MCI}) \leq T_{MCI}(\omega_{MCI}) \leq \overline{T}_{MCI}(\omega_{MCI}), \quad (5.59)$$

Chapitre 5. Optimisation des GMP hybrides complexes

et sont une consolidation des limites mécaniques de l'organe, mais aussi des limitations liées à la prestation acoustique, plus généralement désigné par NVH¹³, du mode hybride série. Les limitations de couple de l'organe sont données par des fonctions cartographiées du régime de celui-ci. Les limitations mécaniques du HSG s'expriment comme des limitations sur le couple MCI par :

$$-\bar{T}_{HSG}(\omega_{MCI}.K_{HSG}).K_{HSG} \leq T_{MCI}(\omega_{MCI}) \leq -\underline{T}_{HSG}(\omega_{MCI}.K_{HSG}).K_{HSG} \quad (5.60)$$

Les limitations sur le régime MCI sont également une consolidation des limites mécaniques de l'organe ainsi que des limites NVH données pour l'hybride série :

$$\underline{\omega}_{MCI} \leq \omega_{MCI} \leq \bar{\omega}_{MCI}. \quad (5.61)$$

Les limitations de régime du HSG doivent également être considérées, elles s'expriment sur le régime MCI par :

$$\frac{\underline{\omega}_{HSG}}{K_{HSG}} \leq \omega_{MCI} \leq \frac{\bar{\omega}_{HSG}}{K_{HSG}}. \quad (5.62)$$

Tout comme pour les modes série-parallèle, le respect des limitations de la batterie doit être pris en compte, la différence majeure étant que la puissance de la ME $P_{OND}^{ME}(t)$ est ici imposée par le respect de la volonté conducteur et n'est donc pas sujet à optimisation. On considère ainsi les limitations :

$$P_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) \leq P_{OND}^{HSG} \leq \bar{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) \quad (5.63)$$

$$\underline{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) \leq -a_1(\omega_{MCI}.K_{HSG}).\frac{T_{MCI}}{K_{HSG}} + b_1(\omega_{MCI}.K_{HSG}) \leq \bar{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) \quad (5.64)$$

soit :

$$\frac{(\bar{P}_{avl}(t) - b_1(\omega_{MCI}.K_{HSG})).K_{HSG}}{-a_1(\omega_{MCI}.K_{HSG})} \leq T_{MCI} \leq \frac{(\underline{P}_{avl}(t) - b_1(\omega_{MCI}.K_{HSG})).K_{HSG}}{-a_1(\omega_{MCI}.K_{HSG})} \quad (5.65)$$

avec :

$$\bar{P}_{avl}(t) = \bar{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) \quad \text{et} \quad \underline{P}_{avl}(t) = \underline{P}_{bat}^{tra}(t) - P_{OND}^{ME}(t) \quad (5.66)$$

13. Noise, Vibration, and Harshness (bruit, vibrations et rudesse)

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

On regroupe les limitations ci-dessus dans le système suivant :

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{u}_1 \leq u_1 \leq \bar{u}_1 \\ \underline{w} \leq u_1 \leq \bar{w} \\ \underline{u}_2(u_1) \leq u_2 \leq \bar{u}_2(u_1) \\ \underline{y}(u_1) \leq u_2 \leq \bar{y}(u_1) \\ \underline{z}(u_1) \leq u_2 \leq \bar{z}(u_1) \end{array} \right. \quad (5.67)$$

avec $u_1 = \omega_{MCI}$, $u_2 = T_{MCI}$, $w = \frac{\omega_{HSG}}{K_{HSG}}$, $y(u_1) = -T_{HSG}(u_1 \cdot K_{HSG}) \cdot K_{HSG}$ et $z(u_1) = \frac{(P_{avl} - b_1(u_1 \cdot K_{HSG})) \cdot K_{HSG}}{-a_1(u_1 \cdot K_{HSG})}$.

Sans connaître l'expression analytique des fonctions $\underline{u}_2(u_1)$, $\bar{u}_2(u_1)$, $\underline{y}(u_1)$, $\bar{y}(u_1)$, $\underline{z}(u_1)$ et $\bar{z}(u_1)$, il n'est pas possible déterminer l'expression analytique des bornes minimale et maximale de ω_{MCI} respectant toutes les contraintes considérées. Le domaine admissible de commande peut toutefois être estimé de façon approchée en deux étapes. On définit une première estimation du domaine $\mathcal{U}_1$ sur u_1 tel que :

$$\mathcal{U}_1 = [\max(\underline{u}_1, \underline{w}); \min(\bar{u}_1, \bar{w})] \quad (5.68)$$

Puis, on évalue $\underline{u}_2(u_1)$, $\bar{u}_2(u_1)$, $\underline{y}(u_1)$, $\bar{y}(u_1)$, $\underline{z}(u_1)$, et $\bar{z}(u_1)$ sur l'intervalle $\mathcal{U}_1$, afin d'exclure de l'intervalle toutes les solutions infaisables, c'est-à-dire les valeurs de $u_1 \in \mathcal{U}_1$ qui ne respectent pas :

$$\begin{array}{l} \underline{u}_2(u_1) \leq \bar{u}_2(u_1) \\ \underline{y}_2(u_1) \leq \bar{y}_2(u_1) \\ \underline{z}(u_1) \leq \bar{z}(u_1). \end{array} \quad (5.69)$$

Les limitations globales de $u_2(u_1)$ sur l'intervalle $\hat{\mathcal{U}}_1$ résultant sont données par :

$$\max(\underline{u}_2(u_1), \underline{y}(u_1), \underline{z}(u_1)) \leq u_2(u_1) \leq \min(\bar{u}_2(u_1), \bar{y}(u_1), \bar{z}(u_1)) \quad (5.70)$$

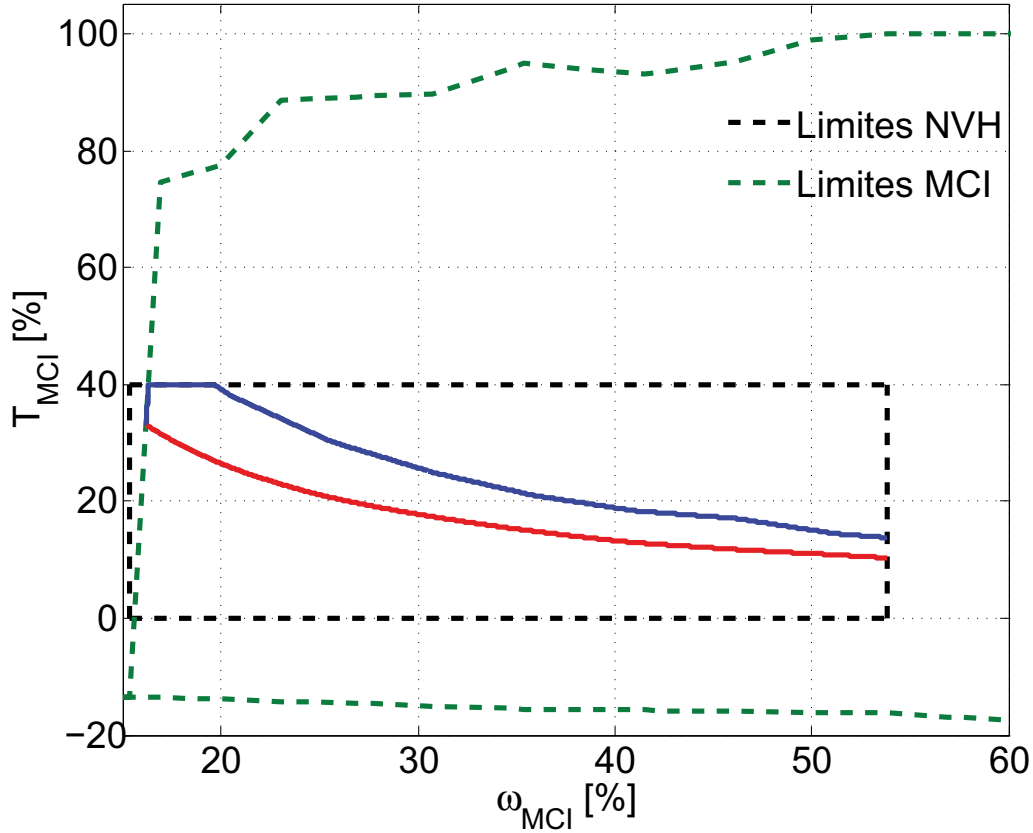


FIGURE 5.14 – Représentation du domaine admissible de commande pour les modes hybride série.

La précision de l'estimation des limites de $\hat{\mathcal{U}}_1$ sur l'espace de commande dépendra de la finesse de la discrétisation de l'espace initial $\mathcal{U}_1$. Toutefois, l'intervalle $\hat{\mathcal{U}}_1$ estimé restera un sous ensemble de l'intervalle de référence $\mathcal{U}_1^*$, par conséquent, les commandes issues du domaine estimé resteront admissibles. La FIGURE 5.14 présente le domaine admissible de commande, dont les bornes minimales et maximales sont représentées respectivement en rouge et bleue. Le domaine a été calculé pour le cas particulier $P_{OND}^{ME} = 15000$ et $-20000 \leq P_{bat}^{tra} \leq 10000$, la batterie n'est donc pas capable d'assurer seule la puissance de traction. Pour ce cas d'usage, la borne minimale est limitée par une iso-puissance électrique à 5000 W, de sorte à ce que le HSG produise le supplément de puissance requis coté ME pour la traction. La borne supérieure du domaine est principalement limitée par le couple minimum du HSG, excepté en dessous de 20% du régime maximum où c'est la limitation NVH à 40% de couple MCI qui est la plus limitante.

5.2.4 Résultats de simulation MIL

Les résultats présentés dans cette étude sont issus de simulations menées sur une plateforme MIL servant au développement et à la mise au point des stratégies de supervision énergétique du véhicule hybride. La LGE en ligne développée sur la base de la stratégie ECMS reprend les principes de la stratégie présentée section 4.1 et inclue donc une pénalisation des changements de modes cinématiques. La commande à l'instant t est ainsi obtenue en minimisant le Hamiltonien :

$$H_{mix}(\mathbf{u}, \mathbf{x}, s, t) = H_{carb}(\mathbf{u}, x_1, s, t) + \mu \cdot v(x_2, u_4) \cdot |H_{carb}(\mathbf{u}, x_1, s, t)| \quad (5.71)$$

avec

$$H_{carb}(\mathbf{u}, x_1, s, t) = \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) \cdot PCI + s(t) \cdot P_{ech}(x_1, \mathbf{u}(t), t), \quad (5.72)$$

et la variable d'état :

$$\mathbf{x}(t) = \begin{Bmatrix} x_1(t) \\ x_2(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} SoE(t) \\ g_{nbr}(t - dt) \end{Bmatrix} \quad (5.73)$$

La détermination des commandes optimales $\mathbf{u}_{opt}(t)$ peut en pratique s'effectuer en deux étapes :

- Détermination des commandes optimales $\{\omega_{MCI}^{opt}, T_{MCI}^{opt}, T_{ME}^{opt}\}$, ainsi que du coût optimal H_{carb}^{min} associé, pour chaque commande de mode cinématique u_4 . La minimisation de $H_{carb}(\cdot)$ sur chacun des modes doit se faire en accord avec les variables sujettes à optimisation et leur domaine admissible associé, en fonction du type du mode considéré (ZEV, hybride série, hybride parallèle, hybride série-parallèle).
- Addition de la pénalité d'agrément sur la valeur de $H_{carb}^{min}(u_4)$ optimale associée à chaque modes afin d'aboutir à $H_{mix}^{min}(u_4)$. Le mode associé à la valeur de $H_{mix}^{min}(u_4)$ minimale est choisi comme consigne g_{nbr}^{sp} , et les commandes optimales $\{\omega_{MCI}^{opt}, T_{MCI}^{opt}, T_{ME}^{opt}\}$ qui lui sont associées sont retenues pour les organes de traction.

