



HAL
open science

Méthodologie de dimensionnement d'un moteur électrique pour véhicules hybrides : optimisation conjointe des composants et de la gestion d'énergie

Vincent Reinbold

► To cite this version:

Vincent Reinbold. Méthodologie de dimensionnement d'un moteur électrique pour véhicules hybrides : optimisation conjointe des composants et de la gestion d'énergie. Energie électrique. Université de Grenoble, 2014. Français. NNT : 2014GRENT073 . tel-01126960

HAL Id: tel-01126960

<https://theses.hal.science/tel-01126960>

Submitted on 6 Mar 2015

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

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

UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Génie électrique**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

Vincent REINBOLD

Thèse dirigée par **Laurent GERBAUD**

et codirigée par **Emmanuel VINOT**

préparée au sein du **Laboratoire de génie électrique de Grenoble,**
du Laboratoire Transports et Environnement
et de l'**École doctorale Électronique, Électrotechniques, Automatique**
et Traitement du Signal

Méthodologie de dimensionnement d'un moteur électrique pour véhicules hybrides

Optimisation conjointe des composants et de la gestion d'énergie

Thèse soutenue publiquement le **13 Octobre 2014,**
devant le jury composé de :

M. Xavier ROBOAM

Directeur de recherches, ENSEEIH, Laplace, Toulouse, Rapporteur

M. Frédéric GILLON

Maître de conférence HDR, École centrale de Lille, L2EP, Lille, Rapporteur

M. Christophe ESPANET

Professeur, FEMTO-ST, Besançon, Examineur

M. Lauric GARBUIO

Maître de conférence, Grenoble-INP, G2eLab, Grenoble, Examineur

M. Laurent GERBAUD

Professeur, Grenoble-INP, G2eLab, Grenoble, Directeur de thèse

M. Emmanuel VINOT

Chargé de recherches, IFSTTAR, LTE, Lyon, Co-Directeur de thèse

M. Philippe-Siad FARAH

Docteur Ingénieur, Valéo, Invité



**Méthodologie de dimensionnement d'un moteur électrique
pour véhicules hybrides**

Optimisation conjointe des composants et de la gestion d'énergie

Table des matières

Remerciements	9
Glossaire	11
Introduction générale	13
I État de la recherche	17
I.1 État de l'art du dimensionnement en génie électrique	18
I.1.1 Processus de conception	18
I.1.2 Modélisation des systèmes et de leurs composants	21
I.1.3 L'optimisation	27
I.2 Application des méthodes de dimensionnement au véhicule hybride	32
I.2.1 Véhicules hybrides	32
I.2.2 Moteurs synchrones à aimants permanents	37
I.3 Proposition et démarche	40
I.3.1 Nécessité de prise en compte du cycle de fonctionnement	40
I.3.2 Choix du modèle de véhicule	41
I.3.3 Nécessité d'intégrer une gestion optimale de l'énergie	41
I.3.4 Choix du modèle fin de moteur électrique	42
I.3.5 Positionnement méthodologique général	43
II Modélisation du véhicule hybride et du moteur électrique	45
II.1 Modèle d'un véhicule hybride parallèle	46
II.1.1 Architecture hybride parallèle à deux embrayages	46
II.1.2 Les cycles de fonctionnement	47
II.1.3 Modélisation énergétique du véhicule	49
II.2 Modèle du moteur électrique	59
II.2.1 Présentation générale du moteur électrique	59

II.2.2	Création des réseaux de réductances du rotor et du stator	65
II.2.3	Modélisation de l'entrefer pour la simulation multistatique mécanique	72
II.2.4	Calcul des pertes	82
II.2.5	Calcul de la tension et du couple au premier harmonique	85
II.2.6	Comparaison du modèle	86
II.2.7	Modélisation de l'onduleur de tension	90
II.3	Conclusion	90
III Problème d'optimisation, méthodes et outils		93
III.1	Définition du problème d'optimisation	94
III.1.1	Paramètres et variables d'optimisation	94
III.1.2	Objectif(s)	100
III.1.3	Contraintes d'optimisation	101
III.2	Méthodes d'optimisation	110
III.2.1	Stratégies proposées	110
III.2.2	Dimensionnement énergétique : \mathcal{M}_0	111
III.2.3	Dimensionnement énergétique et géométrique : \mathcal{M}_1	116
III.2.4	Dimensionnement direct : \mathcal{M}_2	117
III.2.5	Synthèse des trois méthodes d'optimisation	121
III.3	Architecture logicielle	122
III.3.1	<i>CADES</i> et <i>Reluctool</i>	122
III.3.2	Algorithmes utilisés	123
III.3.3	Matlab en maître	124
III.3.4	Implantation des démarches d'optimisation	125
III.4	Conclusion	127
IV Résultats d'optimisation et analyse		129
IV.1	Caractéristiques du véhicule initial	130
IV.1.1	Véhicule thermique de référence	130
IV.1.2	Hybridation du véhicule de référence	131
IV.2	Résultats d'optimisation	133

IV.2.1 Résultats de la méthode \mathcal{M}_0	133
IV.2.2 Résultats de la méthode \mathcal{M}_1	139
IV.2.3 Résultats de la méthode \mathcal{M}_2	146
IV.2.4 Deux objectifs supplémentaires	152
IV.3 Analyse de sensibilité	156
IV.3.1 Analyse de sensibilité des méthodes d'optimisation	156
IV.3.2 Analyse de sensibilité par rapport au cycle : le cas urbain	160
IV.3.3 Optimisation du véhicule pour trois cycles de fonctionnement pondérés	164
IV.4 Synthèse sur les méthodes abordées	166
IV.4.1 Optimisation de la gestion de l'énergie	166
IV.4.2 Dimensionnement par optimisation	167
IV.5 Conclusion	171
Conclusion et perspectives	173
Bibliographie	179
A Méthode générale de calcul des sources d'ampères-tours	187
B Modélisation moyenne de l'onduleur de tension	191
C Représentation des contraintes de courant et de tension du moteur électrique	193
D Résultats complémentaires	195
Table des figures	201

Remerciements

Je souhaite en premier lieu remercier mes deux encadrants, Laurent Gerbaud du Laboratoire de Génie Électrique de Grenoble (G2eLab) et Emmanuel Vinot du Laboratoire Transports et Environnement (LTE). Avant le travail de thèse, Laurent en tant que professeur a beaucoup contribué à mon intérêt dans la recherche à travers sa pédagogie et nos longues discussions. Il a ensuite été un encadrant modèle, disponible et constructif du début à la fin de mon travail. Emmanuel, quant à lui, a été bien plus qu'un encadrant puisqu'il a toujours été présent, au travail comme dans la vie du laboratoire et a fortement contribué à développer mon esprit de chercheur. Aujourd'hui je suis fier d'avoir été leur élève, et très content de travailler à leurs côtés.

Je tiens également à remercier les autres membres du jury :

- M. Xavier Roboam et M. Frédéric Gillon d'avoir été les rapporteurs de ma thèse et les cautions scientifiques de mon travail ;
- M. Christophe Espanet, pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury ;
- M. Lauric Garbuio, pour son aide, son expertise et sa sympathie tout au long de la thèse ;
- M. Philippe-Siad Farah, pour son expertise industrielle et l'intérêt qu'il a manifesté en honorant le jury de sa présence.

Je tiens ensuite à remercier tout le personnel du LTE de Lyon, et plus particulièrement l'équipe Véhicules Électriques et Hybrides, qui m'a accueilli durant plus de trois ans dans de parfaites conditions de travail. Des remerciements particuliers à : Anaïs, Pascal, Clément, Cédric&Cédric, Eugénie, Anne-Christine, Bruno, Romain, Rochdi, Serge, Dan.

J'ai finalement passé peu de temps à Grenoble, passant en coup de vent pour quelques jours seulement (réunions de travail et concerts de reggae obligeants). Pour autant, j'ai particulièrement profité de cet environnement de travail, notamment en travaillant sur des aspects annexes de ma thèse. J'ai aussi profité de cette ambiance unique. Je remercie donc tous les amis du labo, en particulier Fabien, Victor et sa maison de hippies.

Je fais ici une dédicace spéciale aux copines lectrices de la thèse : Elara, Anaïs, Émeline et Léa. Laquelle d'entre vous pourra relire mes remerciements ?

Vient le moment de remercier les amis de toujours, qui ont certainement contribué à beaucoup plus : Elara, Antoine (S., P., M.), Vianney, Aurélie, Hélène et Fabien. Merci à ma famille et en particulier à mes parents pour leur soutien.

Glossaire

TABLEAU 1 – Notations, grandeurs et unités

Notation	Grandeur	unité
δ_{carb}	débit de carburant	$g.s^{-1}$
δ_{soc}	discrétisation de l'état de charge des batteries	%
η_{bv}	rendement de la boîte de vitesses	%
η_{cpl}	rendement du coupleur	%
η_f	rendement de faradique	%
η_{me}	rendement du moteur électrique	%
η_{red}	rendement du réducteur final	%
Γ_{me}	couple du moteur électrique	$N.m$
Γ_{mt}	couple du moteur thermique	$N.m$
Γ_r	couple sur l'arbre des roues	$N.m$
θ_e	angle électrique interne	rad
θ_m	position mécanique du rotor	rad
ϕ_d	flux magnétique dans l'axe direct	W
ϕ_q	flux magnétique dans l'axe transverse	W
ψ_{me}	angle d'autopilotage du moteur électrique	rad
Ω_{mt}	vitesse de rotation du moteur thermique	$rad.s^{-1}$
Ω_r	vitesse de rotation des roues	$rad.s^{-1}$
Ω_{me}	vitesse de rotation du moteur électrique	$rad.s^{-1}$
ω	pulsation électrique du moteur électrique et de l'onduleur	$rad.s^{-1}$
A_{LPHA}	inclinaison des aimants du rotor	rad
C_{bat}	capacité nominale des batteries	$A.h$
CSP	consommation spécifique du moteur thermique	$g/(kW.h^{-1})$
F_f	force de frottement appliquée au véhicule	N
G_{AP}	épaisseur d'entrefer	mm
H_{3S}	hauteur d'une encoche	mm
H_{4S}	dimension de la culasse	mm
I_{bat}	courant du pack de batteries	A
i_d	courant d'axe direct	A
i_q	courant d'axe transverse	A
J_1	consommation du véhicule sur un cycle	$l/100 km$
j_{me}	densité de courant électrique efficace	$A.mm^{-2}$
J_{me}	moment d'inertie du moteur électrique	$kg.m^2$

TABLEAU 1 – Notations, grandeurs et unités (suite)

Notation	Grandeur	unité
J_{mt}	<i>moment d'inertie du moteur thermique</i>	$kg.m^2$
J_v	<i>moment d'inertie totale du véhicule</i>	$kg.m^2$
k_{bv}	<i>rappports de la boîte de vitesses</i>	<i>s.u</i>
k_{cpt}	<i>rapport de réduction du coupleur</i>	<i>s.u</i>
k_{red}	<i>rapport de réduction du réducteur</i>	<i>s.u</i>
L_M	<i>longueur des aimants</i>	<i>mm</i>
M_{AGWID}	<i>largeur des aimants</i>	<i>mm</i>
N_{bat}	<i>nombre de blocs de batteries en série</i>	<i>s.u</i>
n_{cycle}	<i>nombre d'échantillons temporels du cycle</i>	<i>s.u</i>
N_E	<i>nombre d'encoches</i>	<i>s.u</i>
N_{par}	<i>nombre de blocs de batteries en parallèle</i>	<i>s.u</i>
N_S	<i>nombre de spires</i>	<i>s.u</i>
N_{SE}	<i>nombre de spires par encoche</i>	<i>s.u</i>
P_{acc}	<i>puissance des accessoires</i>	<i>W</i>
P_{bat}	<i>puissance du pack de batteries</i>	<i>W</i>
P_{me}	<i>puissance nominale du moteur électrique</i>	<i>kW</i>
P_{mt}	<i>puissance maximale du moteur thermique</i>	<i>kW</i>
pp	<i>nombre de paires de pôles</i>	<i>s.u</i>
P_{ROF}	<i>profondeur du moteur électrique</i>	<i>mm</i>
q_{me}	<i>pertes totales du moteur électrique</i>	<i>W</i>
q_{ond}	<i>pertes totales de l'onduleur</i>	<i>W</i>
R_{AD1}	<i>rayon du rotor</i>	<i>mm</i>
R_{HQ2}	<i>position de l'aimant</i>	<i>mm</i>
soc	<i>état de charge de batteries</i>	<i>%</i>
t	<i>temps</i>	<i>s</i>
t_{0-100}	<i>temps d'accélération de 0 à 100 km.h⁻¹</i>	<i>s</i>
t_{dep}	<i>temps de dépassement d'un camion</i>	<i>s</i>
u_1	<i>commande de l'embrayage 1</i>	<i>s.u</i>
u_2	<i>commande de l'embrayage 2</i>	<i>s.u</i>
U_{bat}	<i>tension du pack de batteries</i>	<i>V</i>
U_{bus}	<i>tension du bus continu</i>	<i>V</i>
u_{me}	<i>tension efficace phase-neutre</i>	<i>V</i>
v	<i>vitesse du véhicule</i>	$m.s^{-1}$
V_a	<i>Volume d'aimant du moteur électrique</i>	m^3
V_c	<i>Volume de cuivre du moteur électrique</i>	m^3
V_{max}	<i>vitesse maximale du véhicule</i>	$km.h^{-1}$
W_{3S}	<i>largeur d'une encoche</i>	<i>mm</i>
\mathbb{X}_{vh}	<i>variables relatives au véhicule hybride</i>	
\mathbb{X}_{me}	<i>variables relatives au moteur électrique</i>	

Introduction générale

Ce travail de thèse s'intéresse principalement aux interactions entre les composants et le système dans sa phase de conception.

Depuis quelques décennies de recherche, nous pouvons dégager de grandes tendances méthodologiques dans la conception des composants et des systèmes pour le génie électrique. Le système étant défini comme un ensemble de composants interagissant dans un but commun.

Dans les années 1980 et 1990, la conception des composants s'appuyait sur des simulations numériques (en particulier éléments finis) en pleine expansion.

Au début des années 1990, des études sur les *systèmes* ont émergé. Elles avaient pour but d'étudier le contrôle, la commande et le diagnostic. Le système était alors étudié à l'aide de simulations dynamiques (systèmes d'états, approches nodales, etc.). Á ce niveau, le composant était défini d'un point de vue fonctionnel. En parallèle, des méthodes de dimensionnement par optimisation se sont développées pour le composant seul, et sur des points de fonctionnement prédéfinis.

La complexification des systèmes du génie électrique a significativement suivi la puissance de calcul des ordinateurs : on parle aujourd'hui de problèmes à plusieurs milliers, voire centaines de milliers de variables (dans les réseaux électriques notamment). Ainsi, le concepteur a été très rapidement amenée à considérer des phénomènes multiphysiques et à aborder plusieurs domaines physiques comme l'électromagnétisme, la mécanique, l'optique, ou la chimie.

D'abord appliquée à d'autres domaines de recherche, la systémique¹ fut appliquée au génie électrique dans les années 1990 - 2000. Ainsi, se sont développées les recherches sur : la compatibilité électromagnétique, les systèmes multimachines et multiconvertisseurs et les modélisations *bond-graphs* ou énergétiques, qui sont de bonnes illustrations de la complexification des systèmes [11, 107]. Elles adoptent une attitude holistique² et tendent à analyser le système dans son ensemble, avec sa commande et son environnement. Au croisement de plusieurs disciplines, l'analyse de cycle de vie (ACV) est aussi un bon exemple de cette tendance.

Depuis quelques années, de nombreuses études se concentrent à nouveau sur le composant en tant que sous-système. Elles visent à concevoir le composant en tenant compte des interactions fortes de celui-ci avec le système. Nos travaux s'intègrent pleinement dans ce courant de la recherche. Nous étudions notamment comment la commande et l'environnement du système agissent sur le dimensionnement même du composant et inversement.

1. La systémique, développée dans les années 40 avait pour but d'étudier ce que la seule étude des composants ne pouvait pas nous apprendre sur le système.

2. L'holisme est un point de vue qui consiste à considérer les phénomènes comme des totalités.

En support à ce contexte méthodologique, nous proposons d'étudier et d'optimiser le moteur électrique dans la problématique du véhicule hybride. Nous choisissons une architecture fixée et pourvue de deux sources d'énergie (l'une thermique et l'autre électrique). L'environnement du véhicule est défini par sa mission ou son usage type. À cette contrainte du cahier des charges, s'ajoute un certain nombre de contraintes de confort et de sécurité, sur lesquelles nous reviendrons par la suite.

Le véhicule ayant deux sources d'énergie et une seule demande de puissance fixée par la mission du véhicule, il est nécessaire de considérer une commande énergétique du système. Dans notre cas, cette commande définit la part d'énergie électrique et la part d'énergie thermique pour répondre à la mission du véhicule. Nous parlerons par la suite de gestion de l'énergie.

Dans un tel système, le fonctionnement du moteur électrique est directement lié à cette commande. Inversement, cette commande est liée au dimensionnement du système et en particulier à celui du moteur électrique. Le système est donc contraint globalement, une attitude réductionniste est donc à éviter pour ce type de problèmes.

Les principales questions méthodologiques que nous retenons dans cette optique sont les suivantes.

- Le moteur électrique peut-il être étudié seul? Si non, comment rendre compte des interactions avec son environnement?
- Quel(s) niveau(x) de modélisation adopter pour notre problème?
- Quels sont les outils ou méthodes à mettre en place pour optimiser efficacement le moteur électrique et le système hybride?
- Quelles sont les limites ou compromis à trouver dans la modélisation du système global?

Notre sujet a pour but de poser les bases méthodologiques du dimensionnement du composant au sein de son système sur un cas en particulier : le moteur électrique, dans un système bien défini : l'architecture hybride parallèle à deux embrayages. La méthode pourra être appliquée à d'autres composants du véhicule hybride comme le moteur thermique, mais aussi à d'autres problématiques comme le dimensionnement des panneaux solaires intégrés au bâtiment.

Dans le premier chapitre, nous présenterons un ensemble de notions qui seront utiles pour comprendre le contexte technologique, de modélisation et d'optimisation. Nous consacrerons une première section aux méthodes de conception et de modélisation des systèmes en génie électrique. Nous présenterons alors les méthodes d'optimisation souvent utilisées dans ce contexte. Dans une deuxième section, nous présenterons le cadre applicatif de notre étude : le moteur électrique et le véhicule hybride. Fort de cet état de l'art méthodologique et applicatif, nous présenterons dans une troisième section notre démarche de travail.

La modélisation du système et plus particulièrement du moteur électrique sera présentée dans le chapitre II. Une première section sera consacrée à la modélisation du véhicule hybride

et à la composition des dérivées du modèle de dimensionnement. Dans un second temps, nous détaillerons la modélisation du moteur électrique qui constitue le modèle le plus fin de notre système et la contribution la plus importante de nos travaux en termes de modélisation.

Le chapitre III définit de manière mathématique, le problème d'optimisation auquel nous sommes confronté. Pour cela, nous définirons les variables, les contraintes et le(s) objectif(s) d'optimisation. Nous détaillerons ensuite trois méthodes d'optimisation différentes que nous proposons de mettre en place. La section III.3 sera consacrée à l'implantation logicielle de ces méthodes.

Les résultats principaux seront présentés dans le chapitre IV. Nous proposons une analyse de ces résultats du point de vue de l'application dans un premier temps. Ces résultats permettront ensuite de tirer plusieurs conclusions méthodologiques, de comparer les méthodes et de conclure sur la validité des hypothèses formulées au début de nos travaux. Une ouverture sur l'étude de robustesse des solutions par rapport au cycle de fonctionnement sera réalisée à la section IV.3.

CHAPITRE I

État de la recherche

Table des matières

I.1	État de l'art du dimensionnement en génie électrique	18
I.1.1	Processus de conception	18
I.1.2	Modélisation des systèmes et de leurs composants	21
I.1.3	L'optimisation	27
I.2	Application des méthodes de dimensionnement au véhicule hybride	32
I.2.1	Véhicules hybrides	32
I.2.2	Moteurs synchrones à aimants permanents	37
I.3	Proposition et démarche	40
I.3.1	Nécessité de prise en compte du cycle de fonctionnement	40
I.3.2	Choix du modèle de véhicule	41
I.3.3	Nécessité d'intégrer une gestion optimale de l'énergie	41
I.3.4	Choix du modèle fin de moteur électrique	42
I.3.5	Positionnement méthodologique général	43

Le but de ce chapitre est, dans un premier temps, de présenter le contexte général et de définir la position de ce travail de thèse. Dans le contexte de la conception des systèmes en génie électrique, nous aborderons les problématiques de modélisation, de conception et d'optimisation d'un système. Nous aborderons la question des interactions entre les composants, le système et la gestion de l'énergie.

Dans un second temps, nous présenterons le domaine applicatif de notre étude : le moteur électrique au sein d'un véhicule hybride. Nous expliquerons en quoi cette application est un exemple très complet de système (phénomènes multiphysiques, cycle de fonctionnement, interaction forte entre les composants, problème de contrôle, etc.).

Enfin, la troisième section de ce chapitre conclut sur la démarche et sur la position de notre travail. Nous ferons les hypothèses et les choix de modélisation qui seront le cadre de notre réflexion future.

I.1 État de l'art du dimensionnement en génie électrique

I.1.1 Processus de conception

La conception d'un système complexe s'avère être une tâche délicate en génie électrique. Elle fait souvent appel à plusieurs disciplines (mécanique, électrique, magnétique, thermique) au sein d'un même système ou d'un même composant.

Le cahier des charges est un document qui fixe le cadre de réalisation d'un projet ou d'un système. Il définit les besoins, la finalité du système et ses contraintes auxquelles il doit répondre, qu'elles soient économiques, écologiques, mécaniques, industrielles, etc.

Le processus de conception propose un enchaînement d'étapes qui permet la réalisation du cahier des charges. Suivant le domaine de conception des projets (informatique, génie électrique, bâtiment, etc.), on trouvera plusieurs types de processus de conception : les processus en cascades, itératifs et « en V ». Dans ce paragraphe, nous allons plus particulièrement présenter le processus dit « en V ». Il est composé de deux phases : la phase de conception et la phase d'intégration [24, 79].

I.1.1-i Phase de conception

Il est possible de diviser cette approche en trois étapes principales (*cf.* figure I.1).

Le modèle fonctionnel. Il détermine le cahier des charges du système global et permet un premier « découpage » fonctionnel du système.

La conception structurelle. Les différents champs disciplinaires et fonctionnels *cohabitent* durant cette phase et *échangent* des informations (entrées/sorties).

La conception spécifique. La conception des composants est réalisée et les contraintes d'interaction entre sous-systèmes sont respectées.

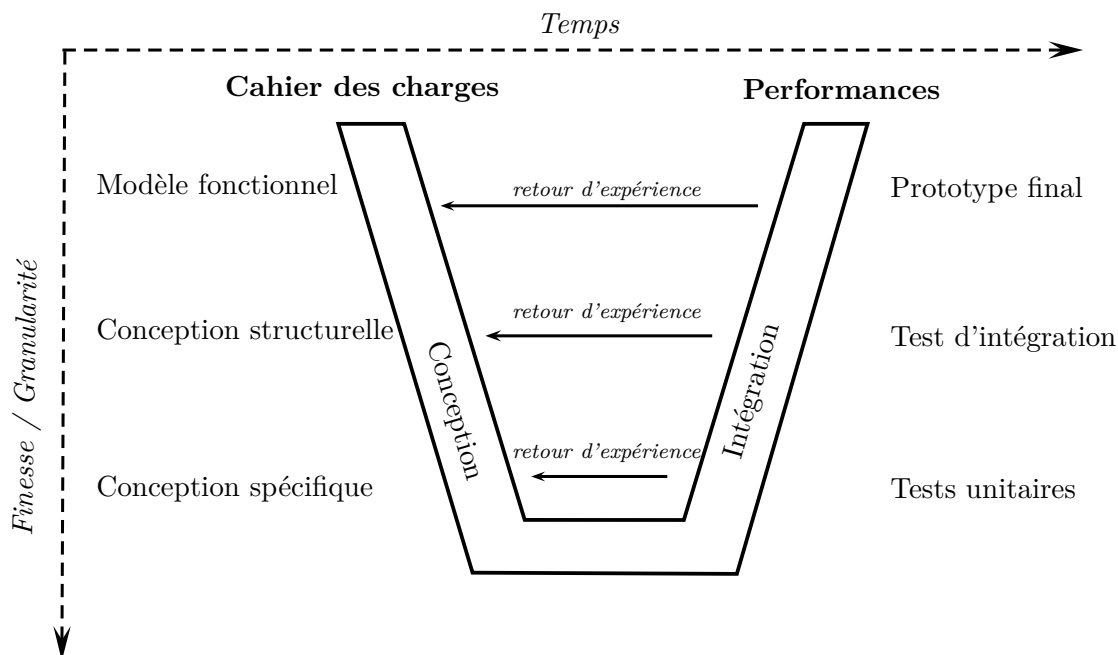


FIGURE I.1 – Schématisation du processus de conception « en V » - en fonction du temps et de la finesse des modèles

La phase de conception repose grandement, sinon exclusivement, sur la modélisation du système. L'essor de la conception assistée par ordinateur (CAO) [24] en est un exemple probant. Les différents composants sont modélisés pour être couplés¹ en un système cohérent. La modélisation permet l'analyse du système (étude de compatibilité entre les sous-systèmes), sa simulation et le dimensionnement par optimisation du système.

La finesse d'un modèle qualifie sa précision. La granularité d'un modèle définit la taille du plus petit élément du modèle, et qualifie ainsi le degré de décomposition du système en sous-système. Au fur et à mesure de l'avancement de la conception (*cf.* figure I.1), le concepteur fait appel à des modèles dont la finesse et la granularité sont croissantes. Le modèle est ainsi continuellement amélioré durant la phase de conception de manière à satisfaire le cahier des charges.

L'optimisation (*cf.* section I.1.3) est une étape importante dans le processus de conception [24, 41, 61]. L'optimisation des systèmes électromagnétiques intervient le plus souvent durant la phase de conception spécifique, où le système est déjà décomposé en sous-systèmes. Ainsi, chaque composant est optimisé à *part*, en faisant des hypothèses sur les interactions éventuelles entre le composant étudié et le reste du système. Pour les systèmes complexes, il est difficile de faire autrement. Cependant, ces hypothèses sur les interactions rendent sous-optimal le dimensionnement du système complet.

Lorsque les interactions à l'intérieur du système sont fortes, il est peu souhaitable de le diviser en composants, car le cahier des charges du système ne permet pas de tirer des conclusions sur le dimensionnement des composants. La conception systémique est une approche qui tient compte du système dans sa globalité, où l'architecture, la gestion de l'énergie et le

1. La notion de couplage a ici plusieurs niveaux de lecture : couplage des phénomènes (thermique, électrique, etc.), couplage des composants entre eux (fonctionnel ou structurel), et couplage des supports de modélisation (chaque composant à son support informatique propre) [24].

dimensionnement des composants sont pris en compte de manière couplée [41, 80, 81]. Elle requiert souvent l'utilisation d'algorithmes d'optimisation sur le système et son environnement. C'est une approche couplée, souvent multiphysique et multisupport, pilotée par des algorithmes d'optimisation adaptés.

I.1.1-ii Phase d'intégration

La phase d'intégration peut se diviser en trois étapes.

Les tests unitaires. Des prototypes et des tests unitaires sont réalisés sur les sous-systèmes.

Les tests d'intégration. Les composants du système sont intégrés peu à peu en un système cohérent. Leurs interactions peuvent être étudiées plus en détails durant cette phase.

Le prototypage final. Un prototype complet du système est réalisé. On vérifie ici les interactions entre sous-systèmes et l'adéquation des performances globales au cahier des charges.

Tout au long de la phase d'intégration (*cf.* figure I.1), un retour d'expérience est possible, au cas où certaines spécifications ne seraient pas respectées. Les cycles *conception/validation expérimentale* permettent une amélioration ou un calage des modèles. Dans cette phase, des remises en question du cahier des charges, des hypothèses ou des solutions technologiques peuvent être envisagées.

I.1.1-iii Dimensionnement *sur cycle* des systèmes

Le cahier des charges définit, entre autres, l'usage et la finalité du système à concevoir. Les systèmes dont le fonctionnement ne varie pas en fonction du temps sont des systèmes stationnaires. C'est-à-dire qu'un seul point de fonctionnement suffit à représenter leur usage : le démarrage, l'arrêt ou les faibles variations sont négligés. Certaines machines électriques pour l'industrie destinées à fonctionner à vitesse fixe en sont de bons exemples.

À l'inverse, les *systèmes dynamiques* présentent un fonctionnement temporel variable non négligeable. Leur fonctionnement représentatif ne peut pas être résumé en un seul point de fonctionnement [51, 80, 81]. En effet, un fonctionnement représentatif est composé d'un ensemble de points². On parle alors de *cycle de fonctionnement*, ou de *mission*. S'il est possible de définir une mission pour un système, il en va de même pour les sous-systèmes, qui sont alors considérés comme des systèmes avec un environnement propre.

Cette approche séquentielle est classique en conception des systèmes : lorsque cela est possible, la décomposition en sous-systèmes permet d'optimiser chacun d'eux séparément sans perte d'optimalité (si leur environnement ne varie pas). Cette décomposition est impossible lorsque *la mission* d'un composant est fortement dépendante d'un autre composant. Dans ce cas, il est nécessaire de remonter d'une échelle de modélisation jusqu'à ce que la mission de notre système ne soit plus dépendante de son environnement.

2. L'ordre de ces points peut jouer un rôle important, notamment lorsqu'il y a des phénomènes capacitifs (de type thermique par exemple).

Pour un véhicule électrique par exemple, sa mission peut être définie par la vitesse demandée en fonction du temps. La mission du moteur électrique est représentée par une demande *couple/vitesse*, qui définit son cycle de fonctionnement. Supposons que le véhicule électrique possède un réducteur. Dans ce cas, le dimensionnement du rapport de réduction a un impact direct sur le cycle de fonctionnement du moteur électrique. Nous sommes donc dans un cas où le cycle de fonctionnement du moteur électrique, et le rapport de réduction ne peuvent pas être étudiés l'un sans l'autre.

La conception du moteur électrique est un cas d'application classique en génie électrique. Que ce soit pour des applications de transports ou plus généralement à vitesse variable, le choix du cycle de fonctionnement détermine en grande partie le résultat de l'étude³.

Le plus souvent, le dimensionnement du moteur est réalisé en considérant le point de fonctionnement de base (couple nominal et vitesse de base), avec parfois des points de fonctionnement à haute vitesse. Il est également possible de considérer un point de fonctionnement moyen dont il faut améliorer le rendement [31, 89].

Afin d'améliorer la démarche, la conception des systèmes a fait intervenir un cycle de fonctionnement complet, ce qui permet de rendre compte d'un usage réel et ainsi d'améliorer la machine électrique sur toute sa plage de fonctionnement. La conception de la machine électrique pour le véhicule électrique fait donc intervenir un cycle complet de fonctionnement dans [45, 61]. Dans ces travaux, la mission du moteur électrique est fixée, c'est-à-dire que son fonctionnement est déterminé et ne change pas au cours de l'optimisation. Dans [80] et [81], les auteurs définissent plus en détail les notions de *cycle* et de *mission* d'un système pour un cas général.

Pour les systèmes hybrides, la connaissance du cycle de fonctionnement ne permet pas d'en déduire celui de chaque composant. La seule connaissance du cycle ne permet pas, *a priori* de déduire le fonctionnement moyen du moteur électrique. Dès lors, le dimensionnement du composant dans un tel système fait intervenir le cycle de fonctionnement, mais aussi la gestion de l'énergie. Nous développerons ce problème pour le cas du véhicule dans le paragraphe I.2.1.iv - b).

I.1.2 Modélisation des systèmes et de leurs composants

I.1.2-i Généralités

En génie électrique et pour les sciences en général, le modèle est un objet de nature variée (mathématique, informatique ou à échelle réduite) considéré comme *représentatif* d'un système ou d'un phénomène. Les modèles *comportementaux* permettent d'expliquer les effets (les sorties du modèle) d'un système par rapport aux causes (les entrées du modèle) (*cf.* figure I.2a). Ce sont les modèles les plus couramment utilisés car ils utilisent une causalité naturelle : causes \rightarrow effets, exemple : « *Compte tenu de sa puissance, cette voiture pourra rouler à 200 km/h* ». Les modèles de *conception* tentent d'inverser cette causalité et proposent, en sortie de modèle, un ensemble de causes qui répondent aux effets escomptés (*cf.* figure I.2b). Le même

3. Voir la section pour l'étude de robustesse par rapport au cycle considéré.

exemple inversé donnera : « Pour rouler à 200 km/h, cette voiture nécessitera une puissance d'au moins 150 chevaux ».

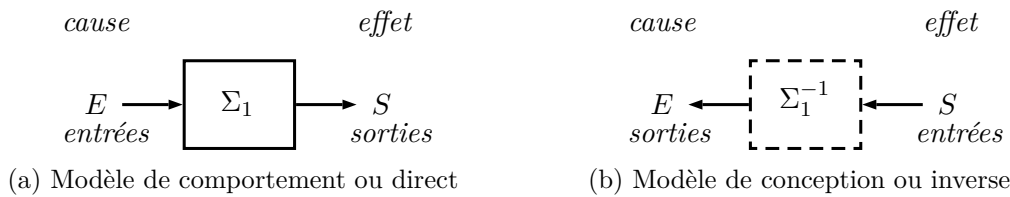


FIGURE I.2 – Représentation du modèle comportemental direct et de son modèle inverse associé

L'environnement du système est caractérisé par un ensemble de grandeurs d'entrée considérés comme externes au système. Du point de vue du concepteur, ou du système, cet environnement est subi et peut avoir un impact non négligeable sur les sorties du système. Pour notre exemple, ces environnements pourraient être la température extérieure ou l'environnement routier (trafic, piétons, qualité de la route, etc.).

Il est possible de distinguer deux types d'entrées pour le modèle comportemental :

- les variables d'entrée, susceptibles d'être modifiés par le concepteur, notés v ,
- les grandeurs environnementales, qui sont subies par le système, notées e .

L'environnement n'est pas la seule contrainte du système. D'autres contraintes (de performance ou de fonctionnement par exemple) sont définies par le cahier des charges. Dans un processus de conception, c'est ce dernier qui définit la finalité du système et ses contraintes. Sur la figure I.3, nous représentons un cas général de modélisation d'un système en tenant compte des variables d'entrées v , des grandeurs environnementales e , des contraintes c et des objectifs J .

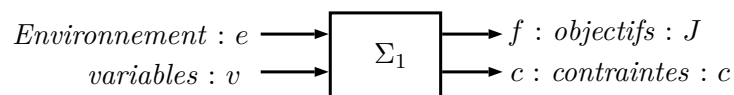


FIGURE I.3 – Représentation d'un modèle direct avec les variables, l'environnement, les objectifs et les contraintes

On dira qu'un modèle de conception est *idéal* [41] lorsque l'inversion du modèle de comportement est unique; c'est-à-dire lorsqu'il existe une seule cause pouvant produire l'effet escompté. Dans le cas général, différentes causes peuvent entraîner un même effet. Pour reprendre l'exemple du véhicule : pour améliorer ses performances de vitesse, le concepteur pourra améliorer le poids ou l'aérodynamisme du véhicule; il pourra aussi augmenter la puissance du moteur. On parlera alors de degré de liberté du concepteur, par rapport à ses objectifs (le cahier des charges). Le plus souvent, le concepteur choisira la solution qui permet de minimiser un coût qui peut être financier, esthétique, écologique, etc.

I.1.2-ii Modèles couramment utilisés en génie électrique

Dans ce paragraphe, nous faisons l'état des modèles pour la conception de systèmes couramment utilisés dans notre discipline. Le choix du type de modélisation sera effectué par la suite dans la section I.3.

En génie électrique, plusieurs échelles de grandeur peuvent être rencontrées, par exemple :

- l'échelle de la planète pour les réseaux électriques,
- l'échelle humaine pour les dispositifs industriels ou les dispositifs de transports,
- l'échelle millimétrique voire microscopique pour les composants électroniques et les microsystèmes électromécaniques (MEMS).

Parallèlement, un large panel de modèles a été développé en génie électrique pour répondre à ces différentes problématiques. Ainsi nous pouvons faire état de plusieurs types de modèles de conception.

I.1.2.ii - a) Le modèle analytique (A)

Le modèle analytique repose sur une formulation analytique, principalement à partir d'expressions mathématiques linéaires ou non. Si sa construction est possible à la main, sa résolution, dans les cas les plus complexes, peut faire appel à des méthodes numériques. Nous distinguons deux types de modèles analytiques.

- Le modèle analytique physique : il demande une bonne connaissance et une bonne compréhension du phénomène physique à modéliser. Pour les machines électriques par exemple, les modèles analytiques les plus présents dans la littérature sont les modèles de Park, de Poitier ou de Blondel.
- Le modèle de substitution ou régression : c'est une approximation d'une fonction ou d'un modèle. Il est basé sur une expression mathématique sans relation directe avec le phénomène physique. Il peut être obtenu par interpolation à partir d'un plan d'expériences [43]. Sa création peut être longue. Cependant, son utilisation dans un processus d'optimisation permet d'accélérer globalement le processus. Les techniques de régression les plus couramment utilisées sont :
 - les régressions polynomiales, qui permettent une expression simple du modèle, dont les coefficients nous renseignent souvent sur l'influence de chaque paramètre sur la fonction approximée (*cf.* §I.1.3-v) ;
 - les fonctions à bases radiales ou *radial basis function (RBF)* qui peuvent aussi être utilisées dans les cas où le modèle ne peut pas être approximé par un polynôme simple [1, 17, 20, 78] ;
 - les méthodes de krigeage, qui sont des méthodes statistiques d'interpolation et qui permettent d'estimer l'erreur de modélisation [42].

I.1.2.ii - b) Le modèle numérique fin (NF)

Le modèle numérique fin, qui peut être de type éléments finis, volumes finis, intégrales de frontières, etc., s'appuie sur des méthodes numériques lourdes qui sont généralement implantées dans des outils de calcul spécifiques. Ce modèle repose sur une résolution numérique des équations aux dérivées partielles de Maxwell pour les phénomènes électromagnétique. Il offre une grande précision et une grande finesse, lié au pas de discrétisation et à la physique modélisée. Il permet de résoudre un grand nombre de problèmes complexes et de modéliser des phénomènes locaux (calcul de champ magnétique, de température, de pression, etc.).

I.1.2.ii - c) Le modèle semi-analytique (SA)

Le modèle semi-analytique est un modèle intermédiaire entre le modèle purement numérique et le modèle analytique. Il peut présenter des non-linéarités ou contenir des systèmes d'équations implicites non-linéaires résolus par des méthodes numériques (tels que les méthodes : point fixe, Newton-Raphson, ode45, Runge-Kutta, etc.). Ces modèles sont difficiles à réaliser à la main et ils peuvent être construits par le concepteur grâce à des outils dédiés comme *Reluctool* ou *Psim*. Les modèles comme les circuits électriques équivalents, les réseaux de réluctances ou les moments magnétiques sont des exemples représentatifs de ce type de modèles.

I.1.2.ii - d) Le modèle cartographié (C)

Le modèle cartographié peut être issu de mesures réalisées sur une réalisation ou sur un prototype expérimental. Les modèles pour la conception précédents peuvent également être utilisés pour la synthèse de cartographies. Ce modèle fournit les sorties (rendement ou pertes par exemple) en fonction des entrées du modèle sous forme d'un tableau ou d'une matrice à plusieurs dimensions. Une fois créée, la cartographie est un modèle à part entière dont la fidélité est parfaite si la cartographie est issue de mesures. Les données cartographiées peuvent être utiles pour la réalisation d'un modèle de régression. Des transformations analytiques (homothéties, facteurs d'échelle) peuvent leur être appliquées pour augmenter le domaine de validité du modèle.

I.1.2-iii Comparaison des modèles

I.1.2.iii - a) Critères de comparaison des modèles

Les différents modèles de conception ont chacun des objectifs de modélisation particuliers. Dans notre problématique, il est possible de résumer les avantages et les inconvénients de chaque modèle comme suit :

- temps de calcul/ressources informatiques : dans un contexte d'optimisation, le modèle doit être simulable en un temps limité.
- finesse : le modèle doit pouvoir tenir compte des dimensions précises du système à simuler.

- fidélité : le modèle doit pouvoir répondre avec précision aux sollicitations. Les tendances globales (variations des entrées par rapport aux sorties) sont aussi importantes.
- domaine de validité : il définit les intervalles des paramètres d'entrée du modèle, pour lesquels le modèle est qualifié de fidèle. *A priori*, il doit être le plus grand possible.
- dérivabilité : dans un contexte d'optimisation, il est parfois important de disposer de la matrice jacobienne du modèle⁴ (cf. section I.1.3).
- portabilité : le modèle doit pouvoir être utilisé sur différentes plateformes et communiquer avec d'autres modèles.
- interopérabilité : Un modèle implémenté dans un logiciel peut communiquer avec un autre logiciel, par exemple, pour un processus de co-simulation (Portunus-Flux).

Dans la suite de nos travaux, ces critères de comparaison nous seront utiles pour les choix de modélisation réalisés dans la section I.3.

I.1.2.iii - b) Le prototype (P)

En marge des modèles précédents, on trouve le prototype à échelle réelle ou réduite. Il permet au concepteur de valider ou d'infirmer son modèle ou ses hypothèses de modélisation. Souvent coûteux et long à réaliser, le prototype peut être utile pour la réalisation d'une cartographie ou le calage d'un modèle analytique.

I.1.2-iv Modélisation des systèmes

La modélisation d'un système ou d'un sous-système joue un rôle prépondérant dans la phase de conception. Le découpage du système en sous-systèmes n'est pas unique. Celui-ci dépend de la finalité de la modélisation (prévoir, simuler, concevoir, etc.). La figure I.4 représente un cas général où le système est constitué de deux sous-systèmes, Σ_1 et Σ_2 , en interaction.

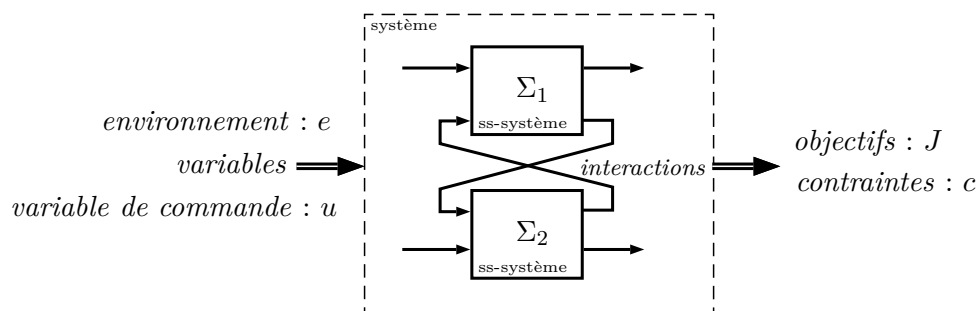


FIGURE I.4 – Représentation d'un exemple de système avec deux sous-systèmes en interaction

Dans ce cas, la modélisation du système fait intervenir⁵ :

4. La matrice jacobienne du système renseigne les dérivées partielles des sorties par rapport aux entrées.
5. Sans la connaissance du cahier des charges, il est parfois difficile de différencier les entrées entre elles (ou les sorties entre elles). La description réalisée ici suppose donc la connaissance du cahier des charges qui définit quels sont les objectifs parmi les sorties du système.

- les grandeurs environnementales e , qui ne peuvent pas être modifiées par le concepteur ;
- les variables d'entrée dimensionnantes, ou variables de conception v , qui peuvent être modifiées par le concepteur) ;
- la commande du système u , pour les systèmes dynamiques ;
- le(s) objectif(s) J , qui sont des grandeurs à minimiser ou à maximiser (coût financier, coût écologique, poids, volume, etc.) ;
- les contraintes de conception c ⁶, définies par le cahier des charges ;
- les interactions entre les sous-systèmes.

I.1.2-v Formulation du problème de dimensionnement pour les systèmes dynamiques

Pour les systèmes dynamiques, il est souvent nécessaire de considérer la commande sur un cycle de fonctionnement (comme nous le verrons plus loin §I.2.1-iii). Cette commande n'est ni une variable de conception, ni un paramètre environnemental. Elle détermine le fonctionnement du système.

Pour une modélisation sur cycle d'un système, la ou les fonctions coût prennent souvent la forme d'une fonctionnelle du type :

$$J(u(t), x(t), v, e, t) = \int_{t_0}^{t_f} f(u(t), x(t), v, e, t) dt \quad (\text{I.1})$$

où,

- $u(t)$ est la commande du système,
- $x(t)$ est le vecteur d'état du système,
- v représente les variables de conception,
- e représente les grandeurs environnementales,
- t est le temps.

La commande du système intervient dans l'expression de la fonction coût ; le dimensionnement d'un système sur cycle (*cf.* §I.1.1-iii), fait donc apparaître un second problème : celui du contrôle. Parallèlement à la problématique de dimensionnement, la résolution du problème de contrôle est très largement traitée dans les domaines du bâtiment (gestion de l'énergie dans le bâtiment), du transport (véhicules hybrides, optimisation de trajectoire, etc.) et dans les réseaux (*optimal power flow*). Dès lors que la modélisation d'un système fait intervenir un cycle de fonctionnement, il peut être indispensable de tenir compte de cette commande

6. Notez que les contraintes peuvent être appliquées aux sorties comme aux entrées du système. Il est toujours possible de se ramener à une contrainte sur une sortie du système en définissant une nouvelle sortie égale à la variable d'entrée contrainte.

(ou gestion de l'énergie). Nous verrons par la suite, quelles complications cela implique pour notre problème.

Dans un cas général, les contraintes sont dépendantes du temps. On parlera alors de contraintes instantanées d'égalité, notées $g(t)$ ou d'inégalité, notées $h(t)$. Ces contraintes instantanées sont généralement liées à des contraintes physiques (limitation de couple sur un arbre de transmission, limitation en tension, etc.). Des contraintes de conceptions indépendantes du temps sont possibles ; elles sont liées par exemple, à des contraintes de poids, de volume, ou de choix des matériaux.

Un autre type de contraintes peut apparaître : les contraintes intégrales, notées I . Elles sont liées à des limitations de consommation ou de ressources. Elles peuvent être d'égalité ou d'inégalité :

$$I(u(t), x(t), v, e, t) = \int_{t_0}^{t_f} f(u(t), x(t), v, e, t) dt = 0 \text{ ou } < 0 \quad (\text{I.2})$$

I.1.2-vi De la modélisation à l'optimisation

Nous venons de montrer que la conception d'un système est un problème mathématique qui vise à minimiser ou maximiser des objectifs, tout en respectant un certain nombre de contraintes. La section suivante vise à présenter les méthodes mathématiques d'optimisation utiles à la conception d'un système en génie électrique.

I.1.3 L'optimisation

Une présentation complète de l'optimisation numérique et des principales méthodes d'optimisation peut être trouvée dans [22, 56, 105]⁷.

I.1.3-i Formulation mathématique

L'optimisation est une branche des mathématiques qui vise à résoudre des problèmes du type :

$$\text{trouver } \bar{x} \text{ tel que : } \begin{cases} f(\bar{x}) = \min f(x) \\ \bar{x} \in \mathcal{X} \\ g(\bar{x}) = 0 \\ h(\bar{x}) < 0 \end{cases}$$

où $f : \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}$.

Les fonctions $g : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^{m_i}$ et $h : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^{m_e}$ sont respectivement appelées fonctions de contraintes d'égalité et d'inégalité. Les problèmes pour lesquels ces fonctions n'apparaissent pas sont dits *non constraints*.

Nous pouvons réaliser un premier découpage des problèmes d'optimisation suivant la nature de l'espace des solutions. On distingue :

7. [105] disponible en ligne : http://www.bioinfo.org.cn/~wangchao/maa/Numerical_Optimization.pdf (consulté le 28/04/2014).

- les problèmes continus, pour lesquels l'espace des solutions est réel, $\mathcal{X} = \mathbb{R}^n$;
- les problèmes en nombres entiers (problèmes combinatoires), pour lesquels l'espace des solutions est discret, $\mathcal{X} = \mathbb{Z}^n$;
- les problèmes mixtes, $\mathcal{X} = \mathbb{R}^k \cup \mathbb{Z}^{n-k}$, $k \in \mathbb{N}^*$.

On distingue les problèmes d'optimisation en plusieurs familles suivant les propriétés de f , g , et h :

- les problèmes linéaires (*linear programming* LP), dans lesquels on retrouve les problèmes mixtes et en nombre entiers,
- les problèmes quadratiques (*quadratic programming* QP), avec des contraintes g et h linéaires,
- les problèmes non linéaires (*nonlinear programming* NLP), où les fonctions f , g et h sont des fonctions non-linéaires. On retrouve dans cette catégorie les problèmes mixtes (*mixed integer nonlinear programming* MINLP).

Cette dernière classification permet de prouver un certain nombre de propriétés (comme la convergence par exemple) pour chacun des problèmes. Avant l'application d'un algorithme mathématique, il est important de pouvoir classifier son problème pour, d'une part, lui appliquer les algorithmes adaptés, et d'autre part, en connaître les propriétés de convergence.

I.1.3-ii Optimum *global* et optima *locaux*

On parlera d'*extremum* en a si $\nabla f(a) = 0$ (condition du 1^{er} ordre, ou équation d'Euler). La connaissance de la dérivée seconde permet d'affiner cette définition selon son signe : on parlera de *maximum local*, respectivement *minimum local*, si on a $\nabla^2 f(a) < 0$, respectivement $\nabla^2 f(a) > 0$ (condition du 2^e ordre, ou condition de Legendre). Logiquement, on dira que f présente un *minimum global* en a si $f(a)$ est le plus petit des *minima*.

Parmi les nombreux algorithmes d'optimisation existant, chacun est souvent destiné à un type de problème en particulier. En mathématiques, il est démontré que seule une certaine partie des problèmes, dits *convexes* (ou dont la non-convexité est combinatoire), sont résolubles de manière globale. La majorité des méthodes présentées par la suite proviennent de l'optimisation convexe [105].

Remarque. Dans notre discipline, où la modélisation des phénomènes physiques prime souvent sur les propriétés mathématiques, les modèles sont souvent non convexes [19, 29]. L'application des méthodes d'optimisation présentées par la suite sur ces problèmes n'est donc pas certaine. Il vient qu'un compromis entre modélisation physique et propriété mathématique doit être trouvé. Ceci est notamment vrai pour les problèmes non convexes, pour lesquels les méthodes d'optimisations couramment utilisées fournissent en général des minima locaux. Cependant, certaines méthodes de relaxation permettent la transformation d'un problème non convexe en problème convexe [105].

I.1.3-iii Problème multiobjectif

Un problème multiobjectif est un problème qui possède plusieurs objectifs contradictoires [12, 22]. Pour ce type de problème, une notion de *compromis* doit nécessairement être introduite. Supposons un problème avec deux objectifs contradictoires f_1 et f_2 . Il devient mathématiquement impossible de comparer une solution x_1 avec une solution x_2 lorsque $f_1(x_1) > f_1(x_2)$ et $f_2(x_2) > f_2(x_1)$ ou inversement.

La généralisation de ce principe est introduite par l'économiste V. Pareto. Pour un problème à n objectifs $f_i, i \in \llbracket 1; n \rrbracket$, on dira qu'une solution x_2 est *dominée* par une solution x_1 si et seulement si :

$$\forall i \in \llbracket 1, n \rrbracket, f_i(x_1) < f_i(x_2) \quad (\text{I.3})$$

La solution au problème multiobjectif dont les n objectifs sont contradictoires est un ensemble de solutions *non dominées*. Cet ensemble optimal est appelé *front de Pareto*.

Ces problèmes peuvent être résolus de plusieurs manières [22] : soit par l'emploi d'algorithmes multiobjectifs, soit par des méthodes de pénalisations où le problème est transformé en un ensemble de problèmes mono-objectifs.

I.1.3-iv Méthodes d'optimisation en dimension finie

Le but de ce paragraphe n'est pas de faire un bilan exhaustif des méthodes d'optimisation, mais de présenter un panel assez large de méthodes qui répondent à des problèmes courants en génie électrique [13, 41, 46]. Ces méthodes s'appliquent à des problèmes en dimension finie. On distingue dans la littérature deux grandes familles de méthodes :

- les méthodes déterministes (cf. §I.1.3.iv - a),
- les méthodes méta-heuristiques (cf. §I.1.3.iv - b)).

I.1.3.iv - a) Les méthodes déterministes (cf. figure I.5, [57])

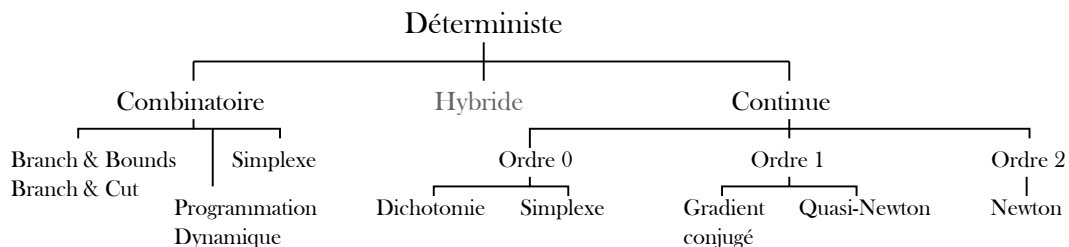


FIGURE I.5 – Les principales méthodes d'optimisation déterministes

- Une part de ces méthodes ne nécessitent pas la connaissance de la matrice jacobienne du système. On retrouve dans cette catégorie un grand nombre de méthodes pour les problèmes combinatoires ou linéaires (avec contraintes linéaires). Les plus utilisées sont les algorithmes *branch and bound*, *branch and cut* et la méthode du *simplexe* [66]. Lorsque

le problème global peut être divisé en sous-problèmes plus simples, l'algorithme de la *programmation dynamique* est aussi une méthode déterministe efficace. Cet algorithme est largement utilisé dans notre discipline, car il permet de résoudre le problème de la gestion de l'énergie [10, 56].

- D'autres méthodes utilisent le calcul des dérivées premières et secondes du modèle. Parmi ces méthodes, nous trouvons des algorithmes utilisant seulement la dérivée première, comme les méthodes du gradient conjugué, du gradient à pas optimal, de descente de gradient ou de *Frank-Wolf*⁸. Les méthodes dites « de Newton », quant à elles, utilisent le calcul ou l'estimation de la matrice hessienne⁹ de la fonction objectif [39, 40]. L'esprit général de ces méthodes est de trouver un *optimum* de la fonction en partant d'une valeur initiale x_0 . À chaque itération, un modèle local est construit (souvent quadratique) et permet à chaque itération k d'actualiser l'*optimum* estimé x^k . Les critères d'arrêt de ces méthodes sont appelés conditions KKT (pour *Karush-Kuhn-Trucker*) qui sont dans le cas général des conditions nécessaires mais non suffisantes d'optimalité globale. Dans les cas convexes, ces critères deviennent des conditions nécessaires et suffisantes d'optimalité.

Les problèmes mixtes peuvent être résolus par des méthodes hybrides [67, 72].

I.1.3.iv - b) Les méthodes méta-heuristiques

Les méthodes méta-heuristiques sont nombreuses et permettent souvent de résoudre des problèmes non-linéaires, non convexes et parfois multiobjectifs. Cependant, elles sont globalement plus coûteuses en temps de calcul et sont le généralement utilisées sur des problèmes qui présentent peu de variables. On pourra distinguer les méthodes génétiques, la recherche taboue, le recuit simulé, la recherche par essaim de particules [18, 71] ou encore par colonie de fourmis. Parmi les algorithmes génétiques, l'algorithme NSGA-II [23, 91] est largement utilisé et permet de résoudre globalement des problèmes multiobjectifs. Mathématiquement, il est difficile de donner des garanties théoriques de convergence pour ces méthodes.

I.1.3-v Analyse de sensibilité

L'objectif de l'analyse de sensibilité est de qualifier l'impact de chaque entrée sur les sorties d'un modèle [84]. Généralement, cette étape est utile pour connaître l'influence de chaque paramètre sur le(s) objectif(s) du problème d'optimisation et permet, dans certains cas, de simplifier le problème (si un ou plusieurs paramètres n'ont pas ou peu d'influence sur les objectifs). Dans un contexte d'optimisation, on parle souvent d'étape de *screening* (débroussaillage).

L'analyse de sensibilité peut être réalisée à l'aide d'une régression (polynomiale le plus souvent, cf. §I.1.2-ii) et par la méthode des plans d'expériences [100].

8. Ces méthodes du premier ordre développées dans les années 1960 sont actuellement remises au goût du jour pour les problèmes *BigData* pour lesquels les méthodes du second ordre sont trop coûteuses.

9. La matrice hessienne est une matrice carrée contenant les dérivées partielles secondes d'une fonction donnée.

D'une manière générale, elles permettent de simplifier le problème tout en minimisant le nombre d'appels à la fonction objectif. Cela peut être un grand avantage dans le cas où la fonction objectif est très coûteuse en temps de calcul.

I.1.3-vi Optimisation de trajectoires pour les systèmes dynamiques

L'optimisation de trajectoire est une branche de l'optimisation, où la fonction coût s'écrit de la forme :

$$J = \int f(x) dx \quad (\text{I.4})$$

Ces problèmes sont de dimension infinie et ils sont de nature variée : problème de Dido, du brachistochrone, calcul de géodésiques, sciences naturelles (mécaniques, optique), etc [94].

Dans notre discipline, les problèmes les plus couramment rencontrés sont les problèmes d'optimisation des systèmes dynamiques ou de contrôle, où l'état $x(t)$ et la commande $u(t)$ du système sont reliés par l'équation d'état :

$$\frac{\partial x(t)}{\partial t} = a(x(t), u(t), t) \quad (\text{I.5})$$

Cette équation est alors considérée comme une contrainte d'optimisation que l'on adjoint à la fonction J . L'objectif prend alors la forme suivante :

$$J(x, u) = \int_{t_0}^{t_f} f(x(t), u(t)) dt \quad (\text{I.6})$$

Des contraintes sur les états initiaux et finaux peuvent être introduites [10, 56]. Des méthodes spécifiques leur sont destinées, comme le calcul variationnel ou la méthode des champs d'extrémales [56, 70]. Néanmoins, les méthodes classiques des problèmes en dimension finie peuvent leur être appliquées (SQP, NSGA-II, programmation dynamique, etc.) à condition de discrétiser l'espace des solutions [25, 39, 103].

Nous illustrons ce type de problème par l'exemple de la courbe brachistochrone. Ce problème consiste à trouver la trajectoire entre deux points fixes qui minimise le temps de parcours d'une bille massive dans un champ de pesanteur (*cf.* figure I.6).

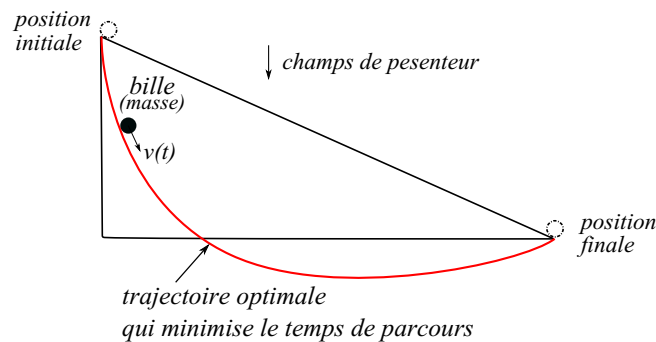


FIGURE I.6 – Illustration d'un problème d'optimisation de trajectoire : la courbe brachistochrone

I.2 Application des méthodes de dimensionnement au véhicule hybride

I.2.1 Véhicules hybrides

Le véhicule hybride peut se définir comme un moyen de transport faisant appel à deux sources d'énergie embarquées distinctes. On peut le caractériser par ses types de stockages d'énergie (chimique, thermique, cinétique, électrostatique, etc.) et par son architecture qui est définie comme l'agencement des sous-systèmes qui transfère l'énergie aux roues. On pourra donc parler des véhicules hybrides *pile à combustible/batteries* par exemple, pour qualifier un véhicule doté d'un réservoir d'hydrogène lié à une pile à combustible et d'une batterie.

Le plus souvent, un véhicule hybride est doté d'un moteur thermique (essence ou diesel), d'un ou de plusieurs systèmes de stockage électrique et d'un ou de plusieurs moteurs électriques [95].

I.2.1-i Architectures hybride électrique

Il existe pour chaque architecture un grand nombre d'agencements possibles, le nombre de sources, leur nature et la transmission pouvant varier. Nous détaillons ici les trois architectures principales :

- les architectures parallèles,
- les architectures séries,
- les architectures à dérivation de puissance.

I.2.1.i - a) Les architectures parallèles (cf. fig. I.7)

Pour les architectures parallèles, le chemin de puissance est parallèle : la puissance apportée aux roues est égale à la somme des puissances fournies par chaque moteur. En pratique, il suffit de coupler mécaniquement une chaîne de traction conventionnelle thermique à une nouvelle chaîne de traction électrique. L'intérêt principal de cette architecture est la simplicité de sa structure et de sa commande puisqu'elle ne présente qu'un seul moteur électrique. Nous représentons sur la figure I.7, une architecture parallèle dotée de deux embrayages.

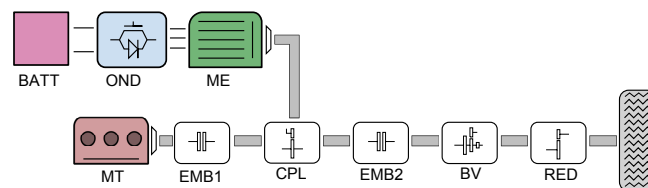


FIGURE I.7 – Exemple d'architecture parallèle à deux embrayages. ME : moteur électrique, MT : moteur thermique, CPL : coupleur, RED : réducteur, BV : boîte de vitesse, EMB : embrayage, BATT : batteries, OND : onduleur

I.2.1.i - b) Les architectures séries (cf. fig. I.8)

Pour les architectures séries, le chemin de puissance est en série : la puissance apportée aux roues est égale à la puissance du dernier moteur. En pratique, ces architectures sont très proches d'une architecture électrique conventionnelle, où les batteries peuvent être rechargées par une autre source d'énergie, le plus souvent thermique. Cette structure nécessite deux moteurs électriques de puissance relativement élevée (*ME1* et *ME2*).

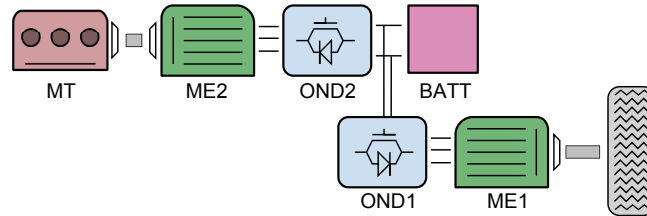


FIGURE I.8 – Exemple d'architecture série

I.2.1.i - c) Les architectures parallèles à dérivation de puissance (cf. fig. I.9)

Pour les architectures à dérivation de puissance, le chemin de puissance est intermédiaire entre les architectures série et parallèle. Cette architecture, souvent plus complexe, offre de meilleures possibilités de fonctionnement du moteur thermique (libre choix du point de fonctionnement). De plus, elle ne nécessite pas de boîte de vitesse. Par exemple, on pourra citer

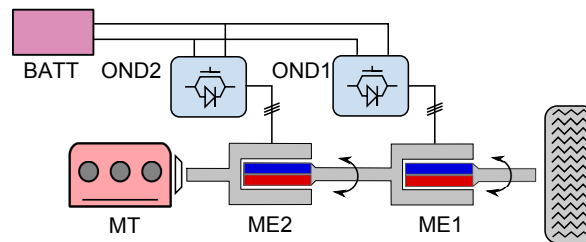


FIGURE I.9 – Exemple d'architecture à dérivation de puissance : l'EVT

quelques réalisations connues comme la Toyota Prius, dont les deux premières versions sont des modèles à dérivation de puissance *non rechargeables*. Pour ces modèles, les batteries ne se rechargent pas sur le réseau mais seulement par l'intermédiaire du moteur thermique ou durant les phases de freinage. La figure I.9 représente une architecture à dérivation de puissance dotée d'une transmission variable électrique (*electrical variable transmission* : *EVT*).

I.2.1-ii Choix de l'architecture hybride étudiée

Dans la suite de nos travaux, nous faisons le choix d'étudier en particulier l'architecture hybride à deux embrayages. Cette architecture est relativement simple, puisqu'elle ne présente qu'un seul moteur électrique. L'architecture parallèle à deux embrayages est intéressante, notamment pour les phases de démarrage et pour le mode électrique. Le fonctionnement de cette topologie sera particulièrement étudiée dans la section II.1.

Remarque. *Le choix d'une architecture ne contraint pas notre démarche, mais permet de l'illustrer sur un cas particulier. Notre travail pourra donc être adapté à d'autres architectures, voire à d'autres systèmes du génie électrique.*

I.2.1-iii Gestion de l'énergie

Comme expliqué plus haut, les différentes sources d'énergie contribuent chacune à la propulsion du véhicule. Pour chaque architecture, plusieurs modes de propulsion¹⁰ sont alors possibles. Cependant, la conduite d'un véhicule hybride est *transparente* pour le conducteur, elle ne diffère pas de la conduite d'un véhicule conventionnel. Le conducteur n'a qu'une seule pédale d'accélération et ne choisit pas quels organes fonctionnent à chaque instant. Dans un véhicule hybride, il existe donc une certaine intelligence embarquée qui définit à chaque instant le mode de propulsion et la répartition de l'énergie entre les différents organes. Cet organe de gestion est très important, car il détermine : l'autonomie, la consommation de carburant ou les émissions de polluants. La littérature fait état d'un grand nombre de modes de gestion de l'énergie dans les véhicules hybrides [25, 83, 86, 95].

Nous pouvons distinguer deux familles de mode de gestion de l'énergie, que nous présentons ci-dessous.

I.2.1.iii - a) Les gestions d'énergie en ligne

Ces lois ne nécessitent pas *a priori* la connaissance du fonctionnement futur du véhicule. Elles sont destinées à être implantées dans le calculateur du véhicule hybride. Elles peuvent reposer sur :

- des lois déterministes (thermostat, suivie de puissance, machine d'état),
- des lois de commande floue (réseau de neurones, logique floue) [88, 109],
- des lois issues de l'optimisation (λ -contrôle¹¹) [26],
- des lois prédictives¹² (programmation dynamique stochastique) [54, 62, 108].

Ces méthodes tendent à assurer le bon fonctionnement du véhicule et à minimiser la consommation de carburant pour un fonctionnement inconnu *a priori*. Elles sont le plus souvent très dépendantes du dimensionnement du véhicule (architecture, taux d'hybridation, cartographies de pertes des moteurs, etc.).

