Commande intermittente de la machine à réluctance variable à double saillance

Duy-Minh Nguyen

▶ **To cite this version:**

Duy-Minh Nguyen. Commande intermittente de la machine à réluctance variable à double saillance. Energie électrique. Université Paris Saclay (COmUE), 2019. Français. NNT : 2019SACLS197 . tel-02269857

HAL Id: tel-02269857
https://theses.hal.science/tel-02269857

Submitted on 23 Aug 2019

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 PARIS-SACLAY

NNT : 2019SACLS197

Thèse de doctorat

UNIVERSITÉ PARIS SUD
Comprendre le monde, construire l'avenir

Commande intermittente de la machine à réluctance variable à double saillance

Thèse de doctorat de l'Université Paris-Saclay
préparée à l'Université Paris-Sud

École doctorale n°575
Electrical, Optical, Bio: Physics and Engineering (EOBE)
Spécialité de doctorat: Génie électrique

Thèse présentée et soutenue à Gif-sur-Yvette, le 08/07/2019, par

Duy-Minh NGUYEN

Composition du Jury :

Maurice FADEL Professeur des Universités, INPT – ENSEEIHT (LAPLACE)	Président
Noureddine TAKORABET Professeur des universités, Université de Lorraine (GREEN)	Rapporteur
Frédéric GILLON Maître de conférences H.D.R, Ecole Centrale de Lille (L2EP)	Rapporteur
Thierry LAURENT Chef de projet, Renault – Nissan – Mitsubishi	Invité
Imen BAHRI Maître de conférences, Université Paris-Sud (GeePs)	Encadrante
Guillaume KREBS Maître de conférences H.D.R, Université Paris-Sud (GeePs)	Encadrant
Claude MARCHAND Professeur des universités, Université Paris-Sud (GeePs)	Directeur de thèse

Remerciements

Ce mémoire de thèse est le fruit des travaux qui ont été réalisés au sein du laboratoire GeePs entre 2015 et 2018. Cette thèse a été gérée par l'Ecole doctorale EOBE de l'Université Paris-SAclay et financée par l'Université Paris-Sud.

Aux membres du jury, Messieurs Maurice Fadel, Noureddine Takorabet, Frédéric Guillon, Thierry Laurent, Madame Imen Bahri, Messieurs Guillaume Krebs, Claude Marchand, j'adresse mes profonds remerciements pour les lectures attentives du document les remarques scientifiques pertinentes qu'ils m'ont adressées lors de nos échanges.

A mes encadrants Imen, Guillaume et mon directeur de thèse Claude, je vous remercie sincèrement pour vos précieux conseils scientifiques et moraux. C'était mon plaisir d'être votre doctorant durant ces années.

A mon sauveur pour les essais expérimentaux Eric Berthelot, je te remercie pour les heures passées sur le banc à programmer, déboguer la commande et pour nos échanges toujours très intéressantes.

Aux Docteurs du GeePs Hala Hannoun, Xavier Rain, M'hamed Belhadi, Mohammad-Waseem Arab qui ont travaillé sur la machine à réluctance variable, je vous remercie pour vos aides tout au début de ma thèse.

A Messieurs Iliya Ralev, Bernhard Burkhart et Professeur Rik W. De Doncker de l'institut ISEA RWTH Aachen, je vous remercie de m'avoir accueilli dans votre équipe pendant mon stage expérimental sur la machine ODIN.

A Messieurs Emmanuel Odic, Philippe Dessante, Demba Diallo, Xavier Mininger, je vous remercie pour les réunions et les discussions enrichissantes.

A Olivier, Laurent et Anthony, je vous remercie pour vos supports informatiques ponctuels rapides et efficaces qui ont permis un bon avancement de la thèse.

A Tanguy, Abdoulaye, Man, Fethi, Mokrane, je vous remercie pour vos aides ; notre championnat de pétanque reste un beau souvenir de la fin de thèse.

A toutes les personnes qui m'ont apporté un soutien de près ou de loin, notamment dans le pôle administratif, j'adresse ma reconnaissance.

Enfin et surtout, j'aimerais adresser mes remerciements du fond de mon cœur à mes familles ; à ma grande famille, pour votre amour infini, à ma petite famille pour votre présence et soutien permanent. Ce mémoire vous est dédié.

Table des matières

Introduction générale **1**

1 Présentation de la MRVDS **7**

1.1 Introduction du chapitre 7

1.2 Historique de la MRVDS 10

1.3 Structure de la MRVDS 10

1.4 Fonctionnement de la MRVDS 12

1.4.1 Principe de fonctionnement 12

1.4.2 Électronique de puissance 16

1.5 Modélisation de la MRVDS 17

1.6 Commande de la MRVDS 21

1.7 Conclusion du chapitre 26

2 Commande intermittente pour l'efficacité énergétique **27**

2.1 Introduction du chapitre 27

2.2 Modélisation des pertes du système 30

2.3 Principe de la commande intermittente 33

2.4 Réalisation de la commande intermittente 35

2.5 Stratégies de la commande intermittente 36

2.5.1 Approche électrique 37

2.5.2 Approche mécanique 41

2.6 Impact énergétique de la commande intermittente 43

2.6.1 Validation en simulation 43

2.6.2 Validation en expérimentation 54
2.7 Conclusion du chapitre 63

3 Impact de la commande intermittente sur les vibrations de la machine 65
3.1 Introduction du chapitre 65
3.2 Modélisation des vibrations de la machine 68
3.2.1 Modèle électromagnétique-mécanique du stator 69
3.2.2 Comportement vibratoire du modèle du stator 74
3.3 Impact vibratoire de la commande intermittente 76
3.3.1 Validation en simulation 77
3.3.2 Validation en expérimentation 88
3.4 Conclusion du chapitre 90

4 Impact de la commande intermittente sur les pulsations de la chaîne cinématique 93
4.1 Introduction du chapitre 93
4.2 Modélisation des pulsations de la chaîne cinématique 96
4.2.1 Modèle mécanique de la chaîne cinématique 96
4.2.2 Comportement pulsatoire du modèle de la chaîne cinématique . . . 100
4.3 Impact pulsatoire de la commande intermittente 102
4.3.1 Validation en simulation 102
4.3.2 Validation en expérimentation 113
4.4 Conclusion du chapitre 116

5 Performance énergétique de la commande intermittente sur les cycles de conduite 117
5.1 Stratégie finale de la commande intermittente 118

5.2 Cycles de conduite 124
5.2.1 Cycle WLTC 124
5.2.2 Cycle CADC 125
5.2.3 Cycle INRETS 127
5.3 Distribution des cycles de conduite 128
5.4 Étude énergétique sur les cycles de conduite 134
5.5 Conclusion du chapitre 137

Conclusions et perspectives **139**

Bibliographie **147**

Liste des figures

1 Stocks mondial et régional des VEs de 2013 à 2017 (IEA, 2018) 1

2 Part du marché national de VE en 2017 (IEA, 2018) 1

1.1 Véhicule Land Rover motorisé par une MRVDS (*Land Rover*) 8

1.2 Bus Green Propulsion motorisé par une MRVDS (*Green Pro*) 9

1.3 Véhicule utilitaire avec une MRVDS (*Punch Powertrain*) 9

1.4 Machine de Davidson (Miller, 2001) 10

1.5 Divers types de MRVDS 11

1.6 MRVDS 2/2 monophasée 12

1.7 Position de conjonction 13

1.8 Position d'opposition 13

1.9 Variation de l'inductance et du couple d'une phase avec couple négatif . . . 14

1.10 Variation de l'inductance et du couple d'une phase sans couple négatif . . . 15

1.11 Un demi-pont asymétrique 17

1.12 Ensemble machine-convertisseur 18

1.13 Réseau de flux d'une phase de la MRVDS M1 en fonction du courant de phase et de la position du rotor 20

1.14 Réseau de couple d'une phase de la MRVDS M1 en fonction du courant de phase et de la position du rotor 20

1.15 Formes d'ondes à une vitesse inférieure à la vitesse de base (Miller, 2001) 22

1.16 Formes d'ondes à la vitesse de base (Miller, 2001) 22

1.17 Formes d'ondes à une vitesse supérieure à la vitesse de base (Miller, 2001) 22

1.18 Caractéristiques couple-vitesse de la MRVDS 23

1.19 Structure de la commande en couple instantané ITC 23

1.20 Structure de la commande en couple moyen ATC 24

1.21 Trois paramètres de commande du courant de référence 24

1.22 Formes d'onde des commandes ITC et ATC pour un même point de fonctionnement (Hannoun, 2008) 25

2.1 Sollicitations de la machine électrique dans un VE (Roy, 2015) 30

2.2 Bilan des pertes de l'ensemble machine-convertisseur 31

2.3 Cartographie de rendement du système MRVDS M1 33

2.4 Couples et rendements de l'ATC (a) et l'INC (b) à 700 rpm, 6 Nm 34

2.5 Courants et couples avec l'ATC (a) et l'INC (b) à 700 rpm, 6 Nm 35

2.6 Structure de la commande intermittente INC 35

2.7 Cartographie de rapport cyclique α de l'approche électrique 38

2.8 Couples donnés par l'ATC et par les stratégies de l'approche électrique . . 39

2.9 Cartographie de rapport cyclique α de l'approche mécanique 42

2.10 Couples donnés par l'ATC et par la stratégie de l'approche mécanique . . . 42

2.11 Bilan énergétique de l'ATC 46

2.12 Impact énergétique de l'INC fixe (ATC-INC fixe) 47

2.13 Impact énergétique de l'INC glissante directe (ATC-INC glissante directe) . 47

2.14 Impact énergétique de l'INC glissante inverse (ATC-INC glissante inverse) 48

2.15 Impact énergétique de l'INC mécanique (ATC-INC mécanique) 48

2.16 Pertes par commutation par l'ATC et par l'INC fixe 50

2.17 Pertes par conduction par l'ATC et l'INC fixe 51

2.18 Pertes fer par l'ATC et l'INC fixe 52

2.19 Pertes cuivre par l'ATC et l'INC fixe 53

2.20 Banc d'essai de la MRVDS M1 55

2.21 Zone de test de la MRVDS M1 55

2.22 Bilan énergétique de l'ATC sur la MRVDS M1 56
2.23 Impact énergétique de l'INC fixe (ATC-INC fixe) 56
2.24 Impact énergétique de l'INC glissante directe (ATC-INC glissante directe) . 57
2.25 Impact énergétique de l'INC glissante inverse (ATC-INC glissante inverse) 57
2.26 Impact énergétique de l'INC mécanique (ATC-INC mécanique) 58
2.27 Banc d'essai de la MRVDS M2 59
2.28 Cartographie de rendement du système MRVDS M2 (Ralev et al., 2017) . 60
2.29 Courants et couples par l'ATC (a) et l'INC (b) à 3000 rpm, 20 Nm 61
2.30 Impact énergétique de l'ATC sur la MRVDS M2 62
2.31 Impact énergétique de l'INC fixe (ATC-INC fixe) sur la MRVDS M2 62

3.1 Sources de bruit dans des machines électriques (Krishnan, 2001) 66
3.2 Décomposition de la force magnétique (Belhadi, 2015) 67
3.3 Modes propres de vibration du stator (Miller, 2001) 67
3.4 Chemin de transmission du bruit vibro-acoustique (Fiedler et al., 2006) . 69
3.5 Réseau de force radiale en fonction du courant et de la position 70
3.6 Modes de vibration du stator 71
3.7 Système mécanique de ressort-amortisseur-masse 71
3.8 Calcul du déplacement total au niveau de la phase 4 74
3.9 Diagramme de Bode entre la force radiale et le déplacement 74
3.10 Diagramme de Bode entre la force radiale et l'accélération 75
3.11 Courants de phase, forces radiales, déplacements et accélérations par l'ATC à 700 rpm, 4 Nm 77
3.12 Courants de phase, forces radiales, déplacements et accélérations par l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm 78
3.13 Analyse spectrale de l'ATC à 700 rpm, 4 Nm 79

3.14 Analyse spectrale de l'INC fixe à 700 rpm, 4 Nm 80
3.15 Analyse spectrale de l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm 81
3.16 Analyse spectrale de l'INC glissante inverse à 700 rpm, 4 Nm 82
3.17 Analyse spectrale de l'INC mécanique à 700 rpm, 4 Nm 83
3.18 Impact vibratoire de l'ATC 85
3.19 Impact vibratoire de l'INC fixe (ATC-INC fixe) 85
3.20 Impact vibratoire de l'INC glissante directe (ATC-INC glissante directe) . 86
3.21 Impact vibratoire de l'INC glissante inverse (ATC-INC glissante inverse) . 86
3.22 Impact vibratoire de l'INC mécanique (ATC-INC mécanique) 87
3.23 Accélération par l'ATC à 700 rpm, 4 Nm 88
3.24 Accélération par l'INC fixe à 700 rpm, 4 Nm 89
3.25 Accélération par l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm 89
3.26 Accélération par l'INC glissante inverse à 700 rpm, 4 Nm 89
3.27 Accélération par l'INC mécanique à 700 rpm, 4 Nm 89

4.1 Rotor à dents crantées d'une MRVDS 8/6 (Lee et al., 2004) 94
4.2 Couple obtenu par le contrôleur hybride d'une MRVDS 8/6 95
4.3 Chaîne cinématique de type traction (Arab, 2015) 96
4.4 Modèle équivalent de la chaîne cinématique (Arab, 2015) 97
4.5 Diagramme de Bode entre le couple de la machine C_{ma} et l'accélération du véhicule a_{veh} 100
4.6 Couples de phase, couple de la machine, vitesse et accélération du véhicule par l'INC glissante inverse à 3850 rpm, 17,2 Nm 103
4.7 Impact de l'ATC à 3850 rpm, 17,2 Nm 105
4.8 Impact de l'INC fixe à 3850 rpm, 17,2 Nm 106
4.9 Impact de l'INC glissante directe à 3850 rpm, 17,2 Nm 107

4.10 Impact de l'INC glissante inverse à 3850 rpm, 17,2 Nm 108
4.11 Impact de l'INC mécanique à 3850 rpm, 17,2 Nm 109
4.12 Impact pulsatoire de l'ATC 111
4.13 Impact pulsatoire de l'INC dans le plan couple-vitesse 112
4.14 Analyse de l'ATC à 700 rpm, 4 Nm 114
4.15 Analyse de l'INC fixe à 700 rpm, 4 Nm 114
4.16 Analyse de l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm 115
4.17 Analyse de l'INC glissante inverse à 700 rpm, 4 Nm 115
4.18 Analyse de l'INC mécanique à 700 rpm, 4 Nm 116

5.1 Zones effectives de l'INC fixe 119
5.2 Zones effectives de l'INC glissante directe 120
5.3 Zones effectives de l'INC glissante inverse 121
5.4 Zones effectives de l'INC mécanique 122
5.5 Zone effective de la stratégie finale 123
5.6 Cycle WLTC 124
5.7 Cycle CADC 126
5.8 Cycle INRETS 127
5.9 Forces appliquées sur le véhicule 129
5.10 Caractéristiques de la chaîne cinématique 130
5.11 Distribution des points du cycle WLTC 131
5.12 Distribution des points du cycle CADC 132
5.13 Distribution des points du cycle INRETS 133

Liste des tableaux

1.1 Description des systèmes MRVDS-Convertisseur 19

2.1 Approche électrique 37

2.2 INC fixe 39

2.3 INC glissante directe 40

2.4 INC glissante inverse 40

2.5 Approche mécanique 41

2.6 INC mécanique 43

2.7 Bilan énergétique de la stratégie fixe à 900 rpm, 4 Nm 44

2.8 Déviations maximales du couple |ATC-INC| 45

2.9 Bilan énergétique des stratégies sur le plan de fonctionnement 49

2.10 Bilan des pertes sur le plan de fonctionnement 54

2.11 Bilan énergétique expérimental des stratégies sur le plan de fonctionnement de la MRVDS M1 58

2.12 Bilan énergétique expérimental de la stratégie fixe sur le plan de fonctionnement de la MRVDS M2 (INC-ATC) 63

3.1 Facteurs du système mécanique 72

3.2 Vitesses du rotor qui excitent le mode 2 du stator 76

3.3 Bilan vibratoire des stratégies à 700 rpm, 4 Nm 84

3.4 Bilan vibratoire des stratégies sur le plan de fonctionnement 87

3.5 Bilan vibratoire expérimental des stratégies au point de fonctionnement 700 rpm, 4 Nm 90

4.1 Vitesses du véhicule qui excitent les modes propres de la chaîne cinématique 102

4.2 Bilan pulsatoire des stratégies au point de fonctionnement 3850 rpm, 17,2 Nm 110
4.3 Bilan pulsatoire des stratégies sur le plan de fonctionnement 113

5.1 Description du cycle WLTC 125
5.2 Description du cycle CADC 126
5.3 Description du cycle INRETS 128
5.4 Réduction de consommation sur le cycle WLTC 135
5.5 Réduction de consommation sur le cycle CADC 136
5.6 Réduction de consommation sur le cycle INRETS 137

Liste des acronymes

MRVDS	Machine à Réluctance Variable à Doublae Saillance
VE	Véhicule électrique
VT	Véhicule thermique
MEF	Méthode des éléments finis
INC	INtermittente Control - commande intermittente
ATC	Average Torque Control - commande en couple moyen
CADC	Common Artemis Driving Cycles
WLTC	Worldwide harmonized Light vehicles Test Cycle
INRETS	Institut National de REcherche sur les Transports et leur Sécurité

Introduction générale

Le nombre de Véhicules Électriques (VEs) est en constante progression depuis 2013 (figure 1). Avec une augmentation de 56 % entre 2016 et 2017, le stock mondial de VEs dépasse aujourd'hui 3 millions de véhicules. En 2017, la Chine compte le plus de VEs avec 40 % environ du stock total et la moitié des ventes mondiales, qui est la différence entre les deux stocks totaux de deux ans. Elle est suivie par les USA. C'est un marché dynamique et en pleine croissance avec 1 million d'unités, un volume record, vendues en 2017.

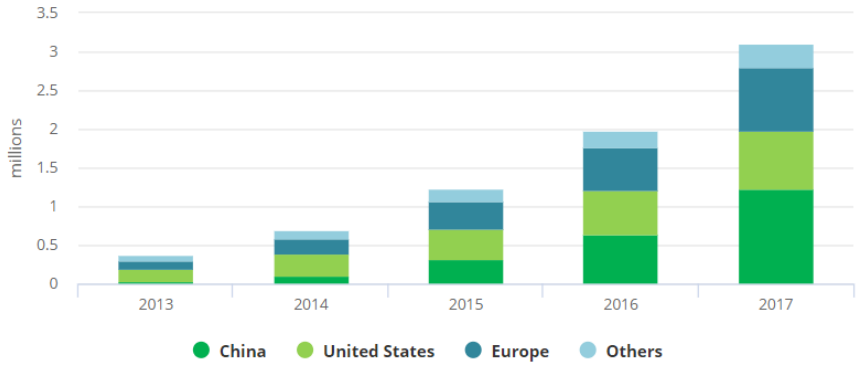


FIGURE 1 – Stocks mondial et régional des VEs de 2013 à 2017 (IEA, 2018)

Les chiffres annoncés ci-dessus sont à nuancer car il faut aussi examiner les parts de marché pays par pays (figure 2). Dans le cas de la Norvège, les VEs représentent 39 % des voitures neuves en 2017. L'Islande et la Suède, classées seconde et troisième, ont respectivement atteint 11,7 % et 6,3 %. Avec une part de marché de 2,2 %, la marge de progression en Chine est conséquente.

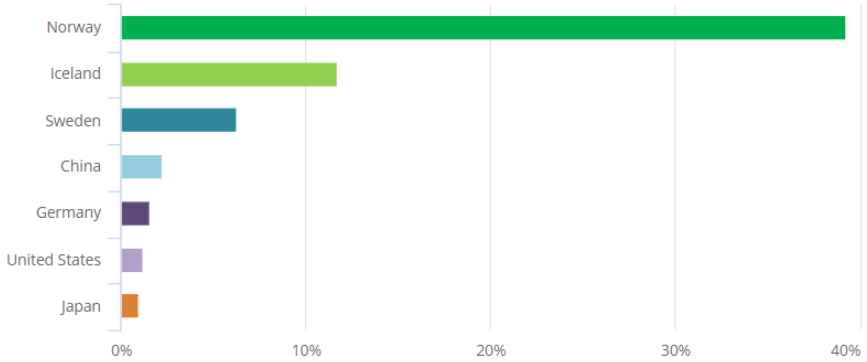


FIGURE 2 – Part du marché national de VE en 2017 (IEA, 2018)

La transition vers les VEs découle de raisons politique et technologique. D'une part, le coût des batteries descend alors que la densité d'énergie embarquée progresse. L'électrification de véhicules de différents gabarits devient donc aisée. D'autre part, les gouvernements s'appuient sur des incitations telles que des exemptions de taxes, des réductions de frais, des parkings réservés, l'accès prioritaire aux voies de bus et l'accès gratuit aux ferries, etc. En parallèle, l'infrastructure de charge est toujours développée et de plus en plus étendue.

A part la Norvège, l'Islande et la Suède, beaucoup d'autres pays sont encore loin d'une transition marquée vers les VEs. Pourtant, les véhicules à moteur électrique sont localement écologiques, économiques, silencieux et agréables à conduire mais leur développement est freiné par de sérieuses contraintes ci-dessous (Etienne, 2016). Ces contraintes représentent les préoccupations actuelles des constructeurs automobiles.

Premièrement, la batterie et le moteur de traction (en particulier ceux à base d'aimants permanents utilisant des matériaux en terres rares) représentent une part importante du coût d'un VE neuf. On pourra citer le cas de la Nissan Leaf (cout total : 33990 euros), la BMW i3 (48750 euros) ou encore la Tesla Model S (95350 euros).

Deuxièmement, l'autonomie des VEs est plus faible que celle des Véhicules Thermiques (VTs). En 2016, sur le cycle NEDC, la BMW i3 équipée d'une batterie de 33 kWh avait 300 km d'autonomie. Elle a été dépassée par la Renault ZOE (41 kWh - 400 km), puis par l'Opel Ampera-e (60 kWh - 500 km) et enfin par la Tesla Model S (100 kWh - plus de 600 km). On pourra nuancer ces propos, par le fait que les utilisateurs de VTs roulent rarement avec un réservoir plein et donc ont une autonomie proche des VEs.

Le troisième obstacle sur le passage au tout électrique est le temps de recharge de la batterie. Ce temps prend entre trente minutes et une dizaine d'heures selon l'installation. Il faut aussi prendre en compte un possible manque de stations de recharge disponibles.

Les constructeurs automobiles cherchent donc des solutions pour baisser le coût et accroître l'autonomie des VEs. Une baisse du coût du VE peut être envisagée en agissant sur le moteur de traction. Les Machine à Réluctance Variable à Double Saillance (MRVDS) présentent en effet des caractéristiques favorables à son utilisation comme moteur de traction pour le VE. Elle est de conception simple. Son stator est denté et bobiné, alors que son rotor, lui aussi denté, est complètement passif. L'absence d'aimants permanents et de bobines au rotor la rend plus robuste et moins coûteuse. Cette propriété lui confère également la possibilité d'une opération à haute température et un fonctionnement à vitesse élevée.

Néanmoins, sa structure à double saillance présente des inconvénients majeurs : un bruit acoustique important et une forte ondulation de couple. Dans le contexte énoncé ci-dessus, le rendement des MRVDS est plus problématique. En effet, le rendement d'une MRVDS est globalement moins bon qu'une machine synchrone à aimants permanents mais reste équivalent à une machine asynchrone.

Afin de limiter ce dernier inconvénient, Renault en 2012 a eu l'idée d'appliquer une commande spécifique à la MRVDS. Cette commande qualifiée de Commande INtermittente (INC) provient d'une idée brevetée par Renault (Renault, 2012) avec l'objectif de rendre des VEs moins chers et plus autonomes. Cependant, les effets de cette commande sur cycles routiers (rendement, bruit, à-coups) n'avaient pas été complètement étudiés. En 2015, cette thèse a débuté au GeePs pour étudier et atteindre simultanément ces objectifs.

Contributions et organisation de la thèse

L'objectif principal de travail de thèse est de proposer une loi de commande permettant d'augmenter le rendement de l'ensemble machine-convertisseur. Sous la contrainte de maintenir le couple moyen de la machine requis par la charge, l'INC augmente le couple de référence et éteint quelques phases pendant chaque période électrique ou chaque période mécanique pour atteindre un meilleur rendement. Par conséquent, l'INC réduit les pertes du convertisseur et les pertes ferromagnétiques de la machine. L'INC dispose également d'une liberté de sélection des phases activées qui influence des fréquences générées des courants, des efforts radiaux au stator et du couple de la machine. Par conséquence, l'INC peut éviter l'excitation des fréquences naturelles du stator, ou bien celles de la chaîne cinématique. Cette stratégie, appelée glissement, a pour but de réduire les effets négatifs de l'INC vis-à-vis de comportements vibratoire et pulsatoire qui sont respectivement à l'origine du bruit acoustique et des à-coups mécaniques.

La démarche présentée considère quatre aspects différents d'un véhicule électrique : l'efficacité énergétique, les vibrations de la machine, les pulsations de la chaîne cinématique et la validation de la commande sur des cycles de conduite. Elle permet également d'étudier les performances atteintes sur la totalité du plan couple-vitesse.

Ce mémoire de thèse s'organise en cinq chapitres. Le premier chapitre rappelle l'historique de la MRVDS, suivie par la présentation de sa structure, son fonctionnement et sa modélisation. L'état de l'art sur les commandes de base de la MRVDS pour la traction électrique est également présenté dans ce chapitre.

Le deuxième chapitre étudie l'efficacité énergétique de l'INC. Il présente d'abord un modèle de pertes de l'ensemble machine-convertisseur avant d'expliquer le principe de l'INC, suivi par sa réalisation et ses différentes stratégies. Les résultats de simulation et d'expérimentation obtenus avec une MRVDS de 2 kW et une MRVDS de 70 kW confirment la performance de l'INC concernant l'efficacité énergétique du système.

Le troisième chapitre traite de l'impact de l'INC sur le comportement vibratoire de la machine, qui est relié au bruit vibro-acoustique. Un modèle vibratoire simplifié du stator est d'abord développé. L'impact de l'INC sur les vibrations du stator est vérifié avec ce modèle vibratoire ainsi qu'en expérimentation. Les résultats expérimentaux et de simulation se correspondent et montrent que l'INC peut réduire les vibrations de la MRVDS.