La FIGURE 5.15 présente l'allure des commandes retournées par la stratégie en ligne, désignées par l'exposant sp , sur une partie du cycle Artemis routier en conditions de roulage charge sustaining. Le premier constat relevé

sur tous les roulages testés, est que les modes hybrides série ne sont jamais retenus comme commande optimale par la LGE. Cela s'explique assez simplement par le dimensionnement insuffisant de la puissance du HSG considéré qui ne permet pas de placer le moteur thermique sur ses meilleurs points de fonctionnement. Les modes où le moteur est mécaniquement lié aux roues restent donc plus favorable énergétiquement.

Lorsque l'on analyse le comportement de la commande T_{MCI}^{sp} , on constate que celui-ci est très proche des résultats obtenus avec l'architecture mono-machine. A savoir, le moteur soit maintenu éteint, soit placé sur un couple proche de celui où son rendement est maximum avec de faibles variations d'amplitude. L'ajout d'une machine électrique ne change pas le fait que le MCI reste la principale source de perte énergétique dans le GMP et que la maximisation de son rendement de conversion reste un point clé dans l'optimisation énergétique globale du GMP.

Pour ce qui est de la répartition entre les deux machines électriques sur les modes série-parallèle, un constat intéressant est que pour ce type d'architecture, le fonctionnement des machines dans un sens de conversion identique est fortement privilégié. On retrouve en effet les deux machines soit simultanément en fonctionnement moteur, ou bien simultanément en fonctionnement générateur. Encore une fois ce résultat fait sens énergétiquement, l'intérêt de convertir une fraction de puissance électrique en puissance mécanique dans le but d'entraîner une seconde machine produisant à nouveau une puissance électrique n'étant pas justifiable compte tenu des rendements de conversion du processus. Ce constat n'est plus valable sur un GMP comme celui de la Toyota Prius qui utilise la dérivation de puissance pour gérer le rapport de démultiplication de sa transmission. On remarque ici que l'on peut assimiler le fonctionnement des deux machines à celui d'une machine équivalente, dont le but est de produire un niveau de puissance mécanique ou électrique donné avec le meilleur rendement global possible. Pour les machines considérées, on constate que le HSG est utilisé aux alentours du tiers de sa puissance maximale, ce qui correspond à son domaine le plus favorable en termes de rendement, la ME quant à elle servant à réaliser le complément. La ME disposant en effet d'une plage de rendement plus élevée sur une large zone que le HSG, il est en pratique plus intéressant dans la répartition de puissance entre les deux machines, de prioriser le placement du HSG sur un rendement proche de son

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

maximum. Le HSG générant une forte trainée due à sa technologie à aimant permanent, il n'est pas pertinent de le laisser tourner à vide et de n'utiliser que la ME qui est largement capacitaire pour la traction.

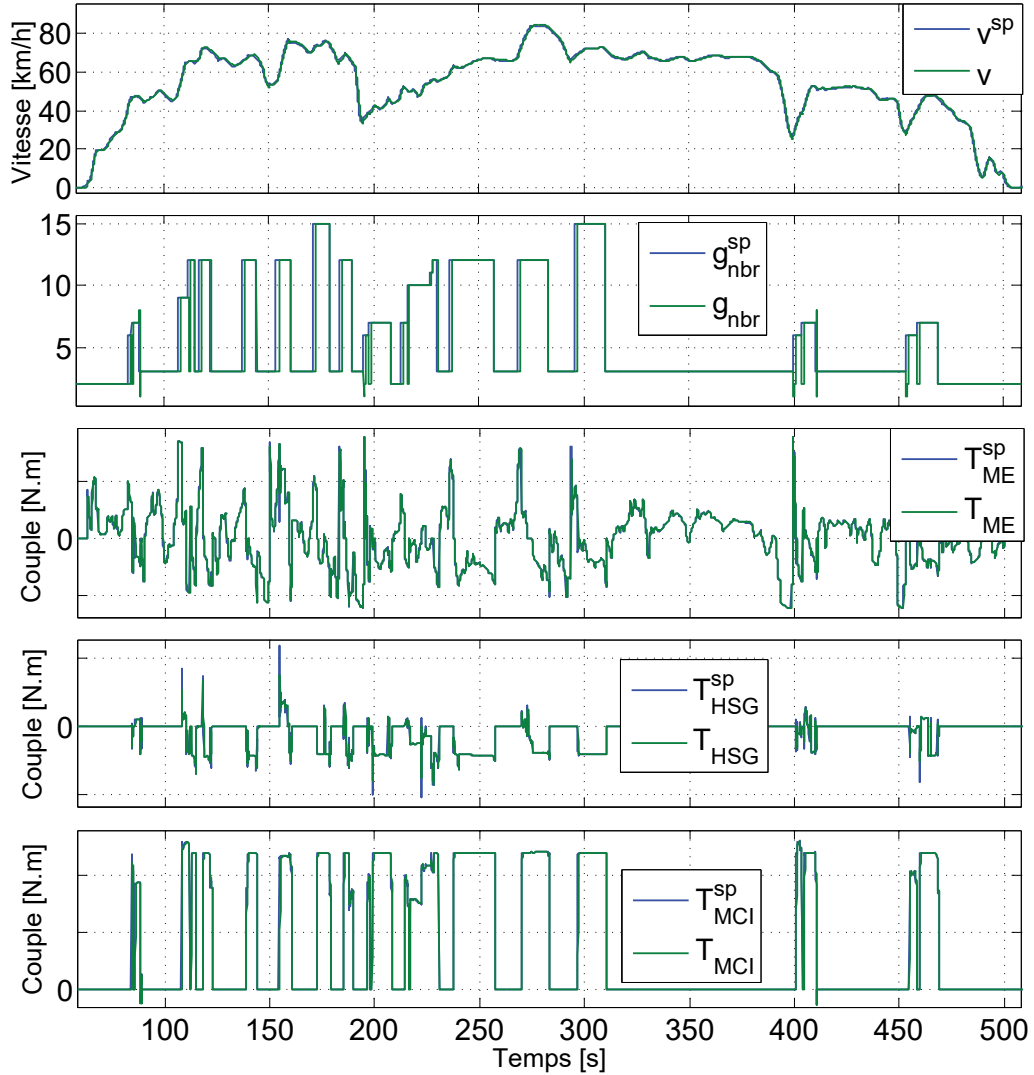


FIGURE 5.15 – Commandes retournées par la LGE en ligne en environnement de simulation MIL sur le cycle Artemis routier.

Afin d'analyser les commandes en mode hybride série, on interdit l'usage des modes hybrides parallèle et hybride série-parallèle sur un cycle Artemis urbain. Dans cette situation, la condition du maintien de charge impose l'utilisation des modes hybrides série. La FIGURE 5.16 illustre le profil des commandes obtenues. On constate que lorsqu'un mode hybride série est engagé, le

moteur thermique reste sur un même point de fonctionnement (régime, couple). Ce point correspond, compte tenu des différentes limitations du GMP, à la commande qui permet de générer l'énergie électrique avec le plus faible coût de carburant. Ce comportement rejoint parfaitement le principe de base de l'hybride série qui est de pouvoir placer le moteur thermique sur son point de fonctionnement le plus avantageux quel que soit les conditions de roulage. Toutefois, pour le GMP considéré, la consommation relevée sur le cycle Artemis urbain en n'autorisant seulement les modes hybride série est supérieure de 5,1 % par rapport à celle obtenue sur le même cycle sans contrainte sur le type des modes autorisés. Ce résultat est en accord avec le constat que sans contraintes particulières, la commande issues de la minimisation du Hamiltonien ne suggère jamais l'utilisation des modes hybrides série, moins avantageux énergétiquement.

5.2. Gestion d'énergie d'un GMP hybride comportant deux machines électriques

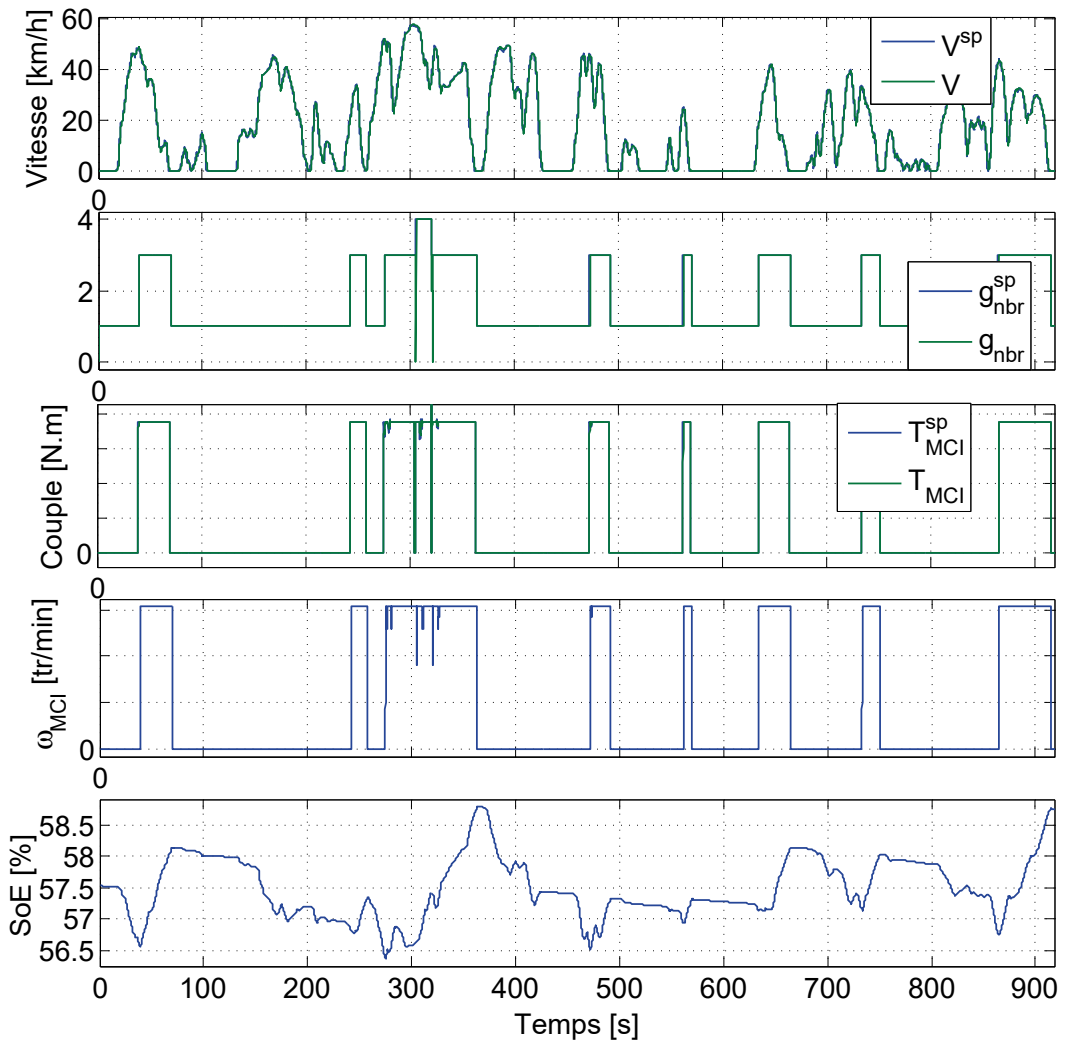


FIGURE 5.16 – Commandes retournées par la LGE en autorisant uniquement les modes ZEV et hybride série sur le cycle Artemis urbain.