I.2.1.iii - b) Les gestions d'énergie optimales

Largement basées sur la théorie du contrôle optimal [56], ces gestions ont pour but de déterminer le contrôle du système qui minimise une certaine fonction objectif sur l'ensemble d'un cycle de fonctionnement donné (consommation, pollution, etc.). Elles nécessitent donc la connaissance du fonctionnement futur du véhicule. Ces hypothèses peu réalistes permettent, en simulation, le calcul d'une consommation optimale d'un véhicule hybride sur un cycle de fonctionnement connu. Elles peuvent reposer sur :

10. Les différents modes de propulsion seront détaillés dans la section II.1.1-ii pour l'architecture hybride parallèle à deux embrayages.

11. Cette méthode repose sur l'estimation et la mise à jour du coefficient λ qui permet un compromis entre la consommation d'essence et d'électricité à chaque pas de temps.

12. Ces lois reposent sur une estimation du fonctionnement futur du véhicule et peuvent faire appel à des méthodes d'optimisation ; finalement, ces lois sont elles aussi déterministes.

- des méthodes variationnelles [56, 97],
- la programmation dynamique [55, 56, 99],
- des méthodes d'optimisation heuristiques,
- des méthodes d'optimisation directes [39].

D'une part, ces méthodes permettent de simuler des véhicules et de calculer la consommation optimale de ceux-ci sur un cycle connu (*cf.* §I.1.1-iii). D'autre part, elles permettent de dimensionner les véhicules, et de synthétiser et d'améliorer les lois en ligne qui seront utilisées dans le véhicule final [26, 97].

Pour pouvoir comparer des architectures (ou des dimensionnements), il est important d'avoir des hypothèses de fonctionnement cohérentes, notamment en termes de commande. L'utilisation d'une commande optimale dans les architectures (ou dans les dimensionnements) étudiées permet une comparaison objective. Cette comparaison est difficile avec des lois de gestions en ligne, car elles sont sous-optimales et nécessiteraient une adaptation à chaque véhicule durant la phase de conception. Ainsi, on pourra dire que le dimensionnement d'un véhicule 1 est meilleur que celui d'un véhicule 2 seulement si, la consommation du véhicule 1 est plus faible que celle du véhicule 2, les contraintes sont respectées dans les deux cas et les véhicules ont été utilisés au mieux.

I.2.1-iv État de l'art du dimensionnement des véhicules hybrides

I.2.1.iv - a) Études paramétriques

Pour un système et un modèle donné, les études paramétriques permettent d'étudier l'influence des grandeurs d'entrée sur les grandeurs de sortie et de réaliser un premier dimensionnement qui satisfait partiellement (voire totalement) le cahier des charges. Les études paramétriques sont généralement utilisées pour des modèles simples ou avec peu de paramètres d'entrée. On parle souvent de modèles énergétiques ou macroscopiques, car ils ont pour but de dimensionner les puissances nominales de chaque composant du système avant une étude plus précise.

La plus courante des études paramétriques pour les systèmes hybrides est une étude à un seul paramètre : le taux d'hybridation [15, 58, 68]. Pour une architecture hybride parallèle, le taux d'hybridation peut être défini ainsi :

$$\tau_{hyb} = \frac{P_e}{P_e + P_{mt}} \in [0, 1] \quad (\text{I.7})$$

où, P_e et P_{mt} sont respectivement la puissance électrique¹³ et la puissance du moteur thermique. Ce paramètre détermine la part de la puissance électrique embarquée par rapport à la puissance totale du véhicule ; la puissance totale étant liée aux contraintes dynamiques fixées par le cahier des charges du système.

13. Dans le cas général, la puissance électrique correspond au minimum entre la puissance des batteries et celle du moteur électrique.

Un exemple d'étude paramétrique sur un véhicule hybride parallèle à deux embrayages est présenté figure I.10 pour un cycle urbain.

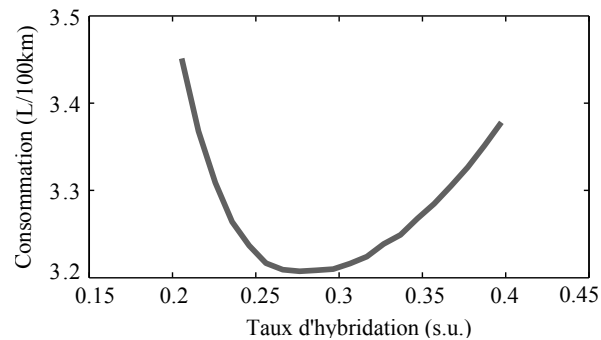


FIGURE I.10 – Consommation du véhicule en fonction du taux d'hybridation pour un cycle urbain (d'après [78])

On remarque ici une forte variation de la consommation du véhicule en fonction du taux d'hybridation. Un minimum de consommation est atteint pour une certaine valeur du taux d'hybridation, $\tau_{hyb} \approx 0.28$ pour cet exemple. Pour cette étude, les autres paramètres du système comme les rapports de réduction sont fixes et la gestion optimale de l'énergie est calculée par programmation dynamique.

I.2.1.iv - b) Dimensionnement par optimisation des véhicules hybrides

L'optimisation d'un véhicule hybride peut être réalisée à plusieurs niveaux de la phase de conception comme au niveau du choix de l'architecture et des composants, du dimensionnement de la chaîne de traction ou de l'optimisation des composants. Dans nos travaux, l'optimisation sert au dimensionnement et à la commande du véhicule hybride, dont les choix structurels (architecture du véhicule) et technologiques (choix des composants) sont fixés.

Le dimensionnement par optimisation du véhicule hybride sur cycle fait appel à des notions classiques en génie électrique (dimensionnement d'un système pour minimiser une grandeur donnée). Ce problème introduit implicitement le problème du cycle de fonctionnement et de la gestion de l'énergie. Les questions sous-jacentes au problème de dimensionnement sont les suivantes.

- Quel cycle de fonctionnement utiliser ?
- Quelles gestions de l'énergie du véhicule doit-on choisir ?

- Choix du cycle de fonctionnement

Le cycle de fonctionnement a pour objectif de représenter au mieux l'usage du véhicule, c'est-à-dire la vitesse moyenne, les accélérations, la variabilité de la vitesse, la fréquence d'arrêts, etc. La majorité des cycles de fonctionnement disponibles au laboratoire est issue d'études sur les véhicules conventionnels. Ces cycles peuvent être appliqués à l'usage des véhicules hybrides [3]. Des cycles de fonctionnement destinés spécifiquement aux véhicules hybrides ont été synthétisés dans [2, 52]. Une présentation des cycles utilisés au cours de nos travaux sera réalisée section II.1.2.

- *Choix de la commande*

La littérature au sujet du dimensionnement par optimisation [9, 15, 16, 28, 50, 93, 99, 106] fait état de différentes approches.

- L'utilisation de lois de gestion en ligne dans un processus de dimensionnement sur cycle [15, 16, 28, 50] oblige souvent le concepteur à intégrer au processus des variables relatives à la commande, ce qui permet d'adapter la loi intuitive à chaque dimensionnement. Par exemple, dans [28], l'utilisation d'une loi de gestion de type thermostat, oblige les auteurs à considérer trois variables supplémentaires (en plus des trois variables dimensionnantes prises en compte). Même après adaptation, le choix *a priori* d'une méthode de gestion d'énergie peut être problématique pour la comparaison des dimensionnements entre eux.
- Les lois de gestion optimale permettent une comparaison objective entre deux dimensionnements [54, 75, 78, 93, 99]. Elles sont cependant plus lourdes et peuvent être longues à mettre en place. Le nombre de paramètres systémiques (entre 2 et 5) et les techniques d'optimisation utilisées, comme la dichotomie, le calcul exhaustif [68] ou les surfaces de réponses [75, 78], sont assez limités.

L'utilisation d'une gestion optimale de l'énergie semble être bien adaptée à l'optimisation du dimensionnement. De manière générale, l'optimisation des véhicules hybrides est fortement contrainte en temps de calcul, puisque l'utilisation de cycle de fonctionnement est parfois longue, et que la gestion de l'énergie est parfois lourde. La majorité des travaux sur le sujet sont donc rapidement contraints à un nombre relativement faible de paramètres dimensionnants. Ainsi, l'échelle d'étude du système du véhicule hybride est énergétique.

Dans notre thèse, nous choisissons de nous focaliser sur le dimensionnement du moteur électrique dans le contexte du dimensionnement du véhicule hybride. De ce point de vue, le dimensionnement du véhicule hybride, le cycle de fonctionnement et la commande du véhicule constituent l'environnement du moteur électrique. Notre démarche réalise donc un zoom sur le composant moteur électrique sans occulter ce qui l'entoure. Ainsi, la gestion optimale de l'énergie, la prise en compte du cycle de fonctionnement, des variables importantes du véhicule et le moteur électrique sont le cœur de nos travaux.

Remarque. *La démarche que nous proposons met en avant les interactions du moteur électrique vis-à-vis de son environnement. Par ailleurs, cette démarche est tout à fait envisageable pour un autre composant, comme le moteur thermique par exemple.*

La section suivante est consacrée aux moteurs synchrones à aimants permanents utilisés pour les applications du transport.

I.2.2 Moteurs synchrones à aimants permanents

Les machines électriques synchrones sont, de nos jours, souvent utilisées dans les applications de transports. Cette technologie de moteur présente plusieurs avantages comme la

compacité, le rendement et la facilité de commande. L'utilisation des aimants permanents a largement contribué à cet essor.

I.2.2-i Classification des machines selon la direction du flux

Il est possible de distinguer plusieurs types de machines synchrones suivant la direction du flux magnétique :

les machines à flux axial, pour lesquelles le chemin du flux est parallèle à l'axe de rotation de la machine, par exemple les machines discoïdales, utilisées pour les lecteurs CD ou disques durs ;

les machines à flux radial, pour lesquelles le chemin du flux est perpendiculaire à l'axe de rotation du moteur ; ce sont les plus courantes [30, 90] ;

les machines à flux transverse, pour lesquelles le flux ne présente pas d'orientation privilégiée, par exemples les machines à griffes utilisées pour les alternateurs de véhicules. [69].

I.2.2-ii Classification des machines selon l'agencement des aimants

La position de l'excitation permet de distinguer les moteurs à excitation intérieure (qui sont les plus répandus) des moteurs à excitation inversée. Ces derniers sont particulièrement étudiés pour des applications comme le moteur-roue [36], car cette inversion permet d'augmenter la compacité du moteur. En revanche, les pertes statoriques sont plus difficiles à évacuer.

Les machines à flux radial présentent une grande diversité de structures, en raison des divers positionnements des aimants au rotor et de la diversité des bobinages possibles au stator. Différentes structures de rotor sont présentes dans la littérature [65].

Les rotors dont les aimants sont collés en surface possèdent un gros inconvénient en cas de vitesse élevée, car la force centrifuge tend à décoller les aimants.

Les machines à aimants enterrés ont une meilleure tenue mécanique que les machines à aimants en surface ou insérés. Ces machines permettent d'obtenir une saillance $s < 1$ ¹⁴ et une réaction d'induit suffisamment faible, ce qui protège les aimants contre la désaimantation. La configuration dite « à concentration de flux », ou en « V », présente une saillance inversée plus faible encore et permet donc un fonctionnement en régime désexcité intéressant dans la problématique de fonctionnement à haute vitesse [65].

I.2.2-iii Choix d'une technologie

Le choix de la technologie du moteur électrique n'est pas simple. Il conditionne le dimensionnement d'autres composants comme l'onduleur et la commande du moteur et il représente une grosse part des coûts directs et indirects du véhicule. Pour les véhicules électriques et

14. La saillance est définie comme le rapport des inductances directe et transverse $s = \frac{L_d}{L_q}$ (cf. section II.2).

hybrides, ce choix a souvent été occulté par la disponibilité des moteurs « sur étagère » de l'industrie. Aujourd'hui, plusieurs aspects entrent en compte pour le choix d'une technologie de moteur :

- le coût ;
- la disponibilité ;
- le rendement massique ou rendement volumique ;
- la facilité de commande (en régimes nominal et désexcité).

Dans cette étude, nous faisons le choix *a priori* d'un type de machine. Le moteur synchrone à aimants permanents semble le plus adapté aux applications embarquées par son rendement massique d'une part, et par sa capacité de fonctionnement en régime désexcité d'autre part. Nous nous sommes largement inspiré d'un modèle de moteur synchrone déjà existant : le moteur électrique de la Toyota Prius II, pour lequel la littérature est assez fournie [47–49, 59]. Cette machine possède 8 pôles et 48 encoches.

I.3 Proposition et démarche

Notre démarche s'inscrit dans une optique systémique [80, 81], dans laquelle l'ensemble du système est pris en compte. De plus, nous focaliserons notre attention sur l'optimisation « fine » du moteur électrique dans son environnement hybride en introduisant un modèle « fin » de moteur électrique.

Notre démarche de travail s'articule autour de quatre points incontournables :

- ❶ la prise en compte du **cycle de fonctionnement** (I.3.1) ;
- ❷ la prise en compte de **l'environnement** du moteur électrique, à savoir, **le système hybride** (I.3.2) ;
- ❸ la prise en compte d'une **gestion optimale** de l'énergie (I.3.3) ;
- ❹ l'intégration d'**un modèle fin** du moteur électrique (I.3.4).

I.3.1 Nécessité de prise en compte du cycle de fonctionnement

Le cycle de fonctionnement du véhicule hybride est un facteur clé de notre problème. En effet, il est le seul paramètre externe sur lequel le concepteur n'a pas de liberté. De plus, c'est le cycle et la gestion de l'énergie qui déterminent le fonctionnement du moteur électrique. La majorité des cycles de fonctionnement des véhicules sont très variables. Ils diffèrent entre eux en fonction de ce qu'ils représentent : cycles urbains, routiers et autoroutiers, en montagne ou en plaine. Cela se traduit aussi à l'intérieur même du cycle. Un exemple de cycle urbain est représenté sur la figure I.11. On pourra remarquer des phases stationnaires, d'arrêt, d'accélération et de décélération.

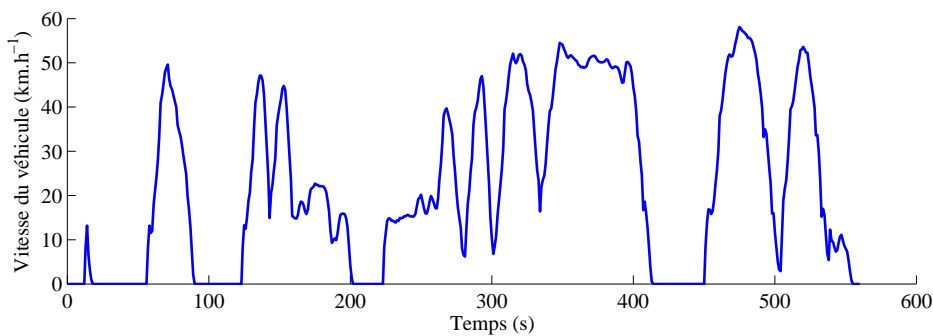


FIGURE I.11 – Cycle de fonctionnement *Hyzem urbain* [2]

Les capacités en ressources du système, comme le réservoir de carburant ou les batteries sont fortement liées à la temporalité du système. Il n'est donc pas souhaitable de simplifier trop fortement le cycle.

Pour les véhicules hybrides, le bon fonctionnement de celui-ci impose une contrainte sur l'état de charge des batteries en fin de cycle. Il est donc nécessaire d'utiliser des cycles de fonctionnement relativement longs pour rendre compte d'un usage réel du véhicule par rapport à cette contrainte.

Dans le cas du véhicule électrique, c'est à la fois le dimensionnement du véhicule et son usage qui déterminent fortement son autonomie.

- *Premier point retenu pour le dimensionnement :*

❶ Il est nécessaire de tenir compte du cycle du véhicule hybride, car le cycle de fonctionnement du véhicule, le fonctionnement du moteur électrique et celui du système hybride sont fortement dépendants les uns des autres.

I.3.2 Choix du modèle de véhicule

Nous allons utiliser le modèle du véhicule hybride tout au long de notre étude. Il en sera le cadre. Il est donc important de soigner ce choix.

Le modèle du véhicule hybride que nous allons utiliser est analytique, il a été développé par le laboratoire LTE antérieurement à nos travaux. Il permet de rendre compte des variables énergétiques (couple/vitesse) du système, des principales contraintes instantanées (mécaniques, électriques, géométriques, etc.) et des principales interactions entre les composants du système hybride. Il est en partie quasi-statique¹⁵, c'est-à-dire que les phénomènes transitoires sont négligés : $\frac{\partial}{\partial t} \approx 0$.

Dans notre approche, le système hybride (la chaîne de traction) constitue l'environnement du moteur électrique. Il est impossible de connaître le fonctionnement du moteur électrique si le système en entier n'est pas modélisé. Plus généralement, le dimensionnement du moteur électrique sans prise en compte des paramètres principaux du véhicule hybride est sous-optimal.

- *Deuxième point retenu pour le dimensionnement :*

❷ Dans cette approche globale, les principales variables dimensionnantes du système hybride, telles que la puissance du moteur électrique, la taille des batteries et les rapports de réductions sont prises en compte. Nous choisissons d'utiliser un modèle du véhicule hybride quasi-statique analytique.

I.3.3 Nécessité d'intégrer une gestion optimale de l'énergie

La gestion de l'énergie détermine à chaque instant le mode de fonctionnement et la répartition de la puissance dans la chaîne de traction. Cette commande est indispensable dès qu'il y a plus d'une source d'énergie (*cf.* §I.2.1-iii).

L'utilisation des lois de gestions « en ligne » ne permet pas une comparaison objective entre deux véhicules, car elles reposent sur des paramètres qu'il faudrait adapter à chaque véhicule durant le processus de conception (*cf.* I.2.1-iv).

15. Seule la dynamique du véhicule est prise en compte puisque sa constante de temps est plus grande que les constantes de temps des autres phénomènes (électrique ou magnétique par exemple).

L'utilisation des gestions optimales de l'énergie permet de simuler ce que chaque véhicule peut faire de mieux. Ces gestions sont d'autant plus nécessaires qu'elles déterminent le fonctionnement du moteur électrique.

- *Troisième point retenu pour le dimensionnement :*

③ Nous utiliserons une gestion optimale de l'énergie dans la phase de dimensionnement du véhicule hybride. Deux méthodes seront utilisées dans ce travail : la programmation dynamique, et une optimisation directe de la gestion de l'énergie basée sur un algorithme *SQP*.

I.3.4 Choix du modèle fin de moteur électrique

Le modèle du moteur électrique doit rendre compte à la fois de la géométrie du moteur électrique (entrefer, tailles des encoches, tailles des aimants permanents, etc.) et des grandeurs énergétiques, comme le couple développé ou les pertes. Par rapport au modèle du système hybride, le modèle du moteur électrique doit être plus fin puisque le but de notre étude est de rendre compte de sa géométrie optimale. Cependant, dans un contexte d'optimisation du système global, un compromis entre précision et temps de calcul du modèle, doit être trouvé. Nous faisons donc le choix d'un modèle quasi-statique, où le couple et les autres grandeurs de sortie sont calculés au premier harmonique (calcul des pertes et du couple moyen).

Nous résumons sur la figure I.12, les avantages et les inconvénients de chacun des modèles de moteur électrique (*cf.* §I.1.2-i). Nous constatons que seuls les modèles de type numérique fin, semi-analytique et analytique offrent une finesse qui satisfait nos attentes. Dans un contexte d'optimisation, le modèle est amené à être évalué un grand nombre de fois, c'est pourquoi le temps de calcul du modèle est déterminant. En pratique, quelque 700 évaluations¹⁶ sont nécessaires pour la réalisation d'une cartographie de moteur électrique. Le meilleur compromis semble être le modèle semi-analytique [21, 30, 45, 69, 73, 74, 90, 101].

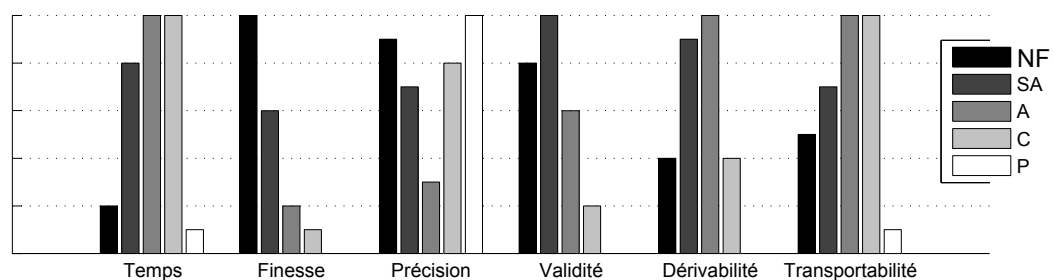


FIGURE I.12 – Comparaison des modèles de conception pour les machines électriques. FEM : Éléments finis, SA : Semi-analytique, A : Analytique, C : Cartographie, P : Prototype.

- *Quatrième point retenu pour le dimensionnement :*

16. La création de la cartographie du moteur électrique à partir du réseau de réductance est décrite au paragraphe II.2.6-iii.

④ Le modèle du moteur électrique sera basée sur les réseaux de réductances, qui offrent un bon compromis entre précision et temps de calcul et qui permettent l'obtention de la matrice jacobienne de manière automatique par les outils tels que *Reluctool* [34].

I.3.5 Positionnement méthodologique général

Dans nos travaux, nous nous intéressons au dimensionnement des systèmes sur cycle de fonctionnement.

Dans ce premier chapitre, nous avons fait état de plusieurs manières de résoudre les problèmes de dimensionnement. Cette problématique est très présente dans la littérature et en génie électrique. Parallèlement à la problématique de dimensionnement, la résolution des problèmes de contrôle est très largement traitée dans les domaines du bâtiment (gestion de l'énergie dans le bâtiment), du transport (véhicules hybrides, optimisation de trajectoire, etc.) et des réseaux électriques de puissance (*optimal power flow*).

Dans ce premier chapitre, nous avons exposé une application dans laquelle les deux problématiques sont présentes et fortement dépendantes. Notre principal questionnement porte sur l'imbrication du problème de dimensionnement et du problème de contrôle optimal (c'est-à-dire le problème physique). L'objectif méthodologique de ce travail de thèse, est d'étudier comment ces deux problèmes, issus de disciplines historiquement différentes, cohabitent dans une démarche globale d'optimisation.

Dans le chapitre II, nous présenterons l'intégralité des modèles que nous utilisons, ainsi que les hypothèses et les techniques de modélisation que nous avons choisies.

Dans le chapitre III, nous présenterons en détail les problèmes de dimensionnement du véhicule et du moteur électrique ainsi que le problème de la gestion de l'énergie. Nous exposons ensuite les méthodes que nous proposons de mettre en œuvre pour résoudre ce problème global.

Enfin, nous présenterons les principaux résultats d'optimisation dans le chapitre IV.

CHAPITRE II

Modélisation du véhicule hybride et du moteur électrique

Table des matières

II.1	Modèle d'un véhicule hybride parallèle	46
II.1.1	Architecture hybride parallèle à deux embrayages	46
II.1.2	Les cycles de fonctionnement	47
II.1.3	Modélisation énergétique du véhicule	49
II.2	Modèle du moteur électrique	59
II.2.1	Présentation générale du moteur électrique	59
II.2.2	Création des réseaux de réluctances du rotor et du stator	65
II.2.3	Modélisation de l'entrefer pour la simulation multistatique mécanique	72
II.2.4	Calcul des pertes	82
II.2.5	Calcul de la tension et du couple au premier harmonique	85
II.2.6	Comparaison du modèle	86
II.2.7	Modélisation de l'onduleur de tension	90
II.3	Conclusion	90

Dans ce chapitre, nous présentons le modèle analytique du véhicule hybride ainsi que le modèle semi-analytique du moteur électrique basé sur les réseaux de réductances.

La première section, présente en détail le modèle du véhicule hybride parallèle à deux embrayages, ainsi que les cycles de fonctionnement principaux que nous utiliserons au cours de nos travaux.

La seconde section a pour but de présenter le modèle du moteur électrique. La modélisation par réseau de réductances a été une étape importante de notre travail de thèse, c'est pourquoi nous développerons plus cette partie. Nous proposons notamment une méthode de modélisation de l'entrefer adaptée à la simulation rapide et à l'optimisation (cf. §II.2.3).

II.1 Modèle d'un véhicule hybride parallèle

II.1.1 Architecture hybride parallèle à deux embrayages

Dans la section I.2.1-ii, nous avons fait le choix d'étudier le cas du véhicule hybride parallèle à deux embrayages qui est une topologie intéressante en matière de fonctionnalités. Dans cette partie, nous nous pencherons sur son modèle et sur ses modes de fonctionnement.

II.1.1-i L'architecture hybride parallèle à deux embrayages

La figure II.1 présente les principaux organes du véhicule. Nous reconnaissons ici une chaîne de traction conventionnelle : roue - réducteur (*RED*) - boîte de vitesse (*BV*) - embrayage (*EMB2*) - moteur thermique (*MT*). À celle-ci est ajoutée en parallèle une chaîne de traction électrique : batteries (*BATT*) - onduleur (*OND*) - moteur électrique (*ME*) à l'aide d'un organe de couplage (*CPL*) et d'un embrayage supplémentaire (*EMB1*).

L'ajout de l'embrayage *EMB1* permet une déconnexion totale du moteur thermique, assurant ainsi le mode électrique sans perte dans le moteur thermique, celui-ci étant à l'arrêt. L'embrayage *EMB2* permet la réalisation d'un démarrage en mode hybride, d'une recharge des batteries à l'arrêt du véhicule, ou comme pour un véhicule conventionnel, le passage des vitesses.

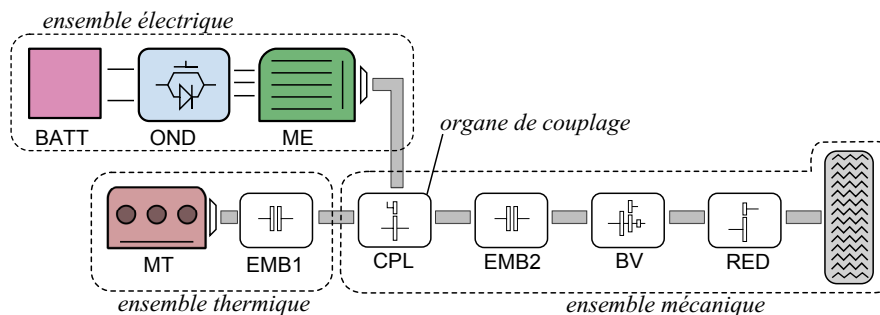


FIGURE II.1 – Représentation du véhicule hybride parallèle à deux embrayages

II.1.1-ii Les modes de fonctionnement

Nous résumons les différents modes de fonctionnement du véhicule dans le tableau II.1 en fonction des signes des puissances du moteur électrique P_{me} , du moteur thermique P_{mt} et de la puissance demandée à la roue P_r .

P_{me}	P_{mt}	P_r	mode de fonctionnement
> 0	> 0	> 0	hybride « boost »
< 0	> 0	> 0	hybride « flux série »
> 0	$= 0$	> 0	électrique traction
< 0	$= 0$	< 0	électrique récupération
< 0	> 0	$= 0$	chargement des batteries à l'arrêt
$= 0$	> 0	> 0	thermique

TABLEAU II.1 – Les modes de fonctionnement de l'architecture HPBV 2EMB

II.1.2 Les cycles de fonctionnement

Dans le chapitre I, nous avons vu l'importance de considérer le cycle de fonctionnement du véhicule dans le dimensionnement du moteur électrique (cf. section I.3.1).

Des cycles, dits « normalisés », existent et constituent une référence internationale pour les chercheurs, mais aussi pour les industriels. On pourra citer le cycle NEDC¹ en Europe ou les cycles FTP-72, FTP-75 aux États-Unis.

Devant la grande diversité des cycles d'utilisation du véhicule, plusieurs études tentent de « classifier » les usages. Les différentes approches sont souvent issues de mesures réelles, traitées par des méthodes statistiques. Par un cycle le plus court possible, elles tentent de représenter : la vitesse moyenne, la variance de la vitesse, le nombre d'arrêts par kilomètre parcouru, etc. Cette approche est développée dans [3].

Remarque. *Dans cette étude, nous choisissons de représenter l'usage du véhicule par un profil de vitesse en fonction du temps. Pour les véhicules hybrides, il serait intéressant de considérer la température extérieure, qui peut avoir un impact important sur le fonctionnement et le vieillissement des batteries ou sur l'utilisation des auxiliaires (air conditionné ou chauffage).*

Dans la suite de ce travail, nous considérerons des cycles de conduites issus de mesures réelles : *Hyzem urbain*, *Hyzem routier* et *Hyzem autoroutier* présentés dans [2, 52] (cf. figure II.2). La différenciation entre usages urbain, routier et autoroutier permet une certaine classification des usages du véhicule, tout en minimisant le nombre de cycles à prendre en compte. Ces trois cycles ont été choisis car ils ont été réalisés au LTE. De plus, ils sont relativement courts et leur représentativité est assez large.

Dans la suite de cette section, nous développons plus en détail la modélisation mathématique de la chaîne de traction hybride.

1. Dans le cadre de la norme Euro 6, ce cycle devrait être remplacé par les cycles WLTC, conçus pour être plus proches des conditions réelles d'utilisation.

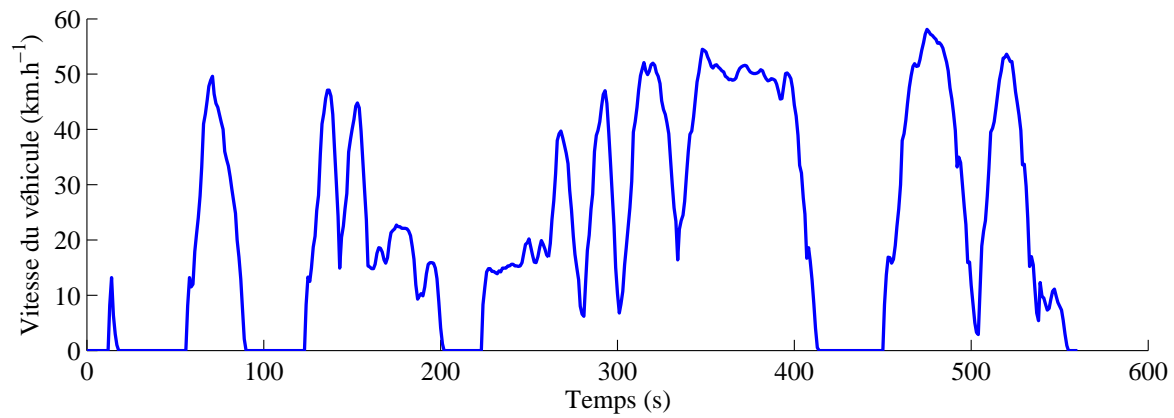
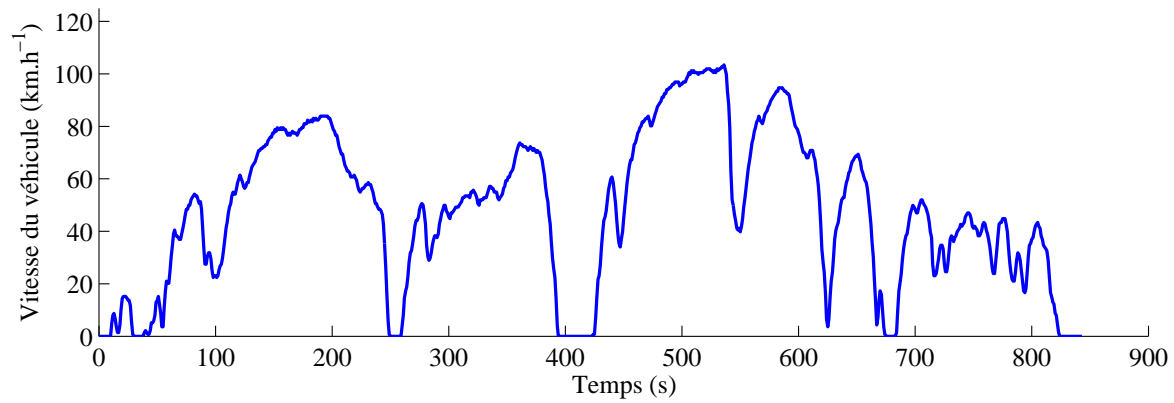
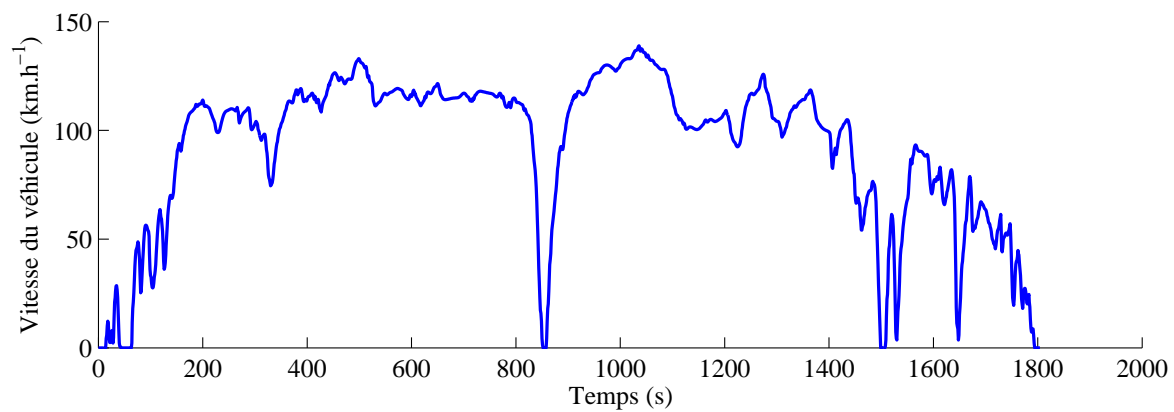
(a) Cycle *Hyzem urbain*(b) Cycle *Hyzem routier*(c) Cycle *Hyzem autoroutier*

FIGURE II.2 – Les profils de vitesse du véhicule hybride : les cycles urbain, routier et autoroutier

II.1.3 Modélisation énergétique du véhicule

Nos travaux s'appuient sur une modélisation du véhicule hybride réalisée par le laboratoire LTE de l'Ifsttar. Ce modèle du véhicule hybride parallèle à deux embrayages est intégré, plus largement, dans un logiciel de simulation de véhicules (conventionnel, hybride et électrique) VEHLIB, codé sous Matlab [95, 96]. Ce logiciel a pour but de modéliser et de simuler les véhicules afin d'en étudier leurs commandes et leur dimensionnement. Ce logiciel est composé de deux modèles de simulation distincts : le modèle direct (ou *forward*) et le modèle inverse (ou *backward*) [104]. Dans nos travaux, nous avons modélisé une partie du modèle direct de l'architecture parallèle à deux embrayages pour le calcul des contraintes de performances dynamiques (cf. §III.1.3.ii - e). Nous nous sommes surtout concentré sur l'intégration du modèle inverse dans le processus d'optimisation (mise en forme des fonctions objectifs et leur dérivation). Par contre, nous avons entièrement réalisé la dérivation du modèle inverse.

II.1.3-i La modélisation inverse

Le modèle direct est un modèle qui part d'une information de commande (enfoncement de la pédale, débit de carburant et débit des batteries) pour en déduire la dynamique du véhicule. Souvent plus long à modéliser et à simuler, il fait intervenir des correcteurs. De plus, il ne garantit pas une dynamique identique pour chacun des dimensionnements. La comparaison entre eux est alors biaisée.

Contrairement aux modèles directs, la modélisation inverse [104] part de la connaissance de la mission du système à modéliser (cf. section I.1.2). Le cycle de conduite constitue donc l'entrée du modèle. Cette modélisation vise à remonter la chaîne de traction, pour en déduire la consommation de carburant et d'électricité, connaissant la commande I_{bat} . La modélisation inverse permet une simulation quasi-statique rapide, tout en fixant la vitesse du véhicule ; ce qui est bien adapté à la comparaison entre deux véhicules et donc au processus d'optimisation global.

II.1.3-ii Dynamique du véhicule

Les forces qui entrent en jeu sont, les forces de frottement $F_f(t)$ et la force due à la pente $F_p(t)$. Dans la suite de ce développement, la pente est considérée nulle.

$$\begin{aligned} F_f(t) &= f_0 + f_1 \cdot v(t) + f_2 \cdot v(t)^2 \\ F_p(t) &= 0 \end{aligned} \tag{II.1}$$

où,

- $v(t)$ est la vitesse du véhicule,
- f_0 est le coefficient de frottement sec,
- f_1 est le coefficient de frottement fluide,
- f_2 est le coefficient de frottement aérodynamique.

Les coefficients f_0 et f_1 tiennent compte des frottements des pneus sur la route.

S'il n'y a pas glissement entre le pneu et la chaussée, la vitesse de rotation de la roue $\Omega_r(t)$, peut être exprimée en fonction de la vitesse du véhicule $v(t)$, par l'équation suivante :

$$\Omega_r(t) = \frac{v(t)}{R_p} \quad (\text{II.2})$$

où R_p est le rayon du pneu du véhicule.

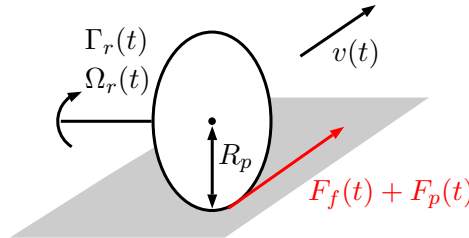


FIGURE II.3 – Représentation de la roue équivalente du véhicule

Le cycle de conduite impose à chaque instant la vitesse au niveau des roues, il impose donc aussi l'accélération. Le couple au niveau des roues $\Gamma_r(t)$, se déduit du principe fondamental de la dynamique en rotation et de l'accélération du véhicule par l'équation (cf. figure II.3) :

$$\begin{aligned} \Gamma_r(t) + \Gamma_f(t) &= J_v \cdot \frac{d\Omega_r(t)}{dt} \\ \Leftrightarrow \Gamma_r(t) &= J_v \cdot \frac{d\Omega_r(t)}{dt} + R_p \cdot (F_f(t)) \\ &= J_v \cdot \frac{1}{R_p} \frac{dv(t)}{dt} + R_p \cdot (f_0 + f_1 v(t) + f_2 v(t)^2) \end{aligned} \quad (\text{II.3})$$

où

- $\Gamma_f(t)$ est le couple de frottement,
- J_v correspond à l'inertie de la masse totale du véhicule ramenée à la roue et à l'inertie des roues,
- $\Omega_r(t)$ est la vitesse de rotation de la roue.

II.1.3-iii Ensemble mécanique

L'ensemble mécanique de la chaîne de traction hybride contient, le réducteur, la boîte de vitesses, l'embrayage 2 et le coupleur (cf. figure II.4).

Le réducteur permet de réduire la vitesse de rotation afin de l'adapter au moteur thermique. Les expressions de la vitesse de rotation et du couple au primaire du réducteur, respectivement notés $\Omega_{red}(t)$ et $\Gamma_{red}(t)$, se déduisent de la vitesse et du couple imposés à la roue par le cycle :

$$\begin{aligned} \Omega_{red}(t) &= k_{red} \cdot \Omega_r(t) \\ \Gamma_{red}(t) &= \eta_{red}^{-s(t)} \cdot \frac{\Gamma_r(t)}{k_{red}} \end{aligned} \quad (\text{II.4})$$

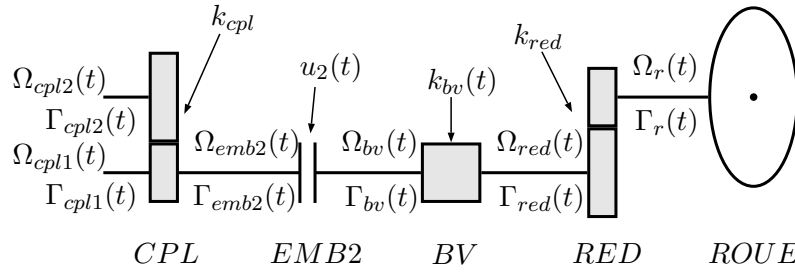


FIGURE II.4 – Représentation de l'ensemble mécanique et notations.

où,

- k_{red} est le rapport de réduction du réducteur de vitesse,
- η_{red} est le rendement du réducteur,
- $s(t)$ est le signe de la puissance fournie par le réducteur aux roues ($s(t) = 1$: propulsion, $s(t) = -1$: freinage).

La boîte de vitesses considérée possède 5 vitesses. La vitesse de rotation et le couple au primaire de la boîte de vitesse se déduisent des équations suivantes :

$$\begin{aligned}\Omega_{bv}(t) &= k_{bv}(t) \cdot \Omega_{red}(t) \\ \Gamma_{bv}(t) &= \eta_{bv}^{-s(t)} \cdot \frac{\Gamma_{red}(t)}{k_{bv}(t)}\end{aligned}\quad (\text{II.5})$$

où,

- $k_{bv}(t)$ est le rapport de réduction de la boîte de vitesse à l'instant t ,
- η_{bv} est le rendement de la boîte de vitesse,
- $s(t)$ est le signe de la puissance fournie par le réducteur aux roues ($s(t) = 1$: propulsion, $s(t) = -1$: freinage).

Dans cette architecture, l'embrayage *EMB2* permet d'adapter la vitesse au primaire de l'embrayage pour les phases où la vitesse du véhicule est faible (démarrage, freinage) et pour les changements de rapport. La course de l'embrayage $u_2(t)$ est comprise entre 0 (état fermé) et 1 (état ouvert). En partant des expressions de la vitesse et du couple imposés au primaire de la boîte de vitesses, on en déduit :

si $u_2(t) = 1$ (ouvert),

$$\begin{aligned}\Omega_{emb2}(t) &= \text{non calculé} \\ \Gamma_{emb2}(t) &= 0\end{aligned}\quad (\text{II.6})$$

si $u_2(t) \in [0, 1[$,

$$\begin{aligned}\Omega_{emb2}(t) &= \max\left(\Omega_{bv}(t), \Omega_{mt}^{min}\right) \\ \Gamma_{emb2}(t) &= \Gamma_{bv}(t)\end{aligned}\quad (\text{II.7})$$

où, Ω_{mt}^{min} est une constante qui représente la vitesse minimale du moteur thermique en phase de patinage (en pratique elle est souvent supérieure à la vitesse de ralentie).

Notez que pour le cas $u_2(t) = 1$, la vitesse de rotation au primaire de l'embrayage n'a pas d'intérêt pour la suite du développement, elle n'est donc pas calculée. Pour le cas $u_2(t) \in [0, 1[$, l'intégralité du couple est transmise aux roues.

Le coupleur utilisé dans cette architecture permet une réduction de la vitesse de rotation entre le secondaire et le primaire du côté de l'ensemble électrique. Du côté de l'ensemble thermique, la vitesse reste inchangée (cf. figure II.4).

$$\begin{aligned}\Omega_{cpl1}(t) &= \Omega_{emb2}(t) \\ \Omega_{cpl2}(t) &= k_{cpl} \cdot \Omega_{emb2}(t) \\ \Gamma_{emb2}(t) &= \Gamma_{cpl1} + \eta_{cpl} \cdot \frac{\Gamma_{cpl2}}{k_{cpl}}\end{aligned}\quad (II.8)$$

où,

- k_{cpl} est le rapport de réduction du coupleur,
- η_{cpl} est le rendement du couplage,
- $s(t)$ est le signe de la puissance fournie par le moteur électrique ($s(t) = 1$: propulsion, $s(t) = -1$: freinage).

II.1.3-iv Ensemble électrique

L'ensemble électrique ainsi qu'un bilan de puissance sont schématisés sur la figure II.5 :

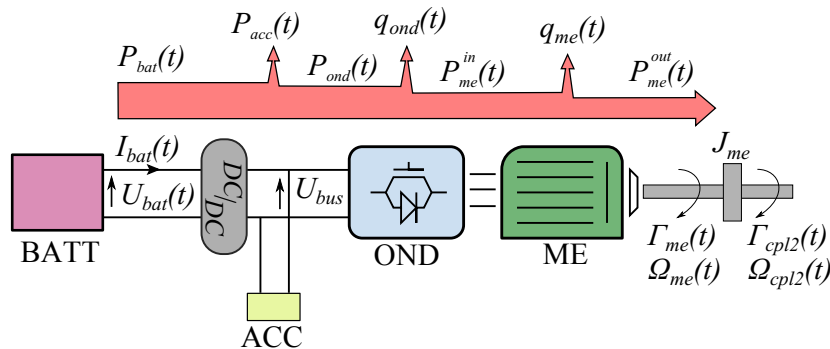


FIGURE II.5 – Représentation de l'ensemble électrique et du bilan de puissance dans le cas moteur.

Le pack de batteries est représenté par une source de tension en série avec une résistance. Ce modèle permet une bonne représentation énergétique des batteries et conserve une simplicité qui nous sera utile par la suite (simplicité de commande et rapidité du calcul). La tension aux bornes du pack de batteries U_{bat} s'écrit :

$$U_{bat}(soc(t)) = E(soc(t)) - R(soc(t)) \cdot I_{bat}(t) \quad (II.9)$$

avec,

$$\begin{cases} R = R_d \text{ si } I_{bat} > 0 \text{ (décharge)} \\ R = R_c \text{ si } I_{bat} < 0 \text{ (charge)} \end{cases}$$

où,

- $I_{bat}(t)$ est le courant débité par le pack de batteries,
- $E(soc(t))$ est la tension à vide du pack de batteries qui dépend de l'état de charge des batteries,
- $R_d(soc(t))$ et $R_c(soc(t))$ sont les résistances de décharge et de charge qui dépendent de l'état de charge des batteries.

On remarquera que la résistance interne de la batterie dépend de la direction du courant. L'équation d'état qui lie l'état de charge $soc(t)$ et la commande $I_{bat}(t)$, s'exprime comme suit :

$$\frac{\partial soc(t)}{\partial t} = -I_{bat}(t) \cdot \frac{100 \cdot \eta_f}{3600 \cdot C_{bat}} \quad (\text{II.10})$$

où,

- C_{bat} est la capacité de la batterie en ampères-heures,
- η_f est le rendement faradique.

Le convertisseur DC/DC , représenté en sortie de la batterie, est supposé parfait, il permet d'imposer une tension U_{bus} en entrée de l'onduleur. Connaissant la commande $I_{bat}(t)$, il est possible de déduire la puissance fournie au niveau du réseau continu de l'ensemble électrique. Connaissant le profil de la puissance des accessoires $P_{acc}(t)$, il est possible d'exprimer la puissance en entrée de l'onduleur $P_{ond}(t)$ comme suit (cf. figure II.5) :

$$\begin{aligned} P_{bat}(t) &= U_{bat}(t) \cdot I_{bat}(t) = P_{acc}(t) + P_{ond}(t) \\ \Leftrightarrow P_{ond}(t) &= U_{bat}(t) \cdot I_{bat}(t) - P_{acc}(t) \end{aligned} \quad (\text{II.11})$$

La puissance électrique en entrée du moteur électrique s'exprime alors par (cf. figure II.5) :

$$P_{me}^{in}(t) = P_{ond}(t) - q_{ond}(t) \quad (\text{II.12})$$

où $q_{ond}(t)$ sont les pertes de l'onduleur.

De la même manière, la puissance mécanique délivrée par le moteur électrique s'exprime par :

$$P_{me}^{out}(t) = P_{me}^{in}(t) - q_{me}(t) \quad (\text{II.13})$$

où $q_{me}(t)$ sont les pertes de la machine électrique.

Enfin, le couple $\Gamma_{me}(t)$, développé par le moteur électrique s'exprime par :

$$\Gamma_{me}(t) = \frac{P_{me}^{out}(t)}{\Omega_{me}(t)} \quad (\text{II.14})$$

où $\Omega_{me}(t)$ est la vitesse de rotation du moteur électrique.

Si l'embrayage 2 est fermé, et qu'une vitesse est enclenchée, la vitesse de rotation du moteur électrique est imposée par le cycle. On a alors :

$$\Omega_{me}(t) = \Omega_{cpl2}(t) \quad (\text{II.15})$$

L'équation du mouvement du moteur électrique, tenant compte de son inertie J_{me} , s'écrit alors :

$$\Gamma_{cpl2}(t) = \Gamma_{me}(t) - J_{me} \frac{d\Omega_{me}(t)}{dt} \quad (\text{II.16})$$

II.1.3-v Ensemble thermique

La vitesse de rotation au primaire du coupleur (du côté du moteur thermique) Ω_{cpl1} est fixée par la vitesse au secondaire du coupleur Ω_{emb2} . Pour ce modèle, nous décidons de commander le système par la puissance fournie par l'ensemble électrique. Ce choix est lié au problème de contrôle optimal que nous détaillerons section III.2.2-iii. Comme la demande de puissance totale est fixée par le cycle (modélisation inverse), le couple fourni par l'ensemble thermique est directement déduit par l'équation (II.8) :

$$\begin{aligned} \Omega_{cpl1}(t) &= \Omega_{emb2}(t) \\ \underbrace{\Gamma_{cpl1}(t)}_{\text{couple fourni par MT}} &= \underbrace{\Gamma_{emb2}(t)}_{\text{couple demandé par le cycle}} - \underbrace{\eta_{cpl}^{s(t)} \cdot \frac{1}{k_{cpl}} \cdot \Gamma_{cpl2}(t)}_{\text{couple fourni par EM}} \end{aligned} \quad (\text{II.17})$$

L'embrayage 1 est un embrayage de coupure, pour lequel il n'est pas permis de patiner. Son état $u_1(t)$ est donc discret (0 ou 1). Il vient :

$$\begin{aligned} \Omega_{mt}(t) &= u_1(t) \cdot \Omega_{emb1}(t) \\ \Gamma_{mt}(t) &= u_1(t) \cdot \Gamma_{cpl1} + J_{mt} \cdot \frac{d\Omega_{mt}}{dt} \end{aligned} \quad (\text{II.18})$$

avec,

$$\begin{cases} u_1(t) = 0 \text{ si } EMB1 \text{ ouvert} \\ u_1(t) = 1 \text{ sinon} \end{cases}$$

où

- $\Omega_{mt}(t)$ est la vitesse de rotation du moteur thermique,
- $\Gamma_{mt}(t)$ est le couple fourni par le moteur thermique,
- $J_{mt}(t)$ est l'inertie du moteur thermique.

Enfin, la connaissance de la cartographie de la consommation du moteur thermique permet de calculer le débit de carburant $\delta_{carb}(t)$ à chaque instant du cycle. On en déduit la consommation du véhicule pour 100 kilomètres parcourus J :

$$J = \frac{100}{\rho_{carb} dist} \int_{t_0}^{t_f} \delta_{carb}(\Omega_{mt}(t), \Gamma_{mt}(t)) dt \quad (\text{II.19})$$

où ρ_{carb} est la masse volumique du carburant et $dist$ est la distance totale parcourue.

Remarque. En supposant que la combustion est parfaite, il est possible de calculer la masse de CO_2 rejetée dans l'atmosphère à partir de la masse de carburant consommée par la relation :

$$m_{CO_2} = m_{carb} \cdot \frac{M_C + 2M_O}{M_C + 1,85M_H} \quad (\text{II.20})$$

où M_i désigne la masse molaire de l'élément i .

Nous considérons ici un hydrocarbure équivalent $CH_{1,85}$, composé en moyenne de 1,85 molécule d'hydrogène pour 1 molécule de carbone. Notez que les autres polluants ne sont pas pris en compte.

Modélisation du moteur thermique et variation de sa puissance

Le moteur thermique utilisé ici, est un moteur K9K 1,5l dci (diesel) dont la cartographie de consommation a été mesurée au LTE. Le moteur initial est d'une puissance maximale de 54,5 kW (cf. figure II.6). La consommation spécifique, notée CSP , représente la masse de carburant nécessaire pour fournir une énergie de 1 kW.h sur l'arbre du moteur thermique. Exprimée en $g/(kW.h)$, la CSP est une grandeur instantanée, elle est équivalente à l'inverse du rendement du moteur thermique : les points de fonctionnement à fortes CSP sont des points de faibles rendements.

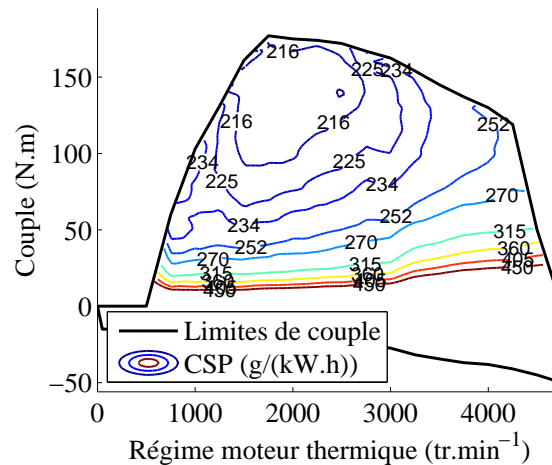


FIGURE II.6 – Cartographies de consommation spécifique du moteur thermique initial

II.1.3-vi Contraintes de fonctionnement

Si l'embrayage 1 est ouvert ($u_1 = 0$), seul le moteur électrique fournit la puissance imposée aux roues, c'est le mode purement électrique (il n'y a pas de pertes au niveau du moteur

thermique). Il vient que le degré de liberté $I_{bat}(t)$ est désormais contraint à être égal au courant du mode électrique $I_{me}^{elec}(t)$:

$$\begin{aligned} u_1(t) &= 0 \text{ et } I_{bat}(t) = I_{me}^{elec}(t) \\ \Leftrightarrow u_1(t) &= 0 \text{ et } \Gamma_{cpl1}(t) = 0 \\ \Rightarrow \int_{t_0}^{t_f} (1 - u_1(t)) \cdot \Gamma_{cpl1}(t)^2 dt &= 0 \end{aligned} \quad (\text{II.21})$$

Cette dernière équation contraint le couple au primaire du coupleur $\Gamma_{cpl1}(t)$, à être nul lorsque $u_1(t)$ vaut 1. D'après l'équation II.17, on contraint la puissance fournie par le moteur électrique à être égale à la puissance demandée par le cycle.

Notez ici qu'un ensemble de contraintes d'égalité est résumé en une contrainte d'égalité sous forme d'une unique intégrale².

Pour les modes de fonctionnement hybrides, l'équation (II.17) assure le respect du bilan énergétique.

II.1.3-vii Dérivation du modèle analytique

La dérivation des sorties du modèle par rapport aux variables d'entrée est nécessaire pour certains algorithmes d'optimisation. Le modèle du véhicule hybride est modélisé sous Matlab. Cette modélisation a été réalisée par le laboratoire LTE au sein du logiciel VEHLIB.

La dérivation automatique sous *Matlab* est possible avec la *toolbox Automatic Differentiation*, cependant, l'utilisation de cet outil nécessite un format particulier des équations à dériver. Elle est difficilement utilisable pour un modèle déjà existant. Dans nos travaux, nous avons donc dérivé manuellement le modèle du véhicule par rapport aux paramètres systémiques du véhicule, notés \mathbb{X}_{vh} . L'évaluation de la matrice jacobienne du système peut être décomposée en deux étapes importantes :

- l'évaluation de la matrice jacobienne de chaque composant du système,
- la composition des dérivées.

La dérivation des composants peut être réalisée par des méthodes automatiques ou à la main. Dans notre cas, la dérivation du modèle du moteur est réalisée automatiquement par l'intermédiaire de *Reluctool* et nous avons dérivé à la main les autres composants du véhicule hybride. Cette première étape est indépendante de la topologie du système, la dérivation du modèle *CPL* par exemple, pourra être utilisée pour d'autres architectures de véhicules, alimentant ainsi la bibliothèque de composants *VEHLIB*.

La composition des dérivées, est une étape purement mathématique et ne dépend ni de la physique étudiée ni de la méthode de dérivation utilisée pour l'estimation de la matrice

2. Ce résultat est issu du lemme de Dubois-Reymond

jacobienne des composants. La composition dépend de la topologie du système. Un exemple simple et général est illustré ci-dessous.

II.1.3.vii - a) Composition des dérivées avec un modèle

Soit f_1 la fonction qui modélise un composant du système.

$$\begin{array}{ccc}
 e_1 \xrightarrow{\text{entrées}} & \boxed{\Sigma_1} & \xrightarrow{\text{sorties}} s_1 \\
 & & \\
 & & f_1 : \left\{ \begin{array}{l} \mathcal{R}^n \rightarrow \mathcal{R}^m \\ e_1 \mapsto s_1 \end{array} \right. \quad (II.22)
 \end{array}$$

FIGURE II.7 – Modèle d'un composant général

Par dérivation de f_1 par rapport à ses variables d'entrées, on obtient :

$$\nabla f_1 = \begin{pmatrix} \frac{\partial s_1(1)}{\partial e_1(1)} & \cdots & \frac{\partial s_1(1)}{\partial e_1(n)} \\ \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial s_1(m)}{\partial e_1(1)} & \cdots & \frac{\partial s_1(m)}{\partial e_1(n)} \end{pmatrix} \quad (II.23)$$

A priori e_1 dépend des variables du système globale \mathbb{X} . La variation de la sortie par rapport aux variables globales se déduit donc par composition des dérivées :

$$\frac{\partial s_1}{\partial \mathbb{X}} = \nabla f_1 \cdot \frac{\partial e_1}{\partial \mathbb{X}} \quad (II.24)$$

Nous proposons d'illustrer ce dernier résultat dans le cas du modèle du réducteur f_{red} en négligeant les pertes ($\eta_{red} = 1$). Pour cette exemple, la fonction f_{red} et sa matrice jacobienne ∇f_{red} peuvent être définies ainsi :

$$f_{red} : \left\{ \begin{array}{l} \mathcal{R}^2 \rightarrow \mathcal{R}^1 \\ (k_{red}, \Gamma_1, \Omega_1) \mapsto (\Gamma_2, \Omega_2) \end{array} \right. \quad (II.25) \quad \nabla f_{red} = \begin{pmatrix} \frac{-\Gamma_1}{\sqrt{k_{red}}} & \frac{1}{k_{red}} & 0 \\ \Omega_1 & 0 & k_{red} \end{pmatrix} \quad (II.26)$$

En supposant la connaissance des dérivées des entrées par rapport aux variables du système, on obtient par composition :

$$\begin{pmatrix} \frac{\partial \Gamma_2}{\partial \mathbb{X}} \\ \frac{\partial \Omega_2}{\partial \mathbb{X}} \end{pmatrix} = \nabla f_{red} \cdot \begin{pmatrix} \frac{\partial k_{red}}{\partial \mathbb{X}} \\ \frac{\partial \Gamma_1}{\partial \mathbb{X}} \\ \frac{\partial \Omega_1}{\partial \mathbb{X}} \end{pmatrix} \quad (II.27)$$

II.1.3.vii - b) Composition des dérivées avec deux composants et généralisation

La figure II.8 représente la composition des dérivées avec deux composants du système.

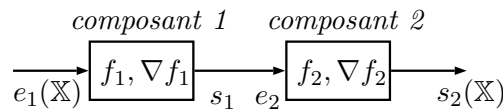


FIGURE II.8 – Composition du modèle et des dérivées pour deux composants

A priori, e_1 dépend des variables systémiques du système \mathbb{X} . Supposons $\frac{\partial e_1}{\partial \mathbb{X}}$ connue. D'après l'équation (II.24) et puisque $e_2 = s_1$, on obtient :

$$\frac{\partial s_2}{\partial \mathbb{X}} = \nabla f_2 \cdot \nabla f_1 \cdot \frac{\partial e_1}{\partial \mathbb{X}} \quad (\text{II.28})$$

Dans le cas général, il s'agit d'une multiplication matricielle, l'ordre des multiplications ne peut pas être changé. Ce résultat est généralisable pour un système complexe. Pour notre application, en remontant ainsi la chaîne de traction, la dérivation du modèle conduit à la matrice jacobienne de la consommation de carburant par rapport aux variables du système³.

Ce formalisme permet d'enrichir la bibliothèque des composants de VEHLIB. En effet, la dérivation des fonctions composants (fonction réduction ou autre) est indépendante de l'architecture du véhicule. Une fois réalisée, la dérivation des fonctions composants est réutilisable pour d'autres architectures assez facilement.

3. Les variables d'optimisation du système global considéré dans cette thèse, seront définies dans le chapitre III

II.2 Modèle du moteur électrique

II.2.1 Présentation générale du moteur électrique

Le moteur étudié ici est le moteur électrique de la Toyota Prius II⁴ [47–49, 92].

En pratique, cette machine possède quatre paires de pôles ($pp = 4$) et 48 encoches ($N_e = 48$), soit 8 pôles et deux encoches par pôle et par phase, $N_{ep} = 2$. Le bobinage est distribué et semble (d'après les clichés consultables dans [47]) être simple couche (c'est-à-dire une seule phase par encoche). Ce moteur développe un couple maximal de 400 $N.m$ pour une puissance mécanique nominale de 50 kW à la vitesse de base $\Omega_b \approx 1200 \text{ tr.mn}^{-1}$.

Dans cette étude, le nombre de pôles et le nombre d'encoches sont des choix *a priori* et par simplification, nous considérons ces grandeurs constantes.

Matériau magnétique

Pour information, les tôles de matériau magnétique utilisées pour cette machine sont d'une épaisseur de 0,33 mm . Nous supposons que les parties magnétiques sont réalisées avec des tôles M235-35A (couramment utilisées et bien étudiées).

II.2.1-i Géométrie du moteur électrique

La géométrie du moteur synchrone est présentée sur la figure II.9. Les paramètres géométriques principaux et indépendants les uns des autres y sont notés. La géométrie initiale⁵ est définie dans le tableau II.2.

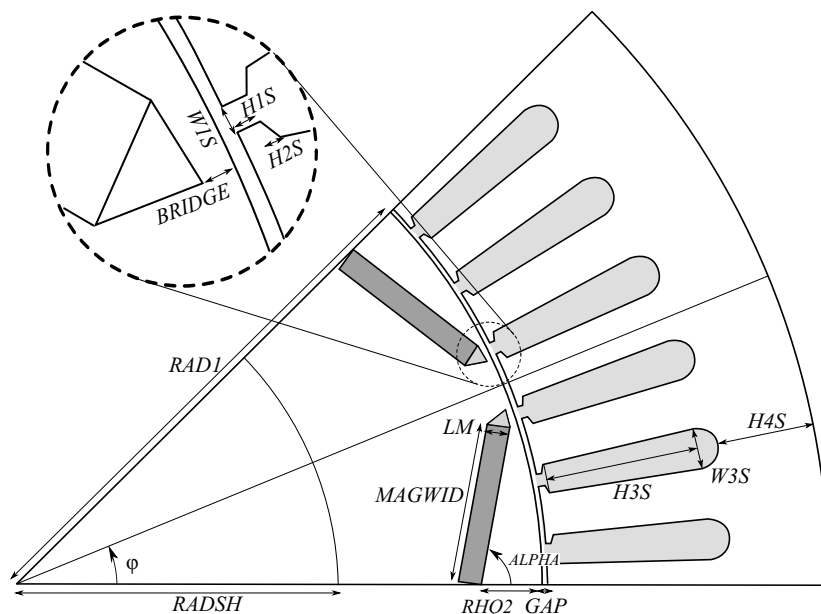


FIGURE II.9 – Représentation géométrique d'un huitième du moteur électrique - vue en coupe.

4. Il est le plus puissant des deux moteurs électriques de la Prius II. C'est celui qui est appelé « le moteur », par opposition à « la génératrice », bien que ces appellations soient relatives.

5. Cette géométrie est essentiellement basée sur les clichés et les mesures de l'étude [48].

Paramètres	<i>RAD1</i>	<i>RHQ2</i>	<i>LM</i>	<i>MAGWID</i>	<i>GAP</i>	<i>H3S</i>	<i>H4S</i>	<i>W3S</i>	<i>PROF</i>
Valeurs initiales	92	10	5	27	0.6	27	16.4	7	85
	<i>ALPHA</i>	<i>BRIDGE</i>	<i>W1S</i>	<i>H1S</i>	<i>H2S</i>				
	1.3962	1	1	1	0.5				

TABLEAU II.2 – Géométrie initiale du moteur électrique, (longueurs en *mm* et angles en *rad*).

II.2.1-ii Notations et repères [7, 63]

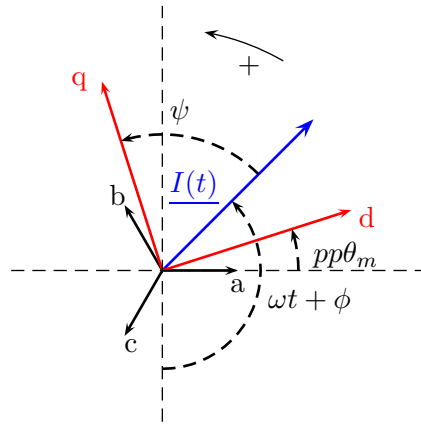
Dans ce paragraphe, nous définissons un certain nombre de grandeurs et de notations qui nous serviront dans la suite de cet exposé.

On appelle \mathcal{R}_{abc} le repère tridimensionnel fixe lié au stator et $\mathcal{R}_{d,q}$ le repère bidimensionnel tournant lié au rotor. Pour ce dernier, l'axe direct est défini comme étant l'axe du flux magnétique des aimants.

Le système triphasé au stator est supposé équilibré direct. On note $i_a(t)$, $i_b(t)$ et $i_c(t)$ les courants instantanés des phases A, B et C de la machine :

$$\begin{aligned}
 i_a(t) &= I_{me} \sin(\omega t + \phi) \\
 i_b(t) &= I_{me} \sin(\omega t + \phi - \frac{2\pi}{3}) \\
 i_c(t) &= I_{me} \sin(\omega t + \phi + \frac{2\pi}{3})
 \end{aligned} \tag{II.29}$$

où ϕ est la phase du courant de la phase A pour $t = 0$.

FIGURE II.10 – Représentation du courant et des repères pour $\theta_m > 0$ et $\omega t + \phi > 0$.

On définit l'angle mécanique θ_m nul lorsque la phase A et l'axe direct sont en phase, $pp\theta_m = (\vec{a}, \vec{d})$, où pp est le nombre de paires de pôles. D'après la transformée de Park pour les courants, et la définition de l'angle θ_m (cf. figure II.10) :

$$\begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} \cos(pp\theta_m) & \cos(pp\theta_m - \frac{2\pi}{3}) & \cos(pp\theta_m + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin(pp\theta_m) & -\sin(pp\theta_m - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(pp\theta_m + \frac{2\pi}{3}) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{pmatrix} \tag{II.30}$$

Le coefficient $2/3$ permet à cette transformation de conserver le module du vecteur courant.

La transformation dans le repère de Park permet une représentation plus simple de nos grandeurs.

On note :

- $pas_m = \frac{2\pi}{N_e}$ le pas mécanique de denture,
- $pas_e = \frac{2\pi pp}{N_e}$ le pas électrique de denture,
- ψ l'angle d'autopilotage.