Le quatrième chapitre analyse l'impact de l'INC sur le comportement pulsatoire de la chaîne cinématique, qui est l'origine des à-coups mécaniques. Cette analyse est faite à l'aide d'un modèle de chaîne cinématique d'une voiture électrique particulière. Les résultats de simulation montrent que les fréquences naturelles de la chaîne cinématique, qui sont basses, ne sont excitées qu'aux vitesses de rotation très faibles.

Le cinquième chapitre vérifie la performance énergétique de l'INC sur des cycles de conduite WLTC, CADC et INRETS. Ceci est fait aussi avec le groupe motopropulseur utilisé dans le quatrième chapitre. Les résultats obtenus montrent que l'INC peut réduire jusqu'à 5,17 % l'énergie électrique consommée en ville.

Des conclusions sont finalement tirées à l'issue de ces chapitres et des perspectives sont également données. Plusieurs résultats donnés dans ce mémoire ont été présentés lors de conférences nationales, internationales et dans des revues internationales.

Revues internationales

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs E. Berthelot, Iliya Ralev, Bernhard Burkhart, Rik W. De Doncker and C. Marchand, "Efficiency Improvement by the Intermittent Control for Switched Reluctance Machines and Drives in Automotive Application," in IEEE Transactions on Industry Application, 2019.

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs E. Berthelot and C. Marchand, "Vibration study of the intermittent control of a switched reluctance machine," special issue of Transactions of IMACS Mathematics and Computers in Simulation, Elsevier journal, WOS indexed, 2018.

Conférences internationales avec actes

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs and C. Marchand, "Intermittent control for efficiency gain of a switched reluctance machine," 2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), Miami, FL, 2017, pp. 1-7.

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs and C. Marchand, "Impact of the intermittent control on the vibration behavior of a switched reluctance machine," 2017 IMACS International conference on theory and application of modeling and simulation in electrical power engineering (Electrimacs), Toulouse, 2017.

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs and C. Marchand, "Impact of the intermittent control on the torque pulsation of a switched reluctance machine," 2017 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC), Belfort, 2017, pp. 1-7.

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs and C. Marchand, "Performance of the intermittent control for switched reluctance machine on driving cycle," 2018 IEEE International Conference on Electrical Machines (ICEM), Alexandroupoli, 2018.

• A. Sarr, D. M. Nguyen, I. Bahri, D. Diallo, "Optimal control strategy of switched reluctance generator," 2017 IMACS International conference on theory and application of modeling and simulation in electrical power engineering (Electrimacs), Toulouse, 2017.

Conférences nationales avec actes

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs and C. Marchand, "Commande Intermittente pour le Gain en Efficacité Energétique d'une Machine à Réluctance Variable," Conférence des Jeunes Chercheurs en Génie Électrique (JCGE'17), Arras, 2017.

• D. M. Nguyen, I. Bahri, G. Krebs and C. Marchand, "Impact de la commande intermittente sur la pulsation du couple d'une machine à réluctance variable pour véhicule électrique," Symposium de Génie Electrique (SGE'18), Nancy, 2018.

Chapitre 1

Présentation de la MRVDS

Sommaire

1.1 Introduction du chapitre 7
1.2 Historique de la MRVDS 10
1.3 Structure de la MRVDS 10
1.4 Fonctionnement de la MRVDS 12
1.4.1 Principe de fonctionnement 12
1.4.2 Électronique de puissance 16
1.5 Modélisation de la MRVDS 17
1.6 Commande de la MRVDS 21
1.7 Conclusion du chapitre 26

Dans cette thèse, la MRVDS est employée pour la traction des VEs à bas coût. Pour cette application, on s'intéresse principalement à l'efficacité énergétique du système dans le but de prolonger l'autonomie des véhicules. Les autres critères liés aux défauts inhérents à la MRVDS (vibrations de la machine et pulsations du couple) sont également considérés pour assurer le meilleur agrément possible aux utilisateurs. Pour ce fait, son principe de fonctionnement, sa conversion d'énergie et son électronique de puissance sont d'abord présentés pour bien comprendre le comportement physique de cette machine. Ensuite, la modélisation numérique ainsi que les commandes de base de la MRVDS sont discutées.

1.1 Introduction du chapitre

Cette thèse s'intéresse à la commande de la MRVDS pour la traction électrique. Il est donc nécessaire de rappeler au préalable les caractéristiques nécessaires d'une machine de traction pour le VE. Quelques études concernant l'application de la MRVDS à la traction électrique sont ensuite données.

Les points d'intérêt principaux d'une machine de traction sont (Rain, 2013) :
• un bruit acoustique faible,
• un coût de fabrication compétitif,
• une puissance ou un couple massique important,
• un couple à faible ondulation surtout aux basses vitesses,
• une caractéristique de couple adaptée en fonction de la vitesse,
• un bon rendement du système sur une plage de vitesse importante,
• une certaine robustesse vis à vis de défauts au niveau de la machine et du convertisseur statique,
• un facteur de puissance élevé avec une minimisation de la puissance apparente du convertisseur statique,
• des lois de commande performantes implémentées sur des cibles de programmation économiques.

Sur certains critères, la MRVDS possède des caractéristiques favorables à la traction électrique : coût de fabrication faible, bonne robustesse, vitesse de rotation élevée. Il a alors été envisagé d'utiliser la MRVDS pour des véhicules hybrides et électriques. Par contre, les deux inconvénients majeurs de la MRVDS qui sont le bruit acoustique important dû à des vibrations de la machine et des ondulations de couple laissent le monde industriel réticent quant à son utilisation. Récemment, la MRVDS commence à marquer sa présence aussi bien dans la littérature scientifique que dans le milieu industriel. Quelques exemples de l'utilisation de la MRVDS dans l'industrie automobile sont présentés.

A l'exposition Geneva Motor Show 2013, le constructeur Land Rover a dévoilé un concept d'un véhicule 100 % électrique Land Rover Defender (*Land Rover*). Ce prototype était motorisé par une MRVDS d'une puissance de 70 kW et alimenté par une batterie lithium-ion produisant une tension DC de 300 V et disposant d'une capacité de 27 kWh. Ce véhicule pouvait atteindre une vitesse maximale de 112 km/h et assurer une autonomie de 80 km.

Figure 1.1 – Véhicule Land Rover motorisé par une MRVDS (*Land Rover*)

La compagnie belge Green Propulsion, spécialisée dans le développement des véhicules plus propres, a développé avec Nidec SR Drives deux MRVDS pour un projet de groupe motopropulseur hybride. Ce projet a été conçu pour réduire les émissions des véhicules comme les bus et les véhicules de collecte de déchets. Ces deux MRVDS sont de 50 kW et de 160 kW alimentées par des batteries lithium-ion légères et à faibles pertes, couplées avec un moteur diesel de 2,5 litres (*Green Pro*). Cette combinaison permet au véhicule de commuter entre la puissance électrique et la puissance hybride pour une optimisation énergétique. Ce système élimine également le besoin d'une boite de vitesse principale et permet donc un couplage direct aux roues motrices, il en résulte alors un rendement amélioré sur toute la plage de vitesse.

En 2016, Punch Powertrain, un fournisseur indépendant belge de systèmes complets de groupe motopropulseur, a présenté dans le cadre du projet européen ARMEVA (Advanced Reluctance Motors for Electric Vehicle Applications) dont il était membre, la MRVDS EP2 motorisant un VE prototype. Cette machine était compacte avec un diamètre de 240 mm incluant la couche de refroidissement et une longueur de 260 mm incluant le carter. Elle a également été équipée d'une boite de vitesse singulière intégrée et de l'électronique de puissance embarquée. Le système alimenté par une tension de 355 V pouvait délivrer un couple maximal de 180 Nm, une puissance maximale de 120 kW et une vitesse maximale de 20000 rpm. Son rendement maximal était de 94 % (*Punch Powertrain*).

FIGURE 1.2 – Bus Green Propulsion motorisé par une MRVDS (*Green Pro*)

FIGURE 1.3 – Véhicule utilitaire avec une MRVDS (*Punch Powertrain*)

La recherche et le développement de groupe motopropulseur à base de la MRVDS sont menés par plusieurs constructeurs automobiles ainsi que par des groupes de recherche académique.

1.2 Historique de la MRVDS

Le nom « réluctance variable »(switched reluctance) est devenu un terme populaire pour cette classe de machine. Les premières machines à réluctance variable reconnaissables ont été construites au début du XIXe siècle. Les plus connues ont été conçues par Robert Davidson en 1837 en Écosse et présentées à Aberdeen en 1840, à Edinbourg en 1841 et à Londres en 1842. L'application la plus connue était la locomotive électrique « Galvani »mesurant 4,8 mètres et pesant 6 tonnes qui a roulé de Glassgow à Edinbourg à 6,4 km/h (Reid, 2016). La figure 1.4 montre une MRVDS de Davidson avec deux électroaimants A-A'. La première référence du terme réluctance variable a été produite par Nasar dans un papier publié dans les actes de Institute of Electrical Engineers (IEE) en 1969 (Nasa, 1969). Le terme est devenu populaire dans les années 1980 par les brevets et les publicités des fabricants de cette technologie.

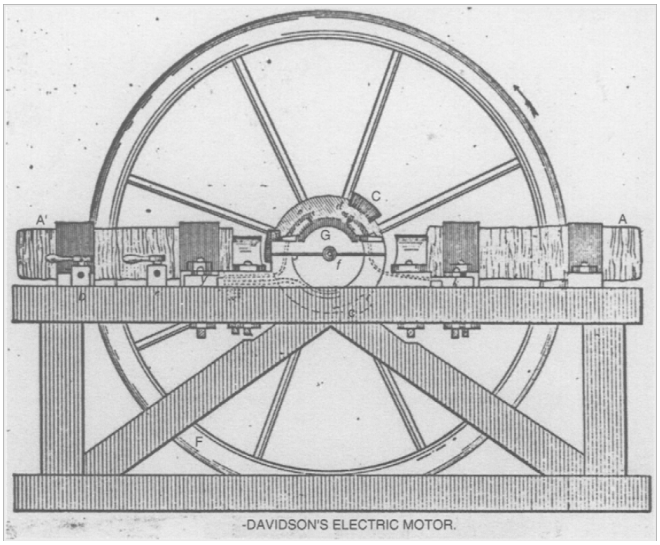


Figure 1.4 – Machine de Davidson (Miller, 2001)

1.3 Structure de la MRVDS

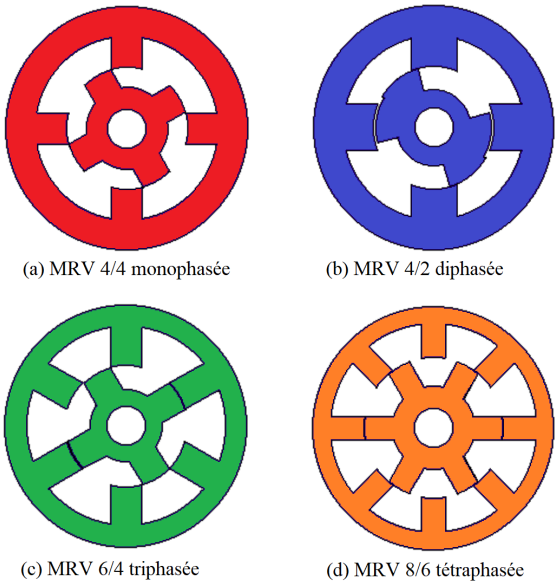
Dans la MRVDS à double saillance, le stator possède des bobines qui sont montées sur des pôles opposés. Le rotor ne possède ni aimants ni bobines et est donc passif. La MRVDS se décline sous plusieurs types de structures identifiées sous la forme MRVDS N_{ds}/N_{dr} à $N_{ph} - phases$, où N_{ds} est le nombre de dents statoriques, N_{dr} est le nombre de dents rotoriques et N_{ph} est le nombre de phases. Chaque structure présente des avantages et des inconvénients en fonction de l'application visée. Quelques structures de base sont présentées ci-après du point de vue de nombre de phases.

• **MRVDS monophasée** : c'est la structure la plus simple avec le moins de bras de convertisseur. Ses inconvénients résident dans les ondulations de couple très élevées et l'impossibilité de démarrer à partir de n'importe quelle position angulaire. C'est une machine intéressante pour les applications à très grande vitesse, mais les problèmes de démarrage peuvent empêcher son utilisation. La figure 1.5a montre une MRVDS 4/4 monophasée.

• **MRVDS diphasée** : les problèmes de démarrage par rapport aux machines monophasées peuvent être surmontés en modifiant l'entrefer, ou en fournissant une asymétrie dans les pôles rotoriques. Quant aux ondulations de couple, elles sont généralement élevées. La figure 1.5b montre une MRVDS 4/2 diphasée.

• **MRVDS triphasée** : celle-ci offre la solution la plus simple au démarrage et à la réduction des ondulations de couple sans recourir à un nombre élevé de phases. La structure la plus simple est de la forme 6/4. Les MRVDS triphasées alternatives avec une multiplication des dents statoriques et rotoriques de cette structure peuvent offrir une meilleure solution pour les applications à faible vitesse. La figure 1.5c montre une MRVDS 6/4 triphasée.

• **MRVDS tétraphasée** : c'est une solution populaire permettant de réduire les ondulations de couple, mais l'augmentation du nombre de bras de convertisseurs et les connexions associées limite probablement les domaines d'applications. La figure 1.5d montre une MRVDS 8/6 tétraphasée. Les machines à cinq et six phases peuvent encore offrir une meilleure réduction des ondulations de couple par rapport aux machines triphasées et tétraphasées, mais sont aussi accompagnées d'une grande complexité de commande.



(a) MRV 4/4 monophasée (b) MRV 4/2 diphasée

(c) MRV 6/4 triphasée (d) MRV 8/6 tétraphasée

FIGURE 1.5 – Divers types de MRVDS

1.4 Fonctionnement de la MRVDS

Cette section présente le fonctionnement de la MRVDS et les équations associées. Ces notions permettront de comprendre la conversion d'énergie et la production de couple au sein de la machine.

1.4.1 Principe de fonctionnement

Une MRVDS 2/2 monophasée est illustrée dans la figure 1.6 comme exemple de base pour adresser quelques définitions. Les deux bobines montées sur les pôles statoriques opposés sont simultanément alimentées et génèrent un flux magnétique dans cette phase. Ce flux circule dans le stator et traverse le rotor par les dents. Les dents rotoriques plus proches de la phase alimentée ont tendance à s'aligner avec les dents statoriques afin de maximiser la circulation du flux. Ce phénomène crée un couple électromagnétique. Lorsque plusieurs phases sont présentes, elles sont alors alimentées de manière successive aux « bons moments »pour entraîner une rotation continue. La connaissance de la position angulaire du rotor est nécessaire pour alimenter les phases aux instants voulus, c'est « l'autopilotage ».

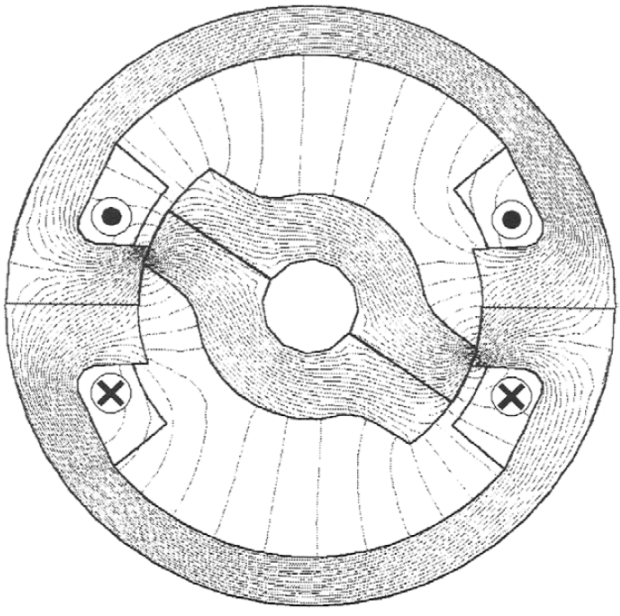


FIGURE 1.6 – MRVDS 2/2 monophasée

La figure 1.7 montre la position de conjonction A où l'inductance est maximale : le circuit magnétique est susceptible de saturer, le couple est nul et le rotor est en équilibre stable.

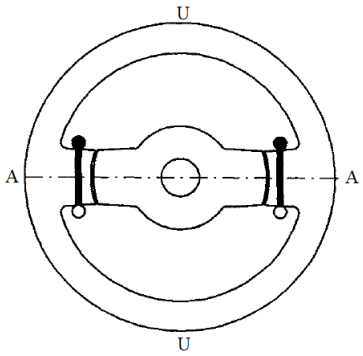


FIGURE 1.7 – Position de conjonction

La figure 1.8 montre la position d'opposition U où l'inductance est minimale : le circuit magnétique est difficilement saturable, le couple est nul mais le rotor est en équilibre instable.

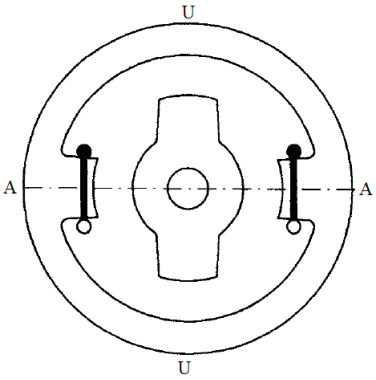


FIGURE 1.8 – Position d'opposition

Dans une MRVDS à N_{dr} dents rotoriques, quand le rotor effectue un tour mécanique, il passe N_{dr} périodes électriques. La relation entre l'angle électrique θ_e et l'angle mécanique θ_m est :

$$\theta_e = N_{dr}\theta_m \tag{1.1}$$

Par conséquent, la relation entre les pulsations électrique ω_e et mécanique ω_m est $\omega_e = N_{dr}\omega_m$, et la relation entre les fréquences électrique f_e et mécanique f_m est $f_e = N_{dr}f_m$.

L'inductance propre L des bobines et le couple de la machine varient en fonction de la position électrique du rotor θ_e dans le cas où les dents statoriques et rotoriques ont la même largeur (figure 1.9). Le sens de rotation positif du rotor est choisi dans le sens antihoraire. J est la position où le bord avant de la dent rotorique s'aligne avec le premier bord de la dent statorique. K est la position où le bord arrière de la dent rotorique s'aligne avec le deuxième bord de la dent statorique. J, A et K sont respectivement le début, le maximum et la fin du chevauchement des dents. Le cycle U-A-U sur la figure 1.9 fait une période électrique du rotor. Le temps effectuant un tour électrique est une période électrique.

Si la phase est alimentée, lorsque le rotor s'approche de la position de conjonction entre les positions J et A (l'inductance croissante, $\frac{dL(\theta_e)}{d\theta_e} > 0$), le couple produit est positif : la machine fonctionne en mode moteur. Au contraire, quand le rotor s'éloigne de la position de conjonction entre les positions A et K (l'inductance décroissante, $\frac{dL(\theta_e)}{d\theta_e} < 0$), le couple produit est négatif : la machine fonctionne en mode générateur ou freinage ou récupération.

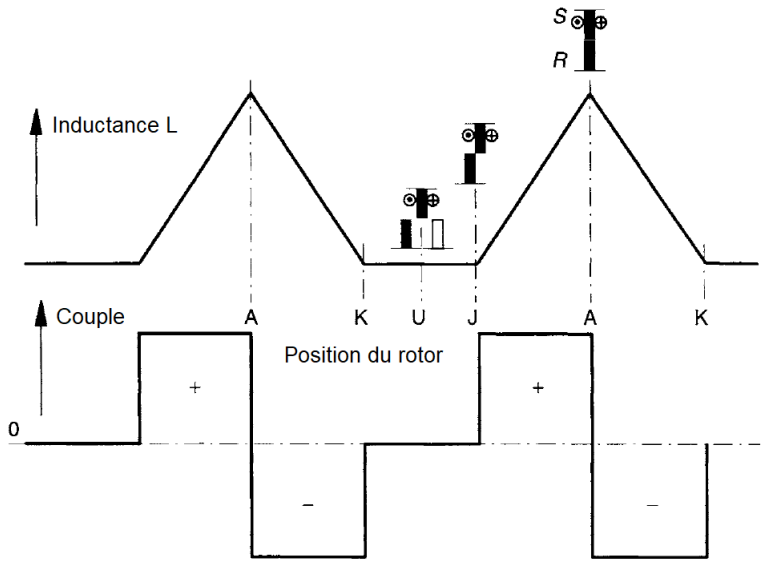


FIGURE 1.9 – Variation de l'inductance et du couple d'une phase avec couple négatif

Idéalement pour un fonctionnement moteur, la forme d'onde du courant est une série d'impulsions synchronisées avec les intervalles de l'inductance croissante (figure 1.10). La forme d'onde théorique du couple est la même que celle du courant. La production d'un couple continu unidirectionnel requiert plus d'une phase alimentée de telle sorte que des « trous »dans la forme d'onde du couple soient remplis par des couples des autres phases. L'indépendance et la sommabilité des couples de phase de la MRVDS sont les propriétés fondamentales de la commande intermittente.

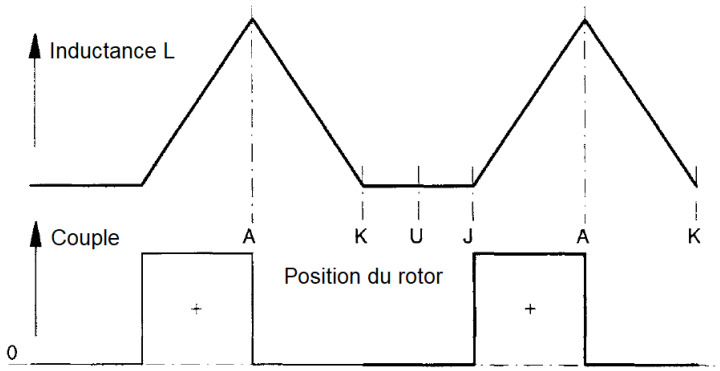


FIGURE 1.10 – Variation de l'inductance et du couple d'une phase sans couple négatif

Ce fonctionnement peut être expliqué par une analyse où l'inductance ne dépend que de la position du rotor (hypothèse de linéarité du circuit magnétique ou absence de saturation). Par ailleur, le couplage mutuel entre les phases normalement très faible est négligé (MILLER, 2001). La tension aux borne d'une phase est :

$$\begin{aligned} v &= Ri + \frac{d\Phi}{dt} \\ &= Ri + \frac{d(Li)}{dt} \text{ (hypothèse de linéarité)} \\ &= Ri + L\frac{di}{dt} + i\frac{dL}{dt} \\ &= Ri + L\frac{di}{dt} + i\frac{dL}{d\theta_m}\frac{d\theta_m}{dt} \\ &= Ri + L\frac{di}{dt} + i\frac{dL}{d\theta_m}\omega_m. \end{aligned} \tag{1.2}$$

Où v est la tension de phase, i est le courant de phase, Φ est le flux de phase, R est la résistance de phase, L est l'inductance de phase, θ_m (en radian) est la position du rotor, et ω_m est la vitesse angulaire du rotor. La tension de phase peut être exprimée comme la somme d'une chute de tension Ri, d'une tension inductive Ldi/dt et d'une force contre-électromotrice $e = idL/d\theta\omega_m$. La puissance électrique instantanée de phase est :

$$vi = Ri^2 + Li\frac{di}{dt} + i^2\frac{dL}{d\theta_m}\omega_m \tag{1.3}$$

Concernant le couple électromagnétique C_{em}, selon la loi de conservation de l'énergie, la puissance électromagnétique $P_{em} = \omega_m T_{em}$ est ce qui reste après la soustraction des pertes résistives Ri^2 (en absence d'autres pertes) et du taux de changement de l'énergie magnétique stockée à partir de la puissance d'entrée vi.

Le taux de changement de l'énergie magnétique stockée est :

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}\left(\frac{1}{2}Li^2\right) &= \frac{1}{2}i^2\frac{dL}{dt} + Li\frac{di}{dt} \\ &= \frac{1}{2}i^2\frac{dL}{d\theta_m}\frac{d\theta_m}{dt} + Li\frac{di}{dt} \\ &= \frac{1}{2}i^2\frac{dL}{d\theta_m}\omega_m + Li\frac{di}{dt} \end{aligned} \tag{1.4}$$

La puissance électromagnétique est :

$$\begin{aligned} P_{em} &= \left(Ri^2 + Li\frac{di}{dt} + i^2\frac{dL}{d\theta_m}\omega_m\right) - Ri^2 - \left(\frac{1}{2}i^2\frac{dL}{d\theta_m}\omega_m + Li\frac{di}{dt}\right) \\ &= \frac{1}{2}i^2\frac{dL}{d\theta_m}\omega_m \end{aligned} \tag{1.5}$$

Le couple électromagnétique est :

$$\begin{aligned} C_{em} &= \frac{P_{em}}{\omega_m} \\ &= \frac{1}{2}i^2\frac{dL}{d\theta_m} \end{aligned} \tag{1.6}$$

L'équation 1.6 montre que le signe du couple électromagnétique de la machine ne dépend que la dérivée de l'inductance en fonction de la position du rotor. Le couple est positif (mode moteur) quand la machine est excitée (magnétisée) pendant la croissant de l'inductance. Au contraire, le couple est négatif (mode générateur) quand la machine est excitée pendant la décroissance de l'inductance (figure 1.10).

1.4.2 Électronique de puissance

Dans l'expression simplifiée du couple de l'équation 1.6, comme i^2 est toujours positif, le signe du couple ne dépend que du terme $dL(\theta_m)/d\theta_m$ qui est la pente de l'inductance illustrée dans la figure 1.10. Pour assurer la rapide décroissance du courant, il faut permettre une phase de roue libre ou assurer une alimentation par une tension négative.

Le demi-pont asymétrique dans la figure 1.11 est capable de satisfaire cette condition. Quand les interrupteurs Q1 et Q2 sont fermés, la tension de phase est $v = +V_s$. Quand Q1 et Q2 sont ouverts, le courant passe par des diodes D1, D2 et la tension de phase est $v = -V_s$.

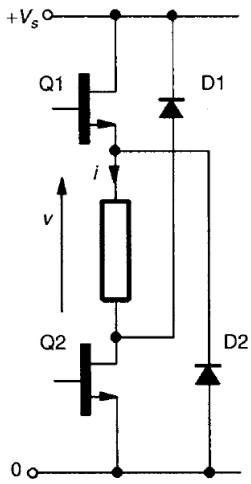


FIGURE 1.11 – Un demi-pont asymétrique

Ce demi-pont est également capable d'assurer la réversibilité et de faire fonctionner la MRVDS en mode générateur. Chaque phase est alimentée indépendamment par un demi-pont asymétrique connecté à la même source de tension. L'ensemble machine-convertisseur est ensuite modélisé sous un environnement numérique présenté en section 1.5.