5.2.5 Conclusion

L'étude présentée dans cette section porte sur l'optimisation énergétique d'un GMP hybride complexe, constitué d'une transmission automatique ainsi que de deux machines électriques en supplément du moteur thermique, offrant un nombre élevé de degrés de liberté sur la commande. L'approche proposée reprend la stratégie basée sur l'ECMS employée pour la supervision énergétique du GMP mono-machine étudié dans la section 4.1. L'addition de nouvelles variables de commande, et l'optimisation simultanée de deux variables, $\{\omega_{MCI}, T_{MCI}\}$ pour les modes hybride série et $\{T_{MCI}, T_{ME}\}$ pour les modes hybrides série-parallèle, complexifie la définition du domaine admissible sur les commandes. En effet, l'apparition du nœud de puissance électrique entre les machines et la batterie, entraîne un couplage entre les limitations de puissance des deux machines. Ce couplage peut être traité de façon analytique en modélisant la puissance électrique des machines par une fonction affine par morceaux de leur couple, en considérant un coefficient directeur différent entre le mode moteur (couple positif) et le mode générateur. Cette modélisation simplifiée s'est révélée satisfaisante sur les données caractéristiques des deux machines à disposition et permet de synthétiser le domaine admissible sur les commandes à optimiser en mode hybride série-parallèle.

Dans le cas du mode hybride série, le couplage entre les commandes ω_{MCI} et T_{MCI} ne peut pas être linéarisé sous peine d'une lourde perte de représentativité, le couple maximum des organes en fonction de leur régime étant éloigné d'une représentation affine. Dans ces conditions, une méthode par discrétisation de la commande permet d'approcher la définition complète du domaine admissible. Un point important étant que le domaine estimé sera toujours un sous domaine du domaine réel, les commandes retournées respecteront ainsi les contraintes formulées.

La définition en temps réel du domaine de commande, s'adaptant aux variations de paramètres en cours de roulage, est gage de robustesse sur les commandes émises par la loi de gestion d'énergie, mais également gage d'efficacité en évaluant le Hamiltonien sur un domaine de commande au plus juste. La détermination des commandes optimales à chaque pas de temps peut se scinder en deux étapes, la première consistant à évaluer les commandes optimales sur les organes de traction pour chaque mode cinématique, ainsi que la valeur du Hamiltonien associée. La seconde étape consiste à appliquer la péna-

lité d'agrément présentée section 4.1 sur les Hamiltoniens associés aux modes cinématiques, pour au final retenir le mode cinématique ayant le coût global minimal, et les commandes optimales sur les organes de traction qui lui sont associées.

Encore une fois, c'est la capacité de l'ECMS à pouvoir s'adapter à l'optimisation en ligne de GMP hybrides de tout niveau de complexité qui est mise en avant. La prise en compte d'une seconde machine, et des modes hybrides série et série-parallèles qui en découlent, se traite par extension et en suivant les mêmes principes que le cas mono-machine. C'est un point non négligeable en comparaison avec des stratégies de type heuristiques qui deviennent rapidement très complexes à synthétiser avec autant de degrés de liberté à optimiser.

5.3 Conclusions et perspectives

La complexité toujours croissantes des véhicules hybrides développés par les constructeurs automobiles, dans le but de réduire toujours plus la consommation sans sacrifier les autres prestations, augmente par la même occasion la difficulté d'assurer une supervision énergétique embarquée performante. Dans ce chapitre dédié à la supervision énergétique d'hybrides complexes, la commande optimale à montrer sa capacité à assurer la commande des organes de tractions pour un nombre important de commandes et de contraintes couplées. Par le biais de quelques hypothèses simplificatrices, notamment sur la dynamique des états adjoints, il est possible de synthétiser une loi de commande en ligne, d'un niveau de performance proche de l'optimal, et avec un effort de réglage raisonnable. Confrontées à autant de commandes et d'états, des stratégies de type heuristiques peuvent rapidement devenir très complexes à paramétrer, et la performance énergétique dans toutes les situations de roulage est difficile à assurer.

Une attention particulière a été apportée à la détermination a priori du domaine admissible de commandes, tenant compte de contraintes couplées entre les actionneurs, peu souvent détaillée dans la littérature. Le respect de toutes les contraintes sur la commande est indispensable pour générer des commandes directement applicables par les actionneurs, sans saturations en aval néfastes pour l'optimalité. Le calcul a priori de l'espace de commandes admissibles permet de réduire au juste nécessaire l'espace de recherche de la commande

optimale, par opposition à évaluer le Hamiltonien sur toutes les commandes puis éliminer a posteriori celles étant hors contraintes. Ce résultat est très important en vue d'une application embarquée limitée en capacité de calcul. Deux études portées par les problématiques majeures du partenaire industriel ont permis d'illustrer les résultats présentés dans ce chapitre.

La première étude présentée s'est focalisée sur un GMP hybride singulier disposant de deux éléments de stockage reliés en série assurant la traction et pouvant échanger de l'énergie via un convertisseur DC/DC. Une stratégie basée sur l'ECMS a été proposée pour traiter ce problème à deux commandes et deux états. L'adaptation en ligne des deux facteurs d'équivalence basée sur une régulation du SoE des deux batteries telle que proposée dans le chapitre 2 a permis de retrouver des résultats de consommation très proches de ceux obtenus hors ligne via la programmation dynamique.

La seconde étude fut basée sur un GMP hybride disposant d'un moteur thermique associé à une transmission automatique multi-mode et deux machines électriques. Le principal défi soumis à la loi de gestion d'énergie fut donc de pouvoir gérer un nombre important de commandes en cohérence avec le mode de la transmission : ZEV, hybride parallèle, hybride série, ou bien hybride série-parallèle. La stratégie dérivée de l'ECMS présentée au chapitre 4 proposant une pénalisation des changements de mode cinématique a été reprise et adaptée pour traiter les nouveaux degrés de libertés offerts par le GMP complexe considéré. La stratégie finale a été implémentée en simulation MIL dont les résultats associés se sont montrés très prometteurs pour une application embarquée.

Enfin, bien que l'approche multi-objectif fut traitée dans un chapitre distinct, celle-ci n'est pas exclusive au traitement des hybrides complexes présenté dans ce chapitre. Les deux approches sont au contraire complémentaires, comme illustré par l'intégration de la pénalisation des changements de modes cinématiques dans la seconde étude portant sur une architecture série-parallèle.

Conclusion générale

L'hybridation de la propulsion automobile est reconnue comme étant une des solutions les plus prometteuses à court et moyen terme pour réduire la consommation de nos véhicules tout en améliorant les prestations relatives à l'agrément de conduite. L'ajout d'une source d'énergie électrique réversible offre plusieurs leviers de réduction de la consommation comme la récupération d'énergie en décélération, le downsizing du moteur, le « Stop & Start » et l'optimisation du point de fonctionnement. En parallèle, de nouvelles prestations s'ouvrent au client comme le roulage tout électrique et le confort acoustique associé, l'estompage des ruptures de couple, le « boost » avec le faible temps de réponse de la machine électrique, la redondance des organes de traction en cas de panne, etc.

Toutefois, la performance énergétique du véhicule hybride est en grande partie dictée par la loi de commande assurant la supervision énergétique du groupe motopropulseur. C'est pourquoi la loi de gestion d'énergie du véhicule hybride fait l'objet d'un intérêt en croissance permanente depuis maintenant environ quinze ans, aussi bien auprès de la communauté scientifique que de l'industrie automobile. Ainsi, la formalisation de la problématique de minimisation du carburant sur le trajet sous les traits d'un problème de commande optimale, de même que sa résolution hors ligne, est à présent un sujet qui a atteint un haut niveau de maturité. En revanche, la synthèse d'une loi de gestion d'énergie en ligne, performante, robuste, embarquable, et déployable en grande série, reste un défi majeur pour l'ingénierie automobile. C'est donc cette problématique qui a motivé les travaux menés dans cette thèse.

Tout d'abord c'est une démarche de développement et de mise au point qui est proposée et illustrée dans les différents chapitres du mémoire. Cette démarche s'appuie en majeure partie sur la simulation, dans un premier temps avec des modèles quasi-statiques simplifiés associés à une approche orientée

Conclusion générale

hors ligne, dans le but de pouvoir calculer la commande optimale du problème à résoudre. L'étude des résultats de la commande optimale est indispensable pour se familiariser avec le système concerné, analyser les comportements qui seront à reproduire en embarqué, et surtout obtenir une référence sur le critère à optimiser qui permettra d'évaluer les stratégies en ligne.

Dans un deuxième temps, les modèles quasi-statiques sont associés à une loi de commande orientée en ligne, où l'intégralité du trajet n'est plus connue a priori. C'est une étape décisive où la stratégie en ligne pourra faire l'objet de simplifications et d'évolutions, toujours guidées et justifiées par l'objectif principal qui est de se rapprocher au maximum des résultats de la commande optimale. Une fois la convergence vers une stratégie en ligne satisfaisante obtenue, il conviendra de formater celle-ci de sorte à ce qu'elle puisse s'intégrer dans l'environnement logiciel du calculateur embarqué. En parallèle, la loi de commande pourra être associée à un environnement de simulation Model In the Loop (MIL), intégrant une dynamique plus fine des composants du groupe motopropulseur. Une telle plateforme de simulation est indispensable pour pouvoir effectuer une première étape de validation et de mise au point de la stratégie. La performance et la robustesse de la loi de gestion d'énergie s'évalue sur des scénarii de plusieurs dizaines de kilomètres, le recours aux essais sur véhicule accroît donc significativement le temps et le coût associé au développement. C'est néanmoins l'étape finale nécessaire du processus de conception et de mise au point mais qui doit avant tout permettre de confirmer la performance de l'approche proposée, voire de la parfaire.