À chaque instant, la relation II.31 lie l'angle d'autopilotage, l'angle mécanique et la phase du vecteur courant. D'après la figure II.10 et le système (II.29), on a :

$$\psi = pp\theta_m - \omega t - \phi + \pi \quad (\text{II.31})$$

On retrouve le cas stationnaire lorsque $\omega t = pp\theta_m$. Par dérivation de l'équation (II.31), on retrouve que la vitesse de rotation mécanique θ_m est proportionnelle à la pulsation électrique ω :

$$pp \frac{\partial \theta_m}{\partial t} = \omega \quad (\text{II.32})$$

II.2.1-iii Fonctionnement du moteur synchrone à aimants permanents

Avant la modélisation du moteur par réseaux de réductance, nous avons étudié le fonctionnement de la machine électrique par la méthode des éléments finis. L'étude du fonctionnement en charge et à vide de la machine permet une meilleure compréhension des phénomènes physiques et nous renseigne sur les trajets du flux. Une étude complète d'une machine très proche de la nôtre peut être trouvée dans la documentation du logiciel Flux2D. Les figures II.11 et II.12 représentent respectivement, les courbes d'isovaleurs du potentiel vecteur et de l'intensité du champ magnétique à vide et en charge. La simulation est réalisée avec Flux2D en magnétostatique. Nous avons choisi ici de faire une simulation en charge avec $I_{me} = 100A$, pour un angle de commande $\psi = 0$, correspondant à une commande « directe ». Dans ce cas : $\omega t = 0$, $\phi = \frac{\pi}{2}$ et $\theta_m = -\frac{\pi}{8}$ d'où $i_a = I_{me}$, $i_b = -I_{me}/2$ et $i_c = I_{me}/2$.

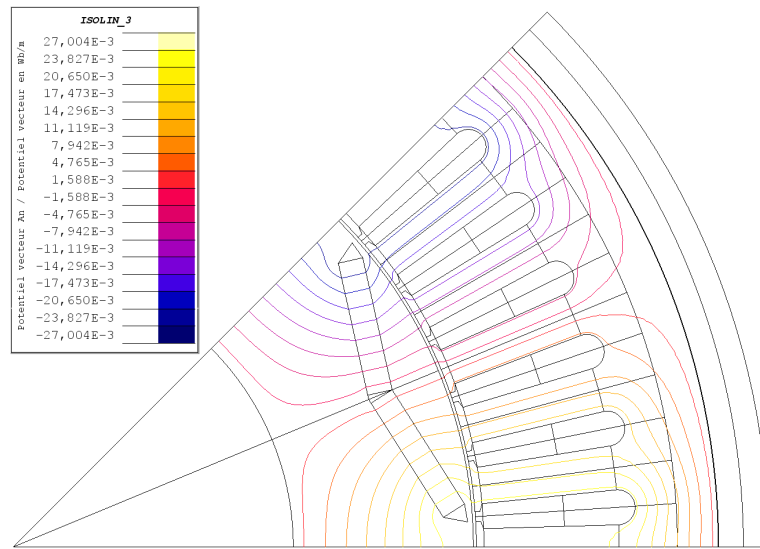
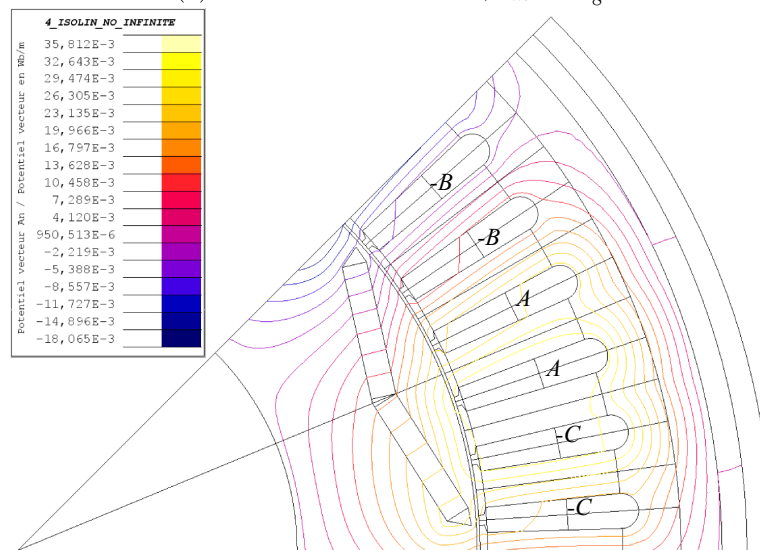
(a) Fonctionnement à vide, $\theta_m = -\frac{\pi}{8}$ (b) Fonctionnement en charge, $\theta_m = -\frac{\pi}{8}$, $\psi = 0$ (commande directe) et $I = 100 A$

FIGURE II.11 – Représentation des isovaleurs du potentiel vecteur à vide et en charge, simulation en 2D magnétostatique

II.2.1.iii - a) Analyse du fonctionnement à vide

Le fonctionnement à vide est représenté figures II.11a et II.12a. La figure II.11a est parfaitement antisymétrique. Le flux passe principalement radialement le long des dents statoriques, et il boucle son chemin en traversant deux fois l'entrefer et deux fois les aimants. L'agencement des aimants a donc tendance à augmenter la saillance de la machine. On remarque, sur la figure II.12b, une forte saturation de la petite partie de matériau magnétique aux bouts des aimants. Cette partie, appelée « pont de saturation », contribue à la tenue mécanique du rotor, et contribue fortement au bon fonctionnement magnétique de la machine. Elle doit être suffisamment grande pour la tenue mécanique du rotor ; à l'inverse, elle contribue à reboucler le flux des aimants et ne doit pas être trop importante.

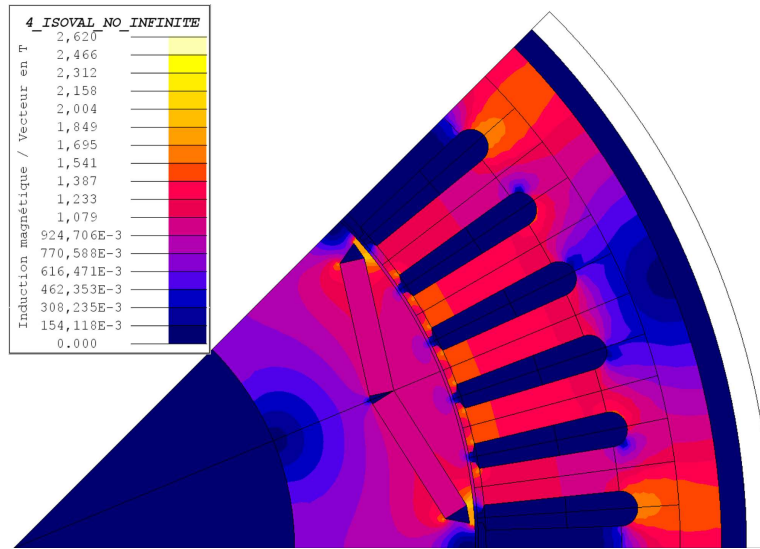
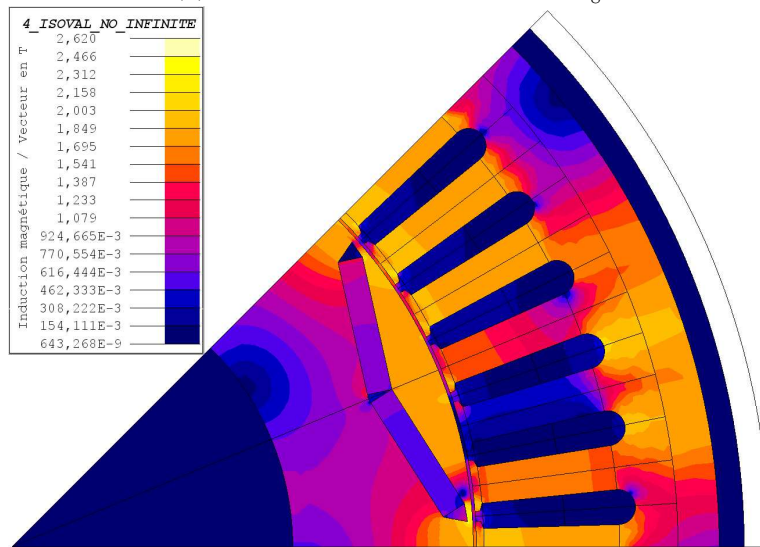
(a) Fonctionnement à vide, $\theta_m = -\frac{\pi}{8}$ (b) Fonctionnement en charge, $\theta_m = -\frac{\pi}{8}$, $\psi = 0$ (commande directe) et $I = 100 \text{ A}$

FIGURE II.12 – Représentation des isovaleurs du champ magnétique à vide et en charge, simulation en 2D magnétostatique

II.2.1.iii - b) Analyse du fonctionnement en charge

Le fonctionnement en charge est plus complexe à analyser (*cf.* figures II.11b et II.12b). Ce fonctionnement résulte de l'interaction du flux des aimants et du flux créé par le système triphasé au stator. Un angle d'autopilotage $\psi = 0$ signifie que le flux créé par les enroulements statoriques est en quadrature par rapport au flux des aimants. Le chemin du flux magnétique (qui est en tout point parallèle aux isovaleurs du potentiel magnétique) est alors déformé. Le couple qui résulte de cette déformation tend à aligner le champ magnétique créé par les aimants et le champ créé par les enroulements statoriques (dans le sens \vec{d} vers \vec{I} sur la figure II.10). On remarque également une désaturation d'un des deux ponts de saturation (le champ magnétique est de $1,0 \text{ T}$ pour l'un et de $2,5 \text{ T}$ pour l'autre, *cf.* section II.12b) et la présence de flux de fuite à travers les encoches. Cette désaturation est le produit de l'interaction entre les flux direct et en quadrature qui s'opposent.

Un cadrage rapproché du pont de saturation est réalisé figure II.13 en fonctionnement en charge. Au niveau du pont de saturation, nous remarquons l'interaction entre les flux direct et transverse (—). Au niveau des encoches et des fermetures d'encoches, on remarque des flux de fuite à travers l'encoche (---). On remarque également un début de désaimantation, car le champ dans les aimants étant d'environ 1,08 T à vide, passe ici à 0,7 T.

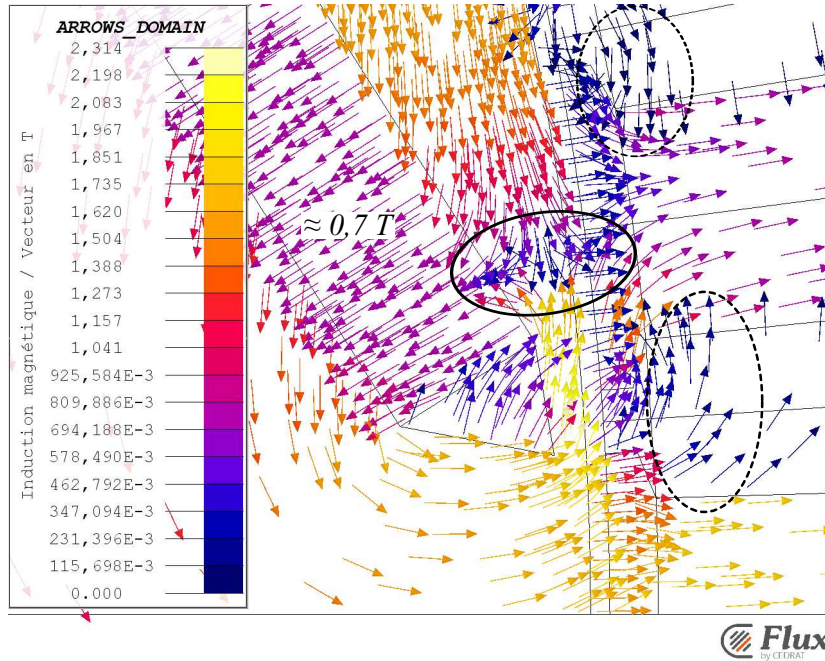


FIGURE II.13 – Cadrage rapproché du pont de saturation en charge, $\theta_m = -\frac{\pi}{8}$, $\psi = 0$ et $I = 100 \text{ A}$

II.2.2 Création des réseaux de ré reluctances du rotor et du stator

II.2.2-i Analogie magnétique-électrique

Un modèle ré luctant repose sur l'équivalence entre les phénomènes magnétiques et électriques. Le chemin du flux à travers la machine synchrone peut être représenté par un circuit électrique équivalent. La ré luctance représente la résistance du matériau à l'établissement du flux magnétique ; plus précisément, elle est définie comme le rapport entre le potentiel magnétique et le flux magnétique pour un tube de flux considéré. Le tableau II.3 résume les analogies entre les grandeurs électriques et magnétiques.

Circuit magnétique	Circuit électrique
Champ magnétique \vec{H}	Champ électrique \vec{E}
Induction magnétique \vec{B}	Densité de courant \vec{j}
Perméabilité μ	Conductivité σ
Flux magnétique φ	Courant I
Potentiel magnétique θ	Potentiel électrique V
Ré luctance \mathfrak{R}	Résistance R

TABLEAU II.3 – Analogies entre grandeurs magnétiques et électriques [33]

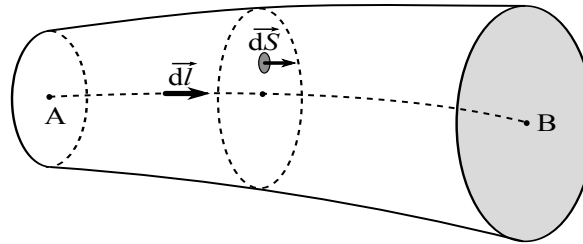


FIGURE II.14 – Tube de flux

Pour le tube de flux représenté sur la figure II.14, on définit le flux magnétique φ comme suit [33, 53] :

$$\varphi = \int_{S_t} \vec{B} \cdot d\vec{S} \quad (\text{II.33})$$

où S_t correspond à la surface associée au tube de flux.

On définit le potentiel magnétique scalaire par :

$$\theta_{AB} = \int_A^B \vec{H} \cdot d\vec{l} \quad (\text{II.34})$$

En régime statique et en choisissant un chemin de flux en tout point tangent au champ \vec{B} , on retrouve la loi d'Ohm magnétique intégrée (formule d'Hopkinson) :

$$\theta_{AB} = \varphi \int_A^B \frac{dl}{\mu S_t} = \mathfrak{R} \varphi \quad (\text{II.35})$$

Partant de cette équation, et pour des formes géométriques particulières, il est possible de calculer la ré luctance équivalente [33]. Par exemple, un tube de flux cylindrique, de section

S , de longueur L et de perméabilité magnétique μ , équivaut à la réluctance :

$$\mathfrak{R} = \frac{L}{\mu S} \quad (\text{II.36})$$

II.2.2-ii Les besoins du concepteur du modèle

Avant de commencer dans le vif du sujet avec la création du modèle réluctant, il faut définir précisément les besoins du concepteur. Dans cette thèse, nous proposons de créer le modèle d'un système complexe, qui a pour but de fonctionner sur de longs cycles de fonctionnement. Il sera ensuite utilisé dans un processus d'optimisation potentiellement long.

Le choix du modèle réluctant a donc été réalisé dans ce contexte ; c'est un modèle pour la conception qui offre un bon compromis entre complexité, précision et rapidité de simulation. De plus, les outils informatiques tels que *Reluctool* [33], permettent la génération automatique de la matrice jacobienne⁶ du modèle.

II.2.2.ii - a) Intérêts du concepteur

Du point de vue de la modélisation du problème physique, notre intérêt principal est de caractériser la géométrie précise du moteur électrique (tailles des aimants, entrefer, hauteur d'encoches, etc.) et son fonctionnement énergétique au sein du système du véhicule hybride (pertes, couple en fonction de la vitesse et de la commande). Le tableau II.4 présente un certain nombre de grandeurs qu'il est possible de modéliser par réseau de réluctances. Ces grandeurs sont mises en regard avec nos intérêts et les hypothèses de modélisation.

Grandeurs	Nos intérêts de conception	Hypothèses de modélisation
Couple instantané	<i>faible</i>	-
Ondulation de couple	<i>faible</i>	-
Couple moyen	<i>fort</i>	1 ^{er} harmonique
Tensions instantanées	<i>faible</i>	-
Tensions efficaces	<i>fort</i>	1 ^{er} harmonique
Pertes par effet Joule	<i>fort</i>	1 ^{er} harmonique
Pertes fer	<i>fort</i>	1 ^{er} harmonique

TABLEAU II.4 – Intérêts et hypothèses de modélisation de la machine électrique

Pour notre problématique, le calcul du couple instantané n'est pas une donnée pertinente pour caractériser le fonctionnement énergétique du système. De plus, elle est plus complexe et longue à calculer que le couple moyen. L'ondulation de couple peut être une donnée importante pour le système (confort et commande). Cependant, dans la phase de conception énergétique du système et du moteur électrique, son étude n'a pas sa place. La minimisation du couple d'ondulation pourra être réalisée *a posteriori* par des outils de simulation plus fins (tels que les éléments finis). La connaissance de la tension efficace est une donnée importante puisqu'elle est contrainte par la tension en sortie de l'onduleur et dépend de la tension du bus continu.

6. La matrice jacobienne du système renseigne les dérivées partielles des entrées par rapport aux sorties.

II.2.2.ii - b) Les méthodes de simulation possibles

Les réseaux de réductances offrent plusieurs possibilités en matière d'échelle de modélisation, suivant les intérêts du concepteur. Le tableau II.5 présente quatre méthodes possibles pour la réalisation d'un modèle de machine.

Méthodes de simulation	Intérêt principal du concepteur	Réseau
Deux simulations statiques (dans les axes d et q) [90]	Calcul du couple moyen en fonction de l'angle d'auto-pilotage	2 réseaux de réductances fixes pour les axes direct et transverse
Quasi-statique électrique [69], ωt variable	Calcul du couple moyen en fonction de l'angle d'auto-pilotage	1 réseau d'une paire de pôles paramétré par le temps
Quasi-statique mécanique, θ_m variable	Calcul du couple moyen en fonction de l'angle d'auto-pilotage	1 réseau d'une paire de pôles paramétré par la position
Quasi-statique électromécanique [30], θ_m variable et ωt variable	Calcul du couple instantané en fonction de l'angle d'auto-pilotage	1 réseau d'une paire de pôles paramétré par le temps et la position

TABLEAU II.5 – Les méthodes de simulation du couple

Notez que la réalisation d'un réseau de réductances par un pôle ou une paire de pôles nécessite obligatoirement une symétrie de distribution électrique et une symétrie géométrique de la machine. Dans le cas contraire, une part plus importante, voire l'ensemble de la machine doit être modélisé.

Dans un premier temps, nous avons envisagé un modèle de conception à une paire de pôles. Nous avons très rapidement dégagé un certain nombre de limites pour les modèles à un pôle. Le paragraphe suivant en résume les conclusions principales.

II.2.2-iii Modèle à un pôle et ses limites

Par symétrie, il est possible de réduire l'étude du moteur électrique à l'étude d'un pôle. La construction de deux schémas réductants, l'un représentant l'axe direct et l'autre représentant l'axe transverse, permet de déduire les grandeurs suivantes :

- Ψ_f^0 , le flux des aimants seuls (sans excitation statorique), avec le schéma réductant représentant l'axe direct à vide,
- $L_d(i_d)$, l'inductance directe en fonction du courant direct, avec le schéma réductant représentant l'axe direct,
- $L_q(i_q)$, l'inductance transverse en fonction du courant transverse, avec le schéma réductant représentant l'axe transverse *sans* la contribution des aimants.

Dans un cas où la machine n'est pas saturée, et où les interactions entre les axes direct et transverse sont négligeables (*i.e* $L_d(i_d, i_q) \approx L_d(i_d)$ et $L_q(i_d, i_q) \approx L_q(i_q)$) ce modèle peut être suffisant et permet, au premier harmonique, de déduire le couple par calcul de la puissance électrique [90]. La figure II.15 représente les chemins de flux pour un pôle, avec des courants

statoriques dans l'axe transverse et la présence des aimants. En l'état, la modélisation par réseau de réductances ne permet pas cette simplification du modèle, puisque Reluctool ne gère pas les antisymétries pour le moment. Un schéma à une paire de pôles est donc nécessaire.

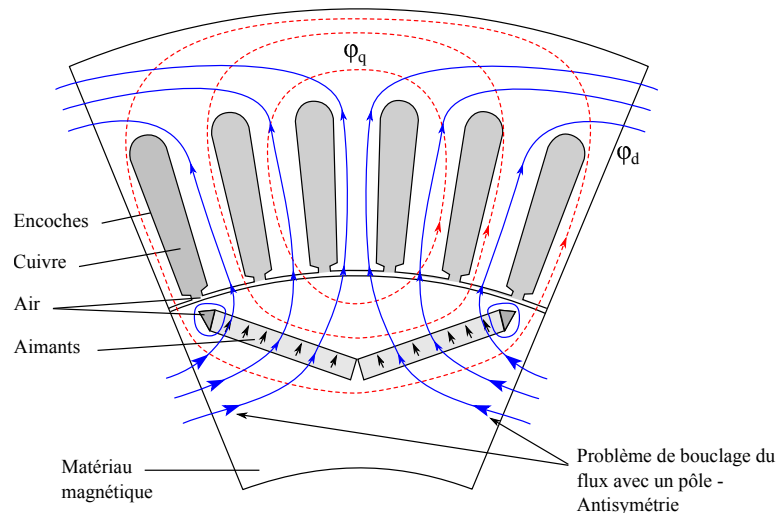


FIGURE II.15 – Schématisation du problème de modélisation aux limites pour un pôle et une simulation dans l'axe transverse avec la présence des aimants.

De plus, un modèle tenant compte des interactions entre les axes direct et transverse est à privilégier. Plusieurs simulations éléments finis nous ont permis de comprendre les phénomènes de saturation croisée. Elles montrent en outre, qu'une modélisation à un pôle n'est pas suffisante. La principale erreur de ce modèle réside dans la mesure de l'inductance L_q sans les aimants. La figure II.12a montre que les aimants sont responsables de la saturation du matériau magnétique, et plus particulièrement au niveau des ponts de saturation. Dans l'axe transverse, le chemin du flux est alors très perturbé. Il vient que l'approximation $L_q = L_q(i_q)$ est mauvaise, et qu'il serait bon de considérer plutôt $L_q = L_q(\phi_f, i_d, i_q)$ avec ϕ_f le flux créé par les aimants.

Dans la suite de notre étude, nous choisissons d'utiliser un modèle à deux pôles pour modéliser le moteur sur toute la plage de fonctionnement, entre les axes direct et transverse, sans en négliger les interactions.

II.2.2-iv Modélisation du stator et du rotor

Dans un premier temps, nous présentons dans ce paragraphe la modélisation des circuits équivalents du rotor et du stator. La modélisation de l'entrefer qui fait intervenir la variation de l'angle mécanique est plus complexe et sera présentée dans le paragraphe suivant (§II.2.3). Les circuits du rotor et du stator peuvent être réalisés « indépendamment » de la méthode de rotation de l'un par rapport à l'autre.

De manière générale, la discrétisation de la machine est laissée à l'initiative du concepteur et contribue grandement au compromis entre rapidité et précision du modèle. Quelle que soit la discrétisation de la machine utilisée, le schéma réductant doit pouvoir représenter le chemin du flux quelle que soit la commande de la machine (à vide, en charge, en défluxage, en commande directe, etc.).

II.2.2.iv - a) Modélisation du stator

À titre d'exemple, nous détaillons ici le processus de création d'un réseau de réluctances pour une dent statorique.

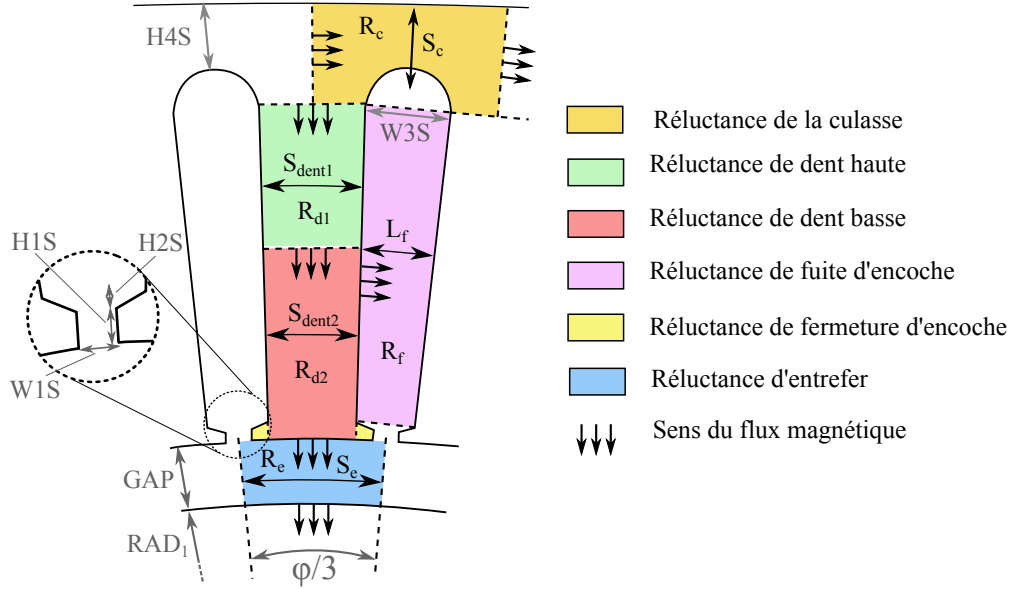


FIGURE II.16 – Création du réseau de réluctances d'une dent statorique

Nous proposons le découpage du stator, représenté sur la figure II.16. Nous en déduisons un ensemble de réluctances rectangulaires équivalentes. Elles sont définies par leur longueur et leur section (cf. éq. (II.37) à (II.41)).

$$R_c : \begin{cases} S_c = \frac{W3S}{2} \frac{PROF}{\ln\left(\frac{H4S+W3S/2}{H4S}\right)} \\ L_c = \frac{\varphi}{3} (RAD1 + GAP + H1S + H2S + H3S + W3S/2) \end{cases} \quad (II.37)$$

$$R_{d1} : \begin{cases} S_{d1} = \frac{\varphi}{3} ((RAD1 + GAP + H1S + H2S) - 3W3S) . PROF \\ L_{d1} = \frac{H3S}{2} + \frac{W3S}{2} \end{cases} \quad (II.38)$$

$$R_{d2} : \begin{cases} S_{d2} = S_{d1} \cdot \frac{RAD1 + GAP + H1S + H2S + H3S/2}{RAD1 + GAP + H1S + H2S + H3S} \\ L_{d2} = H1S + H2S + \frac{H3S}{2} \end{cases} \quad (II.39)$$

$$R_f : \begin{cases} S_f = H3S . PROF \\ L_f = W3S \end{cases} \quad (II.40)$$

$$R_e : \begin{cases} S_e = \frac{\varphi}{3} (GAP + RAD1) . PROF \\ L_e = GAP \end{cases} \quad (II.41)$$

où φ est l'angle d'un demi pôle (cf. figure II.9).

La réluctance de la culasse R_c tient compte de la partie arrondie de l'encoche, ce qui explique l'expression de la surface équivalente S_c (cf. éq. (II.37)). Nous proposons un découpage qui rend compte des fuites dans l'encoche, ce qui nécessite de diviser la dent au moins en deux réluctances et donc de considérer au moins deux sources d'ampères-tours par dent statorique.

Le circuit de réductances modélisant une dent statorique est reproduit douze fois pour représenter les douze encoches de la paire de pôle. Nous représentons, sur la figure II.17, six dents (soit un pôle) sur les douze que nécessite le modèle complet.

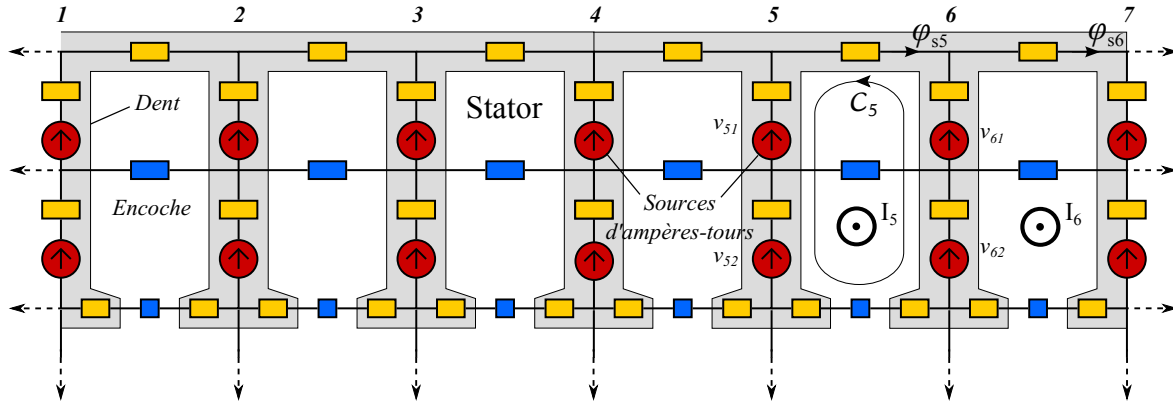


FIGURE II.17 – Schéma réductant du stator pour un pôle (6 dents)

- Calcul des sources d'ampères-tours

Le calcul des sources d'ampères-tours est une étape importante pour la réalisation du schéma électrique équivalent. Il peut être réalisé de plusieurs manières. Pour un bobinage donné, il est d'usage de tracer la fonction de bobinage [82], qui représente la force électromotrice totale dans l'entrefer en fonction de l'angle mécanique. L'extraction de la composante fondamentale de cette fonction, nous renseigne alors sur les valeurs des sources d'ampères-tours [69].

Dans cette étude, nous procéderons différemment. Pour que la création de sources soit le plus général possible, nous considérons les courants des encoches I_1, I_2, \dots, I_{12} indépendamment du système de courants $i_a(t), i_b(t)$ et $i_c(t)$. De cette manière, le calcul des sources d'ampères-tours équivalentes V_1, V_2, \dots, V_{12} ne dépend pas du bobinage, mais seulement des courants traversant les encoches. Ceci permet de généraliser le calcul des sources équivalentes dans n'importe quelle application, de réaliser des simulations de différentes natures (cf. section II.2.5) et d'étudier des cas dégradés (court-circuit entre phases par exemple).

Le calcul des sources d'ampères-tours repose largement sur le théorème d'Ampère :

Pour un chemin de flux donné entourant un conducteur traversé par un courant I , la somme des sources d'ampères-tours équivalentes du circuit électrique équivalent doit être égale à I .

Notons v_{i1} et $v_{i2}, i \in \llbracket 1; 12 \rrbracket$, les sources d'ampères-tours équivalentes⁷ hautes et basses du circuit électrique équivalent. D'après le réseau présenté figure II.17, et en extrapolant à une paire de pôles, il est possible d'exprimer les sources v_{ij} en fonction des ampères-tours I_i de chaque encoche.

⁷ Rappelons ici qu'une source d'ampères-tours est équivalente à une source de tension électrique, d'où la notation V .

Par exemple, pour le chemin C_5 , sur la figure II.17, on déduit la relation suivante :

$$v_{61} + v_{62} - v_{51} - v_{52} = I_5 \quad (\text{II.42})$$

On peut supposer que les deux sources d'une même dent voient la même induction magnétique. Ainsi, $\forall i \in \llbracket 1; 12 \rrbracket$, $v_{i1} = v_{i2}$. Nous rappelons que les sources d'ampères-tours sont des sources de tension, elles sont donc définies à une constante près.

L'écriture du théorème d'Ampère pour toutes les mailles indépendantes du stator, conduit à un système de 23 équations et de 24 inconnus qui fournit les sources d'ampères-tours équivalentes v_{i1}, v_{i2} en fonction des courants d'encoches I_1, I_2, \dots, I_{12} à une constante près. Nous présentons un cas d'application plus simple, avec trois encoches, et sa démonstration en annexe A.

II.2.2.iv - b) Modélisation du rotor

- Modélisation des aimants

Chaque aimant est modélisé par une source de champ magnétique E_a , en série avec une réluctance R_a [33, 53].

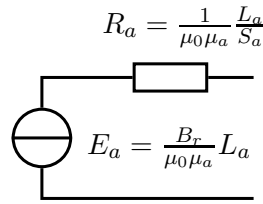


FIGURE II.18 – Modélisation électrique des aimants permanents

où μ_0 et μ_a sont respectivement la perméabilité magnétique du vide et la perméabilité magnétique du matériau. S_a est la surface de l'aimant (perpendiculaire au flux) et L_a est la longueur de l'aimant. Le champ magnétique rémanent de l'aimant est noté B_r .

Le champ magnétique dans l'aimant, noté B_a , est modélisé par comportement linéaire par rapport à l'induction magnétique H_a :

$$B_a(H_a) = \mu_0 \mu_a H_a + B_r \quad (\text{II.43})$$

On suppose que les aimants sont réalisés en NdFeB⁸. Très adaptés pour les applications à hautes performances, ils présentent un champ rémanent très élevé ($B_r \approx 1,1 - 1,5T$). Dans la suite de notre travail, nous fixons $B_r = 1,1 T$.

- Création du circuit de réluctances du rotor

La modélisation du rotor n'introduit pas de difficulté particulière par rapport à celle du stator. C'est pourquoi nous ne détaillerons pas l'expression de chaque réluctance. Le schéma réluctant général est présenté sur la figure II.19. Nous choisissons de discrétiser la surface du

8. Néodyme fer bore

rotor en douze nœuds (autant que de dents statoriques) pour limiter le nombre de réluctances au rotor et au niveau de l'entrefer.

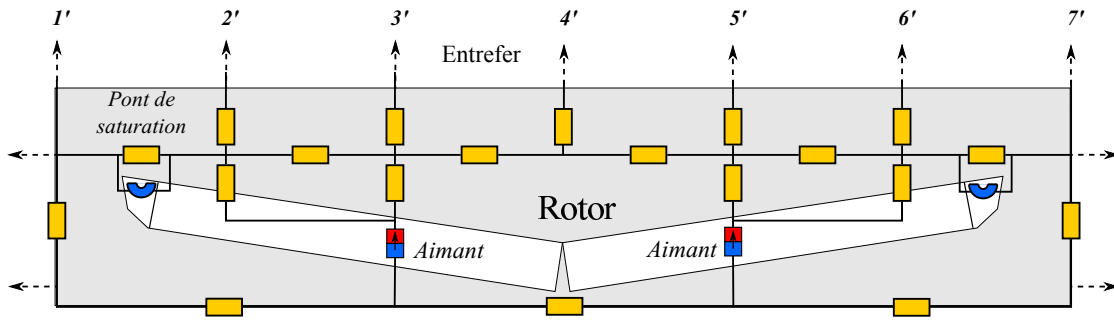


FIGURE II.19 – Schéma réductant du rotor pour un pôle

II.2.3 Modélisation de l'entrefer pour la simulation multistatique mécanique

Cette section a pour but de faire un état des connaissances sur la modélisation multistatique mécanique de l'entrefer (où l'on souhaite simuler la rotation du rotor) par réseau de réluctances. Dans un premier temps, nous présenterons les méthodes déjà existantes, basées sur une variation des réluctances d'entrefer, puis nous proposons une méthode innovante, dédiée au calcul rapide et à l'optimisation, basée sur la variation des courants statoriques.

Dans la suite de cet exposé, pour rester général d'un point de vue méthodologique, nous illustrons les méthodes pour une machine simplifiée et une paire de pôles et une encoche par pôle et par phase, représentée sur la figure II.20. L'application de ces méthodes sur des bobinages plus complexes (double couche par exemple) ne présente pas de difficulté supplémentaire. On note θ_s l'angle d'ouverture d'encoche et θ_r le pas de denture.

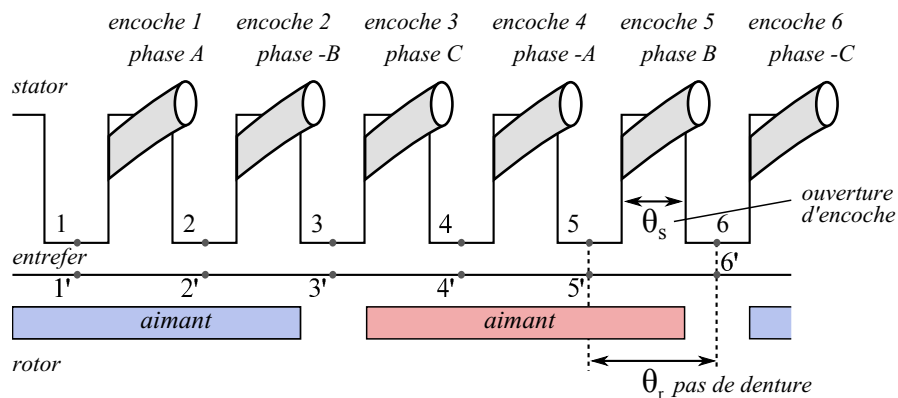


FIGURE II.20 – Représentation simplifiée d'une paire de pôles.

II.2.3-i Réseau avec réluctances paramétrées par l'angle mécanique

La modélisation de la rotation mécanique du rotor nécessite généralement un schéma réductant dont les réluctances sont paramétrées par l'angle mécanique [19,30,101]. La rotation du rotor est donc simulée par la modification des réluctances d'entrefer en fonction de l'angle mécanique θ_m . Les phases A, B et C et les encoches $1, 2, \dots, 6$ sont liées indépendamment de

l'angle mécanique : dans notre exemple (*cf.* figure II.20) la phase A est toujours liée à l'encoche 1. Cette technique de modélisation est principalement représentée par deux méthodes.

II.2.3.i - a) Méthode 1

La première méthode que nous présentons ici consiste à créer toutes les réductances d'entrefer possibles. Le circuit représenté sur la figure II.21 modélise la machine pour toutes les positions θ_m envisageables. Par simplicité, l'intégralité du schéma réductant n'est pas représentée.

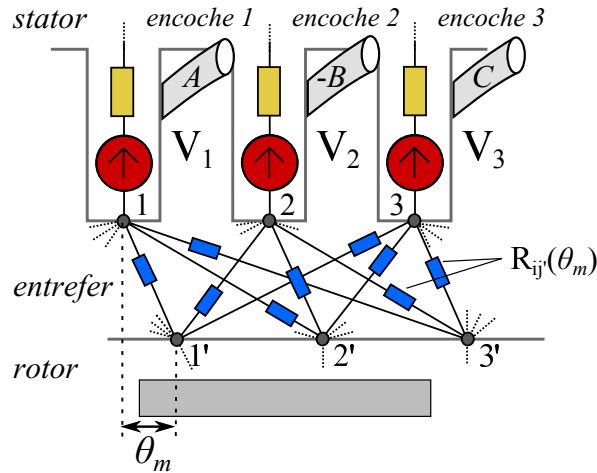


FIGURE II.21 – Exemple de circuit de réductances paramétrées par l'angle mécanique

Pour ce circuit, les sources d'ampères-tours V_1 , V_2 et V_3 dépendent des courants statoriques i_a , i_b et i_c (et ne dépendent pas de l'angle mécanique). Les réductances d'entrefer $\mathfrak{R}_{ij'}$ sont paramétrées par l'angle mécanique θ_m . Différentes méthodes de paramétrage des réductances d'entrefer sont possibles [31]. Sur la figure II.21 par exemple, la réductance $\mathfrak{R}_{11'}$ est maximale lorsque les nœuds 1 et 1' sont face à face, elle diminue ensuite à mesure que les deux nœuds s'éloignent. Cette réductance est 2π périodique.

Cette représentation permet de représenter fidèlement toutes les positions possibles en un seul schéma réductant. Cependant, elle nécessite un nombre important de réductances d'entrefer⁹. De plus, cette méthode a tendance à introduire des problèmes numériques et à augmenter très fortement le temps de calcul¹⁰ et la mémoire nécessaire.

II.2.3.i - b) Méthode 2

Les limitations en matière de temps de calcul et de mémoire ont été contournées par l'introduction d'une seconde méthode, représentée sur la figure II.22. L'idée de cette méthode est de réaliser plusieurs schémas réductants. Chacun d'entre eux est représentatif de la machine pour un intervalle d'angle mécanique donné. Pour cette méthode, on suppose le flux magnétique radial dans l'entrefer (ce qui minimise le parcours du flux dans l'entrefer). La réductance d'entrefer $\mathfrak{R}_{ij'}$ est toujours paramétrée par l'angle mécanique, mais elle est considérée dans le

9. Pour n nœuds au stator et m nœuds au rotor, il est nécessaire de considérer $n \times m$ réductances d'entrefer.

10. Le temps de résolution d'un circuit est fortement lié au nombre de composants et au nombre de mailles indépendantes. Le temps de calcul est proportionnel au cube du nombre de mailles indépendantes.

schéma seulement si une partie de la dent i fait face au nœud j' du rotor. Nous rappelons que les sources d'ampères-tours notées V_i , dépendent des courants I_i qui traversent les encoches et qu'elles se déduisent du théorème d'Ampère, comme nous l'avons montré au paragraphe II.2.2.iv - a).

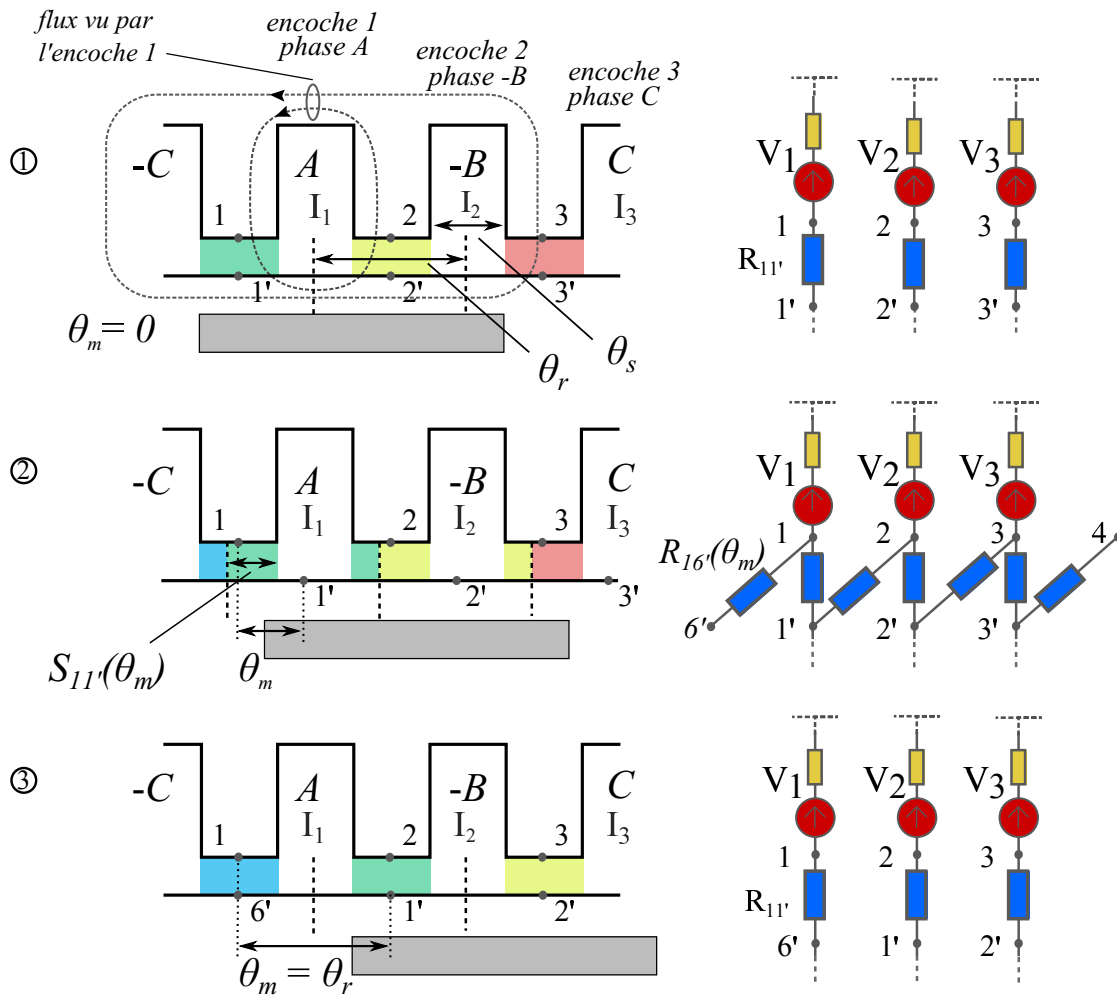


FIGURE II.22 – Représentation de la méthode avec réluctances d'entrefer paramétrées

- Description de la méthode 2

Prenons l'exemple de trois positions consécutives (cf. figure II.22).

- Le premier schéma est représentatif de la plage de fonctionnement :

$$\theta_m \in \left[\frac{\theta_s - \theta_r}{2}; \frac{\theta_r - \theta_s}{2} \right]$$

Dans ce cas, la réluctance d'entrefer \mathfrak{R}_{11}' dépend de la surface $S_{11}' = R.\theta_s$ où R est le rayon du rotor. Notez que la réluctance ne dépend pas de l'angle mécanique θ_m . Les autres réluctances $\mathfrak{R}_{ij'}, i \neq j$ sont supposées nulles, puisque les dents i ne sont pas face à face avec les nœuds j' du rotor.

- Le second réseau de réluctances représente une position intermédiaire où les dents font face à deux nœuds du rotor. Le flux qui traverse l'encoche 2 est donc redistribué entre

les nœuds 1' et 2' au rotor. Il représente la machine pour la plage de fonctionnement :

$$\theta_m \in \left] \frac{\theta_r - \theta_s}{2}; \frac{\theta_r + \theta_s}{2} \right[$$

Dans ce cas, les réductances d'entrefer sont paramétrées par l'angle mécanique θ_m . Une méthode de paramétrage possible est la méthode des trapèzes [31]. Pour le schéma 2 de la figure II.22, la réductance $\mathfrak{R}_{11'}$ est calculée ainsi :

$$\mathfrak{R}_{11'} = R.S_{11'} = R. \left(\frac{\theta_r + \theta_s}{2} - \theta_m \right)$$

- Sur la figure II.22, le troisième schéma représente le moteur pour la plage de fonctionnement :

$$\theta_m \in \left[\frac{\theta_r + \theta_s}{2}; \frac{3.\theta_r - \theta_s}{2} \right]$$

- *Remarque sur la méthode 2*

Pour cette modélisation, les courants de phases et les courants d'encoches sont toujours liés, quel que soit l'angle mécanique θ_m . Pour l'encoche 1 par exemple :

$$\forall \theta_m \in [0; 2\pi], I_1 = N_{se}.i_a(t)$$

où N_{se} est le nombre de spires par encoche.

La simulation d'une rotation du moteur électrique nécessite dans cet exemple 12 schémas réductants¹¹.

Cette méthode permet de gagner en temps de calcul et elle ne présente pas d'inconvénients numériques puisque chaque réductance déclarée est non-nulle. Cela-dit, il est possible de simplifier encore plus la modélisation de l'entrefer si on remarque que les schémas réductants ① et ③ de la figure II.22 sont identiques. Seules les positions des phases A, B et C sont décalées d'un pas dentaire, ce qui se traduit, dans le schéma réductant, par une permutation circulaire des nœuds :

$$1' \rightarrow 6', 2' \rightarrow 1', 3' \rightarrow 2', \text{ etc.}$$

II.2.3-ii Réseau avec sources paramétrées par l'angle mécanique

Nous proposons dans ce paragraphe une approche basée sur la modification des sources d'ampères-tours en fonction de l'angle mécanique θ_m . Cette simulation, représentée sur la figure II.23, ne nécessite qu'un seul réseau de réductances et permet de modéliser toutes les positions du rotor. Toutes les réductances de ce réseau sont fixes (elles ne dépendent pas de θ_m). La création d'un réseau fixe simplifie grandement la création (et la résolution) du réseau de réductances. Contrairement aux méthodes présentées ci-dessus, les phases A, B , et C ne sont plus liées aux encoches.

11. Dans le cas général, pour une révolution électrique, le nombre de schémas dépend du nombre d'encoches par pôle et par phase et du nombre de phases.

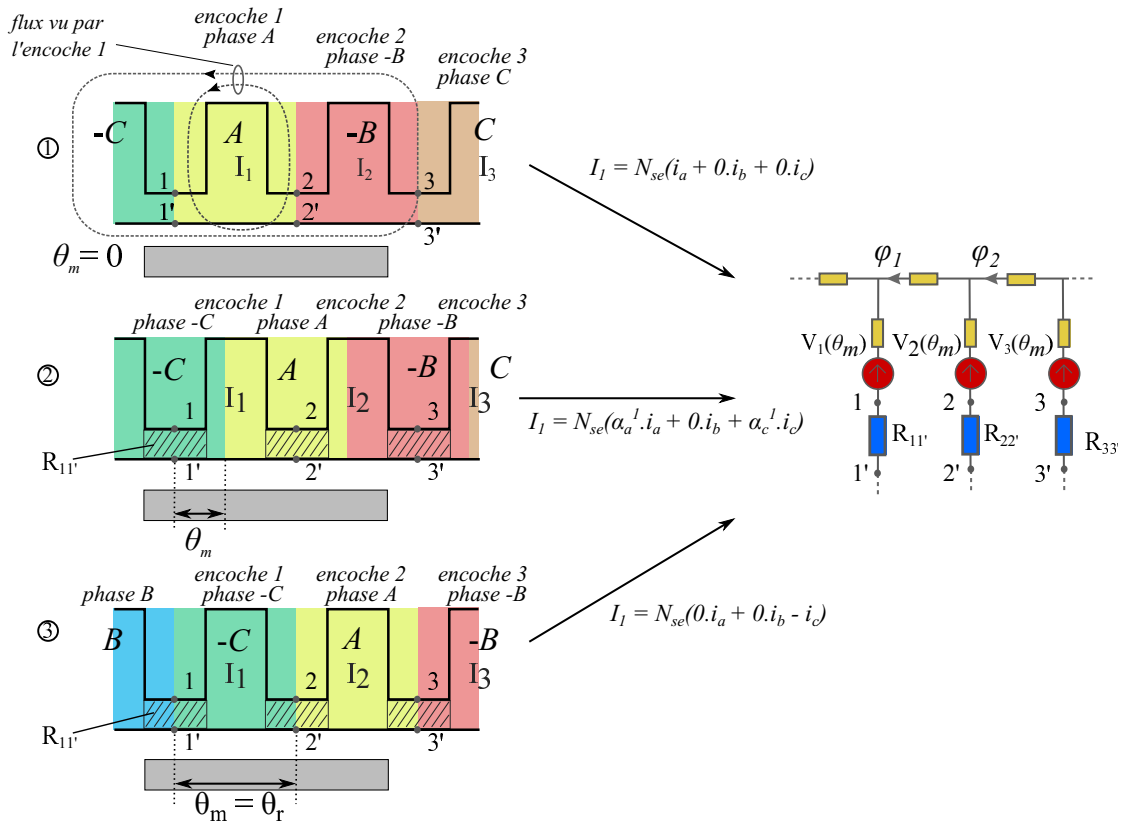


FIGURE II.23 – Représentation de la méthode avec sources d'ampères-tours paramétrées

II.2.3.ii - a) Description de la nouvelle méthode

Pour mieux comprendre la démarche, nous détaillons les trois positions schématisées sur la figure II.23.

- Pour la position $\theta_m = 0$ (cf. schéma ① de la figure II.23), le courant de l'encoche 1 est égale au courant de la phase A : $I_1 = N_{se}.i_a$. Pour cette position, le flux vu par la phase A est confondu avec le flux ϕ_1 qui entoure l'encoche 1. On en déduit : $\phi_a(\theta_m = 0) = N_{se}.\phi_1$.
- Pour la position intermédiaire, $\theta_m = \gamma\theta_r$ $\gamma \in [0; 1]$, (cf. schéma ② de la figure II.23). Les phases A et C contribuent toutes les deux au courant de l'encoche 1 :

$$I_1 = N_{se} \cdot (\alpha_a^1.i_a + \alpha_c^1.i_c)$$

où $\alpha_a^1(\theta_m)$ est la contribution de la phase A pour l'encoche 1 du réseau de réductances. Pour cette position intermédiaire, le flux vu par la phase A est lié aux flux ϕ_1 et ϕ_2 qui entourent les encoches 1 et 2 :

$$\phi_a = N_{se} \cdot (\alpha_a^1.\phi_1 + \alpha_a^2.\phi_2)$$

- Pour la position $\theta_m = \theta_r$ (cf. schéma ③ de la figure II.23), on a : $I_1 = -N_{se}.i_c$. Pour cette nouvelle position, le flux vu par la phase A est confondu avec le flux qui entoure

l'encoche 2. On en déduit :

$$\phi_a(\theta_m = \theta_r) = N_{se} \cdot \phi_2.$$

Nous rappelons que les sources d'ampères-tours notées V_i , dépendent des courants I_i qui traversent les encoches et qu'elles se déduisent du théorème d'Ampère, comme nous l'avons montré au paragraphe II.2.2.iv - a). Par exemple, pour le schéma réductant représenté sur le figure II.23 et la maille qui entoure l'encoche 1, on obtient :

$$V_2(\theta_m) - V_1(\theta_m) = I_1(\theta_m) \quad (\text{II.44})$$

Pour le calcul complet des sources d'ampères-tours en fonction des courants des encoches, se reporter à l'annexe A.

II.2.3.ii - b) Généralisation

Les courants I_1, I_2, \dots, I_6 traversant les encoches statoriques, sont calculés à partir des courants des phases A, B et C dont la position est paramétrée par θ_m . Dans le cas général, le courant qui traverse l'encoche 1 résulte des contributions des courants $i_a(t), i_b(t)$ et $i_c(t)$. Ce qui se traduit par l'équation suivante :

$$I_1(t, \theta_m) = N_{se} \cdot \left(\alpha_a^1(\theta_m) \cdot i_a(t) + \alpha_b^1(\theta_m) \cdot i_b(t) + \alpha_c^1(\theta_m) \cdot i_c(t) \right) \quad (\text{II.45})$$

De la même manière, le flux vu par la phase A résulte des contributions des flux entourant les encoches :

$$\phi_a(t, \theta_m) = pp \cdot N_{se} \cdot \left(\alpha_a^1(\theta_m) \cdot \phi_1(t, \theta_m) + \alpha_a^2(\theta_m) \cdot \phi_2(t, \theta_m) + \dots + \alpha_a^6(\theta_m) \cdot \phi_6(t, \theta_m) \right) \quad (\text{II.46})$$

où pp est le nombre de paires de pôles.

D'après la relation (II.45), on déduit l'expression matricielle qui lie le courant des encoches I_1, I_2, \dots, I_6 aux courants $i_a(t), i_b(t)$ et $i_c(t)$. Cette expression fait intervenir une matrice de passage du système triphasé (A, B, C) au système des encoches (1, 2, ..., 6), notée $M(\theta_m)$:

$$\begin{pmatrix} I_1(t, \theta_m) \\ I_2(t, \theta_m) \\ \vdots \\ I_6(t, \theta_m) \end{pmatrix} = N_{se} \cdot M(\theta_m) \cdot \begin{pmatrix} i_a(t) \\ i_b(t) \\ i_c(t) \end{pmatrix} = N_{se} \cdot \begin{matrix} & a & b & c \\ \begin{matrix} 1 \\ 2 \\ \dots \\ 6 \end{matrix} & \begin{pmatrix} \alpha_a^1(\theta_m) & \alpha_b^1(\theta_m) & \alpha_c^1(\theta_m) \\ \alpha_a^2(\theta_m) & \alpha_b^2(\theta_m) & \alpha_c^2(\theta_m) \\ \dots & \dots & \dots \\ \alpha_a^6(\theta_m) & \alpha_b^6(\theta_m) & \alpha_c^6(\theta_m) \end{pmatrix} \end{matrix} \cdot \begin{pmatrix} i_a(t) \\ i_b(t) \\ i_c(t) \end{pmatrix} \quad (\text{II.47})$$

où N_{se} est le nombre de spires par encoches.

L'écriture de cette dernière relation dépend du bobinage (nombre d'encoches par pôle et par phase, nombre de couches, etc.). En pratique, nous avons fait le choix de modéliser la fonction $\alpha(\theta_m)$ par une série de Fourier. À titre d'exemples, nous représentons sur la figure II.24 les fonctions $\alpha_a^1(\theta_m), \alpha_b^1(\theta_m)$ et $\alpha_c^1(\theta_m)$.

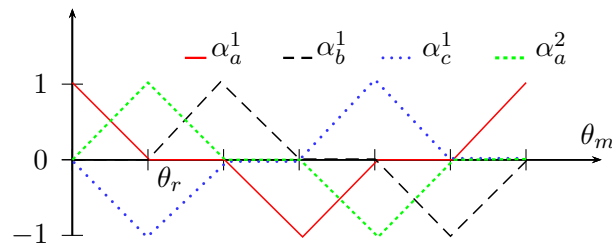


FIGURE II.24 – Représentation des coefficients de contribution des phases A, B et C en fonction de l'angle mécanique θ_m

De la même manière que pour la relation des courants, il est possible d'exprimer les flux vus par les phases statoriques ϕ_a, ϕ_b et ϕ_c par une relation matricielle :

$$\begin{pmatrix} \phi_a(t, \theta_m) \\ \phi_b(t, \theta_m) \\ \phi_c(t, \theta_m) \end{pmatrix} = pp \cdot N_{se} \cdot {}^t M(\theta_m) \cdot \begin{pmatrix} \phi_1(t, \theta_m) \\ \phi_2(t, \theta_m) \\ \vdots \\ \phi_6(t, \theta_m) \end{pmatrix} \quad (\text{II.48})$$

où,

- N_{se} est le nombre de spires par encoches,
- pp est le nombre de paires de pôles.

La permutation des sources et des flux magnétiques permet de ne pas modifier le réseau de réluctances et ainsi de diminuer le nombre de réluctances ou de schémas réluctants à considérer. Cette méthode *ne permet pas* l'évaluation de l'ondulation de couple due aux dents statoriques, puisque les aimants restent fixes par rapport aux encoches et voient toujours le même réseau de réluctances.

II.2.3-iii Cas d'application

Dans ce paragraphe, nous appliquons la méthode de permutation des sources à la machine à 48 encoches et à 8 pôles que nous étudions. Cette méthode nous permet de considérer un réseau de réluctances fixes avec un nombre de réluctances réduit au niveau de l'entrefer. Nous présentons ce réseau pour les 6 premières dents sur la figure II.25.

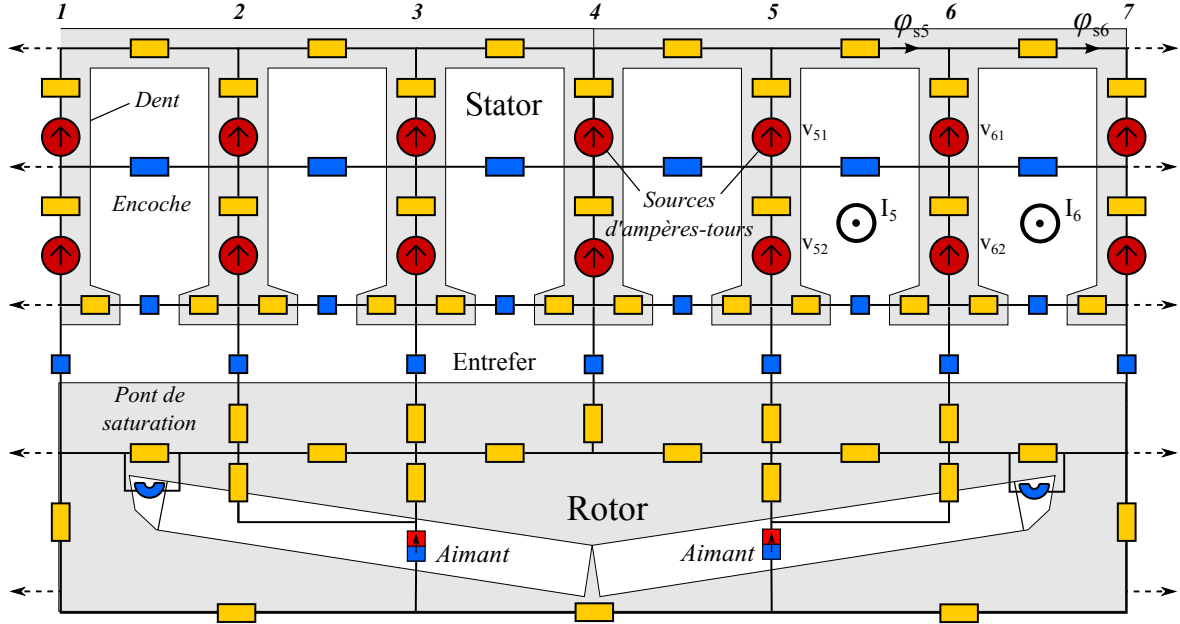


FIGURE II.25 – Schéma réluctant d'un pôle

Dans la suite de notre exposé, nous choisissons de fixer le temps et la phase ϕ du courant statorique, puisque nous souhaitons simuler le couple moyen en fonction de l'angle d'autopilotage, ce qui se traduit par les relations suivantes :

$$\begin{cases} t = 0 \\ \phi = \frac{\pi}{2} \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} i_a = I \\ i_b = -\frac{I}{2} \\ i_c = -\frac{I}{2} \end{cases} \quad (\text{II.49})$$

Plus physiquement, cette simulation correspond à un scénario où les courants sont continus et la méthode que nous appliquons permet une rotation (fictive) du rotor. Dans ces conditions, l'angle mécanique est directement lié à l'angle d'autopilotage ψ par la relation suivante :

$$\begin{aligned} \psi &= pp\theta_m - \omega t - \phi + \pi \\ \Rightarrow \psi &= pp\theta_m + \frac{\pi}{2} \end{aligned}$$

L'application de cette méthode à notre machine est représentée sur la figure II.26. Nous remarquons que le vecteur courant I réalise une rotation dans le repère lié au rotor \mathcal{R}_{dq} .

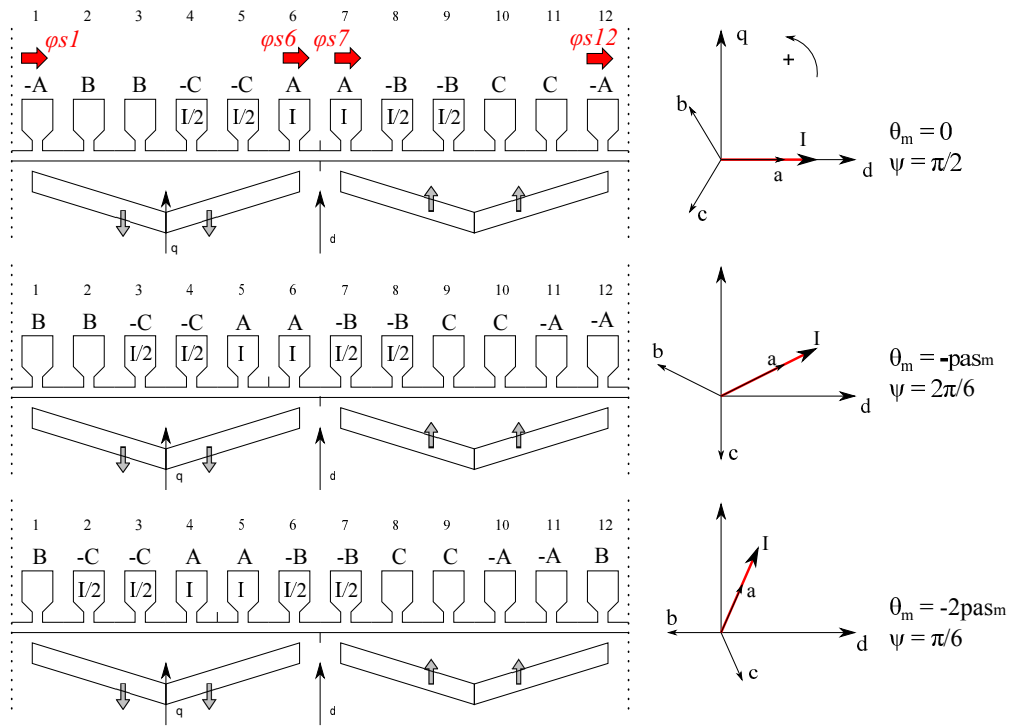


FIGURE II.26 – Représentation de la rotation de la machine pour trois positions mécaniques avec $t = 0$ et $\phi = \frac{\pi}{2}$

II.2.3.iii - a) Rotation des courants

La rotation mécanique de la machine électrique est simulée par rotation des phases A , B et C (cf. équation (II.47)). Dans le cas de notre machine, les courants qui traversent les encoches en fonction de l'angle d'autopilotage ψ sont représentés sur la figure II.27 (représentation normalisée). La forme des courants qui traversent les encoches est la conséquence de l'équation (II.47) et du bobinage.

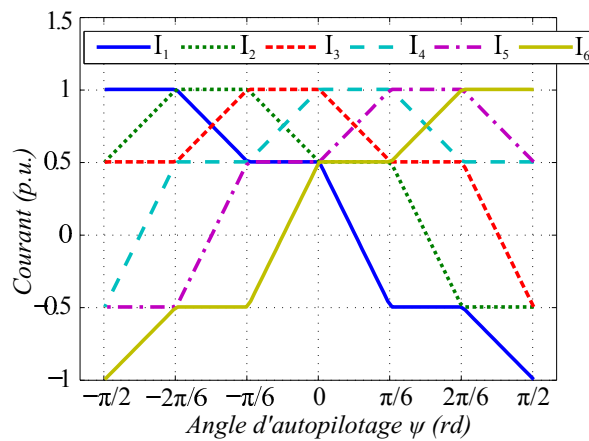


FIGURE II.27 – Représentation des courants de chaque encoche en fonction de l'angle d'autopilotage

Pour la commande $\psi = 0$ par exemple (commande directe, équivalente à $\theta_m = -\pi/8$), nous pouvons lire sur la figure II.27 :

$$I_1 = N_{se} \cdot \frac{I}{2}, I_2 = N_{se} \cdot \frac{I}{2}, I_3 = N_{se} \cdot I, I_4 = N_{se} \cdot I, I_5 = N_{se} \cdot \frac{I}{2}, I_6 = N_{se} \cdot \frac{I}{2}$$

II.2.3.iii - b) Rotation des flux

La rotation des phases A, B et C par rapport au rotor (cf. figure II.27) entraîne une rotation des flux vus par les phases A, B et C . Pour calculer ces flux, nous employons à nouveau la transformation basée sur une série de Fourier (cf. équation (II.47)). Pour la position $\theta_m = 0$ par exemple, nous pouvons exprimer les flux vus par les phases A, B et C comme suit (cf. figure II.26) :

$$\begin{aligned}\phi_a &= pp \cdot N_{se} (-\varphi_{s1} + \varphi_{s6} + \varphi_{s7} - \varphi_{s12}) \\ \phi_b &= pp \cdot N_{se} (\varphi_{s2} + \varphi_{s3} - \varphi_{s8} - \varphi_{s9}) \\ \phi_c &= pp \cdot N_{se} (-\varphi_{s4} - \varphi_{s5} + \varphi_{s10} + \varphi_{s11})\end{aligned}\tag{II.50}$$

II.2.3-iv Perspectives pour la modélisation multistatique mécanique

Dans le cas où le concepteur n'a pas besoin de modéliser l'ondulation de couple, la méthode de variation des sources d'ampères-tours au stator que nous proposons ici est bien adaptée. En effet, cette méthode présente un nombre de réductances limité et un seul schéma réductant. Elle est alors bien adaptée au processus d'optimisation. Les méthodes de calcul multistatique électrique [69] (angle mécanique fixe et rotation des courants au stator) permettent le même type de calcul, sans modéliser la rotation du rotor. Les perspectives de la méthode présentée ici sont assez intéressantes.