1.5 Modélisation de la MRVDS

La simulation numérique de la MRVDS permet la vérification des conceptions analytiques de la machine et de sa commande. Les performances énergétique, vibratoire et pulsatoire de la machine peuvent être également étudiées dans des régimes transitoire et établi sur la totalité du plan couple-vitesse. Par conséquence, cette approche réduit le temps et le coût de développement des systèmes de conversion d'énergie. Cette simulation nécessite un modèle numérique de l'ensemble machine-convertisseur.

Les machines à courant continu, synchrone ou asynchrone peuvent être modélisées par des équations dynamiques qui sont directement implémentées dans un environnement de simulation comme Matlab/Simulink par exemple. La simulation de la MRVDS est plus compliquée à cause de la forte dépendance du flux à la position du rotor, en plus de la nonlinéarité des caractéristiques B-H des matériaux ferromagnétiques (KRISHNAN, 2001).

Les caractéristiques de la machine peuvent être obtenues à partir de la méthode des éléments finis (MEF) avec les caractéristiques B-H des matériaux employés, les dimensions de la machine, et les données du bobinage (Renault, GeePs et Satie, 2004). De manière complémentaire, ces caractéristiques peuvent être analytiquement calculées ou expérimentalement mesurées (Rekik, 2007), (Hannoun, 2008).

Avec la MEF, les cartographies du flux magnétique et du couple électromagnétique en fonction du courant et de la position du rotor sont exprimées par un large ensemble de données de manière tridimensionnelle. L'hypothèse d'absence de couplage magnétique entre phases permet de ne considérer qu'une phase de manière indépendante. Puis l'extension aux autres phases est appliquée par un décalage de position approprié entre les phases. Les cartographies d'une MRVDS 8/6 tétraphasée utilisée dans ce travail sont présentées par la suite.

Trois MRVDS sont étudiées durant la thèse. La première machine est une MRVDS 8/6 tétraphasée de 2 kW (figure 1.12). Nous allons appeler cette machine MRVDS M1 dans le reste du mémoire. Chaque phase comprend deux dents statoriques qui sont alimentées en série par un demi-pont asymétrique comprenant deux MOSFETs et deux diodes. Ce système permet de développer et vérifier rapidement des commandes proposées.

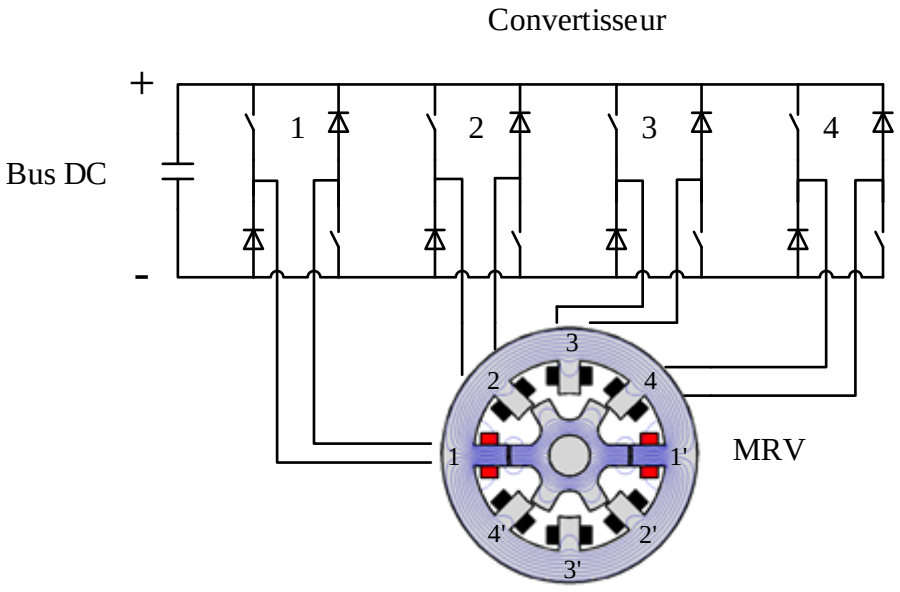


Figure 1.12 – Ensemble machine-convertisseur

La deuxième machine est une MRVDS de traction 18/12 triphasée 70 kW (Projet ODIN, MRVDS M2) avec son convertisseur statique. Elle a été dimensionnée de telle sorte que sa courbe enveloppe couvre les points de fonctionnement d'une application automobile.

Chaque phase est constituée par six dents statoriques qui sont alimentées en parallèle par un demi-pont asymétrique comprenant deux MOSFETs et deux diodes. Les paramètres du système sont listés dans le tableau 1.1. Ce système permet d'évaluer l'impact énergétique de l'INC sur une MRVDS de traction. Il est utilisé uniquement pour la validation expérimentale de l'INC en section 2.6.2.2.

Le but de ce travail est de proposer une stratégie finale de la commande INC qui prend en compte plusieurs critères : l'efficacité énergétique, les vibrations de la machine et les pulsations de la chaîne cinématique. Il est donc nécessaire que ces critères soient étudiés sur une même MRVDS, idéalement de traction. La MRVDS M2 est une machine de traction qui nous permet de vérifier expérimentalement l'impact énergétique de l'INC en mode moteur. Par contre, nous n'avons pas eu suffisamment d'informations sur cette machine pour étudier les autres critères. Nous avons choisi de travailler sur une machine virtuelle issue d'une adaptation de la petite MRVDS M1 à une application de traction automobile : nous avons appliquer des coefficients de vitesse ($K_v = 5,5$) et de couple ($K_c = 4,3$) pour obtenir une MRVDS M3. Ce système est utilisé à partir du chapitre 4 pour l'étude pulsatoire de la chaîne cinématique et le chapitre 5 pour l'évaluation de la performance de l'INC sur les cycles de conduite. Les paramètres du système sont présentés dans le tableau 1.1.

Table 1.1 – Description des systèmes MRVDS-Convertisseur

Caractéristique	M1	M2	M3
Dents statoriques/rotoriques	8/6	18/12	8/6
Nombre de phases	4	3	4
Tension de bus DC (V)	24	345	345
Courant maximal (A)	100	100	100
Vitesse de base (rpm)	1300	6000	7150
Couple maximal (Nm)	25	110	107
Puissance maximale (kW)	2	70	47
Diamètre extérieur (mm)	140	204	-
Longueur active (mm)	125	120	-
Largeur entrefer (mm)	0,4	0,5	-

Afin d'élaborer les commandes étudiées par la suite, la MRVDS M1 est modélisée par des modèles électromagnétique et électromécanique à partir d'un code laboratoire appelé « MRVSIM »basé sur la MEF (Renault, GeePs et Satie, 2004). Les données sont les réseaux de flux magnétique et de couple électromagnétique en fonction du courant de phase et de la position du rotor (figures 1.13 et 1.14).

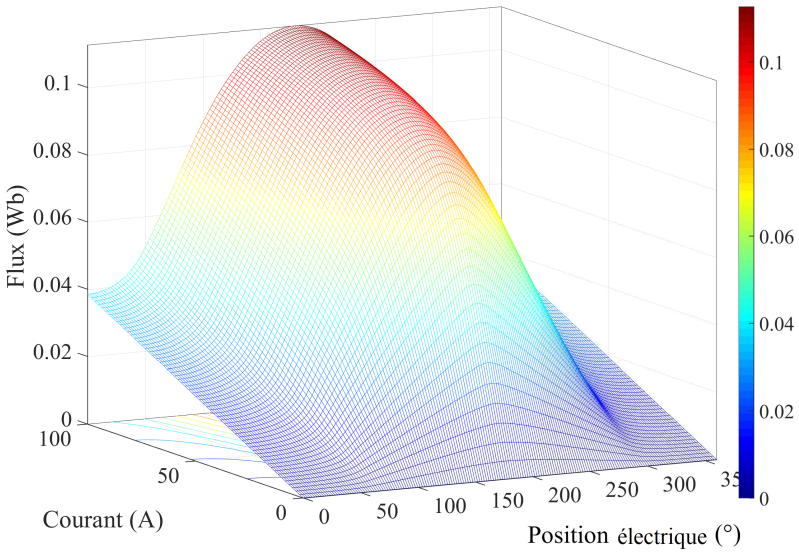


FIGURE 1.13 – Réseau de flux d'une phase de la MRVDS M1 en fonction du courant de phase et de la position du rotor

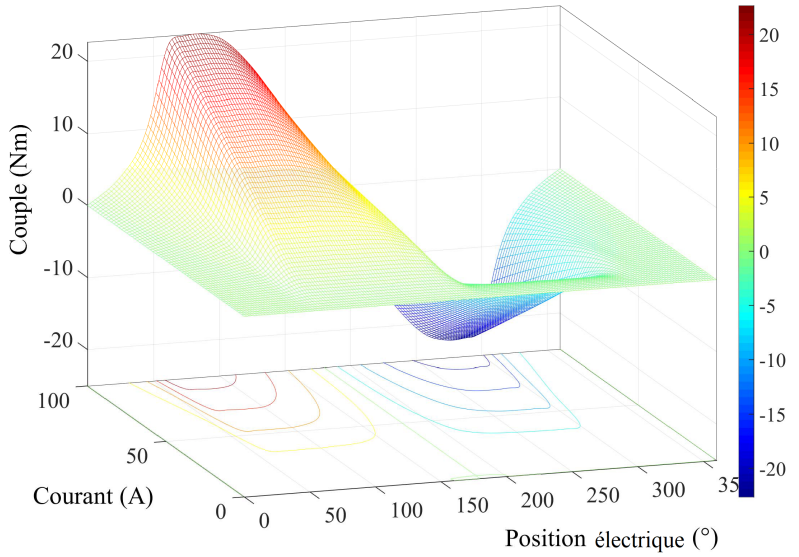


FIGURE 1.14 – Réseau de couple d'une phase de la MRVDS M1 en fonction du courant de phase et de la position du rotor

1.6 Commande de la MRVDS

En rotation, la production de couple est liée aux courants de phase : formes d'onde et synchronisation de position. Cette fonction est réalisée par un autopilotage qui, à partir de la position du rotor et des angles de commande, calcule les intervalles de conduction des phases. Le contrôle du courant est sans doute l'élément primordial des commandes de la MRVDS. Chaque phase est équipée d'un régulateur de courant tel qu'un régulateur hystérésis ou un régulateur proportionnel-intégral (PI) à gains fixes ou variables.

La force contre-électromotrice $i\frac{dL}{d\theta_m}\omega_m$ en équation 1.2 dépend de la vitesse du rotor. Avec une tension de phase constante, la tension inductive devient plus faible quand la vitesse du rotor est plus élevée. Ceci réduit la capacité du courant de croître et d'atteindre la référence voulue. Le seuil de vitesse où le courant ne peut plus atteindre la référence est appelé la vitesse de base. Les formes d'ondes correspondant aux vitesses : inférieure, égale et supérieure à la vitesse de base en mode moteur sont respectivement illustrées dans les figures 1.15, 1.16, 1.17.

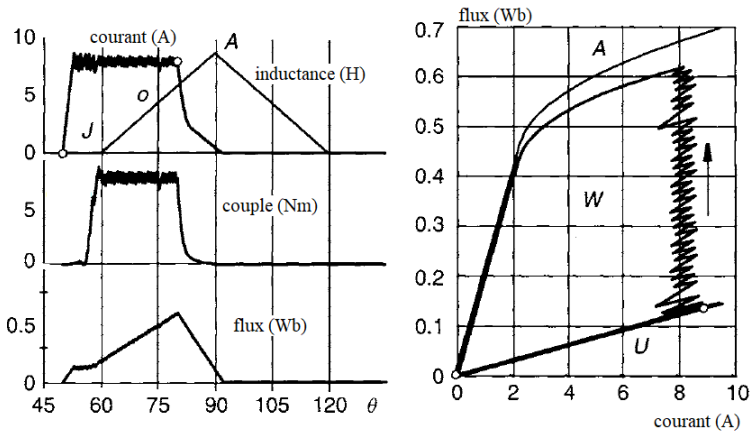


FIGURE 1.15 – Formes d'ondes à une vitesse inférieure à la vitesse de base (MILLER, 2001)

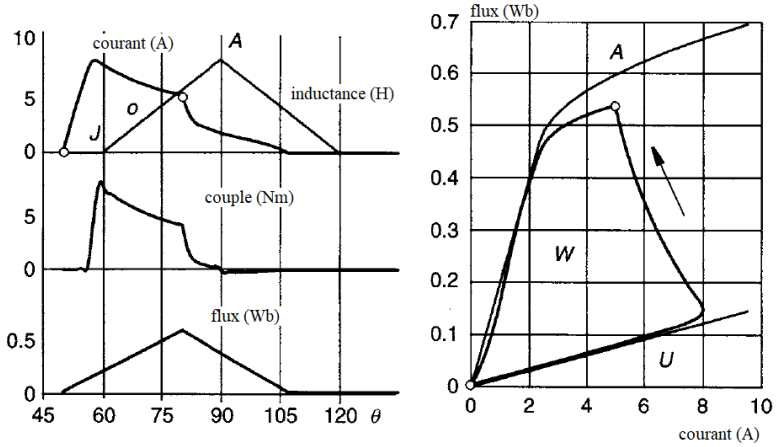


FIGURE 1.16 – Formes d'ondes à la vitesse de base (MILLER, 2001)

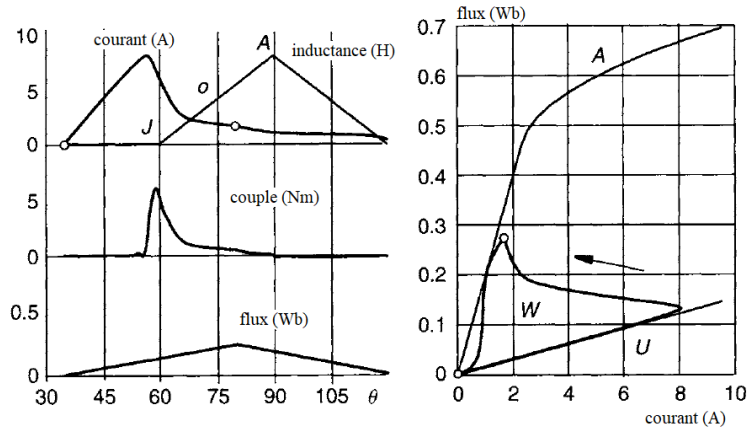


FIGURE 1.17 – Formes d'ondes à une vitesse supérieure à la vitesse de base (MILLER, 2001)

Les courbes enveloppes couple-vitesse délimitant les régions de fonctionnement de la MRVDS sont illustrées dans la figure 1.18. La courbe (a) présente les valeurs maximales du couple positif que la machine peut délivrer en fonction de la vitesse. Elle délimite la région de fonctionnement en mode moteur de la MRVDS. De manière similaire, la courbe (b) présente les valeurs maximales du couple négatif que la machine peut délivrer en fonction de la vitesse. Celle-ci délimite la région de fonctionnement en mode générateur de la MRVDS. B correspond à la vitesse de base qui différencie également la région de couple constant et la région de puissance constante.

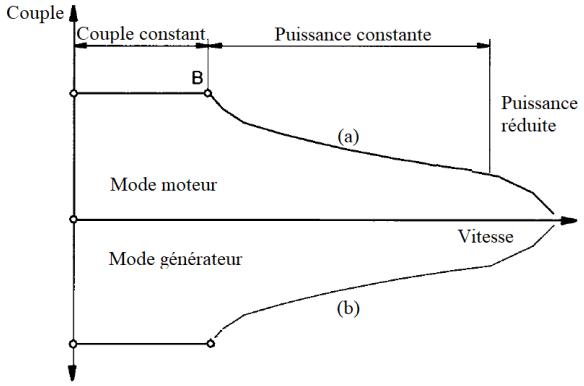


FIGURE 1.18 – Caractéristiques couple-vitesse de la MRVDS

Une structure de la commande en couple instantané (Instantaneous Torque Control, ITC) est illustrée dans la figure 1.19 (HANNOUN, 2008), (RAIN, 2013). La régulation de vitesse fournit le couple de référence de la machine C^*_{ma} selon l'erreur de vitesse. La fonction de répartition de couple génère les propres formes d'onde des couples de référence de phase $C^*_{ph,i}$. Le passage couple-courant, sous forme d'un tableau, détermine les formes d'onde des courants de référence de phase I^*_i pour la régulation de courant.

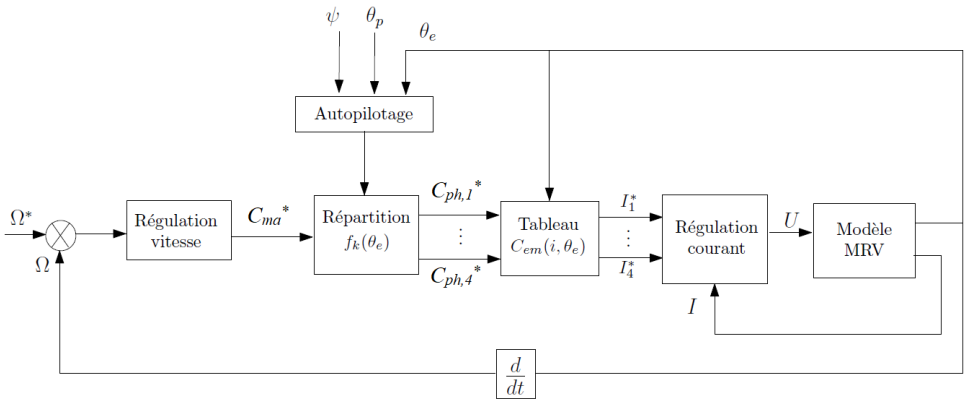


FIGURE 1.19 – Structure de la commande en couple instantané ITC

La structure de la commande en couple moyen (Average Torque Control, ATC) est illustrée dans la figure 1.20 (Hannoun, 2008), (Rain, 2013). L'ATC est caractérisée par un courant de référence constant sur la période de conduction. Cette commande peut être appliquée sur toute la plage de vitesse de fonctionnement de la MRVDS (Hannoun, 2008).

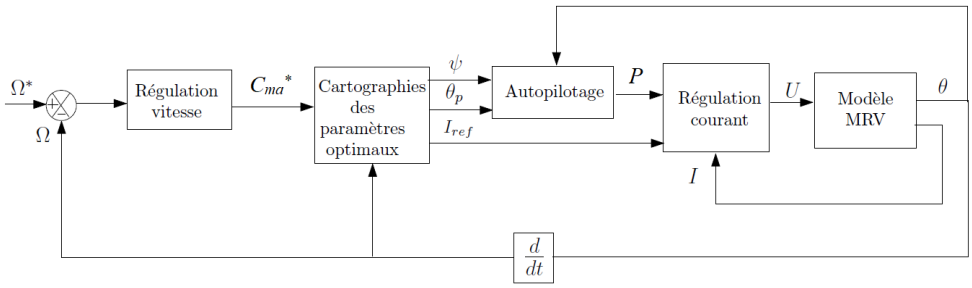


Figure 1.20 – Structure de la commande en couple moyen ATC

La structure de l'ATC comprend une régulation de vitesse avec un régulateur de vitesse de type intégral-proportionnel (IP), un passage couple-courant et une régulation de courant par hystérésis. Le régulateur de courant par hystérésis est choisi pour sa simplicité. Pour un point de fonctionnement dans le plan couple-vitesse, le régulateur de vitesse génère le couple de référence de la machine C^*_{ma}. Le couple moyen est indirectement contrôlé par la régulation de courant.

Le passage du couple de référence au courant de référence est effectué à l'aide des cartographies couple-courant et de la position du rotor θ. Ce passage donne un courant de référence qui est caractérisé par une combinaison de trois paramètres (triplet) : l'amplitude de courant I_{ref}, l'angle d'amorçage ψ et l'angle de conduction θ_p (figure 1.21). L'autopilotage prend en compte la position du rotor pour générer les impulsions de conduction des phases P en correspondance avec les angles de commande. Le régulateur de courant génère des signaux de commande des interrupteurs S en fonction des courants mesurés I.

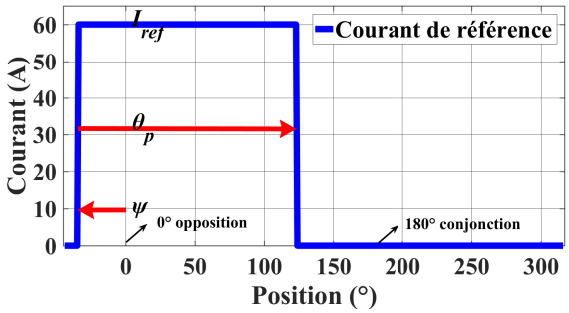
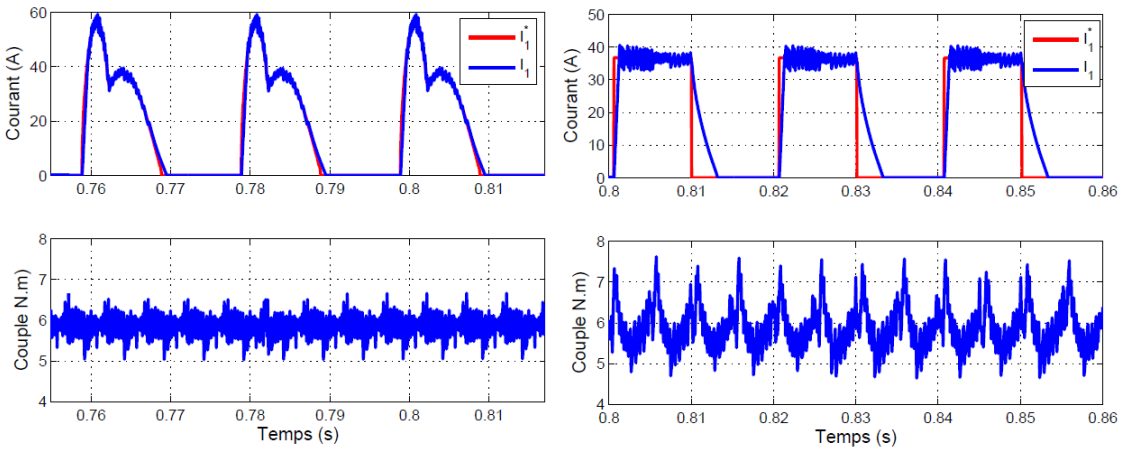


Figure 1.21 – Trois paramètres de commande du courant de référence

Les cartographies couple-courant sont pré-générées sur tout le plan couple-vitesse par une procédure de sélection optimale des paramètres de commande. En effet, il y a plusieurs triplets possibles pour faire fonctionner la MRVDS à un point de fonctionnement spécifique. Par contre, un seul triplet satisfait un critère de fonctionnement optimal comme la maximisation du rendement, la minimisation des ondulations de couple ou encore la minimisation des vibrations de la machine (Rekik, 2007). Comme l'objectif de l'INC est d'augmenter l'efficacité énergétique du système, le critère de maximisation du rendement du système est choisi.

Pour comparer ces deux commandes, la figure 1.22 montre les formes d'onde données par ITC (a) et ATC (b) pour un même point de fonctionnement 500 rpm, 5.5 Nm de la M1. Pour la commande ITC, les courants suivent bien la forme d'onde des courants de référence, ce qui permet d'avoir un couple peu ondulé. L'application de l'ATC devient intéressante à partir de la vitesse de base quand les courants n'arrivent plus à suivre la forme d'onde des courants de référence. Le contrôle du courant devient donc plus délicat, voire impossible (Hannoun, 2008), (Rain, 2013).



(a) ITC (b) ATC

Figure 1.22 – Formes d'onde des commandes ITC et ATC pour un même point de fonctionnement (Hannoun, 2008)

L'ITC permet la réduction des ondulations de couple. Par contre, cette commande requiert la position exacte du rotor et la régulation parfaite du courant instantané. Toute déviation par rapport à la référence du courant peut entrainer des ondulations de couple importantes. A partir de la vitesse base, cette condition n'est plus satisfaite, et le contrôle du couple se fait par variation des angles de commande. L'ITC devient l'ATC (Miller, 2001), (Krishnan, 2001), (Hannoun, 2008), (Rain, 2013).

L'ATC peut par contre être appliquée pour tout le plan couple-vitesse par variation des trois paramètres de commande I_{ref}, Ψ, θ_p. L'optimisation de ces trois paramètres peut satisfaire un critère désiré tel que la maximisation de rendement, minimisation des vibrations de machine, ou minimisation des ondulations de couple, etc sur le plan couple-vitesse entier (Rekik, 2007). La MRVDS M1 est mise en oeuvre à l'aide de l'ATC, à partir de laquelle l'INC est développée.

1.7 Conclusion du chapitre

Ce chapitre avait pour objectif une présentation générale de la MRVDS avant d'entrer dans les détails de la commande intermittente. L'historique de développement, la structure physique, le principe de fonctionnement la modélisation numérique ainsi que les commandes de base de la MRVDS ont été présentés.

La propriété essentielle de la MRVDS qui permet de réaliser la commande intermittente est que les phases sont alimentées successivement de manière indépendante. Chaque phase produit son couple de phase et le couple de la machine est la somme des couples de phase.

La commande en couple moyen de la MRVDS permet de réaliser les optimisations (maximisation de rendement, minimisation de vibrations de machine, minimisation d'ondulations de couple). La commande intermittente est basée sur l'ATC pour maximiser le rendement de l'ensemble machine-convertisseur sur toute la plage de vitesse.

La MRVDS présente également plusieurs avantages pour l'industrie automobile. Des études récentes montrent qu'il est possible de réaliser des groupes motopropulseur électriques efficaces et à coût réduit. Ceci peut impacter positivement le marché des VEs et faciliter leur démocratisation. Dans ce mémoire, trois aspects de la MRVDS qui sont l'efficacité énergétique, les vibrations de la machine (causes du bruit acoustique) et la propulsion du véhicule par la MRVDS seront abordés avec la nouvelle commande intermittente.