Cette démarche générale a guidé les travaux effectués durant la thèse, bien qu'il soit impossible d'exposer chaque étape de ce processus pour chaque étude présente dans ce manuscrit, les différents résultats présentés se raccrochent à une phase de cette démarche : simulation hors ligne, en ligne, MIL, ou essai sur véhicule. Les apports de la thèse pour le partenaire industriel se résument principalement au développement de lois de gestion d'énergie embarquables allant jusqu'à l'application sur véhicule, se basant sur une approche transversale et modulaire, associée à des outils de simulation facilitant la conception, la validation et la mise au point des stratégies. Les travaux de thèse ont également donné lieu à plusieurs publications scientifiques :

- T. Miro Padovani, M. Debert, G. Colin, and Y. Chamaillard. Optimal Energy Management Strategy including Battery Health through Thermal Management for Hybrid Vehicles. *In Proceedings of the 2013 IFAC Symposium Advances in Automotive Control, Japan, 2013.*
- T. Miro Padovani, G. Colin, A. Ketfi-Cherif, and Y. Chamaillard. Implementation of an Energy Management Strategy for Hybrid Electric Vehicles Including Drivability Constraints. *Accepted with minor revisions in IEEE Transactions on Vehicular Technology.*
- T. Miro Padovani, G. Colin, A. Ketfi-Cherif, and Y. Chamaillard. Optimal Energy Management Strategy for a Hybrid Vehicle provided with a Dual Electric Storage System. *Accepted for publication in E-COSM, USA, 2015*

Ainsi qu’au dépôt de trois brevets à l’INPI et plusieurs dont la procédure de dépôt est en cours.

Afin de pouvoir proposer une solution modulaire, apte à s’adapter à de nombreuses définitions de l’objectif à minimiser ainsi qu’aux différentes architectures hybrides, une approche basée sur la commande optimale a été retenue. Une loi de supervision énergétique basée sur l’optimisation du système, étudié au travers de la modélisation de ses composants, est par nature plus à même de relever un tel défi que des stratégies heuristiques qui pourtant apparaissent souvent comme la solution la plus éprouvée pour une application embarquée. L’approche retenue, centrée autour d’une application de l’ECMS étendue au cas multi-objectif, repose sur l’utilisation de trois macro-fonctions : un générateur de trajectoire optimale pour le SoE, un régulateur assurant le suivi de cette trajectoire en pilotant le facteur d’équivalence de l’ECMS, et enfin un optimiseur multi-objectif sous contrainte basé sur la minimisation en temps réel du Hamiltonien associé au problème de commande optimale. Ce concept, déjà présent dans la littérature, a été approfondi, adapté, et validé sur les applications étudiées durant la thèse. L’application de cette approche en trois étapes a guidé la structure du mémoire et la présentation des résultats.

Les travaux présentés dans le chapitre 2 ont mis en évidence l’influence des paramètres tels que le profil de vitesse et de pente ainsi que la consommation des accessoires électriques sur la trajectoire optimale de décharge de la batterie du véhicule hybride rechargeable. La sous optimalité de la méthode classique de décharge charge depleting-charge sustaining vis-à-vis de la décharge opti-

Conclusion générale

male a été évaluée hors ligne pour des trajets de profils et de distances variés. Enfin, le gain de consommation offert par la stratégie embarquée suivant le profil de décharge optimale a été démontré en simulation MIL sur un trajet issu d'un enregistrement réel sur véhicule du profil de vitesse et de pente.

Le régulateur assurant le suivi de la cible de SoE ainsi qu'une démarche de mise au point associée ont été présentés dans le chapitre 3. Ce régulateur base en majeure partie l'adaptation en ligne du facteur d'équivalence sur une estimation du facteur constant optimal sur le trajet. Le facteur d'équivalence optimal est calculé en simulation MIL, pour différents types de trajet, taux de charge moyens, et puissances consommées par les accessoires. Les résultats du jeu de calculs sont ensuite cartographiés et embarqués dans la supervision du véhicule. Le prépositionnement du facteur d'équivalence est alors basé sur une reconnaissance des conditions de roulage en ligne, qui peut provenir d'un traitement des données passées et présentes telles que la vitesse ou le couple à la roue. Les conditions de roulage peuvent également être tirées des données issues du système de navigation associé à l'info trafic fournissant des informations sur le type des portions de route empruntées, leur vitesse moyenne, nombre d'intersections, etc. Le prépositionnement est complété par une action en boucle fermée de type proportionnelle-intégrale sur l'erreur entre le SoE et sa cible. Cette action se veut la moins intrusive possible si la confiance en l'estimation boucle ouverte est bonne, et peut être accentuée si l'estimation est peu robuste. Une démarche de mise au point pour les paramètres de la boucle fermée est également proposée, et les performances de l'approche proposée sont illustrées par des résultats de simulation MIL.

L'optimisation multi-objectif est illustrée au chapitre 4 au travers de deux cas d'étude. Le premier traite de l'optimisation du compromis entre consommation et agrément de conduite via une pénalité sur les changements de modes cinématiques de la transmission automatique. La pénalité formulée présente la particularité de traiter l'occurrence des changements de modes mais aussi du désagrément spécifique engendré par les différentes transitions. L'approche tient également compte des démarrages/arrêts du moteur thermique dans la pénalisation des transitions. La commande optimale est analysée hors ligne via la programmation dynamique, puis une application en ligne via l'ECMS est proposée puis illustrée en simulation ainsi qu'en essai sur véhicule. Le second cas d'étude traite du compromis entre consommation et état de

santé batterie, ceci via la gestion de la température de la cellule au sein du problème de commande optimale et donc de la supervision énergétique du véhicule. La température cellule étant une des premières causes de son vieillissement, les commandes impliquant une variation de température non désirée sont pénalisées, au détriment d'une légère augmentation de la consommation. Une application en ligne de la stratégie basée sur l'ECMS est proposée et ses performances sont discutées.

Enfin, le dernier chapitre a permis d'illustrer le caractère transversal d'une approche basée sur la commande optimale en traitant le cas d'hybrides complexes. Le premier cas d'étude porte sur un véhicule Mild-hybrid diesel pourvu d'un système de stockage d'énergie hybride composé d'une batterie Li-ion, d'un pack de supercapacités, ainsi que d'un convertisseur DC/DC bidirectionnel. L'application de l'ECMS sur ce problème à deux commandes et deux états s'est montré très prometteur en vue de la faible sous-optimalité de la stratégie en ligne vis-à-vis de la commande optimale hors ligne. La performance globale de la stratégie sur divers profils de roulage obtenu pour un effort de réglage modéré sur les paramètres de régulation des facteurs d'équivalence est également à souligner.

La seconde étude s'est basée sur un hybride rechargeable équipé d'un groupe motopropulseur complexe disposant de deux machines électriques, un moteur thermique ainsi qu'une transmission automatique. Le nombre de degrés de liberté sur la commande qui en résulte est très élevé et la supervision énergétique doit être capable de traiter les modes de traction tout électriques, hybride parallèles, hybrides séries et série-parallèle. Encore une fois, l'application de l'ECMS a permis de relever ce défi et les résultats de simulation MIL obtenus ont été analysés et discutés.

Le véhicule hybride électrique est un système complexe à bien des niveaux qui offre un nombre important de problématiques de par la diversité technologique des composants qui le constitue. L'ensemble des travaux présentés dans ce mémoire ont pour objectif de contribuer au développement des lois de gestion d'énergie du véhicule hybride basées sur la commande optimale. Ceci, dans l'optique de faciliter la démocratisation du véhicule hybride comme solution disponible au plus grand nombre pour repenser sa mobilité de manière plus efficiente sans sacrifier le plaisir de conduire.

Conclusion générale

Annexe A

Élaboration de la cible de SoE pour le véhicule HEV

Le chapitre 2 s'est focalisé sur la trajectoire de décharge optimale du PHEV équipé d'un système de navigation pouvant calculer l'itinéraire complet du véhicule au travers d'une destination renseignée par l'utilisateur. Un recouplement de cet itinéraire avec une base de données permet d'obtenir un ensemble d'informations pertinentes sur le trajet afin d'effectuer une optimisation macroscopique de l'énergie disponible dans la batterie. On en déduit une cible de SoE, $SoE_{cible}(t)$, qui joue le rôle de référence à suivre pour le régulateur présenté au chapitre 3.

Cette approche peut s'adapter au cas du véhicule HEV classique pour lequel la principale problématique est d'éviter la limitation sur le freinage récupératif qui intervient lorsque la contrainte sur le seuil de SoE maximum, SoE_{Max} , est active. Il est donc indispensable de chercher à anticiper la récupération « gratuite » d'énergie cinétique ou potentielle en libérant un niveau d'énergie suffisant dans la batterie. Une batterie dont le SoE est trop proche de son niveau maximum à l'approche d'un freinage récupératif ne pourra pas accepter la totalité de l'énergie disponible dont une partie devra donc être dissipée dans le système de freinage. Ce cas de figure, dont l'occurrence augmente à mesure que la capacité de la batterie est faible, est très pénalisant pour la consommation, c'est même un des principaux facteurs conduisant à éloigner significativement l'ECMS en ligne de l'optimum global [3]. Une démarche est ici proposée pour réduire l'occurrence de ce scénario indésirable, et ce sans nécessiter de disposer d'un GPS.