Il est possible d'imaginer une méthode hybride (paramétrage des réductances et des sources) qui permettrait de bénéficier des avantages des deux méthodes (évaluation de l'ondulation de couple et légèreté du modèle). Pour cela il serait nécessaire de considérer un schéma avec deux fois plus de réductances d'entrefer (comme celui représenté sur la figure II.28).

Pour cette généralisation, la rotation de la machine pour un pas dentaire est simulée par permutation des sources. En effet, sur la figure II.28 nous remarquons une permutation des enroulements A et $-B$ pour une rotation d'un pas dentaire. Les positions intermédiaires sont modélisées par modification des réductances d'entrefer. À titre d'exemple, nous représentons l'évolution de la contribution de la phase A au courant de l'encoche 1, α_a^1 et l'évolution de la réductance d'entrefer \mathfrak{R}_{ij} , en fonction de l'angle mécanique sur la figure II.29.

Remarque. *Cette méthode n'a pas été mise en œuvre dans le cadre de nos travaux. Cependant, elle constitue une perspective très intéressante pour la simulation multistatique mécanique avec pris en compte de l'ondulation de couple. Des travaux dans ce sens sont en cours de réalisation au laboratoire (thèses de Staudt Tiago et de Bueno Mariani Guilherme).*

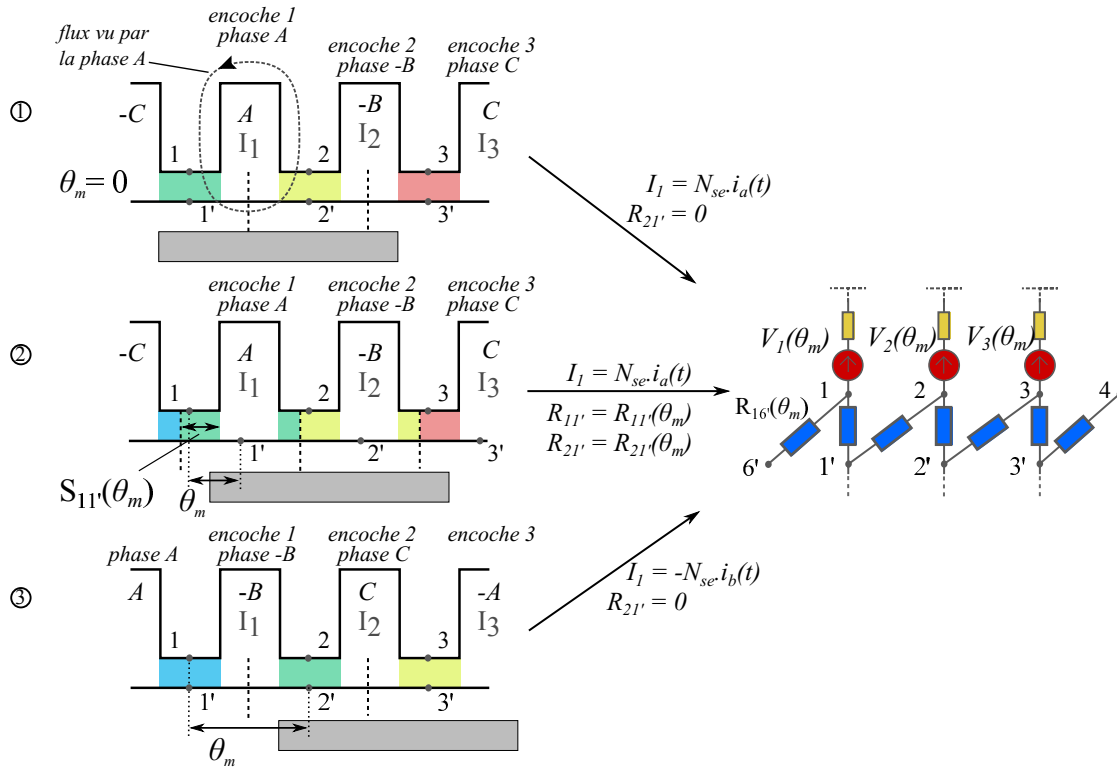


FIGURE II.28 – Perspective pour la simulation multistat mécanique performante et l'évaluation de l'ondulation de couple.

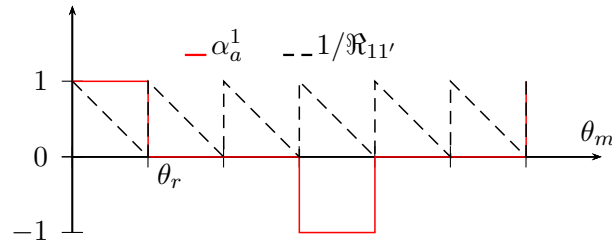


FIGURE II.29 – Évolutions du coefficient α_a^1 et de la perméance $\frac{1}{\mathfrak{R}_{11'}}$ en fonction de l'angle mécanique θ_m .

II.2.4 Calcul des pertes

II.2.4-i Modèle des pertes par effet Joule

Le calcul des pertes par effet Joule est pris en compte dans le calcul de la puissance électrique. Sur une période électrique, les pertes par effet Joule sont exprimées comme suit :

$$P_J = \frac{3}{2} R_s I^2 \quad (\text{II.51})$$

avec I le courant maximal en ampères et R_s la résistance d'une phase statorique en ohms. Il est possible d'exprimer la résistance R_s par le développement suivant :

où,

- λ est le coefficient de foisonnement des conducteurs dans les encoches,

$$\begin{aligned}
\text{Longueur des têtes de bobine (mm)} \quad L_{tb} &= 1,2 \frac{\pi}{pp} \left(R_{AD1} + G_{AP} + H_{1S} + H_{2S} + \frac{2H_{3S}}{3} \right) \\
\text{Longueur de cuivre par phase (m)} \quad L_c &= \frac{N_{se} N_e}{3} (P_{rof} + L_{tb}) \cdot 10^{-3} \\
\text{Surface d'une encoche (m}^2\text{)} \quad S_e &= \left(H_{3S} \cdot \frac{W_{4S} + W_{3S}}{2} + \pi \frac{W_{3S}^2}{8} \right) \cdot 10^{-6} \\
\text{Section d'un fil de cuivre (m}^2\text{)} \quad S_c &= \lambda \cdot \frac{S_e}{N_{se}} \\
\text{Résistance d'une phase à 300 K (}\Omega\text{)} \quad R_{300} &= \frac{L_c}{\sigma_c \cdot S_c} \\
\text{Résistance d'une phase à la tempé-} \quad R_s(T) &= R_{300} \cdot (1 + \alpha_T (T - 300)) \\
\text{rature } T(K) &
\end{aligned}$$

- α_T est le coefficient de température du cuivre ($\alpha_T = 3,93 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$),
- W_{4S} est la largeur d'une encoche à sa base.

II.2.4-ii Modèle des pertes fer de Bertotti

De manière à être cohérent avec les hypothèses sur le calcul du couple, nous calculons les pertes fer au premier harmonique. Le premier modèle simple pour le calcul des pertes fer est le modèle de Bertotti [8, 27, 59]. Nous supposons le champ B sinusoïdal.

La densité de perte fer peut s'exprimer comme l'addition de plusieurs phénomènes :

$$p_t = p_h + p_c + p_e = k_h \cdot B_m^2 \cdot f + k_c \cdot B_m^2 \cdot f^2 + k_e \cdot B_m^{1.5} \cdot f^{1.5} \quad (\text{II.52})$$

où

- p_h représente les pertes dues au phénomène d'hystérésis,
- p_c représente les pertes par courant de Foucault,
- p_e représente les pertes par excès,
- k_h et k_e sont des constantes obtenues par identification lors de la caractérisation du matériau magnétique,
- k_c est le coefficient de pertes par courant de Foucault, il est donné par la relation [27] :

$$k_c = \frac{\sigma \cdot \pi^2 \cdot d^2}{6 \cdot \gamma} \quad (\text{II.53})$$

où,

- σ est la conductivité,
- d est l'épaisseur de tôle,
- γ la densité volumique du matériau magnétique.

II.2.4.ii - a) Pertes fer statoriques

Les pertes fer statoriques sont majoritaires puisque le matériau magnétique statorique voit un champ magnétique tournant à la fréquence de rotation électrique. Le modèle de pertes fer de Bertotti est moyenné sur une révolution électrique. Pour notre application, en régime stationnaire, chaque dent statorique joue le même rôle, les pertes sont donc identiques pour chaque dent. En considérant le découpage du stator réalisé précédemment (*cf.* figure II.16), les pertes statoriques totales deviennent [35, 90] :

$$\begin{aligned}
 P_t = N_e & \left[\left(k_h \cdot B_c^2 \cdot f + k_c \cdot B_c^2 \cdot f^2 + k_e^{1,5} \cdot B_c^{1,5} \cdot f^{1,5} \right) \cdot m_c \right. \\
 & + \left(k_h \cdot B_{d1}^2 \cdot f + k_c \cdot B_{d1}^2 \cdot f^2 + k_e^{1,5} \cdot B_{d1}^{1,5} \cdot f^{1,5} \right) \cdot m_{d1} \\
 & + \left(k_h \cdot B_{d2}^2 \cdot f + k_c \cdot B_{d2}^2 \cdot f^2 + k_e^{1,5} \cdot B_{d2}^{1,5} \cdot f^{1,5} \right) \cdot m_{d2} \\
 & \left. + \left(k_h \cdot B_{fe}^2 \cdot f + k_c \cdot B_{fe}^2 \cdot f^2 + k_e^{1,5} \cdot B_{fe}^{1,5} \cdot f^{1,5} \right) \cdot m_{fe} \right]
 \end{aligned} \tag{II.54}$$

où,

- N_e est le nombre d'encoches statoriques,
- B_i est le module du champ magnétique de la réluctance i du stator,
- m_i est la masse de la réluctance i du stator.

II.2.4.ii - b) Pertes fer au rotor

Les pertes fer aux rotors sont nulles au premier harmonique puisque le matériau magnétique voit un champ magnétique fixe. Les pertes dans les aimants sont négligées elles aussi, puisque d'après [32], la machine 48/8 possède un taux de distorsion harmonique nul (pas de sous-harmonique au rotor).

II.2.4-iii Modèle des pertes mécaniques

Les pertes mécaniques sont en général de nature sèche ou fluide. Les pertes par frottement fluide (dépendant du carré de la vitesse) jouent un rôle important pour les applications à haute vitesse. À la page 12 de [49], une mesure des pertes mécaniques au rotor montre une évolution linéaire de ces pertes avec la vitesse. Ceci est révélateur d'un frottement sec. Ainsi, nous négligeons les pertes par frottement fluide. Nous supposons que ces frottements (principalement localisés dans les paliers du rotor) sont proportionnels au carré du rayon extérieur de la machine électrique [90]. D'après les mesures effectuées dans [49], il vient :

$$P_m = 0,8 \cdot \Omega_{me} \left(\frac{D_{ext}}{0,282} \right)^2 \tag{II.55}$$

où,

- P_m représente les pertes mécaniques,
- Ω_{me} est la vitesse de rotation du rotor ($rad.s^{-1}$),
- D_{ext} est le rayon extérieur de la machine électrique.

II.2.5 Calcul de la tension et du couple au premier harmonique

II.2.5-i Calcul des tensions statoriques

Dans le repère de Park, les tensions statoriques v_d et v_q se déduisent de la loi de Lenz-Faraday. Dans les hypothèses stationnaires et au premier harmonique, nous déduisons :

$$\begin{aligned} v_d &= R_s i_d - \omega \Phi_q \\ v_q &= R_s i_q + \omega \Phi_d \end{aligned} \quad (\text{II.56})$$

II.2.5-ii Calcul du couple moyen

Le couple électromagnétique instantané Γ_{em} tend à minimiser l'énergie électromagnétique contenue dans le volume du moteur. Il s'exprime en fonction de l'angle mécanique θ_m et de l'énergie magnétique W_{mag} par [7] :

$$\Gamma_{mag} = pp \cdot \left(\frac{\partial W_{mag}}{\partial \theta_m} \right)_{i=cste} \quad (\text{II.57})$$

Cette expression peut se développer en trois composantes :

- le couple hybride, dû à l'interaction des champs magnétiques,
- le couple de réluctance, dû à la variation de l'inductance du rotor,
- le couple de détente, dû à l'anisotropie du stator (variation d'inductance en fonction de la position θ_m).

Cette dernière composante entraîne une ondulation de couple, mais n'affecte pas le couple moyen.

Au premier harmonique, et dans le repère de Park, l'expression du couple électromagnétique moyen devient ¹² :

$$\Gamma_{mag} = \frac{3pp}{2} (\Phi_d \cdot i_q - \Phi_q \cdot i_d) \quad (\text{II.58})$$

La connaissance des pertes par effet Joule, fer, et mécanique permet d'en déduire le couple mécanique Γ_{me} , développé par le moteur électrique.

$$\Gamma_{me} = \Gamma_{mag} - \frac{P_J - P_{fer} - P_m}{\Omega_{me}} \quad (\text{II.59})$$

12. Cette expression de couple peut également être retrouvée par calcul de la puissance électrique apparente au premier harmonique : $P = \Re(\underline{V} \cdot \underline{I}^*)$.

II.2.6 Comparaison du modèle

II.2.6-i Comparaison des flux vus par les phases statoriques avec la méthode des éléments finis

II.2.6.i - a) Comparaison pour la géométrie initiale

Le modèle réductant a pour sorties principales les flux magnétiques et les champs magnétiques pour chaque réductance du réseau. Nous proposons donc une première comparaison des flux magnétiques vus par les phases statoriques A, B et C avec Flux2D. La figure II.30 représente les flux statoriques dans le repère lié au stator. On remarque une bonne tendance globale et une bonne précision. Les erreurs quadratiques moyennes évoluent entre $1,8 \cdot 10^{-3}$ pour Φ_A et $I = 200A$ et $2 \cdot 10^{-4}$ pour Φ_C et $I = 50A$, ce qui est très raisonnable.

On remarque un léger phénomène d'encoche (tous les $\frac{\pi}{6}$ radian sur la figure II.30b) qui n'est pas visible sur les flux issus du modèle éléments finis. Ce phénomène est dû aux hypothèses de modélisation entre deux pas dentaires (cf. §II.2.3-ii).

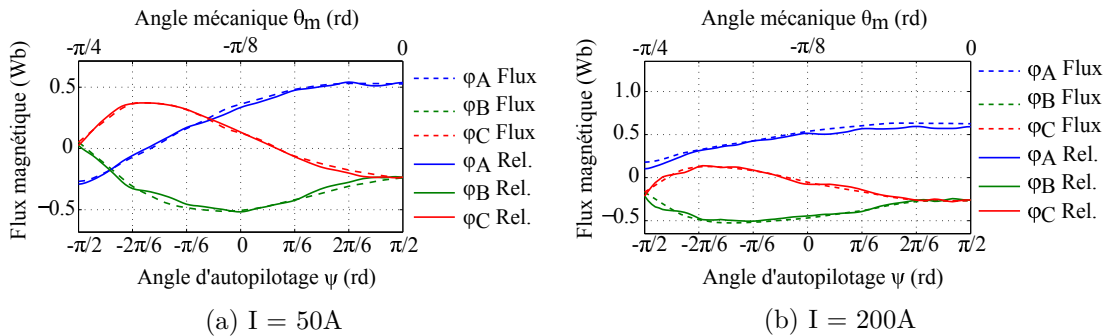


FIGURE II.30 – Validation des flux statoriques (en Wb) pour deux valeurs de courants sur une demi-rotation électrique

II.2.6.i - b) Comparaison pour une géométrie optimale

Nous proposons dans ce paragraphe de comparer le modèle réductant avec le modèle par éléments finis pour une géométrie optimale de la machine (cf. fig. II.31). Nous verrons dans le chapitre de résultats dans quel cas cette machine est optimale (cf. §IV.2.2). Nous comparons les flux magnétiques vus par les phases A, B et C pour une valeur du courant $I_{me} = 50 A$ et pour les angles d'autopilotage $\psi \in [-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}]$ (cf. fig. II.32). Les calculs sont réalisés en quasi-statique avec Flux2D.

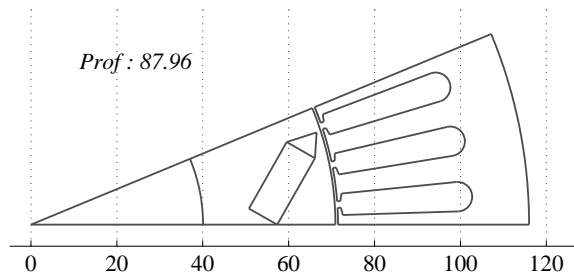
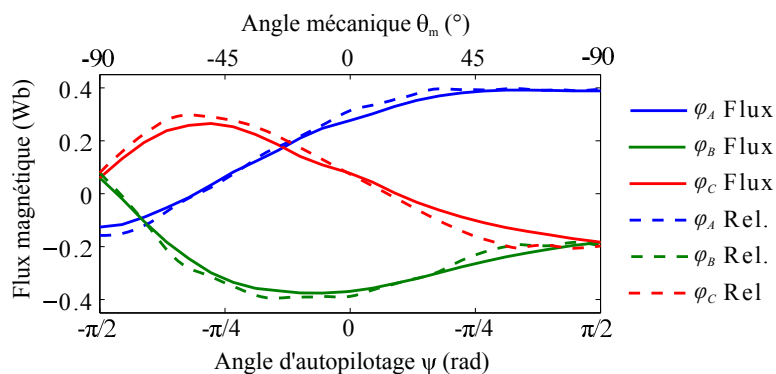


FIGURE II.31 – Une géométrie optimale pour le cycle urbain et $N_{bat} = 25$

FIGURE II.32 – Comparaison des flux magnétiques vus par les phases A , B et C

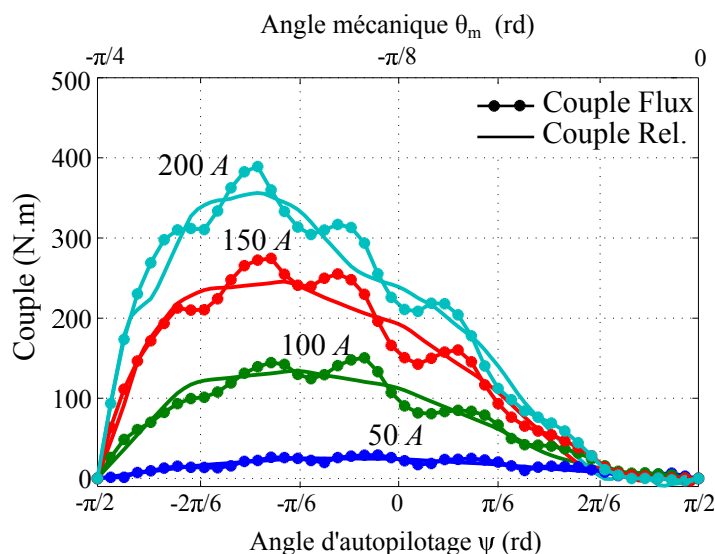
On remarque une tendance globale convenable avec des erreurs inférieures à 7 % sur l'estimation des flux. On notera une erreur de 14 % sur l'évaluation du flux φ_C pour $\theta_m = 60^\circ$ qui n'est pas critique en pratique puisque le moteur ne fonctionne jamais dans cette zone de commande.

Remarque. L'erreur est calculée par la formule suivante :

$$err(\theta) = \frac{\varphi_{rel}(\theta) - \varphi_{flux}(\theta)}{\varphi_{flux}(\theta)}$$

II.2.6-ii Comparaison du modèle de calcul du couple

La validation du couple en fonction de l'angle d'autopilotage est un point important de la modélisation par réseau de réductances. Nous choisissons de comparer le couple de notre modèle avec le couple calculé par la méthode des éléments finis pour la géométrie de moteur électrique initiale. La figure II.33 représente la comparaison des couples issus des modèles semi-analytique (Rel.) et éléments finis (Flux).

FIGURE II.33 – Comparaison des couples issus des modèles semi-analytique (Rel.) et éléments finis (Flux) pour des courants statoriques $I = 50, 100, 150, 200 \text{ A}$ et pour la vitesse de rotation $\Omega = 1200 \text{ tr.min}^{-1}$ (vitesse de base).

Globalement, nous remarquons une tendance globale bien respectée, puisque le couple calculé par réseau de réluctances est en moyenne très proche du couple issu de la modélisation par éléments finis. On reconnaît les composantes de couple suivantes :

- le couple synchrone qui est 2π -périodique et maximal pour $\psi = 0$,
- le couple de réluctance qui est π -périodique et maximal pour $\psi = -\frac{\pi}{4}$,
- le couple de détente qui est observable seulement sur les résultats issus de la méthode des éléments finis.

Nous avons volontairement choisi d'évaluer le couple instantané avec la méthode des éléments finis. Ainsi, il nous est possible d'observer l'ondulation de couple due à la variation de l'inductance par rotation de la machine. Nous remarquons six ondulations de couple, ce qui correspond aux six encoches du pôle de la machine.

Du point de vue de l'optimisation, l'estimation de l'ondulation de couple n'est pas souhaitable, car elle peut entraîner des problèmes de convergence. Par exemple, si l'on souhaite maximiser le couple pour un courant donné, l'optimisation pourrait tomber sur un maximum local. Dans ce contexte, le modèle par réseau de réluctances est adapté à l'évaluation du couple moyen et il est bien adapté à l'optimisation, puisque l'on ne risque pas de converger vers un maximum local du couple en fonction de l'angle d'autopilotage.

II.2.6-iii Comparaison de la cartographie du modèle avec des mesures

Une cartographie des pertes de la machine électrique de la Toyota Prius II a été réalisée dans [92]. Nous choisissons de fixer une commande au moteur électrique et de synthétiser une cartographie de rendement afin de comparer notre modèle aux mesures effectuées dans la littérature sur la plage de fonctionnement moteur de la machine électrique.

II.2.6.iii - a) Création de la cartographie de pertes

La création d'une cartographie de rendement en fonction de la vitesse de rotation et du couple développé n'est pas directe, puisque le modèle réluctant nécessite en sortie la vitesse de rotation, l'angle de commande ψ et le module du courant statorique I_{me} . Le calcul de la cartographie nécessite plusieurs étapes que nous détaillons ci-après :

1. La première étape consiste à discrétiser l'espace des courants, des angles de commande et de la vitesse.

$$\begin{aligned} I_{me} &\in \{0, \dots, I_{max}\} \\ \psi &\in \{-2\pi, \dots, 0\} \\ \Omega_{me} &\in \{0, \dots, \Omega_{max}\} \end{aligned} \tag{II.60}$$

Notez que le courant maximal est défini par les contraintes magnétiques et électriques que nous détaillons au paragraphe III.1.3-ii. L'angle d'autopilotage est défini de manière à atteindre des zones motrices ou génératrices. La vitesse maximale du moteur électrique

dépend du courant et de la tension disponible. Elle n'est *a priori* pas connue puisque nous n'avons pas encore calculé la tension.

2. Durant la seconde étape, la plus longue, les champs et les flux magnétiques sont évalués grâce au schéma réductant sur la grille des points de l'ensemble $\{0, \dots, I_{max}\} \times \{-\pi, \dots, \pi\}$ par simulation du schéma réductant. Il est important de noter que le schéma réductant n'est pas appelé pour toutes les vitesses possibles, car dans notre modélisation, les flux et les champs ne dépendent pas de la vitesse de rotation.
3. La troisième étape consiste à calculer les tensions, les pertes, le couple moyen et le rendement du moteur en fonction de I_{me} , ψ et Ω_{me} . Ce calcul est relativement rapide, puisqu'il s'agit de calculs matriciels simples.
4. La quatrième étape consiste à intégrer les contraintes de tension. Les points $\{I_{me}, \psi, \Omega_{me}\}$ dont la tension est supérieure à la tension maximale sont considérés en dehors de la cartographie.
5. La cinquième étape permet de fixer une commande pour un courant et une vitesse donnée. En phase moteur, la commande choisie est celle qui maximise le couple ; en phase de récupération nous choisissons celle qui le minimise. Cette approche est très proche d'une commande *MTPA*¹³ pour les vitesses inférieures à la vitesse de base [65]. Cette étape permet aussi de définir les limitations de couple en phase moteur et en phase de récupération.
6. La dernière étape est une interpolation linéaire des pertes et du rendement en fonction de la vitesse de rotation et du couple, et fournit ainsi les cartographies de pertes et de rendement :

$$q_{me} = q_{me}(\Omega_{me}, \Gamma_{me})$$

$$\eta_{me} = \eta_{me}(\Omega_{me}, \Gamma_{me}) \tag{II.61}$$

$$\tag{II.62}$$

II.2.6.iii - b) Comparaison avec des mesures [92]

On remarque dans un premier temps une certaine différence sur les limitations (avant et après la vitesse de base qui se situe vers 1200 tr.min^{-1}). Malheureusement, il est difficile d'expliquer cette différence de manière certaine avec la simple connaissance des rendements. Cette différence peut s'expliquer par deux facteurs.

- La commande de la machine est mieux optimisée dans notre modèle que dans la réalité, puisque nous choisissons l'angle de commande qui maximise le couple pour chaque point de la cartographie. Nous pouvons supposer que les auteurs utilisent une commande directe avant la vitesse de base, alors que nous maximisons le couple en modifiant l'angle d'autopilotage.

13. *Maximum torque per ampere.*

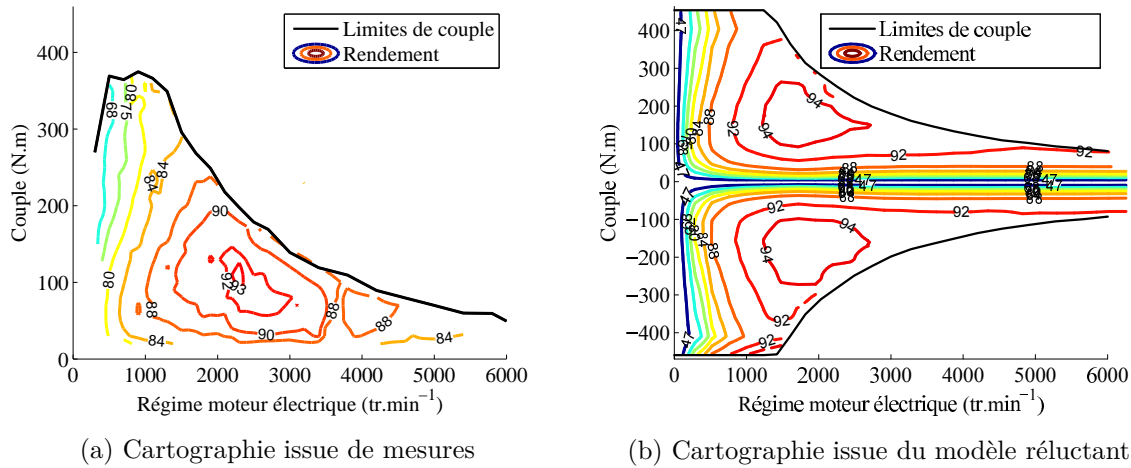


FIGURE II.34 – Comparaison des cartographies de rendement issues de mesures et du modèle par réseau de réductances

- Les auteurs n'ont pas poussé les capacités de la machine à ses limites puisqu'il s'agit de mesures stationnaires, et que certains points atteignent des températures limites (>200 °C pour le bobinage).

On notera les coordonnées des deux *maxima* de rendement qui sont relativement proches :

- $\Gamma_{best}^{mesures} = 115 \text{ N.m}$ $\Omega_{best}^{mesures} = 2250 \text{ tr.min}^{-1}$
- $\Gamma_{best}^{model} = 145 \text{ N.m}$ $\Omega_{best}^{model} = 1950 \text{ tr.min}^{-1}$

Globalement, on notera une erreur de 1 à 2% suivant les zones de fonctionnement ce qui est tout à fait acceptable pour ce modèle.

II.2.7 Modélisation de l'onduleur de tension

Le modèle de l'onduleur utilisé dans nos travaux est un modèle de pertes analytique moyenné sur une période électrique qui tient compte des pertes par conduction et par commutation [85]. Ces pertes dépendent de la tension d'entrée de l'onduleur U_{bus} , du courant de commande du moteur électrique I_{me} , de la tension nécessaire en entrée du moteur électrique u_{me} , du facteur de puissance et des caractéristiques techniques des composants utilisés. Le détail du calcul de ces pertes est développé dans l'annexe B.

II.3 Conclusion

Dans ce chapitre II, nous avons présenté les principaux modèles du système.

Dans une première section II.1, nous avons présenté le modèle du véhicule hybride parallèle à deux embrayages. Dans un premier temps, nous avons vu les différents modes de propulsion possibles ainsi que le cycle de conduites de référence. Nous avons ensuite détaillé le modèle inverse du véhicule. Un dernier paragraphe est consacré plus généralement à la composition

des dérivées pour calculer la matrice jacobienne du système à partir des matrices jacobienes des composants.

La section II.2 présente en détail la modélisation du moteur électrique. Nous avons notamment développé la modélisation par réseau de réluctances soulignant les principales étapes de construction d'un tel modèle : analyse du fonctionnement et du trajet des flux, modélisation des parties fixes et modélisation multistatique de l'entrefer. Cette dernière étape est particulièrement innovante et accélère significativement la résolution du réseau de réluctances. Nous la décrivons sur un cas un cas général pour ensuite l'appliquer à notre machine. Le modèle étant destiné à l'optimisation, nous avons fait des hypothèses de modélisation adaptées : calcul des flux moyens et calcul des tensions et des pertes au premier harmonique.

Un dernier paragraphe est consacré à la comparaison du modèle par réseau de réluctances avec un modèle par éléments finis, nous avons constaté une bonne adéquation des deux modèles en matière de flux magnétique et de couple moyen. Dans un dernier temps, nous avons proposé une comparaison des cartographies de rendement, l'une issue de mesures et l'autre, issue du modèle par réseau de réluctances. Cette comparaison a été concluante puisque les évolutions du rendement dans la zone de fonctionnement du moteur sont bien respectées et puisque nous observons une erreur d'environ 2 % sur le calcul du rendement, ce qui est tout à fait acceptable pour un modèle destiné à l'optimisation.

Ainsi, nous avons étudié la validité de notre modèle sur plusieurs échelles de modélisation, depuis l'estimation du flux magnétique, à l'évaluation de la cartographie de rendement.

CHAPITRE III

Problème d'optimisation, méthodes et outils

Table des matières

III.1 Définition du problème d'optimisation	94
III.1.1 Paramètres et variables d'optimisation	94
III.1.2 Objectif(s)	100
III.1.3 Contraintes d'optimisation	101
III.2 Méthodes d'optimisation	110
III.2.1 Stratégies proposées	110
III.2.2 Dimensionnement énergétique : \mathcal{M}_0	111
III.2.3 Dimensionnement énergétique et géométrique : \mathcal{M}_1	116
III.2.4 Dimensionnement direct : \mathcal{M}_2	117
III.2.5 Synthèse des trois méthodes d'optimisation	121
III.3 Architecture logicielle	122
III.3.1 <i>CADES</i> et <i>Reluctool</i>	122
III.3.2 Algorithmes utilisés	123
III.3.3 Matlab en maître	124
III.3.4 Implantation des démarches d'optimisation	125
III.4 Conclusion	127

Dans les chapitres I et II, nous avons présenté la problématique, les orientations de notre étude ainsi que le modèle du système. Tout au long du chapitre II, nous avons fait des hypothèses de modélisation parfois fortes destinée au dimensionnement par optimisation. Ce chapitre, a pour but de développer le problème d'optimisation auquel nous sommes confronté, et de présenter les méthodes que nous avons mises en place pour y répondre.

Nous verrons dans un premier temps, quelles sont les variables, les contraintes et les objectifs d'optimisation que nous prenons en compte (*cf.* III.1.1).

Dans un second temps, nous proposerons trois stratégies d'optimisation différentes.

La première méthode permet un dimensionnement énergétique du véhicule et du moteur électrique. C'est une approche plutôt classique qui applique au moteur électrique un facteur d'échelle unique et permet ainsi de moduler la puissance nominale de la machine électrique.

La seconde méthode tient compte de la géométrie précise du moteur électrique. Ces deux premières méthodes résolvent le problème de gestion de l'énergie comme un sous-problème par la méthode de la programmation dynamique. Nous appellerons cette approche, l'approche « découplée ».

La dernière méthode tente de résoudre les problèmes de dimensionnement et de contrôle (la gestion de l'énergie) dans un seul et même algorithme. C'est la méthode que nous appellerons « couplée ».

Enfin, une présentation de l'architecture logicielle sera réalisée dans la section III.3.

III.1 Définition du problème d'optimisation

Notre approche se résume en trois propositions :

- optimiser les paramètres *principaux* du véhicule hybride, notés \mathbb{X}_{vh} ,
- optimiser les paramètres *géométriques* du moteur électrique, notés \mathbb{X}_{me} ,
- tenir compte du cycle de fonctionnement et de la gestion optimale de l'énergie.

III.1.1 Paramètres et variables d'optimisation

Dans la suite de ce travail, nous ferons la différence entre : une variable qui est une grandeur sujette à l'optimisation et un paramètre du modèle qui est fixe et non optimisé. Par exemple, le rayon du pneu de la voiture est un paramètre du système.

Par souci de clarté dans la présentation des variables d'optimisation, nous distinguerons :

- les variables du véhicule hybride (autre que celles du moteur électrique),
- les variables du moteur électrique relatives à la géométrie du moteur électrique,
- les variables de commande relatives au problème de contrôle optimal.

III.1.1-i Variables du véhicule hybride

Les variables du véhicule sont définies comme étant les grandeurs de la chaîne de traction que le concepteur du véhicule doit dimensionner. De manière générale, il est nécessaire de connaître *a priori* l'influence de chaque grandeur sur les objectifs pour décider ou non de l'intégrer dans les variables d'optimisation. Dans le cas du véhicule hybride, les grandeurs ayant une grande influence sur les objectifs d'optimisation devront être prises en compte préférentiellement.

Dans la littérature, plusieurs études contribuent à l'optimisation des véhicules hybrides en tenant compte des grandeurs importantes de la chaîne de traction, (*cf.* §I.2.1-iv). La majorité de ces études tiennent compte de la taille des moteurs thermique et électrique (puissances nominales), de la capacité des batteries embarquées (ou super-capacités) et des différents rapports de réduction (réducteur, courroie, réducteur de couplage, rapport de boîte de vitesses, rapports du train épicycloïdal, etc.).

Il ressort de la littérature et des études réalisées en projet de fin d'étude d'école d'ingénieurs au LTE [68, 75, 78], que le modèle du véhicule est particulièrement sensible par rapport aux grandeurs d'entrée suivantes :

- la capacité nominale de la batterie N_{bat} ,
- la tension du bus continu U_{bus} (V),
- la puissance du moteur thermique P_{mt} (kW),
- le rapport de réduction de couplage k_{cpl} ,
- le rapport de réduction du réducteur de vitesse k_{red} .

Le pack de batteries est constitué de blocs de batteries agencés en série et en parallèle, eux-mêmes sont constitués de cellules. La capacité totale est modifiée en jouant sur le nombre de blocs de batteries en série. Le nombre de blocs de batteries en parallèle est inchangé. Le convertisseur *DC/DC* en sortie du pack de batteries impose une tension supposée fixe U_{bus} , en entrée de l'onduleur (*cf.* §II.1.3-iv).

Variables	N_{bat}	U_{bus} (V)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}
Bornes sup.	10	200	15	0,50	4,0
Bornes Inf.	60	600	100	2,50	2,5

TABLEAU III.1 – Variables du véhicule hybride parallèle

Dans la suite de cette étude, l'ensemble des variables relatives au véhicule hybride sera noté :

$$\mathbb{X}_{vh} = \{N_{bat}, U_{bus}, P_{mt}, k_{cpl}, k_{red}\}$$

III.1.1-ii Variables géométriques du moteur électrique

Dans cette étude, nous avons défini une dizaine de variables géométriques importantes pour le moteur. Parmi elles, on notera la taille des aimants (LM , $MAGWID$), la longueur du moteur ($PROF$), la profondeur des encoches ($H3S$), etc. (cf. fig. III.1). Les variables d'optimisation géométriques du moteur sont choisies de manière à être indépendantes les unes des autres (par exemple, on ne choisira pas comme variable le rayon extérieur, car il s'exprime comme la somme de plusieurs longueurs indépendantes). Notez que le paramétrage n'est pas unique.

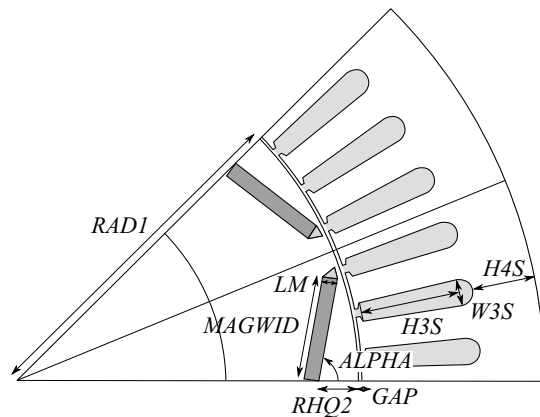


FIGURE III.1 – Géométrie de la machine électrique

Le tableau III.2 présente les bornes de définition des dix variables indépendantes choisies pour l'optimisation de la géométrie du moteur électrique.

Variables	$RAD1$	$RHQ2$	LM	$MAGWID$	GAP	$H3S$	$H4S$	$W3S$	$PROF$	$ALPHA$
Bornes sup.	138	15	8	40,5	3	40,5	25	15	127,5	$\pi/2$
Bornes inf.	46	5	2,5	13,5	0,6	13,5	8,2	3,5	42,5	1,05

TABLEAU III.2 – Bornes de définition des variables géométriques du moteur électrique

Dans la suite de notre étude, l'ensemble des variables relatives au dimensionnement du moteur électrique sera noté :

$$\mathbb{X}_{me} = \{RAD1, RHQ2, LM, MAGWID, GAP, H3S, H4S, W3S, PROF, ALPHA\}$$

Définies ainsi, les géométries possibles ne sont pas toutes réalisables. Des contraintes géométriques devront être intégrées par la suite pour satisfaire la faisabilité géométrique du moteur (cf. §III.1.3-ii).

III.1.1-iii Variables de commande du véhicule hybride parallèle

III.1.1.iii - a) Chaîne de traction électrique

Le moteur synchrone est piloté par une régulation des courants statoriques [7, 63]. Une représentation générale de la commande de couple de la machine synchrone est réalisée sur la figure III.2. Nous ne détaillerons pas ici les différentes régulations des courants statoriques. L'esprit de ces méthodes, est de déterminer l'angle d'autopilotage qu'il faut appliquer aux courants statoriques pour satisfaire la demande de couple (commande directe, MTPA, MTPV¹, etc. [65]) et de synthétiser les consignes de l'onduleur qui l'alimente.

La commande rapprochée du moteur synchrone (c'est-à-dire les grandeurs physiques qui déterminent le fonctionnement du moteur) est alors déterminée par le module du courant statorique I_{me} et par l'angle d'autopilotage ψ_{me} que l'on souhaite appliquer.

1. *Maximum torque per voltage.*

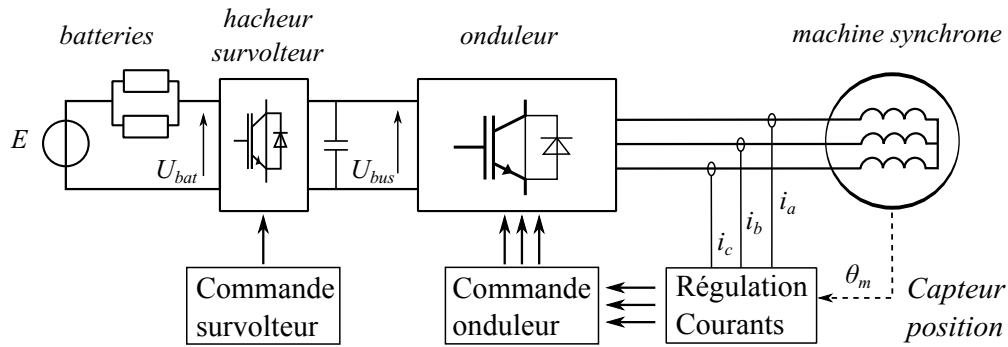


FIGURE III.2 – Représentation de la commande de la chaîne de traction électrique

Dans la suite de notre étude, le survolteur est négligé. Les pertes et les variations de la tension du bus continu sont négligées. Nous supposons que la tension du bus continu est fixe $U_{bus}(t) = U_{bus}$. Ceci permet de considérer la consigne de tension à la sortie du survolteur implicite dans notre problème et ainsi de simplifier la commande de l'association *onduleur/machine synchrone*. Notez que cette hypothèse a un effet négatif sur l'efficacité de la chaîne de traction électrique, puisqu'à basses vitesses, il est préférable de fonctionner à basse tension pour minimiser les pertes dans l'onduleur. La haute tension n'est nécessaire que dans les cas où le moteur nécessite des tensions élevées (haute vitesse). Globalement, cette hypothèse est un compromis entre précision et simplicité de commande du système.

Dans le cas particulier où le moteur électrique est modélisé par une cartographie de pertes (*couple/vitesse/pertes*), chaque point de cette cartographie est caractérisé implicitement par un courant I_{me} et par une commande d'autopilote ψ_{me} . Dans un sens, l'utilisation d'une cartographie introduit une perte d'informations par rapport à la commande du moteur. En effet, à partir d'un point de la cartographie, il est *a priori* impossible d'en déduire la commande du courant et l'angle d'autopilote. On peut voir aussi l'utilisation d'une cartographie comme une simplification du modèle du moteur électrique, où chaque point de la cartographie $\{\Gamma_{me}, \Omega_{me}\}$ est atteint par une commande optimale $\{I_{me}, \psi_{me}\}$ pour ce point de fonctionnement. Dans ce cas, la commande rapprochée du moteur (angle d'autopilote et courant) est implicite, le fonctionnement de la chaîne de traction électrique est résumé par la puissance du point de fonctionnement $\Gamma_{me} \times \Omega_{me}$. D'après le modèle décrit dans la section II.1.3, cela est équivalent à considérer le courant débité par les batteries I_{bat} , comme commande principale.

Modèle	Commande électrique	Hypothèses
Modèle semi-analytique	$I_{me}(t)$ & $\psi(t)$	commande survolteur implicite
Cartographie de pertes	$I_{bat}(t)$	commande survolteur et commande de l'onduleur implicites

TABLEAU III.3 – Commande de la chaîne de traction électrique

Le modèle que nous avons présenté au chapitre II est compatible avec ces deux approches. Nous représentons les deux schémas de commande envisagés sur la figure III.3. Les commandes considérées sont notées par un astérisque.

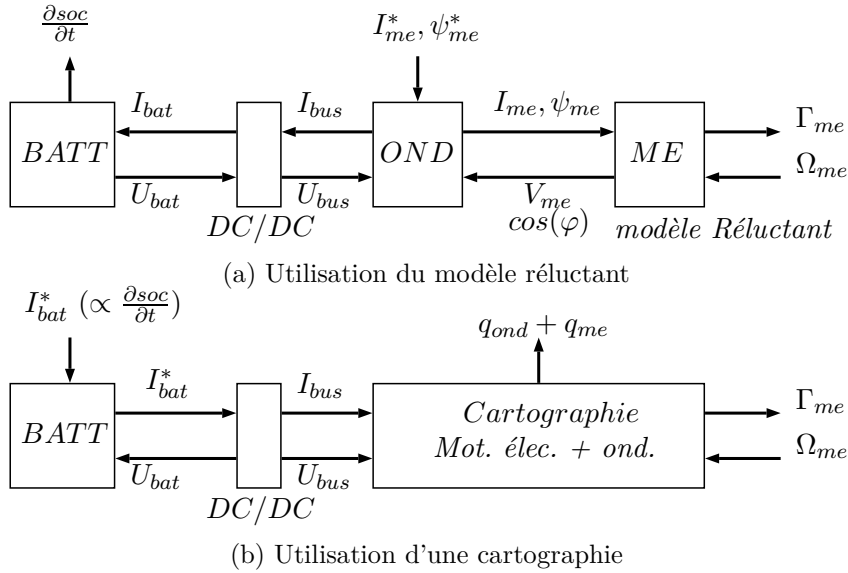


FIGURE III.3 – Schémas de commande de l'ensemble électrique dans les cas du modèle réductant et du modèle cartographié

En conclusion, pour l'utilisation d'une cartographie, nous n'avons besoin que d'une seule commande : $I_{bat}(t)$. Sans cartographie, le modèle réductant nécessite le courant statorique $I_{me}(t)$ et l'angle d'autopilotage $\psi_{me}(t)$ (cf. fig. III.3). Dans la suite de l'étude, les deux modélisations du moteur électrique seront utiles suivant la méthode d'optimisation appliquée.

III.1.1.iii - b) Chaîne de traction thermique

Le moteur thermique est en principe commandé par l'instant d'allumage et les débits d'injection de carburant et d'air [44]. La modélisation inverse du moteur thermique néglige toute forme de contrôle du moteur. Le couple que le moteur thermique doit fournir est imposé par le cycle de fonctionnement et la commande de la chaîne de traction électrique, comme nous l'avons décrit dans le paragraphe II.1.3. Nous supposons alors qu'il existe un contrôle rapproché du moteur thermique qui permet d'atteindre la demande de couple (toujours vrai si la demande de couple ne dépasse pas les limitations). Nous rappelons ici les équations qui déterminent le couple du moteur thermique :

$$\begin{aligned} \Gamma_{cpl1}(t) &= \Gamma_{emb2}(t) - \eta_{cpl}^{-s(t)} \cdot \frac{1}{k_{cpl}} \cdot \Gamma_{cpl2}(t) \\ \Rightarrow \Gamma_{mt}(t) &= u_1(t) \cdot \Gamma_{cpl1} + J_{mt} \cdot \frac{d\Omega_{mt}}{dt} \end{aligned} \quad (III.1)$$

où,

- k_{cpl} est le rapport de réduction du coupleur,
- Γ_{cpl1} est le couple au primaire du coupleur (du côté du moteur thermique),
- Γ_{mt} est le couple développé par le moteur thermique,
- Γ_{emb2} est le couple au primaire de l'embrayage 2,

- $u_1(t)$ est le mode de propulsion (1 : mode hybride).

Du point de vue de l'optimisation, la commande du moteur thermique n'est pas une variable d'optimisation puisque nous avons choisi de commander le système par le courant débité par le pack de batteries I_{bat} . La commande du moteur thermique est implicite, c'est-à-dire qu'elle est directement déduite des autres variables de commande, en particulier la commande du moteur électrique (*cf.* éq. (III.1)).

III.1.1.iii - c) Embrayages

- Embrayage 1

La commande de l'embrayage 1, notée $u_1(t)$, permet une déconnexion totale du moteur thermique, permettant ainsi le mode électrique. Ce dernier s'accompagne d'une contrainte sur la puissance fournie par la chaîne de traction électrique (*cf.* éq. (III.14)). La commande de l'embrayage 1 détermine le mode fonctionnement du véhicule (électrique ou hybride). Son impact sur la consommation est donc très important. Du point de vue de l'optimisation, cette commande ajoute n_{cycle} variables discrètes au problème, soit une par pas de discrétisation du cycle, ce qui peut être réducteur selon l'algorithme d'optimisation utilisé. Pour cette raison, nous serons amené à faire des hypothèses sur le passage du mode de fonctionnement pour la méthode couplée que nous détaillerons par la suite.

- Embrayage 2

L'embrayage 2 permet au moteur thermique de fonctionner lorsque la vitesse du véhicule est nulle ou faible : recharge des batteries à l'arrêt, démarrage et freinage en mode hybride ou thermique et changement de rapport de la boîte de vitesse. Empiriquement, il est toujours préférable de réaliser les démarrages en mode purement électrique, car le patinage du moteur thermique entraîne de nombreuses pertes. Il en est de même pour les phases de freinages. La commande $u_2(t)$ est déduite par l'état de l'embrayage $EMB1$ $u_1(t)$ et par la vitesse de rotation au primaire de la boîte de vitesse $\Omega_{bv}(t)$:

$$\begin{aligned} \forall t \in [t_0; t_f], \\ \text{si } \Omega_{bv}(t) < \Omega_{mt}^{min} \text{ et } u_1(t) = 1 \Rightarrow u_2(t) \in [0; 1[\text{ tel que } \Omega_{mt}(t) = \Omega_{mt}^{min} \text{ (patinage)} \\ \text{si } \Omega_{bv}(t) < \Omega_{mt}^{min} \text{ et } u_1(t) = 0 \Rightarrow u_2(t) = 0, \\ \text{si } \Omega_{bv}(t) > \Omega_{mt}^{min} \text{ et } \forall u_1(t) \in \{0; 1\} \Rightarrow u_2(t) = 0. \end{aligned}$$

La commande associée à l'embrayage $EMB2$, $u_2(t)$ n'est donc pas considérée comme une variable d'optimisation.

III.1.1.iii - d) Boîte de vitesse

La boîte de vitesse est commandée par une grandeur discrète $u_3(t) \in \{0, 1, 2, 3, 4, 5\}^{n_{cycle}}$. Du point de vue de l'optimisation, l'intégration de la commande de rapport de boîte de vitesse fait intervenir n_{cycle} variables discrètes supplémentaires. La commande de boîte de vitesse est une variable importante du système, puisqu'elle a un impact important sur la consommation

du véhicule et sur le fonctionnement des moteurs. C'est un problème d'optimisation complexe et nous serons amené par la suite à faire des hypothèses fortes sur le passage des vitesses.

III.1.2 Objectif(s)

L'un des objectifs principaux du dimensionnement du véhicule hybride est de minimiser la consommation de carburant pour un usage déterminé. D'autres fonctions objectifs seraient envisageables, comme le coût du véhicule sur le cycle de vie ou les émissions de polluants sur un cycle de fonctionnement donné.

Pour le coût du véhicule, il est difficile de créer un modèle qui tienne compte du coût de construction, du coût d'usage et de recyclage (analyse sur le cycle de vie). De plus, il est difficile de relier ce type de modèle avec des modèles de conception fins (comme le réseau de réductances). La majorité des analyses du cycle de vie sur les véhicules hybrides ne sont donc pas réalisées durant la phase de conception, mais plus tôt, durant la phase de choix structurelle pour comparer des solutions déjà existantes (comparaison entre véhicules hybrides, électriques et conventionnels). Ces modèles sont complexes et nécessitent des hypothèses souvent fortes (mix énergétique, choix des matières premières, procédés de fabrications, choix de la méthode ACV, etc.).

La minimisation des polluants est un problème très suivi par les constructeurs automobiles, puisque plusieurs polluants sont soumis à des normalisations (normalisations Euro pour l'union européenne). Dans notre application, l'estimation des émissions polluantes est difficilement réalisable dans l'état, car un modèle de conception de moteur thermique estimant les émissions nécessiterait des connaissances que nous n'avons pas dans nos laboratoires et dans notre discipline (étude de combustion, étude de la commande rapprochée du moteur thermique, effet dynamique, thermique, température du pot catalytique, etc.). Au LTE, nous n'avons pas de modèles d'émissions cartographiés à notre disposition car les mesures sont très difficiles à obtenir (variabilité très importante). Un modèle simplifié d'émission de monoxyde de carbone dans la problématique de l'éco-conduite est présenté dans [60]. D'autres organes, comme le pot catalytique, nécessiteraient une étude plus précise. Les études sur les émissions du véhicule décrivent le plus souvent des parcs de véhicules (à l'échelle d'une ville ou d'une région) et ne sont pas des modèles de conception [3].

Dans cette étude, nous focaliserons notre attention sur deux objectifs principaux :

- la consommation du véhicule sur un cycle de fonctionnement (équivalent aux émissions de CO_2 , cf. éq. (II.20)),
- le nombre de batteries nécessaires.

III.1.2-i Consommation du véhicule sur un cycle de fonctionnement

Comme nous l'avons vu section II.1.3, la consommation du véhicule est calculée à partir d'une cartographie de la consommation du moteur thermique. De manière générale, la fonction objective J_1 s'exprime en fonction de la commande $u(t)$, des variables du système \mathbb{X}_{vh}

et des variables du moteur électrique \mathbb{X}_{me} comme suit :

$$J_1(u(t), \mathbb{X}_{vh}, \mathbb{X}_{me}) = \frac{100}{\rho_{carb} dist} \int_{t_0}^{t_f} \delta_{carb}(u(t), \mathbb{X}_{vh}, \mathbb{X}_{me}, t) dt \quad (\text{III.2})$$

où,

- t_0 et t_f sont les instants initial et final du cycle de fonctionnement,
- ρ_{carb} est la masse volumique du carburant,
- $dist$ est la distance totale parcourue.

L'objectif J_1 s'exprime en litres pour 100 kilomètres.

III.1.2-ii Taille des batteries

Nous avons vu au paragraphe III.1.1-i que la taille du pack de batteries était une variable importante du véhicule hybride. La capacité du pack de batteries a un impact important sur la consommation du véhicule, mais aussi sur son coût. Nous choisissons d'intégrer le nombre de blocs de batteries en série comme second objectif.

Indirectement, la prise en compte du nombre de batteries comme variable et objectif d'optimisation permet d'optimiser le dimensionnement du véhicule hybride pour différentes valeurs du taux d'hybridation.

III.1.2-iii Objectifs optionnels

Des objectifs optionnels peuvent être ajoutés aux objectifs principaux. Nous avons envisagé l'intégration des objectifs annexes suivants :

- le volume de cuivre,
- le volume des aimants.

Nous donnerons un exemple d'intégration de ces objectifs dans le chapitre de résultats (*cf.* §IV.2.4).

Remarque. *Les objectifs de consommation, de nombre de batteries, de volume de cuivre et d'aimants permettent, si ce n'est de rendre compte approximativement du prix du véhicule, de comparer deux dimensionnements en matière de prix. Pour autant, nous ne proposons pas de modèle économétrique du véhicule hybride, car il est potentiellement long et sujet à des hypothèses fortes sur le prix des composants et des matières premières.*

III.1.3 Contraintes d'optimisation

Pour ce problème d'optimisation à plusieurs échelles de modélisation (magnétique localement pour le moteur électrique, ou macroscopique pour le fonctionnement global du système), plusieurs contraintes entrent en ligne de compte. Nous avons réalisé un premier découpage

des contraintes du point de vue temporel, nous expliquerons dans un premier temps ce découpage, et en quoi il est intéressant pour la modélisation du système. Nous réaliserons ensuite un deuxième découpage des contraintes selon les phénomènes physiques. Nous ferons alors une liste exhaustive des contraintes prises en compte dans nos travaux.

III.1.3-i Point de vue temporel

III.1.3.i - a) Discrétisation du cycle

Dans la suite de ce travail, nous discrétisons le cycle de fonctionnement en n_{cycle} points. Le pas de discrétisation est fixé à une seconde, ce qui permet de rendre compte de la dynamique du véhicule (accélération, freinage).

III.1.3.i - b) Contraintes atemporelles

Les contraintes qualifiées d'atemporelles sont des contraintes qui ne tiennent pas compte du temps. La dimension d'un composant, par exemple, est une contrainte atemporelle. Le nombre de ces contraintes ne varie pas en fonction de la longueur du cycle et elles ne font intervenir que les variables de dimensionnement. Ce constat permet de simplifier le calcul de la matrice jacobienne des contraintes puisqu'elle est beaucoup plus petite (dans notre cas).

Pour une contrainte scalaire g , les variables dimensionnantes x_i et la commande $u(t)$, la matrice jacobienne prend la forme :

$$\frac{\partial g}{\partial x} = g \begin{pmatrix} x_1 & \dots & x_n & u(t_0) & \dots & u(t_f) \\ \times & \dots & \times & 0 & \dots & 0 \end{pmatrix} \quad (\text{III.3})$$

III.1.3.i - c) Contraintes instantanées

Les contraintes instantanées prennent effet tout au long du cycle de fonctionnement. Elles caractérisent le plus souvent des limitations physiques et dépendent du temps. Le couple du moteur thermique par exemple est contraint par une limitation haute $\Gamma_{max}(\Omega_{mt})$. Dans cet exemple, on note que la limite haute dépend elle-même de la vitesse de rotation du moteur thermique. Pour une grandeur contrainte $g(t)$, il est nécessaire de créer autant de contraintes que de pas de temps : $g(t_i), i \in [1, n_{cycle}]$.

Dans ces conditions, la matrice jacobienne prend la forme suivante :

$$\frac{\partial g(t)}{\partial x} = \begin{matrix} & x_1 & \dots & x_n & u(t_0) & \dots & u(t_f) \\ g(t_0) & \left(\begin{matrix} \times & \dots & \times & \times & 0 & 0 \\ \vdots & & \vdots & 0 & \ddots & 0 \\ g(t_f) & \times & \dots & \times & 0 & 0 & \times \end{matrix} \right) & & & & & \end{matrix} \quad (\text{III.4})$$

On remarque que la matrice des dérivées partielles de $g(t)$ par rapport aux grandeurs de commande est diagonale². Encore une fois, ce constat peut être intéressant pour simplifier le calcul de la matrice jacobienne.

III.1.3.i - d) Contraintes intégrales

Les contraintes intégrales sont liées à des limitations de consommation ou de ressources. Elles sont calculées globalement sur un cycle de fonctionnement complet. Un ensemble de contraintes instantanées d'égalité $g(t_i), i \in [i, n_{cycle}]$, sont équivalentes à une seule contrainte intégrale d'égalité I , sur le cycle :

$$g(t) = 0, \forall t \in [t_0, t_f] \Leftrightarrow I = \int_{t_0}^{t_f} |g(t)| \cdot dt = 0 \quad (\text{III.5})$$

Cette simplification des contraintes instantanées d'égalité est toujours possible et permet de gagner en mémoire (matrice jacobienne plus petite). Cependant, il est difficile de prouver une meilleure convergence de l'algorithme d'optimisation. Dans le cas général, la matrice jacobienne ∇I est pleine.

III.1.3-ii Point de vue des phénomènes physiques

III.1.3.ii - a) Contraintes de fonctionnement du moteur thermique

Le fonctionnement du système hybride est contraint principalement par les possibilités de fonctionnement du moteur thermique. Les autres contraintes mécaniques, telles que le couple sur chaque arbre de transmission ne sont pas prises en compte dans cette étude. En effet, on peut supposer que ces contraintes sont secondaires, et qu'elles peuvent être satisfaites après le dimensionnement énergétique du véhicule. Les contraintes de fonctionnement du système hybride sont :

- les contraintes instantanées sur le couple du moteur thermique,

$$0 < \Gamma_{mt}(t) < \Gamma_{mt}^{max}(\Omega_{mt}(t)), \quad (\text{III.6})$$

- les contraintes instantanées sur la vitesse de rotation du moteur thermique,

$$\Omega_{mt}^{min} < \Omega_{mt}(t) < \Omega_{mt}^{max}. \quad (\text{III.7})$$

Notez que les contraintes supérieures ($\Gamma_{mt}^{max}(\Omega_{mt}(t))$ et Ω_{mt}^{max}) dépendent fortement du rapport de réduction k_{red} .

2. Ceci est vrai seulement si le modèle est quasi-statique, c'est-à-dire que les instants passés n'ont pas d'effet sur les instants suivants. Par exemple, dans notre modèle, le couple du moteur électrique à l'instant t dépend exclusivement des commandes $\psi_{me}(t)$ et $I_{bat}(t)$. C'est faux pour les modèles où la dynamique est prise en compte.

III.1.3.ii - b) Contraintes sur le moteur électrique

- Contraintes géométriques du moteur électrique

Les contraintes géométriques du moteur électrique sont relatives à des contraintes de faisabilité mécanique (épaisseur du pont de saturation, épaisseur des dents, etc.). Définie ainsi, la géométrie de moteur comporte 4 contraintes mécaniques de faisabilité que nous représentons en rouge sur la figure III.4.

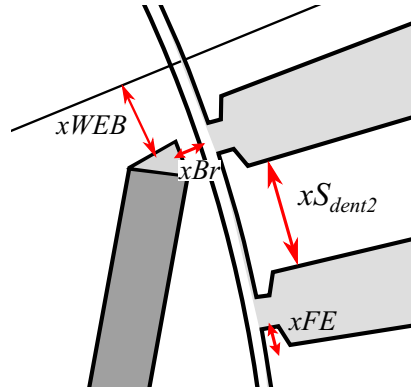


FIGURE III.4 – Contraintes géométriques de faisabilité

La contrainte sur l'épaisseur du pont de saturation xBr dépend de la masse de matériau magnétique en rotation dans le « V » du rotor et du rayon rotorique, cette épaisseur doit être suffisamment grande pour garantir le maintien du rotor. Les autres grandeurs contraintes, $xWEB$, xFE , et xS_{dent2} doivent être strictement positives.

- Contraintes géométriques optionnelles

Parmi les contraintes géométriques envisageables dans cette étude, nous avons prévu l'intégration des contraintes optionnelles suivantes :

- le volume total du moteur,
- le volume de cuivre,
- le volume des aimants,
- le diamètre externe du moteur électrique.

Ces contraintes permettent d'orienter l'optimisation vers une géométrie préférentielle au cas où les optimisations sans contraintes géométriques seraient inenvisageables (problème d'encombrement ou de volume des matières premières).

- Contraintes magnétiques

La contrainte magnétique que nous prenons en compte ici concerne le champ magnétique à l'intérieur de l'aimant. Dans notre approche, l'aimant est représenté par un modèle linéaire (cf. §II.2.2).

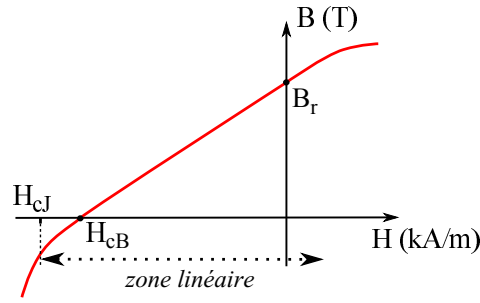


FIGURE III.5 – Modèle de l'aimant - Champ magnétique B en fonction de l'induction magnétique H

La figure III.5 représente le modèle d'aimantation utilisé [64]. L'induction coercitive H_{cB} correspondant à une annulation du champ dans l'aimant (phénomène réversible). L'induction coercitive notée H_{cJ} correspond à une annulation de l'aimantation, ce qui est irréversible pour l'aimant. Par sécurité, la contrainte de champ magnétique dans l'aimant est fixée à $B_{min} = 0$. Ainsi, nous sommes sûr de ne jamais désaimanter le matériau de manière irréversible. Le champ dans l'aimant est maximal pour un angle d'autopilotage $\psi = -\frac{\pi}{2}$ (c'est l'angle de défluxage maximal). Ce constat permet de simplifier la contrainte magnétique sur le champ dans l'aimant, puisque d'une contrainte temporelle (où le champ des aimants est contraint à chaque pas de temps), nous nous ramenons à une contrainte atemporelle (seule une valeur du champ est contrainte). La contrainte de champ magnétique dans les aimants s'exprime alors :

$$B_a(\psi = -\frac{\pi}{2}, I = I_{max}) > 0 \quad (\text{III.8})$$

- *Contrainte de courant du moteur électrique*

La contrainte sur le courant électrique est une manière de limiter les pertes dans la machine électrique. Elle permet indirectement de contraindre l'échauffement du moteur électrique. C'est à l'origine une contrainte thermique (très simplifiée) qui est indirectement prise en compte. Le moteur initial de la Toyota Prius est limité par une densité de courant efficace maximal $j_{max} = 12 \text{ A.mm}^{-2}$. En supposant que nous disposons d'un dispositif de refroidissement adapté à chaque dimensionnement, nous garderons cette contrainte de densité de courant³.

$$j_{me}(t) < j_{max} = 12 \text{ A.mm}^{-2} \quad (\text{III.9})$$

Remarque. *Le courant admissible maximal du moteur électrique est calculé en pré-simulation. Il est défini comme le minimum entre le courant correspondant à une densité de courant maximale et le courant à partir duquel le champ dans les aimants s'annule (cf. éq. (III.8) et (III.9)).*

3. Initialement, le moteur électrique de la Toyota Prius II, qui nous sert de référence, est refroidi par un bain d'huile. Dans ce cas, la capacité de refroidissement est surfacique. Cependant, les pertes du moteur électrique sont principalement volumiques (pertes fer, pertes Joule). Par conséquent, une relation simple entre la capacité de refroidissement nécessaire et la taille du moteur n'est pas généralisable. Par simplicité, nous limitons la densité de courant.

Remarque. *Un modèle de conception thermique du moteur électrique est actuellement à l'étude en parallèle de ce travail de thèse. Nous avons encadré le projet de fin d'étude de Thomas Bousset sur le modèle statique thermique. Ce modèle, validé par les mesures disponibles dans la littérature [47] est toujours à l'étude actuellement. Il est défini sous la forme d'un schéma électrique équivalent. Une aide à la mise en œuvre automatique de ce modèle et du calcul de son jacobien a fait l'objet du projet de fin d'étude d'Arnaud Baraston [5] et est testée sur notre application sur un seul point de fonctionnement. A moyen terme, un modèle multi-physique (électromécanique et thermique) devra être réalisé sur un cycle de fonctionnement.*

- *Contrainte de tension du moteur électrique*

La tension efficace en entrée du moteur électrique $u_{me}(t)$ est contrainte par les capacités de l'onduleur et par la tension du bus continu U_{bus} . En supposant un fonctionnement limite de l'onduleur (fonctionnement pleine onde) et une connexion en étoile des enroulements statoriques, la tension efficace maximale u_{max} au premier harmonique vaut :

$$u_{max} = 0,8 \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{U_{bus}}{\sqrt{3}} \quad (\text{III.10})$$

Le coefficient 0,8 est un coefficient de sécurité qui permet de gérer les phases transitoires. Le coefficient $\frac{4}{\pi}$ provient de l'hypothèse du premier harmonique.

- *Contraintes mécaniques du moteur électrique*

Les contraintes de courants et de tension aux bornes du moteur électrique permettent de fixer indirectement des contraintes sur la vitesse de rotation et sur le couple du moteur électrique. Une illustration simplifiée de ces contraintes est réalisée en annexe C.

Dans le cas de l'utilisation d'une cartographie, seul le couple développé par la machine électrique Γ_{me} est contraint en fonction de la vitesse de rotation Ω_{me} . Cette contrainte intègre implicitement les contraintes magnétiques, de courant et de tension.

$$\Gamma_{me}^{min}(\Omega) < \Gamma_{me}(t) < \Gamma_{me}^{max} \quad (\text{III.11})$$

III.1.3.ii - c) *Contraintes sur le pack de batteries*

De manière générale, la tension, le courant et l'état de charge des batteries sont contraints par des bornes supérieures et inférieures. Pour notre modèle, ces contraintes peuvent s'exprimer sous la forme de seulement deux contraintes sur le courant débité par le pack de batteries, ces contraintes s'expriment par :

$$I_{bat}^{min}(soc) < I_{bat}(t) < I_{bat}^{max}(soc) \quad (\text{III.12})$$

Dans ce cas, les bornes inférieure et supérieure de courant dépendent de l'état de charge du pack de batteries. Notez que les courants limites ne varient pas en fonction des variables d'optimisation car le nombre de blocs de batteries connectés en parallèle est fixe.