Chapitre 2

Commande intermittente pour l'efficacité énergétique

Sommaire

2.1 Introduction du chapitre 27
2.2 Modélisation des pertes du système 30
2.3 Principe de la commande intermittente 33
2.4 Réalisation de la commande intermittente 35
2.5 Stratégies de la commande intermittente 36
2.5.1 Approche électrique 37
2.5.2 Approche mécanique 41
2.6 Impact énergétique de la commande intermittente 43
2.6.1 Validation en simulation 43
2.6.2 Validation en expérimentation 54
2.7 Conclusion du chapitre 63

Ce chapitre traite de l'aspect énergétique de la commande intermittente. Dans cet objectif, un modèle de pertes de l'ensemble machine-convertisseur est d'abord présenté avant d'entrer dans le principe de l'INC ainsi que sa réalisation sous différentes stratégies. L'INC est proposée pour augmenter l'autonomie d'un véhicule motorisé par une MRVDS. Les résultats de simulation et d'expérimentation montrent que l'INC augmente le rendement du système par une réduction des pertes du convertisseur et ferromagnétiques de la machine.

2.1 Introduction du chapitre

La MRVDS est une candidate potentielle pour la traction des VEs grâce à divers avantages. L'absence d'aimants permanents et de bobines au rotor rend la MRVDS moins coûteuse et plus robuste. Cependant, le rendement du groupe motopropulseur est toujours un critère principal (Burkhart et al., 2017).

Dès la conception de la MRVDS, plusieurs techniques sont appliquées afin d'augmenter le rendement de la machine. Le livre de Krishnan (Krishnan, 2001) comporte un chapitre important sur la conception de la MRVDS qui montre bien la relation entre des dimensions de la machine, le nombre de pôles, le nombre de phases et les pertes de la machine, incluant les pertes dans le fer et les pertes dans le cuivre. Le rendement de la machine et le système de refroidissement vont dépendre de ces pertes.

Les structures de MRVDS sont continuellement améliorées grâce à une conception multi-objectif optimale pour la traction électrique : maximisation de rendement, minimisation du bruit acoustique et des ondulations de couple. L'équipe de Rahman utilise dans (Rahman et Schulz, 2002) des analyses par éléments finis pour concevoir, optimiser et construire une MRVDS à haute densité pour la propulsion électrique. Les performances en régime permanent sont simulées pour assurer une bonne efficacité énergétique à toutes les vitesses.

L'article (Xue et al., 2010) présente une méthode d'optimisation des MRVDSs intégrées dans les roues des VEs. La méthode permet l'obtention d'un bon couple volumique. Les variables d'optimisation sont les arcs des pôles statoriques et rotoriques. Un prototype utilisant cette méthode a été fabriqué en respectant bien les exigences d'une machine de traction.

L'article (Chiba, 2011) présente une MRVDS ayant le couple, le rendement et la compacité compétitifs par rapport à la machine synchrone à aimant permanent intérieur (MASAPI) de la Toyota Prius 2003. Cette MRVDS atteint un couple de 400 Nm avec un diamètre extérieur de 269 mm et une longueur axiale de 156 mm, incluant les bobines. Elle a également une capacité de défluxage comparable à la MASAPI. Son rendement maximal est de 95 %. Un an plus tard, cette équipe présente une autre MRVDS conçue avec les mêmes exigences que la MASAPI de la Toyota Prius 2009 (Kiyota et Chiba, 2012). Ayant les mêmes performances, la MRVDS est plus intéressante pour le bas coût et la suppression des aimants.

En ce qui concerne les aspects liés au côté contrôle-commande, (Mademlis et Kioskeridis, 2003) et (Kioskeridis et Mademlis, 2005) ont étudié le problème du choix des angles de commande pour atteindre le rendement maximal. La méthode proposée est basée sur la commande optimale du flux, par les angles de commande, selon le couple de charge et la vitesse du rotor. Un contrôleur qui détermine en ligne l'angle d'amorçage et l'angle de conduction est proposé. Ce contrôleur n'influence pas la complexité du système et il est facile à implémenter, car la reconnaissance des courbes de magnétisation n'est pas requise. De plus, il fournit une transition lisse entre les modes de commande de courant pleine onde et en MLI, et donc une performance optimale de la MRVDS est atteinte sur la plage de vitesse entière. Enfin, ses performances sont validées par les résultats de simulation et d'expérimentation.

L'algorithme de la zéro-volt loop (ZVL) est connu pour réduire le pic de flux et les pertes fer, tout en gardant le même couple que celui imposé par la commande ATC. Par contre, l'utilisation de la ZVL est limitée à cause des corrélations fortement non-linéaires entre le couple et les paramètres de commande de l'ATC causées par la saturation magnétique. L'article (Kojima et De Doncker, 2017) présente une méthode d'optimisation des paramètres de commande de l'ATC avec la ZVL pour minimiser les pertes. Cette méthode de commande atteint une réduction de pertes de 15% sur un cycle de conduite japonais ainsi qu'une réduction des vibrations.

Concernant la relation entre le rendement et les vibrations de la MRVDS, l'article (Bayless et al., 2016) montre que le profilage de courant rectangulaire pour la réduction du bruit acoustique aboutit en général à une réduction du rendement. Cette recherche présente en suite une nouvelle forme d'onde de courant qui est la somme de trois harmoniques avec leur déphasage. L'expérimentation montre que cette nouvelle forme d'onde mène à une réduction des pertes de la machine de 10 % à 20 % et une réduction simultanée du bruit acoustique et de la vibration de façon importante.

Concernant le compromis entre le rendement du système et les ondulations de couple de la MRVDS, l'article (Ralev et al., 2017) examine les performances énergétiques d'une commande de couple lisse d'une MRVDS de traction. La commande de couple lisse, ou la commande directe prédictive du couple instantané, est intéressante en basses vitesses pour éviter l'excitation des résonances mécaniques de la chaine cinématique. Elle est comparée à la commande par hystérésis de courant optimisée en fonction du critère d'efficacité énergétique. L'étude montre que l'exigence d'un couple lisse mène à une diminution du rendement du système qui varie entre 4 et 9 % en particulier pour cette MRVDS.

Parmi les solutions citées dans le but d'augmenter le rendement de la MRVDS, ce sont les solutions de l'approche commande qui peuvent être appliquées pour différentes MRVDSs. La plupart des commandes pour la maximisation du rendement sont basées sur la commande en couple moyen. Comme l'INC est développée sur la base de l'ATC, elle peut profiter des avantages des commandes citées précédemment pour faire encore mieux. De plus, l'INC est une commande simple et facile à implémenter.

En général, une machine électrique motorisant un VE est soumise à de nombreuses sollicitations. Les points de fonctionnement d'un cycle de conduite, par exemple celui proposé par l'Institut National de REcherche sur les Transports et leur Sécurité (INRETS), peuvent être représentés dans un plan couple-vitesse où les limites de fonctionnement sont données par des courbes enveloppes. Dans la figure 2.1, on peut constater que la machine électrique est principalement sollicitée dans la zone de couple moyen dans les deux modes de fonctionnement : moteur (points verts, couple positif) et générateur (points rouges, couple négatif).

Il devient donc nécessaire d'optimiser en termes énergétiques les points de fonctionnement dans cette zone. En effet quelques points de rendement gagnés permettent soit d'augmenter l'autonomie, soit de réduire le coût de batterie ou encore de limiter l'échauffement de la machine.

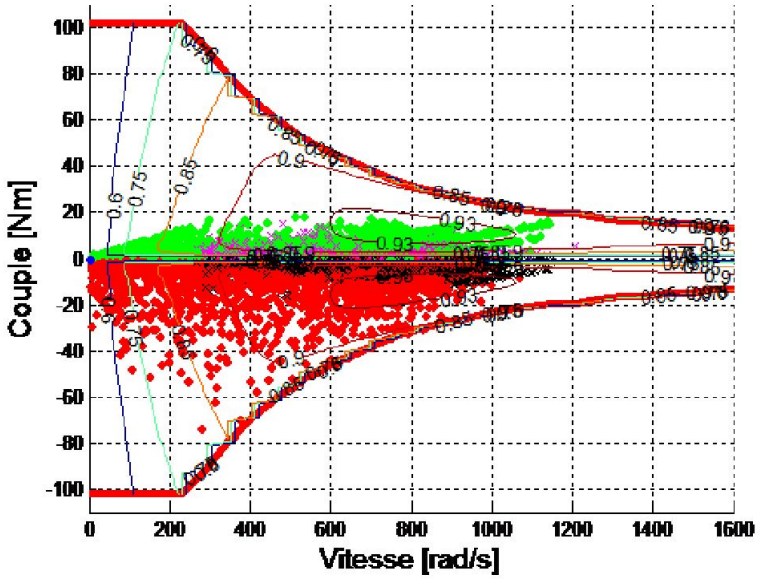


FIGURE 2.1 – Sollicitations de la machine électrique dans un VE (ROY, 2015)

Dans ce contexte, la commande intermittente de la MRVDS a été brevetée dans (RENAULT, 2012) et présentée dans (NGUYEN et al., 2017c) pour répondre à la demande d'une haute efficacité des systèmes de traction des VEs, notamment pour les zones de couple faible et moyen du plan couple-vitesse. Le principe de cette commande est de modifier la forme d'onde du couple tout en gardant le même couple moyen. Comme ce chapitre concerne notamment l'aspect énergétique de l'INC, il présente d'abord le modèle de pertes, ensuite le principe de l'INC, sa réalisation, ses stratégies et ses performances énergétiques pour les deux fonctionnements moteur et générateur.

2.2 Modélisation des pertes du système

Afin d'étudier les performances énergétiques des différentes commandes ou d'une commande avec des paramètres variables, les pertes doivent être évaluées. La MRVDS est caractérisée par des propriétés magnétiques non-linéaires et des courants non-sinusoïdaux, ce qui complexifie la prédiction des pertes de la MRVDS, et par conséquent, la synthèse des commandes dédiées à l'efficacité énergétique.

Le modèle de pertes utilisé dans ce travail est basé sur les calculs de pertes du logiciel MRVSIM (Renault, GeePs et Satie, 2004). Il considère l'ensemble des pertes du convertisseur et de la machine (figure 2.2).

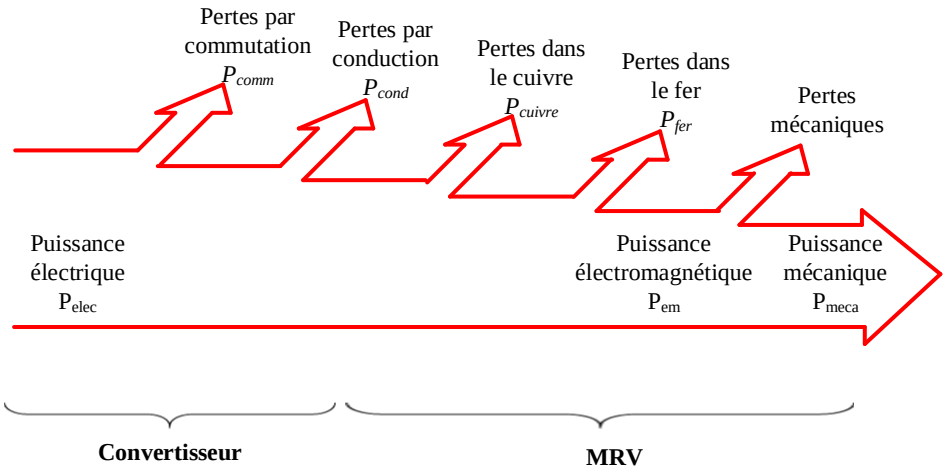


Figure 2.2 – Bilan des pertes de l'ensemble machine-convertisseur

Dans le convertisseur, les pertes sont principalement originaires des semi-conducteurs et doivent tenir compte des commutations et des périodes de conduction des interrupteurs. Les pertes par commutation P_{comm} sont calculées via les énergies dissipées pendant l'amorçage W_{on} et pendant le blocage W_{off} des semi-conducteurs, avec la fréquence de commutation f_{comm}.

$$P_{comm} = (W_{on} + W_{off}).f_{comm} \tag{2.1}$$

Deux termes composent les pertes par conduction P_{cond} : le premier tient compte de la chute de tension V_{chute} à l'état passant et du courant moyen des semi-conducteurs $I_{sc,moy}$, le second terme sont des pertes joules dues au courant efficace $I_{sc,eff}$ dans la résistance interne R_{sc}.

$$P_{cond} = V_{chute}.I_{sc,moy} + R_{sc}.I^2_{sc,eff} \tag{2.2}$$

Les pertes de la MRVDS sont principalement constituées des pertes ferromagnétiques et des pertes cuivre. Les pertes cuivre sont décomposées en pertes cuivre DC et AC. Les pertes AC, qui proviennent des courants de Foucault dans la matière conductrice, peuvent être importantes aux hautes vitesses si on ne porte pas d'attention particulière à la réalisation du bobinage (Eit, 2016). Dans ce travail, nous considérons que ce point a été soigneusement étudié : le nombre de brins en parallèle par fil ainsi que la répartition des spires dans l'encoche ont été optimisés.

Par conséquent, seules les pertes cuivre DC, qui sont à l'origine de l'effet Joule, sont considérées. Les pertes cuivre par effet Joule P_{joule} (pertes cuivre DC) sont calculées à l'aide de la résistance de phase R_{ph} et du courant efficace de phase $I_{ph,eff}$.

$$P_{cuivre} = P_{joule} = R_{ph}.I_{ph,eff}^2 \tag{2.3}$$

Les pertes ferromagnétiques P_{fer} par hystérésis et par courants de Foucault sont calculées dans les différentes parties de la culasse et dans les dents du stator et du rotor à partir des données correspondantes : le volume V_{fer}, la densité de flux B, la fréquence électrique f_{elec} et les coefficients K_H, K_F (Reinert, Brockmeyer et De Doncker, 2001). Ici, les pertes fer dans le stator sont d'abord calculées, les pertes fer dans le rotor sont assumées être proportionnelles à celles du stator (Renault, GeePs et Satie, 2004), (Rain, 2013).

$$P_{fer} = V_{fer}.(K_H.\Delta B^2.f_{elec} + K_F.(\frac{dB}{dt})_{eff}^2) \tag{2.4}$$

Les pertes mécaniques considèrent uniquement les pertes aérodynamiques qui ne dépendent que de la vitesse de rotation et ne ne sont pas influencées par la commande employée. Comme ces pertes sont plutôt faibles dans la plage de vitesse étudiée par rapport aux autres pertes du système, elles seront négligées. Les pertes totales P_{tot} sont ici la somme des pertes précédemment citées.

$$P_{tot} = P_{comm} + P_{cond} + P_{cuivre} + P_{fer} \tag{2.5}$$

Dans ce travail, la puissance mécanique P_{meca} d'un point de fonctionnement est assurée par les régulations de vitesse et de couple. La puissance électrique P_{elec} est la somme de la puissance mécanique P_{meca} et des pertes totales P_{tot} précédemment calculées.

$$P_{elec} = P_{meca} + P_{tot} \tag{2.6}$$

Le rendement du système η est calculé à l'aide de la puissance mécanique P_{meca} et de la puissance électrique P_{elec}, ou des pertes totales P_{tot} du système.

$$\eta = \frac{P_{meca}}{P_{elec}} = \frac{P_{meca}}{P_{meca} + P_{tot}} \tag{2.7}$$

2.3 Principe de la commande intermittente

La figure 2.3 montre la cartographie de rendement en simulation du système de la MRVDS M1 en fonctionnement moteur donnée par l'ATC sur laquelle le principe de l'INC va être appliqué. Le système peut atteindre une rendement maximal de 76 % à 3000 rpm, 1,37 Nm. Cette machine n'est pas optimisée, ce qui explique son rendement faible. La courbe noire dans cette figure indique la courbe de rendement maximal (Maximal Efficiency Curve, MEC). La MEC donne les couples ayant le meilleur rendement du système à chaque vitesse. Autrement dit, délivrer un couple appartenant à cette courbe permet au système d'atteindre le meilleur rendement à une vitesse donnée.

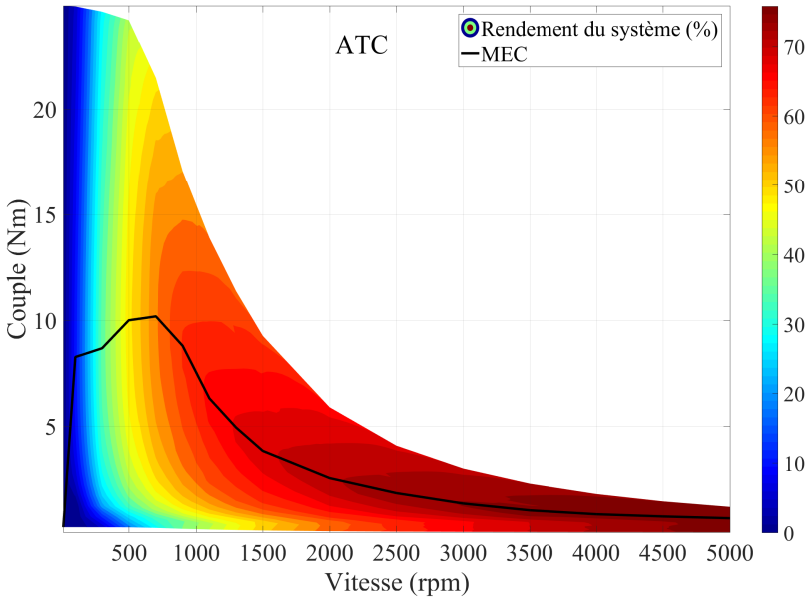


FIGURE 2.3 – Cartographie de rendement du système MRVDS M1

Dans un fonctionnement classique, les différentes phases de la machine sont alimentées successivement pendant une durée fixée par l'auto-pilotage puis éteintes sur plusieurs périodes électriques. On peut alors considérer que chaque courant de phase produit indépendamment son couple de phase et que le couple total de la machine est la somme des couples de phase identiques. Afin d'améliorer le rendement, l'idée ici est de ramener le point de fonctionnement sur la MEC. Seul les points de fonctionnement au dessous de la MEC peuvent être considérés. Dans le but de maintenir ce couple moyen, le principe de l'INC est de porter chaque point de fonctionnement, dont le couple est au-dessous de la MEC, au plus proche de cette courbe. Ceci est réalisé en augmentant la consigne des couples de phase et en désactivant une ou plusieurs phases pendant la période électrique (approche électrique, section 2.5.1) ou pendant la période mécanique (approche mécanique, section 2.5.2). Le principe et de l'INC est d'abord présenté avec l'approche électrique avec la MRVDS M1.

La figure 2.4 montre un agrandissement de la figure 2.3 pour expliquer le principe de l'INC pour un point de fonctionnement spécifique : 700 rpm, 6 Nm. L'ATC (a) produit quatre couples de phase avec un couple de référence C^*_{ph} de 6 Nm. Le rendement correspondant est de 57,6 %. L'INC (b) produit deux couples de phase avec un couple de référence C^*_{ph} de 12 Nm. Le rendement correspondant est de 59,2 %. Avec les deux commandes, le couple moyen de la machine $\bar{C}_{ma}$ est égal à 6 Nm mais le rendement est augmenté de 1,6 points de pourcentage. Ce gain de rendement correspond à une réduction des pertes, ou bien, à une réduction de puissance électrique consommée de 3,4 %. Comme des phases sont désactivées pendant un certain temps, cette commande est qualifiée d'intermittente.

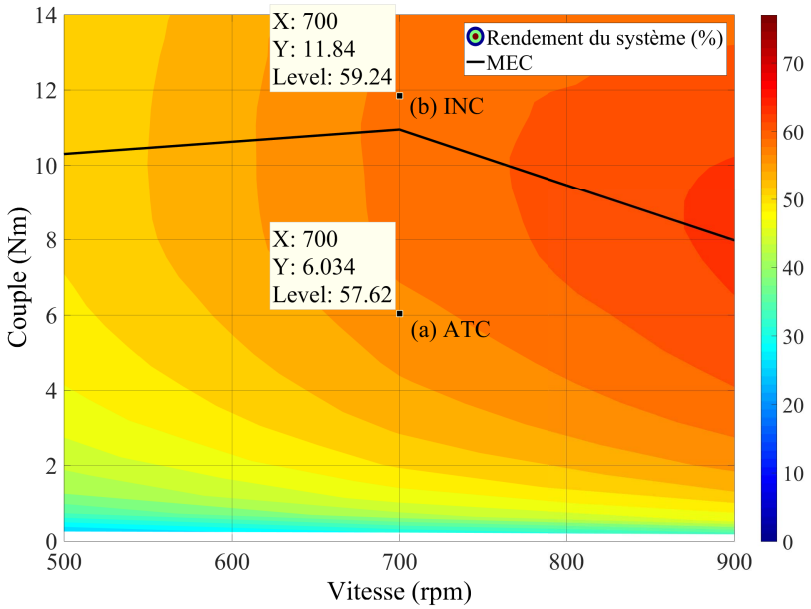
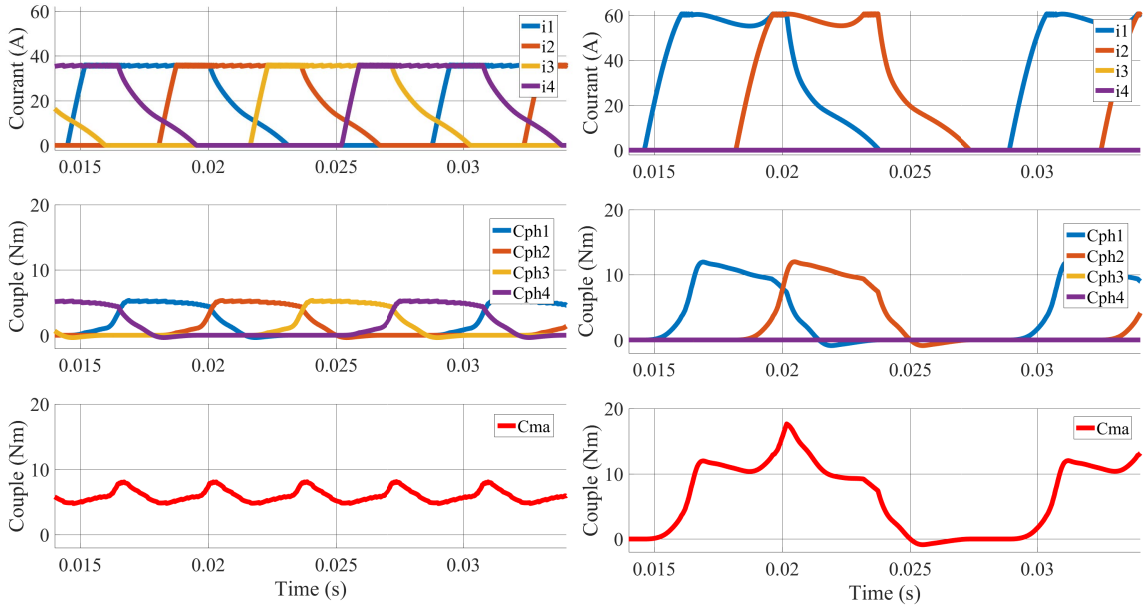


FIGURE 2.4 – Couples et rendements de l'ATC (a) et l'INC (b) à 700 rpm, 6 Nm

La figure 2.5 montre des formes d'onde des courants et des couples de l'ATC et l'INC au même point de fonctionnement (700 rpm, 6 Nm). L'ATC (a) active successivement toutes les quatre phases avec un courant de référence I_{ref} de 32 A pour produire quatre couples de phase avec un couple de référence C^*_{ph} de 6 Nm. L'INC (b) active les phases 1 et 2 avec un courant de référence I_{ref} de 60 A pour produire deux couples de phase avec un couple de référence C^*_{ph} de 12 Nm. Les courants et les couples des phases 3 et 4 sont nuls. Ici, les courants de phase ne sont pas doublés car les angles Ψ et θp ne sont pas conservés. Dans les deux cas, le couple moyen de la machine $\bar{C}_{ma}$ est égal à 6 Nm. Par contre, le couple instantané de la machine C_{ma} devient discontinu sous l'INC et peut influencer les performances de la MRVDS.



(a) ATC (b) INC

FIGURE 2.5 – Courants et couples avec l'ATC (a) et l'INC (b) à 700 rpm, 6 Nm

2.4 Réalisation de la commande intermittente

L'INC est réalisée à partir de la structure de commande de l'ATC. Pour agir sur le couple de référence et l'intervalle de conduction, l'INC comporte trois blocs supplémentaires : le générateur-α, l'adaptateur de couple et l'adaptateur d'impulsion dans la structure de l'ATC (figure 2.6, noir : ATC, rouge : blocs ajoutés).

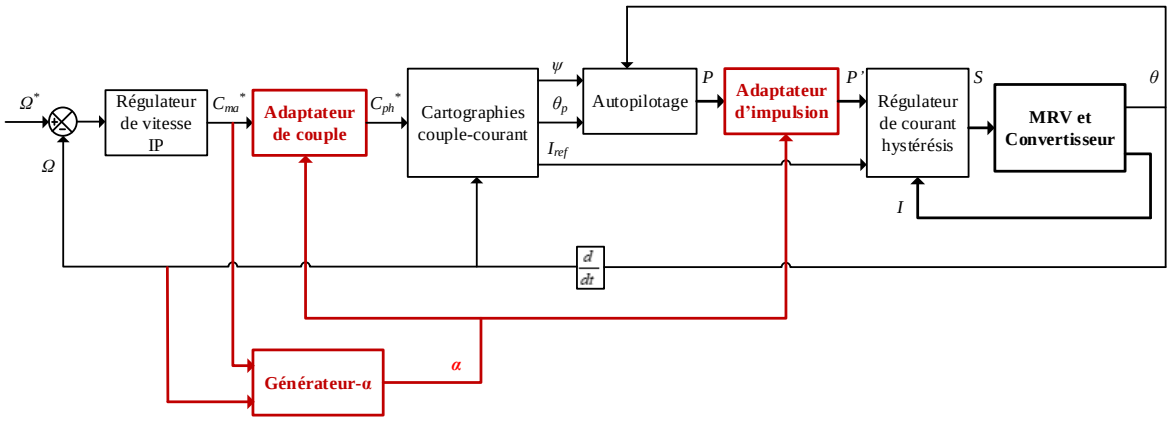


FIGURE 2.6 – Structure de la commande intermittente INC

Générateur-α : l'INC est caractérisée par le rapport cyclique α qui est défini par le ratio entre le nombre de phases activées N_{ae} et le nombre total de phases N_{ph}.

$$\alpha = \frac{N_{ae}}{N_{ph}}, \text{ avec } 1 \leq N_{ae} \leq N_{ph}. \tag{2.8}$$

L'adaptateur de couple est une fonction qui génère le couple de référence de phase C^*_{ph} à partir du couple de référence de la machine C^*_{ma} et le rapport cyclique α :

$$\alpha.C^*_{ph} = C^*_{ma}, \text{ donc } C^*_{ph} = \frac{1}{\alpha}.C^*_{ma}. \tag{2.9}$$

L'adaptateur d'impulsion est une fonction qui génère les impulsions de conduction de l'INC $p_i^{'}$ à partir des impulsions de conduction de l'ATC p_i (autopilotage), des signaux de sélection des phases f_i déterminés par la stratégie appliquée et le rapport cyclique α :

$$p_i^{'} = p_i.f_i, \text{ avec } f_i = \begin{cases} 1, \text{ si phase i ON} \\ 0, \text{ si phase i OFF} \end{cases} \tag{2.10}$$

Pour résumer, quand l'INC est appliquée pour un point de fonctionnement, le générateur α génère le rapport cyclique α optimal. L'adaptateur de couple calcule le nouveau couple de référence de phase C^*_{ph}, alors que l'adaptateur d'impulsion calcule des impulsions de conduction de l'INC $P^{'}$ pour éteindre certaines phases. Le générateur-α, l'adaptateur de couple et l'adaptateur d'impulsion sont dépendants de la stratégie appliquée et détaillés en section 2.5.