Récupération de l'énergie cinétique

Une approche simple permet de gérer la cible de SoE de sorte à anticiper la récupération d'énergie en phase de décélération en se basant directement sur la vitesse du véhicule. N'ayant aucune information sur le futur du trajet, on peut néanmoins considérer l'hypothèse qu'un véhicule se déplaçant à la vitesse v finira à terme par s'arrêter. Ainsi il est judicieux de provisionner une réserve suffisante d'énergie dans la batterie en fonction de la vitesse du véhicule, et donc de son énergie cinétique. Autrement dit, on cherchera à faire chuter la cible de SoE à mesure que la vitesse du véhicule est élevée, on propose la démarche suivante :

$$SoE_{cible}(v(t)) = SoE_{ref} - \frac{\hat{E}_{cin}^{rec}(v(t))}{E_{MAX}} \times 100, \quad (A.1)$$

avec SoE_{ref} la référence correspondant à la cible à vitesse nulle, celle-ci peut être ajustée de sorte à être plus élevée que la cible constante généralement considérée autour de 60% pour le HEV, E_{MAX} la capacité énergétique de la batterie et $\hat{E}_{cin}^{rec}$ l'estimation de l'énergie cinétique qu'il sera possible de récupérer dans la batterie durant la prochaine décélération. Sans information sur le futur, on peut estimer $\hat{E}_{cin}^{rec}$ par :

$$\hat{E}_{cin}^{rec}(v(t)) = (E_{cin}(v(t)) + \hat{E}_{LdR}^c(v(t))) \cdot \eta_{el}, \quad (A.2)$$

où η_{el} est le rendement moyen de conversion de l'énergie mécanique à la roue en énergie électrique dans la batterie, E_{cin} représente l'énergie cinétique du véhicule :

$$E_{cin}(v(t)) = \frac{1}{2} \cdot m_{veh} \cdot v^2(t), \quad (A.3)$$

et $\hat{E}_{LdR}^c(v(t))$ est une estimation de l'énergie qui sera dissipée par la force de résistance à l'avancement durant la phase d'arrêt du véhicule. Cette estimation se base sur l'hypothèse d'une décélération constante $\dot{v}$ durant cette phase, dont la valeur est généralement proche de -1 m.s^{-2} pour un véhicule disposant de la prestation freinage récupératif. En supposant que le véhicule passe de la

vitesse $v(t)$ à 0 dans l'intervalle $\tau \in [t, T]$, il est possible d'estimer $\hat{E}_{LdR}^c$ par :

$$\begin{aligned}\hat{E}_{LdR}^c(v(t)) &= \int_t^T F_{LdR}(v(\tau)).v(\tau).d\tau, \text{ avec } v(\tau) = v(t) + \dot{v}.\tau \\ &= \frac{1}{\dot{v}} \int_{v(t)}^0 F_{LdR}(v).v.dv \\ &= \frac{-1}{\dot{v}} \left(\frac{p_1}{4}.v^4(t) + \frac{p_2}{3}.v^3(t) + \frac{p_3}{2}.v^2(t) \right),\end{aligned}\tag{A.4}$$

où $p_{1,3}$ sont les coefficients du polynôme de la loi de route définie au chapitre 1. Il est difficile d'affiner l'estimation de la quantité d'énergie récupérée durant la prochaine décélération sans information sur le futur du profil de vitesse. De ce fait, la solution proposée considère le pire cas en estimant la réserve à allouer sur le cas d'un arrêt total du véhicule. A noter que l'hypothèse de décélération à -1 m.s^{-2} pourra être augmentée sur un véhicule disposant d'un système freinage découplé autorisant une part plus importante de récupératif durant le freinage. Enfin, il conviendra de limiter la cible de SoE de sorte à ne pas descendre en dessous du seuil acceptable pour la plage de SoE lorsque la vitesse du véhicule est élevée :

$$SoE_{cible} = \max(SoE_{cible}, SoE_{Min} + \delta\mathcal{E})\tag{A.5}$$

Prise en compte de l'énergie potentielle

En conservant une approche similaire, il est possible de tenir compte de l'énergie potentielle de pesanteur du véhicule, cette fois ci calculée à partir de son altitude. On considérera ainsi que le véhicule finira à terme par revenir à son altitude de référence h_{ref} , par exemple le niveau de la mer. L'altitude du véhicule h peut se déterminer soit à partir d'un altimètre, généralement présent par défaut sur les véhicules 4×4, ou bien à partir de la position du véhicule sur une cartographie altimétrique. On complète ainsi la définition du SoE cible :

$$SoE_{cible}(v(t), h(t)) = SoE_{ref} - \frac{\hat{E}_{cin}^{rec}(v(t)) + \hat{E}_{pot}^{rec}(v(t), h(t))}{E_{MAX}} \times 100,\tag{A.6}$$

en conservant la limitation de rigueur sur SoE_{cible} donnée par A.5 et avec $\hat{E}_{pot}^{rec}(v(t), h(t))$ l'estimation de la quantité d'énergie potentielle de pesanteur

Annexe A. Élaboration de la cible de SoE pour le véhicule HEV

qu'il sera possible de récupérer sous forme électrique :

$$\hat{E}_{pot}^{rec}(v(t), h(t)) = (m_{veh}.g.(h(t) - h_{ref}) + \hat{E}_{LdR}^p(v(t), h(t))).\eta_{el}, \quad (A.7)$$

où l'estimation de l'énergie dissipée par la force de résistance à l'avancement est donnée par $\hat{E}_{LdR}^p(v(t), h(t))$. Pour pouvoir estimer cette grandeur sans information sur le futur, nous supposons que la phase de descente est réalisée à vitesse constante correspondant à la vitesse actuelle $v(t)$, ainsi que pour une pente constante d'angle α_s . Dans ces conditions $\hat{E}_{LdR}^p$ peut s'écrire :

$$\hat{E}_{LdR}^p = \int_t^T F_{LdR}(v(t)).v(t).d\tau = F_{LdR}(v(t)).v(t). \int_t^T d\tau, \quad (A.8)$$

On définit $(T - t)$ le temps restant tel que $h(T - t) = h_{ref}$ soit :

$$T - t = \frac{h_{ref} - h(t)}{v^y(t)} = \frac{h_{ref} - h(t)}{v(t).sin(\alpha_s)} \quad (A.9)$$

où v^y représente la vitesse de déplacement du véhicule selon l'axe vertical. On en déduit ainsi :

$$\hat{E}_{LdR}^p = \frac{F_{LdR}(v(t)).(h_{ref} - h(t))}{sin(\alpha_s)}. \quad (A.10)$$

L'approche proposée se veut être un bon compromis entre une approche considérant un SoE_{cible} constant et celle considérant l'optimisation macroscopique de la trajectoire de SoE sur le futur du trajet. Elle convient particulièrement aux véhicules de type HEV, dont la faible capacité de stockage embarquée augmente significativement l'occurrence des cas où la totalité du potentiel d'énergie récupérable à la roue est bridé par l'atteinte du niveau maximum de SoE autorisé. Elle convient également aux véhicules ne disposant pas d'un système de navigation ou bien lorsque le trajet du véhicule n'est pas renseigné par l'utilisateur.

Annexe B

Filtrage énergétique du couple moteur thermique

La première étude du chapitre 4 propose une pénalisation de la commande sur les changements de modes cinématiques de sorte à introduire le compromis entre occurrence des changements et optimalité énergétique. Il est possible de reproduire une démarche similaire consistant à pénaliser la variation de la consigne de couple T_{MCI}^{sp} envoyée au moteur thermique. Il devient alors possible de gérer le compromis entre la dynamique de la consigne et l'optimisation pure de la consommation. Les variations erratiques de charge sur le moteur thermique sont défavorables d'un point de vue de l'agrément de conduite, de l'acoustique, et des émissions de polluants particulièrement sur les moteurs diesels. Il se peut en effet que dans certaines conditions les stratégies basées sur la commandes optimales retournent des commandes oscillantes et erratiques, cela se produit lorsque l'allure du Hamiltonien en fonction de la commande T_{MCI} est très plate, voire lorsqu'il est constitué de deux minimums locaux tels que $H(T_{MCI}^1, t) \simeq H(T_{MCI}^2, t)$ mais avec la commande $T_{MCI}^1 \ll T_{MCI}^2$. Pour corriger ce problème il est possible de réécrire le critère à minimiser J de la façon suivante :

$$J = \int_{t_0}^{t_f} \sigma \cdot (T_{MCI}^{sp}(t) - T_{MCI}^{sp}(t - dt))^2 + \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) dt, \quad (\text{B.1})$$

où σ est un coefficient de pondération permettant de gérer le compromis entre les deux objectifs. On peut ainsi en déduire le Hamiltonien correspondant :

$$H(\mathbf{u}, x, \lambda, t) = \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) + \sigma \cdot (T_{MCI}^{sp}(t) - T_{MCI}^{sp}(t - dt))^2 + \lambda(t) \cdot f(\mathbf{u}(t), x(t), t) \quad (\text{B.2})$$

Annexe B. Filtrage énergétique du couple moteur thermique

Comme pour l'étude sur la pénalisation des changements de modes, on préférera une écriture où la pénalité est multiplicative sur le Hamiltonien initial (correspondant à la minimisation de la consommation seule) plutôt qu'additive, ce qui au format de l'ECMS donne :

$$H_{mix}(\mathbf{u}, x, s, t) = H_{carb}(\mathbf{u}, x, s, t) + \sigma \cdot (T_{MCI}^{sp}(t) - T_{MCI}^{sp}(t-dt))^2 \times |H_{carb}(\mathbf{u}, x, s, t)| \quad (\text{B.3})$$

avec :

$$H_{carb}(\mathbf{u}, x, s, t) = \dot{m}_{carb}(\mathbf{u}(t), t) \cdot PCI + s(t) \cdot P_{ech}(\mathbf{u}(t), x(t), t) \quad (\text{B.4})$$

Cette approche multiplicative offre l'avantage de conserver la mise à l'échelle entre l'amplitude de la pénalité et celle du critère énergétique, en pratique cela permet d'avoir une pénalisation, et donc une commande, plus homogène quelles que soient les conditions de roulage.

La FIGURE B.1 illustre sur un exemple l'impact de la pénalité proposée. Le Hamiltonien classique sans pénalité est tracé en bleu, en fonction du couple MCI choisi ici comme variable de commande à optimiser. Son minimum global se trouve à 64 N.m mais il est très proche d'un minimum local plat autour de 75 N.m. Dans ces conditions, la commande a de fortes chances d'osciller entre 65 et 75 N.m pour peu que le facteur d'équivalence ou la vitesse du véhicule varient légèrement. Le Hamiltonien tracé en rouge quant à lui est pénalisé par rapport à la commande appliquée au pas de temps précédent qui se trouve ici être la commande optimale à 64 N.m. Il en résulte un minimum beaucoup plus prononcé et donc moins propice à osciller au cours du temps.

Le réglage du coefficient de pondération σ doit être effectué avec attention, si celui-ci est trop élevé la commande pourra se retrouver bloquée loin du minimum énergétique sans jamais le rejoindre, ce qui dégradera significativement la consommation. Dans le cas idéal, la pénalité ne doit pas empêcher la commande d'évoluer par petites variations au cours du temps, alors que les évolutions par larges paliers seront proscrites par la dépendance de la pénalité au carré de la variation de la commande, et non à la valeur absolue.