Pour les véhicules non-rechargeables, une contrainte sur l'état de charge final des batteries est nécessaire. Elle permet d'assurer la reproductibilité de la simulation sur un cycle de fonctionnement et de comparer la consommation de deux dimensionnements avec un bilan batterie nul :

$$soc(t_f) = soc(t_0) \Leftrightarrow \int_{t_0}^{t_f} \eta_f \cdot I_{bat} \cdot dt = 0 \quad (\text{III.13})$$

où,

- t_0 et t_f sont les instants initial et final du cycle de fonctionnement,
- $soc(t)$ est l'état de charge du pack de batteries en fonction du temps.

III.1.3.ii - d) Contrainte énergétique

En mode électrique, pour satisfaire le cycle de conduite, le moteur électrique doit fournir l'ensemble du couple demandé à la roue. Pour cela, nous introduisons une contrainte de bilan énergétique en mode électrique I_{elec} , qui s'exprime comme suit (cf. §II.1.3) :

$$I_{elec} \hat{=} \int_{t_0}^{t_f} (1 - u_1(t)) \cdot \Gamma_{cpl1}^2 \cdot dt = 0 \quad (\text{III.14})$$

III.1.3.ii - e) Contraintes de performances dynamiques du véhicule

Par souci de confort et de sécurité, trois contraintes dynamiques sont appliquées au véhicule :

- le temps d'accélération de 0 à 100 km.h^{-1} , noté t_{0-100} ;
- le temps de dépassement d'un camion roulant à 80 km.h^{-1} , noté t_{dep} ;
- la vitesse maximale du véhicule, Vit_{max} .

Le temps d'accélération du véhicule de 0 à 100 km.h^{-1} permet de fixer un certain couple disponible à basses vitesses, sans pour autant sur-contraindre le dimensionnement du véhicule (soit contraindre le couple du moteur électrique, soit contraindre le couple du moteur thermique). Le temps de dépassement d'un camion permet de satisfaire des contraintes dynamiques à hautes vitesses. La vitesse maximale de 140 km.h^{-1} permet à la voiture de circuler sur autoroute. Cette dernière contrainte paraît faible, expérimentalement, elle est la moins contraignante des trois.

Nous calculons ces contraintes de performances dynamiques à partir d'un modèle direct, ou *forward*, car c'est la dynamique du véhicule qui nous intéresse. Nous supposons les batteries à 60 % d'état de charge et nous appliquons une commande maximale aux deux moteurs. Pour la chaîne de traction électrique, la commande de couple maximale peut être contrainte, soit par le courant maximal de la batterie, soit par le couple maximal du moteur électrique.

Dans la suite de ce travail, les contraintes dynamiques sont exprimées comme suit :

$$t_{0-100} < 12 \text{ s} \quad (\text{III.15})$$

$$t_{dep} < 9 \text{ s} \quad (\text{III.16})$$

$$Vit_{max} > 140 \text{ km.h}^{-1} \quad (\text{III.17})$$

D'autres contraintes dynamiques peuvent être envisagées, notamment sur une route en pente ou avec les batteries déchargées [28, 95]. Dans la suite de notre étude, et pour ne pas surcharger le modèle, nous ne tiendrons pas compte de ce type de contraintes.

III.1.3-iii Bilan des contraintes d'optimisation

Le tableau III.4 fait la synthèse de toutes les contraintes d'optimisation du problème. Les contraintes de contrôle et de dimensionnement y sont mélangées. Généralement, une contrainte instantanée est dépendante de la commande du véhicule sur le cycle de fonctionnement considéré. Les contraintes atemporelles sont indépendantes du temps et donc de la commande. Lorsque cela est possible, pour l'utilisation d'un algorithme génétique par exemple, les contraintes atemporelles sont calculées avant la simulation du véhicule sur le cycle de fonctionnement, ce qui permet d'écourter le calcul en cas de non-satisfaction de celles-ci. Notez, que les contraintes de performances dynamiques sont considérées atemporelles, puisqu'elles ne dépendent pas du cycle de fonctionnement, elles sont elles aussi calculées avant la simulation sur cycle.

Phénomène physique	Nom	= / < / >	Temporalité	n° fig./éq.	n° page
Mécanique	pont de saturation xBr	</>	atemporelle	fig. III.4	p.104
	épaisseur dent statorique xS_{dent2}	>	atemporelle	fig. III.4	p.104
	fermeture d'encoche xFE	>	atemporelle	fig. III.4	p.104
	longueur $xWEB$	>	atemporelle	fig. III.4	p.104
	couple moteur therm. $\Gamma_{mt}(t)$	</>	instantanée	éq. III.6	p.103
	vitesse moteur therm. $\Omega_{mt}(t)$	</>	instantanée	éq. III.7	p.103
Électrique	densité de courant élec. $j_{me}(t)$	<	instantanée	éq. III.9	p.105
	courant batterie $I_{bat}(t)$	</>	instantanée	éq. III.12	p.106
	état de charge final $soc(t_f)$	=	intégrale	éq. III.13	p.107
	tension moteur élec. $u_{me}(t)$	<	instantanée	éq. III.10	p.106
Magnétique	champ mag. aimant B_a	>	atemporelle	éq. III.8	p.105
Energétique	bilan en mode élec. I_{elec}	=	intégrale	éq. III.14	p.107
Performances	temps d'accélération t_{0-100}	>	atemporelle	éq. III.15	p.108
	temps de dépassement t_{dep}	<	atemporelle	éq. III.16	p.108
	vitesse maximale V_{max}	<	atemporelle	éq. III.17	p.108

TABLEAU III.4 – Résumé des contraintes d'optimisation et de leurs caractéristiques

Pour simplifier les notations, nous noterons par la suite :

- $g(t)$, les contraintes instantanées d'égalité,
- $h(t)$, les contraintes instantanées d'inégalité,

- G , les contraintes atemporelles d'égalité,
- H , les contraintes atemporelles d'inégalité ;
- I , les contraintes intégrales d'égalité.

III.2 Méthodes d'optimisation

III.2.1 Stratégies proposées

III.2.1-i Stratégie d'optimisation découplée

Plusieurs stratégies d'optimisation sont possibles. Dans un premier temps, il est possible de distinguer les deux problèmes d'optimisation, et de résoudre le problème de contrôle comme un sous-problème. Pour cette démarche, les variables de contrôle $u(t)$ sont déterminées par un algorithme dédié au contrôle optimal du véhicule (programmation dynamique, méthodes variationnelles, etc. cf. section I.2.1-iii sur la gestion de l'énergie). Du point de vue de ce problème de contrôle, les paramètres dimensionnants \mathbb{X}_{vh} et \mathbb{X}_{me} , sont fixés. Au-dessus de ce problème d'optimisation se trouve alors le problème de dimensionnement, résolu par un autre algorithme (cf. section sur les méthodes d'optimisation en dimension finie I.1.3). Cette stratégie découplée est représentée figure III.6.

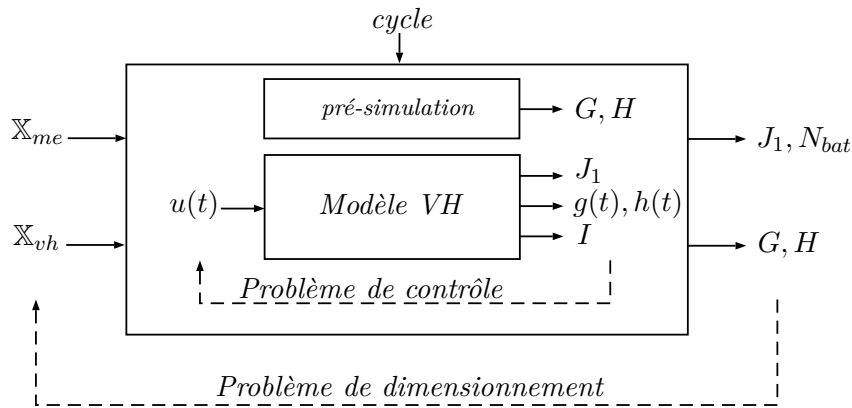


FIGURE III.6 – Stratégie d'optimisation découplée, les problèmes de contrôle est vu comme un sous-problème du problème de dimensionnement

III.2.1-ii Stratégie d'optimisation couplée

Une seconde stratégie d'optimisation consiste à joindre en un même problème le contrôle et le dimensionnement. Les variables \mathbb{X}_{melec} , \mathbb{X}_{vh} , et $u(t)$ sont traitées sur le même plan par un algorithme d'optimisation unique.

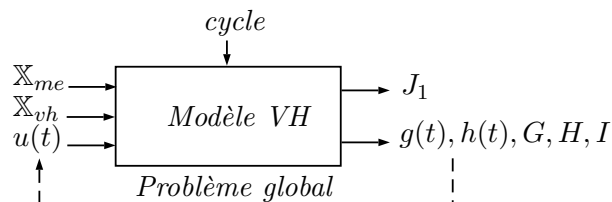


FIGURE III.7 – Stratégie d'optimisation couplée, le problème de contrôle et de dimensionnement sont résolus sur le même plan

III.2.1-iii Proposition de trois stratégies d'optimisation

Dans cette section, nous développerons trois stratégies d'optimisation, dans un ordre croissant de complexité.

- \mathcal{M}_0 : une stratégie d'optimisation énergétique, où le problème d'optimisation du dimensionnement sera largement simplifié. Seule la puissance nominale du moteur électrique est changée. Pour cela une relation de proportionnalité entre les variables géométriques est appliquée. La stratégie est « découplée », c'est-à-dire que le problème de contrôle optimal est résolu comme un sous-problème, à chaque pas d'optimisation.
- \mathcal{M}_1 : une stratégie d'optimisation complète, où toutes les variables d'optimisation sont prises en compte. Cette stratégie est découplée.
- \mathcal{M}_2 : une stratégie d'optimisation directe, où toutes les variables d'optimisation sont prises en compte dans un unique processus d'optimisation.

III.2.2 Dimensionnement énergétique : \mathcal{M}_0

III.2.2-i Hypothèses

III.2.2.i - a) Proportions conservées du moteur électrique

La première stratégie développée dans cette thèse permet une optimisation énergétique du système hybride. Le modèle du moteur électrique est grandement simplifié. On définit une nouvelle variable d'optimisation k_{me} , appliquée à toutes les dimensions du moteur (l'inclinaison des aimants est conservée). Cette variable permet de conserver les proportions du moteur tout en faisant évoluer la puissance nominale :

$$\mathbb{X}_{me} = \begin{bmatrix} k_{me} & \dots & k_{me} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbb{X}_{me}^0(1) & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & \mathbb{X}_{me}^0(10) \end{bmatrix} \quad (\text{III.18})$$

où X_{me}^0 sont les paramètres initiaux du moteur électrique (*cf.* Tab. III.2).

Toute la géométrie du moteur électrique est ainsi définie par un seul paramètre. Pour accélérer l'optimisation, nous avons mis en place un système de sauvegarde : les moteurs dont la cartographie a déjà été calculée ne sont pas recalculés mais simplement rechargés à partir d'un fichier de sauvegarde (*cf.* §III.3.3-i).

III.2.2.i - b) Vitesse de base conservée

On suppose que la tension du bus continu varie avec la géométrie du moteur électrique de manière à conserver une vitesse de base $\Omega_b \approx 1200 \text{ tr.min}^{-1}$ [14, 95, 99]. De cette manière, la puissance du moteur électrique est uniquement déterminée par la variable d'homothétie k_{me} . On applique à la tension du bus continu la formule suivante :

$$U_{bus} = \sqrt{k_{me}} \cdot U_{bus}^0 \quad (\text{III.19})$$

où U_{bus}^0 est la tension initiale du bus continu, $U_{bus}^0 = 500 V$.

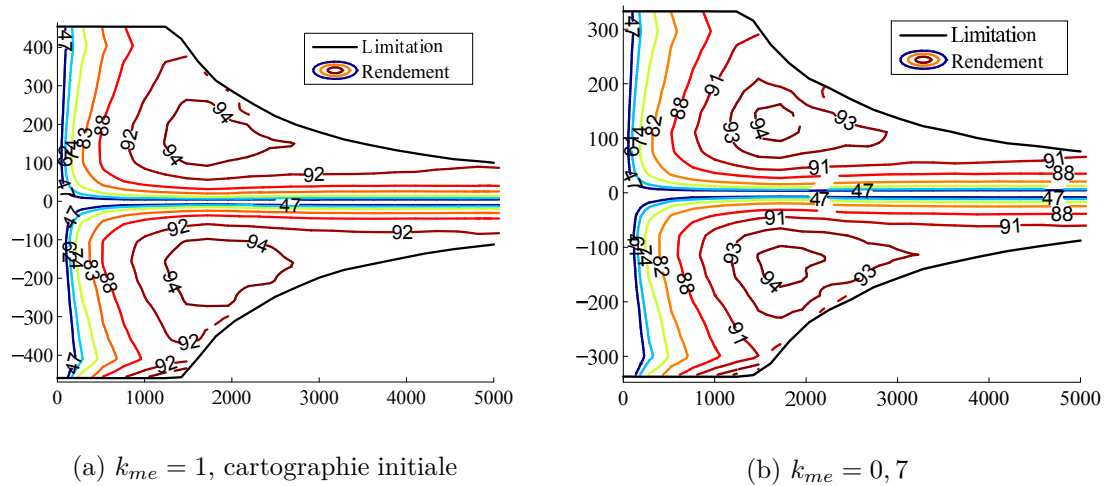


FIGURE III.8 – Cartographies de rendement de l'ensemble moteur électrique/onduleur pour la géométrie initiale et pour une géométrie avec $k_{me} = 0,7$

Cette hypothèse permet de conserver une cartographie similaire (limitation de la même forme, cf. fig. III.8).

Finalement, l'intégration de la variable k_{me} permet de simplifier grandement le problème de dimensionnement puisqu'une variable remplace 11 variables dimensionnantes. Le modèle ainsi défini est un modèle pour la conception énergétique fin.

III.2.2.i - c) Variation de la puissance du moteur thermique

La variation de la puissance du moteur thermique est réalisée par un coefficient d'homothétie k_{me} , appliqué à la cartographie [95]. Nous représentons la cartographie de consommation spécifique du moteur thermique initial, sur la figure III.9a, et la cartographie d'un moteur thermique dont la puissance est augmentée de 40 % sur la figure III.9b.

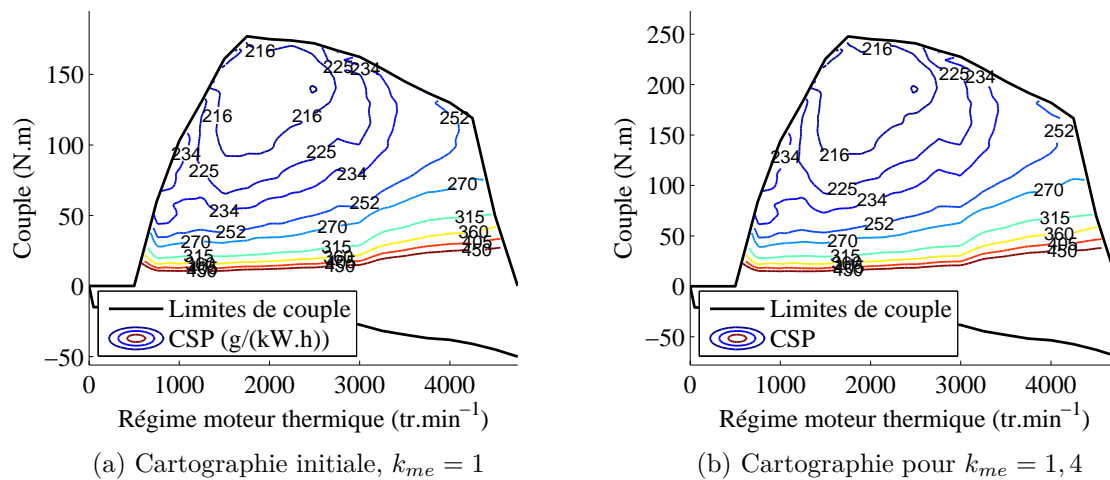


FIGURE III.9 – Cartographies de consommation spécifique des moteurs thermiques pour $k_{me} = 1$ et $k_{me} = 1,4$

III.2.2-ii Problème et stratégie d'optimisation

D'après les hypothèses formulées sur les variables géométriques du moteur électrique, le nouveau problème d'optimisation est défini ainsi :

TABLEAU III.5 – Résumé du problème d'optimisation \mathcal{M}_0

Variables		Objectifs	Contraintes
ME	VEH	$contrôle$	
k_{me}	$N_{bat}, P_{mt}, k_{cpl}, k_{red}$	$I_{bat}(t), u_1(t)$	J_1, N_{bat}
			<i>toutes</i>

Pour résoudre ce problème, nous choisissons de définir le problème de contrôle optimal comme sous-problème d'optimisation [78]. L'optimisation du dimensionnement est vue comme le problème principal. A chaque itération de l'optimisation du problème de dimensionnement, le problème de contrôle est résolu par programmation dynamique (*cf.* figure III.6).

III.2.2-iii Résolution du problème de contrôle

III.2.2.iii - a) Le problème de contrôle

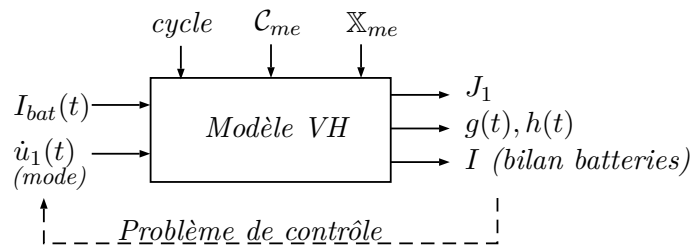


FIGURE III.10 – Représentation du problème de contrôle

Le problème de contrôle suppose les variables dimensionnantes $\mathbb{X}_{me}, \mathbb{X}_{vh}$ fixes. Il n'est donc pas contraint par les contraintes atemporelles (de dimensionnement), car elles sont indépendantes de la commande et du temps (*cf.* III.1.3-i). Par la suite on supposera la connaissance de la cartographie de pertes du moteur électrique⁴, notée C_{me} . Le problème de contrôle a pour but de déterminer la commande de courant $I_{bat}(t)$ et la commande de passage des modes électrique et hybride $\dot{u}_1(t)$ qui minimisent la consommation J_1 sur le cycle de fonctionnement (*cf.* figure III.10) :

$$\min J_1 = \int_{t_0}^{t_f} \delta_{carb}(I_{bat}(t), \dot{u}_1(t)) \cdot dt$$

$$\begin{cases} g(t) = 0 \\ h(t) > 0 \\ I = 0 \end{cases} \quad (\text{III.20})$$

4. La connaissance de cette cartographie n'est pas obligatoire. Il est envisageable d'appeler le modèle réductant à l'intérieur de l'algorithme de programmation dynamique. Cela-dit, la solution d'une cartographie permet d'accélérer le processus en minimisant le nombre d'appels du modèle de moteur électrique.

III.2.2.iii - b) Algorithme de résolution : programmation dynamique

L'utilisation de la programmation dynamique comme gestion optimale de l'énergie est détaillée dans [87, 99] pour les véhicules hybrides. Pour en savoir plus sur la théorie de la programmation dynamique, se reporter aux ouvrages de références [6, 56].

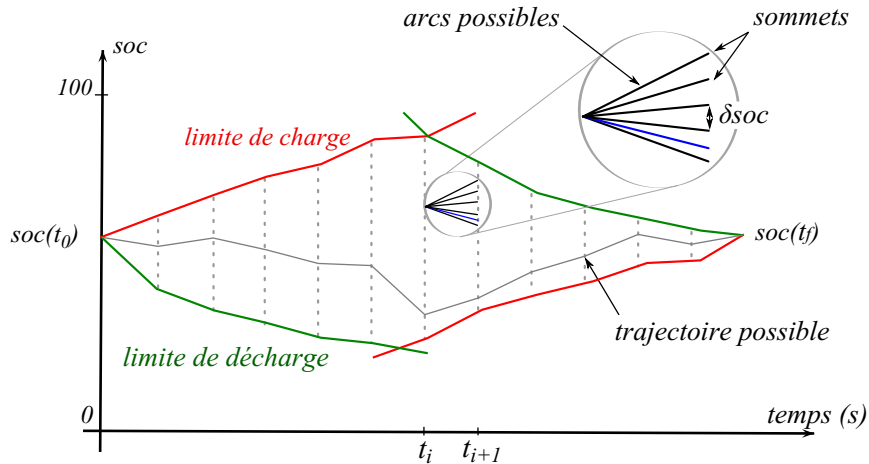


FIGURE III.11 – Création du graphe représentatif du problème de contrôle dans l'espace $soc/temps$

Nous ne détaillerons pas l'algorithme de la programmation dynamique. L'idée de cette méthode est d'échantillonner l'espace des solutions $temps/état$. Pour notre application, un échantillonnage d'une seconde est suffisant pour rendre compte des phases d'accélération du véhicule. L'espace de l'état continu du système, $soc(t)$, est discrétisé par le paramètre δsoc . L'espace des solutions est représenté par un ensemble de sommets $\{soc(t_i), u_1(t_i)\}$. Le passage d'un sommet $\{soc(t_i), u_1(t_i)\}$ au sommet $\{soc(t_{i+1}), u_1(t_{i+1})\}$ est appelé arc du graphe. Le coût d'un arc est défini comme le débit de carburant nécessaire $\delta_{carb}(i)$ ⁵. Par construction du graphe, la contrainte sur l'état final $soc(t_f) = soc(t_0)$ est toujours respectée (sauf dans certains cas, où le dimensionnement du véhicule est insuffisant pour la réalisation du cycle). Les contraintes instantanées sont elles aussi implicites dans la construction du graphe car les arcs impossibles sont pondérés par un coût infini. Finalement, la programmation dynamique permet de résoudre la trajectoire $\{soc(t_i), u_1(t_i)\}, \forall i \in [1, n_{cycle}]$ qui minimise l'objectif J_1 , de manière globale et à la précision du graphe près.

La programmation dynamique peut tenir compte de la commande discrète $u_1(t)$ sans complexifier le problème, puisque selon la construction du graphe et pour chaque pas de temps, il peut exister un arc correspondant au mode électrique.

Remarque. *L'intégration du changement de rapport de boîte de vitesse dans le problème de contrôle ne pose pas de problème a priori ; la programmation dynamique est tout à fait capable de gérer le changement de vitesse de manière optimale sans complexifier le problème. Cela-dit, l'intégration du rapport de boîte dans le problème de contrôle conduit à des changements de vitesses trop rapides et souvent irréalistes (passage de la 1^{re} à la 3^e puis de la 3^e à la 1^{re} en 2 secondes par exemple). Si l'interdiction de certains passages sont possibles (interdire le passage de la 5^e à la 1^{re}), l'intégration de contraintes sur les états passés (imposer un temps*

5. Pour le calcul de δ_J en fonction du contrôle I_{bat} , se reporter à la section II.1.3.

où le changement de vitesse est interdit) complexifie grandement le problème de recherche opérationnelle.

III.2.2-iv Résolution du problème de dimensionnement

III.2.2.iv - a) Le problème de dimensionnement

Le problème de dimensionnement, quant à lui, est défini par les variables dimensionnantes $k_{me}, N_{bat}, P_{mt}, k_{cpl}, k_{red}$ et par les contraintes atemporelles (ou dimensionnantes, cf. tab. III.4). A chaque pas d'optimisation du problème de dimensionnement, les contraintes instantanées sont respectées et la consommation du véhicule est minimisée par rapport aux variables de contrôle. De ce point de vue, le problème de contrôle est une boîte noire :

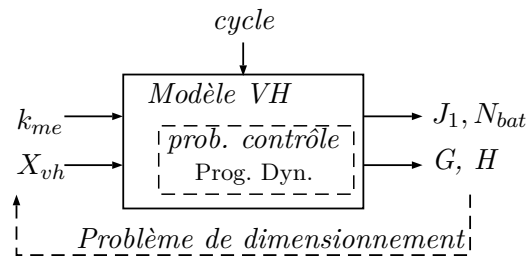


FIGURE III.12 – Représentation du problème de dimensionnement avec le problème de contrôle comme sous-problème d'optimisation

III.2.2.iv - b) Algorithme de résolution multiobjectif : NSGA-II

L'algorithme d'optimisation multiobjectif utilisé dans cette thèse, est disponible à partir de la *toolbox Matlab NSGA-II* [23, 91]. Cet algorithme, largement utilisé en génie électrique [13, 41], est une méthode génétique qui permet d'optimiser plusieurs fonctions objectifs (cf. section I.1.3-iii). L'esprit des méthodes génétiques est basé sur la théorie de l'évolution (cf. fig. III.13).

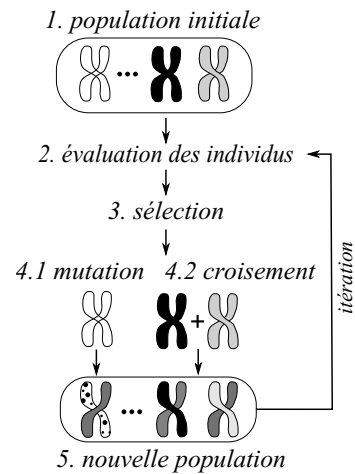


FIGURE III.13 – Esprit des algorithmes génétiques

Il est possible de diviser une itération de l'algorithme en 5 étapes.

1. Une population est initialisée aléatoirement (pour l'itération 1).
2. Chaque individu de la population est évalué selon les différents objectifs.
3. Une sélection des « meilleurs »⁶ individus est réalisée parmi la population.

6. La notion de « meilleur » est à mettre entre guillemets car elle n'a pas de sens dans le cas multiobjectif, comme nous l'avons rappelé au paragraphe I.1.3-iii, on parlera préférentiellement d'individus non-dominés.

4. L'étape 4 permet le mixage de la population. Ce mixage est réalisé soit par *mutation* (relativement peu probable), soit par *croisement* entre deux *parents* (statistiquement plus courant).

- La mutation effectue un changement aléatoire d'un individu, appelé « le parent » pour donner naissance à un nouvel individu, appelé « l'enfant ».
- Le croisement est une combinaison de deux parents, qui donne lieu à la naissance de deux enfants.

Il existe plusieurs techniques possibles de croisement et de mutation. Les techniques utilisées dans l'algorithme que nous utilisons sont détaillés dans [91].

5. Ainsi, une nouvelle population est créée, statistiquement meilleure que la population mère.

Il n'existe pas de grandeur théorique qui permette de mettre fin à l'algorithme (contrairement aux conditions *KKT* pour certaines méthodes déterministes). La condition de fin de l'algorithme est donc empirique et se traduit souvent par un nombre de générations limite. Les paramètres principaux de cet algorithme sont :

- le nombre d'individus par population N_{ind} ,
- le nombre de générations N_{pop} ,
- la probabilité de mutation.

Pour l'algorithme NSGA-II, l'intégration des contraintes est souvent délicate. Une manière d'intégrer les contraintes atemporelles au problème de dimensionnement est de pondérer les fonctions objectifs lorsque les contraintes ne sont pas respectées. De cette manière, les individus ne respectant pas les contraintes présentent une consommation plus élevée que les autres et ne sont statistiquement pas sélectionnés pour engendrer les générations futures.

III.2.3 Dimensionnement énergétique et géométrique : \mathcal{M}_1

Cette méthode a pour but de dimensionner les variables du système \mathbb{X}_{vh} et les paramètres géométriques du moteur électrique \mathbb{X}_{me} . Contrairement à la méthode précédente, les proportions géométriques du moteur électrique ne sont pas conservées. Il s'agit ici d'une optimisation plus fine du moteur par rapport au cycle de fonctionnement.

De même que précédemment, les problèmes de dimensionnement et de contrôle sont résolus à part ; le problème de contrôle étant vu comme un sous-problème d'optimisation.

III.2.3-i Problème d'optimisation

Le nouveau problème d'optimisation est défini dans le tableau III.6) et tient compte des paramètres géométriques \mathbb{X}_{me} .

Variables			Objectifs	Contraintes
ME	VEH	<i>contrôle</i>	J_1, N_{bat}	<i>toutes</i>
\mathbb{X}_{me}	\mathbb{X}_{vh}	$I_{bat}(t), u_1(t)$		

TABLEAU III.6 – Résumé du problème d'optimisation \mathcal{M}_1

Dans cette stratégie, l'ensemble des variables et des contraintes d'optimisation est pris en compte ; c'est la méthode la plus complète que nous avons mis en place dans ce travail de thèse.

III.2.3-ii Algorithme

La stratégie d'optimisation de ce nouveau problème d'optimisation n'est pas changée. Les algorithmes d'optimisation utilisés sont donc les mêmes que pour la stratégie \mathcal{M}_0 :

- programmation dynamique pour le problème de contrôle optimal à chaque pas d'optimisation de l'algorithme global,
- NSGA-II pour l'optimisation du problème de dimensionnement.

III.2.4 Dimensionnement direct : \mathcal{M}_2

La troisième et dernière stratégie d'optimisation a pour but de résoudre le problème de contrôle optimal et le problème de dimensionnement sur le même plan. À l'origine, nous avons pour projet de résoudre le problème de dimensionnement avec des algorithmes utilisant les dérivées premières et secondes, de manière à augmenter le nombre de variables d'optimisation pris en compte et pour potentiellement augmenter la rapidité de convergence. Nous sommes rapidement arrivé à la conclusion qu'il était difficile de dériver l'algorithme de programmation dynamique, car le problème de contrôle optimal ainsi défini était discret.

La suite logique de cette observation a été de ne pas discrétiser l'espace d'état de charge (*soc*) et de considérer le problème de contrôle comme étant le pendant *physique* d'un même problème global. Ainsi, un même algorithme, utilisant les dérivées du modèle, est utilisé pour résoudre le problème global (*cf.* fig. III.7).

D'un point de vue de la méthode, cette stratégie permet de généraliser le dimensionnement des systèmes dynamiques complexes et résout les problèmes de contrôle et de dimensionnement sur le même plan. Cette méthode ouvre des perspectives très intéressantes pour les systèmes dynamiques tels que le bâtiment, les réseaux électriques ou l'aéronautique.

III.2.4-i Hypothèses

III.2.4.i - a) Hypothèse sur l'embrayage 1

Le mode de fonctionnement *hybride/électrique*, déterminé par l'état de l'embrayage 1, est une variable d'optimisation discrète. L'intégration de cette variable au problème d'optimisation ajoute n_{cycle} variables discrètes au problème. Pour simplifier le problème et y appliquer des algorithmes utilisant les dérivées, nous faisons l'hypothèse que le mode de fonctionnement

hybride/électrique modélisé par la variable $u_1(t)$ est fixe. Cette hypothèse rend le problème d'optimisation continu et dérivable, ce qui est obligatoire pour les algorithmes utilisant les dérivées.

Pour illustrer cette hypothèse, nous réalisons une simulation pour deux dimensionnements différents (le dimensionnement initial⁷ et un second choisi aléatoirement). Le contrôle optimal est réalisé par programmation dynamique sur un cycle urbain simple (*ece15*). Le tableau III.7 résume les deux dimensionnements simulés. Les géométries des deux moteurs simulés sont représentées figure III.14.

	N_{bat}	U_{bus}	P_{mt}	k_{cpl}	k_{red}
Dimensionnement initial	28	500	54.5	2.00	3.2941
Dimensionnement aléatoire	35	600	45.0	1.50	3.2941

TABLEAU III.7 – Dimensionnement des deux véhicules simulés.

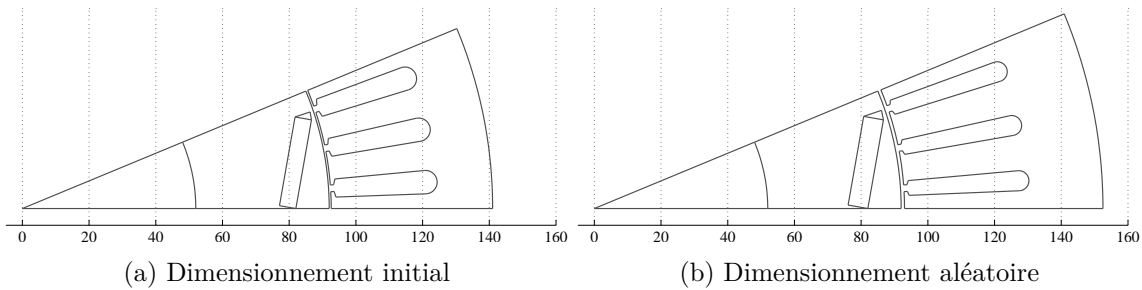


FIGURE III.14 – Représentation du moteur électrique pour les véhicules initial et aléatoire

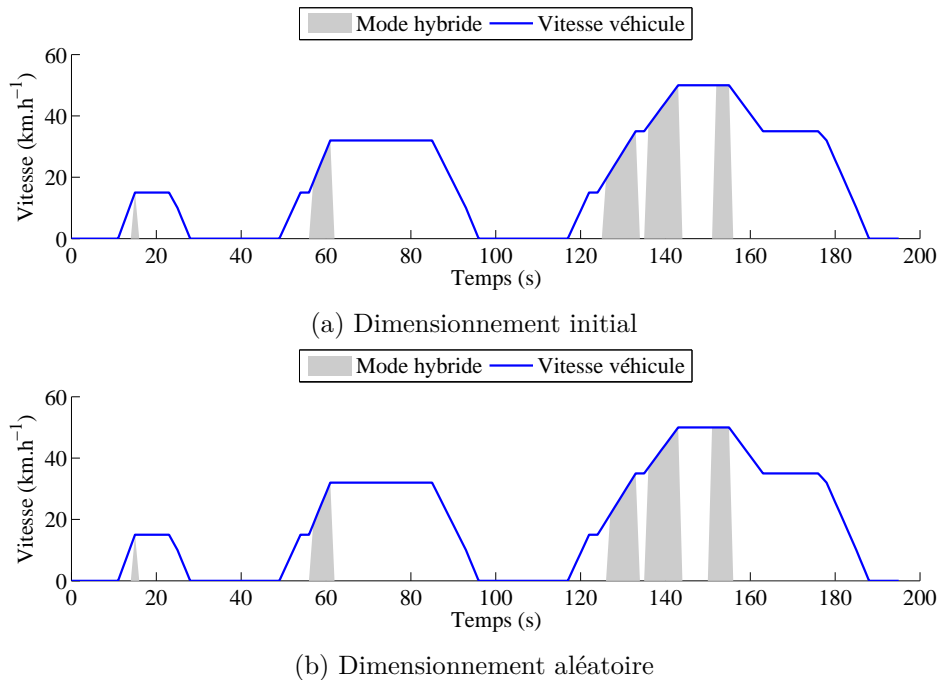


FIGURE III.15 – Mode de fonctionnement optimal pour les véhicules initial et aléatoire sur le cycle *ece15*

7. Le dimensionnement initial est un dimensionnement par défaut, qui repose sur la Clio 1,5L dci et sur le moteur électrique de la Toyota Prius II.

On remarque que les modes de fonctionnement des deux dimensionnements sont très proches (2 valeurs différentes pour $t = 127$ s et $t = 151$ s). En effet, quel que soit le dimensionnement, il est logique d'observer un mode électrique durant les phases de démarrage et durant les phases de freinage. Globalement, la commande de l'embrayage 1 n'est pas fortement modifiée pour des véhicules dont le dimensionnement est proche. C'est en ce sens que nous avons fait cette hypothèse.

Il est envisageable de réaliser un calcul de contrôle optimal par programmation dynamique pour vérifier cette hypothèse à la fin d'une optimisation. Dans les cas où cette hypothèse ne serait pas respectée, une nouvelle initialisation est réalisée avec un nouveau mode de fonctionnement et ce, jusqu'à complète convergence de l'algorithme.

III.2.4.i - b) Régression de la cartographie du moteur thermique

Pour la méthode utilisant les dérivées du modèle, nous choisissons de modéliser le moteur thermique par une régression polynomiale plus facilement dérivable et moins bruitée. Pour cela, nous utilisons les données cartographiées issues de mesures et un polynôme de la forme :

$$\begin{aligned} \delta_{carb}(\Omega_{mt}, \Gamma_{mt}) = & c_1.\Gamma_{mt}^2.\Omega_{mt}^2 + c_2.\Gamma_{mt}.\Omega_{mt}^2 + c_3.\Omega_{mt}^2 + c_4.\Gamma_{mt}^2.\Omega_{mt} + \\ & c_5.\Gamma_{mt}.\Omega_{mt} + c_6.\Omega_{mt} + c_7.\Gamma_{mt}^2 + c_8.\Gamma_{mt} + c_9 \end{aligned} \quad (\text{III.21})$$

Cette régression est réalisée par la méthode des moindres carrés. Pour informations, la cartographie du moteur initiale est représentée par les coefficients $\{3,704.10^{10}; 8,544.10^{09}; 4,770.10^{06}; -4,966.10^{08}; 2,871.10^{05}; -6,769.10^{05}; 4,174.10^{06}; 3,11.10^{03}\}$ et présente une erreur moyenne de 2,88 %, et une erreur quadratique moyenne de $3,46.10^{-2}$.

III.2.4.i - c) Hypothèse sur les contraintes dynamiques

La dérivation du modèle est un prérequis important à l'utilisation des algorithmes *SQP*. La dérivation de la plupart des contraintes n'a pas posé de problème. Par contre, la dérivation des contraintes dynamiques n'a pas abouti. Les contraintes dynamiques t_{0-100} , t_{dep} et V_{max} ne sont pas prises en compte dans cette méthode.

L'algorithme *SQP* étant un algorithme d'optimisation local, on peut supposer que le dimensionnement optimum ne sera pas absurde, du point de vue dynamique.

Pour pallier cette difficulté, une possibilité serait d'introduire les contraintes dynamiques dans un cycle de conduite ce qui reviendrait à imposer la forme de l'accélération, ce qui est discutable. Une autre possibilité, plus facile à réaliser, serait d'imposer une contrainte sur les accélérations maximales pour des vitesses données. Par exemple, nous pourrions imposer à l'association moteur électrique/moteur thermique des accélérations maximales de 3 m.s^{-2} à vitesse nulle, $2,5 \text{ m.s}^{-2}$ à 50 km.h^{-1} , etc.

III.2.4-ii Problème d'optimisation continu

Compte tenu des hypothèses réalisées ci-dessus, le nouveau problème d'optimisation est défini comme suit :

Variables			Objectif	Contraintes
ME	VEH	<i>contrôle</i>		
\mathbb{X}_{me}	\mathbb{X}_{vh}	$I_{me}(t), \psi_{me}(t)$	J_1	toutes sauf t_{0-100}, t_{dep} et V_{max}

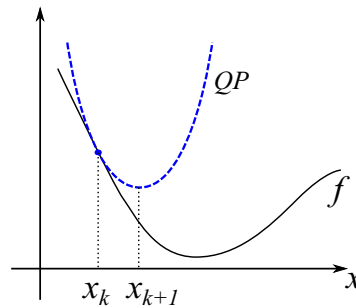
TABLEAU III.8 – Résumé du problème d'optimisation \mathcal{M}_2

Notez que pour la stratégie directe, le moteur électrique n'est pas modélisé par une cartographie. Les variables de contrôle du moteur électrique sont le courant $I_{me}(t)$ et l'angle d'autopilotage $\psi_{me}(t)$.

III.2.4-iii Algorithme : *Sequential Quadratic Programming*

III.2.4.iii - a) Principe

Le principe général des méthodes *SQP* est de modéliser le problème au point x_k comme un problème quadratique⁸. Le minimiseur du problème quadratique local x_{k+1} (il existe toujours) est ensuite utilisé pour initier une nouvelle itération $k + 1$ (cf. fig. III.16). La difficulté de l'algorithme est de définir correctement le problème quadratique de manière à ce que l'optimisation converge.

FIGURE III.16 – Principe des méthodes *SQP*

Les méthodes *SQP* sont parmi les plus efficaces des méthodes de résolution des problèmes non linéaires contraints [105].

Pour les problèmes d'optimisation non-convexes, les algorithmes *SQP* sont susceptibles de converger vers des minima locaux. Pour les problèmes convexes, l'algorithme *SQP* converge vers l'optimum global.

III.2.4.iii - b) Initialisation

Les algorithmes de type *SQP* nécessitent d'être initialisés. La gestion de l'énergie initiale est réalisée par programmation dynamique, qui optimise globalement la gestion de l'énergie d'un dimensionnement donné. Cette initialisation permet de se rapprocher au mieux de l'optimum du problème global et facilite la convergence de l'algorithme du point de vue physique, car le point initial est un minimiseur du problème de contrôle (cf. éq. (III.20)) pour le dimensionnement initial.

8. On rappelle ici qu'un problème quadratique est défini par une matrice définie positive et par des contraintes linéaires (cf. section I.1.3).

III.2.4-iv Combinaison des méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_2

Les trois méthodes précédentes sont assez différentes, puisqu'elles servent des intérêts différents (dimensionnement énergétique et géométrique) et puisque les stratégies et les méthodes d'optimisation sont différentes (NSGA-II + Prog. Dyn. et *SQP*). Les deux premières méthodes sont « globales »⁹ et la méthode directe est locale.

Une stratégie tirant le bénéfice de ces méthodes serait, dans un premier temps, de réaliser un dimensionnement énergétique du véhicule hybride (\mathcal{M}_0), puis d'appliquer une méthode directe aux paramètres géométriques du moteur électrique (\mathcal{M}_2).

III.2.5 Synthèse des trois méthodes d'optimisation

	Intérêts	Objectifs	Variables	Hypothèses	Algorithmes
\mathcal{M}_0	dim. énergétique	J_1, N_{bat}	$k_{me}, \mathbb{X}_{vh},$ $I_{bat}, u_1(t)$	proportions du ME conservées	NSGA-II + Prog.Dyn.
\mathcal{M}_1	dim. énergétique + géométrique	J_1, N_{bat}	$\mathbb{X}_{me}, \mathbb{X}_{vh},$ $I_{bat}, u_1(t)$	-	NSGA-II + Prog.Dyn.
\mathcal{M}_2	dim. énergétique + géométrique	J_1	$\mathbb{X}_{me}, \mathbb{X}_{vh},$ I_{me}, ψ_{me}	$u_1(t)$ fixe	SQP
$\mathcal{M}_0 +$ \mathcal{M}_2	dim. énergétique + géométrique	J_1, N_{bat}	$\mathbb{X}_{me}, \mathbb{X}_{vh},$ I_{me}, ψ_{me}	aucune puis $u_1(t)$ fixe	NSGA-II + Prog.Dyn. puis <i>SQP</i>

TABLEAU III.9 – Résumé des trois stratégies d'optimisation mises en place et combinaison des méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_2

9. Il n'existe pas de preuves mathématiques de convergence pour les algorithmes heuristiques. En pratique, ces méthodes sont globalement efficaces, cela-dit, plusieurs optimisations, en faisant varier les paramètres de l'algorithme, sont nécessaires pour valider la convergence de l'algorithme.

III.3 Architecture logicielle

L'architecture logicielle générale support à note étude est représentée sur la figure III.17. Elle fait intervenir :

- *Reluctool*, pour la simulation par réseau de réductances,
- *CADES*, pour le calcul analytique des performances du moteur électrique,
- *VEHLIB*, pour la simulation du véhicule hybride,
- des algorithmes d'optimisations dédiés aux problèmes de contrôle et de dimensionnement,
- *Matlab* en maître, qui pilote les logiciels et la stratégie d'optimisation.

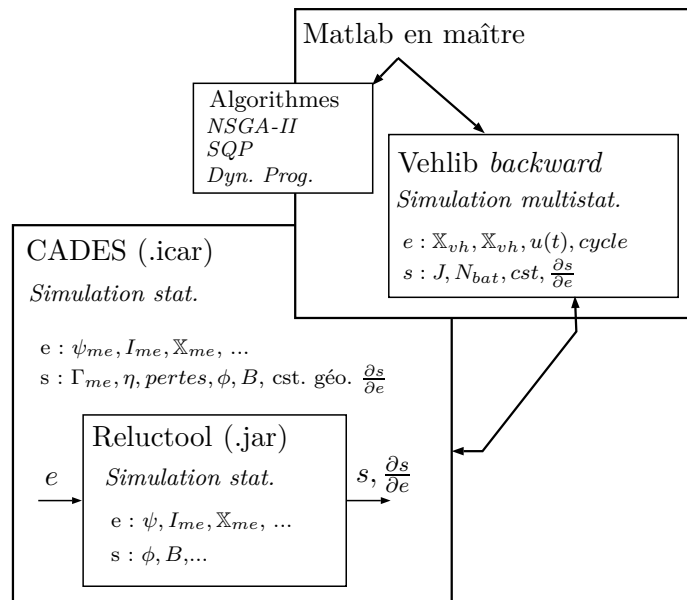


FIGURE III.17 – Architecture logicielle : *Matlab*, *Cades* et *Reluctool*

III.3.1 CADES et Reluctool

III.3.1-i CADES

L'environnement *CADES* (pour *Component Architecture for the Design of Engineering Systems*) est une suite de logiciels dédiés à la simulation et à l'optimisation des systèmes du génie électrique et dont le développement a été initié au G2eLab [4, 24, 38, 107]. L'idée générale de ce projet est de :

- développer des outils « métier » pour la simulation et la conception des composants du génie électrique (réseaux de réductances, circuits électriques, MEMS, modèles thermiques, etc.),

- développer un outil général permettant de fig des systèmes simples (analytiques) et de composer des modèles issus des outils « métier »,
- assurer l'inter-opérabilité des modèles vers d'autres plateformes (*plug'in Matlab*, Excel, Modelica, Portunus, etc.),
- mettre à disposition des méthodes d'analyse et d'optimisation pour les modèles du génie électrique.

La norme ICAR définit le format du composant logiciel. Chaque composant logiciel peut proposer plusieurs facettes comme le calcul, l'analyse de sensibilité, la dérivation, une documentation, etc. Le composant ICAR est une fonction Java, ce qui permet facilement de l'utiliser sur d'autres plateformes.

III.3.1-ii *Reluctool*

Reluctool est un logiciel de modélisation dédié à la modélisation électromagnétique par réseaux de réductances [33,34]. C'est un logiciel « métier » car il est entièrement dédié à cette discipline.

Du point de vue modélisation, nous avons vu section I.3.4 que le modèle par réseau de réductances était un bon compromis entre complexité et rapidité. Du point de vue de la méthode, *Reluctool* permet la génération automatique des dérivées des sorties par rapport aux entrées du modèle, ce qui nous a permis d'appliquer des méthodes d'optimisation utilisant les dérivées.

Dans cette thèse, *Reluctool* permet de fig le moteur électrique et de fournir les dérivées du modèle. Le composant ICAR ainsi créé est ensuite appelé et utilisé dans un autre composant ICAR (créé par *CADES generator*) qui permet le calcul analytique des pertes, du couple et du rendement. Cette inclusion d'un composant dans un autre a été initiée dans l'idée d'enrichir, par la suite, le composant global par d'autres modèles (thermique par exemple).

La suite *CADES* met à disposition plusieurs méthodes d'étude de sensibilité et d'optimisation. Cependant, l'environnement de *Matlab* permet plus de flexibilité du point de vue de la stratégie d'optimisation. Nous avons donc choisi d'intégrer le modèle du moteur électrique (développé avec *CADES*) dans *Matlab* et de piloter l'ensemble des simulations/optimisations à partir de *Matlab*.

III.3.2 Algorithmes utilisés

Les algorithmes utilisés (NSGA-II, programmation dynamique et *SQP*) proviennent de sources différentes et chacun d'entre eux est piloté par *Matlab*.

III.3.2-i Programmation dynamique

La programmation dynamique est historiquement utilisée au LTE pour la résolution de problème de contrôle optimal des véhicules hybrides. L'algorithme a été initialement codé

par J. Scordia en C [87], il a ensuite été redéveloppé sous *Matlab* de manière à être intégré au programme de simulation *VEHLIB* [97, 99].

III.3.2-ii Algorithmes déterministes

L'algorithme *SQP* utilisé dans cette thèse provient de la communauté *open-source* COIN-OR¹⁰ [57]. Ce projet regroupe un ensemble très complet de méthodes pour l'optimisation, on retrouve dans cette communauté les projets ADOL-C pour la différentiation automatique (utilisée par *CADES*), Ipopt (un algorithme déterministe d'optimisation pour les problèmes non-linéaires), bonmin (un algorithme d'optimisation MINLP), etc. Des passerelles vers d'autres plateformes sont possibles.

Un projet parallèle, IPOPT *toolbox*¹¹ [102], concerne l'intégration dans *Matlab* des principaux algorithmes d'optimisation de la communauté *open-source*. C'est cette *toolbox* compatible avec *Matlab* que nous utilisons. La majorité des méthodes sont codées en C ou C++ et sont ensuite chargées dans *Matlab*.

Les *toolbox* compatibles avec *Matlab* telles que *snopt* (méthode du Lagrangien augmenté) [40] ou *Knitro* (méthode du point intérieur ou *active-set*) permettent aussi de résoudre des problèmes non-linéaires.

La *toolbox optimization* de *Matlab* propose elle aussi plusieurs méthodes déterministes (*trust-region*, *interior-point*, *active-set*). Cela-dit, elle est payante, et ne permet pas autant de flexibilité que les *toolbox* libres.

III.3.2-iii Algorithmes génétiques

L'algorithme génétique utilisé dans cette thèse, NSGA-II (pour *nondominated sorting genetic algorithm II*) est originalement développé et codé en C par K. Deb au début des années 2000 [22, 23]. Une version libre (licence GNU GPLv3) est ensuite adaptée sous *Matlab* par A. Seshadri en 2006 [91].

III.3.3 Matlab en maître

Matlab est un langage et un environnement interactif dédié au calcul scientifique (calcul numérique, simulation, visualisation, etc.). C'est un outil complet et utilisé en recherche et dans l'industrie, la communauté et les codes sont assez fournis.

L'intégralité de *VEHLIB* est développé sous *Matlab*. Les composants ICAR et les algorithmes d'optimisation sont compatibles avec *Matlab* (par le biais de *plug'in*). Il a donc été naturel de construire la stratégie générale sous *Matlab* qui offre une grande flexibilité de programmation.

10. En ligne : <http://www.coin-or.org/index.html> (consulté le 22/05/2014).

11. En ligne : <http://www.i2c2.aut.ac.nz/Wiki/OPTI/index.php/Main/HomePage> (consulté le 22/05/2014).

Un schéma de dépendance simplifié peut être représenté ainsi :

$$\text{Matlab} \supset \text{Algorithmes} \supset \text{VEHLIB} \supset \text{CADES} \supset \text{Reluctool}$$

III.3.3-i Technique d'enregistrement des cartographies

Pour la méthode \mathcal{M}_0 , chaque cartographie estimée par le réseau de réductances correspond à une valeur de la variable k_{me} . Nous avons donc mis en place un système d'enregistrement des cartographies de manière à ne pas calculer deux fois la même. En pratique, nous avons discrétisé l'espace de définition de la variable $k_{me} \in [0, 16; 1, 44]$. De cette manière, la puissance du moteur électrique n'est plus continue, mais elle est définie à 250 W près.

III.3.3-ii Calcul parallèle avec *Matlab*

L'algorithme NSGA-II est très bien adapté au calcul parallèle, puisque pour chaque itération, les individus de la population sont évalués les uns après les autres sans que l'évaluation de l'un ne modifie celle de l'autre. Ainsi, le calcul peut être réalisé en parallèle. Le calcul parallèle est possible pour des machines multi-cœurs ou sur un réseau de plusieurs machines connectées. Pour une machine de 8 cœurs par exemple, le calcul parallèle permet de gagner un facteur 6 à 8 sur la vitesse de résolution.

La *toolbox parallel computing* de *Matlab* permet un tel calcul moyennant un codage légèrement modifié. La *toolbox* libre *multicore* permet un calcul similaire, et c'est celle-ci que nous utiliserons. Notez que cette dernière nécessite une modification pour l'adapter au calcul parallèle.

III.3.4 Implantation des démarches d'optimisation

III.3.4-i Méthodes découplée \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1

Nous illustrons l'implantation des méthodes découplées sur la figure III.18.

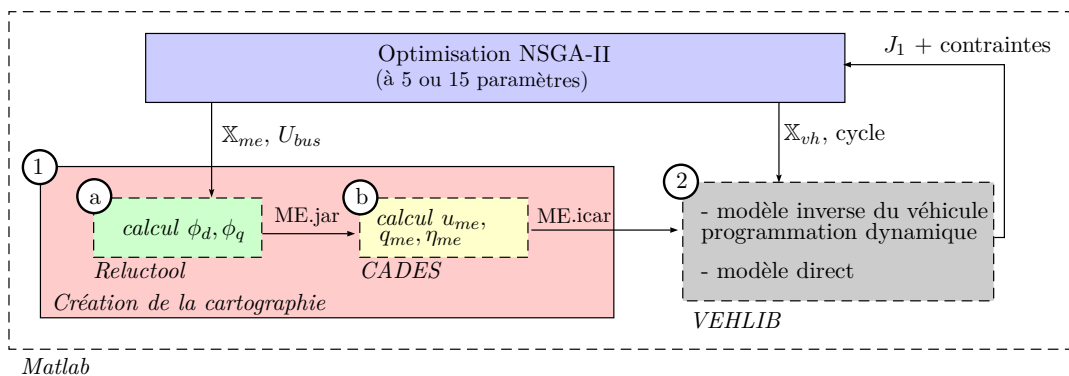


FIGURE III.18 – Implantation des méthodes découplées \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1

Ces méthodes sont décrites par deux étapes importantes.

1. La première étape consiste à la création des cartographies de pertes du moteur électrique et de l'onduleur. Cette étape nécessite en entrée la connaissance des paramètres géométriques \mathbb{X}_{me} et de la tension du bus continu U_{bus} . Elle est décomposée en deux étapes principales dont le détail est développé au paragraphe II.2.6-iii.
2. La seconde étape optimise la consommation du véhicule par programmation dynamique. Cette étape nécessite la cartographie du moteur électrique, la connaissance du dimensionnement \mathbb{X}_{vh} et celle du cycle de fonctionnement. Dans cette étape, le modèle direct du véhicule est évalué pour calculer les contraintes de performances dynamiques.

Ces deux étapes forment l'algorithme d'optimisation du problème de contrôle. Lui-même est piloté par un algorithme génétique qui vise à résoudre le problème de dimensionnement.

III.3.4-ii Méthode couplée \mathcal{M}_2

Nous illustrons l'implantation de la méthode couplée sur la figure III.19.

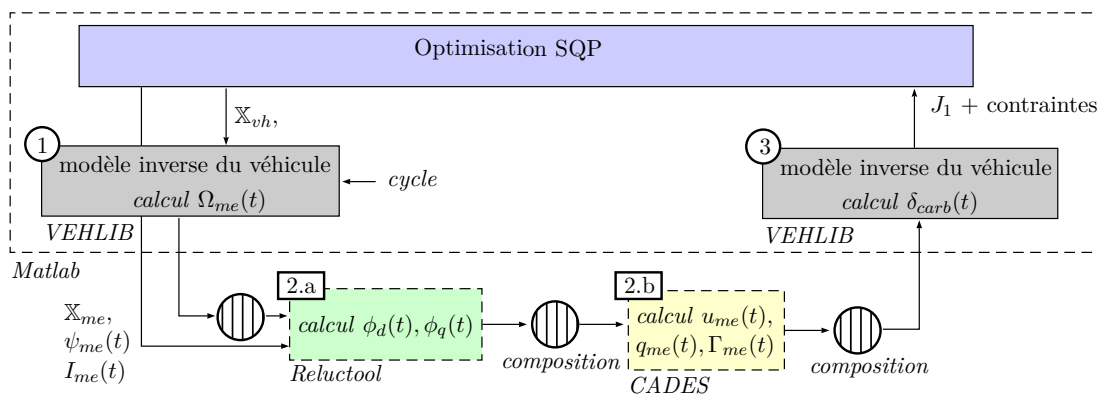


FIGURE III.19 – Implantation de la méthode couplée \mathcal{M}_2

Cette méthode nécessite une nouvelle approche pour la commande, comme nous l'avons vu au paragraphe III.1.1-iii. L'implantation de cette méthode nécessite trois étapes importantes.

1. La première étape consiste à calculer la vitesse de rotation du moteur électrique à partir du cycle. Nous calculons également toutes les dérivées des grandeurs par rapport aux variables d'optimisation $\mathbb{X}_{vh}, \mathbb{X}_{me}, I_{me}, \psi_{me}$.
2. La seconde étape appelle le modèle du moteur électrique. Comme précédemment, cette étape est elle-même divisée en deux étapes :
 - (a) l'évaluation des flux et des champs magnétiques à chaque instant du cycle en fonction des commandes $I_{me}(t)$ et $\psi_{me}(t)$,
 - (b) l'évaluation des grandeurs électriques et mécaniques (tension, couple, pertes, etc.) à chaque instant du cycle.
3. La dernière étape calcule la consommation du véhicule sur le cycle et les principales contraintes instantanées, comme le bilan des batteries ou le bilan d'énergie en mode électrique.

Notez que chaque étape est suivie d'une étape de composition des dérivées. L'ensemble de ces trois étapes constitue une itération de l'algorithme d'optimisation déterministe piloté par *Matlab*.

III.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons défini le problème d'optimisation, c'est-à-dire les variables, les objectifs et les contraintes que nous considérons. Deux démarches différentes se profilent : la première utilisant la cartographie du moteur électrique calculée à partir du modèle réductant, et la seconde utilisant directement le modèle par réseau de réductances et ses dérivées. On notera que les expressions des contraintes et du modèle de commande diffèrent en fonction de l'approche utilisée. Nous rappelons que dans le cas de l'utilisation d'une cartographie du moteur électrique, la commande de l'ensemble électrique est restreinte à la commande I_{bat} (cf. §III.1.1-iii), alors que la commande de courant en entrée du moteur électrique I_{me} et l'angle d'autopilotage ψ_{me} sont nécessaires dans le cas du modèle réductant.

Ce choix de modélisation (cartographie issu du modèle réductant et modèle réductant) est intimement lié à la méthode d'optimisation mise en œuvre. Pour les méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 , l'utilisation d'une cartographie accélère l'optimisation de la gestion de l'énergie. Pour ces méthodes, le problème de la gestion est considéré comme un sous-problème d'optimisation résolu par programmation dynamique. Au-dessus de ce problème, intervient le problème de dimensionnement résolu par un algorithme multiobjectif génétique. La différence principale entre les méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 réside dans les hypothèses, puisque pour la méthode \mathcal{M}_0 , une seule variable d'optimisation relative au moteur électrique est prise en compte. Le processus d'optimisation des deux méthodes est identique.

Pour la méthode \mathcal{M}_2 , l'utilisation du modèle réductant facilite l'évaluation des dérivées du modèle, ce qui nous permet d'utiliser des méthodes de types *SQP*. Pour cette méthode, l'expression de contraintes est légèrement différente par rapport aux précédentes.

Du point de vue logicielle, la modélisation, la simulation et l'optimisation du système font intervenir à la fois des logiciels dédiés à la modélisation (*Reluctool*), au calcul mathématique (*CADES*, *Matlab*) et à l'optimisation (*CADES optimizer*, algorithmes libres ou *toolbox Matlab*). L'utilisation de *Reluctool* au sein de logiciels de calculs tels que *Matlab* est grandement facilitée par la normalisation *ICAr*. L'architecture logicielle que nous proposons ici est donc bien adaptée à l'optimisation de systèmes complexes, faisant intervenir différents logiciels dédiés. De manière générale, il est important que les modèles construits soient transportables et interopérables pour la modélisation et l'optimisation du système en entier.

CHAPITRE IV

Résultats d'optimisation et analyse

Table des matières

IV.1 Caractéristiques du véhicule initial	130
IV.1.1 Véhicule thermique de référence	130
IV.1.2 Hybridation du véhicule de référence	131
IV.2 Résultats d'optimisation	133
IV.2.1 Résultats de la méthode \mathcal{M}_0	133
IV.2.2 Résultats de la méthode \mathcal{M}_1	139
IV.2.3 Résultats de la méthode \mathcal{M}_2	146
IV.2.4 Deux objectifs supplémentaires	152
IV.3 Analyse de sensibilité	156
IV.3.1 Analyse de sensibilité des méthodes d'optimisation	156
IV.3.2 Analyse de sensibilité par rapport au cycle : le cas urbain	160
IV.3.3 Optimisation du véhicule pour trois cycles de fonctionnement pondérés	164
IV.4 Synthèse sur les méthodes abordées	166
IV.4.1 Optimisation de la gestion de l'énergie	166
IV.4.2 Dimensionnement par optimisation	167
IV.5 Conclusion	171

Ce dernier chapitre est consacré à l'analyse des résultats d'optimisation et à l'analyse *a posteriori* des méthodes d'optimisation que nous proposons.

Dans une première section, nous détaillerons les caractéristiques initiales du véhicule que nous dimensionnons. Nous analyserons les performances du véhicule qui nous serviront de références.

Dans une deuxième section, nous analyserons les résultats d'optimisation obtenus par les méthodes \mathcal{M}_0 , \mathcal{M}_1 et \mathcal{M}_2 que nous avons présentées dans le chapitre III. Nous présenterons les résultats généraux des trois méthodes sur des cycles de conduite différents. Certains résultats seront plus particulièrement détaillés, ce qui nous permettra de tirer certaines conclusions sur le dimensionnement optimal du véhicule et sur le dimensionnement du moteur électrique dans son environnement systémique.

Une troisième section sera consacrée à l'étude de sensibilité des processus d'optimisation \mathcal{M}_1 et \mathcal{M}_2 . Dans cette section nous proposons deux méthodes annexes pour analyser la robustesse des véhicules par rapport aux cycles de fonctionnement.

Nous concluons ce chapitre sur une comparaison des méthodes en termes de performances (convergence, temps de calcul, etc.).

Remarque. *Comme nous l'avons vu au chapitre II, les modèles utilisés dans ce travail présentent des précisions assez faibles ($\approx 10\%$), ce qui s'explique par les hypothèses de modélisation (quasi-statique, premier harmonique, etc.). Dans la suite de cet exposé, nous choisissons d'exprimer les résultats avec un nombre de chiffres significatifs relativement élevé par rapport à la précision du modèle afin de comparer les résultats d'optimisation du point de vue numérique. Nous considérerons un maximum de quatre chiffres significatifs et certaines variables dont la sensibilité est plus faible, comme la tension du bus continu ou les puissances nominales, présenterons une précision moins grande.*

IV.1 Caractéristiques du véhicule initial

Le véhicule hybride parallèle à deux embrayages est construit à partir d'un véhicule conventionnel thermique que nous avons virtuellement hybridé par une chaîne de traction électrique. Dans cette section nous présentons en détail le véhicule initial, son dimensionnement et ses performances (*cf.* §III.1.3-ii). Il nous servira de référence pour l'analyse des résultats à venir. Dans un second temps, nous proposons de présenter un premier dimensionnement *a priori* du véhicule hybride parallèle, lequel n'est pas issu des méthodes d'optimisation.

IV.1.1 Véhicule thermique de référence

Nous proposons de travailler avec un véhicule thermique initial, qui nous servira de référence. Ce véhicule diesel est une *Clio 1,5L dci* dont les caractéristiques techniques sont détaillées dans le tableau IV.1. Les mesures de la cartographie de consommation du moteur thermique et la validation du modèle du véhicule conventionnel ont été réalisées au LTE avant le début de nos travaux.

NOTATION	DESCRIPTION	VALEUR DE RÉFÉRENCE	UNITÉ
Véhicule			
M_v	<i>masse à vide</i>	780	<i>kg</i>
M_{pas}	<i>charge</i>	100	<i>kg</i>
R_p	<i>rayon du pneu</i>	0,2835	<i>m</i>
Moteur thermique			
P_{mt}	<i>puissance maximale</i>	54,4	<i>kW</i>
V_{mt}	<i>cylindrée</i>	1598	<i>cm³</i>
Ω_{mt}^{max}	<i>vitesse maximale</i>	498 (4750)	<i>rad.s⁻¹ (tr.min⁻¹)</i>
M_{mt}	<i>masse</i>	140	<i>kg</i>
Ω_{ral}	<i>vitesse de ralenti</i>	89,0 (850)	<i>rad.s⁻¹ (tr.min⁻¹)</i>
J_{mt}	<i>moment d'inertie</i>	0,15	<i>kg.m²</i>
Rapports de réduction			
k_{red}	<i>rapport de réduction du réducteur final</i>	3,294	<i>s.u</i>
k_{bv}	<i>rapports de réduction de la boîte de vitesses</i>	{ \emptyset , 41/11, 43/21, 37/28, 34/35, 31/41}	<i>s.u</i>

TABLEAU IV.1 – Caractéristiques du véhicule thermique de référence

Nous présentons les consommations et les performances dynamiques du véhicule thermique de référence dans les tableaux IV.2 et IV.3.

	<i>ece15</i>	<i>Hyzem urbain</i>	<i>Hyzem routier</i>	<i>Hyzem autoroutier</i>
J_1 (l/100 km)	4,929	5,361	4,239	4,718

TABLEAU IV.2 – Consommation du véhicule thermique de référence pour quatre cycles de conduite

	t_{0-100} (s)	t_{dep} (s)	V_{max} (km.h ⁻¹)
Performances	12,3	8,90	171

TABLEAU IV.3 – Performances dynamiques du véhicule thermique de référence

IV.1.2 Hybridation du véhicule de référence

L'hybridation du véhicule de référence est réalisée virtuellement par l'ajout d'un ensemble électrique en parallèle de la chaîne de traction thermique par l'intermédiaire d'un coupleur (cf. §II.1.1). Le dimensionnement du pack de batteries est initialement basé sur celui de la Toyota Prius II. Nous choisissons d'adapter la puissance du moteur électrique à celle du pack de batteries. La tension du bus est adaptée pour obtenir une vitesse de base du moteur électrique équivalente à celle de la Toyota Prius II. Le rapport de réduction du coupleur est choisi *a priori* connaissant les vitesses de rendement maximum du moteur électrique (≈ 1700 tr.min⁻¹) et du moteur thermique (≈ 2500 tr.min⁻¹) soit environ 0,7. Les caractéristiques techniques du moteur électrique, de l'onduleur et du pack de batteries sont détaillées dans le tableau IV.4.