2.5 Stratégies de la commande intermittente

Le générateur-α, l'adaptateur d'impulsion et l'adaptateur de couple de l'INC sont détaillés dans ce qui suit pour les deux fonctionnements moteur et générateur. Il est possible de travailler sur les périodes électriques ou mécaniques. Dans le premier cas, comme la MRVDS M1 possède quatre phases qui sont alimentées successivement pendant une période électrique, une base de quatre peut être utilisée pour l'INC. Pour le second cas, une base de six sera utilisable car sur un tour mécanique chaque phase est alimentée six fois (six dents rotoriques). Pour ces deux configurations, l'INC devra imposer le couple moyen demandé.

2.5.1 Approche électrique

Dans l'approche électrique, l'INC maintient le couple moyen sur une période électrique pendant laquelle il y a quatre phases qui peuvent être alimentées. L'INC éteint quelques phases de la période électrique et augmente le couple de phase. Les blocs de l'INC sont ajustés selon la stratégie appliquée.

• **Générateur-α**

Le générateur-α de l'approche électrique est le même pour toutes les stratégies de l'approche électrique. Pour chaque point de fonctionnement, l'INC peut être réalisée selon quatre cas donnés dans le tableau 2.1, où N_{ae} est le nombre de phases activées dans l'approche électrique.

TABLE 2.1 – Approche électrique

N_{ae}	N_{ph}	α
1	4	1/4
2		2/4
3		3/4
4		4/4

La figure 2.7 montre la cartographie du rapport α pour l'approche électrique obtenue dans la totalité du plan couple-vitesse. Parmi ces quatre rapports cycliques α, les valeurs qui font fonctionner la MRVDS au-dessous de la courbe enveloppe sont autorisées. Les valeurs α égales à $\{1/4, 2/4, 3/4, 4/4\}$ sont respectivement appliquées dans les zones (a), (b), (c) et (d). Puis, une seule valeur de α qui offre le meilleur rendement est sélectionnée. L'INC ne peut pas être appliquée pour les zones au-dessus de la MEC moteur ou au-dessous de la MEC générateur. Dans ces zones, la valeur absolue du couple de référence de phase doit être diminuée pour atteindre un meilleur rendement alors que le nombre total de phases est fixe, le couple moyen ne peut donc pas être maintenu. Dans la zone (d), l'ATC offre déjà le meilleur rendement. Cette cartographie de rapport α est pré-calculée hors-ligne pour le générateur-α.

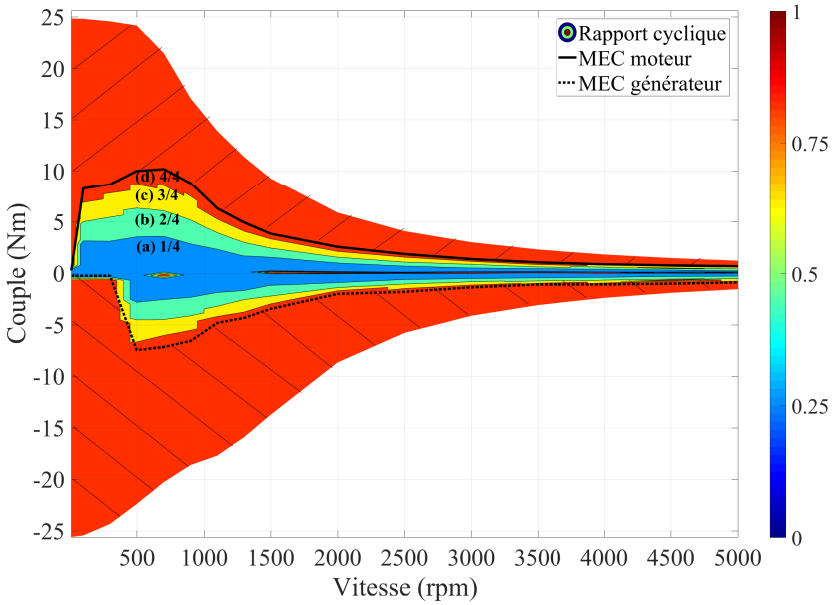


FIGURE 2.7 – Cartographie de rapport cyclique α de l'approche électrique

• **Adaptateurs de couple et d'impulsion**

Pendant chaque période électrique, les phases activées peuvent être librement choisies. Avec la stratégie initiale présentée, les phases activées sont toujours les mêmes pendant toutes les périodes électriques avec comme conséquence un risque d'échauffement. Il faut donc profiter des six périodes électriques (T_e) pendant chaque période mécanique (T_m). Il est tout à fait possible de permuter les phases activées dans une séquence croissante (glissement direct) ou décroissante (glissement inverse).

Quand les phases activées sont régulièrement changées, la distance angulaire entre deux pics consécutifs du couple change. Par conséquent, le nombre de pics de couple pendant chaque période mécanique change et le couple moyen n'est plus assuré. Pour cette raison, le couple de référence de phase doit être compensé par un facteur secondaire appelé rapport glissant "β". Le rapport glissant β est défini par le ratio entre la distance des pics de la stratégie fixe D_{fixe} et celle de la stratégie glissante $D_{glissante}$.

$$\beta = \frac{D_{fixe}}{D_{glissante}}. \tag{2.11}$$

Le calcul du couple de référence de phase C^*_{ph} à partir du couple de référence de la machine C^*_{ma} en équation (2.9) devient :

$$\alpha.\beta.C^*_{ph} = C^*_{ma}, \text{ donc } C^*_{ph} = \frac{1}{\alpha}.\frac{1}{\beta}.C^*_{ma}. \tag{2.12}$$

La figure 2.8 montre un exemple de l'ATC et des stratégies de l'approche électrique de l'INC avec une seule phase activée ($\alpha = 1/4$). Les couples de phase sont déjà compensés.

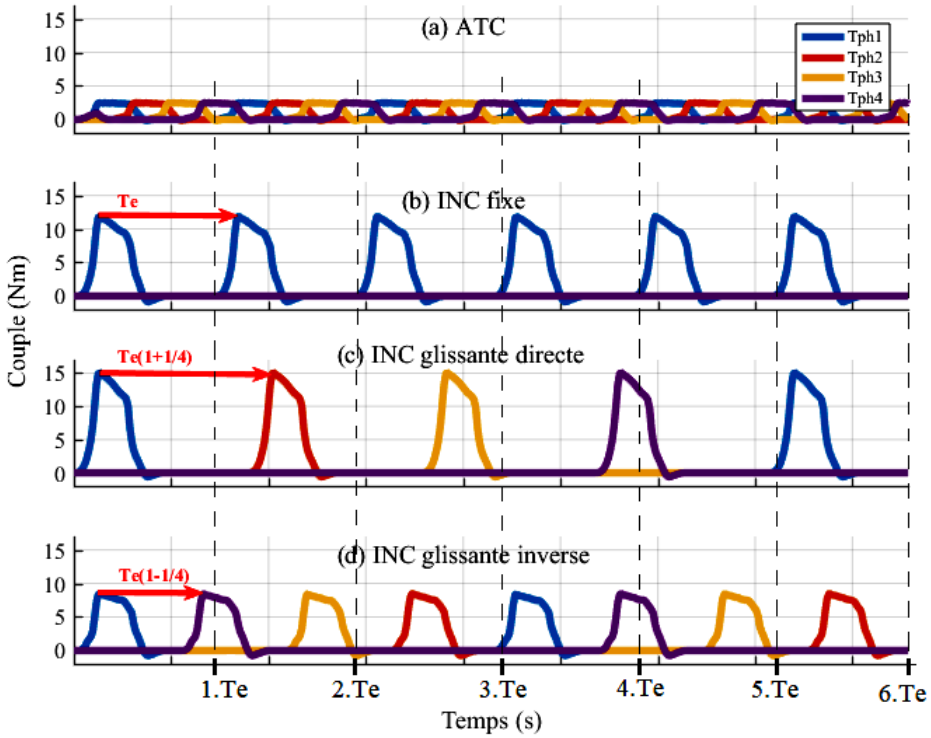


FIGURE 2.8 – Couples donnés par l'ATC et par les stratégies de l'approche électrique

- **INC fixe**

Pour cette configuration, les phases activées, notées $p_i^{'}$, sont fixes pendant toutes les périodes électriques (figure 2.8b). La distance entre deux pics est $D_{fixe} = T_e$. Il y a six pics de couple pendant chaque période mécanique. Les différentes combinaisons des phases activées et le rapport glissant β sont notés dans le tableau 2.2.

TABLE 2.2 – INC fixe

α	Phases activées successivement	β
1/4	p1	
2/4	p1, p2	1
3/4	p1, p2, p3	

• **INC glissante directe**

Dans cette configuration, les phases activées sont régulièrement permutées selon une séquence croissante (figure 2.8c). La distance entre deux pics $D_{glissante,directe} = T_e(1 + 1/4)$ est plus longue que $D_{fixe} = T_e$. Il y a moins de pics de couple pendant chaque période mécanique. Les fréquences générées des courants et des couples sont plus basses par rapport à l'INC fixe. Les phases activées et le rapport glissant β sont notés dans le tableau 2.3.

TABLE 2.3 – INC glissante directe

α	Phases activées successivement				β
1/4	p1	p2	p3	p4	
2/4	p1, p2	p2, p3	p3, p4	p4, p1	4/5
3/4	p1, p2, p3	p2, p3, p4	p3, p4, p1	p4, p1, p2	

• **INC glissante inverse**

Les phases activées sont régulièrement changées selon une séquence décroissante (figure 2.8d). La distance entre deux pics $D_{glissante,inverse} = T_e(1 - 1/4)$ est ici plus courte que $D_{fixe} = T_e$. Il y a plus de pics de couple pendant chaque période mécanique. Les fréquences générées des courants et des couples sont plus importantes par rapport à l'INC fixe. Les phases activées et le rapport glissant β sont notés dans le tableau 2.4.

TABLE 2.4 – INC glissante inverse

α	Phases activées successivement				β
1/4	p1	p4	p3	p2	
2/4	p1, p2	p4, p1	p3, p4	p2, p3	4/3
3/4	p1, p2, p3	p4, p1, p2	p3, p4, p1	p2, p3, p4	

2.5.2 Approche mécanique

Dans l'approche mécanique, l'INC maintient le couple moyen sur une période mécanique pendant laquelle il y a six périodes électriques qui peuvent être constituées (la MRVDS possède six dents rotoriques). L'INC éteint quelques périodes électriques de la période mécanique et augmente le couple de phase. Les blocs de l'INC sont ajustés selon la stratégie appliquée.

• **Générateur-α**
Le rapport cyclique "α" de l'approche mécanique est défini par le ratio entre le nombre de périodes électriques activées N_{am} et le nombre total de périodes électriques d'une période mécanique, qui est également le nombre de dents rotoriques N_{dr}, voir (2.13). Pour chaque point de fonctionnement, l'INC peut être réalisée parmi six cas illustrés dans le tableau 2.5.

$$\alpha = \frac{N_{am}}{N_{dr}}, \text{ avec } 1 \leq N_{am} \leq N_{dr}. \tag{2.13}$$

Table 2.5 – Approche mécanique

N_{am}	N_{dr}	α
1	6	1/6
2		2/6
3		3/6
4		4/6
5		5/6
6		6/6

Parmi ces six rapports cycliques α, seuls ceux qui ramènent les points de fonctionnement au-dessous de la courbe enveloppe sont autorisés. Comme précédemment, la valeur de α qui offre le meilleur rendement est sélectionnée. La figure 2.9 montre la cartographie de rapport α pour l'approche mécanique. Les valeurs de α égales à $\{1/6, 2/6, 3/6, 4/6, 5/6, 6/6\}$ sont respectivement appliquées pour les zones (a), (b), (c), (d), (e) et (f).

De même que pour l'approche électrique, l'INC ne peut pas être appliquée dans les zones au-dessus de la MEC moteur ou au-dessous de la MEC générateur. Dans ces zones, la valeur absolue du couple de référence de phase doit être diminuée pour atteindre un meilleur rendement alors que le nombre de dents rotoriques est fixe, le couple moyen ne peut pas donc être maintenu. Dans la zone (f), l'ATC offre déjà le meilleur rendement. Cette cartographie de rapport α est aussi pré-générée hors-ligne du générateur-α.

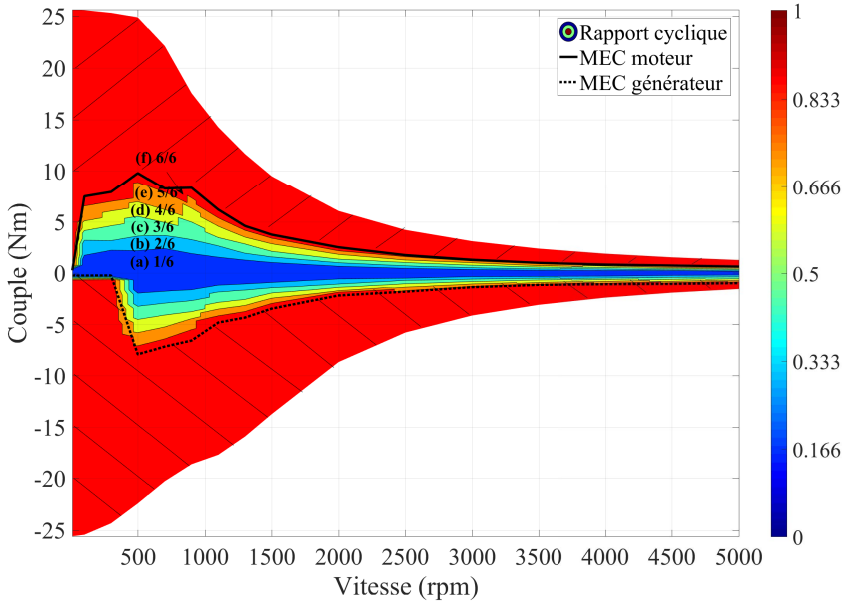


FIGURE 2.9 – Cartographie de rapport cyclique α de l'approche mécanique

- **Adaptateurs de couple et d'impulsion**

La figure 2.10 montre un exemple de l'ATC et de la stratégie mécanique de l'INC avec trois périodes électriques (T_e) activées pendant une période mécanique (T_m) ($\alpha = 3/6$).

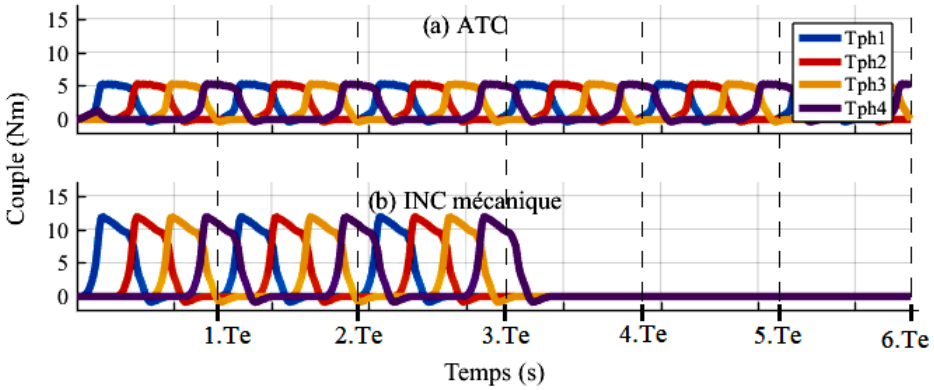


FIGURE 2.10 – Couples donnés par l'ATC et par la stratégie de l'approche mécanique

• **INC mécanique**

Les périodes électriques activées sont fixes pendant toutes les périodes mécaniques (figure 2.10b). L'intervalle où la création de couple est désactivée est un multiple de la période électrique. Les courants et les couples contiennent alors des basses fréquences. Les périodes électriques activées sont notées dans le tableau 2.6.

TABLE 2.6 – INC mécanique

α	Périodes électriques activées	β
1/6	une première période	1
2/6	deux premières périodes	
3/6	trois premières périodes	
4/6	quatre premières périodes	
5/6	cinq premières périodes	
6/6	six périodes	

On peut envisager une stratégie hybride électromécanique de l'INC pour plus de finesse mais elle n'est pas traitée ici.

2.6 Impact énergétique de la commande intermittente

Dans cette partie, l'impact de l'INC sur l'efficacité énergétique du système est évalué en simulation et en expérimentation. Principalement, les deux indicateurs utilisés sont le rendement et les pertes totales du système. Le modèle de pertes permet d'examiner l'évolution des différentes pertes en simulation alors qu'en expérimentation il est difficile de les mesurer et de voir leur évolution.

2.6.1 Validation en simulation

La validation en simulation est effectuée avec la MRVDS M1. Le modèle de pertes calcule les pertes à postériori. Par exemple, il donne la valeur moyenne des pertes de la première période mécanique au début de la deuxième période mécanique. Une analyse énergétique à un point de fonctionnement spécifique est faite avant de tracer des cartographies énergétiques sur tout le plan couple-vitesse.

2.6.1.1 Analyse énergétique à un point couple-vitesse spécifique

Le tableau 2.7 montre l'évolution des pertes engendrées par la mise en œuvre de l'INC fixe par rapport à l'ATC (INC fixe-ATC) au point de fonctionnement 900 rpm, 4 Nm. A ce point de fonctionnement, les pertes les plus importantes sont les pertes par conduction du convertisseur (107,6 W, soit 48,5 % des pertes totales).

La réduction des pertes totales est apportée principalement par les réductions des pertes par conduction (-18,5 W, soit -17,2 %), ensuite des pertes fer (-7,9 W, soit -32,1 %), enfin des pertes par commutation (-2,5 W, soit -92,6 %). Nous revenons à l'équation des pertes cuivre (2.3) qui sont proportionnelles au courant au carré. Comme le couple de référence de phase est augmenté, les courants des phases activées sont augmentés et les pertes cuivre sont alors augmentées. Dans le cas idéal, les courants de phase et les couples de phase ont la même forme d'onde rectangulaire et : $i_{INC} = \frac{1}{\alpha}.i_{ATC}$, $\Delta t_{INC} = \alpha.\Delta t_{ATC}$.

Les pertes joules données par l'ATC (J) sont :

$$Wj_{ATC} = R.i_{ATC}^2.\Delta t_{ATC} \tag{2.14}$$

Les pertes joules données par l'INC sont :

$$Wj_{INC} = R.i_{INC}^2.\Delta t_{INC} = \frac{1}{\alpha}.Wj_{ATC} \tag{2.15}$$

Dans ce cas idéal, les pertes joules données par l'INC augmentent. Par contre, l'augmentation du courant n'est pas proportionnelle à l'augmentation du couple, car le courant de référence est caractérisé par l'ensemble des trois paramètres de commande I_{ref}, Ψ et θ_p. Au final, les pertes totales sont réduites (-17,7 W, soit -8,0 %).

TABLE 2.7 – Bilan énergétique de la stratégie fixe à 900 rpm, 4 Nm

	Pertes par commutation	Pertes par conduction	Pertes fer	Pertes cuivre	Pertes totales
Pertes par ATC (W)	2,7	107,6	24,6	86,9	221,9
Différence par INC (W)	-2,5	-18,5	-7,9	+11,2	-17,7
Différence en %	-92,6%	-17,2%	-32,1%	+12,9%	-8,0%
Impact énergétique	réduction	réduction	réduction	hausse	réduction

2.6.1.2 Analyse énergétique sur le plan couple-vitesse

Les étapes d'évaluation de l'INC sont les suivantes :
1. Détermination du rendement du système, des courbes de rendement maximal (MECs) et de la cartographie du rapport cyclique α avec l'ATC.
2. Déterminations du couple moyen de la machine, du rendement du système et des différentes pertes avec l'INC.
3. Évaluation de l'impact de l'INC sur les pertes.

La première étape a été effectuée dans les sections du principe (2.4) et par la mise en œuvre (2.5) de l'INC. Dans la deuxième étape, le couple moyen est le premier critère à vérifier avec l'INC. Le tableau 2.8 montre les déviations maximales du couple par rapport à sa référence données par les stratégies de l'INC en comparaison avec le couple donné par l'ATC. Dans ce tableau, les stratégies glissante directe et mécanique ont une même déviation maximale du couple de 0,04 Nm, soit 0,56 %, au point de fonctionnement 900 rpm, 7,08 Nm. Les stratégie fixe et glissante inverse ont des déviations plus faibles. Le couple produit par l'INC est donc assuré. Ces variations proviennent des étapes d'interpolation qui dépendent de la résolution des cartographies.

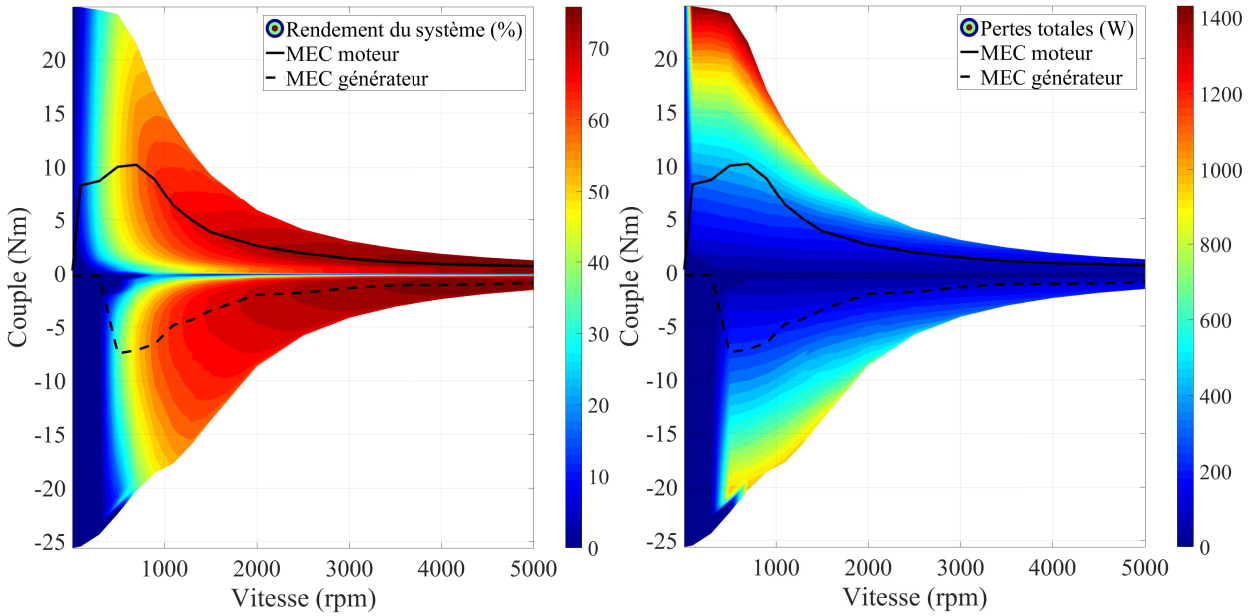
Table 2.8 – Déviations maximales du couple |ATC-INC|

	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Déviation max (Nm)	0,03	0,04	0,02	0,04
Point de fonctionnement	900 rpm 7,08 Nm	900 rpm 7,08 Nm	900 rpm 5,20 Nm	900 rpm 7,08 Nm
Déviation en %	0,43 %	0,56 %	0,38 %	0,56 %

Les résultats sur le rendement et les pertes totales du système donnés par les différentes stratégies sont illustrés dans les figures de 2.11 à 2.15. Pour chaque point de fonctionnement, le rendement et les pertes totales (en puissance) du système en régime établi sont sauvegardés. Deux boucles sur la vitesse et sur le couple permettent d'effectuer automatiquement le balayage sur tout le plan de fonctionnement. Dans la figure 2.11, la MRVDS M1 atteint ses meilleurs rendements à partir de la vitesse de base comme déjà vu dans le principe de l'INC. Le rendement maximal est de 76 % obtenu à 3000 rpm, 1,37 Nm. La zone applicable de l'INC est délimitée par la MEC moteur et la MEC générateur. En considérant les pertes totales, dont la valeur maximale est de 1400 W qui se trouve en zone haute couple et basse vitesse. L'ATC est prise comme référence pour les comparaisons avec l'INC.