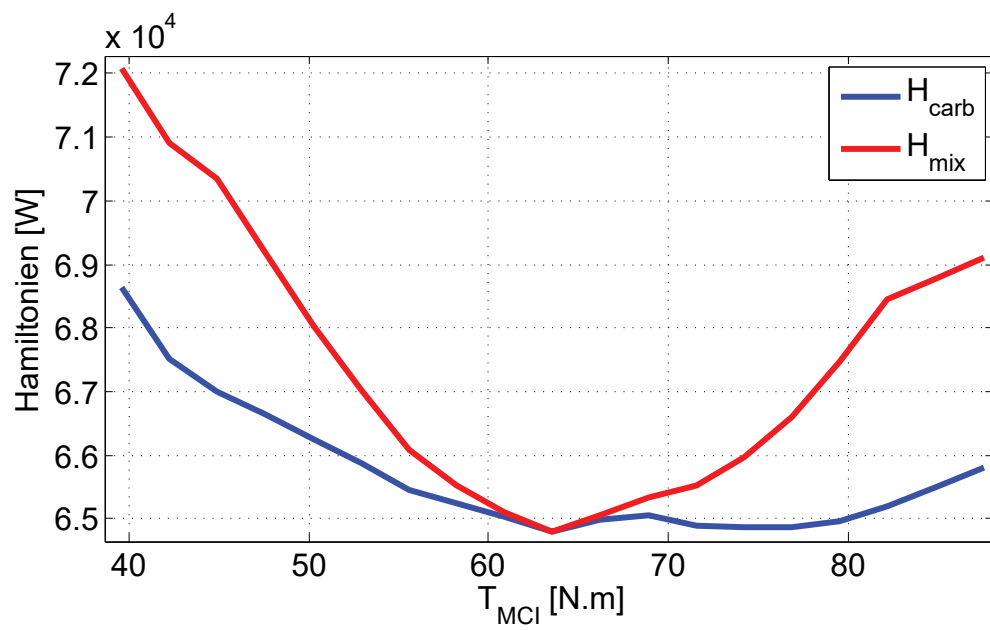


FIGURE B.1 – Comparaison entre les deux Hamiltoniens avec et sans pénalité sur la variation de couple moteur thermique.

Bibliographie

- [1] A. L. Allegre, A. Bouscayrol, and R. Trigui. Influence of control strategies on battery/supercapacitor hybrid energy storage systems for traction applications. In *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pages 213–220, USA, 2009.
- [2] D. Ambühl. *Energy management strategies for hybrid electric vehicles*. PhD thesis, ETH Zürich, 2009.
- [3] D. Ambühl and L. Guzzella. Predictive Reference Signal Generator for Hybrid Electric Vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 58(9) :4730–4740, 2009.
- [4] M. Andre. The artemis european driving cycles for measuring car pollutant emissions. *Science of the total environment*, 334-335 :73–84, 2004.
- [5] M. Back, S. Terwen, and V. Krebs. Predictive powertrain control for hybrid electric vehicles. In *Proceedings of the 2004 IFAC Symposium on Advances in Automotive Control*, 2004.
- [6] H. Banvait, S. Anwar, and Y. Chen. A rule-based energy management strategy for Plug-in Hybrid Electric Vehicle (PHEV). *2009 American Control Conference*, pages 3938–3943, 2009.
- [7] R. Beck, A. Bollig, and D. Abel. Comparison of two Real-Time Predictive Strategies for the Optimal Energy Management of a Hybrid Electric Vehicle. *E-COSM - Rencontres Scientifiques de l'IFP*, pages 1–8, 2006.
- [8] R. Bellman. *Dynamic Programming*. Princeton Univ. Press, 1957.
- [9] D. Bertsekas. *Dynamic programming and optimal control 3rd edition, volume I*. Belmont, MA : Athena Scientific, 2005.
- [10] S. Boyd and L. Vandenberghe. *Convex Optimization*, volume 51. Cambridge University Press, Cambridge, 2006.
- [11] M. Broussely. Aging Mechanisms and Calendar-Life Predictions in Lithium-Ion Batteries. *Advances in Lithium-Ion Batteries*, pages 293–432, 2002.

Bibliographie

- [12] M. Broussely, P. Biensan, F. Bonhomme, P. Blanchard, S. Herreyre, K. Nechev, and R. Staniewicz. Main aging mechanisms in Li ion batteries. *Journal of Power Sources*, 146(1-2) :90–96, 2005.
- [13] A. Chasse and A. Sciarretta. Supervisory control of hybrid powertrains : An experimental benchmark of offline optimization and online energy management. *Control Engineering Practice*, 19(11) :1253–1265, 2011.
- [14] A. Chasse, A. Sciarretta, and J. Chauvin. Online optimal control of a parallel hybrid with costate adaptation rule. In *Proceedings of the 2010 IFAC Symposium Advances in Automotive Control*, 2010.
- [15] D. L. Cheng and M. G. Wismer. Active control of power sharing in a battery/ultracapacitor hybrid source. In *IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications*, pages 2913–2918, China, 2007.
- [16] R. Cipollone and A. Sciarretta. Analysis of the potential performance of a combined hybrid vehicle with optimal supervisory control. *Proceedings of the IEEE International Conference on Control Applications*, pages 2802–2807, 2006.
- [17] G. Colin, Y. Chamaillard, A. Charlet, and D. Nelson-Gruel. Towards a Friendly Energy Management Strategy for Hybrid Electric Vehicles with Respect to Pollution, Battery and Drivability. *Energies*, 7(9) :6013–6030, 2014.
- [18] G. Coraggio, C. Pisanti, G. Rizzo, and M. Sorrentino. Analysis and Experimental Implementation of a Heuristic Strategy for Onboard Energy Management of a Hybrid Solar Vehicle. *Oil & Gas Science and Technology- Revue d'IFP Energies Nouvelles*, 68(1) :13–22, 2013.
- [19] M. Debert. *Stratégies optimales multi-critères, prédictives, temps réel de gestion des flux d'énergies thermique et électrique dans un véhicule hybride*. PhD thesis, Université d'Orléans, 2011.
- [20] M. Debert, G. Colin, G. Bloch, and Y. Chamaillard. An observer looks at the cell temperature in automotive battery packs. *Control Engineering Practice*, 21(8) :1035–1042, 2013.
- [21] M. Debert, G. Colin, Y. Chamaillard, L. Guzzella, a. Ketfi-Cherif, and B. Bellicaud. Predictive energy management for hybrid electric vehicles - Prediction horizon and battery capacity sensitivity. *IFAC Proceedings Volumes (IFAC-PapersOnline)*, pages 270–275, 2010.
- [22] M. Debert, T. Miro-Padovani, G. Colin, Y. Chamaillard, and L. Guzzella. Implementation of comfort constraints in dynamic programming

- for hybrid vehicle energy management. *International Journal of Vehicle Design*, 58(2-3-4) :367–386, 2012.
- [23] S. Delprat. *Evaluation de stratégies de commande pour véhicules hybrides parallèles*. PhD thesis, Université de valenciennes et du hainaut-cambresis, 2005.
 - [24] S. Delprat, J. Lauber, T. M. Guerra, and J. Rimaux. Control of a parallel hybrid powertrain : Optimal control. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 53(3) :872–881, May 2004.
 - [25] S. Ebbesen, P. Elbert, and L. Guzzella. Battery state-of-health perceptive energy management for hybrid electric vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular technology*, 61 :2893–2900, 2012.
 - [26] P. Elbert. *Noncausal and causal optimization strategies for hybrid electric vehicles*. PhD thesis, ETH Zürich, 2014.
 - [27] P. Elbert, S. Ebbesen, and L. Guzzella. Implementation of dynamic programming for n-dimensional optimal control problems with final state constraints. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 21(3) :924–931, 2013.
 - [28] P. Elbert, T. Nuesch, A. Ritter, N. Murgovski, and L. Guzzella. Engine On/Off Control for the Energy Management of a Serial Hybrid Electric Bus via Convex Optimization. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 63(8) :3549–3559, 2014.
 - [29] C. Fontaine, S. Delprat, S. Paganelli, and T. Guerra. Optimal control of a parallel hybrid vehicle equipped with a dual electrical storage system. In *Proceedings of the 2013 IFAC Symposium Advances in Automotive Control*, Japan, 2013.
 - [30] J. Gonder, T. Markel, A. Simpson, and M. Thornton. Using GPS Travel Data to Assess the Real World Driving Energy Use of Plug- in Hybrid Electric Vehicles (PHEVs). In *Transportation Research Board (TRB) 86th Annual Meeting*, USA, 2007.
 - [31] O. Grondin, L. Thibault, and C. Quérel. Energy management strategies for diesel hybrid electric vehicle. *Oil & Gas Science and Technology – Rev. IFP Energies nouvelles*, 70(1) :125–141, 2014.
 - [32] B. Gu and G. Rizzoni. An Adaptive Algorithm for Hybrid Electric Vehicle Energy Management Based on Driving Pattern Recognition. In *ASME 2006 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, pages 249–258, 2006.

- [33] L. Guzzella and A. Sciarretta. *Vehicle Propulsion Systems. Introduction to Modeling and Optimization*. Springer, 2 edition, 2007.
- [34] P. Gyan, P. Aubret, J. Hafsaoui, F. Sellier, S. Bourlot, S. Zinola, and F. Badin. Experimental assessment of battery cycle life within the simstock research program. In *Proceedings of the 2011 Les Rencontres Scientifiques d'IFP Energies Nouvelles*, 2011.
- [35] J. Han, Y. Park, and D. Kum. Optimal adaptation of equivalent factor of equivalent consumption minimization strategy for fuel cell hybrid electric vehicles under active state inequality constraints. *Journal of Power Sources*, 267 :491–502, 2014.
- [36] A. Ivanco, Y. Chamaillard, A. Charlet, and P. Higelin. Energy management strategies for hybrid pneumatic engine studied on a Markov chain type generated cycles. *SAE Paper n°2009-01-0145*, 2009.
- [37] N. Jalil, N. A. Kheir, and M. Salman. A rule-based energy management strategy for a series hybrid vehicle. *American Control Conference, 1997. Proceedings of the 1997*, 1(June) :689–693 vol.1, 1997.
- [38] S. Kermani, S. Delprat, T. M. Guerra, R. Trigui, and B. Jeanneret. Predictive energy management for hybrid vehicle. *Control Engineering Practice*, 20(4) :408–420, 2012.
- [39] J. Kessels, M. Koot, P. van den Bosch, and D. Kok. Online energy management for hybrid electric vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 57(6) :3428–3440, 2008.
- [40] M. Khodabakhshian, L. Feng, and J. Wikander. Optimization of gear shifting and torque split for improved fuel efficiency and drivability of hevs. In *Proceedings of SAE 2013 World Congress & Exhibition, USA*, 2013.
- [41] N. Kim, S. Cha, and H. Peng. Optimal control of hybrid electric vehicles based on Pontryagin's minimum principle. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 19(5) :1279–1287, 2011.
- [42] N. Kim, D. Lee, S. W. Cha, and H. Peng. Optimal Control of a Plug-In Hybrid Electric Vehicle (PHEV) Based on Driving Patterns. *Evs24 2009*, pages 1–9, 2009.
- [43] N. Kim, A. Rousseau, and D. Lee. A jump condition of PMP-based control for PHEVs. *Journal of Power Sources*, 196(23) :10380–10386, 2011.