NOTATION	DESCRIPTION	VALEUR DE RÉFÉRENCE	UNITÉ
Moteur électrique			
P_{me}	<i>puissance nominale</i>	30,0	kW
Ω_b	<i>vitesse de base</i>	1250	$tr.min^{-1}$
Γ_b	<i>couple maximal</i>	209	$N.m$
j_{max}	<i>densité de courant maximale</i>	12,0	$A.mm^{-2}$
u_{max}	<i>tension maximale</i>	191	V
Batteries NiMh			
N_{bat}	<i>nombre de blocs de batteries en série</i>	28	$s.u$
N_{par}	<i>nombre de batteries en parallèle par blocs</i>	1	$S.u$
P_{bat}	<i>puissance nominale d'une cellule</i>	1,05	kW
c_{bat}	<i>capacité d'une cellule</i>	6,5	$A.h$
m_{bat}	<i>masse d'une cellule</i>	1,75	kg
u_{bat}	<i>tension à vide d'une cellule</i>	8,08	V
Onduleur de tension			
f_{dec}	<i>fréquence de découpage</i>	20	kHz
U_{bus}	<i>tension du bus continu</i>	325	V
N_{binter}	<i>nbr. d'IGBT en parallèle par bras</i>	2	$s.u$
Rapport de couplage			
k_{cpl}	<i>rapport de couplage</i>	0,7000	$s.u$

TABLEAU IV.4 – Caractéristiques de l'ensemble électrique utilisé pour l'hybridation du véhicule thermique de référence

Nous présentons les consommations du véhicule hybride initial ainsi que les gains relatifs dans le tableau IV.5.

	<i>ece15</i>	<i>Hyzem urbain</i>	<i>Hyzem routier</i>	<i>Hyzem autoroutier</i>
J_1 ($l/100 km$)	2,290	2,771	3,042	4,361
Gain relatif (%)	-53,54	-48,31	-28,26	-7,570

TABLEAU IV.5 – Consommation du véhicule hybride de référence pour quatre cycles – comparaison avec le véhicule thermique

Les performances du nouveau véhicule hybridé sont logiquement meilleures que celles du véhicule de référence puisque nous ajoutons 30 kW à la puissance embarquée totale du véhicule (*cf.* tab. IV.2).

	t_{0-100} (s)	t_{dep} (s)	V_{max} ($km.h^{-1}$)
Performances	10,2	7,90	180

TABLEAU IV.6 – Performances dynamiques du véhicule hybride de référence

Dans cette première section, nous avons introduit le véhicule thermique de référence. Ses consommations sur les différents cycles utilisés ainsi que ses performances dynamiques nous serviront de références absolues pour l'analyse des résultats d'optimisation à suivre. L'hybridation de ce véhicule de référence (sans dimensionnement par optimisation) permet

une économie de consommation de 7 à plus de 50 % selon le cycle de conduite. Ces valeurs de gain sont un peu surestimées, notamment pour les cycles *ece15* et *Hyzem urbain*, car la consommation de ralentis du modèle de moteur thermique est surestimée. Pour ces deux derniers cycles, les temps passés à l'arrêt sont respectivement de 64 et 151 s, et représentent 20,2 et 11,1 % de la consommation totale du véhicule thermique de référence.

Les sections qui suivent sont consacrées à l'analyse des résultats obtenus par optimisation.

IV.2 Résultats d'optimisation

Nous présenterons ici les résultats généraux sous formes de fronts de Pareto et de tableaux récapitulatifs pour les trois méthodes et pour les trois cycles de fonctionnement. En plus de ces résultats généraux, nous proposerons des analyses plus fines sur certains dimensionnements optimaux (bilans d'énergie, comparaison entre dimensionnements, analyses de fonctionnement sur cycle, etc.).

IV.2.1 Résultats de la méthode \mathcal{M}_0

La première approche que nous avons proposée, la méthode \mathcal{M}_0 , tient compte des variables dimensionnantes du véhicule (définies §III.1.1-i) et considère un modèle de conception simplifié du moteur électrique. Seul le facteur d'échelle k_{me} , appliqué à toutes les dimensions, fait évoluer la géométrie du moteur électrique (cf. §III.2.2). Pour cette approche découplée, nous rappelons que la gestion de l'énergie est optimisée par programmation dynamique, et que le problème de dimensionnement est résolu par un algorithme génétique.

IV.2.1-i Analyse générale des résultats de la méthode \mathcal{M}_0

Sur la figure IV.1, nous présentons les fronts de Pareto pour les cycles urbain (IV.1a), routier (IV.1b) et autoroutier (IV.1c). L'objectif de consommation $J_1(l/100 km)$ est représenté en abscisse, le second objectif, étant le nombre de blocs de batteries nécessaires, est représenté en ordonnée. Pour ces trois premiers résultats, l'intégralité des individus évalués respectant les contraintes d'optimisation est représentée sous forme de points gris. Les individus optimaux au sens multiobjectif sont représentés par des cercles noirs (cf. §I.1.3).

On remarque un gain significatif de consommation avec l'augmentation du nombre de blocs de batteries en série. Ce phénomène peut être expliqué par la récupération de l'énergie au freinage d'une part, et par la diminution des pertes dans les batteries d'autre part, comme nous le verrons plus loin (cf. fig. IV.2). Cependant, on remarque aussi une limitation de ce phénomène : il existe pour chacun des cycles un nombre critique de blocs de batteries à partir duquel le gain de consommation est nul.

En comparaison avec le dimensionnement par défaut du véhicule hybride, on remarque un gain de consommation d'environ 8 % pour les trois cycles de conduite (à nombre de batteries fixé).

On remarque que les gains relatifs, entre les individus les plus consommateurs et les individus les moins consommateurs, sont plus importants pour le cycle urbain.

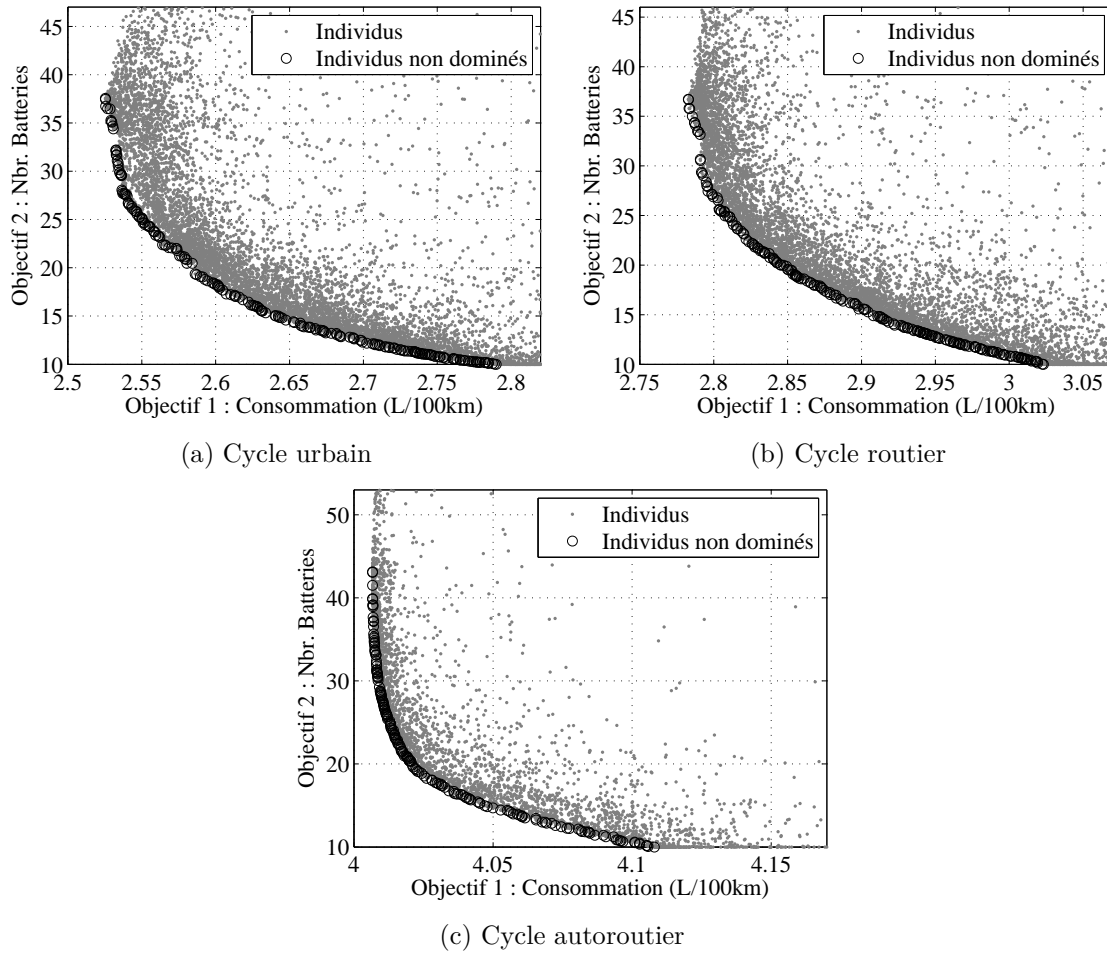


FIGURE IV.1 – Fronts de Pareto pour la méthode \mathcal{M}_0 et les cycles de conduite urbain, routier et autoroutier

IV.2.1.i - a) Analyse des résultats de la méthode \mathcal{M}_0 pour le cycle urbain

- Analyse générale

Nous listons les dimensionnements optimaux pour le cycle urbain et leur consommation associée dans le tableau IV.7. En parallèle, nous indiquons la consommation sur le cycle J_1 , la consommation spécifique moyenne du moteur thermique CSP_m , le rendement moyen de la machine électrique η_{me} et l'énergie fournie par le véhicule ramenée à un kilomètre parcouru.

Nous détaillons le bilan d'énergie de chaque véhicule sur la figure IV.2. Ce dernier présente les pertes de chaque composant de la chaîne de traction ainsi que les énergies fournies aux roues et aux auxiliaires. Ces énergies sont ramenées en wattheures par kilomètre.

On remarque une nette évolution de la puissance du moteur électrique avec le nombre de batteries alors que la puissance du moteur thermique décroît avec celui-ci.

Le premier dimensionnement ($N_{bat} = 10$) ne récupère pas toute l'énergie au freinage car il est limité par la puissance de ses batteries. Le gain de consommation des autres véhicules

N_{bat}	P_{bat} (kW)	P_{me}^* (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}	J_1 (l/100 km)	CSP_m^\dagger (g/(kW.h))	η_{me}^\ddagger (%)	Énergie (W.h.km ⁻¹)
10	10,5	12,5	46,9	1,050	2,663	2,790	222,9	79,65	100,9
15	15,8	12,9	42,2	0,9419	2,724	2,648	220,1	80,01	97,41
20	21,0	13,7	36,4	0,9749	2,672	2,584	218,2	82,71	96,57
25	26,2	15,4	32,1	0,9092	2,754	2,552	217,0	83,52	96,20
30	31,5	16,1	28,0	0,9082	2,765	2,536	216,4	84,36	96,36
35	36,8	19,5	27,6	0,7930	3,108	2,530	216,0	84,46	95,62

* Nous donnons ici la puissance P_{me} qui a plus de sens physique que la variable d'optimisation k_{me} .

† Consommation spécifique moyenne.

‡ Rendement moyen du moteur électrique.

TABLEAU IV.7 – Dimensionnements optimaux et consommations du véhicule hybride pour le cycle de conduite urbain – méthode \mathcal{M}_0

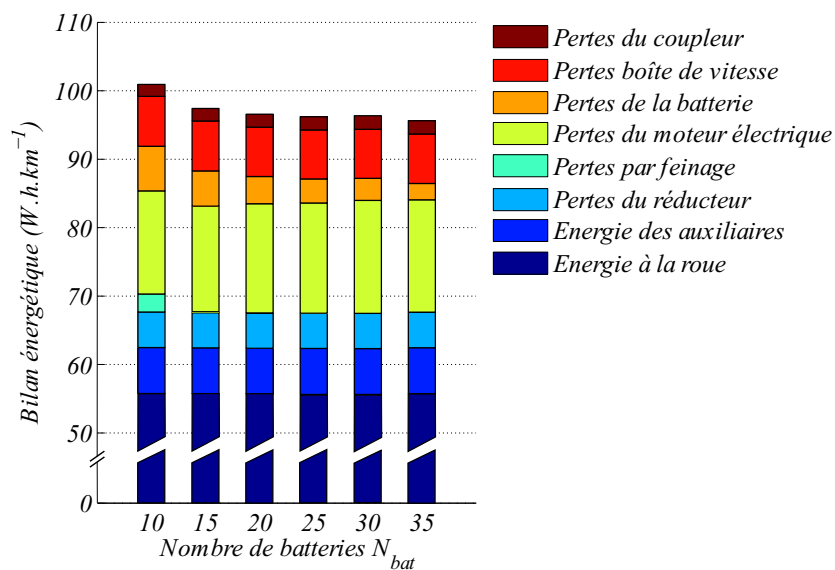


FIGURE IV.2 – Bilan d'énergie des dimensionnements optimaux sur le cycle urbain

s'explique principalement par une diminution des consommations spécifiques moyennes du moteur thermique et par une légère diminution de l'énergie nécessaire (*cf.* tab IV.7).

Sur la figure IV.2, on remarque que les pertes du moteur électrique augmentent en fonction du nombre de batteries, cependant le rendement moyen du moteur électrique augmente avec N_{bat} . Nous en déduisons que le moteur électrique est plus souvent et mieux utilisé pour un nombre de batteries relativement élevé. On constate que les batteries sont surdimensionnées par rapport au moteur électrique, ce qui permet à la fois de minimiser les pertes dans les batteries et de faire fonctionner le moteur électrique sur des points de meilleur rendement.

En parallèle, la puissance du moteur thermique diminue de manière à travailler dans des zones de faible consommation spécifique. Notez que la puissance totale embarquée est fortement contrainte par les performances dynamiques.

Le dimensionnement du moteur électrique est alors le résultat d'un compromis entre :

- la récupération d'un maximum d'énergie au freinage, ce qui dépend des phases de décélération du cycle ;

- la satisfaction des performances dynamiques, ce qui dépend de la puissance embarquée totale et de la valeur de ces contraintes ;
- le fonctionnement des moteurs électrique et thermique dans des zones de bon rendement et de faible consommation spécifique, ce qui dépend de la gestion de l'énergie du véhicule.

Dès lors, une approche par optimisation s'avère judicieuse, et permet des conclusions non évidentes de prime abord. Pour illustrer ces phénomènes, nous étudions deux cas particuliers dans le paragraphe suivant.

- *Analyse détaillée du fonctionnement pour $N_{bat} = 10$ et $N_{bat} = 35$*

Sur la figure IV.3, nous étudions la différence de fonctionnement de deux dimensionnements optimaux, avec $N_{bat} = 10$ et $N_{bat} = 35$ (ces deux dimensionnements extrêmes sont grisés dans le tableau IV.7).

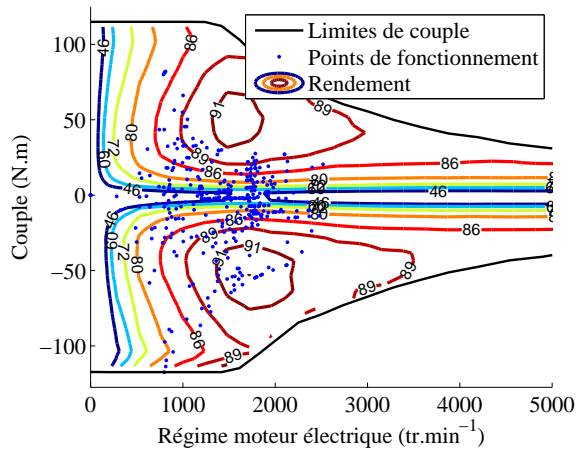
Pour $N_{bat} = 10$ (cf. fig. IV.3a et IV.3c), l'algorithme d'optimisation adapte la puissance du moteur électrique de manière à ne pas le surdimensionner par rapport au pack de batteries et à récupérer un maximum d'énergie au freinage. Dans cette configuration un moteur thermique puissant est nécessaire pour satisfaire les contraintes de performances t_{0-100} , t_{dep} et V_{max} . On remarque sur la figure IV.3c un fonctionnement du moteur thermique dans des zones de couples moyens (entre 50 et 100 $N.m$) et de consommations spécifiques élevées (entre 252 et 216 g/kWh).

À l'inverse, pour $N_{bat} = 35$ (cf. fig. IV.3b et IV.3d), le moteur électrique doit être suffisamment puissant pour récupérer un maximum d'énergie au freinage. Dans cette configuration, l'algorithme d'optimisation adapte la puissance du moteur thermique pour minimiser la consommation de carburant tout en satisfaisant les contraintes de performances. Sur la figure IV.3d, on remarque un fonctionnement du moteur thermique dans des zones de basses consommations spécifiques ($< 216 g/kWh$). Sur la figure IV.3b, le moteur électrique semble légèrement surdimensionné, ce qui permet de satisfaire les contraintes de performances.

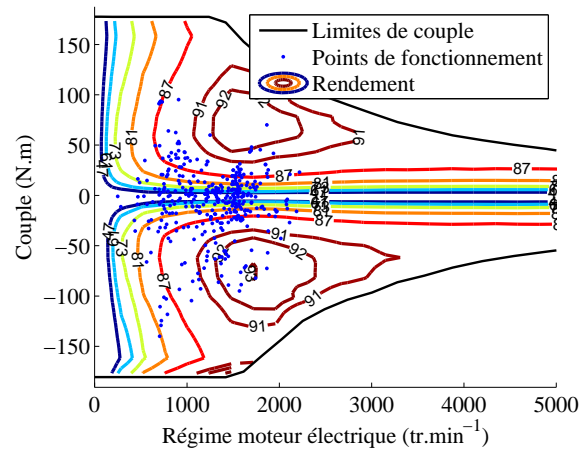
Enfin, on remarque une adaptation de la vitesse du moteur électrique par l'intermédiaire du rapport de réduction du coupleur. De la même manière, la vitesse du moteur thermique est adaptée par l'intermédiaire du rapport de réduction du réducteur.

La différence du nombre de blocs de batteries entre ces véhicules, nous a amené à étudier l'utilisation de celles-ci sur le cycle urbain. Les figures IV.4a et IV.4b représentent respectivement, l'état de charge en fonction du temps et la classification des sollicitations des batteries en fonction des classes de courants pour les deux dimensionnements sur le cycle routier. Cette dernière représentation permet de catégoriser les appels de courants d'un point de vue énergétique. Pour une catégorie de courant donnée, la hauteur des barres représente les ampères-heures fournis par les batteries dans cette catégorie ce qui nous renseigne directement sur le temps passé dans cette catégorie.

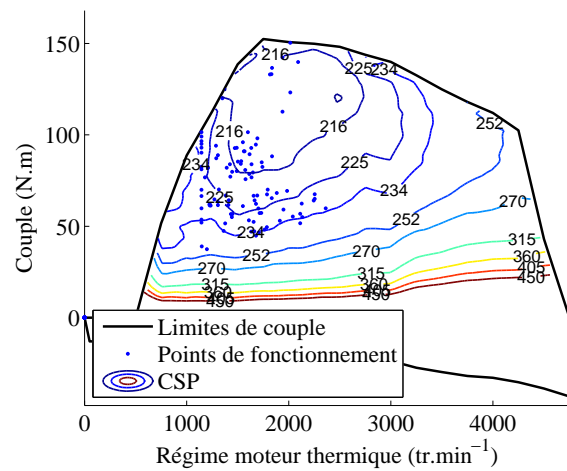
Sur la figure IV.4a, on remarque des profondeurs de décharge de 5,2 et 1,6 % pour les véhicules à 10 et 35 batteries. Les batteries du premier véhicule présentent de plus fortes



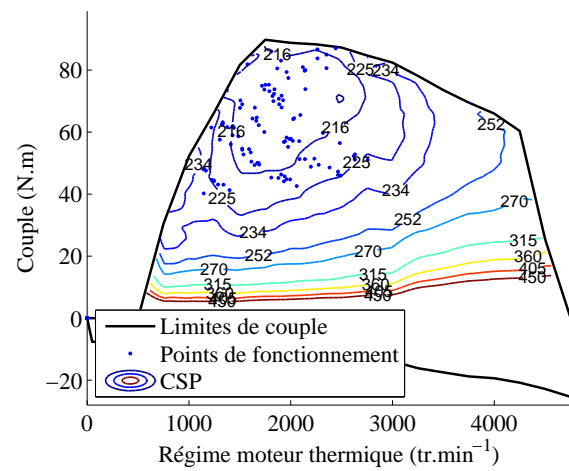
(a) Cartographie ME pour $N_{bat} = 10$



(b) Cartographie ME pour $N_{bat} = 35$

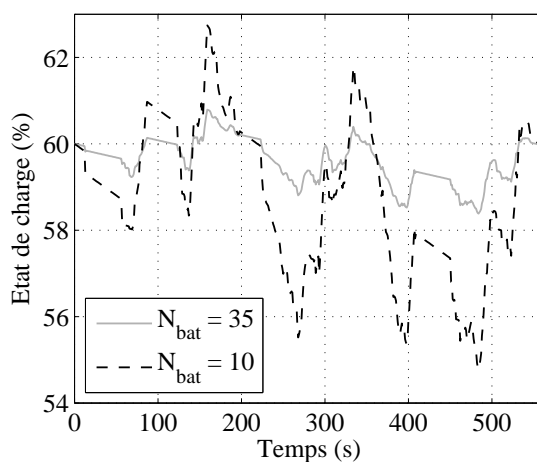


(c) Cartographie MT pour $N_{bat} = 10$

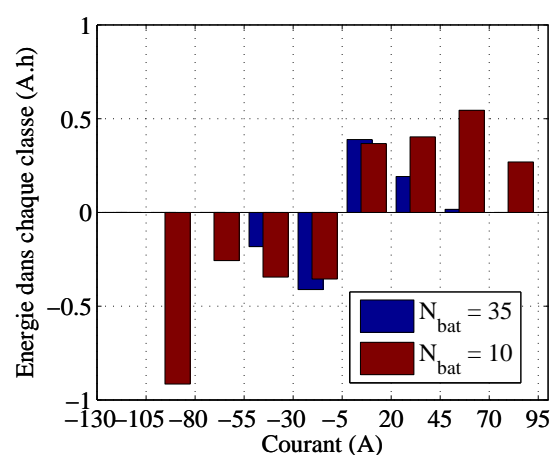


(d) Cartographie MT pour $N_{bat} = 35$

FIGURE IV.3 – Cartographies de rendement (%) du moteur électrique et cartographies de consommation spécifique g/(kW.h) des moteurs thermiques pour les points optimaux $N_{bat} = 10$ et $N_{bat} = 35$ - méthode d'optimisation \mathcal{M}_0 - cycle urbain.



(a) État de charge en fonction de temps



(b) Classification des sollicitations

FIGURE IV.4 – Comparaison de la sollicitation des batteries pour les dimensionnements à 10 et 35 batteries sur cycle urbain

charges et décharges que celles du second, notamment aux instants $t = 160$ s, $t = 268$ s et $t = 485$ s. Nous retrouvons ces charges et décharges plus profondes sur la figure IV.4b. Les catégories de forts courants (en charge et en décharge) sont plus énergétiques dans le cas du véhicule à 10 batteries, ce qui est révélateur d'une utilisation plus intensive de celles-ci (forts courants, de charge ou de décharge, pendant un temps plus long).

Ces deux véhicules extrêmes, illustrent bien la différence de fonctionnement de deux dimensionnements optimaux. Cette variation de fonctionnement explique la différence des pertes dans les batteries observées au niveau du bilan de puissance sur la figure IV.2. Notez que la sollicitation des batteries a un impact important sur leur vieillissement. Dès lors, un nouveau compromis entre le nombre de batteries et leur espérance de vie, apparaît.

IV.2.1-ii Analyse des résultats de la méthode \mathcal{M}_0 pour le cycle routier

Nous listons les dimensionnements optimaux pour le cycle routier et leur consommation associée dans le tableau IV.8. De manière générale, on remarque les mêmes évolutions des dimensionnements optimaux en fonction du nombre de batteries.

N_{bat}	P_{bat} (kW)	P_{me}^* (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}	J_1 (l/100 km)	CSP_m^\dagger (g/(kW.h))	η_{me}^\ddagger (%)	Énergie (W.h.km ⁻¹)
10	10,5	12,7	46,8	0,8892	2,608	3,023	221,8	73,63	112,7
15	15,8	15,6	42,2	0,8967	2,565	2,915	218,5	73,11	110,3
20	21,0	21,4	36,5	0,8450	2,647	2,851	216,3	77,11	108,9
25	26,3	20,4	31,5	0,9034	2,697	2,811	215,3	79,86	107,9
30	31,5	25,4	26,1	0,8436	2,701	2,795	214,4	81,33	107,9
35	36,8	26,4	25,4	0,8086	2,843	2,786	214,2	81,23	107,6

* Nous donnons ici la puissance P_{me} qui a plus de sens physique que la variable d'optimisation k_{me} .

† Consommation spécifique moyenne.

‡ Rendement moyen du moteur électrique.

TABLEAU IV.8 – Dimensionnements optimaux du véhicule hybride pour le cycle de conduite routier - méthode \mathcal{M}_0

Pour le cycle routier, on remarque une puissance du moteur électrique potentiellement plus forte que pour le cycle urbain (jusqu'à 26,4 kW pour $N_{bat} = 35$ pour le cycle routier comparé à 19,5 kW pour $N_{bat} = 35$ pour le cycle urbain), puisque le cycle présente des phases de freinage plus fortes que le cycle urbain; on note des décélérations jusqu'à $-4,61$ m.s⁻² alors que le cycle urbain affiche des décélérations maximales de $-2,61$ m.s⁻². En comparaison avec les dimensionnements optimaux du cycle urbain, on remarque un rapport de réduction du réducteur plus faible, ce qui a tendance à diminuer la vitesse de rotation des moteurs électrique et thermique.

IV.2.1-iii Analyse des résultats de la méthode \mathcal{M}_0 pour le cycle autoroutier

Nous présentons les dimensionnements optimaux pour le cycle autoroutier et leur consommation associée dans le tableau IV.9.

Pour le cycle autoroutier, la consommation de carburant est bien supérieure aux consommations sur les cycles urbain et routier, ce qui s'explique par une vitesse moyenne du cycle très élevée. En comparaison avec le véhicule thermique de référence, on constate des gains

N_{bat}	P_{bat} (kW)	P_{me}^* (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}	J_1 (l/100 km)	CSP_m^\dagger (g/(kW.h))	η_{me}^\ddagger (%)	Énergie (W.h.km ⁻¹)
10	10,5	10,1	48,4	0,8200	2,553	4,109	217,7	62,35	157,3
15	15,8	15,7	43,7	0,8197	2,495	4,051	215,1	57,21	156,6
20	21,0	19,3	39,6	0,8388	2,406	4,023	213,7	60,58	156,4
25	26,3	24,1	39,1	0,8491	2,400	4,015	213,4	73,89	156,4
30	31,5	25,2	38,8	0,8445	2,418	4,011	213,3	74,75	156,3
35	36,8	25,7	39,0	0,8355	2,409	4,009	213,2	77,94	156,3
40	42,0	25,8	38,9	0,8534	2,393	4,009	213,1	78,37	156,4

* Nous donnons ici la puissance P_{me} qui a plus de sens physique que la variable d'optimisation k_{me} .

† Consommation spécifique moyenne.

‡ Rendement moyen du moteur électrique.

TABLEAU IV.9 – Dimensionnements optimaux du véhicule hybride pour le cycle de conduite autoroutier - méthode \mathcal{M}_0

de consommation assez faibles (de 13 à 15%), ce qui est cohérent avec la littérature [99]. Le gain relatif de consommation entre les dimensionnements optimaux extrêmes ($N_{bat} = 10$ et $N_{bat} = 40$) est de 2,5%, ce qui est faible en comparaison avec les cycles urbain (10,3%) et routier (8,5%). Cette différence s'explique par la nature du cycle autoroutier. Les phases de freinage représentent une faible proportion du cycle ; les phases de récupération potentielles sont donc plus rares que pour les cycles urbain et routier.

IV.2.1-iv Conclusion sur les résultats de la méthode \mathcal{M}_0

Cette première méthode permet d'introduire deux objectifs contradictoires, la consommation de carburant J_1 et le nombre de batteries nécessaires N_{bat} tout en tenant compte des variables principales du système. La géométrie du moteur n'est pas libre pour cette méthode, seules les proportions sont conservées, ce qui permet de simplifier grandement le problème et d'observer une convergence relativement rapide de l'algorithme.

Pour les trois cycles considérés, nous retrouvons le compromis entre les deux objectifs J_1 et N_{bat} principalement au niveau du dimensionnement des moteurs thermique et électrique.

Pour chaque cycle on constate un dimensionnement particulier du moteur électrique, sa puissance n'étant pas toujours équivalente à celle des batteries, elle est le résultat d'un compromis entre la récupération de l'énergie au freinage, les performances dynamiques et le rendement global du système.

D'après les observations au paragraphe IV.2.1.i - a), il semble qu'un meilleur moteur électrique serait un moteur dont la puissance est relativement élevée, afin de contribuer aux performances dynamiques et dont le maximum de rendement serait atteint à faible couple. Dans la section suivante, nous proposons de présenter les résultats de la méthode \mathcal{M}_1 .

IV.2.2 Résultats de la méthode \mathcal{M}_1

Contrairement à la méthode précédente, la méthode \mathcal{M}_1 libère les dimensions géométriques du moteur électrique. Cette approche tient compte de 15 variables dimensionnantes, celles relatives au véhicule hybride et celles décrivant la géométrie du moteur électrique. Pour cette approche découplée, nous rappelons que la gestion de l'énergie est optimisée par pro-

grammation dynamique, et que le problème de dimensionnement est résolu par un algorithme génétique.

IV.2.2-i Analyse générale des résultats de la méthode \mathcal{M}_1

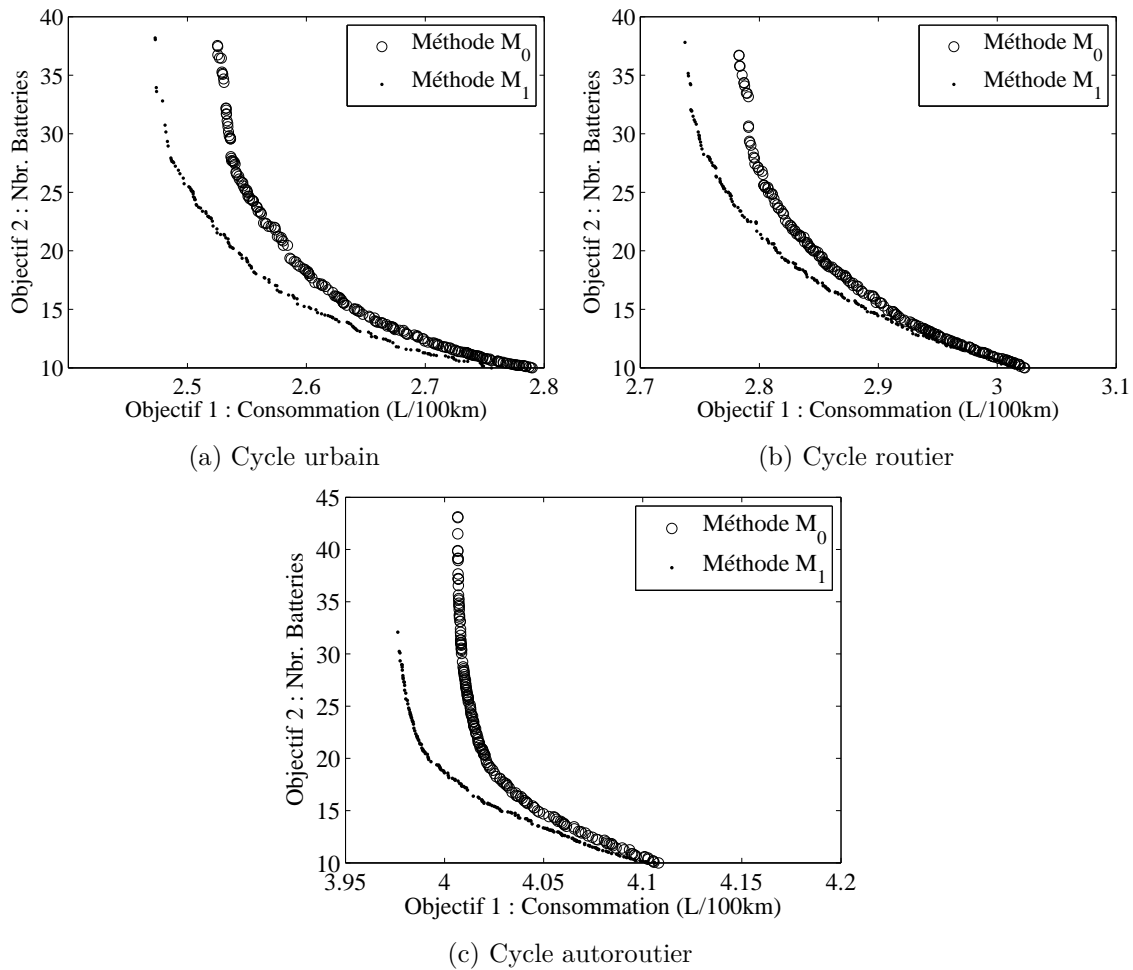


FIGURE IV.5 – Comparaison des fronts de Pareto pour les méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 et les cycles de conduite urbain, routier et autoroutier (algorithme *NSGA-II* pilotée par *Matlab*)

Sur la figure IV.5, nous représentons les fronts de Pareto pour les trois cycles de conduite comparés avec les fronts de Pareto issus de la méthode \mathcal{M}_0 .

Dans un premier temps, on remarque que le gain de consommation pour la méthode \mathcal{M}_1 est toujours positif. L'espace des solutions de la méthode \mathcal{M}_0 étant entièrement contenu dans l'espace des solutions de la méthode \mathcal{M}_1 , il est logique que ces résultats soient meilleurs, sinon équivalents aux résultats précédents.

Dans un second temps, en comparaison avec les résultats de la méthode \mathcal{M}_0 , on remarque un gain relatif de consommation qui varie entre 0 (pour un nombre de batteries faible) et 1,80% pour le cycle urbain, 1,70 % pour le cycle routier et 0,80 % pour le cycle autoroutier. Ce gain de consommation paraît faible au premier abord, certainement en deçà de la précision du modèle du véhicule. Cependant, nous travaillons avec des valeurs relatives.

Un avantage de cette méthode par rapport à la méthode \mathcal{M}_0 réside dans le dimensionnement du moteur électrique dans le processus global, ce qui permet éventuellement de rendre compte de l'utilisation de matières premières comme le cuivre ou les aimants. Par la suite, nous proposerons une optimisation à quatre objectifs : consommation, nombre de batteries, volume de cuivre et volume d'aimant (*cf.* §IV.2.4).

À titre de rappel, nous représentons la géométrie de la machine électrique sur la figure IV.6.

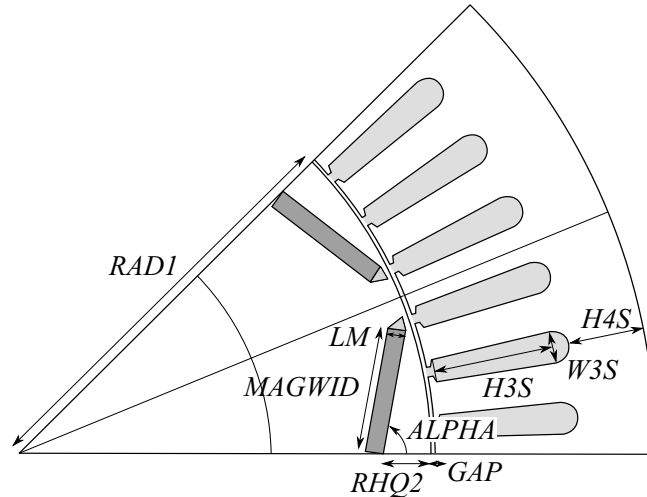


FIGURE IV.6 – Notations et géométrie de la machine électrique

IV.2.2-ii Analyse des résultats de la méthode \mathcal{M}_1 pour le cycle urbain

Nous présentons les dimensionnements optimaux pour le cycle urbain et leur consommation associée dans le tableau IV.10.

	N_{bat}	P_{bat} (kW)	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}
	10	10,5	201	18,62	47,40	0,7637	2,644
	15	15,8	202	22,29	43,74	0,4781	2,691
	20	21,0	209	28,97	37,09	0,6257	2,652
\mathcal{VH}_1	25	26,2	221	29,88	31,92	0,5956	2,658
	30	31,5	218	28,46	29,44	0,6245	2,738
	35	36,8	233	31,79	28,04	0,5999	2,794

(a) Valeurs optimales du système

$RAD1$	$RHQ2$	LM	$MAGWID$	GAP	$H3S$	$H4S$	$W3S$	$PROF$	$ALPHA$	J_1 (l/100 km)
57,6	13,6	3,9	17,3	1,05	32,3	10,2	5,8	85,0	1,053	2,756
61,2	13,8	4,9	17,0	0,67	40,5	10,0	7,0	120,8	1,067	2,616
64,3	11,2	6,9	16,0	0,60	33,1	11,0	6,7	86,1	1,051	2,545
63,1	10,9	7,5	16,0	0,60	34,1	10,2	6,3	97,9	1,052	2,506
61,3	11,6	7,7	16,1	0,71	34,8	9,8	6,3	91,0	1,050	2,482
61,2	12,2	8,0	16,3	0,74	34,4	10,0	6,5	91,1	1,050	2,479

(b) Géométries optimales du moteur électrique

TABEAU IV.10 – Consommation et dimensionnements optimaux pour différents nombres de batteries et pour le cycle urbain

Pour le cycle urbain, plusieurs optimisations ont été réalisées de manière à valider la convergence de l'algorithme d'optimisation en modifiant le nombre de générations N_{pop} , le nombre d'individus par génération N_{ind} et la probabilité de mutation p_{μ} . Les résultats du tableau IV.10 ont été obtenus pour : $N_{pop} = 600, N_{ind} = 60, p_{\mu} = 0,85$. Une analyse de sensibilité pour la méthode \mathcal{M}_1 sur ce cycle est proposée au paragraphe IV.3.1-i.

- *Dimensionnement énergétique*

Le tableau IV.10a présente les grandeurs importantes des véhicules optimaux pour le cycle urbain. On remarque la même évolution des puissances des moteurs électrique et thermique que dans les résultats de la méthode \mathcal{M}_0 : la puissance du moteur électrique a tendance à suivre l'évolution du nombre de batteries embarquées, alors que la puissance du moteur thermique décroît avec celui-ci. Globalement, le moteur électrique est plus puissant par rapport aux résultats de la méthode \mathcal{M}_0 puisque sa puissance évolue de 18,6 kW à 33,8 kW alors que la méthode \mathcal{M}_0 conduit à une évolution de la puissance du moteur électrique de 12,5 kW à 19,5 kW.

- *Dimensionnement du moteur électrique*

Pour cette méthode, toutes les variables géométriques du moteur électrique sont libres. L'espace de solutions pour la géométrie du moteur électrique est alors très vaste. Cependant, on observe un dimensionnement énergétique du moteur électrique très cohérent par rapport aux résultats de la méthode \mathcal{M}_0 avec une évolution très nette de sa puissance de 18,6 kW à 33,8 kW. Ce résultat est assez important, puisqu'à partir de variables géométriques à l'échelle du composant, nous retrouvons par optimisation des grandeurs énergétiques cohérentes à l'échelle du système.

L'évolution des variables géométriques en fonction du nombre de batteries est moins claire que celle des variables énergétiques (*cf.* §IV.3.1-i).

IV.2.2-iii Comparaison des méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 pour $N_{bat} = 25$

Dans ce paragraphe, nous proposons de comparer les méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 pour le cycle urbain et $N_{bat} = 25$. Le dimensionnement issu de la méthode \mathcal{M}_1 avec $N_{bat} = 25$ est noté \mathcal{VH}_1 (ligne grisée dans le tableau IV.10b). Le dimensionnement équivalent de la méthode \mathcal{M}_0 est noté \mathcal{VH}_0 .

IV.2.2.iii - a) *Dimensionnement des véhicules optimaux \mathcal{VH}_0 et \mathcal{VH}_1*

Les dimensionnements optimaux \mathcal{VH}_0 et \mathcal{VH}_1 sont décrits par le tableau IV.11 et la figure IV.7.

	N_{bat}	P_{bat} (kW)	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}
\mathcal{VH}_0	25	26,2	264	15,4	32,1	0,9092	2,754
\mathcal{VH}_1	25	26,2	221	29,9	31,9	0,5956	2,658

TABLEAU IV.11 – Valeurs optimales du système – Comparaison des dimensionnements \mathcal{VH}_0 et \mathcal{VH}_1

On remarque une nette différence de la puissance du moteur électrique qui passe de 15,4 kW pour le véhicule $\mathcal{V}\mathcal{H}_0$ à 29,9 kW pour le véhicule $\mathcal{V}\mathcal{H}_1$, alors que le moteur thermique n'est modifié que très légèrement. On note une diminution du rapport de couplage k_{cpl} , qui passe de 0,9 dans le cas de la méthode \mathcal{M}_0 à environ 0,6. Cette évolution a tendance à diminuer la vitesse de rotation du moteur électrique. Une étude plus fine sur le fonctionnement du moteur est réalisée dans le paragraphe suivant (cf. §IV.2.2.iii - b)).

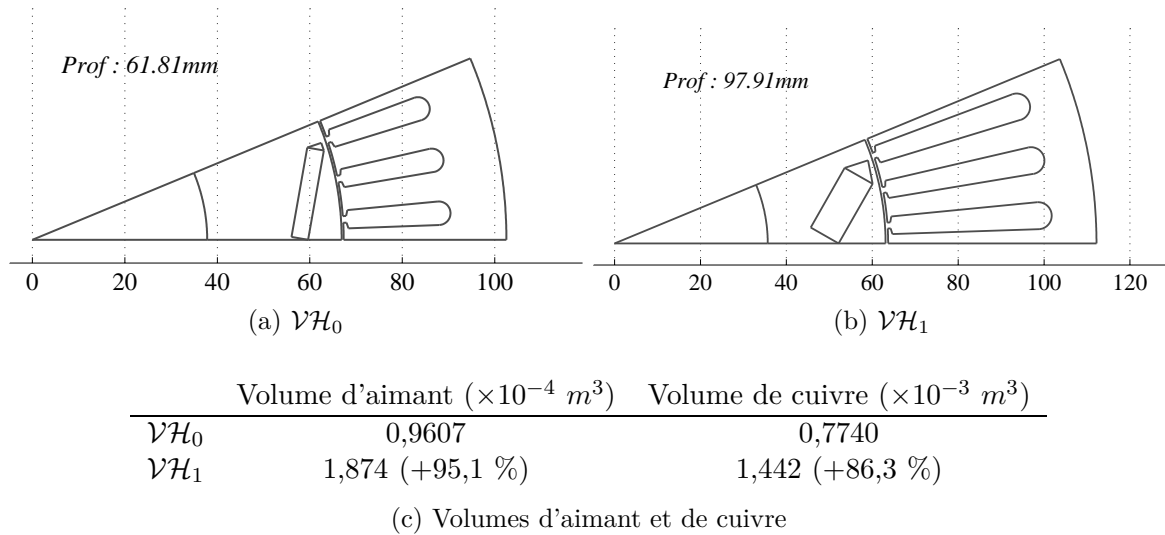


FIGURE IV.7 – Géométries optimales du moteur électrique pour le cycle urbain et $N_{bat} = 25$ – Comparaison des dimensionnements $\mathcal{V}\mathcal{H}_0$ et $\mathcal{V}\mathcal{H}_1$

Du point de vue des proportions géométriques, on remarque une augmentation très nette des volumes d'aimant et cuivre (cf. tab. IV.7c). Ceci a tendance à augmenter le flux des aimants et le couple d'une part, et à diminuer les pertes par effet Joule dans les conducteurs d'autre part. L'épaisseur des aimants contribue à augmenter la saillance de la machine. On remarque également une orientation plus nette des aimants, puisque la variable $ALPHA$ évolue de 1,396 rad ($80,0^\circ$) à 1,053 rad ($60,2^\circ$). Cette nouvelle orientation permet d'augmenter la longueur des aimants et ainsi de favoriser le phénomène de concentration de flux.

Au niveau du pont de saturation, on remarque que l'algorithme converge vers une épaisseur minimale de xBr , ce qui empêche le flux des aimants de se reboucler à travers les ponts de saturation.

IV.2.2.iii - b) Comparaison des fonctionnements

Nous présentons une analyse d'efficacité énergétique des deux véhicules sur le cycle urbain dans le tableau IV.12.

Le véhicule $\mathcal{V}\mathcal{H}_1$ économise 1,8 % de carburant par rapport au véhicule optimal $\mathcal{V}\mathcal{H}_0$ (cf. tab. IV.12). Ce gain s'explique majoritairement par une amélioration du rendement moyen du moteur électrique, alors que la consommation spécifique moyenne des moteurs thermiques est pratiquement constante.

La figure IV.8 présente les cartographies des moteurs électriques ainsi que les points de fonctionnement. Les zones de rendement maximal sont différentes dans les deux approches

	J_1 (l/100 km)	CSP_m^* (g/(kW.h))	η_{me}^\dagger (%)	Énergie (W.h.km ⁻¹)
\mathcal{VH}_0	2,552	216,9	83,90	96,21
\mathcal{VH}_1	2,506 (-1,8 %)	217,3	87,33	94,79

* Consommation spécifique moyenne du moteur thermique.

† Rendement moyen du moteur électrique.

TABLEAU IV.12 – Analyse de l'efficacité énergétique des véhicules \mathcal{VH}_0 et \mathcal{VH}_1 sur le cycle urbain

puisque la tension du bus continu est différente et puisque la géométrie du moteur électrique est modifiée dans le cas de la méthode \mathcal{M}_1 . Pour le véhicule \mathcal{VH}_1 , on remarque une zone de fort rendement à faible couple et une puissance nominale élevée, comme nous l'avons prédit en conclusion du paragraphe sur la méthode \mathcal{M}_0 . Dans les deux cas, on remarque que le rapport de couplage k_{cpl} est adapté pour maximiser le rendement des moteurs électriques.

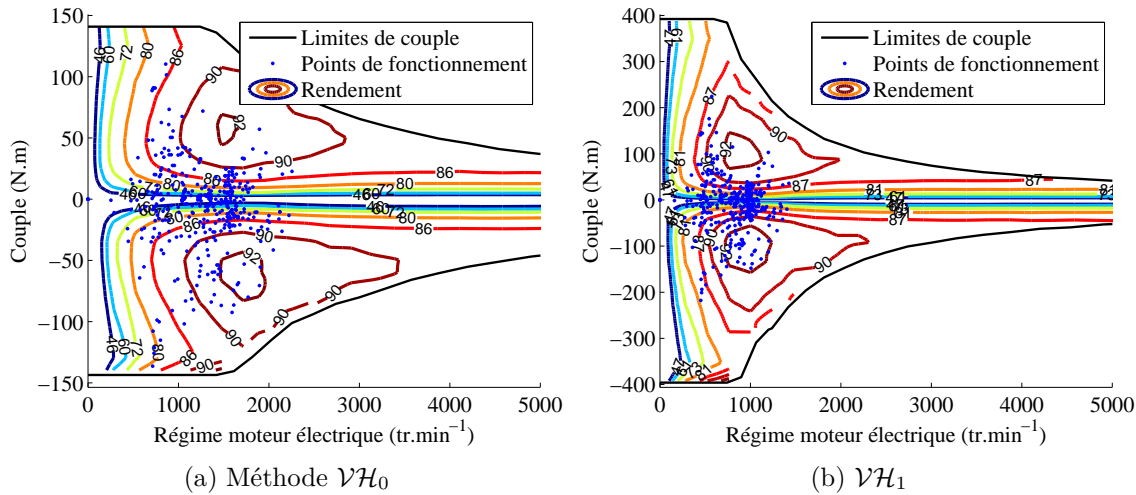


FIGURE IV.8 – Cartographies de rendement des moteurs électriques pour le cycle urbain et $N_{bat} = 25$ – méthode \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1

IV.2.2-iv Comparaison du modèle réductant et du modèle par éléments finis pour la géométrie optimale à $N_{bat} = 15$

Au paragraphe II.2.6.i - b), nous avons comparé le modèle par réseau de réductance pour la géométrie de la machine électrique du véhicule \mathcal{VH}_1 . Cette comparaison ne valide aucunement la méthode d'optimisation, quelle que soit l'acuité du modèle. Cependant, une telle comparaison permet de s'assurer que la nouvelle géométrie du moteur électrique n'est pas en dehors du domaine de validité de notre modèle par réseau de réductances. On s'assure ainsi que l'algorithme d'optimisation n'a pas convergé vers une solution absurde.

IV.2.2-v Analyse des résultats entre trois cycles de conduite

Après avoir analysé les résultats d'optimisation pour le cycle urbain, nous proposons dans ce paragraphe une analyse croisée des dimensionnements des véhicules optimaux pour les trois cycles considérés. Le détail des résultats d'optimisation pour la méthode \mathcal{M}_0 et pour les cycles routier et autoroutier est présenté en annexe D. Pour illustrer cette analyse croisée,

nous proposons d'étudier le cas particulier des véhicules optimaux pour $N_{bat} = 25$, notés \mathcal{VH}_{urb} , \mathcal{VH}_{rout} et \mathcal{VH}_{auto} .

Nous présentons dans le tableau IV.13 les dimensionnements optimaux des véhicules à l'échelle du système.

Dim.	N_{bat}	P_{bat} (kW)	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpt}	k_{red}
\mathcal{VH}_{ref}	28	29,4	325	30,0	54,4	0,7000	3,294
\mathcal{VH}_{urb}	25	26,3	221	29,9	31,9	0,5956	2,658
\mathcal{VH}_{rout}	25	26,3	205	27,1	33,2	0,5661	2,650
\mathcal{VH}_{auto}	25	26,3	209	24,3	39,3	0,4754	2,408

TABLEAU IV.13 – Dimensionnements optimaux pour les trois cycles de conduite considérés et $N_{bat} = 25$ – comparaison avec le véhicule de référence

Pour une énergie électrique embarquée constante ($N_{bat} = 25$), on constate des dimensionnements différents concernant les puissances et les rapports de réduction. On remarque notamment un plus fort taux d'hybridation pour le cycle urbain. Cette différence s'explique notamment par de nombreuses phases d'arrêt et de démarrage qui favorisent l'utilisation du moteur électrique en zone urbaine. Pour le cycle autoroutier, ces phases sont proportionnellement moins fréquentes. On constate alors une puissance du moteur thermique relativement élevée.

On remarque une diminution des rapports de réduction du coupleur et du réducteur final avec l'augmentation de la vitesse moyenne des cycles de conduite. Cette évolution permet d'adapter les vitesses de rotation des moteurs électrique et thermique.

Les géométries optimales des moteurs électriques sont représentées sur la figure IV.9.

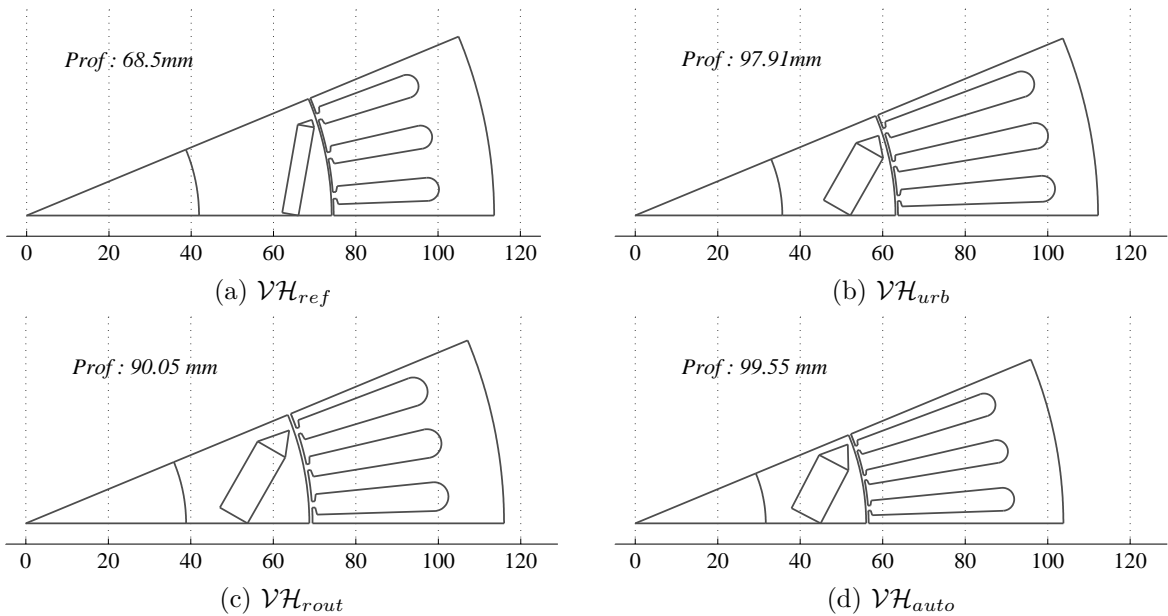


FIGURE IV.9 – Comparaison des géométries optimales du moteur électrique pour la méthode \mathcal{M}_1 et $N_{bat} = 25$

On observe globalement des proportions géométriques proches. En comparaison avec les proportions de la géométrie initiale du moteur électrique, on remarque des volumes d'aimant

et de cuivre importants. Les volumes d'aimant, de cuivre et les consommations des véhicules optimaux sont comparés au véhicule hybride de référence \mathcal{VH}_{ref} (cf. tab. IV.14). Une étude croisée des dimensionnements optimaux sur les trois cycles de fonctionnement est présentée au paragraphe IV.3.3.

	$V_a (\times 10^{-4} m^3)$	$V_c (\times 10^{-3} m^3)$	<i>urbain</i> $J_1 (l/100 km)$	<i>routier</i> $J_1 (l/100 km)$	<i>autoroutier</i> $J_1 (l/100 km)$
\mathcal{VH}_{ref}	0,9607	0,7740	2,771	3,042	4,361
\mathcal{VH}_{urb}	1,874	1,442	2,506 (-9,56 %)	–	–
\mathcal{VH}_{rout}	2,056	1,374	–	2,776 (-8,74 %)	–
\mathcal{VH}_{auto}	1,846	1,134	–	–	3,982 (-8,69 %)

TABLEAU IV.14 – Volumes d'aimant et de cuivre, consommation et gain relatif par rapport au véhicule hybride de référence

IV.2.2-vi Conclusion sur les résultats de la méthode \mathcal{M}_1

Les résultats de la méthode \mathcal{M}_1 sont toujours meilleurs que les résultats de la méthode \mathcal{M}_0 . Dans ces résultats, nous observons une adaptation nette de la puissance du moteur électrique par rapport à son environnement et une évolution des variables géométriques avec le nombre de batteries embarquées.

En parallèle à cette évolution de la géométrie du moteur électrique, on remarque une modification des dimensionnements optimaux par rapport à la méthode \mathcal{M}_0 ; notamment au niveau de la puissance de la machine électrique et du rapport de couplage. La méthode \mathcal{M}_1 donne lieu à des dimensionnements dont le moteur électrique est globalement mieux utilisé et mieux adapté à son environnement (cf. §IV.2.2-iii).

En définitif, la méthode \mathcal{M}_1 permet à la fois un dimensionnement énergétique global du système en fonction du nombre de batteries embarquées et le dimensionnement géométrique du moteur électrique de manière à l'adapter à son environnement.

IV.2.3 Résultats de la méthode \mathcal{M}_2

La méthode \mathcal{M}_2 permet de résoudre directement le problème de contrôle et le problème de dimensionnement dans un même processus d'optimisation. Cette unification des problèmes d'optimisation, nous a amené à considérer un algorithme utilisant les dérivées du modèle du système. Les variables de dimensionnement et de contrôle sont donc étudiées sur le même plan. L'un des avantages de cette méthode est de ne pas considérer de cartographie, mais d'appeler directement le modèle par réseau de réductances.

Cette approche est pour le moins ambitieuse, puisqu'elle considère 407 variables d'optimisation et 1381 contraintes instantanées pour le cycle *ece15* qui est de taille $n_{cycle} = 196$. Les résultats suivants sont donc moins avancés que pour les méthodes précédentes, c'est pourquoi nous étudierons quelques résultats, uniquement sur le cycle *ece15*.

IV.2.3. - a) Initialisation de l'algorithme

L'algorithme déterministe utilisé ici nécessite une initialisation, pour le dimensionnement et pour la commande.

- Initialisation de la commande

Cette dernière est initialisée par programmation dynamique, qui nous fournit le mode de fonctionnement optimal $u_1(t)$ et la commande optimale du moteur électrique. Pour cela, une cartographie de rendement du moteur initiale est nécessaire à la première itération. Le mode de fonctionnement optimale $u_1(t)$, calculé par la programmation dynamique, est une variable discrète. Pour cette méthode, elle est supposée constante pour la suite de l'optimisation (cf. §III.2.4-i).

- Initialisation du dimensionnement

Le dimensionnement est initialisé par le véhicule hybride par défaut présenté au paragraphe IV.1.2.

IV.2.3. - b) Optimisation de la gestion de l'énergie seule

Les approches couplées et découplées utilisent des modèles de moteur électrique légèrement différents, puisque les approches découplées nécessitent un modèle cartographié et que l'approche couplée évalue directement le modèle réductant. Il vient qu'une légère différence peut apparaître entre les deux modèles. Dans un premier temps, nous proposons d'optimiser la gestion de l'énergie seule, en considérant les variables dimensionnantes fixes pour valider l'approche.

Nous présentons les résultats d'optimisation sur la figure IV.10. Nous rappelons que les deux contraintes intégrales représentent le bilan des batteries d'une part, et le bilan d'énergie en mode électrique d'autre part et doivent être strictement nulles (cf. III.1.3-ii). Ces contraintes sont définies comme des égalités strictes (cf. §III.1.3-ii) :

$$\text{Mode électrique : } \int_{t_0}^{t_f} (1 - u_1(t)) \cdot \Gamma_{cpl1}^2 \cdot dt = 0 \quad (\text{IV.1})$$

$$\text{Bilan batteries : } soc(t_f) = soc(t_0) \Leftrightarrow \int_{t_0}^{t_f} \eta_f \cdot I_{bat}(t) \cdot dt = 0 \quad (\text{IV.2})$$

On remarque une convergence rapide de l'algorithme d'optimisation, ce qui est logique puisque la gestion de l'énergie est initialisée par une commande déjà optimale dans le cas d'un modèle cartographié.

On remarque une bonne convergence de l'algorithme concernant les contraintes intégrales.

À titre d'exemple, nous illustrons l'état de charge ainsi que la contrainte sur la densité de courant en fonction du temps sur la figure IV.11. Notez que la contrainte sur la densité de courant $j_{me}(t) - j_{max}$ est une contrainte instantanée, elle doit être inférieure à zéro à chaque

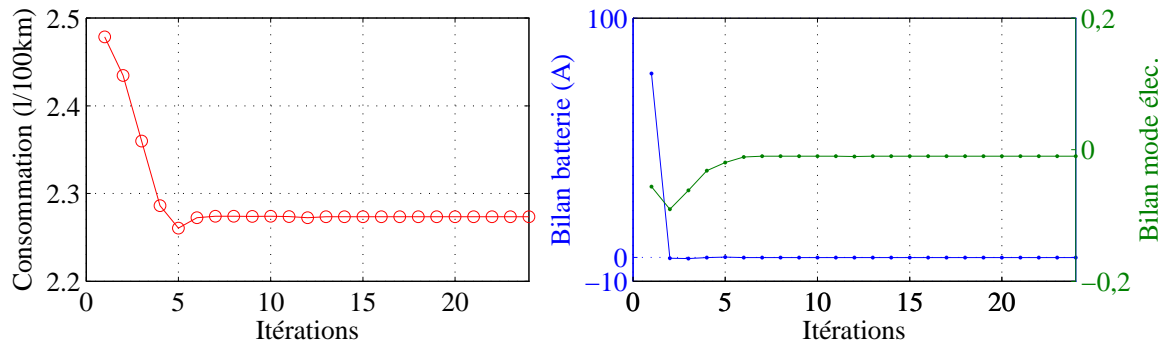


FIGURE IV.10 – Convergence de l'optimisation de la gestion de l'énergie, tolérance = 10^{-6}

instant (*cf.* éq. (III.9)). Pour l'état de charge on remarque le respect de la contrainte finale $soc(t_f) = soc(t_0)$.

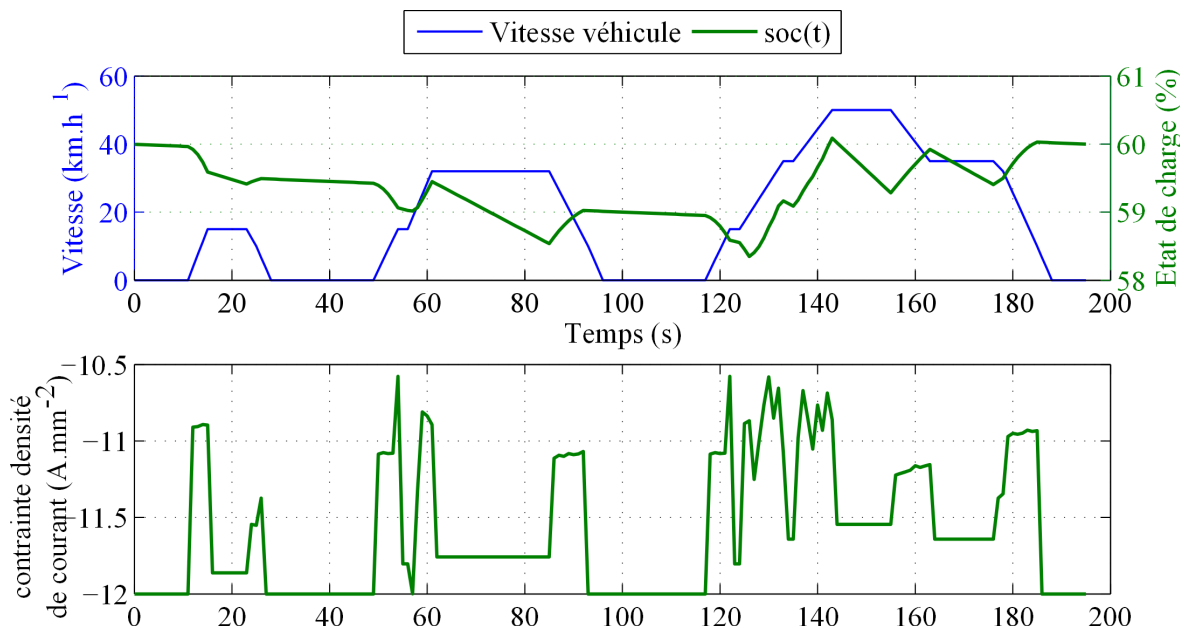


FIGURE IV.11 – Représentation de l'état de charge et de la contrainte sur la densité de courant

Pour le modèle utilisant le composant logiciel *ICAr* directement, le véhicule initial consomme 2,274 l/100 km sur le cycle *ece15*. Cette consommation est donc considérée comme la référence pour la suite des résultats d'optimisation de la méthode \mathcal{M}_2 .

IV.2.3. - c) Optimisation de la gestion et du dimensionnement

Nous proposons une optimisation avec toutes les variables d'optimisation libres, c'est-à-dire les variables relatives au véhicule, celles relatives à la géométrie du moteur électrique et la commande.

Nous rappelons que toutes les contraintes, excepté les contraintes de performances dynamiques, sont prises en compte. Pour le cycle *ece15*, on note la présence de 15 variables dimensionnantes, 392 variables de commande, 7 contraintes atemporelles, 1372 contraintes instantanées et 2 contraintes intégrales.

La figure IV.12 représente la consommation et les deux contraintes intégrales en fonction de l'itération de l'algorithme.

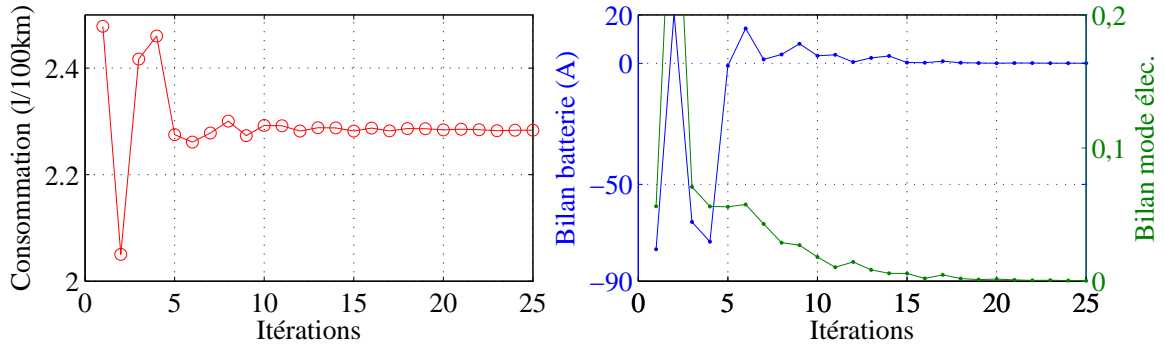


FIGURE IV.12 – Analyse de convergence de l'algorithme pour le cycle *ece15* et pour une initialisation par défaut

On remarque une convergence globale de l'algorithme en seulement 25 itérations, ce qui représente environ 3 minutes. Ce premier résultat n'est pas concluant puisque l'algorithme converge vers une consommation optimale de 2,281 l/100 km, ce qui est supérieure à la consommation de référence. De plus on remarque une modification très mineure de la géométrie du moteur et du dimensionnement du véhicule.

Pour pallier cette défaillance de l'algorithme nous proposons de relaxer les contraintes intégrales d'égalité.

IV.2.3. - d) Relaxation des contraintes d'égalité et optimisation

- Relaxation des contraintes intégrales

Nous proposons les nouvelles expressions des contraintes suivantes :

$$\text{Mode électrique : } -0,01 < \frac{1}{n_{cycle}} \cdot \sqrt{\int_{t_0}^{t_f} (1 - u_1(t)) \cdot \Gamma_{cpl1}^2 \cdot dt} < 0,01 \quad (\text{IV.3})$$

$$\text{Bilan batteries : } -0,1 < \int_{t_0}^{t_f} \eta_f \cdot I_{bat} \cdot dt < 0,1 \quad (\text{IV.4})$$

L'usage des contraintes d'inégalité permet de relaxer le problème d'optimisation pour une convergence plus facile de l'algorithme.

L'équation (IV.3) contraint le bilan de puissance en mode électrique. Par simplicité d'écriture et de calcul de la matrice jacobienne, cette contrainte s'exprime en newton (et non en watts) en moyenne sur le cycle. L'expression de la contrainte sur le bilan énergétique des batteries est inchangée. Nous proposons les fenêtres $[-0,1; 0,1]$ pour le bilan de batterie et $[-0,01; 0,01]$ pour le bilan en mode électrique. Nous vérifierons par la suite la cohérence des résultats, notamment par rapport à l'état de charge final des batteries.

- Optimisation sur le cycle *ece15*

Les résultats d'optimisation du dimensionnement et de la commande pour le cycle *ece15* après relaxation du problème sont représentés sur la figure IV.13.