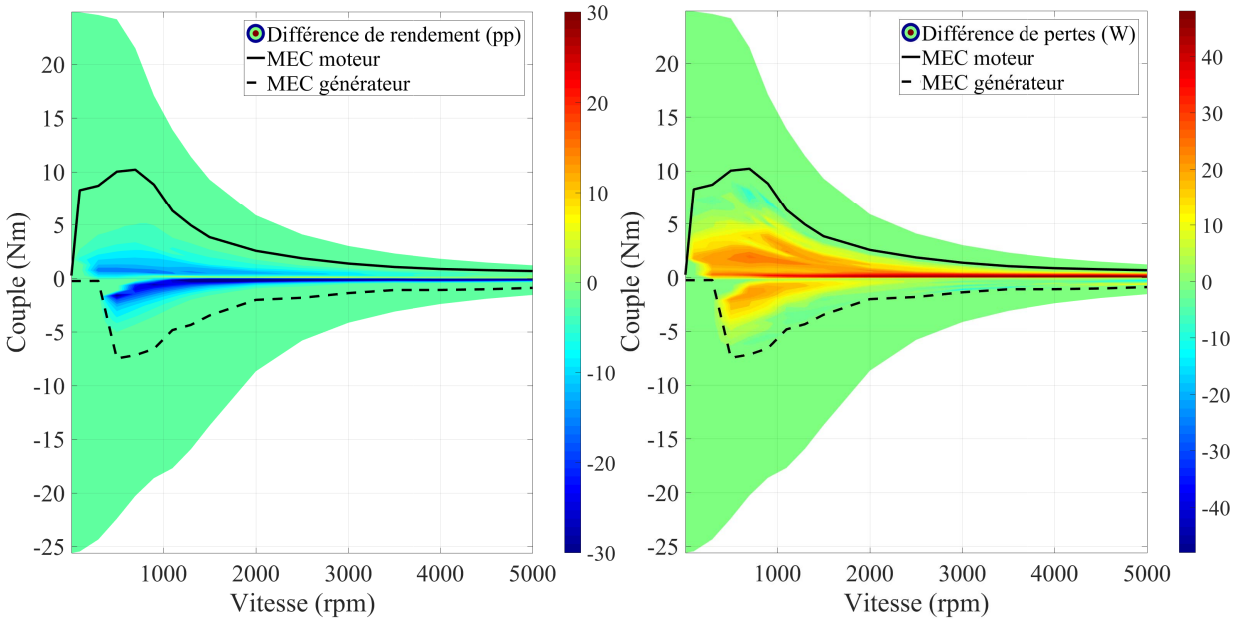
Les figures 2.12-2.15 montrent les différences de rendement et de pertes totales apportés par les stratégies de l'INC par rapport à l'ATC (ATC-INC). Le point commun de ces figures est que les différences sont délimitées dans la zone applicable de l'INC. Les sous-figures (a) montrent les différences de rendement. La couleur bleue dans ces figure signifie une différence négative, ou encore un gain de rendement (rendement par ATC < rendement par INC). Les sous-figures (b) adressent les différences de pertes. La couleur jaune signifie une différence positive, ou une réduction de pertes (pertes par ATC > pertes par INC).

En général, les stratégie de l'INC apportent une réduction de pertes sur la zone applicable de l'INC. Par contre, la zone effective (où les pertes sont réduites) varie pour chaque stratégie, et la stratégie glissante directe amène à une augmentation de pertes totales. Les indicateurs importants lus dans ces figures, qui permettent d'évaluer précisément les performances énergétiques des stratégies, sont donnés dans le tableau 2.9.



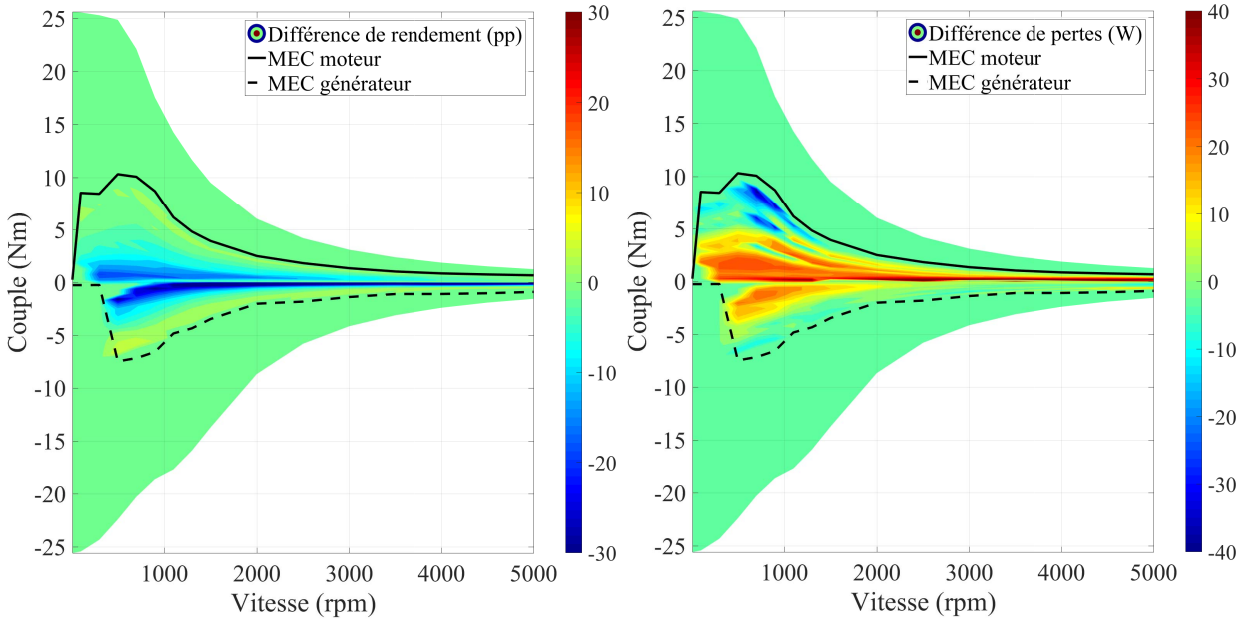
(a) Rendement du système (b) Pertes totales

FIGURE 2.11 – Bilan énergétique de l'ATC



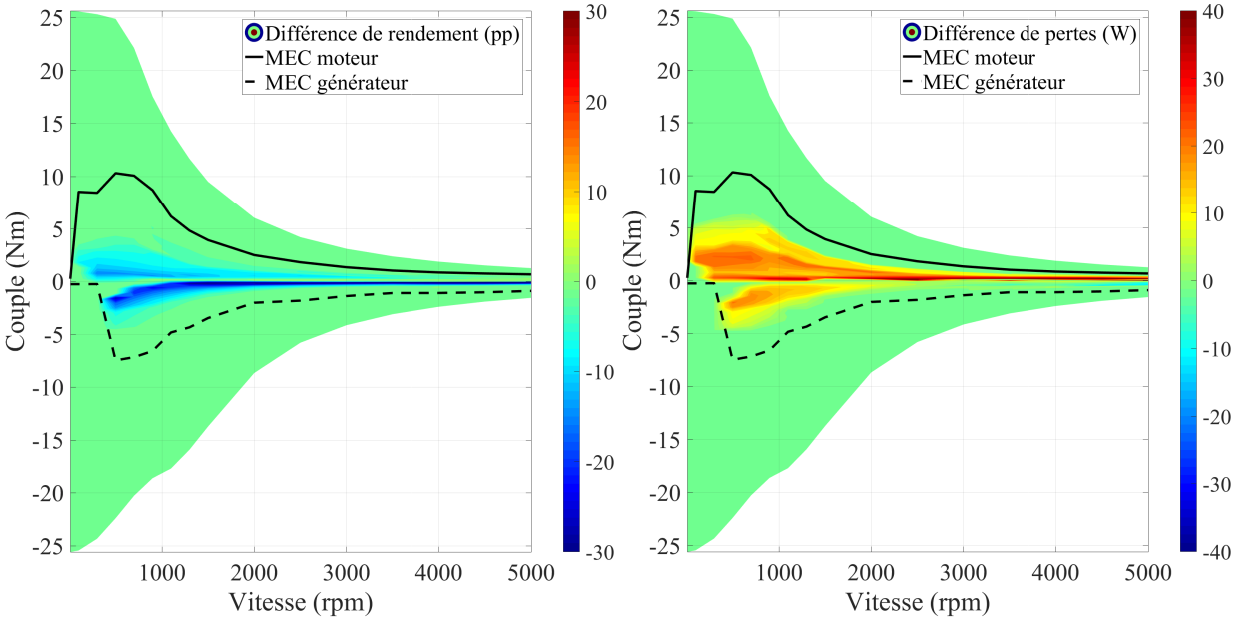
(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.12 – Impact énergétique de l'INC fixe (ATC-INC fixe)



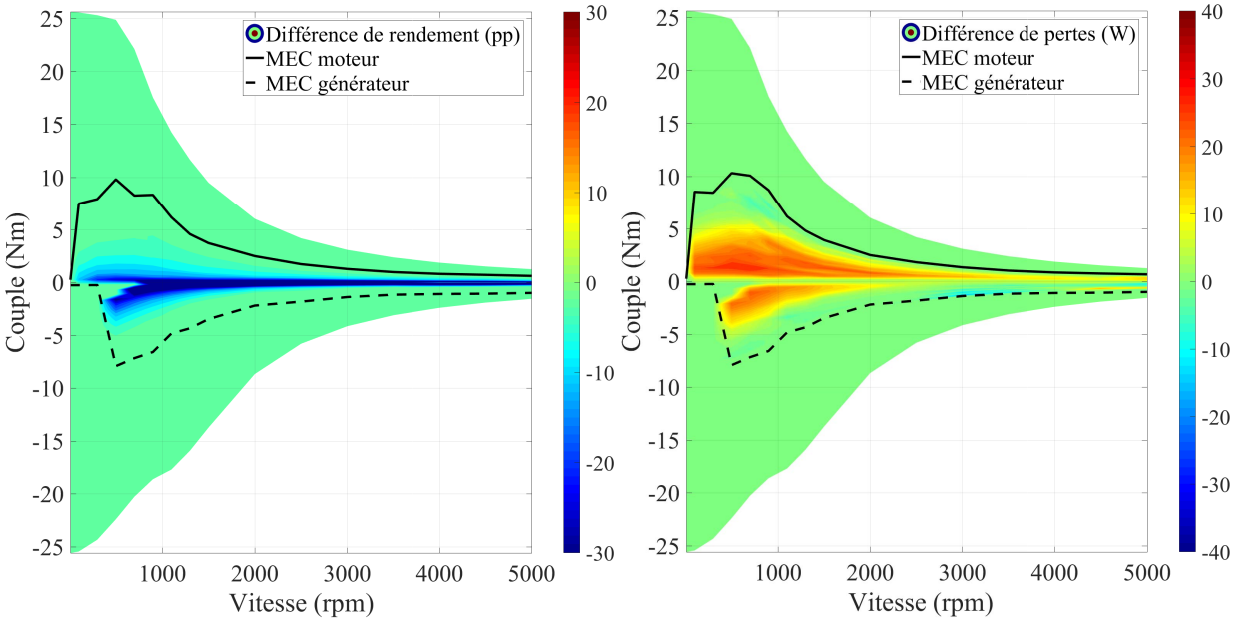
(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.13 – Impact énergétique de l'INC glissante directe (ATC-INC glissante directe)



(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.14 – Impact énergétique de l'INC glissante inverse (ATC-INC glissante inverse)



(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.15 – Impact énergétique de l'INC mécanique (ATC-INC mécanique)

A partir des figures 2.12-2.15, les indicateurs notés le tableau 2.9 pour chaque stratégie sont la différence maximale de rendement en points de pourcentage (pp), la différence de pertes en watts, la zone effective (gain en rendement) selon le couple et conclusion sur l'impact énergétique. Nous avons vu dans les figures que le gain de rendement est plus élevé aux couples faibles, où la puissance mécanique est aussi faible, et vice versa. Nous pouvons constater deux points : un gain de rendement plus faible peut apporter une réduction de pertes plus importante, et, le point de fonctionnement où le gain de rendement est maximal n'est pas forcément le même point où la réduction de pertes est maximale. L'indicateur de différence de pertes est donc plus parlant pour discuter de l'impact énergétique.

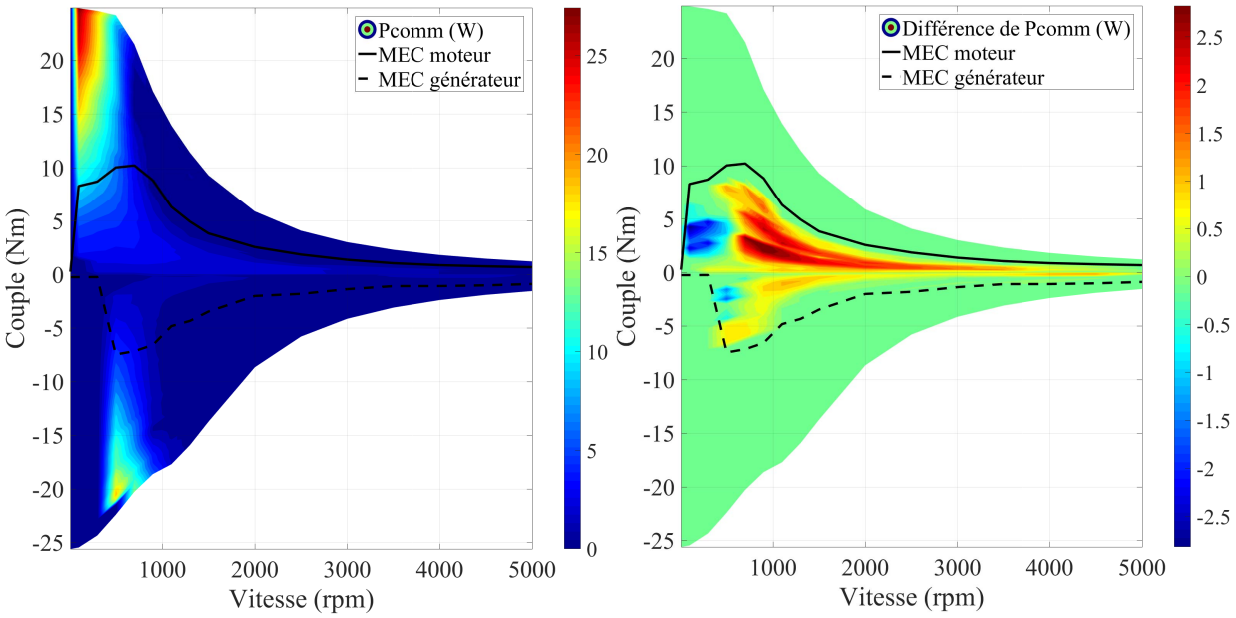
Comme déjà vu dans les figures 2.12-2.15, les zones effectives des stratégies fixe et mécanique sont au-dessous de 10 Nm de la zone applicable de l'INC. En revanche, celles des stratégies glissante directe et glissante inverse sont limitées au-dessous de 5 Nm. La raison est que le couple de référence des stratégies de glissement est modifié par le rapport glissant β. Le couple de référence de certains points n'est plus énergétiquement optimisé. Pour cette raison, au-dessus de 5 Nm, la stratégie glissante directe augmente les pertes alors que la stratégie glissante inverse ne change pas les pertes. Dans ses zones effectives, les stratégies ont des réductions de pertes maximales comparables (fixe : 25,86 W, glissante directe : 25,66 W, glissante inverse : 23,10 W, mécanique : 26,39 W).

En résumé, avec des réductions de pertes comparables, les stratégies fixe et mécanique ont les zones effectives les plus larges car elles sont énergétiquement optimisées. Les stratégies de glissement restent de bons choix pour le critère énergétique au-dessous de 5 Nm. Dans le mémoire, le point de fonctionnement 700 rpm, 4 Nm est souvent choisi pour valider la commande car il appartient dans la zone effective des stratégies avec un couple plutôt élevé.

TABLE 2.9 – Bilan énergétique des stratégies sur le plan de fonctionnement

	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Zone effective (Nm)	$\leq$10	$\leq$5	$\leq$5	$\leq$10
Différence de rendement max (pp)	+15,50	+18,12	+14,08	+18,55
Différence de pertes max (W)	-25,86	-25,66	-23,10	-26,39
Impact énergétique (pertes)	réduction	réduction	réduction	réduction

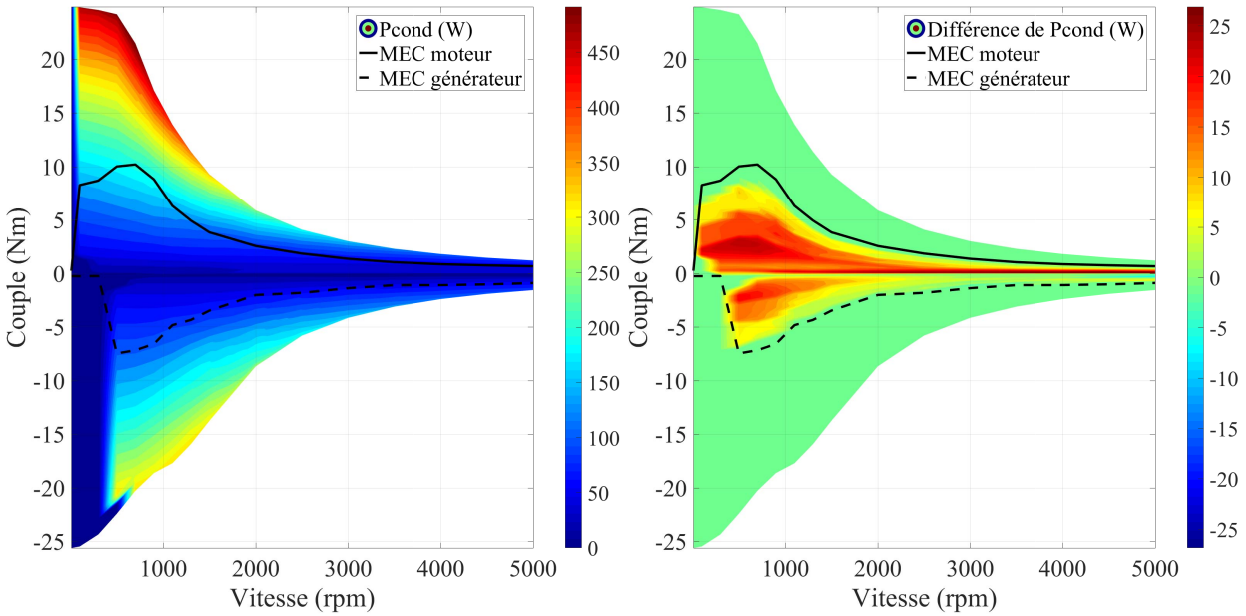
Nous proposons ici une analyse plus détaillée des différentes pertes : Les **pertes par commutation** existent principalement dans la zone de vitesse faible au-dessous de 700 rpm, où la force contre électromotrice reste faible et où le courant de phase atteint le courant de référence (figure 2.16a). Ces pertes deviennent importantes (au maximum 28,30 W) dans la zone de couple moyen-haut au-dessus de 10 Nm, où les courants de phase s'élèvent. L'INC fixe diminue les pertes par commutation au-dessus de 500 rpm et atteignent un maximum de 3 W à 900 rpm, et 2,24 Nm (figure 2.16b). En effet, quand le courant de référence augmente, le nombre de commutation par période dans l'équation 2.1 diminue et les pertes par commutation diminuent.



(a) ATC (b) ATC - INC fixe

FIGURE 2.16 – Pertes par commutation par l'ATC et par l'INC fixe

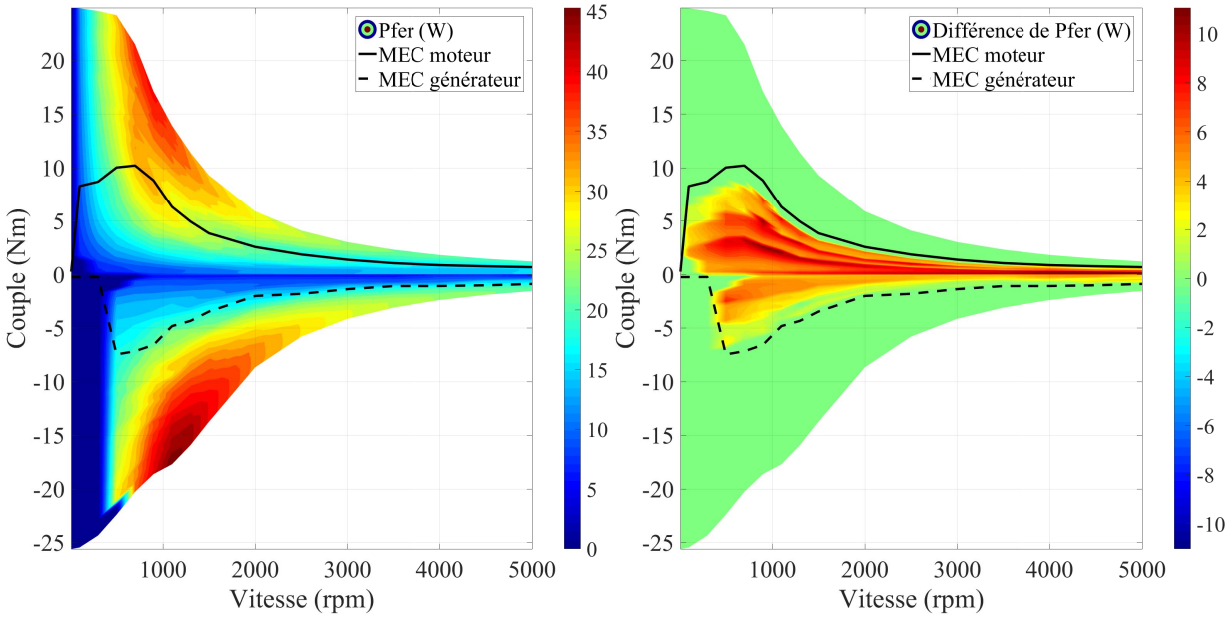
Les **pertes par conduction** dans le convertisseur sont plus importantes que les pertes par commutation (figure 2.17a). Ces pertes deviennent importantes (au maximum 507,10 W) dans la zone de couple moyen-haut au-dessus de 10 Nm à cause de l'élévation des courants de phase. Les pertes par conduction avec l'INC fixe sont réduites sur toute la zone applicable de l'INC et valent au maximum 25 W à 500 rpm, 3 Nm (figure 2.17b). Comme montrées dans l'équation 2.2, les pertes par conduction proviennent de la chute de tension et de l'effet joule. Tandis que les pertes par effet joule augmentent par l'INC comme les pertes cuivre de la machine, les pertes par la chute de tension diminuent. Au global les pertes par conduction diminuent.



(a) ATC (b) ATC - INC fixe

FIGURE 2.17 – Pertes par conduction par l'ATC et l'INC fixe

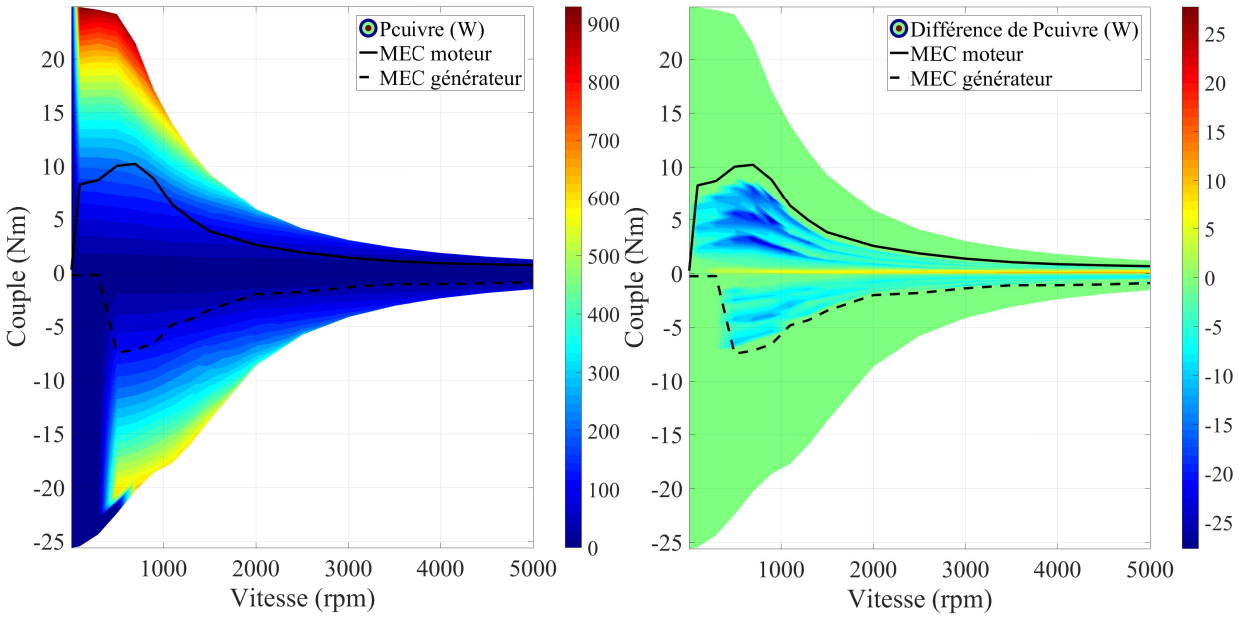
Les **pertes fer** dépendent de l'amplitude du courant de phase et de la fréquence électrique. Ces pertes sont importantes dans la zone de haute puissance (au maximum 40,33 W) : vitesse entre 500 rpm et 2000 rpm, couple entre 5 Nm et 25 Nm (figure 2.18a). L'INC fixe diminue les pertes ferromagnétiques dans toute la zone applicable de l'INC et au maximum de 9 W à 700 rpm, 3 Nm (figure 2.18b). Dans les pertes fer (2.18), les pertes par hystérésis et les pertes par courants de Foucault dépendent respectivement de la fréquence électrique et de la variation du flux en fonction du temps, ce qui sont toutes réduites par l'INC. Par conséquent, les pertes fer diminuent.



(a) ATC (b) ATC - INC fixe

FIGURE 2.18 – Pertes fer par l'ATC et l'INC fixe

Les **pertes cuivre** peuvent être dominantes dans la MRVDS. Ces pertes sont plus marquées (au maximum 959,60 W) dans la zone de haute puissance au-dessus de 20 Nm, où les courants de phase sont les plus élevés (figure 2.19a). L'INC fixe augmente les pertes cuivre parce que cette stratégie augmente les couples de phase, donc les courants de phases (figure 2.19b). Par contre, les courants de phase ne sont pas proportionnels aux couples de phase car le courant de référence est optimisé par trois paramètres de commande. Par conséquence, la croissance des pertes cuivre n'est pas linéairement proportionnelle. Pour résumer, les pertes totales sont diminuées comme illustrées dans la figure 2.12b.



(a) ATC (b) ATC - INC fixe

FIGURE 2.19 – Pertes cuivre par l'ATC et l'INC fixe

Le tableau 2.10 ci-dessous résume la distribution des différents composants de pertes de l'ensemble machine-convertisseur sur le plan couple-vitesse tout d'abord avec la commande régulière ATC. La réduction des composants de pertes obtenue par la commande INC fixe est également adressée (INC-ATC).

TABLE 2.10 – Bilan des pertes sur le plan de fonctionnement

	Pertes par commutation	Pertes par conduction	Pertes fer	Pertes cuivre
Pertes max (W)	28,30	507,10	40,33	959,60
Point de fonctionnement	100 rpm 24,81 Nm	700 rpm 21,47 Nm	900 rpm 17,09 Nm	100 rpm 24,81 Nm
Différence de pertes max (W)	-3	-25	-9	+27
Point de fonctionnement	900 rpm 2,25 Nm	500 rpm 3,00 Nm	700 rpm 3,00 Nm	900 rpm 5,00 Nm
Impact énergétique	réduction	réduction	réduction	hausse

2.6.2 Validation en expérimentation

Les performances énergétiques de l'INC sont expérimentalement validées avec les MRVDSs M1 et M2. La validation avec cette dernière, qui est une machine de traction, donne une idée de l'énergie électrique que l'INC peut économiser pour une voiture électrique.