- [44] T. S. Kim, C. Manzie, and R. Sharma. Optimal control of a parallel hybrid vehicle with a traffic preview. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D : Journal of Automobile Engineering*, 228(7) :719–733, 2014.
- [45] I. Kolmanovsky, I. Siverguina, and B. Lygoe. Optimization of powertrain operating policy for feasibility assessment and calibration : Stochastic dynamic programming approach. In *Proceedings of the 2002 American Control Conference*, USA, 2002.
- [46] D. Kum. *Modeling and Optimal Control of Parallel HEVs and Plug-in HEVs for Multiple Objectives*. PhD thesis, The University of Michigan, 2010.
- [47] V. Larsson, L. Johannesson, and B. Egardt. Benefit of route recognition in energy management of plug-in hybrid electric vehicles. In *Proceedings of the 2012 American Control Conference*, pages 1314–1320, 2012.
- [48] D. Leroy and B. T. Impact of driveability constraints on local optimal energy management strategies for hybrid powertrains. In *Proceedings of the 2013 IFAC Symposium Advances in Automotive Control*, pages 23–28, Japan, 2013.
- [49] J. Lescot, A. Sciarretta, Y. Chamaillard, and A. Charlet. On the integration of optimal energy management and thermal management of hybrid electric vehicles. In *Proceedings of the 2010 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2010.
- [50] W. Li, G. Xu, H. Tong, and Y. Xu. Design of optimal, robust energy management strategy for a parallel HEV. *2007 IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*, pages 1894–1899, 2007.
- [51] C.-C. Lin, H. Peng, and J. Grizzle. A stochastic control strategy for hybrid electric vehicles. In *Proceedings of American Control Conference*, pages 4710–4715, USA, 2004.
- [52] C.-C. Lin, H. Peng, J. Grizzle, and J.-M. Kang. Power management strategy for a parallel hybrid electric truck. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 11(6) :839–849, 2003.
- [53] X. Lin, H. E. Perez, J. B. Siegel, A. G. Stefanopoulou, Y. Li, R. D. Anderson, Y. Ding, and M. P. Castanier. Online parameterization of lumped thermal dynamics in cylindrical lithium ion batteries for core temperature estimation and health monitoring. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 21(5) :1745–1755, Sept. 2013.

- [54] X. Lin, A. G. Stefanopoulou, H. E. Perez, J. B. Siegel, Y. Li, and R. D. Anderson. Quadruple adaptive observer of the core temperature in cylindrical li-ion batteries and their health monitoring. In *Proceedings of the 2012 American Control Conference*, 2012.
- [55] K. Mamadou, A. Delaille, E. Lemaire-Potteau, and Y. Bultel. The state-of-energy : A new criterion for the energetic performances evaluation of electrochemical storage devices. *The Electrochemical Society Transactions*, 25 :105–112, 2010.
- [56] V. Marano, S. Onori, Y. Guezennec, G. Rizzoni, and N. Madella. Lithium-ion batteries life estimation for plug-in hybrid electric vehicles. *2009 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pages 536–543, 2009.
- [57] J. Marcicki and A. Bartlett. Robustness evaluation for state-of-charge and state-of-health estimation considering electrochemical parameter uncertainties. *American Control . . .*, pages 1–6, 2013.
- [58] P. Michel, A. Charlet, G. Colin, Y. Chamaillard, C. Nouillant, and G. Bloch. Energy management of HEV to optimize fuel consumption and pollutant emissions. *Proceedings of the 11th International Symposium on Advanced Vehicule Control*, pages 1–6, 2012.
- [59] P. Michel, A. Charlet, G. Colin, Y. Chamaillard, C. Nouillant, and G. Bloch. 3WCC Temperature Integration in a Gasoline-HEV Optimal Energy Management Strategy. *Advances in Mechanical Engineering*, 2014.
- [60] M. Minarcin and E. Rask. Considerations in Estimating Battery Energy for Hybrid and Electric Vehicles. *SAE International Journal of Alternative Powertrains*, Apr. 2012.
- [61] T. Miro-Padovani, M. Debert, G. Colin, and Y. Chamaillard. Optimal energy management strategy including battery health through thermal management for hybrid vehicles. In *Proceedings of the 2013 IFAC Symposium Advances in Automotive Control*, Japan, 2013.
- [62] S. J. Moura, D. S. Callaway, H. K. Fathy, and J. L. Stein. Tradeoffs between battery energy capacity and stochastic optimal power management in plug-in hybrid electric vehicles. *Journal of Power Sources*, 195(9) :2979–2988, May 2010.
- [63] S. J. Moura, H. K. Fathy, D. S. Callaway, and J. L. Stein. A stochastic optimal control approach for power management in plug-in hybrid

- electric vehicles. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 19(3) :545–555, May 2011.
- [64] S. J. Moura, J. L. Stein, and H. K. Fathy. Battery-Health Conscious Power Management in Plug-In Hybrid Electric Vehicles via Electrochemical Modeling and Stochastic Control. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, pages 615–624, 2012.
 - [65] N. Murgovski, L. Johannesson, J. Sjöberg, and B. Egardt. Component sizing of a plug-in hybrid electric powertrain via convex optimization. *Mechatronics*, 22(1) :106–120, 2011.
 - [66] N. Murgovski, L. M. Johannesson, and J. Sjöberg. Engine on/off control for dimensioning hybrid electric powertrains via convex optimization. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 62(7) :2949–2962, 2013.
 - [67] C. Musardo, G. Rizzoni, and B. Staccia. A-ecms : An adaptive algorithm for hybrid electric vehicle energy management. In *Proceedings of the 44th IEEE Conference on Decision and Control*, pages 1824–1830, Spain, 2005.
 - [68] P. Naghshtabrizi, J. Kristinsson, H. Yu, and R. McGee. Distance Until Charge prediction and fuel economy impact for Plug-in Hybrid Vehicles. *Proceedings of the 2011 American Control Conference*, pages 2739–2744, 2011.
 - [69] D. V. Ngo. *Gear Shift Strategies for Automotive Transmissions*. PhD thesis, Eindhoven University of Technology, 2012.
 - [70] D. V. Ngo, T. Hofman, M. Steinbuch, a. Serrarens, and L. Merckx. Improvement of fuel economy in power-shift automated manual transmission through shift strategy optimization - An experimental study. In *2010 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, VPPC 2010*, 2010.
 - [71] D. V. Ngo, T. Hofman, M. Steinbuch, and A. F. A. Serrarens. Analyzing the performance index for a hybrid electric vehicle. In *Proceedings of American Control Conference*, pages 4592–4597, USA, 2011.
 - [72] V. Ngo, T. Hofman, M. Steinbuch, and A. Serrarens. Optimal Control of the gearshift command for hybrid electric vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 61(8) :3531–3543, 2012.
 - [73] V. D. Ngo, J. A. C. Navarrete, T. Hofman, M. Steinbuch, and A. Serrarens. Optimal gear shift strategies for fuel economy and driveability. *Journal of Automobile Engineering*, 227(10) :1398–1413, 2013.

- [74] T. Nüesch, A. Cerofolini, G. Mancini, N. Cavina, C. Onder, and L. Guzzella. Equivalent consumption minimization strategy for the control of real driving NOx emissions of a diesel hybrid electric vehicle. *Energies*, 7(5) :3148–3178, 2014.
- [75] T. Nüesch, P. Elbert, M. Flankl, C. Onder, and L. Guzzella. Convex optimization for the energy management of hybrid electric vehicles considering engine start and gearshift costs. *Energies*, 7(2) :834–856, 2014.
- [76] N. Omar, J. V. Mierlo, B. Verbrugge, and P. V. den Bossche. Power and life enhancement of battery-electrical double layer capacitor for hybrid electric and charge-depleting plug-in vehicle applications. *Electrochimica Acta*, 55(25) :7524–7531, 2010.
- [77] S. Onori and L. Serrao. On adaptive-ecms strategies for hybrid electric vehicles. In *Proceedings of Les Rencontres Scientifiques d’IFP Energies nouvelles*, France, 2011.
- [78] S. Onori, L. Serrao, and G. Rizzoni. Adaptive Equivalent Consumption Minimization Strategy for Hybrid Electric Vehicles. *Proc. ASME Dynamic Systems and Control Conf. (DSCC)*, 2010(44175) :499–505, 2010.
- [79] D. F. Opila, D. Aswani, R. McGee, J. a. Cook, and J. W. Grizzle. Incorporating drivability metrics into optimal energy management strategies for hybrid vehicles. *Proceedings of the IEEE Conference on Decision and Control*, pages 4382–4389, 2008.
- [80] D. F. Opila, X. Wang, R. McGee, R. B. Gillespie, J. A. Cook, and J. W. Grizzle. An energy management controller to optimally trade off fuel economy and drivability for hybrid vehicles. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 20(6) :1490–1505, 2012.
- [81] G. Paganelli. General supervisory control policy for the energy optimization of charge-sustaining hybrid electric vehicles. *JSAE Review*, 22(4) :511–518, 2001.
- [82] G. Paganelli, S. Delprat, T. Guerra, J. Rimaux, and J. Santin. Equivalent consumption minimization strategy for parallel hybrid powertrains. In *Proceedings of 55th IEEE Vehicular technology conference*, USA, 2002.
- [83] J. Peralez, P. Tona, A. Sciarretta, P. Dufour, and M. Nadri. Optimal control of a vehicular organic rankine cycle via dynamic programming with adaptive discretization grid. In *In 19th IFAC World Congress*, page 5671–5678, 2004.

- [84] M. V. F. Pereira and L. M. V. G. Pinto. Multi-stage stochastic optimization applied to energy planning. *Mathematical Programming*, 52(1-3) :359–375, 1991.
- [85] L. V. Pérez, G. R. Bossio, D. Moitre, and G. O. García. Optimization of power management in an hybrid electric vehicle using dynamic programming. *Mathematics and Computers in Simulation*, 73(1-4 SPEC. ISS.) :244–254, 2006.
- [86] L. V. Pérez, C. H. de Angelo, and V. Pereyra. Determination of the adjoint state evolution for the efficient operation of a hybrid electric vehicle. *Mathematical and Computer Modelling*, 57(9-10) :2257–2266, 2013.
- [87] A. A. Pesaran. Battery thermal models for hybrid vehicle simulations. *Journal of Power Sources*, 110(2) :377–382, 2002.
- [88] P. Pisu and G. Rizzoni. A supervisory control strategy for series hybrid electric vehicles with two energy storage systems. *2005 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pages 65–72, 2005.
- [89] L. Pontryaguin, V. Boltyanskii, R. Gamkrelidze, and E. Mishchenko. *Théorie mathématique des processus optimaux*. Mir moscou edition, 1974.
- [90] J. Pu and C. Yin. Optimal control of fuel economy in parallel hybrid electric vehicles. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D : Journal of Automobile Engineering*, 221(9) :1097–1106, 2007.
- [91] J. Remmlinger, M. Buchholz, M. Meiler, P. Bernreuter, and K. Dietmayer. State-of-health monitoring of lithium-ion batteries in electric vehicles by on-board internal resistance estimation. *Journal of Power Sources*, 196(12) :5357–5363, June 2011.
- [92] G. Rizzoni and S. Onori. Energy Management of Hybrid Electric Vehicles : 15 Years of Development at the Ohio State University. *Oil & Gas Science and Technology – Revue d’IFP Energies nouvelles*, 70(1), 2014.
- [93] C. Romaus, J. Bocker, K. W. A. Seifried, and O. Znamenshchikov. Optimal energy management for a hybrid energy storage system combining batteries and double layer capacitors. In *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, pages 1640–1647, USA, 2009.
- [94] C. Romaus, K. Gathmann, and J. Bocker. Optimal energy management for a hybrid energy storage system for electric vehicles based on Stochas-