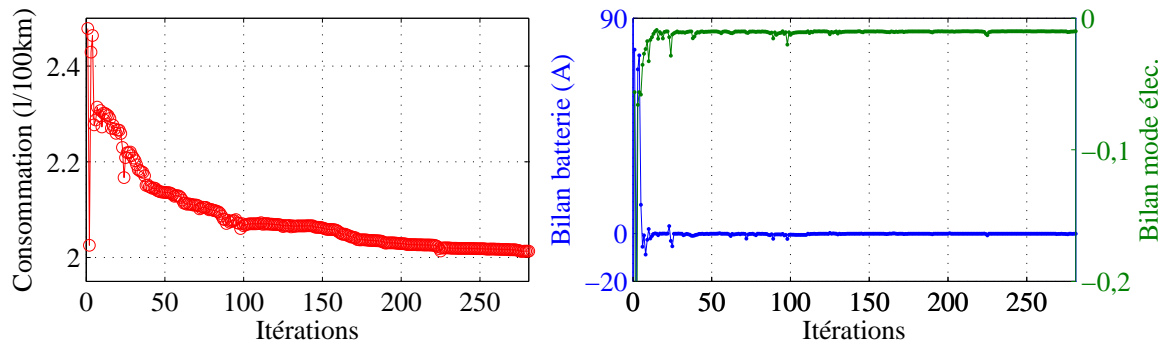


FIGURE IV.13 – Résultats d'optimisation du dimensionnement et de la commande après relaxation - méthode \mathcal{M}_2 , précision = 10^{-6}

Une fois le problème relaxé, on remarque une convergence plus longue mais plus performante puisque la consommation optimale atteinte est de 2,013 l/100 km, soit un gain relatif de 11,7 % par rapport au véhicule hybride de référence.

	N_{bat}	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)*	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}
Initial	28	500	56,4	54,4	0,7	3,2941
Optimal	35	482	43,3	25,5	0,6345	3,6332

$RAD1$	$RHQ2$	LM	$MAGWID$	GAP	$H3S$	$H4S$	$W3S$	$PROF$	$ALPHA$	J_1 (l/100 km)
92,00	100,0	5,00	27,00	0,60	27,00	16,40	7,00	85,00	1,3963	2,274
58,35	5,86	7,49	16,99	1,24	20,71	11,30	4,91	113,7	1,3833	2,013

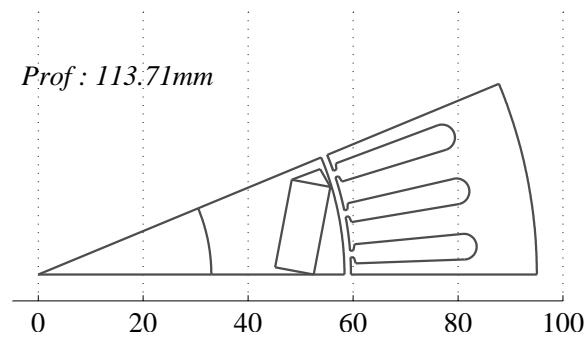
TABLEAU IV.15 – Dimensionnements initial et optimal du véhicule - cycle *ece15* - méthode \mathcal{M}_2

Dans le tableau IV.10, on remarque une convergence de l'algorithme vers un nombre de batteries élevé, ce qui est cohérent avec les résultats précédents. La méthode \mathcal{M}_2 est mono-objectif, il est logique de tendre vers un nombre de batteries important.

Un résultat de dimensionnement pour le cycle *ece15* pour la méthode \mathcal{M}_1 est présenté par la suite au paragraphe IV.3.2-i. La comparaison avec les résultats des méthodes précédentes est légèrement biaisée par la modélisation du moteur (cartographie pour l'approche découplée et modèle *ICAr* pour l'approche couplée). On constate une certaine différence de dimensionnement au niveau de la puissance du moteur électrique (43,3 kW pour la méthode \mathcal{M}_2 et 28,0 kW pour la méthode \mathcal{M}_1). L'optimisation déterministe semble ne pas modifier beaucoup la puissance du moteur électrique. Nous expliquons cette différence par l'utilisation même d'un algorithme déterministe. Cet algorithme utilisant les dérivées converge vers un optimum local. Une analyse de sensibilité des résultats d'optimisation par rapport au dimensionnement initial est réalisée au paragraphe IV.3.1-ii.

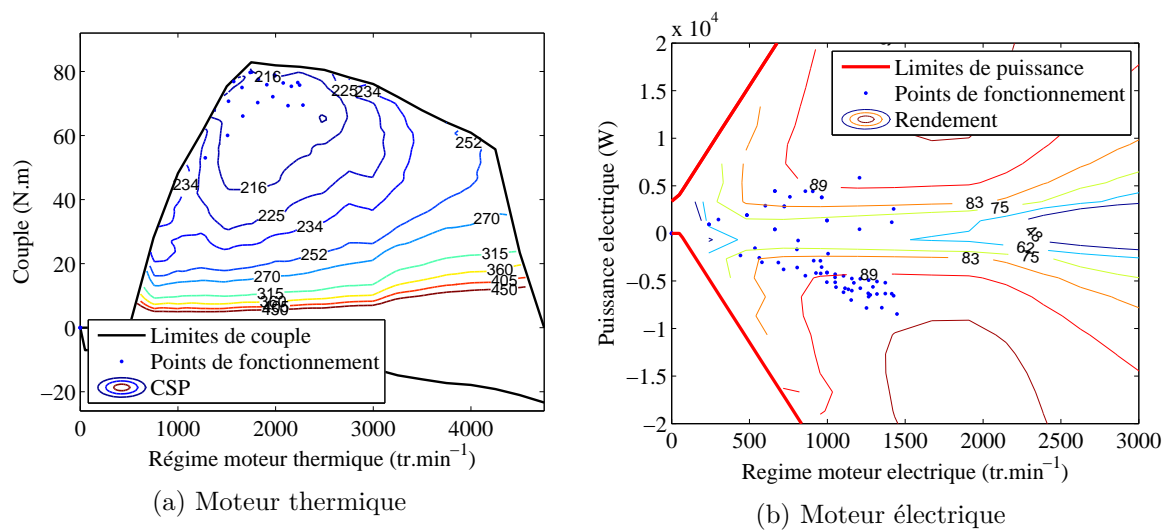
Le dimensionnement optimal du moteur électrique est représenté sur la figure IV.14.

La machine est globalement plus petite puisque son diamètre est d'environ 190 mm contre 282 mm initialement. On note une augmentation assez nette du volume de cuivre, ce qui est en cohérence avec les observations précédentes.

FIGURE IV.14 – Géométrie optimale du moteur électrique - cycle *ece15* - méthode \mathcal{M}_2

- Fonctionnement du véhicule optimal

La figure IV.15 présente le fonctionnement des moteurs thermique et électrique du véhicule optimal obtenu sur le cycle *ece15*. On remarque un fonctionnement du moteur thermique dans des bonnes zones de consommation spécifique ($\approx 216 \text{ g}/(\text{kW.h})$). On remarque un fonctionnement du moteur électrique dans des zones de rendement moyen ($\approx 90 \%$). Sur la figure IV.15b on observe un fonctionnement global du moteur électrique optimal à puissance fixée. Par exemple, les point de récupération aux alentours de -5 kW présente un rendement maximal pour ce niveau de puissance ($> 89 \%$).

FIGURE IV.15 – Représentation de la cartographie de consommation spécifique du moteur thermique et de la cartographie de rendement du moteur électrique pour le véhicule optimal - cycle *ece15* - méthode \mathcal{M}_2

Le fonctionnement du véhicule nous renseigne donc sur la cohérence du résultat d'optimisation. Les moteurs sont utilisés dans des zones performantes, ce qui valide en partie le dimensionnement. Pour autant, ces observations ne valident pas la convergence globale de l'algorithme.

IV.2.3-i Conclusion et perspectives de la méthode \mathcal{M}_2

Dans ce paragraphe, nous avons présenté les résultats de la méthode \mathcal{M}_2 sur un cycle simple et court. Dans un premier temps, en fixant les variables de dimensionnement, cette

méthode permet une convergence de la gestion de l'énergie en quelques minutes. Dans un second temps, nous avons libéré les variables dimensionnantes du véhicule. Cette optimisation a nécessité une relaxation des contraintes intégrales d'égalité, ce qui n'a pas d'impact sur l'optimisation ou sur le fonctionnement global du système. Cette nouvelle expression permet simplement une convergence plus fiable de l'algorithme.

On note une convergence en environ 30 *min* de l'algorithme, vers une solution optimale localement. Une comparaison des temps de convergence de chaque méthode sera réalisée en fin de chapitre (*cf.* §IV.4.1-iii).

IV.2.4 Deux objectifs supplémentaires

Les résultats de la méthode \mathcal{M}_1 , analysés à la section IV.2.2, mettent en avant des moteurs électriques dont les volumes d'aimant et de cuivre sont particulièrement importants, pour augmenter la force électromotrice d'une part, et minimiser les pertes par effet Joule d'autre part. Dans cette section nous ajoutons deux objectifs supplémentaires : le volume des aimants et le volume de cuivre. De cette manière, nous proposons d'étudier des solutions moins gourmandes en matières premières.

IV.2.4-i Modification du problème d'optimisation

Les deux objectifs supplémentaires sont le volume de cuivre V_c et le volume des aimants V_a (*cf.* §III.1.2). Nous considérons le problème tel qu'il est défini au paragraphe III.2.3, c'est-à-dire avec les variables géométriques du moteur électrique libres (méthode \mathcal{M}_1), auquel nous adjoignons les deux nouveaux objectifs. Le nouveau problème d'optimisation est défini par le tableau suivant (*cf.* tab. IV.16) :

Variables			Objectifs	Contraintes
ME	VEH	<i>contrôle</i>	J_1, N_{bat}, V_c, V_a	<i>toutes</i>
\mathbb{X}_{me}	\mathbb{X}_{vh}	$I_{bat}(t), u_1(t)$		

TABLEAU IV.16 – Redéfinition du problème d'optimisation \mathcal{M}_{14obj}

IV.2.4-ii Résultats pour le cycle *Hyzem urbain*

Le nouveau problème possède quatre objectifs, le front de Pareto est donc un ensemble de points dans un espace à quatre dimensions, ce qui n'est pas facilement représentable. Nous proposons une représentation en coupe sur la figure IV.16, où chaque point est un individu non dominé. Le niveau de couleur est représentatif de la consommation de carburant des véhicules non dominés. Les points affichés ici sont des points interpolés à partir des points non dominés effectivement atteints par l'algorithme d'optimisation. Cette représentation permet de mieux voir l'évolution de la consommation par rapport aux trois autres objectifs, mais aussi la forme hypothétique du « volume » de Pareto pour quatre objectifs.

Notez que certains points optimaux au sens de Pareto ne satisfont pas certaines contraintes. Par souci de clarté, nous ne représentons pas ces points.

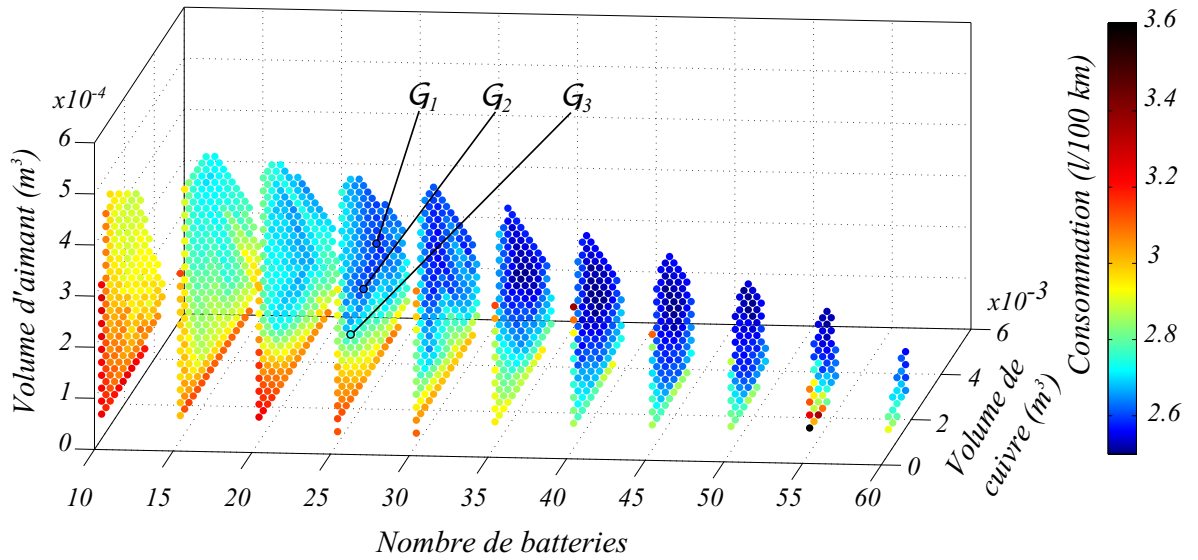


FIGURE IV.16 – Représentation du front de Pareto pour 4 objectifs – méthode \mathcal{M}_{14obj} – cycle urbain

Encore ici, on remarque une relation entre la consommation et le nombre de batteries, comme nous l'avons observée pour le problème à deux objectifs (*cf.* §IV.2.2). Par rapport aux volumes de cuivre et d'aimant, il est intéressant de noter l'absence de points non dominés pour des volumes de matières premières élevés. On remarque aussi que plus le nombre de batteries est important, plus l'espace des solutions non dominées est restreint.

Pour chaque coupe de la figure IV.16, on remarque une consommation minimale pour des volumes de cuivre et d'aimant relativement élevés, ce qui est cohérent avec les résultats du problème à deux objectifs.

IV.2.4.ii - a) Géométries optimales pour $N_{bat} = 25$

Nous proposons ici d'étudier trois dimensionnements optimaux, noté $\mathcal{G}_1, \mathcal{G}_2$ et \mathcal{G}_3 , pour une valeur fixée du nombre de batteries (*cf.* fig. IV.17 et tab. IV.17). Ces trois véhicules sont des individus non dominés obtenus par optimisation sur le cycle urbain.

Dim.	N_{bat}	U_{bus}	P_{me}	P_{mt}	k_{cpl}	k_{red}
\mathcal{G}_1	25	200	26,4	35,7	0,400	2,701
\mathcal{G}_2	25	217	27,7	38,9	0,431	2,614
\mathcal{G}_3	25	320	35,8	40,2	0,570	3,103

Dim.	$V_a (\times 10^{-4} m^3)$	$V_c (\times 10^{-3} m^3)$	$J_1 (l/100 km)$
\mathcal{G}_1	2,47	3,62	2,55
\mathcal{G}_2	1,87 (-24,3 %)	2,46 (-32,0 %)	2,62 (+2,75 %)
\mathcal{G}_3	1,33 (-46,2 %)	1,67 (-53,9 %)	2,67 (+4,71 %)

TABLEAU IV.17 – Dimensionnements optimaux des véhicules $\mathcal{V}\mathcal{H}_0$ et $\mathcal{V}\mathcal{H}_1$ – méthode \mathcal{M}_{14obj} – cycle urbain

Les deux premières géométries présentent un enterrement plus marqué des aimants. Ce phénomène peut s'expliquer par une augmentation de la saillance.

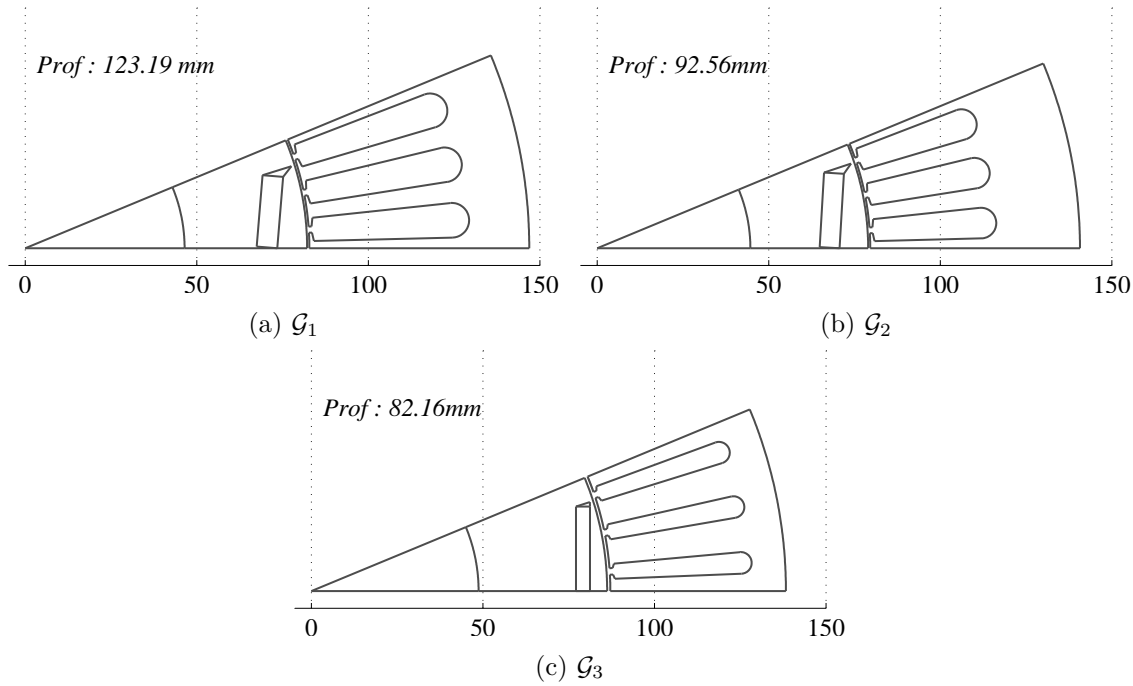


FIGURE IV.17 – Comparaison des géométries optimales du moteur électrique pour la méthode \mathcal{M}_{14obj} et $N_{bat} = 25$.

Nous avons volontairement présenté trois géométries optimales présentant des volumes de cuivre et d'aimant différents afin d'observer l'impact de ces grandeurs sur la consommation. On observe une nette dépendance entre ces grandeurs. La géométrie \mathcal{G}_1 possède environ deux fois plus d'aimant et de cuivre que la géométrie \mathcal{G}_3 . Cette différence de dimensionnement entraîne un gain relatif d'environ 5% sur la consommation de carburant.

IV.2.4-iii Conclusion sur l'optimisation à quatre objectifs

Dans cette section nous avons appliqué une méthode multiobjective sur un problème à quatre objectifs. Pour illustrer les possibilités de notre approche nous avons pris comme exemple un cycle de conduite urbain où toutes les variables dimensionnantes du système sont prises en compte.

L'ajout des objectifs de volumes de cuivre et d'aimants en plus des objectifs de consommation et de taille des batteries permet d'enrichir significativement les résultats d'optimisation. Dans ces résultats, on remarque clairement une relation entre les volumes de matières premières, le nombre de batteries et la consommation du véhicule (*cf.* fig. IV.16).

Il est toujours possible de synthétiser ces quatre objectifs en un seul, représentant le coût total du véhicule et accélérant ainsi fortement l'algorithme d'optimisation. Cependant, cette synthèse nécessite des hypothèses sur le prix des composants. Les critères de volumes ou de tailles sont des critères que nous jugeons plus objectifs puisqu'ils ne sont pas assujettis à ces hypothèses. Les quatre dimensions permettent au concepteur un plus large choix. Par la même occasion, cette formulation permet de chiffrer le gain relatif sur la consommation par l'ajout d'un certain volume de cuivre ou d'aimants.

En conclusion, l'ajout de deux objectifs met en avant le phénomène de compromis entre consommation de carburant et volume des matières premières. Ce compromis est relativement intuitif, mais notre approche permet de l'analyser de manière quantitative, pour des géométries et des dimensionnements optimaux du système.

IV.3 Analyse de sensibilité

Cette section a pour but d'étudier la sensibilité des résultats et des méthodes d'optimisation.

Dans un premier temps, nous proposons d'analyser la sensibilité des solutions obtenues par les approches couplée et découplée sur un cycle donné. Comme les méthodes couplées reposent sur une méthode heuristique, nous étudierons la variabilité des dimensionnements optimaux pour les individus Pareto optimaux en fonction du nombre de batteries. La méthode couplée étant déterministe, nous étudierons l'impact de l'initialisation sur les résultats d'optimisation.

Nous proposons ensuite d'étudier la sensibilité des dimensionnements optimaux par rapport au cycle de conduite considéré. Nous répondons aux trois questions suivantes.

- Un véhicule hybride dimensionné pour un cycle urbain donné est-il relativement performant du point de vue de la consommation pour un autre cycle urbain ?
- Est-il performant pour un cycle routier ou autoroutier ?
- Comment contribuer à la robustesse du dimensionnement pour un usage intermédiaire considérant les cycles urbain, routier et autoroutier ?

Pour cela, une deuxième section est consacrée à trois optimisations pour trois cycles de conduites de type urbain (*cf.* §IV.3.2). Cette étude permet d'étudier les similitudes des solutions pour des cycles urbains différents. Dans une troisième section, nous proposons de modifier la fonction objectif de manière à obtenir un véhicule efficace quel que soit le cycle de fonctionnement.

IV.3.1 Analyse de sensibilité des méthodes d'optimisation

Dans ce paragraphe, nous proposons d'étudier la variabilité des solutions optimales obtenues par les méthodes \mathcal{M}_1 et \mathcal{M}_2 . La méthode \mathcal{M}_0 étant plus simple et proche de \mathcal{M}_1 , nous n'analyserons pas la sensibilité de ses résultats.

Pour la méthode découplée \mathcal{M}_1 , nous fixons un cycle de fonctionnement et étudions les variations des dimensionnements optimaux sur le front de Pareto en fonction du nombre de batteries.

Pour la méthode \mathcal{M}_2 , nous effectuons un grand nombre d'optimisations sur un même cycle en faisant varier le point initial.

IV.3.1-i Sensibilité des solutions de la méthode découplée \mathcal{M}_1

IV.3.1.i - a) Sensibilité des variables du véhicule

Dans un premier temps, nous analysons l'évolution des variables U_{bus} , P_{mt} , k_{cpl} et k_{red} en fonction du nombre de batteries N_{bat} des individus non dominés. Nous illustrons ces variations

pour le cycle *Hyzem urbain* sur la figure IV.18. Les grandeurs sensibles, sont statistiquement localement moins variables sur le front de Pareto puisqu'une faible modification de cette variable peut entraîner de forts changements sur les objectifs. À l'inverse une variable totalement insensible pourra prendre n'importe quelle valeur sans avoir d'impact sur l'optimalité du dimensionnement. Nous pouvons ainsi dire que les variables dont les variations sont localement faibles sur le front de Pareto sont statistiquement plus sensibles par rapport aux objectifs¹.

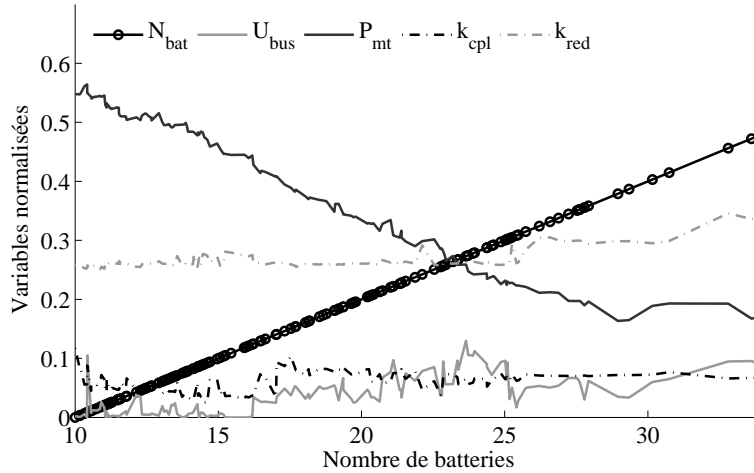


FIGURE IV.18 – Représentation des dimensionnements non dominés normalisés en fonction du nombre de batteries - cycle *Hyzem routier* - méthode \mathcal{M}_1

On remarque une évolution nette de la puissance du moteur thermique en fonction du nombre de batteries. Cette évolution a déjà été soulignée dans la section IV.2. Les variables k_{red} et P_{mt} sont fortement sensibles, les variations de ces grandeurs sont lentes et semblent plus nettes que les autres. Cette sensibilité particulière de ces variables s'explique par un impact direct sur le fonctionnement du moteur thermique, alors que les variables k_{cpl} et U_{bus} ont une influence indirecte sur le fonctionnement du moteur thermique et donc sur la consommation.

Globalement, nous ne notons pas de fortes discontinuités du dimensionnement optimal en fonction du nombre de batteries embarquées.

IV.3.1.i - b) Sensibilité des variables du moteur électrique

Nous proposons dans un deuxième temps d'effectuer la même analyse sur les variables du moteur électrique. L'évolution de ces variables en fonction du nombre de batteries embarquées est représentée sur la figure IV.19. Par simplicité, nous présentons des valeurs normalisées.

L'évolution des variables géométriques est moins claire. On remarque notamment une variabilité plus forte pour les variables LM et $RHQ2$. Contrairement aux variables dimensionnantes du véhicule, dont les variations sont lentes et nettes, il semble que la géométrie du moteur électrique soit moins sensible. Ce phénomène est assez intuitif puisque la géométrie

1. Cette affirmation est à modérer, car elle n'est pas vraie pour tout type de problème. Notre problème de dimensionnement ne présente pas de fortes discontinuités et les fonctions mises en jeu sont relativement peu variables, ainsi nous pouvons nous attendre à des variations localement faibles des dimensionnements optimaux en fonction du nombre de batteries.

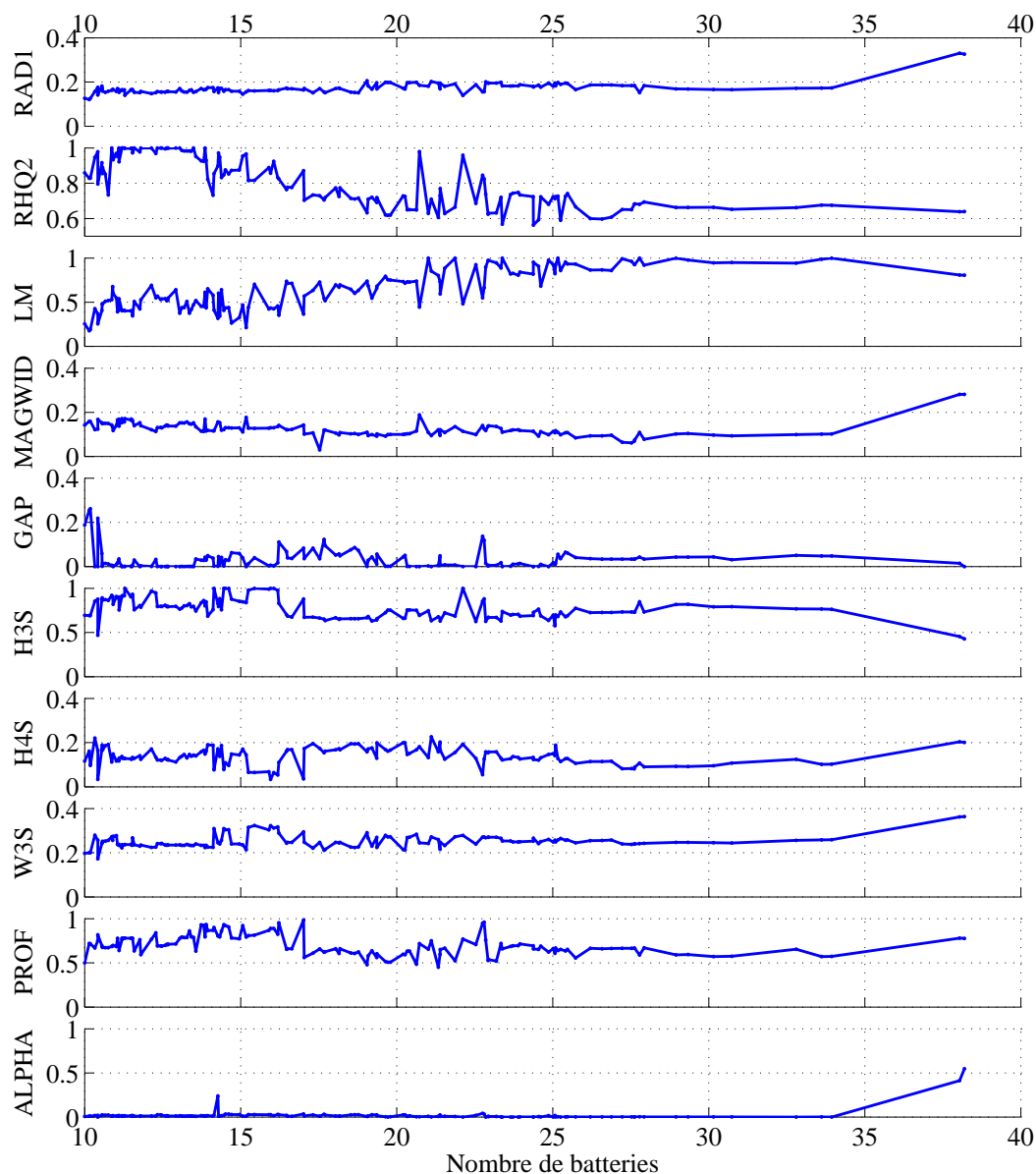


FIGURE IV.19 – Représentation des dimensionnements non dominés normalisés du moteur électrique en fonction du nombre de batteries - cycle *Hyzem routier* - méthode \mathcal{M}_1

du moteur a un impact indirect sur la consommation. On constate donc que deux dimensionnements relativement proches du moteur électrique peuvent être considérés optimaux.

On remarque une corrélation forte entre certaines variables géométriques, par exemples : LM et $RHQ2$ ou $H3S$ et $H4S$. Cela s'explique en partie par le respect des contraintes géométriques.

IV.3.1-ii Influence de l'initialisation pour la méthode couplée \mathcal{M}_2

La méthode couplée étant moins riche en matière de résultats, nous proposons dans ce paragraphe d'analyser l'influence de l'initialisation de l'algorithme SQP sur les résultats. Pour cela, nous effectuons 100 initialisations aléatoires et 100 optimisations sur le cycle *ece15*. La représentation de toutes les variables d'optimisation étant difficile, nous choisissons de représenter seulement les variables optimales relatives au dimensionnement du véhicule sur la figure IV.20 (sans les variables de commande et géométriques du moteur).

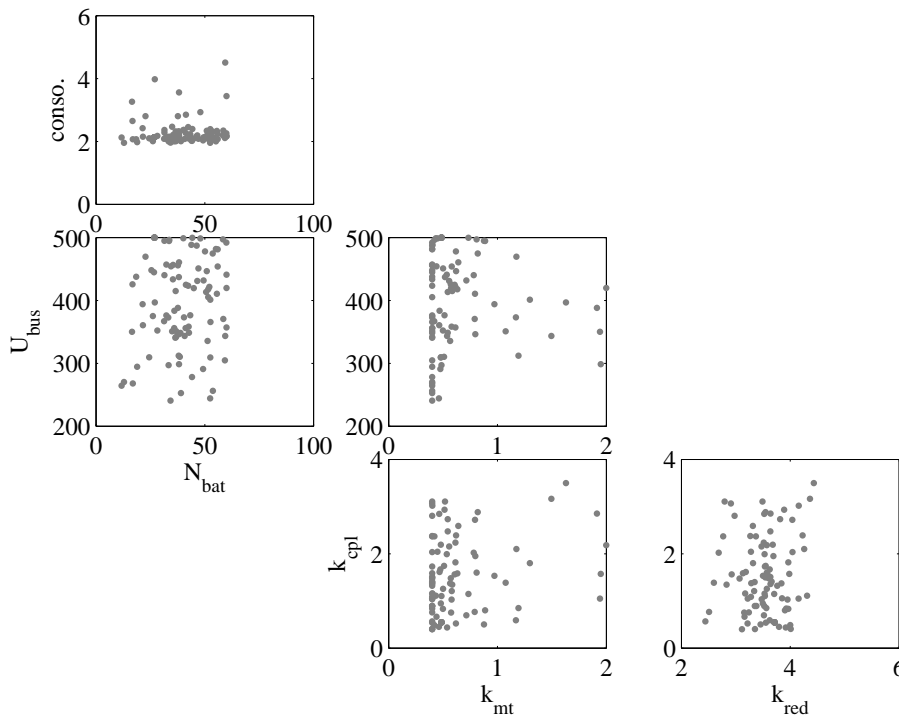


FIGURE IV.20 – Représentation des dimensionnements optimaux pour 100 initialisations aléatoires - méthode \mathcal{M}_2 - cycle *ece15*

Les individus optimaux sont représentés par des points gris dans les six dimensions que forment la consommation, et les variables U_{bus} , k_{mt} , k_{cpl} et k_{red} . Notez que k_{mt} représente la puissance du moteur thermique ($k_{mt} = 1 \Rightarrow P_{mt} = 54,5 \text{ kW}$).

Pour un même cycle, on remarque un nuage de point assez étendu, ce qui porte à croire que la méthode couplée est sensible à l'initialisation. Pour autant, on remarque que l'algorithme converge souvent vers une consommation d'environ $2 \text{ l}/100 \text{ km}$, ce qui semble assez cohérent. Du point de vue du dimensionnement on remarque des tendances assez intéressantes, notamment pour la puissance du moteur thermique qui tend très souvent vers des valeurs faibles. C'est un phénomène que nous avons déjà observé pour la méthode découplée. Le rapport de réduction du réducteur semble converger souvent vers 3,6. Cependant, on observe de fortes variations pour les variables U_{bus} , k_{cpl} et N_{bat} . Nous pouvons supposer que ce phénomène est dû à de nombreux *minima* locaux.

IV.3.2 Analyse de sensibilité par rapport au cycle : le cas urbain

Dans ce paragraphe, nous proposons d'effectuer trois optimisations sur trois cycles de conduite représentatifs d'un usage urbain afin d'étudier l'impact du cycle sur les dimensionnements optimaux du véhicule hybride et sur la géométrie optimale de la machine. Nous verrons dans un second temps comment un véhicule optimal pour un cycle urbain donné, se comporte sur un autre cycle urbain.

IV.3.2-i Cycles urbains

IV.3.2.i - a) Représentation temporelle des cycles urbains

Les trois cycles sont représentés sur la figure IV.21. Le premier cycle représente une portion urbaine du cycle normalisé *NEDC*. C'est un cycle très simpliste, constitué d'accélération et de décélération constantes et de paliers à vitesse stabilisée. Les cycles urbains *Hyzem urbain* [2, 52] et *Artemis urbain* [3] sont issus d'usages réels et représentent plus fidèlement l'usage du véhicule en zone urbaine. Le cycle *Artemis urbain* est particulièrement difficile puisqu'il présente des accélérations très fortes (jusqu'à 2.86 m.s^{-2}).

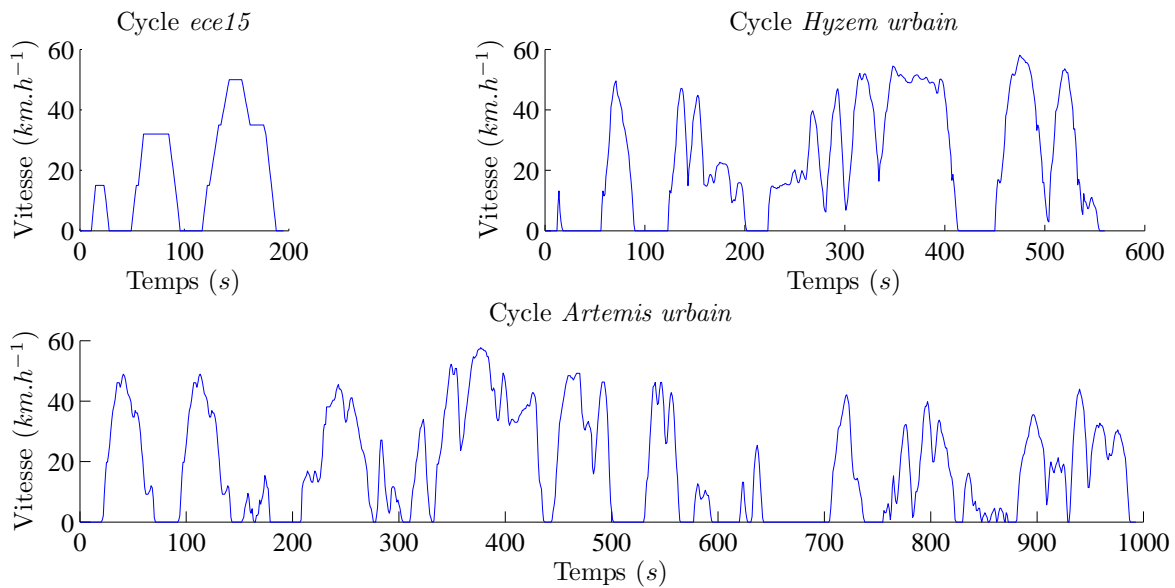


FIGURE IV.21 – Représentation des trois cycles de conduite en zone urbaine : *ecc15*, *Hyzem urbain* et *Artemis urbain*

IV.3.2.i - b) Analyse des cycles urbains

Nous proposons d'analyser plus précisément les cycles urbains, notamment les caractéristiques suivantes [3] :

- la distance parcourue $dist$,
- la vitesse moyenne V_{moy} ,
- la vitesse moyenne en roulage V_{moy}^* ,
- la fréquence d'arrêt f_{ar} ,

- l'accélération positive moyenne a_{moy}^{pos} ,
- l'accélération négative moyenne a_{moy}^{neg} .

Nous présentons ces caractéristiques pour chacun des cycles urbains dans le tableau IV.18.

Cycle	$dist$ (km)	V_{moy} ($km.h^{-1}$)	V_{moy}^* ($km.h^{-1}$)	f_{ar} (km^{-1})	a_{moy}^{pos} ($m.s^{-2}$)	a_{moy}^{neg} ($m.s^{-2}$)
<i>ece15</i>	1,015	18,60	27,70	2,95	0,748	-0,748
<i>Hyurb</i>	3,476	22,30	30,52	1,44	0,696	-0,617
<i>Arurb</i>	4,870	17,63	24,65	4,52	0,732	-0,782

TABLEAU IV.18 – Descriptions des cycles de conduite urbains

Ces trois cycles représentent un usage urbain. Cependant, l'analyse que nous proposons ici met en avant un certain nombre de différences, notamment au niveau des distances parcourues, des fréquences d'arrêts et des accélérations moyennes. La distance parcourue n'a pas directement d'impact sur l'usage du moteur électrique, cependant la contrainte sur l'état de charge final des batteries contraint fortement l'utilisation du moteur électrique. Ce phénomène est plus important pour les cycles courts. La fréquence d'arrêt et l'accélération négative moyenne ont un impact sur le nombre de freinages et sur le couple de freinage. L'accélération positive moyenne nous renseigne sur la demande de couple en phase d'accélération.

IV.3.2-ii Analyse des résultats pour $N_{bat} = 25$

Nous avons réalisé une optimisation avec la méthode \mathcal{M}_1 pour chacun des trois cycles séparément.

Afin d'analyser les différences et les points communs entre les résultats issus des trois cycles de conduite, nous choisissons d'étudier en particulier les dimensionnements notés \mathcal{VH}_{ece} , \mathcal{VH}_{hyz} et \mathcal{VH}_{art} pour $N_{bat} = 25$.

IV.3.2.ii - a) Les dimensionnements

Les dimensionnements détaillés des trois véhicules sont renseignés dans le tableau IV.19.

On remarque dans un premier temps une nette différence de consommation entre les trois cycles de conduite. Cette différence est principalement expliquée par l'analyse des cycles que nous avons réalisée au paragraphe précédent. En effet, le cycle *Artemis urbain*, le plus consommateur, présente une fréquence d'arrêt et des accélérations moyennes les plus fortes. À l'inverse, le cycle *ece15* présente une vitesse peu variable et des paliers à vitesse stabilisée, ce qui a tendance à diminuer la consommation.

Le dimensionnement énergétique et le dimensionnement des rapports de réduction (*cf.* tab. IV.19a) est relativement constant pour les trois véhicules, le dimensionnement du véhicule \mathcal{VH}_{art} se démarque des autres, avec une puissance du moteur thermique de 36,8 kW et un rapport de réduction du réducteur de 3,086. Cette différence peut être expliquée par les accélérations plus fortes du cycle *Artemis urbain*.

	N_{bat}	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}	V_a ($\times 10^{-4} m^3$)	V_c ($\times 10^{-3} m^3$)
\mathcal{VH}_{ece}	25	209	27,68	33,10	0,4000	2,653	2,980	1,707
\mathcal{VH}_{hyz}	25	221	29,88	31,90	0,5956	2,658	1,874	1,442
\mathcal{VH}_{art}	25	202	25,87	36,80	0,6121	3,086	1,507	1,224

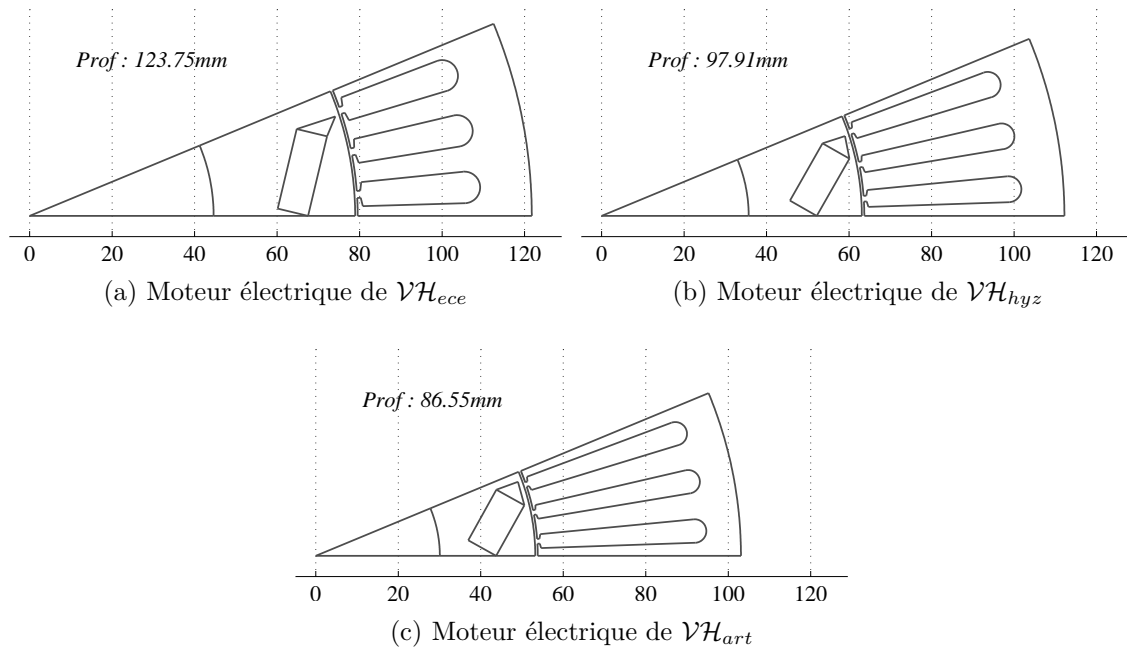
(a) Dimensionnements optimaux pour le système et volumes des matières premières

$RAD1$	$RHQ2$	LM	$MAGWID$	GAP	$H3S$	$H4S$	$W3S$	$PROF$	$ALPHA$	J_1 (l/100 km)
78,92	11,41	7,58	19,85	0,61	24,82	12,27	7,65	123,75	1,337	2,089
63,09	10,93	7,49	15,97	0,60	34,12	10,22	6,27	97,91	1,052	2,506
55,78	8,94	7,71	13,76	0,61	33,27	9,77	5,71	85,37	1,056	3,189

(b) Dimensionnements optimaux du moteur électrique et consommations

TABLEAU IV.19 – Consommations et dimensionnements optimaux pour différents nombres de batteries et pour le cycle urbain – méthode \mathcal{M}_1

Nous illustrons les dimensionnements des moteurs électriques optimaux des véhicules \mathcal{VH}_{ece} , \mathcal{VH}_{hyz} et \mathcal{VH}_{art} sur la figure IV.22. Le dimensionnement géométrique du moteur électrique est plus variable puisque le moteur électrique du véhicule \mathcal{VH}_{ece} est assez différent des deux autres. Les dimensionnements des moteurs des véhicules \mathcal{VH}_{urb} et \mathcal{VH}_{art} sont relativement proches en proportions.

FIGURE IV.22 – Représentations géométriques des moteurs électriques des véhicules \mathcal{VH}_{ece} , \mathcal{VH}_{hyz} et \mathcal{VH}_{art} .

IV.3.2.ii - b) Analyse de robustesse des solutions \mathcal{VH}_{ece} , \mathcal{VH}_{hyz} et \mathcal{VH}_{art}

Dans ce paragraphe, nous étudions le comportement des solutions \mathcal{VH}_{ece} , \mathcal{VH}_{hyz} et \mathcal{VH}_{art} sur d'autres cycles de conduites urbaines.

Nous présentons les consommations des trois véhicules sur les cycles *ece15*, *Hyzem urbain* et *Artemis urbain* dans le tableau IV.20.

	J_1^{ece} (l/100 km)	J_1^{hyz} (l/100 km)	J_1^{art} (l/100 km)
\mathcal{VH}_{ece}	2,089	2,593	<i>n.c.*</i>
\mathcal{VH}_{hyz}	2,090	2,506	<i>n.c.*</i>
\mathcal{VH}_{art}	2,091	2,528	3,189

**n.c.* : consommation non calculée

TABLEAU IV.20 – Consommations des trois véhicules sur les cycles *ece15*, *Hyzem urbain* et *Artemis urbain*

On note l'absence de consommation des véhicules \mathcal{VH}_{ece} et \mathcal{VH}_{hyz} pour le cycle *Artemis urbain*. En effet, ces deux dimensionnements ne permettent pas de suivre le cycle imposé, ils sont sous-dimensionnés. Pourtant ces deux véhicules respectent les contraintes dynamiques t_{0-100} , t_{dep} et V_{max} . On note donc que pour le cycle *Artemis urbain*, qui est plus difficile que les autres, la satisfaction des contraintes dynamiques n'est pas suffisante pour assurer le passage du cycle. Pour le cycle *Artemis urbain*, nous concluons que c'est le cycle qui fixe la puissance nominale du véhicule et non les contraintes de performances.

Dans le tableau IV.20, on remarque une consommation de carburant minimale sur la diagonale ce qui est cohérent, puisque le dimensionnement \mathcal{VH}_{ece} est optimal pour le cycle *ece15* par exemple.

Le dimensionnement \mathcal{VH}_{ece} semble être le moins robuste des trois, puisqu'en plus de ne pas passer le cycle *Artemis urbain*, il présente une consommation relativement élevée sur le cycle *Hyzem urbain*.

Le dimensionnement \mathcal{VH}_{hyz} présente une consommation pratiquement optimale sur le cycle *ece15* ; par contre, il ne passe pas le cycle *Artemis urbain* qui présente des accélérations trop fortes.

Le dimensionnement \mathcal{VH}_{art} présente des consommations pratiquement optimales sur les cycles *ece15* et *Hyzem urbain*. Il semble être le dimensionnement le plus robuste pour une utilisation en zone urbaine.

IV.3.2-iii Conclusion sur la robustesse des solutions en zone urbaine

Dans ce paragraphe, nous avons appliqué notre méthode d'optimisation sur des cycles urbains relativement différents, afin de comparer les solutions en matière de dimensionnement et de consommation.

Il ressort de cette étude que le cycle considéré a une importance sur le dimensionnement du système ; on remarque des évolutions des puissances nominales et des rapports de réductions parfois importantes (*cf.* tab. IV.19a) en fonction du cycle urbain considéré.

Nous avons mis en avant la robustesse des solutions \mathcal{VH}_{ece} , \mathcal{VH}_{hyz} et \mathcal{VH}_{art} en évaluant leurs consommations sur les trois cycles urbains (*cf.* tab. IV.20). Il ressort de cette étude que les solutions sont globalement performantes sur les autres cycles urbains. Le véhicule \mathcal{VH}_{art} est optimal pour le cycle *Artemis urbain*, mais il est aussi très performant sur les cycles urbains *ece15* et *Hyzem urbain* puisqu'il présente des consommations proches de l'optimalité.

Ce résultat est à nuancer, puisque la robustesse des solutions dépend du cycle pour lequel les véhicules ont été dimensionnés. Ainsi, le véhicule \mathcal{VH}_{ece} dimensionné pour le cycle *ece15* semble être moins robuste que les autres. Les véhicules dimensionnés sur des cycles issus d'usages réels sont plus robustes par rapport à la mission.

IV.3.3 Optimisation du véhicule pour trois cycles de fonctionnement pondérés

Dans cette section, nous modifions la fonction objectif de manière à obtenir un véhicule dont la consommation est optimale pour un usage intermédiaire entre les usages urbain, routier et autoroutier. Nous espérons obtenir un dimensionnement robuste par rapport au cycle de conduite, c'est-à-dire performant quel que soit le cycle considéré.

IV.3.3-i Modification de la fonction objectif J_1

D'après les données *Eurostat* [37], les véhicules particuliers consacrent environ 40 % de temps en zone urbaine, 30 % en zone autoroutière et 30 % en zone routière. En se basant sur ces données, nous proposons l'expression de la nouvelle fonction objective suivante :

$$J_1 = 0,4.J_1^{urb} + 0,3.J_1^{rout} + 0,3.J_1^{auto} \quad (\text{IV.5})$$

où,

- J_1^{urb} est la consommation sur cycle urbain,
- J_1^{rout} est la consommation sur cycle routier,
- J_1^{auto} est la consommation sur cycle autoroutier.

IV.3.3-ii Résultats d'optimisation par méthode \mathcal{M}_1

Le front de Pareto de ce nouveau problème est représenté sur la figure IV.23.

Nous présentons la consommation et le dimensionnement optimal pour $N_{bat} = 25$ dans le tableau IV.21. Le nouveau véhicule, dimensionné pour les trois cycles est noté \mathcal{VH}_{3c} . Nous comparons ce résultat avec les dimensionnements \mathcal{VH}_{urb} , \mathcal{VH}_{rout} et \mathcal{VH}_{auto} déjà obtenus pour les cycles pris un par un pour $N_{bat} = 25$.

On remarque que les quatre véhicules présentent de bonnes performances globales. Seul le véhicule \mathcal{VH}_{auto} se démarque légèrement puisqu'il présente des surconsommations de 3,8% et 2,2% sur les cycles urbain et routier. Les trois cycles, issus de mesures réelles, donnent lieu à des dimensionnements optimaux robustes par rapports au cycle de fonctionnement. La modification de la fonction objectif, permet de gagner très peu de consommation ($\approx 0,13\%$). Notez que cette dernière optimisation ne prend pas trois fois plus de temps pour converger, car le calcul de la cartographie est mutualisé.

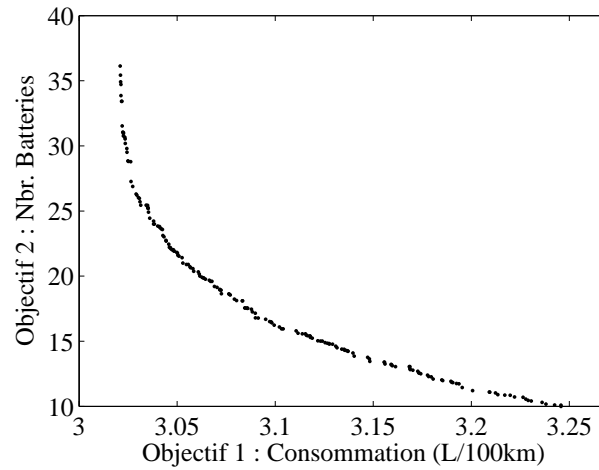


FIGURE IV.23 – Front de Pareto pour l'optimisation avec trois cycles de conduites pondérés - méthode \mathcal{M}_1

Cycle	N_{bat}	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}
\mathcal{VH}_{urb}	25	221	29,88	31,92	0,5956	2,6578
\mathcal{VH}_{rout}	25	205	27,07	33,24	0,5661	2,6496
\mathcal{VH}_{auto}	25	209	24,27	39,34	0,4754	2,4080
\mathcal{VH}_{3c}	25	232	30,08	31,67	0,5304	2,7551

(a) Dimensionnements

	J_1^{urb}	J_1^{rout}	J_1^{auto}	J_1
\mathcal{VH}_{urb}	2.506	2,779	4,032	3,044
\mathcal{VH}_{rout}	2.515	2,776	4,019	3,045
\mathcal{VH}_{auto}	2.601	2,832	3,982	3,085
\mathcal{VH}_{3c}	2.496	2,771	4,035	3,040

(b) Consommations

TABLEAU IV.21 – Dimensionnements et consommations pour les véhicules \mathcal{VH}_{urb} , \mathcal{VH}_{rout} , \mathcal{VH}_{auto} et \mathcal{VH}_{3c} – méthode \mathcal{M}_1

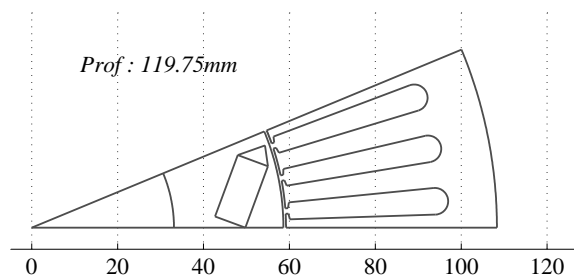


FIGURE IV.24 – Géométrie optimale du moteur électrique pour trois cycles de conduites pondérés

IV.4 Synthèse sur les méthodes abordées

Dans cette section, nous proposons de comparer les méthodes \mathcal{M}_0 , \mathcal{M}_1 et \mathcal{M}_2 que nous proposons, du point de vue de leur performances et non de leurs résultats. Dans un premier temps, nous comparerons les méthodes utilisées pour la gestion de l'énergie : la programmation dynamique d'une part, avec l'utilisation d'une cartographie, et l'utilisation d'un algorithme de type *SQP* avec les paramètres dimensionnants fixés, d'autre part.

Dans un second temps, nous comparerons les processus de dimensionnement par optimisation.

Pour informations, les temps de calculs et de simulations sont obtenus sur un même ordinateur, dont les caractéristiques techniques sont présentées dans le tableau IV.22.

Système d'exploitation	Processeur	Fréquence (GHz)	Mémoire RAM (Go)
Windows 7 Pro.	i7-2630 QM (4 cœurs)	2,00	8,00

TABLEAU IV.22 – Caractéristiques techniques de l'ordinateur utilisé pour les optimisations

IV.4.1 Optimisation de la gestion de l'énergie

La gestion de l'énergie est un problème complexe puisqu'il intègre un grand nombre de contraintes instantanées et autant de variables d'optimisation que de pas de temps (*cf.* §III.2.2-iii). Les deux approches que nous proposons sont assez distinctes de ce point de vue.

IV.4.1-i Programmation dynamique

Nous avons choisi d'utiliser la programmation dynamique et une cartographie représentant le moteur électrique. Ce modèle nous a permis de ne considérer que deux variables de contrôle : I_{bat} et $u_1(t)$. La discrétisation de l'espace des temps et de l'état de charge permet une optimisation rapide et globale de la gestion de l'énergie (à la précision du graphe près). Les contraintes instantanées sont facilement intégrées durant la construction du graphe et le calcul du coût des arcs. On note des temps d'optimisation de 0,3 s pour les cycles les plus courts, comme le cycle *ece15*, à 5 s pour les cycles les plus longs comme le cycle *Hyzem autoroutier*. Il faut noter que ce temps de résolution ne tient pas compte de la création de la cartographie qui dure environ 12 s selon la précision de la cartographie. Pour des cycles relativement longs, la création d'une cartographie permet de minimiser le nombre d'appels au composant logiciel *ICAr*. Notez que le temps de résolution du problème de gestion de l'énergie est linéaire avec la taille du cycle et avec la discrétisation en état de charge.

Si la résolution de la gestion de l'énergie est très performante dans notre cas, il faut noter que la complexité du graphe à résoudre dépend du carré du nombre de variables de contrôle. L'utilisation de la programmation dynamique pour des problèmes à plus de deux variables de contrôle est pour le moment difficilement envisageable. Notez que le temps de résolution du problème global dépend très fortement du temps de résolution de la gestion de l'énergie.

Cette méthode permet la prise en compte de variables discrètes comme le passage des modes électriques et hybrides, mais dans l'état, elle n'est pas compatible avec un algorithme utilisant les dérivées. L'utilisation de la programmation dynamique dans un processus global d'optimisation utilisant les dérivées est donc difficile.

IV.4.1-ii Algorithme de type *SQP*

L'algorithme *SQP* appliqué à la gestion de l'énergie présente peu d'atouts par rapport à la programmation dynamique qui est globale, rapide et qui tient compte des variables discrètes. Cependant, l'utilisation des dérivées permet d'accélérer le processus global d'optimisation (contrôle et dimensionnement). En conclusion, nous observons que l'utilisation d'un algorithme de type *SQP* pour la résolution du problème de contrôle n'est pas une approche efficace en comparaison à la programmation dynamique. Par contre, elle peut être une approche pertinente pour des systèmes à plusieurs variables d'état continues ou pour le processus global de dimensionnement (gestion et dimensionnement).

Nous observons une précision plus grande de ce type d'algorithme parce que nous ne discrétisons pas l'état de charge et parce que nous n'utilisons pas de cartographie interpolée.

IV.4.1-iii Synthèse sur les méthodes de gestion de l'énergie abordées

Nous résumons les caractéristiques des deux méthodes de gestion de l'énergie utilisées dans le tableau IV.23.

	Espace des solutions	Initialisation	Convergence	Utilisation des dérivées	Temps de convergence*
Prog. dyn.	discret	Non	Globale	Non	$0,3^{\dagger} s$
Algo. <i>SQP</i>	continu	Oui	Locale	Oui	$2 - 10^{\ddagger} min$

*Pour le cycle *ece15*. \dagger Avec $\delta_{soc} = 0.05 \%$. \ddagger Variable selon l'initialisation.

TABLEAU IV.23 – Comparaison des méthodes de gestion de l'énergie utilisées

IV.4.2 Dimensionnement par optimisation

Le problème de dimensionnement est *a priori* beaucoup plus simple que le problème de contrôle. En effet, il ne concerne qu'un nombre restreint de variables et de contraintes. Dans notre application, nous avons considéré au maximum 15 variables et 8 contraintes (sans compter les bornes de définition des variables). Cependant, les interactions fortes entre l'environnement du système, sa commande et ses composants, le problème de dimensionnement nécessite de tenir compte du problème de gestion de l'énergie. Pour cela nous avons proposé deux approches :

- l'approche découplée, illustrée par les méthodes \mathcal{M}_1 et \mathcal{M}_0 , qui utilise l'algorithme *NSGA-II*,
- l'approche couplée, illustrée par la méthode \mathcal{M}_2 , qui utilise l'algorithme *SQP*.

IV.4.2-i Algorithme *NSGA-II*

Pour notre problème, la méthode découplée utilisant l'algorithme *NSGA-II* permet une optimisation supposée globale du dimensionnement du véhicule en tenant compte de 2, voire 4 objectifs. Couplée avec la programmation dynamique pour résoudre le problème de la gestion d'énergie, cette approche est pertinente et présente des résultats riches. Nous observons que l'algorithme *NSGA-II* est bien adapté à des problèmes contenant jusqu'à 15 variables d'optimisation et 4 objectifs contradictoires.

L'utilisation de cette approche pour un problème à 15 variables d'optimisation sur un cycle d'environ 500 s nécessite environ 20 heures de calcul en parallélisant le calcul sur 6 processeurs (cf. tab. IV.24).

	Cartographie	Prog. Dyn.	Nbr. individus	Nbr. processeurs	Temps total
temps	12 s/iter.	4 s/iter.	27 000	6	20 h

TABLEAU IV.24 – Estimation du temps d'optimisation de la méthode \mathcal{M}_1 pour le cycle *Hyzem urbain*

Pour le cycle *Hyzem urbain* ($n_{cycle} = 556$), et une discrétisation de l'état de charge de $\delta_{soc} = 0.05\%$, le calcul du coût des arcs et la résolution du graphe nécessitent environ 4 s. Le nombre total d'individus simulés dépend du nombre d'individus par population ($N_{ind} = 60$), du nombre de populations ($N_{pop} = 500$) et de la probabilité de mutation ($\mu = 0,1$) : $N_{tot} = N_{ind} \cdot N_{pop} \cdot (1 - \mu)$.

Cette méthode est rapidement limitée par le temps de résolution du problème de contrôle, par le nombre d'objectifs et par le nombre de variables d'optimisation.

IV.4.2-ii Algorithme *SQP*

La méthode couplée, utilisant l'algorithme *SQP* n'est pour le moment pas aussi bien avancée que la méthode découplée. En effet, la convergence de cet algorithme est observée pour des cycles relativement courts et nécessite des hypothèses fortes sur les variables de commande combinatoires (mode électrique ou hybride). De plus elle nécessite une initialisation.

Contrairement à l'approche découplée, nous observons une convergence locale de l'algorithme *SQP*. Cependant, l'approche couplée est beaucoup moins limitée en temps de calcul, puisque nous observons une convergence de l'algorithme en environs 30 min pour un cycle *ece15*.

IV.4.2-iii Synthèse sur les algorithmes de dimensionnement

Méthode	Algo.	Espace des solutions	Multiobjectif	Contraintes	Convergence
\mathcal{M}_0	NSGA-II	Mixte	Oui	Moyen	Globale
\mathcal{M}_1	NSGA-II	Mixte	Oui	Moyen	Globale
\mathcal{M}_2	SQP	Continu	Non	Bon	Locale

Utilisation des dérivées	Temps de convergence*
Non	$\approx 5 h$
Non	$\approx 15 h$
Oui	$\approx 30 min$

*Pour le cycle *ece15*.

TABLEAU IV.25 – Comparaison des méthodes de dimensionnement utilisées

IV.4.2-iv Avantages et des inconvénients des approches couplée et découplée

Nous résumons les avantages et les inconvénients des méthodes couplée et découplée dans le tableau IV.26.

	Méthode dé couplée \mathcal{M}_0 <i>algorithmes Prog. Dyn. et NSGA-II</i>	Méthode dé couplée \mathcal{M}_1 <i>algorithmes Prog. Dyn. et NSGA-II</i>	Méthode couplée \mathcal{M}_2 <i>algorithme SQP</i>
Avantages	<ul style="list-style-type: none"> • Algorithme multiobjectif • Prise en compte des variables discrètes • Convergence globale 	<ul style="list-style-type: none"> • Algorithme multiobjectif • Prise en compte des variables discrètes • Convergence globale • Dimensionnement du moteur électrique 	<ul style="list-style-type: none"> • Rapide ($\approx 30 \text{ min}$) • Non limitée par le nombre de variables dimensionnantes • Approche modulaire de la composition des dérivées • Dimensionnement du moteur électrique
Inconvénients	<ul style="list-style-type: none"> • Longue ($\approx 5 \text{ h}$) • Limitée par le nombre de variables de commande ($\lesssim 2 - 3$) • Limitée par le nombre de variables de dimensionnement ($\lesssim 15 - 20$) 	<ul style="list-style-type: none"> • Longue ($\approx 20 \text{ h}$) • Limitée par le nombre de variables de commande ($\lesssim 2 - 3$) • Limitée par le nombre de variables de dimensionnement ($\lesssim 15 - 20$) 	<ul style="list-style-type: none"> • Initialisation • Limitée par la taille du cycle ($\lesssim 500 \text{ s}$) • Convergence locale • Variables discrètes non prises en compte • Dérivation de certaines contraintes difficile

TABLEAU IV.26 – Synthèse des avantages et des inconvénients des méthodes abordées

IV.5 Conclusion

Dans ce chapitre IV, nous avons présenté les principaux résultats d'optimisation, les analyses de sensibilité ainsi qu'une comparaison des méthodes mises en œuvre.

Dans une première section, nous avons brièvement présenté le véhicule thermique de référence ainsi qu'un premier dimensionnement non optimisé du véhicule hybride parallèle. Ce dernier véhicule nous a servi de point de comparaison.

Dans une seconde section, nous avons présenté les résultats d'optimisation. Les deux méthodes découplées, \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 reposent sur un algorithme génétique multiobjectif, nous avons donc fait le choix de considérer le nombre de batteries embarquées comme second objectif d'optimisation.

La première méthode tient compte des variables globales du véhicule hybride (N_{bat} , P_{mt} , k_{cpl} et k_{red}) et la puissance du moteur électrique est uniquement modifiée par le facteur d'homothétie k_{me} . Par rapport au véhicule hybride de référence, ces résultats ont montré des gains relatifs sur la consommation de 8,34 %, 7,96 % et 3,50 % pour les cycles urbain, routier et autoroutier pour un nombre de batteries constant ($N_{bat} = 28$). Nous avons notamment constaté une forte dépendance de la puissance optimale du moteur électrique avec le nombre de batteries embarquées et la puissance du moteur thermique.

La méthode \mathcal{M}_1 considère 15 variables d'optimisation, dont les variables géométriques du moteur électrique. En comparaison avec la méthode précédente, cette approche améliore les consommations de 1,7 %, 1,8 % et 0,8 % (pour $N_{bat} = 28$). Cette méthode permet un dimensionnement du système et un dimensionnement précis du moteur électrique. Les géométries des machines optimales obtenues présentent des volumes de matières premières relativement élevés par rapport au moteur électrique initial. C'est pourquoi, en fin d'analyse, nous avons proposé d'ajouter deux objectifs au problème, afin de rendre compte du volume de cuivre et d'aimant.

La méthode \mathcal{M}_2 est assez différente des approches précédentes. Les résultats présentés sont moins nombreux et sont sujets à une forte variabilité suivant l'initialisation de l'algorithme. Une comparaison des résultats avec les deux méthodes précédentes a donc été difficile.

Dans la section IV.3, nous avons étudié la variabilité des dimensionnements optimaux pour les méthodes \mathcal{M}_1 et \mathcal{M}_2 . Nous avons ensuite proposé une analyse de robustesse des dimensionnements optimaux par rapport au cycle de conduite. Ainsi nous avons montré que les dimensionnements issues de la méthode \mathcal{M}_1 sont relativement robustes.

Enfin, nous avons effectué une comparaison méthodologique dans section IV.4.

Conclusion et perspectives

Conclusion générale

Dans ce travail, nous nous sommes intéressé au dimensionnement du composant dans les systèmes du génie électrique. Nous sommes parti du principe que pour certains systèmes complexes, le dimensionnement du composant influe parfois fortement sur le fonctionnement global du système. À l'inverse, nous avons vu que le dimensionnement du système influe fortement sur le dimensionnement du composant. La démarche globale de ce travail de thèse a donc été de proposer une approche de dimensionnement qui prend en compte le composant, le système, sa commande et son environnement.

Les systèmes du transport sont de bons exemples de systèmes complexes du génie électrique. Au sein des véhicules hybrides électriques, il existe notamment de fortes interactions entre son usage, sa commande et ses composants. Parallèlement, les véhicules hybrides sont en plein essor face aux enjeux sociétaux du transport. Nous avons choisi d'illustrer notre approche sur le cas du véhicule hybride parallèle à deux embrayages.

Dans un premier chapitre, nous avons présenté l'état de la recherche du point de vue de la méthodologie de conception des systèmes en génie électrique. Nous avons introduit différents modèles souvent utilisés en génie électrique, depuis les modèles les plus fins aux modèles les plus grossiers.