2.6.2.1 MRVDS M1

Le banc d'essai de la MRVDS M1 (figure 2.20) est constitué de quatre éléments principaux : la MRVDS pilotée en vitesse, une charge (frein à disque) dont le couple est régulé, un contrôleur et des appareils de mesure. L'ensemble machine-convertisseur est alimenté par une source de tension continue. Le contrôleur est basé sur une carte dSPACE équipé d'une carte FPGA. Les régulations de vitesse et de couple sont effectuées par dSPACE alors que la régulation de courant est réalisée par FPGA afin d'assurer un temps de calcul rapide. Les appareils de mesure comprennent des sondes de tension et de courant, un encodeur mesurant la position/vitesse du rotor de la MRVDS et un couplemètre placé entre la MRVDS et le frein à poudre.

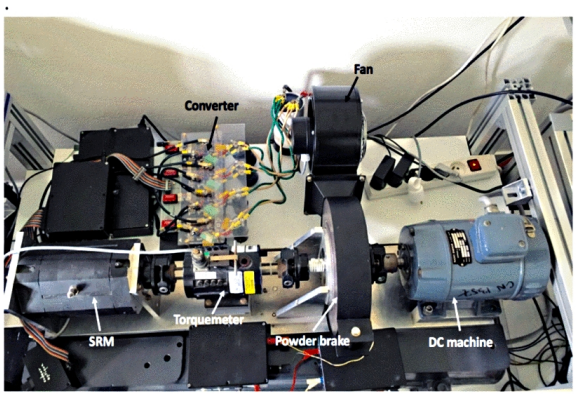


FIGURE 2.20 – Banc d'essai de la MRVDS M1

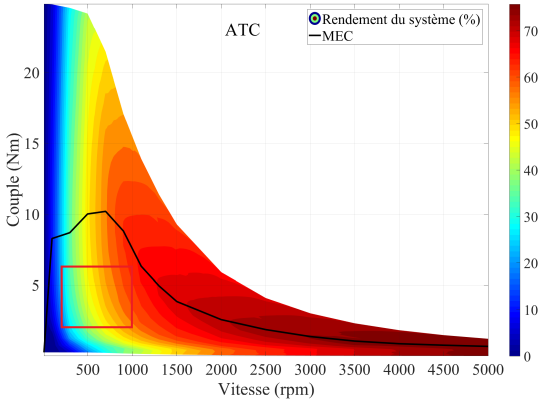
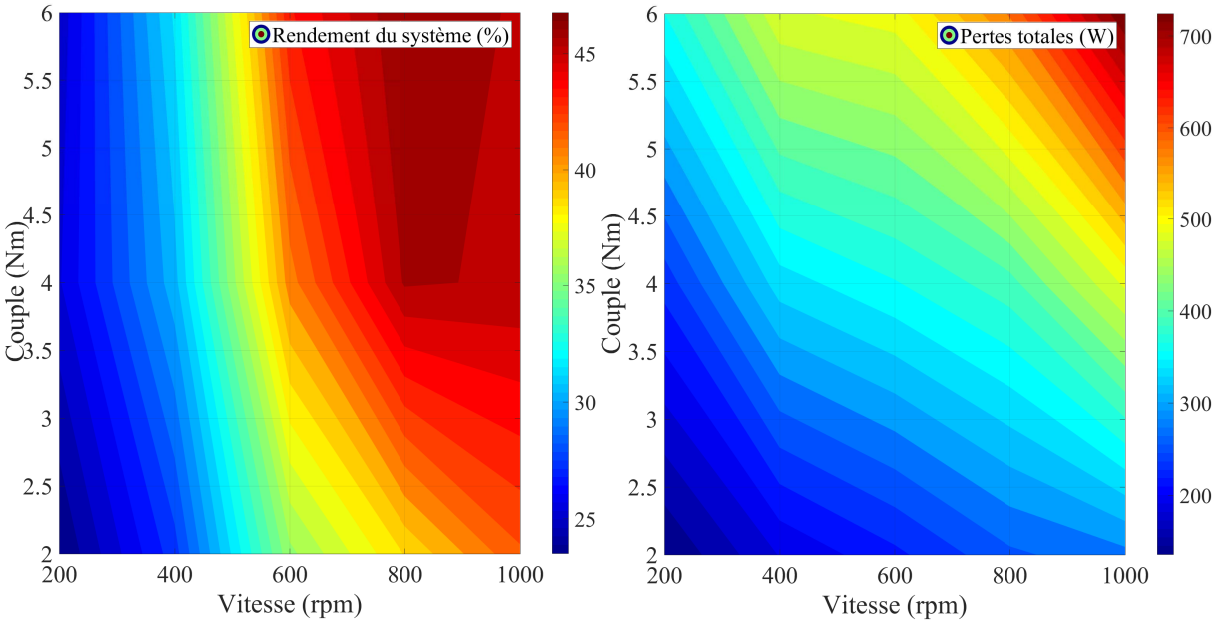


FIGURE 2.21 – Zone de test de la MRVDS M1

La zone de couple-vitesse testée est limitée par la capacité du banc de test : vitesses entre 200 rpm et 1000 rpm avec un pas de 200 rpm, couples entre 2 Nm et 6 Nm avec un pas de 2 Nm. Des mesures sont effectuées sur ces points de fonctionnements prédéfinis en régime établi. La vitesse est assurée par la MRVDS et le couple est assuré par la charge.

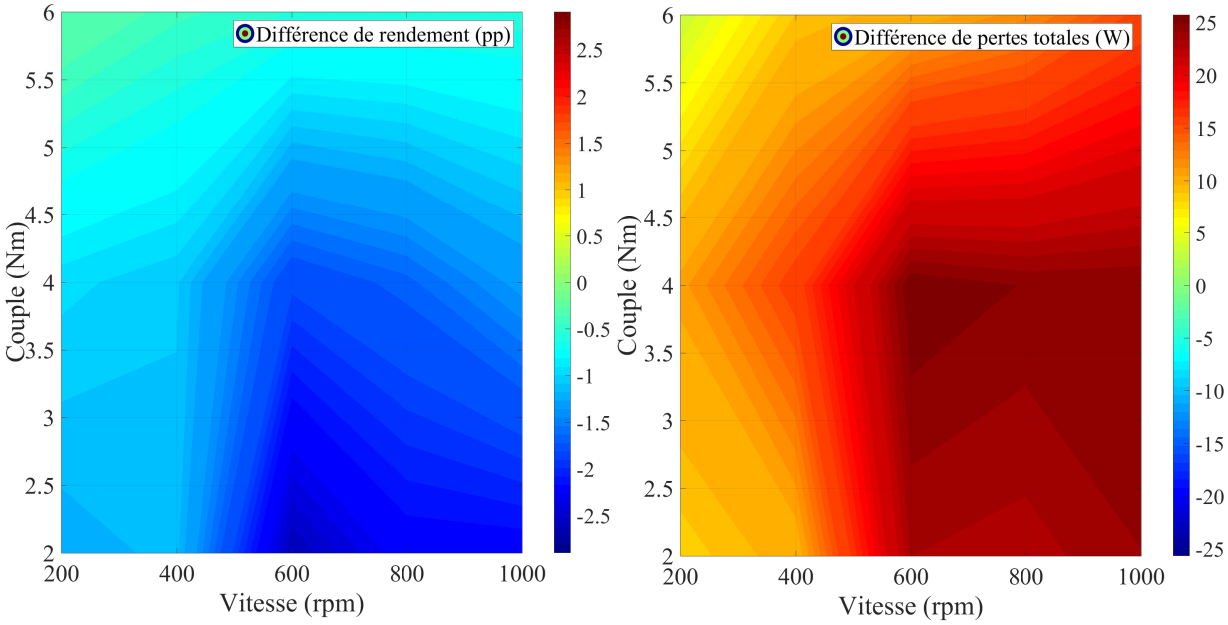
Les figures 2.22-2.26 donnent les performances énergétiques des stratégies sur la zone de test. La figure 2.22 montre l'impact énergétique de la commande ATC indiquée par le rendement du système (a) et les pertes totales (b). L'ATC est pris comme référence pour les comparaison relatives avec l'INC fixe. Les chiffres importants sont notés dans le tableau 2.11.

Dans la zone de test au-dessous de 6 Nm, les stratégies augmentent le rendement du système et réduisent les pertes totales, ce qui confirme la tendance vue en simulation. Nous comparons ici ces résultats avec la simulation. L'impact énergétique expérimental de l'INC fixe suit la même tendance. Par contre, le gain de rendement et la réduction de pertes sont plus faibles que ceux obtenus par la simulation. Ce fait provient des pertes cuivre qui sont plus élevées que prévue. En effet, elles dépendent de la température alors que le modèle de pertes utilisé suppose une température constante. Les pertes cuivre AC négligées sont aussi une source de différence. Néanmoins, ces résultats expérimentaux prouvent l'efficacité de l'INC fixe comme estimée en simulation. Nous retrouvons également la même tendance induite par les stratégies glissante directe, glissante inverse et mécanique. La stratégie mécanique réduit nettement les pertes dans la zone de test. Cette approche et la stratégie fixe sont les plus performantes du point de vue énergétique.



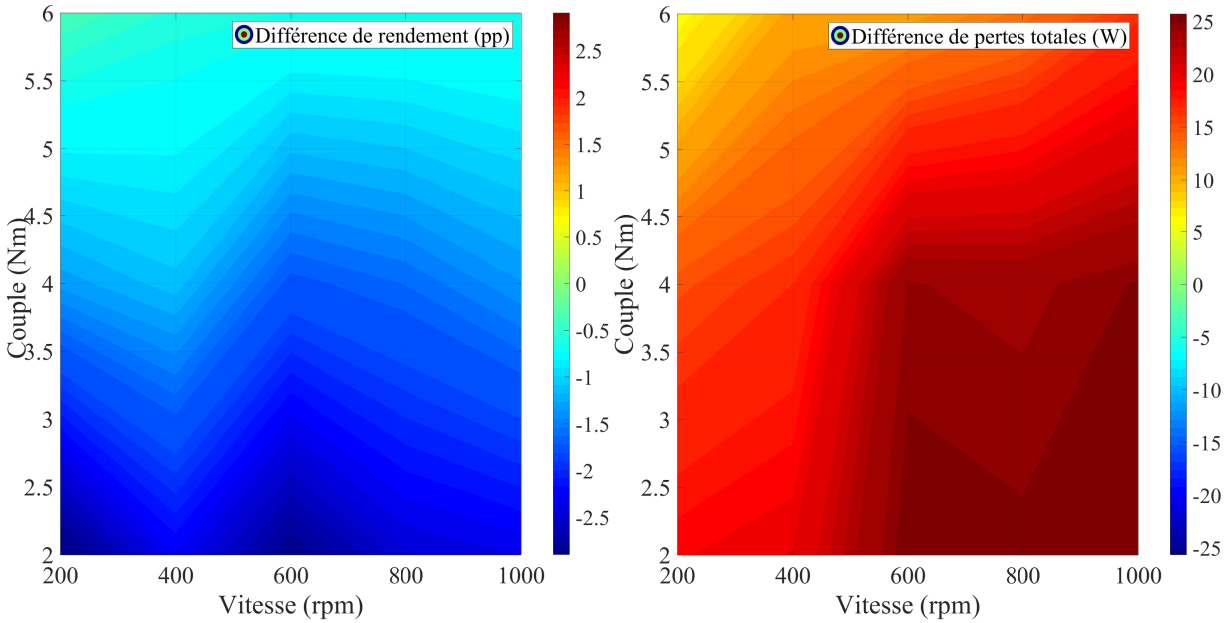
(a) Rendement du système (b) Pertes totales

FIGURE 2.22 – Bilan énergétique de l'ATC sur la MRVDS M1



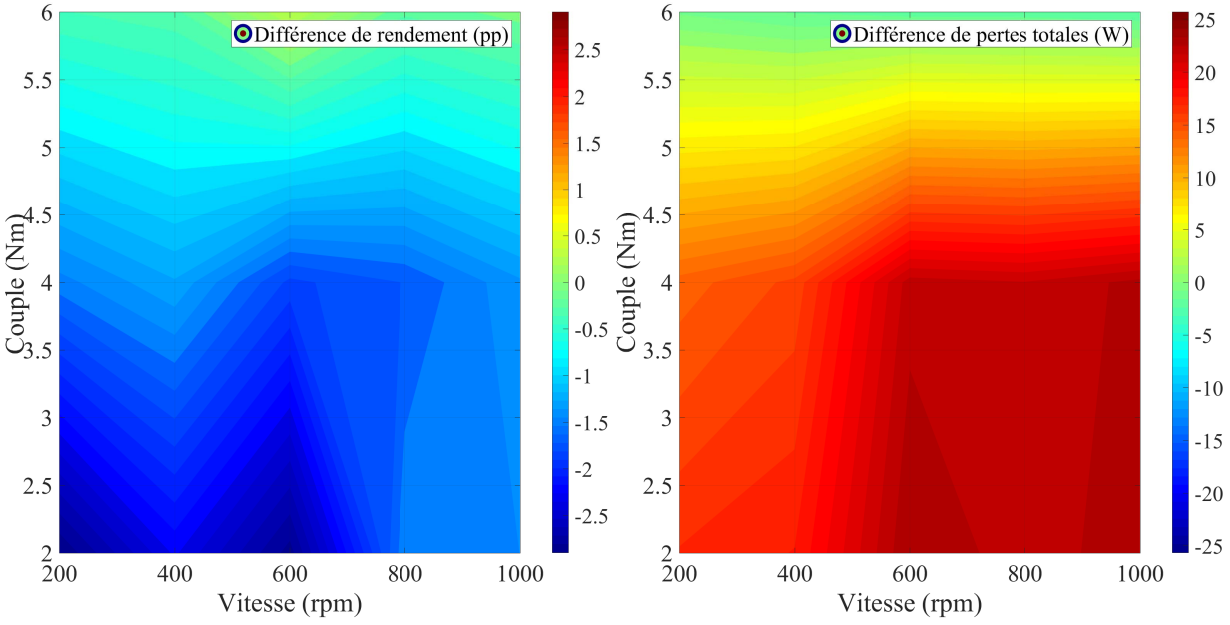
(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.23 – Impact énergétique de l'INC fixe (ATC-INC fixe)



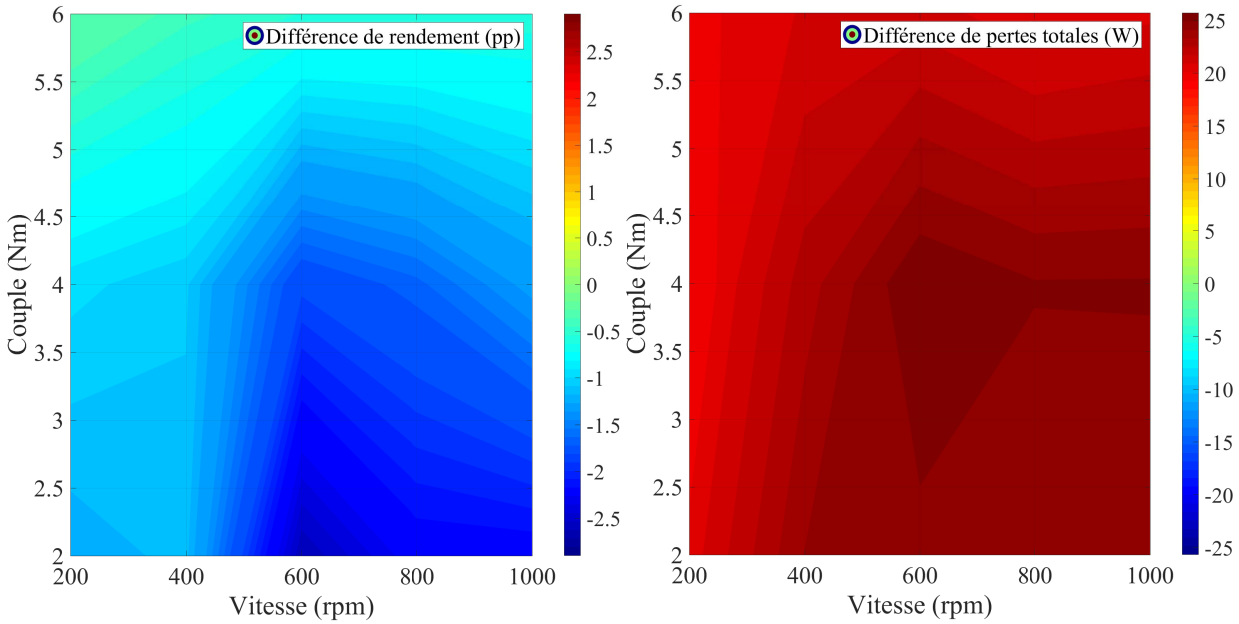
(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.24 – Impact énergétique de l'INC glissante directe (ATC-INC glissante directe)



(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.25 – Impact énergétique de l'INC glissante inverse (ATC-INC glissante inverse)



(a) Différence de rendement (b) Différence de pertes

FIGURE 2.26 – Impact énergétique de l'INC mécanique (ATC-INC mécanique)

Comme la précision de la simulation dépend du calibrage du modèle de pertes utilisé, les résultats expérimentaux ont pour but de vérifier la commande proposée. Ici nous avons trouvé les mêmes tendances entre les deux approches. Par contre, la différence de la réduction de pertes totales entre la simulation et l'expérimentation montre que le modèle de pertes peut être amélioré, par exemple en tenant compte des pertes cuivre AC.

TABLE 2.11 – Bilan énergétique expérimental des stratégies sur le plan de fonctionnement de la MRVDS M1

	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Zone de test (Nm)	≤6	≤6	≤6	≤6
Différence de rendement max (pp)	+2,60	+2,83	+2,88	+2,57
Différence de pertes max (W)	-24,8	-25,98	-23,98	-25,87
Impact énergétique (pertes)	réduction	réduction	réduction	réduction

2.6.2.2 MRVDS M2

Le banc d'essai de la MRVDS M2 (figure 2.27) est également constitué de quatre éléments principaux : la MRVDS pilotée en couple, une machine à courant continu pilotée en vitesse, un contrôleur et des appareils de mesure. L'ensemble de la MRVDS et du convertisseur est alimenté par une source de tension continue de 345 V. La MRVDS est mécaniquement couplé avec la MCC. Ces machines sont refroidies par eau. Le contrôleur est implémenté dans un boitier Autobox équipé d'une carte FPGA. En effet, les régulations de vitesse et de couple sont effectuées par dSPACE alors que la régulation de courant est faite par FPGA.

Les appareils de mesure comprennent des sondes de tension, des pinces de courant, un encodeur mesurant la position/vitesse du rotor de la MRVDS et un couplemètre mesurant le couple sur l'arbre de la MRVDS. La MRVDS M2 est contrôlée par l'ATC. Son régulateur de courant à hystérésis est à largeur variable, ce qui a pour but de réduire les pertes par commutation. Le courant de référence est caractérisé par quatre paramètres de commande qui sont l'amplitude de courant, l'angle d'amorçage, l'angle de roue-libre et l'angle de blocage. Le but de cette forme de courant est de réduire le nombre de découpages, donc les pertes par commutation (Kojima et De Doncker, 2017). Les cartographies de commande de l'ATC sont expérimentalement obtenues.

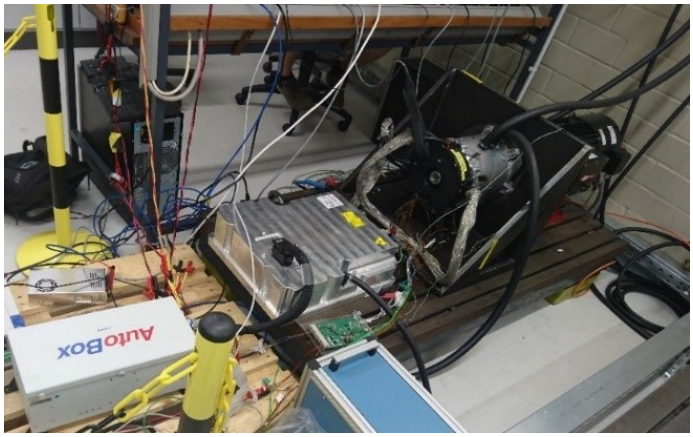


Figure 2.27 – Banc d'essai de la MRVDS M2

L'INC fixe est mise en oeuvre pour la MRVDS M2 selon la procédure présentée en section 2.6.1. La cartographie de rendement du système donnée par l'ATC est illustrée dans la figure 2.28. La courbe de rendement maximal (MEC) est tracée. La zone applicable de l'INC sur la MRVDS M2 couvre une zone de fonctionnement jusqu'à 50Nm. La zone applicable de l'INC est divisée en trois zones qui correspondent à trois rapports cycliques $\alpha = \{1/3, 2/3, 3/3\}$ (machine triphasée).

La zone de couple-vitesse testée est limitée à cause du couplage mécanique du banc d'essai : vitesses entre 1000 rpm et 5000 rpm avec un pas de 1000 rpm, couples entre 10 Nm et 50 Nm avec un pas de 5 Nm. Des mesures sont effectuées sur ces points de fonctionnement déterminés. La vitesse est assurée par la MCC pilotée en vitesse alors que le couple est assuré par la MRVDS pilotée en couple.

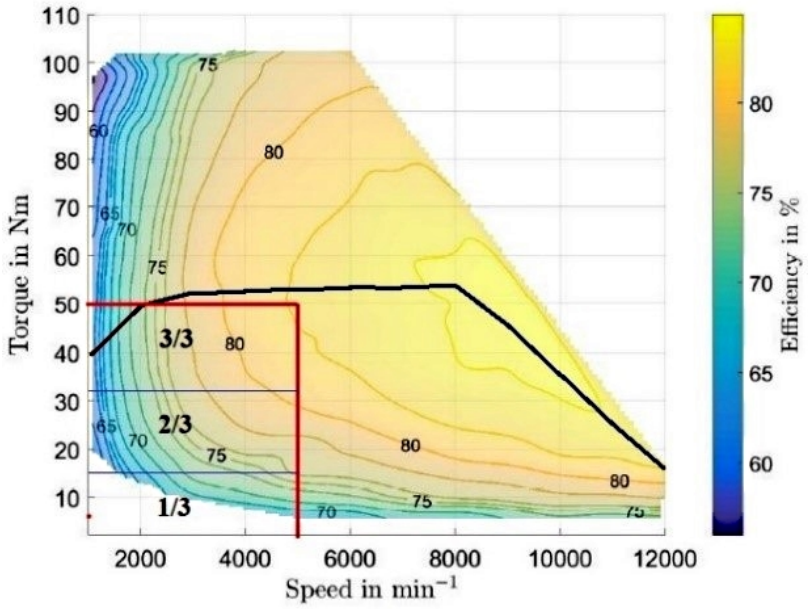
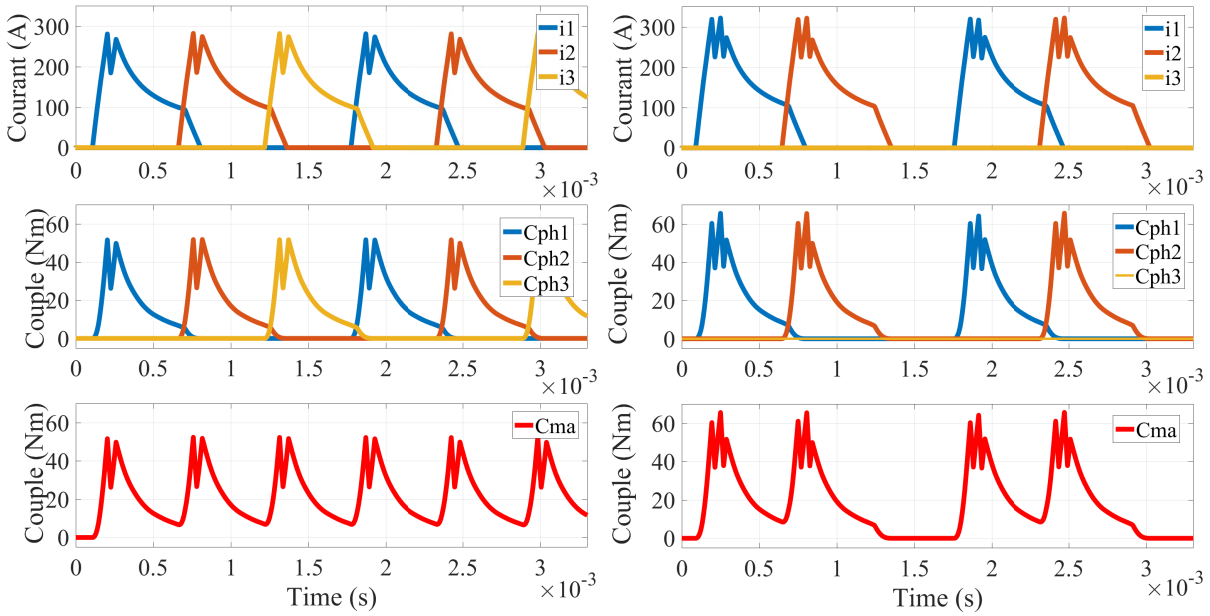


FIGURE 2.28 – Cartographie de rendement du système MRVDS M2 (RALEV et al., 2017)

La figure 2.29 montre des formes d'onde des courants et des couples des commandes ATC et INC au même point de fonctionnement 3000 rpm, 20 Nm. L'ATC (a) active trois phases avec un courant de référence I_{ref} de 240 A pour produire trois couples de phase avec un couple de référence C^*_{ph} de 20 Nm. L'INC (b) active les phases 1 et 2 avec un courant de référence I_{ref} de 250 A pour produire deux couples de phase avec un couple de référence C^*_{ph} de 30 Nm. Le courant et le couple de la phase 3 sont nuls. Dans les deux cas, le couple moyen de la machine $\bar{C}_{ma}$ est égal à 20 Nm. Par contre, le couple instantané de la machine C_{ma} devient discontinu sous l'INC.