- tic Dynamic Programming. *2010 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pages 1–6, 2010.
- [95] A. Rousseau, S. Pagerit, and D. W. Gao. Plug-in Hybrid Electric Vehicle Control Strategy Parameter Optimization. *Journal of Asian Electric Vehicles*, 6(2) :1125–1133, 2008.
 - [96] G. Rousseau, D. Sinoquet, A. Sciarretta, and Y. Milhau. Design Optimisation and Optimal Control for Hybrid Vehicles. *EngOpt 2008 - International Conference on Engineering Optimization*, pages 01 – 05, 2008.
 - [97] M. Salman, M. F. Chang, and J. S. Chen. Predictive Energy Management Strategies for Hybrid Vehicles. *2005 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pages 21–25, 2005.
 - [98] A. Sciarretta, M. Back, and L. Guzzella. Optimal control of parallel hybrid electric vehicles. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 12(3) :352–363, 2004.
 - [99] A. Sciarretta, D. di Domenico and. P. Pognant-Gros, and G. Zito. Optimal energy management of automotive battery systems including thermal dynamics and aging. *Optimization and Optimal Control in Automotive Systems*, pages 219–236, 2014.
 - [100] A. Sciarretta and L. Guzzella. Control of hybrid electric vehicles. *IEEE Control Systems Magazine*, 27(2) :60–70, 2007.
 - [101] L. Serrao. *A comparative analysis of energy management strategies for hybrid electric vehicles*. PhD thesis, The Ohio State University, 2009.
 - [102] L. Serrao, S. Onori, and G. Rizzoni. Ecms as a realization of pontryagin’s minimum principle for hev control. In *Proceedings of the 2009 American Control Conference*, USA, 2009.
 - [103] L. Serrao, S. Onori, and G. Rizzoni. Ecms as a realization of pontryagin’s minimum principle for hev control. In *Proceedings of the 2009 American Control Conference*, 2009.
 - [104] L. Serrao, S. Onori, A. Sciarretta, Y. Guezennec, and G. Rizzoni. Optimal energy management of hybrid electric vehicles including battery aging. In *Proceedings of the 2011 American Control Conference*, 2011.
 - [105] L. Serrao, A. Sciarretta, O. Grondin, A. Chasse, Y. Creff, D. Domenico, P. Pognant-gros, C. Querel, and L. Thibault. Open Issues in Supervisory Control of Hybrid Electric Vehicles : A Unified Approach using

- Optimal Control Methods. *Proceedings of Les Rencontres Scientifiques d'IFP Energies nouvelles - Int. Scient. COnf. on Hybrid and Electric Vehicles*, 68(1) :1–13, 2011.
- [106] O. P. Sharma, S. Onori, and Y. Guezennec. Analysis of Pontryagin's Minimum Principle-Based Energy Management Strategy for PHEV Applications. *ASME Dynamic Systems and Control Conference*, pages 1–6, 2012.
 - [107] M. Sivertsson. Adaptive control using map-based ECMS for a PHEV. *IFAC Proceedings Volumes (IFAC-PapersOnline)*, pages 357–362, 2012.
 - [108] K. Smith, M. Earleywine, E. Wood, J. Neubauer, and A. Pesaran. Comparison of Plug-In Hybrid Electric Vehicle Battery Life Across Geographies and Drive Cycles. *SAE International*, 01, Apr. 2012.
 - [109] G. Souffran. *Dimensionnement de la chaîne de traction d'un véhicule électrique hybride basé sur une modélisation stochastique de ses profils de mission*. PhD thesis, Université de Nantes, 2012.
 - [110] S. Stockar, V. Marano, M. Canova, G. Rizzoni, and L. Guzzella. Energy-optimal control of plug-in hybrid electric vehicles for real-world driving cycles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 60(7) :2949–2962, 2011.
 - [111] O. Sundström. *Optimal control and design of hybrid-electric vehicles*. PhD thesis, ETH Zürich, 2009.
 - [112] O. Sundström, D. Ambühl, and L. Guzzella. On Implementation of Dynamic Programming for Optimal Control Problems with Final State Constraints. *Oil & Gas Science and Technology – Revue de l'Institut Français du Pétrole*, 65(1) :91–102, 2010.
 - [113] O. Sunström, L. Guzzella, and P. Soltic. Optimal hybridization in two parallel hybrid electric vehicles using dynamic programming. In *Proceedings of 17th World Congress The International Federation of Automatic Control Seoul*, Korea, 2008.
 - [114] O. Sunström, P. Soltic, and L. Guzzella. A transmission-actuated energy management strategy. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 59(1) :84–92, 2010.
 - [115] L. Tang, G. Rizzoni, and S. Onori. Optimal Energy Management of HEVs with Consideration of Battery Aging. In *Transportation Electrification Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific), 2014 IEEE Conference and Expo*, pages 1–6, 2014.

Bibliographie

- [116] E. D. Tate, J. W. Grizzle, and H. Peng. SP-SDP for fuel consumption and tailpipe emissions minimization in an EVT hybrid. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 18(3) :673–687, 2010.
- [117] S. Thomas. Enhanced oil recovery-an overview. *Oil & Gas Science and Technology-Revue . . .*, 63(1) :9–19, 2008.
- [118] P. Tulpule, V. Marano, and G. Rizzoni. Effects of different PHEV control strategies on vehicle performance. *Proceedings of the American Control Conference*, pages 3950–3955, 2009.
- [119] T. van Keulen, J. Gillot, B. de Jager, and M. Steinbuch. Solution for state constrained optimal control problems applied to power split control for hybrid vehicles. *Automatica*, 50(1) :187–192, 2013.
- [120] T. van Keulen, D. van Mullem, B. de Jager, J. T. B. a. Kessels, and M. Steinbuch. Design, implementation, and experimental validation of optimal power split control for hybrid electric trucks. *Control Engineering Practice*, 20(5) :547–558, May 2012.
- [121] J. Vetter, P. Novak, M. Wagner, C. Veit, K.-C. Möller, J. Besenhard, M. Winter, M. Wohlfart-Mehrens, C. Vogler, and A. Hammouche. Ageing mechanisms in lithium-ion batteries. *Journal of Power Sources*, 147(1-2) :269–281, 2005.
- [122] F. Vidal-Naquet and G. Zito. Adapted optimal energy management strategy for drivability. In *2012 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, pages 358–363, 2012.
- [123] E. Vinot and R. Trigui. Optimal energy management of HEVs with hybrid storage system. *Energy Conversion and Management*, 76 :437–452, 2013.
- [124] B. Yan, Y. Q. Hu, T. Yan, P. P. Ma, and L. Yang. Route-based adaptive optimization for energy management of hybrid electric vehicles. *International Journal of Automotive Technology*, 15(7) :1175–1182, 2014.
- [125] H. Yu, M. Kuang, and R. McGee. Trip-oriented Energy Management Control strategy for plug-in hybrid electric vehicles. *IEEE Conference on Decision and Control and European Control Conference*, pages 5805–5812, 2011.
- [126] H. Yu, M. Kuang, and R. McGee. Trip-Oriented Energy Management Control Strategy for Plug-In Hybrid Electric Vehicles. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 22(4) :1323–1336, 2014.

Thomas MIRO PADOVANI

Loi de gestion d'énergie embarquée pour véhicules hybrides : approche multi-objectif et modulaire

Résumé :

Le véhicule hybride électrique dispose de deux sources d'énergie distinctes pour se mouvoir : le carburant, ainsi qu'un système de stockage électrique ayant la particularité d'être réversible. La loi de gestion d'énergie a pour objectif de superviser les flux de puissance dans le groupe motopropulseur en intervenant sur le point de fonctionnement des organes de celui-ci, et ce dans le but d'optimiser un critère donné. La loi de gestion d'énergie se formalise donc par un problème de commande optimale dont le critère à minimiser tient compte de la consommation de carburant du véhicule sur un trajet donné. La solution de ce problème peut se calculer hors ligne lorsque toutes les données du trajet sont parfaitement connues à l'avance, hypothèse qui n'est plus admissible pour une stratégie embarquée sur véhicule dont l'objectif est alors de s'approcher au maximum du résultat optimal. Les travaux présentés dans ce manuscrit mettent en avant la commande optimale orientée multi-objectif pour répondre à la problématique du compromis inter-prestations au cœur du développement d'un véhicule de série. Une loi de gestion d'énergie tenant compte du compromis entre consommation et agrément de conduite, ainsi qu'une autre traitant le compromis entre consommation et vieillissement batterie sont proposées. Les stratégies présentées s'inscrivent également dans une approche modulaire tirée de la solution de nature transversale issue de l'Equivalent Consumption Minimization strategy (ECMS). Ainsi, la commande du véhicule hybride rechargeable, du Mild-Hybride, ainsi que d'architectures hybrides complexes disposant d'une transmission automatique, de deux machines électriques ou deux systèmes de stockage électriques, est ici traitée à travers un socle commun. Cette approche permet de réduire le temps de développement des stratégies qui partagent un maximum d'éléments communs.

Mots clés : Véhicule hybride électrique, commande optimale, loi de gestion d'énergie, approche multi-objectif, Programmation dynamique, Principe du minimum de Pontryagin, agrément de conduite, batterie.

Embedded energy management strategy for hybrid vehicles: multi-objective modular approach

Summary :

The hybrid electric vehicle uses two different energy sources to propel itself: fuel as well as a reversible electric storage system. The energy management strategy aims at supervising the power flows inside the powertrain by choosing the operating points of the different components so as to optimize a given criterion. The energy management strategy is formulated as an optimal control problem where the criterion to be minimized takes into account the total fuel consumption of the vehicle on the considered trip. The optimal solution can be calculated off-line when the vehicle's mission is perfectly known, an assumption no longer admissible for an embedded strategy whose main objective is to get as close as possible to the optimal result. The work presented in this manuscript highlights the potential of multi-objective optimal control to handle the features' trade-offs inherent to the development of production vehicle. An energy management strategy taking into account the trade-off between fuel consumption and drivability, as well as one dealing with the trade-off between fuel consumption and battery state of health, are proposed. The presented strategies share a modular approach following the transversal solution of the Equivalent Consumption Minimization Strategy (ECMS). As a result, the control policy of the plug-in hybrid electric vehicle, the Mild-Hybrid, together with complex hybrid architectures provided with an automated transmission, two electric machines or two electric storage systems, is tackled through a common base. This approach allows to reduce the development period of the energy management strategies which shares a maximum of common elements.

Keywords : Hybrid electric vehicle, optimal control, energy management strategy, multi-objective approach, Dynamic programming, Pontryagin's minimum principle, drivability, battery aging.



**Laboratoire PRISME, 8 rue Léonard de
Vinci 45072 Orléans Cedex 2**



RENAULT