Une seconde section est consacrée au cas d'application de notre étude et met en avant la problématique du dimensionnement du moteur électrique dans le véhicule hybride. Pour cela, nous avons introduit la problématique de la gestion d'énergie au sein du véhicule. Nous avons proposé d'utiliser une gestion optimale de l'énergie, qui permet une comparaison objective entre deux dimensionnements.

Une dernière section est consacrée à la démarche que nous avons proposée dans ces travaux. Elle décrit les types de modèles que nous avons utilisés, analytique pour le véhicule et semi-analytique pour le moteur électrique.

Nous avons entièrement consacré le chapitre II à la modélisation du système. Dans un premier temps nous avons détaillé la modélisation inverse du véhicule qui permet le calcul de la consommation sur un cycle de conduite. Au sein du Laboratoire Transports et Environnement (LTE), nous avons en particulier contribué à la mise en œuvre du modèle direct pour le calcul des performances dynamiques.

Une seconde section, plus conséquente, présente le modèle du moteur électrique par réseau de réductances que nous avons créé. Il est principalement destiné à l'optimisation. Nous avons donc proposé des hypothèses adéquates de modélisation, comme le calcul du couple moyen ou le calcul au premier harmonique des pertes. La modélisation du moteur a ensuite été comparée

à une modélisation plus fine (modèle par éléments finis), ce qui a permis de « valider » notre modèle.

En parallèle, nous avons plus largement contribué à la modélisation multistatique des machines par réseaux de réluctances. Cette modélisation est particulièrement étudiée au sein du Laboratoire de Génie Électrique de Grenoble (G2eLab), et nous avons pris part à plusieurs études annexes. La modélisation thermique du moteur n'a pas été abordée dans ce manuscrit, mais nous avons contribué à plusieurs études concernant les phénomènes thermiques ce qui laisse place à des perspectives intéressantes [5].

Après avoir détaillé le modèle du véhicule, nous avons posé le problème d'optimisation dans le chapitre III. L'étude du dimensionnement du moteur électrique au sein du véhicule a nécessité la prise en compte des variables géométriques du moteur électrique, des variables dimensionnantes du véhicule et des variables de commande du système.

Nous avons proposé deux approches sensiblement différentes, l'une reposant sur une résolution découpée des problèmes de gestion et de dimensionnement, et l'autre basée sur la résolution de ces deux problèmes dans un même processus d'optimisation.

Nous avons consacré une section sur l'architecture logicielle et sur l'implantation de ces méthodes en fin de chapitre.

Nous avons présenté les résultats au chapitre IV. Les méthodes découplées \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 ont été les premières mises en œuvre dans nos travaux, elles sont les plus abouties et fournissent des résultats riches et concluants [77, 78]. Dans un premier temps, nous avons développé les résultats de la méthode \mathcal{M}_0 , qui considère les variables dimensionnantes du véhicule et la taille du moteur électrique, toutes proportions gardées. Cette méthode, plus simple que les autres, nous a permis d'étudier le dimensionnement énergétique du moteur électrique et du véhicule.

Dans un second temps, les résultats de la méthode \mathcal{M}_1 proposent une géométrie optimale du moteur électrique et du véhicule en fonction du nombre de batteries embarquées. Les géométries optimales montrent alors un volume de matières premières important. Ce dernier résultat nous a amené à quantifier l'influence des volumes de matières premières sur la consommation du véhicule. Pour cela nous avons développé une approche à quatre objectifs d'optimisation.

D'autre part, les résultats de la méthode couplée \mathcal{M}_2 sont moins approfondis, cette approche est donc sujette à des perspectives importantes [76]. Si elle ne présente pas des résultats aussi riches que les méthodes précédentes, l'approche couplée est très innovante d'un point de vue méthodologique. En effet, elle unifie les problèmes de contrôle et de dimensionnement dans un processus unique et permet de gérer près de 1000 variables et plus de 2000 contraintes. Par ailleurs on observe des temps de convergence significativement inférieurs par rapport aux méthodes précédentes.

En conclusion et pour l'application du véhicule hybride, nous avons d'une part adapté la modélisation du composant et celle du système à nos besoins. L'introduction d'un modèle de conception du moteur électrique basée sur un réseau de réluctances permet un dimensionnement énergétique et géométrique de celui-ci au sein du système. Nous avons ensuite proposé deux approches d'optimisation différentes, couplant les problèmes de commande et

de dimensionnement sur un cycle de fonctionnement. Les résultats montrent une interaction forte entre le dimensionnement optimal du composant, celui du système et la commande.

D'un point de vue méthodologique, la méthode \mathcal{M}_1 nous semble la plus aboutie et la plus riche en matière de résultats. Dans un unique processus d'optimisation, elle permet un dimensionnement du système, du moteur électrique et l'optimisation de la gestion de l'énergie. Cependant, les méthodes basées sur la programmation dynamique et sur les algorithmes génétiques semblent fortement contraintes par la taille du problème de dimensionnement et par le nombre de variables de contrôle. Les méthodes couplées, comme la méthode \mathcal{M}_2 , présentent des perspectives intéressantes, notamment pour les problèmes avec plus de deux variables de contrôle. En contrepartie, les variables discrètes ne peuvent pas être prises en compte en l'état.

Perspectives

La conception des composants ouvre des perspectives nombreuses en génie électrique, du point de vue de la modélisation des systèmes et des composants d'une part, et sur la méthode et le processus de conception d'autre part. Nous proposons de détailler des perspectives intéressantes du point de vue de la modélisation et de l'application d'une part, et du point de vue de la méthode d'autre part.

Perspectives sur la modélisation et l'application

Les perspectives envisagées concernant la modélisation et l'application sont :

- l'enrichissement des modèles développés dans ce travail,
- l'intégration d'un modèle thermique,
- l'application des méthodes proposées pour d'autres applications du génie électrique.

Enrichissement des modèles existants

Les perspectives directes de nos travaux, à court et moyen termes, concernent l'enrichissement des modèles déjà réalisés et l'application de notre approche sur des applications proches ou annexes.

- *Modèle du moteur électrique*

Les modifications les plus simples et les plus intéressantes d'un point de vue de l'optimisation du moteur électrique concernent la prise en compte du nombre de paires de pôles et du nombre de spires par encoches et par phases. Ceci est facilement réalisable dans l'état, puisque ce sont des grandeurs paramétrés dans le modèle par réseau de réductances.

L'optimisation du bobinage est plus difficile à envisager, puisque la création du modèle de machine est réalisée pour un bobinage fixé. Cependant cela permettrait, à moyen terme, d'élargir très significativement l'espace des moteurs électriques possibles.

- *Modèle du moteur thermique*

Une perspective intéressante, en marge de notre domaine de compétences, serait d'envisager un modèle fin de moteur thermique de manière à avoir des modèles de moteurs cohérents du point de vue de la précision. Cette perspective permettrait à la fois une conception du moteur électrique et du moteur thermique dans un même processus.

Application de la méthode à d'autres systèmes

Les méthodes couplée et découplée que nous avons développées dans ce travail sont assez facilement applicables à d'autres architectures hybrides. En effet, la modélisation de ces architectures est déjà réalisée dans le programme *VEHLIB* développé au LTE. La méthode couplée nécessite cependant une dérivation de ces modèles. Par ailleurs, la méthode découplée (programmation dynamique couplée avec un algorithme génétique) a déjà été utilisée sur des architectures variées au LTE avec un modèle de machine électrique plus simple [98].

Pour aller plus loin, les approches que nous avons présentées dans ces travaux répondent à la problématique du dimensionnement pour des systèmes hybrides nécessitant une gestion de l'énergie. Nous pourrions imaginer l'application d'une telle méthode pour le dimensionnement d'un réseau électrique terrestre de petite taille qui présente des sources et des charges variables au cours d'une journée.

Modélisation thermique

Les phénomènes thermiques au sein des véhicules conventionnels, hybrides ou électriques ont un impact très important sur le fonctionnement du système. De manière générale, le dimensionnement des dispositifs de refroidissement est intimement lié au dimensionnement du système et à son utilisation (sa commande). À l'inverse, le volume et le poids des dispositifs de refroidissement sont des contraintes importantes à prendre en compte dans la conception des applications embarquées puisque l'encombrement du système est souvent limité et puisque le poids peut avoir un impact important sur les performances du système.

- *Modèle thermique statique du moteur électrique*

Une première étape serait de construire un modèle thermique quasi-statique paramétré du moteur électrique. Ceci permettrait de calculer :

- la température des conducteurs et des aimants, les pertes et le rendement du moteur pour chaque point de fonctionnement en fonction de la géométrie du moteur et de la température,
- la contrainte de courant maximal en fonction de la géométrie du moteur.

Ce modèle nécessite la résolution d'un système implicite, car le calcul des pertes nécessite la température, inversement, le calcul de la température au sein du moteur repose sur une estimation des pertes. La résolution d'un modèle thermique et l'évaluation de la matrice jacobienne du modèle thermique ajoute une difficulté supplémentaire. Un tel modèle est

actuellement en cours de réalisation au laboratoire, dans le cadre d'un projet de fin d'étude auquel nous avons contribué [5].

- *Modèle thermique et dynamique du moteur électrique*

À moyen terme, la modélisation thermique et dynamique du moteur électrique est une perspective intéressante. Les phénomènes thermiques étant relativement lents par rapport à la commande et à la dynamique du véhicule hybride, nous pourrions imaginer un fonctionnement limite du moteur pour une durée de quelques secondes sans craindre l'échauffement du moteur au-delà de ses capacités. La gestion de l'énergie elle-même, pourrait tenir compte de ces contraintes thermiques. Cela donnerait lieu à des modèles potentiellement moins contraints, pour la conception de systèmes plus efficaces et moins volumineux.

Un modèle dynamique est plus complexe à créer, car il fait intervenir les capacités thermiques des matériaux. Cette perspective est donc à réserver après la modélisation statique du moteur électrique.

- *Modélisation thermique du véhicule*

À l'échelle du système, la modélisation thermique des véhicules est actuellement un enjeu important pour la simulation et l'étude de la commande du système. Pour le moment, la conception du système, tenant compte des phénomènes thermiques est une perspective à long terme. Plus largement, elle pourrait permettre de mieux tenir compte certaines contraintes et ainsi contribuer à l'efficacité énergétique des systèmes du génie électrique.

Perspectives sur la méthodologie

Les perspectives envisagées relatives à la méthode sont :

- l'amélioration de la méthode \mathcal{M}_2 ,
- l'utilisation de méthode de gestion de l'énergie de type variationnelles couplée au dimensionnement du véhicule.

Amélioration de la méthode \mathcal{M}_2

La méthode de dimensionnement utilisant les dérivées que nous avons présentée à la section III.2.4 ne gère pas les variables d'optimisation discrètes comme le mode de fonctionnement ou le rapport de la boîte de vitesses. L'intégration de ces variables dans un processus d'optimisation direct est envisageable de deux manières.

- La première option est de linéariser² le modèle du véhicule hybride et du moteur électrique. De cette façon, l'utilisation de solveurs linéaires comme *Cplex* ou *gurobi* est envisageable sur des cycles relativement longs. Cependant, nous perdrons beaucoup de précision sur la physique du moteur électrique.

2. Si la linéarisation est difficile, il faudrait au moins arriver à un problème quadratique, c'est-à-dire avec des fonctions objectifs quadratiques et des contraintes linéaires.

- La seconde option est d'utiliser des algorithmes adaptés aux problèmes non linéaires mixtes (*MINLP*) [67]. Ces méthodes sont hybrides et appliquent des méthodes combinatoires sur les variables entières et des méthodes déterministes sur les variables continues. Ceci est envisageable sur des problèmes plus restreints. Il faudrait pour cela considérer des cycles plus courts et initialiser l'algorithme par programmation dynamique comme nous l'avons fait pour la méthode \mathcal{M}_2 . Dans ce cas, la convergence de l'algorithme n'est pas assurée.

Méthodes variationnelles et dimensionnement

Dans nos travaux, nous avons utilisé deux méthodes de gestion de l'énergie, la programmation dynamique et l'algorithme *SQP*. En perspective de ces travaux, nous envisageons l'utilisation d'une gestion de l'énergie de type variationnelle. La méthode de calcul du gradient par l'adjoint ou les méthodes basées sur le minimum de Pontryagin qui reposent sur une expression continue du problème de contrôle semblent *a priori* bien adaptées à l'utilisation de méthode par utilisation des dérivées. Cependant, ces méthodes présentent certaines limites lorsque le problème fait intervenir des variables de commande discrètes. Il pourrait être nécessaire de résoudre le problème combinatoire à part, en utilisant d'autres algorithmes. L'adaptation de ces méthodes au problème de dimensionnement demande une prospection importante sur l'algorithme de résolution et certainement des changements structurels de celui-ci [56, 70].

Bibliographie

- [1] P. ALOTTO, A. CAITI, G. MOLINARI, AND M. REPETTO, *A multiquadrics-based algorithm for the acceleration of simulated annealing optimization procedures*, *Magnetics, IEEE Transactions on*, 32 (1996), pp. 1198–1201.
- [2] M. ANDRÉ, *Driving pattern analysis and driving cycles - European Development of Hybrid Technology approaching Zero Emission Mobility (HYZEM)*, Tech. Report 9709, INRETS LEN, 1997.
- [3] ———, *The artemis european driving cycles for measuring car pollutant emissions*, *Science of the total Environment*, 334 (2004), pp. 73–84.
- [4] E. ATIENZA, *Méthodologie et outils pour le dimensionnement*, PhD thesis, Grenoble, INPG, 2003.
- [5] A. BARASTON, L. GERBAUD, V. REINBOLD, AND T. BOUSSET, *Thermotool : An automatic thermal model generator for multiphysics optimization*, in 13th International Workshop on Optimization and Inverse Problems in Electromagnetism, 2014.
- [6] R. BELLMAN, *Dynamic programming and lagrange multipliers*, *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, 42 (1956), p. 767.
- [7] H. BEN AHMED, N. BERNARD, G. FELD, AND B. MULTON, *Machines synchrones : Fonctionnement en régime autopiloté*, *Techniques de l'ingénieur. Génie électrique*, 6 (2010).
- [8] G. BERTOTTI, *General properties of power losses in soft ferromagnetic materials*, *Magnetics, IEEE Transactions on*, 24 (1988), pp. 621–630.
- [9] C. BERTRAM, D. BUECHERL, A. THANHEISER, AND H. HERZOG, *Multi-objective optimization of a parallel hybrid electric drive train*, in *Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, IEEE, 2011, pp. 1–5.
- [10] P. BORNE, *Commande optimale*, Ed. Techniques Ingénieur, 1996.
- [11] A. BOUSCAYROL, P. DELARUE, AND E. SEMAIL, *Modélisation et commande des systèmes énergétiques par Représentation Énergétique Macroscopique (REM)*, Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance, 2004.
- [12] J. BRANKE, K. DEB, K. MIETTINEN, AND R. SLOWINSKI, *Multiobjective optimization : Interactive and evolutionary approaches*, vol. 5252, Springer, 2008.
- [13] S. BRISSET, *Démarches et outils pour la conception optimale des machines électriques*, PhD thesis, Université des Sciences et Technologie de Lille I, 2007. HDR.
- [14] D. BUECHERL, C. BERTRAM, A. THANHEISER, AND H. HERZOG, *Scalability as a degree of freedom in electric drive train simulation*, in *Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, IEEE, 2010, pp. 1–5.
- [15] D. BUECHERL, I. BOLVASHENKOV, AND H.-G. HERZOG, *Verification of the optimum hybridization factor as design parameter of hybrid electric vehicles*, in *Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, IEEE, 2009, pp. 847–851.

- [16] S. BUERGER, B. LOHMANN, M. MERZ, B. VOGEL-HEUSER, AND M. HALLMANNSEGER, *Multi-objective optimization of hybrid electric vehicles considering fuel consumption and dynamic performance*, in Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC), 2010 IEEE, IEEE, 2010, pp. 1–6.
- [17] M. D. BUHMANN ET AL., *Radial basis functions*, Acta numerica, 9 (2000), pp. 1–38.
- [18] G. CALAS, *Optimisation par essaim de particules*, Une, 3 (2008), p. 3.
- [19] K. CHAU, M. CHENG, AND C. CHAN, *Nonlinear magnetic circuit analysis for a novel stator doubly fed doubly salient machine*, Magnetics, IEEE Transactions on, 38 (2002), pp. 2382–2384.
- [20] M. COSTA, S. NABETA, A. DIETRICH, J. CARDOSO, Y. MARECHAL, AND J.-L. COULOMB, *Optimisation of a switched reluctance motor using experimental design method and diffuse elements response surface*, in Science, Measurement and Technology, IEE Proceedings-, vol. 151, IET, 2004, pp. 411–413.
- [21] M. COUDERC, *Contribution à l'élaboration d'une méthodologie générale de conception des machines à aimants permanents à haute vitesse*, PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2008.
- [22] K. DEB ET AL., *Multi-objective optimization using evolutionary algorithms*, vol. 2012, John Wiley & Sons Chichester, 2001.
- [23] K. DEB, A. PRATAP, S. AGARWAL, AND T. MEYARIVAN, *A fast and elitist multiobjective genetic algorithm : Nsga-ii*, Evolutionary Computation, IEEE Transactions on, 6 (2002), pp. 182–197.
- [24] B. DELINCHANT, *La CAO et l'optimisation de systèmes, une approche par couplages dynamiques de composants*, PhD thesis, Université de Grenoble, 2011.
- [25] S. DELPRAT, *Evaluation de stratégies de commande pour véhicules hybrides parallèles*, PhD thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, Valenciennes, Jan. 2002.
- [26] S. DELPRAT, J. LAUBER, T. MARIE GUERRA, AND J. RIMAU, *Control of a parallel hybrid power train : optimal control*, IEEE Transactions on Vehicular Technology, 53 (2004).
- [27] F. DENG, *An improved iron loss estimation for permanent magnet brushless machines*, Energy Conversion, IEEE Transactions on, 14 (1997), pp. 1391–1395.
- [28] C. DESAI AND S. S. WILLIAMSON, *Optimal design of a parallel hybrid electric vehicle using multi-objective genetic algorithms*, in Vehicle Power and Propulsion Conference, 2009. VPPC'09. IEEE, IEEE, 2009, pp. 871–876.
- [29] A. DEVIE, *Caractérisation de l'usage des batteries Lithium-ion dans les véhicules électriques et hybrides. Application à l'étude du vieillissement et de la fiabilité*, PhD thesis, Université Claude Bernard-Lyon I, 2012.
- [30] H. DOGAN, *Méthodologie de Conception des Machines Synchrones à Aimants Permanents-Application au Véhicule Electrique avec Chargeur Rapide Embarqué*, PhD thesis, Université de Grenoble, 2013.
- [31] H. DOGAN, L. GARBUIO, H. NGUYEN-XUAN, B. DELINCHANT, A. FOGGIA, AND F. WURTZ, *Multistatic reluctance network modeling for the design of permanent-magnet synchronous machines*, IEEE transactions on magnetics, 49 (2013), pp. 2347–2350.

- [32] H. DOGAN, F. WURTZ, A. FOGGIA, AND L. GARBUIO, *Analysis of slot-pole combination of fractional-slots pmsm for embedded applications*, in Electrical Machines and Power Electronics and 2011 Electromotion Joint Conference (ACEMP), 2011 International Aegean Conference on, IEEE, 2011, pp. 611–615.
- [33] B. DU PELOUX, *Modélisation des actionneurs électromagnétiques par réseaux de reluctances. Création d'un outil métier dédié au prédimensionnement par optimisation*, PhD thesis, Thèse de doctorat de l'INP de Grenoble, 9 octobre, 2006.
- [34] B. DU PELOUX, L. GERBAUD, F. WURTZ, V. LECONTE, AND F. DORSCHNER, *Automatic generation of sizing static models based on reluctance networks for the optimization of electromagnetic devices*, Magnetics, IEEE Transactions on, 42 (2006), pp. 715–718.
- [35] R. DUTTA AND M. RAHMAN, *Comparison of core loss prediction methods for the interior permanent magnet machine*, in Power Electronics and Drives Systems, 2005. PEDS 2005. International Conference on, vol. 2, IEEE, 2005, pp. 1396–1401.
- [36] C. ESPANET, *Modélisation et conception optimale de moteurs sans balais à structure inversée-Application au moteur-roue*, PhD thesis, Université de Franche-Comté, 1999.
- [37] EUROSTAT, *Base de données des transports*. <http://epp.eurostat.ec.europa.eu/portal/page/portal/transport/data/database>, 2010. (dernière consultation le 24/07/2014).
- [38] L. GERBAUD, *Gentiane : une Plate-Forme pour la Conception des Ensembles Machine-Convertisseur-Commande*, hdr, INPG, 2000.
- [39] P. GILL, W. MURRAY, AND M. SAUNDERS, *Large-scale sqp methods and their application in trajectory optimization*, in Computational Optimal Control, R. Bulirsch and D. Kraft, eds., vol. 115 of ISNM International Series of Numerical Mathematics, Birkhäuser Basel, 1994, pp. 29–42.
- [40] P. E. GILL, W. MURRAY, AND M. A. SAUNDERS, *Snopt : An sqp algorithm for large-scale constrained optimization*, SIAM journal on optimization, 12 (2002), pp. 979–1006.
- [41] F. GILLON, *Méthodologies de conception optimale des composants électromagnétiques*, PhD thesis, Université des Sciences et Technologie de Lille-Lille I, 2009. HDR.
- [42] D. GINSBOURGER, *Métamodèles multiples pour l'approximation et l'optimisation de fonctions numériques multivariées*, PhD thesis, ENSM, 2009.
- [43] J. GOUPY, *La méthode des plans d'expériences*, Paris, Dunod, (1988).
- [44] L. GUZZELLA AND C. H. ONDER, *Introduction to modeling and control of internal combustion engine systems*, Springer, 2004.
- [45] M. HAGE HASSAN, *Méthodologie de conception de systèmes électromécaniques*, PhD thesis, LGEP, 2014.
- [46] O. HAJJI, *Contribution au développement de méthodes d'optimisation stochastiques. Application à la conception des dispositifs électrotechniques*, PhD thesis, Ecole Centrale de Lille, 2003.
- [47] J. HSU, *Report on toyota prius motor thermal management*, tech. report, ORNL, 2005.
- [48] J. HSU, C. AYERS, AND C. COOMER, *Report on toyota/prius motor design and manufacturing assessment*, Federal Register, 2011 (2010), pp. 2012–2013.

- [49] J. HSU, C. AYERS, C. COOMER, R. WILES, S. CAMPBELL, K. LOWE, AND R. MICHELHAUGH, *Report on Toyota/Prius Motor Torque-Capability, Torque-Property, No-Load Back EMF, and Mechanical Losses*, United States. Department of Energy, 2004.
- [50] B. HUANG, Z. WANG, AND Y. XU, *Multi-objective genetic algorithm for hybrid electric vehicle parameter optimization*, in Intelligent Robots and Systems, 2006 IEEE/RSJ International Conference on, IEEE, 2006, pp. 5177–5182.
- [51] A. JAAFAR, *Traitement de la mission et des variables environnementales et intégration au processus de conception systémique*, PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2011.
- [52] C. JONES, S. FRIEDMANN, M. ANDRE, R. MESITI, M. AUDINET, AND A. KUNZER, *Hyzem : A joint approach towards understanding hybrid vehicle introduction into europe*, in IMECHE conference transactions, 1998, pp. 3–15.
- [53] M. JUFER, *Circuits magnétiques*, Ed. Techniques Ingénieur, 1996.
- [54] M.-J. KIM AND H. PENG, *Power management and design optimization of fuel cell/battery hybrid vehicles*, Journal of Power Sources, 165 (2007), pp. 819–832.
- [55] N. KIM, S. CHA, AND H. PENG, *Optimal control of hybrid electric vehicles based on pontryagin's minimum principle*, Control Systems Technology, IEEE Transactions on, 19 (2011), pp. 1279–1287.
- [56] D. E. KIRK, *Optimal control theory : an introduction*, Courier Dover Publications, 2012.
- [57] R. LOUGEE-HEIMER, *The common optimization interface for operations research : Promoting open-source software in the operations research community*, IBM Journal of Research and Development, 47 (2003), pp. 57–66.
- [58] S. M. LUKIC AND A. EMADI, *Effects of drivetrain hybridization on fuel economy and dynamic performance of parallel hybrid electric vehicles*, Vehicular Technology, IEEE Transactions on, 53 (2004), pp. 385–389.
- [59] F. MAGNUSSEN, Y.-K. CHIN, J. SOULARD, A. BRODDEFALK, S. ERIKSSON, AND C. SADARANGANI, *Iron losses in salient permanent magnet machines at field-weakening operation*, in Industry Applications Conference, 39th IAS Annual Meeting, vol. 1, IEEE, 2004.
- [60] F. MENSING, *Optimal energy utilization in conventional, electric and hybrid vehicles and its application to eco-driving*, PhD thesis, INSA Lyon, 2013.
- [61] V. MESTER, *Conception optimale systémique des composants des chaînes de traction électrique*, PhD thesis, Ecole Centrale de Lille, 2007.
- [62] 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*, Control Systems Technology, IEEE Transactions on, 19 (2011), pp. 545–555.
- [63] B. MULTON, *Les machines synchrones autopilotées*, Ecole Normale Supérieure de Caen, (2004).
- [64] B. MULTON, *Application des aimants aux machines électriques*, tech. report, ENS Caen, 2005.

- [65] B. MULTON, J. LUCIDARME, AND L. PRÉVOND, *Analyse des possibilités de fonctionnement en régime des désexcitation des moteurs à aimants permanents*, Journal de physique III, 5 (1995), pp. 623–640.
- [66] J. A. NELDER AND R. MEAD, *A simplex method for function minimization*, Computer journal, 7 (1965), pp. 308–313.
- [67] M. PEHL AND H. GRAEB, *An sqp and branch-and-bound based approach for discrete sizing of analog circuits*, Advances in Analog Circuits, (2011), pp. 297–316.
- [68] S. PEREZ, *Etude paramétrique de différentes architectures de véhicules hybrides thermiqueélectrique*, tech. report, INRETS, 2010.
- [69] S. PEREZ, *Contribution au dimensionnement optimal d’alternateur à griffes sans aimant - Apport des alliages FeCo*, PhD thesis, Université de Grenoble, Nov. 2013.
- [70] N. PETIT, *Optimisation*, Notes de cours, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2012.
- [71] R. POLI, J. KENNEDY, AND T. BLACKWELL, *Particle swarm optimization*, Swarm Intelligence, 1 (2007), pp. 33–57.
- [72] I. QUESADA AND I. E. GROSSMANN, *An lp/nlp based branch and bound algorithm for convex minlp optimization problems*, Computers & chemical engineering, 16 (1992), pp. 937–947.
- [73] A. RAMINOSOA, *Actionneur linéaire rapide-Application aux soupapes électromagnétiques*, PhD thesis, Université de Grenoble, 2012.
- [74] T. RAMINOSOA, *Optimisation des performances des machines synchro-réductantes par réseaux de perméances*, PhD thesis, Institut National Polytechnique de Lorraine-INPL, 2006.
- [75] V. REINBOLD, *Optimisation multicritère du véhicule hybride parallèle avec prise en compte des lois de gestion optimales*, tech. report, INRETS, 2011.
- [76] V. REINBOLD, L. GERBAUD, AND E. VINOT, *Joint optimization of control and sizing of the parallel hev using sqp algorithm*, in 13th International Workshop on Optimization and Inverse Problems in Electromagnetism, 2014.
- [77] —, *Multi-objective optimization of the sizing of a hybrid electrical vehicle*, in 13th International Workshop on Optimization and Inverse Problems in Electromagnetism, 2014.
- [78] V. REINBOLD, E. VINOT, AND L. GERBAUD, *Global optimization of a parallel hybrid vehicle using optimal energy management*, International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, 43 (2013), pp. 115–126.
- [79] A. REZGUI, *Interopérabilité de modèles dans le cycle de conception des systèmes électromagnétiques via des supports complémentaires : Langage VHDL-AMS et composants logiciels ICAr*, PhD thesis, Université de Grenoble, 2012.
- [80] X. ROBOAM, *Conception systémique pour la conversion d’énergie électrique 1 : gestion, analyse et synthèse*, Lavoisier, 2012.
- [81] —, *Conception systémique pour la conversion d’énergie électrique 2 : approche intégrée par optimisation*, Lavoisier, 2012.

- [82] J. SAINT-MICHEL, *Bobinage des machines tournantes à courant alternatif*, Ed. Techniques Ingénieur, 2001.
- [83] F. R. SALMASI, *Control strategies for hybrid electric vehicles : Evolution, classification, comparison, and future trends*, IEEE Transactions on Vehicular Technology, 56 (2007), pp. 2393 – 2404.
- [84] A. SALTELLI, S. TARANTOLA, F. CAMPOLONGO, AND M. RATTO, *Sensitivity analysis in practice : a guide to assessing scientific models*, John Wiley & Sons, 2004.
- [85] B. SARRAZIN, *Optimisation d'une chaîne de traction pour véhicule électrique*, PhD thesis, Université de Grenoble, 2012.
- [86] A. SCIARRETTA AND L. GUZZELLA, *Control of hybrid electric vehicles*, Control systems, IEEE, 27 (2007), pp. 60–70.
- [87] J. SCORDIA, M. DESBOIS-RENAUDIN, R. TRIGUI, B. JEANNERET, F. BADIN, AND C. PLASSE, *Global optimisation of energy management laws in hybrid vehicles using dynamic programming*, International journal of vehicle design, 39 (2005), pp. 349–367.
- [88] J. SCORDIA, R. TRIGUI, M. DESBOIS-RENAUDIN, B. JEANNERET, AND F. BADIN, *Global approach for hybrid vehicle optimal control*, Journal for Asian Electric Vehicles, (2009).
- [89] J.-H. SEO, S.-Y. KWAK, T. K. CHUNG, S.-Y. JUNG, AND H.-K. JUNG, *Optimal design of interior-permanent magnet synchronous machine for vehicle using improved niching genetic algorithm*, International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, 29 (2009), pp. 37–45.
- [90] B. SESANGA N'TSHUIKA, *Optimisation de Gammes : Application à la Conception des Machines Synchrones à Concentration de Flux*, PhD thesis, Université de Grenoble, 2011.
- [91] A. SESHADRI, *A fast elitist multiobjective genetic algorithm : Nsga-ii*, MATLAB Central, (2006).
- [92] R. H. STAUNTON, *Evaluation of 2004 toyota prius hybrid electric drive system*, tech. report, Oak Ridge National Laboratory, 2006.
- [93] O. SUNDSTRÖM, L. GUZZELLA, AND P. SOLTIC, *Optimal hybridization in two parallel hybrid electric vehicles using dynamic programming*, in Proceedings of the 17th IFAC world congress, 2008, pp. 4642–4647.
- [94] V. M. TIKHOMIROV, *Stories about maxima and minima*, Universities Press, 1990.
- [95] R. TRIGUI, *Approche systémique pour la modélisation, la gestion de l'énergie et l'aide au dimensionnement des véhicules hybrides thermiques-électriques*, PhD thesis, Université de Lille, 2011. (Habilitation à diriger des recherches).
- [96] E. VINOT, J. SCORDIA, R. TRIGUI, B. JEANNERET, AND F. BADIN, *Model simulation, validation and case study of the 2004 ths of toyota prius*, International Journal of Vehicle Systems Modelling and Testing, 3 (2008), pp. 139–167.
- [97] E. VINOT AND R. TRIGUI, *Optimal energy management of hevs with hybrid storage system*, Energy Conversion and Management, 76 (2013), pp. 437–452.
- [98] E. VINOT, R. TRIGUI, Y. CHENG, C. ESPANET, A. BOUSCAYROL, AND V. REINBOLD, *Improvement of an evt-based hev using dynamic programming*, Transactions on Vehicular Technology, (2013).

- [99] E. VINOT, R. TRIGUI, B. JEANNERET, J. SCORDIA, AND F. BADIN, *Hevs comparison and components sizing using dynamic programming*, in Vehicle Power and Propulsion Conference, IEEE, 2007, pp. 314–321.
- [100] S. VIVIER, *Stratégies d’optimisation par la méthode des plans d’expériences et application aux dispositifs électrotechniques modélisés par éléments finis*, PhD thesis, Ecole Centrale de Lille, 2002.
- [101] J.-Y. VOYANT, *Calcul des performances d’une machine synchrone à pôles saillants*, PhD thesis, Grenoble-INP, 1997.
- [102] A. WÄCHTER AND L. T. BIEGLER, *On the implementation of an interior-point filter line-search algorithm for large-scale nonlinear programming*, Mathematical programming, 106 (2006), pp. 25–57.
- [103] G. WIMMER, T. STEINMETZ, AND M. CLEMENS, *Numerical solution of optimal control problems with sparse sqp-methods*, in Numerical Mathematics and Advanced Applications, A. de Castro, D. Gómez, P. Quintela, and P. Salgado, eds., Springer Berlin Heidelberg, 2006, pp. 996–1003.
- [104] K. B. WIPKE, M. R. CUDDY, AND S. D. BURCH, *Advisor 2.1 : a user-friendly advanced powertrain simulation using a combined backward/forward approach*, Vehicular Technology, IEEE Transactions on, 48 (1999), pp. 1751–1761.
- [105] S. WRIGHT AND J. NOCEDAL, *Numerical optimization*, vol. 2, Springer New York, 1999.
- [106] Z. WU, *Conception optimale d’un entraînement électrique pour la chaîne de traction d’un véhicule hybride électrique : Co-conception des machines électriques, des convertisseurs de puissance et du réducteur planétaire*, PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2012.
- [107] F. WURTZ, *Une nouvelle approche pour la conception sous contraintes de machines électriques*, PhD thesis, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1996.
- [108] X. XI, R. SIOSHANSI, AND V. MARANO, *A stochastic dynamic programming model for co-optimization of distributed energy storage*, Energy Systems, (2011), pp. 1–31.
- [109] W. XIONG, Y. ZHANG, AND C. YIN, *Optimal energy management for a series-parallel hybrid electric bus*, Energy Conversion and Management, 50 (2009), pp. 1730 – 1738.

ANNEXE A

Méthode générale de calcul des sources d'ampères-tours

Cette annexe a pour but de généraliser le calcul des sources d'ampères-tours équivalentes et de démontrer ce résultat sur un exemple simple.

Nous proposons un dispositif magnétique représenté en coupe sur la figure A.1, pourvu de trois encoches traversées par des courants I_1 , I_2 et I_3 supposés indépendants.

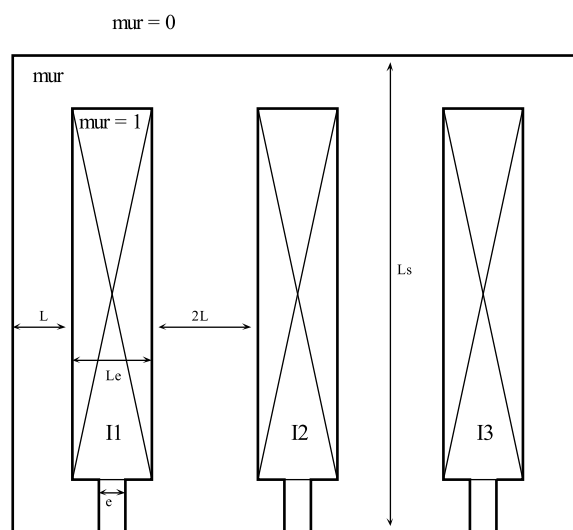


FIGURE A.1 – Représentation géométrique du dispositif magnétique

Dans un premier temps, nous proposons un schéma réductant sans sources qui rend compte des différents chemins de flux possibles. On suppose que les « coudes » sont négligeables. La complexité du réseau de réductances « à vide » est laissée à l'attention de l'utilisateur : il est garant du compromis précision complexité du modèle. Il sera parfois amené à considérer des fuites dans les encoches. Nous plaçons les sources équivalentes au niveau des dents de chaque encoche. La règle à respecter est de placer au moins une source d'ampères-tours pour tout chemin de flux potentiel qui entoure un courant non nul. Nous allons retrouver à partir du théorème d'Ampère, la valeur des sources équivalentes connaissant les courants totaux I_1 , I_2

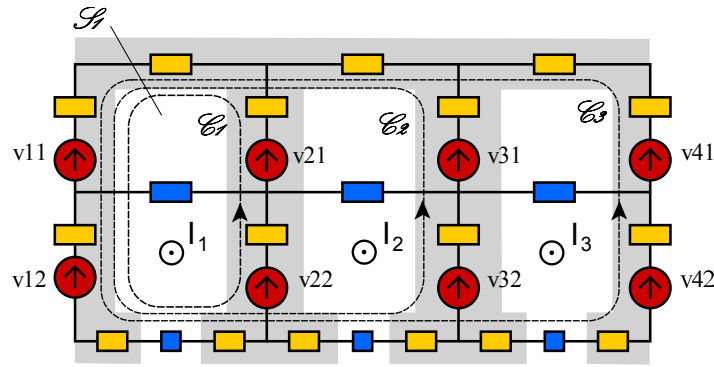


FIGURE A.2 – Modélisation du dispositif magnétique par réseau de réluctances

et I_3 .

D'après le théorème d'Ampère, pour chaque chemin possible du flux magnétique, la maille correspondante, doit rencontrer une somme de source d'ampères-tours égale aux ampères-tours entourés par cette maille.

En effet, pour chaque maille, il existe un chemin de flux \mathcal{C}_1 tel que :

$$\oint_{\mathcal{C}_1} \vec{B} \cdot d\vec{l} = \mu_0 \mu_r \iint_{\mathcal{S}_1} \vec{j} \cdot d\vec{S}$$

On choisit \mathcal{C}_1 tel que $\vec{B} \cdot d\vec{l} = B \cdot dl$, d'où :

$$\begin{aligned} \oint_{\mathcal{C}_1} B \cdot dl &= \mu_0 \mu_r I_1 \\ \Rightarrow \oint_{\mathcal{C}_1} B \cdot S_1 \frac{dl}{\mu_0 \mu_r S_1} &= I_1 \text{ où } S_1 \text{ correspond à la section du tube de flux considéré} \end{aligned}$$

Par conservation du flux, $B \cdot S_1 = \phi_1 = \text{constante}$, d'où :

$$\phi_1 = \frac{I_1}{R_{eq1}} \text{ avec } R_{eq} = \oint_{\mathcal{C}_1} \frac{dl}{\mu_0 \mu_r S_1}$$

Il existe un grand nombre de chemins envisageables, mais comme nous avons huit inconnus, il nous suffit seulement de huit équations indépendantes. Par construction du schéma réluctant, on peut affirmer que les sources basses voient les mêmes sources d'ampères-tours que les sources hautes. En effet, nous avons considéré les flux de fuites à travers les encoches au milieu de celles-ci. Il vient :

$$\begin{cases} v_{11} = v_{12} \hat{=} \frac{V_1}{2} \\ v_{21} = v_{22} \hat{=} \frac{V_2}{2} \\ v_{31} = v_{32} \hat{=} \frac{V_3}{2} \\ v_{41} = v_{42} \hat{=} \frac{V_4}{2} \end{cases}$$

Il existe trois chemins indépendants, dans notre cas nous avons choisi de prendre les chemins \mathcal{C}_1 , \mathcal{C}_2 et \mathcal{C}_3 (cf. fig. A.2).

$$\text{pour } \mathcal{C}_1 : -v_{11} - v_{12} + v_{21} + v_{22} = V_2 - V_1 = I_1$$

$$\text{pour } \mathcal{C}_2 : V_3 - V_1 = I_1 + I_2$$

$$\text{pour } \mathcal{C}_3 : V_4 - V_1 = I_1 + I_2 + I_3$$

La dent de gauche voit à sa droite un courant qui vaut $I_1 + I_2 + I_3$ alors que la dent de droite voit le même courant, mais à sa gauche. Cette antisymétrie de distribution électrique se traduit aussi par une antisymétrie magnétique. La dent 1 voit une source d'ampères-tours opposée à la source que voit la dent 4. Il vient :

$$V_1 = -V_4$$

Ce qui constitue la quatrième équation qui nous permet de résoudre le système.

Remarque : Il semble que cette dernière équation ne soit pas indispensable. Tout comme la méthode du tracé de la fonction de bobinage, il est d'usage de fixer une condition initiale nulle (on fixera la fonction d'onde à zéro à l'origine).

Finalement, nous obtenons les expressions des sources d'ampères-tours équivalentes suivantes :

$$\begin{cases} V_1 = -(I_1 + I_2 + I_3)/2 \\ V_2 = (I_1 - I_2 - I_3)/2 \\ V_3 = (I_1 + I_2 - I_3)/2 \\ V_4 = -(I_1 + I_2 + I_3)/2 \end{cases}$$

Règles de construction

Maintenant que nous avons vu comment démontrer un tel résultat, il devient simple de généraliser l'association de plusieurs encoches pleines. Du point de vue du matériau magnétique, les sources d'ampères-tours sont comptés positivement d'un côté et négativement de l'autre. On généralisera facilement la méthode pour d'autres applications.

De manière générale, il est préférable de mettre, dans un premier temps, des sources d'ampères-tours à chaque maille du réseau de réluctances. Dans un second temps, il est pos-

sible de faire la somme des sources en série, ce qui diminue le nombre d'inconnus et donc la complexité du problème. La dernière étape, consiste à appliquer sur chaque maille le théorème d'Ampère ou la règle énoncée plus haut et d'en déduire les valeurs des sources équivalentes. Il arrive que certaines sources se retrouvent identiquement nulles, ce qui signifie qu'elles sont inutiles.

ANNEXE B

Modélisation moyenne de l'onduleur de tension

Un modèle fin, avec prise en compte de la commande (instant de conduction des diodes et des IGBT) est difficilement dérivable. Le calcul des pertes et la dérivation du modèle est moyennée sur une période électrique. Les pertes de l'onduleur P_{ond} prennent en compte [85] :

- les pertes dans les diodes, par conduction P_{cond}^D et par commutation P_{com}^D ,
- les pertes dans les IGBT par conduction P_{cond}^{igbt} et par commutation P_{com}^{igbt} .

Les pertes, moyennées sur une période électrique, s'exprime ainsi :

$$P_{cond}^{igbt} = \frac{V_{ce}}{Nb_{int}} \frac{2\sqrt{2}I_{eff}U_{bus} + \pi I_{eff}U_{eff}\cos(\phi)}{4\pi U_{bus}} \quad (\text{B.1})$$

$$P_{com}^{igbt} = \frac{f_{dec}}{2} \frac{U_{bus}I_{eff}T_{on}}{2Nb_{int}} \quad (\text{B.2})$$

$$P_{cond}^D = -\frac{V_f}{Nb_{int}} \frac{2\sqrt{2}I_{eff}U_{bus} + \pi I_{eff}U_{eff}\cos(\phi)}{4\pi U_{bus}} \quad (\text{B.3})$$

$$P_{com}^D = Q_{rr}U_{bus} \frac{f_{dec}}{2} \quad (\text{B.4})$$

$$P_{ond} = 6Nb_{int} \left(P_{cond}^{igbt} + P_{com}^{igbt} + P_{cond}^D + P_{com}^D \right) \quad (\text{B.5})$$

où,

- V_{ce} est la tension aux bornes de l'IGBT à l'état passant,
- Nb_{int} est la nombre d'interrupteurs en parallèle,
- I_{eff} est le courant efficace débité par l'onduleur,
- U_{bus} est la tension du bus continu,
- U_{eff} est la tension simple efficace en sortie de l'onduleur,

- ϕ est l'angle de déphasage entre le courant et la tension délivrés par l'onduleur,
- f_{dec} est la fréquence de découpage,
- T_{on} est le temps de fermeture de l'interrupteur,
- V_f est la tension de seuil de la diode,
- Q_{rr} est l'énergie de recouvrement de la diode.

La connaissance des cartographies de tension et de $\cos(\phi)$ du moteur électrique, permet la création de la cartographie de rendement de l'onduleur en fonction de la vitesse de rotation et du couple de la machine électrique. Nous illustrons cette cartographie pour la géométrie du moteur électrique initial (cf. tab. II.2).

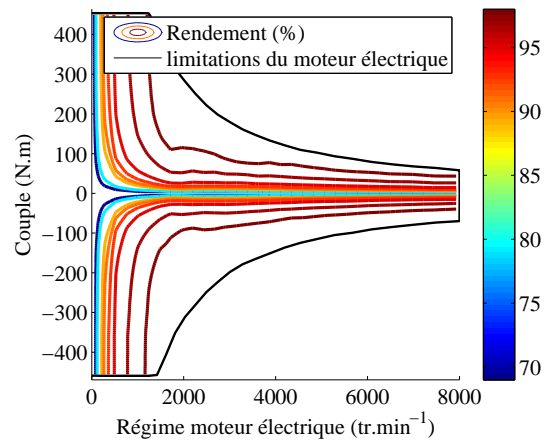


FIGURE B.1 – Cartographie de rendement de l'onduleur, pour $f_{dec} = 20 \text{ kHz}$, $Nb_{int} = 2$, $U_{bus} = 500 \text{ V}$

ANNEXE C

Représentation des contraintes de courant et de tension du moteur électrique

Cette annexe a pour but d'illustrer sur un cas plus simple les contraintes de courant et de tension. Pour simplifier la représentation du problème et des contraintes, nous supposons que la machine est symétrique, non-saturée et qu'elle a une saillance $s = \frac{L_q}{L_d} < 1$.

Dans les conditions exposées dans la section II.2, on obtient les expressions suivantes des tensions et du couple :

$$v_d = R_s i_d - \omega \Phi_q \approx -\omega L_q i_q \quad (\text{C.1})$$

$$v_q = R_s i_q + \omega \Phi_d \approx \omega L_d i_d + \omega \Phi_f \quad (\text{C.2})$$

$$\Gamma = \frac{3pp}{2} (\Phi_d i_q - \Phi_q i_d) = \frac{3pp}{2} (\Phi_f i_q + (L_d - L_q) i_d i_q) \quad (\text{C.3})$$

où,

- L_q est l'inductance d'axe transverse,
- L_d est l'inductance d'axe direct,
- Φ_f est le flux magnétique des aimants.

Les contraintes électriques s'écrivent alors :

$$I = \sqrt{i_d^2 + i_q^2} \leq I_N : \text{cercle de rayon } I_N \quad (\text{C.4})$$

$$\begin{aligned} V &= \sqrt{v_d^2 + v_q^2} \leq V_N \\ \Leftrightarrow \left(i_d + \frac{\phi_f}{L_d}\right)^2 + \left(\frac{L_q}{L_d} i_q\right)^2 &\leq \frac{V_N^2}{\omega^2 L_d^2} : \text{ellipse de centre A } \left(-\frac{\phi_f}{L_d}, 0\right) \end{aligned} \quad (\text{C.5})$$

La contrainte de courant est ici représentée par un cercle de rayon I_N . La contrainte de tension est représentée par une ellipse de centre A $(-\frac{\Phi_f}{L_d}, 0)$ dont les dimensions (petit

et grand axes) sont inversement proportionnelles à la pulsation statorique ω . Deux cas sont alors possibles en fonction de la réaction d'induit $r = \frac{L_d I_N}{\Phi_f}$.

- Soit $r < 1$, et le centre de l'ellipse se trouve dans le cercle des courants possibles. Il n'y a alors pas de limite théorique sur la vitesse, car le courant pourra toujours suffisamment s'opposer au flux des aimants.
- Soit $r > 1$, et il existe une pulsation statorique limite $\omega_{max} = \frac{V_N}{\sqrt{\Phi_f^2 + L_q^2 I_q^2}}$.

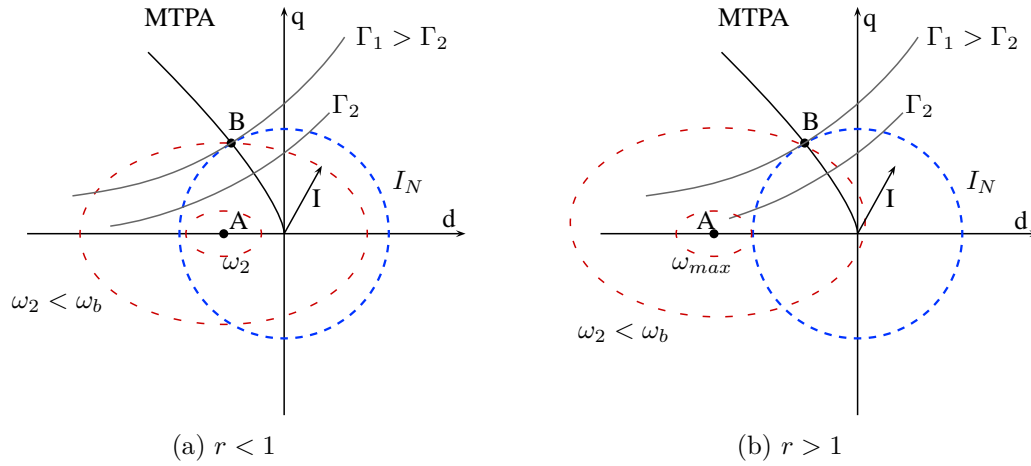


FIGURE C.1 – Représentation des limites de tension et de courant

Ces deux cas sont représentés sur la figure C.1. La courbe notée *MTPA* pour *maximum torque per amps* représente les points de fonctionnement qui maximisent le couple par rapport au courant. Les hyperboles grises représentent les courbes d'iso-couple. Le point *B* représente le point de base ($I = I_N$, $V = V_N$, $\omega = \omega_b$), qui est le point à puissance maximale et à vitesse nominale.

Pour ce modèle simplifié, il est possible de définir une commande pour tirer le meilleur parti du moteur :

- si $\omega < \omega_b$, il est toujours possible de faire fonctionner le moteur à couple maximale (*MTPA control*). Le courant suit la courbe de couple maximale. Il est possible de déterminer l'angle de commande ψ_{opt} qui maximise le couple :

$$\psi_{opt} = -\frac{k}{4} - \frac{\sqrt{k^2 + 8}}{4} \text{ avec } k = \frac{\phi_f}{(L_d - L_q)I}$$

- si $\omega > \omega_b$, on déphase le courant pour fonctionner à courant maximal tant que la tension le permet ($V < V_N$). Si $r > 1$, la vitesse maximale est rencontrée lorsque l'ellipse de la tension maximale et le cercle du courant maximal sont tangents (cf. fig. C.1b). Si $r < 1$, il apparaît une troisième zone où il n'est plus permis de fonctionner à courant maximal (c.f. fig. C.1a, le point de fonctionnement (ω_2, Γ_2) n'est pas atteignable). Dans cette phase, l'angle optimal ψ_{opt} est l'angle qui maximise le couple avec $V = V_N$ (nommé *MTPV*, i.e. le point tangent entre la courbe d'iso-couple et l'ellipse). Dans cette zone, il n'existe pas de limite théorique de la vitesse.

ANNEXE D

Résultats complémentaires

Analyse des résultats de la méthode \mathcal{M}_1 pour le cycle routier

N_{bat}	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)*	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}
10	206	24,26	48,34	0,5483	2,586
15	202	24,16	43,68	0,4972	2,665
20	204	26,29	37,38	0,5612	2,636
25	205	27,07	33,24	0,5661	2,650
30	250	28,05	28,41	0,7069	2,687
35	254	32,41	27,41	0,7225	2,699

* La puissance P_{me} n'est pas une variable d'optimisation pour la méthode \mathcal{M}_1 , puisqu'elle est déduite des variables géométriques \mathbb{X}_{me} .

(a) Valeurs optimales pour le système

<i>RAD1</i>	<i>RHQ2</i>	<i>LM</i>	<i>MAGWID</i>	<i>GAP</i>	<i>H3S</i>	<i>H4S</i>	<i>W3S</i>	<i>PROF</i>	<i>ALPHA</i>	J_1 (l/100 km)
64,52	11,77	7,82	16,23	0,60	26,35	10,70	6,15	88,01	1,084	3,015
67,31	11,78	8,00	16,88	0,60	25,32	11,34	6,27	95,30	1,117	2,899
68,41	14,010	7,82	18,93	0,75	30,55	13,52	6,91	81,36	1,053	2,814
68,78	14,95	7,74	18,48	0,74	28,49	14,23	6,97	90,05	1,053	2,776
66,97	13,03	7,24	15,79	0,60	30,10	12,21	6,40	96,59	1,054	2,749
66,31	12,72	7,37	16,36	0,60	31,33	11,83	6,41	94,34	1,074	2,740

(b) Valeurs optimales pour le moteur électrique et pour le cycle routier

TABLEAU D.1 – Consommations et dimensionnements optimaux pour différents nombres de batteries et pour le cycle routier

Nous présentons les dimensionnements optimaux pour le cycle routier et leur consommation associée dans le tableau [D.1](#).

- Dimensionnement énergétique

Les conclusions sur le dimensionnement énergétique de la méthode \mathcal{M}_1 sur le cycle routier sont identiques à celles pour le cycle urbain (*cf.* §IV.2.2-ii). On retrouve des évolutions opposées des puissances des moteurs électrique et thermique en fonction du nombre de batteries embarquées.

- Dimensionnement du moteur électrique

Pour le cycle routier, on observe plus clairement une évolution des variables du moteur électrique en fonction du nombre de batteries. Les proportions sont globalement conservées pour obtenir une puissance de la machine électrique qui évolue avec le nombre de batteries embarquées.

Analyse des résultats de la méthode \mathcal{M}_1 pour le cycle autoroutier

N_{bat}	U_{bus} (V)	P_{me} (kW)*	P_{mt} (kW)	k_{cpl}	k_{red}
10	200	20,62	49,01	0,490	2,573
15	210	22,38	45,22	0,548	2,484
20	206	22,50	40,73	0,582	2,390
25	209	24,27	39,34	0,475	2,408
30	223	27,53	40,35	0,527	2,399

* La puissance P_{me} n'est pas une variable d'optimisation pour la méthode \mathcal{M}_1 , puisqu'elle est déduite des variables géométriques \mathbb{X}_{me} .

(a) Valeurs optimales pour le système

<i>RAD1</i>	<i>RHQ2</i>	<i>LM</i>	<i>MAGWID</i>	<i>GAP</i>	<i>H3S</i>	<i>H4S</i>	<i>W3S</i>	<i>PROF</i>	<i>ALPHA</i>	J_1 (l/100 km)
65,28	11,72	4,45	18,22	0,61	24,21	13,11	6,16	83,43	1,0884	4,106
63,48	11,49	6,75	14,51	0,60	30,97	9,98	5,78	84,79	1,0696	4,037
55,52	11,13	7,97	13,50	0,60	32,25	11,70	5,55	99,04	1,0881	3,993
58,34	11,54	8,00	15,11	0,66	31,80	12,31	5,64	106,35	1,0555	3,982
57,65	11,47	8,00	15,12	0,70	33,44	12,07	5,89	110,79	1,0631	3,977

(b) Valeurs optimales pour le moteur électrique et pour le cycle autoroutier

TABLEAU D.2 – Consommations et dimensionnements optimaux pour différents nombres de batteries et pour le cycle autoroutier

Nous présentons les dimensionnements optimaux pour le cycle autoroutier et leur consommation associée dans le tableau D.2. Pour le cycle autoroutier, nous retrouvons les mêmes évolutions des puissances des moteurs électrique et thermique.

Table des figures

I.1	Schématisation du processus de conception « en V » - en fonction du temps et de la finesse des modèles	19
I.2	Représentation du modèle comportemental direct et de son modèle inverse associé	22
I.3	Représentation d'un modèle direct avec les variables, l'environnement, les objectifs et les contraintes	22
I.4	Représentation d'un exemple de système avec deux sous-systèmes en interaction	25
I.5	Les principales méthodes d'optimisation déterministes	29
I.6	Illustration d'un problème d'optimisation de trajectoire : la courbe brachistochrone	31
I.7	Exemple d'architecture parallèle à deux embrayages. ME : moteur électrique, MT : moteur thermique, CPL : coupleur, RED : réducteur, BV : boîte de vitesse, EMB : embrayage, BATT : batteries, OND : onduleur	32
I.8	Exemple d'architecture série	33
I.9	Exemple d'architecture à dérivation de puissance : l'EVT	33
I.10	Consommation du véhicule en fonction du taux d'hybridation pour un cycle urbain (d'après [78])	36
I.11	Cycle de fonctionnement <i>Hyzem urbain</i> [2]	40
I.12	Comparaison des modèles de conception pour les machines électriques. FEM : Éléments finis, SA : Semi-analytique, A : Analytique, C : Cartographie, P : Prototype.	42
II.1	Représentation du véhicule hybride parallèle à deux embrayages	46
II.2	Les profils de vitesse du véhicule hybride : les cycles urbain, routier et autoroutier	48
II.3	Représentation de la roue équivalente du véhicule	50
II.4	Représentation de l'ensemble mécanique et notations.	51
II.5	Représentation de l'ensemble électrique et du bilan de puissance dans le cas moteur.	52
II.6	Cartographies de consommation spécifique du moteur thermique initial	55
II.7	Modèle d'un composant général	57
II.8	Composition du modèle et des dérivées pour deux composants	57

II.9	Représentation géométrique d'un huitième du moteur électrique - vue en coupe.	59
II.10	Représentation du courant et des repères pour $\theta_m > 0$ et $\omega t + \phi > 0$.	60
II.11	Représentation des isovaleurs du potentiel vecteur à vide et en charge, simulation en 2D magnétostatique	62
II.12	Représentation des isovaleurs du champ magnétique à vide et en charge, simulation en 2D magnétostatique	63
II.13	Cadrage rapproché du pont de saturation en charge, $\theta_m = -\frac{\pi}{8}$, $\psi = 0$ et $I = 100 A$	64
II.14	Tube de flux	65
II.15	Schématisme du problème de modélisation aux limites pour un pôle et une simulation dans l'axe transverse avec la présence des aimants.	68
II.16	Création du réseau de réluctances d'une dent statorique	69
II.17	Schéma réluctant du stator pour un pôle (6 dents)	70
II.18	Modélisation électrique des aimants permanents	71
II.19	Schéma réluctant du rotor pour un pôle	72
II.20	Représentation simplifiée d'une paire de pôles.	72
II.21	Exemple de circuit de réluctances paramétrées par l'angle mécanique	73
II.22	Représentation de la méthode avec réluctances d'entrefer paramétrées	74
II.23	Représentation de la méthode avec sources d'ampères-tours paramétrées	76
II.24	Représentation des coefficients de contribution des phases A, B et C en fonction de l'angle mécanique θ_m	78
II.25	Schéma réluctant d'un pôle	79
II.26	Représentation de la rotation de la machine pour trois positions mécaniques avec $t = 0$ et $\phi = \frac{\pi}{2}$	80
II.27	Représentation des courants de chaque encoche en fonction de l'angle d'autopilotage	80
II.28	Perspective pour la simulation multistatique mécanique performante et l'évaluation de l'ondulation de couple.	82
II.29	Évolutions du coefficient α_a^1 et de la perméance $\frac{1}{\mathfrak{R}_{11'}}$ en fonction de l'angle mécanique θ_m .	82
II.30	Validation des flux statoriques (en Wb) pour deux valeurs de courants sur une demi-rotation électrique	86
II.31	Une géométrie optimale pour le cycle urbain et $N_{bat} = 25$	86

II.32	Comparaison des flux magnétiques vus par les phases A, B et C	87
II.33	Comparaison des couples issus des modèles semi-analytique (Rel.) et éléments finis (Flux) pour des courants statoriques $I = 50, 100, 150, 200$ A et pour la vitesse de rotation $\Omega = 1200$ $tr.min^{-1}$ (vitesse de base).	87
II.34	Comparaison des cartographies de rendement issues de mesures et du modèle par réseau de réductances	90
III.1	Géométrie de la machine électrique	96
III.2	Représentation de la commande de la chaîne de traction électrique	97
III.3	Schémas de commande de l'ensemble électrique dans les cas du modèle réductant et du modèle cartographié	98
III.4	Contraintes géométriques de faisabilité	104
III.5	Modèle de l'aimant - Champ magnétique B en fonction de l'induction magnétique H	105
III.6	Stratégie d'optimisation découplée, les problèmes de contrôle est vu comme un sous-problème du problème de dimensionnement	110
III.7	Stratégie d'optimisation couplée, le problème de contrôle et de dimensionnement sont résolus sur le même plan	110
III.8	Cartographies de rendement de l'ensemble moteur électrique/onduleur pour la géométrie initiale et pour une géométrie avec $k_{me} = 0,7$	112
III.9	Cartographies de consommation spécifique des moteurs thermiques pour $k_{me} = 1$ et $k_{me} = 1,4$	112
III.10	Représentation du problème de contrôle	113
III.11	Création du graphe représentatif du problème de contrôle dans l'espace $soc/temps$ 114	
III.12	Représentation du problème de dimensionnement avec le problème de contrôle comme sous-problème d'optimisation	115
III.13	Esprit des algorithmes génétiques	115
III.14	Représentation du moteur électrique pour les véhicules initial et aléatoire	118
III.15	Mode de fonctionnement optimal pour les véhicules initial et aléatoire sur le cycle $ece15$	118
III.16	Principe des méthodes SQP	120
III.17	Architecture logicielle : <i>Matlab, Cades et Reluctool</i>	122
III.18	Implantation des méthodes découplées \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1	125

III.19	Implantation de la méthode couplée \mathcal{M}_2	126
IV.1	Fronts de Pareto pour la méthode \mathcal{M}_0 et les cycles de conduite urbain, routier et autoroutier	134
IV.2	Bilan d'énergie des dimensionnements optimaux sur le cycle urbain	135
IV.3	Cartographies de rendement (%) du moteur électrique et cartographies de consommation spécifique g/(kW.h) des moteurs thermiques pour les points optimaux $N_{bat} = 10$ et $N_{bat} = 35$ - méthode d'optimisation \mathcal{M}_0 - cycle urbain.	137
IV.4	Comparaison de la sollicitation des batteries pour les dimensionnements à 10 et 35 batteries sur cycle urbain	137
IV.5	Comparaison des fronts de Pareto pour les méthodes \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1 et les cycles de conduite urbain, routier et autoroutier (algorithme <i>NSGA-II</i> pilotée par <i>Matlab</i>)	140
IV.6	Notations et géométrie de la machine électrique	141
IV.7	Géométries optimales du moteur électrique pour le cycle urbain et $N_{bat} = 25$ - Comparaison des dimensionnements $\mathcal{V}\mathcal{H}_0$ et $\mathcal{V}\mathcal{H}_1$	143
IV.8	Cartographies de rendement des moteurs électriques pour le cycle urbain et $N_{bat} = 25$ - méthode \mathcal{M}_0 et \mathcal{M}_1	144
IV.9	Comparaison des géométries optimales du moteur électrique pour la méthode \mathcal{M}_1 et $N_{bat} = 25$	145
IV.10	Convergence de l'optimisation de la gestion de l'énergie, tolérance = 10^{-6}	148
IV.11	Représentation de l'état de charge et de la contrainte sur la densité de courant	148
IV.12	Analyse de convergence de l'algorithme pour le cycle <i>ece15</i> et pour une initialisation par défaut	149
IV.13	Résultats d'optimisation du dimensionnement et de la commande après relaxation - méthode \mathcal{M}_2 , précision = 10^{-6}	150
IV.14	Géométrie optimale du moteur électrique - cycle <i>ece15</i> - méthode \mathcal{M}_2	151
IV.15	Représentation de la cartographie de consommation spécifique du moteur thermique et de la cartographie de rendement du moteur électrique pour le véhicule optimal - cycle <i>ece15</i> - méthode \mathcal{M}_2	151
IV.16	Représentation du front de Pareto pour 4 objectifs - méthode \mathcal{M}_{14obj} - cycle urbain	153
IV.17	Comparaison des géométries optimales du moteur électrique pour la méthode \mathcal{M}_{14obj} et $N_{bat} = 25$	154
IV.18	Représentation des dimensionnements non dominés normalisés en fonction du nombre de batteries - cycle <i>Hyzem routier</i> - méthode \mathcal{M}_1	157

IV.19	Représentation des dimensionnements non dominés normalisés du moteur électrique en fonction du nombre de batteries - cycle <i>Hyzem routier</i> - méthode \mathcal{M}_1	158
IV.20	Représentation des dimensionnements optimaux pour 100 initialisations aléatoires - méthode \mathcal{M}_2 - cycle <i>ece15</i>	159
IV.21	Représentation des trois cycles de conduite en zone urbaine : <i>ece15</i> , <i>Hyzem urbain</i> et <i>Artemis urbain</i>	160
IV.22	Représentations géométriques des moteurs électriques des véhicules $\mathcal{V}\mathcal{H}_{ece}$, $\mathcal{V}\mathcal{H}_{hyz}$ et $\mathcal{V}\mathcal{H}_{art}$	162
IV.23	Front de Pareto pour l'optimisation avec trois cycles de conduites pondérés - méthode \mathcal{M}_1	165
IV.24	Géométrie optimale du moteur électrique pour trois cycles de conduites pondérés	165
A.1	Représentation géométrique du dispositif magnétique	187
A.2	Modélisation du dispositif magnétique par réseau de réluctances	188
B.1	Cartographie de rendement de l'onduleur, pour $f_{dec} = 20 \text{ kHz}$, $Nb_{int} = 2$, $U_{bus} = 500 \text{ V}$	192
C.1	Représentation des limites de tension et de courant	194

Titre : Méthodologie de dimensionnement d'un moteur électrique pour véhicules hybrides, optimisation conjointe des composants et de la gestion d'énergie

Résumé

Depuis l'essor des ordinateurs et des capacités de calcul, la conception des composants du génie électrique repose largement sur des simulations informatiques et sur des calculs numériques. Dans les systèmes complexes, où de nombreux composants interagissent pour le bon fonctionnement du système, le dimensionnement optimal du composant dépend nécessairement de son environnement systémique. La conception de celui-ci est fortement liée au fonctionnement du système global. La conception intégrée du composant dans son environnement systémique permet ainsi de repousser les limites de l'efficacité énergétique, pour des systèmes plus performants et moins consommateurs.

En support à ce contexte méthodologique, nous proposons de dimensionner par optimisation un moteur électrique pour un véhicule hybride dans le but d'améliorer l'efficacité énergétique globale du véhicule. Dans ce travail, nous avons modélisé le moteur électrique par un schéma réductant, et nous proposons deux approches méthodologiques différentes du même problème. Les points clés de notre approche sont : la prise en compte de l'environnement du moteur, du cycle de fonctionnement et de la gestion de l'énergie du système.

Titre : Sizing methodology of an electrical machine for hybrid electrical vehicles, joint optimisation of components sizing and energy management

Abstract

Since the development of computers and calculation capacities, the design of electrical components in electrical engineering is widely based on computing simulations and on numerical calculations. In complex systems, where numerous components interact to make the system work, the optimal sizing of the component deeply depends on its systemic environment. The design of each component is strongly linked to the functioning of the global system. Therefore, the joint design of the component into its systemic environment allows researchers to improve the efficiency of the system.

In this methodological context, we optimize an electric machine for a hybrid vehicle. The aim of this work is to improve the global efficiency of the vehicle. In this work, we build a magnetic circuit model, and we propose two approaches for solving the optimization problem. The key points of this work are : taking into consideration the environment of the electrical machine, the driving cycle and the energy management of the system.