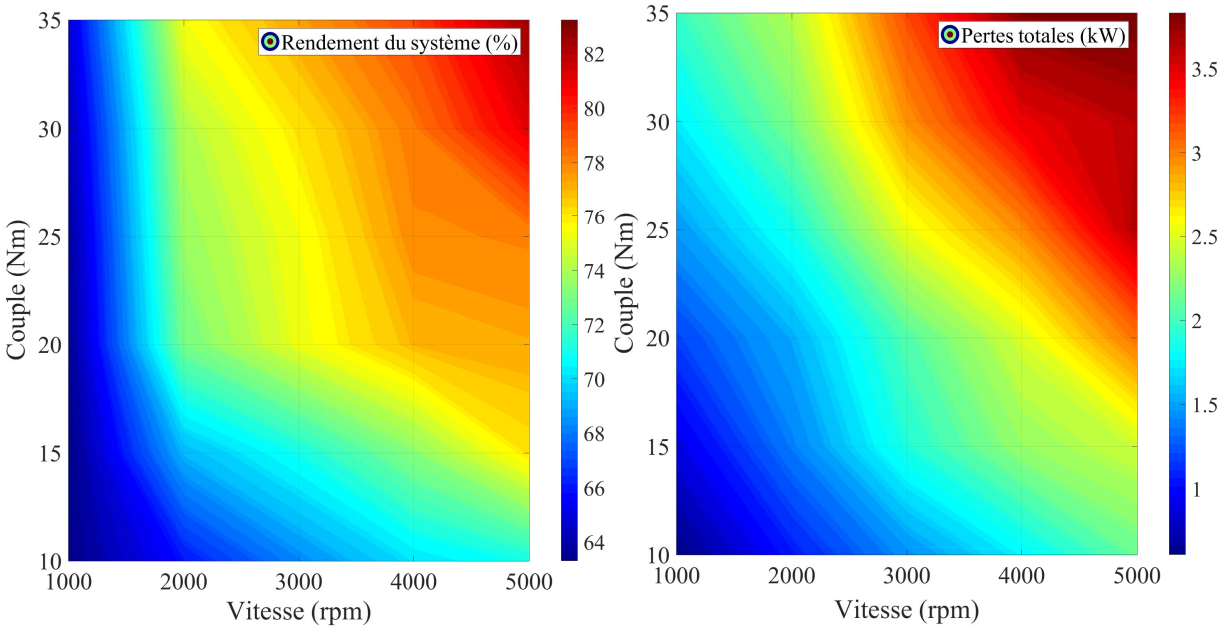


(a) ATC (b) INC fixe

FIGURE 2.29 – Courants et couples par l'ATC (a) et l'INC (b) à 3000 rpm, 20 Nm

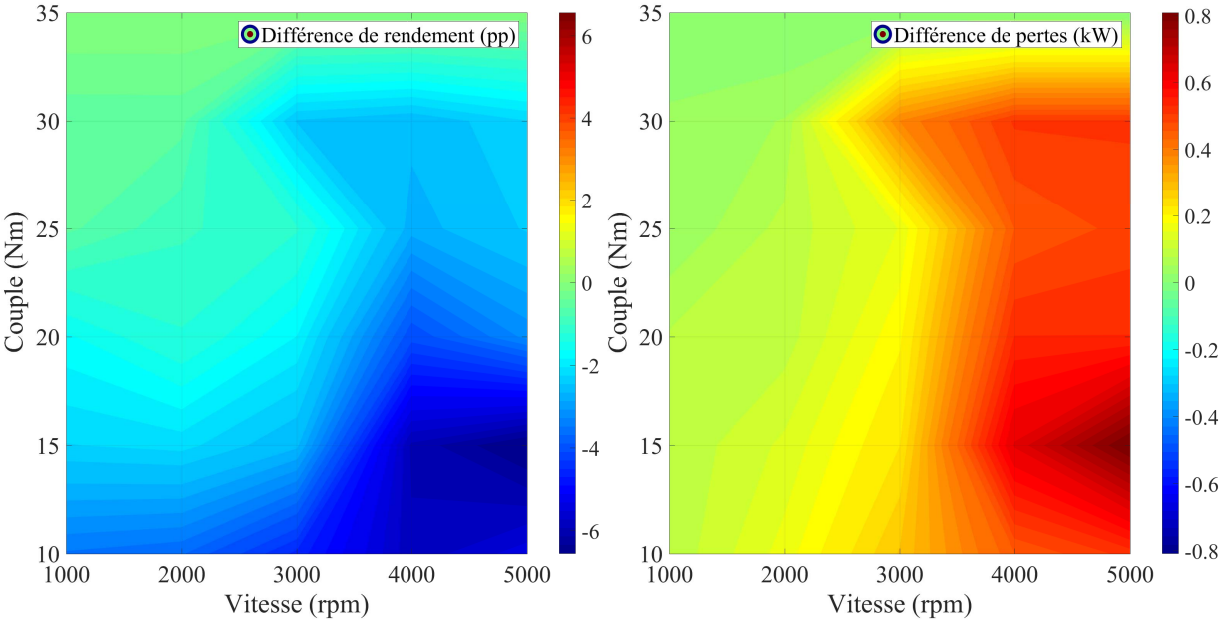
Les performances énergétique de l'ATC et l'INC fixe sont illustrées dans les figures 2.30-2.31. Dans la zone de test, la MRVDS M2 atteint le rendement au maximum 83 % à 5000 rpm, 35 Nm. Les pertes totales maximales sont de 3700 W au même point de fonctionnement. Sous l'INC fixe, le gain maximal de rendement est de 6 pp atteint à 5000 rpm, 15 Nm. Lorsque le couple devient plus important le gain en rendement est moindre. Dans la zone de test, la réduction de pertes maximale est de 800 W atteinte au même point de fonctionnement alors que la réduction minimale est de 80 W. Ces chiffres sont également notés dans le tableau 2.12.

D'après le mécanisme des pertes de la MRVDS M2 présenté dans (RALEV et al., 2017), la MRVDS M2 présente plus de pertes fer que de pertes cuivre par rapport à la MRVDS M1. Dans la zone de couple faible, les pertes fer sont quasiment égales aux pertes cuivre. En conséquence, la réduction de pertes totales est plus élevée avec la MRVDS M2. Par contre, l'INC fixe augmente considérablement la température des phases activées de la MRVDS M2. Ceci mène à la croissance des résistances des phases, et donc des pertes cuivre.



(a) Rendement du système (b) Pertes totales

FIGURE 2.30 – Impact énergétique de l'ATC sur la MRVDS M2



(a) Différence de rendement (b) Différence de perte

FIGURE 2.31 – Impact énergétique de l'INC fixe (ATC-INC fixe) sur la MRVDS M2

TABLE 2.12 – Bilan énergétique expérimental de la stratégie fixe sur le plan de fonctionnement de la MRVDS M2 (INC-ATC)

	INC fixe
Zone de test (Nm)	≤35
Différence de rendement max (pp)	+6
Différence de pertes max (W)	-800
Impact énergétique (pertes)	réduction

2.7 Conclusion du chapitre

Les résultats en simulation et expérimentation ont prouvé qu'avec l'INC le rendement de l'ensemble machine-convertisseur pouvait être augmenté dans sa zone applicable, tout en maintenant le couple moyen de la machine. L'INC diminue principalement les pertes par commutation, par conduction du convertisseur et les pertes fer de la MRVDS. Les pertes cuivre sont plus élevées à cause de l'augmentation des courants des phases activées.

Dans ces travaux de thèse, l'INC peut être déclinée en quatre stratégies : fixe, glissante direct, glissante inverse et mécanique. Les stratégies INC fixe et mécanique sont les stratégies les plus énergétiquement optimisées. Les stratégies INC glissante directe et INC glissante inverse sont proposées pour réduire les vibrations de la machine (chapitre 3), et pour mitiger les à-coups mécaniques du véhicule (chapitre 4). Comme ces stratégies impactent différemment sur l'efficacité énergétique, les vibrations de la machine et les pulsations de la chaine cinématique, elles doivent être sélectionnées avec attention.

Chapitre 3

Impact de la commande intermittente sur les vibrations de la machine

Sommaire

3.1 Introduction du chapitre 65
3.2 Modélisation des vibrations de la machine 68
3.2.1 Modèle électromagnétique-mécanique du stator 69
3.2.2 Comportement vibratoire du modèle du stator 74
3.3 Impact vibratoire de la commande intermittente 76
3.3.1 Validation en simulation 77
3.3.2 Validation en expérimentation 88
3.4 Conclusion du chapitre 90

La commande intermittente vise à augmenter sur l'ensemble du cycle de fonctionnement le rendement de l'ensemble machine-convertisseur. Sous l'INC, les courants de phase sont plus élevés, et le couple de machine est plus ondulé. Ceci peut influencer le comportement vibratoire de la machine, une des sources de bruit acoustique. Ce chapitre étudie l'impact vibratoire de l'INC sur la MRVDS M1 en particulier. Ce critère est d'abord analysé en simulation sur le plan couple-vitesse avec un modèle de vibration simplifié avant d'être vérifié en expérimentation.

3.1 Introduction du chapitre

Le bruit acoustique est un des inconvénients majeurs des MRVDSs qui freine l'utilisation de ce type de machine dans les VEs (Zeraoulia, Benbouzid et Diallo, 2006)-(Boldea et al., 2014). Pour comprendre mieux ce phénomène, il est nécessaire de connaître les sources de bruit de l'ensemble machine-convertisseur.

Le bruit des machines électriques statiques ,par exemple des transformateurs, est d'origine principalement magnétique. Dans des machines électriques tournantes, il est la conséquence de plusieurs origines : magnétique, mécanique, aérodynamique et électrique (figure 3.1).

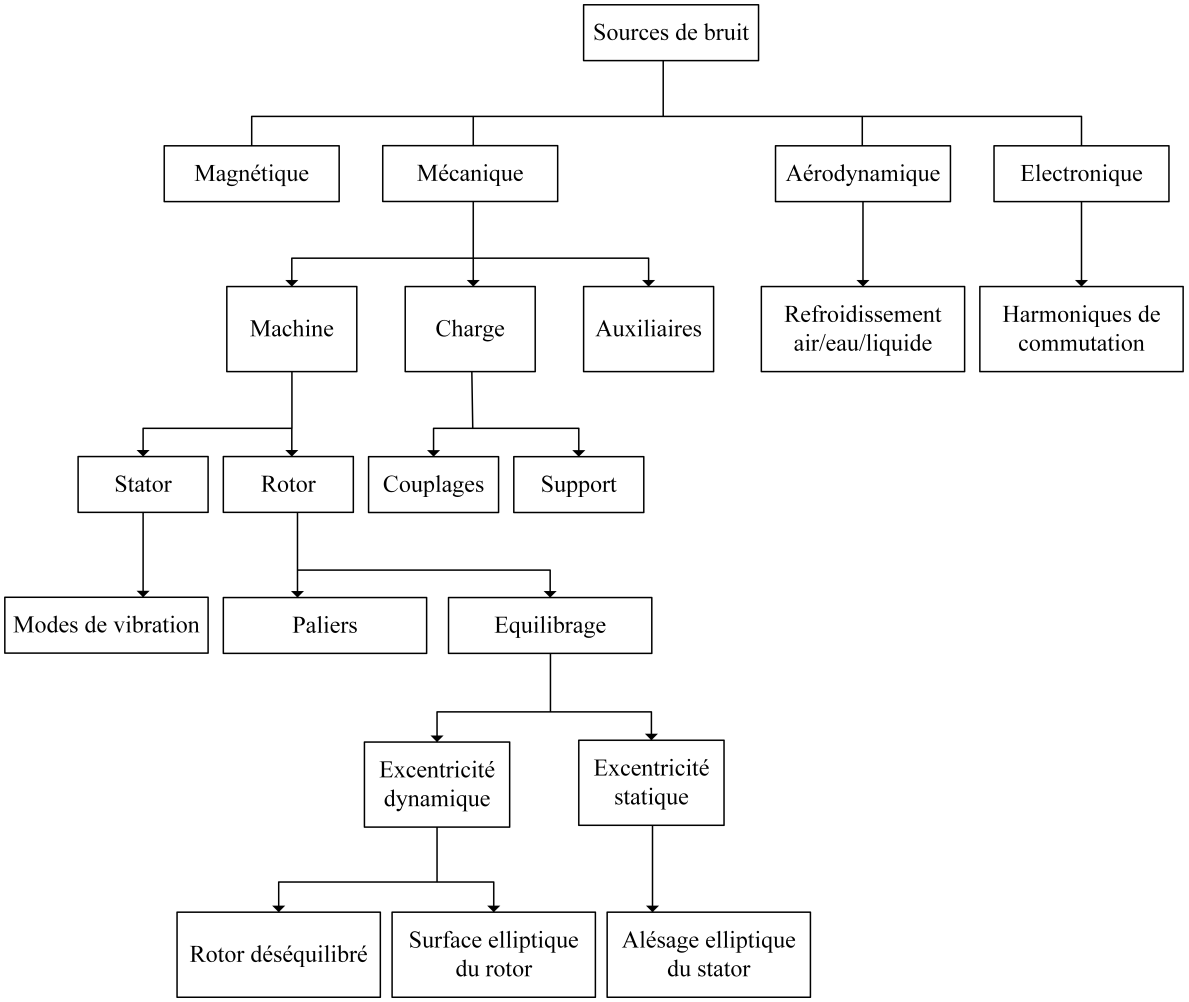


FIGURE 3.1 – Sources de bruit dans des machines électriques (KRISHNAN, 2001)

Des efforts magnétiques proviennent des interactions magnétiques entre les dents du stator et du rotor et peuvent se décomposer en trois termes : les efforts radiaux, tangentiels (à l'origine du couple de rotation) et axiaux. Par souci de simplification, nous avons représenté ces efforts d'un point de vue global dans la figure 3.2, et nous parlerons donc par la suite d'une force unique par axe. Ces termes de force peuvent être calculés par la méthode des éléments finis (MEF) ou de manière analytique si la machine fonctionne dans la zone linéaire (KRISHNAN, 2001). Ces calculs montrent que la grandeur de la force radiale est beaucoup plus élevée que celle de la force tangentielle (quelques dizaines de fois) (KRISHNAN, 2001). Cette première est donc le facteur dominant qui cause le bruit dans cette catégorie.

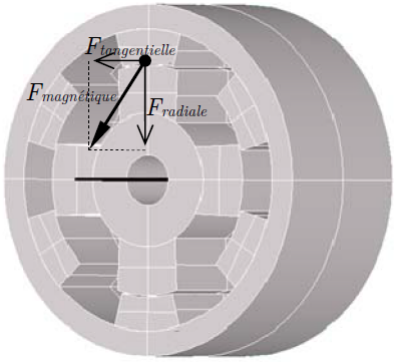


FIGURE 3.2 – Décomposition de la force magnétique (BELHADI, 2015)

Le bruit d'origine mécanique provient de plusieurs facteurs : de la machine, de la charge et des autres éléments des structures mécaniques (KRISHNAN, 2001). Le stator, avec sa forme cylindrique, possède plusieurs fréquences naturelles de résonance qui sont les modes propres de vibration illustrés dans la figure 3.3. La coïncidence entre les harmoniques de la force radiale et ces modes propres mène aux vibrations du stator et au bruit. Le rotor tournant génère également un bruit relié au frottement ou à l'équilibrage du rotor incluant les excentricités dynamiques (l'axe de gravité et celui de rotation sont parallèles) et statique (les deux axes se croisent). Les couplages sont des structures mécaniques qui possèdent des fréquences naturelles de résonance et peuvent générer également un bruit acoustique.

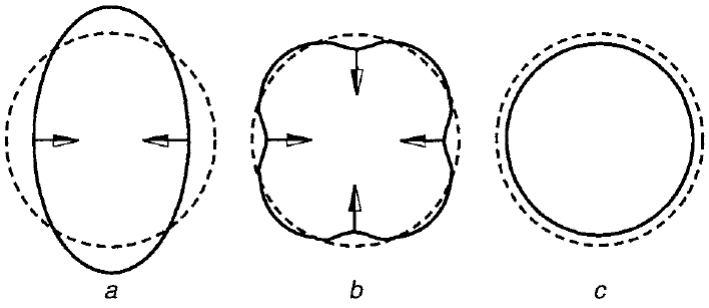


FIGURE 3.3 – Modes propres de vibration du stator (MILLER, 2001)

Lors de la rotation, la force radiale déforme périodiquement la structure du stator et crée des vibrations importantes au niveau de la culasse. A certaines vitesses, la force radiale peut exciter les modes propres du stator et amener à la résonance. Dans ce cas, les vibrations engendrent un bruit particulièrement désagréable qui s'appelle bruit vibro-acoustique. Celui-ci est la source de bruit prépondérante dans le système (CAMERON, LANG et UMANS, 1989),(CAMERON, LANG et UMANS, 1992).

En outre, les système de refroidissement de machine par eau, air ou liquide amènent également à une nuisance sonore (Krishnan, 2001). De plus, la commutation de tension des phases par des interrupteurs du convertisseur sont aussi une source de bruit (Krishnan, 2001). La fréquence de découpage est souvent choisie au-dessus de la plage audible humaine.

La littérature propose plusieurs solutions afin de les réduire ou annuler les sources de bruit dans la MRVDS. Ces solutions peuvent être classées selon trois approches : conception, compensation et contrôle (Belhadi, 2015).

L'approche « conception »inclue des techniques telles que la modification de la structure, la modification des dents, le vrillage, trous au niveau du rotor, l'ajout d'ailettes, l'ajout de cales d'encoche mécaniques et la conception avec un critère vibro-acoustique (Miller, 2001), (Krishnan, 2001), (Lecointe, 2003), (Mininger, 2005), (Belhadi, 2015).

L'approche « compensation »vise à réduire ou annuler les vibrations par des composants supplémentaires passifs ou actifs. Les composants passifs sont des bobines auxiliaires court-circuitées qui sont ajoutées au stator ou au rotor pour adoucir la variation du flux principal. Les composants sont des bobines auxiliaires excitées ou des actionneurs piézoélectriques qui sont régulés selon les vibrations (Lecointe, 2003), (Mininger, 2005). Cette approche complique souvent la fabrication et augmente son coût.

L'approche « contrôle »utilise des méthodes telles que la double pente du courant, l'adoucissement des variations de flux, l'optimisation des angles de commande, la modification des allures de courant de référence, ou l'adaptation de la commande instantanée en couple et en force (Wu et Pollock, 1995), (Pollock et Wu, 1997), (Fahimi et al., 1998), (Gabsi et al., 1999). En revanche, cette approche est limitée en grande vitesse et peut compliquer la structure de commande.

En éteignant quelques phases de la MRVDS, l'INC change l'évolution et la répartition des efforts, par conséquent, l'excitation des modes propres du stator. Il est donc nécessaire d'étudier le changement de la force radiale et le comportement vibratoire du stator sous l'impact de l'INC. Pour ce faire, nous allons présenter un modèle vibratoire du stator de la machine et son comportement vibratoire sous l'impact de la force radiale. La vibration du stator donné par ce modèle est l'image du bruit acoustique de la machine.

3.2 Modélisation des vibrations de la machine

La modélisation des phénomènes vibro-acoustiques de la MRVDS nécessite un modèle multi-physique : électromagnétique, mécanique, acoustique (Wu et Pollock, 1993)-(Boesing, Hofmann et De Doncker, 2015).

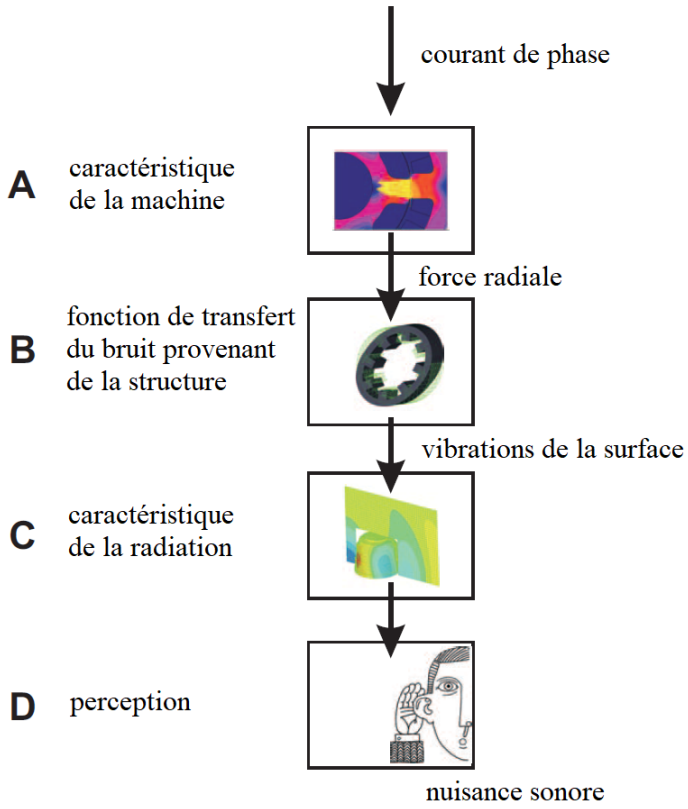


FIGURE 3.4 – Chemin de transmission du bruit vibro-acoustique (FIEDLER et al., 2006)

Un tel système est complexe et souvent gourmand en temps de calculs, surtout si on s'intéresse à toute la zone de fonctionnement de la machine. Dans ce travail, nous avons utilisé un modèle de vibration électromagnétique-mécanique simplifié (BAHRI et al., 2016). Ce modèle comprend les étapes A et B dans du chemin de transmission du bruit vibro-acoustique (figure 3.4) afin d'évaluer rapidement l'impact vibratoire de l'INC en comparaison avec l'ATC (NGUYEN et al., 2017b) sur le plan couple-vitesse. Nous allons le présenter dans ce chapitre puis donner par la suite les résultats obtenus en simulation et du point de vue expérimental.

3.2.1 Modèle électromagnétique-mécanique du stator

Comme présenté en section 3.1, la force radiale est la force dominante qui déforme le stator. Elle est la composante radiale de la force électromagnétique qui apparait au niveau des dents statoriques et des dents rotoriques de la machine. Le calcul de la force radiale peut se faire par des méthodes analytiques (ANWAR et HUSAIN, 2000), ou par la méthode des éléments finis.

La force radiale globale sur une dent est ici représentée à l'aide d'un réseau ou d'une cartographie de force en fonction du courant de phase et de la position du rotor. Ce réseau a été obtenu avec le logiciel MRVSIM (Renault, GeePs et Satie, 2004) par la méthode des éléments finis (figure 3.5).

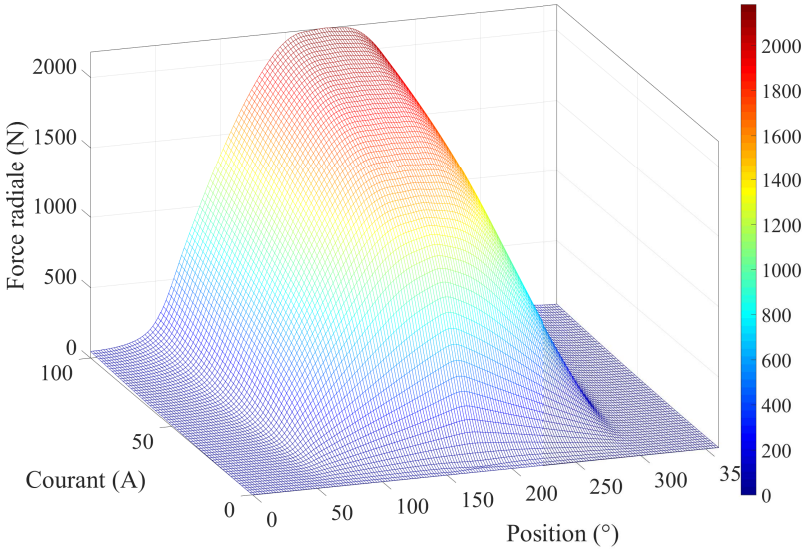


Figure 3.5 – Réseau de force radiale en fonction du courant et de la position

Lors de la rotation, la force radiale est périodiquement appliquée sur les dents statoriques et peut exciter les fréquences naturelles du stator à certaines vitesses. D'un point de vue vibratoire, le stator est un système mécanique complexe à plusieurs degrés de liberté qui peut être représenté par une superposition d'un nombre fini de systèmes linéaires à un degré de liberté (Rasmussen et al., 1999), (Fiedler et al., 2006)-(Fiedler, Kasper et De Doncker, 2010). Pour la modélisation des vibrations, la première étape est de déterminer les fréquences naturelles principales du stator par des méthodes analytique, numérique ou expérimentale (Colby, Mottier et Miller, 1995), (Colby et Miller, 1996), (Lecointe, 2003).

Ces fréquences sont ici obtenues depuis une analyse modale avec MRVSIM, et appelées modes propres du stator. Ces modes sont les suivants : mode 2 à 2889 Hz, mode 3 à 7526 Hz et mode 4 à 12240 Hz, 12334 Hz, 14136 Hz (figure 3.6). Les zones bleues représentent les nœuds avec une faible déformation alors que les zones jaunes indiquent une forte déformation (Renault, GeePs et Satie, 2004).

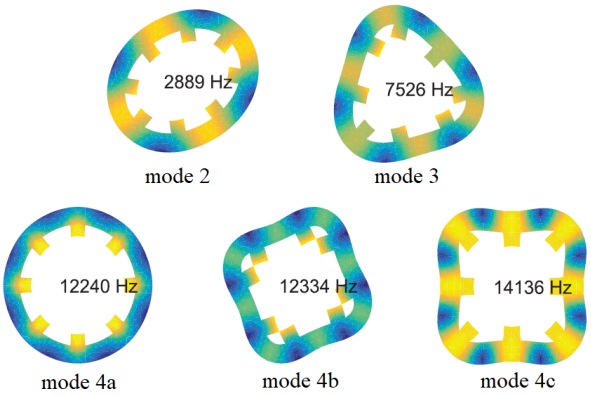


FIGURE 3.6 – Modes de vibration du stator

A cause de l'excitation symétrique de la MRVDS 8/6 tétra-phasé, les modes impairs ne sont pas excités (ANWAR et HUSAIN, 2000). Parmi les modes pairs, seul le mode 2 sera pris en compte dans la suite. Ce dernier a une fréquence plus proche de la plage de fréquence de fonctionnement de la machine, il est donc le mode le plus susceptible d'être excité par la commande (COLBY, MOTTIER et MILLER, 1995)-(RASMUSSEN et al., 1999). L'avantage du modèle de vibration simplifié est qu'il permet une rapide vérification de l'impact vibratoire de l'INC sur toute la zone de fonctionnement, ce qui permet de le comparer avec l'ATC. Le mode 2 de vibration du stator ($f_2 = 2889\,\text{Hz}$) est illustré dans la figure 3.6.

Le comportement du stator est modélisé par un système mécanique de type ressort-amortisseur-masse (RASMUSSEN et al., 1999), (FIEDLER et al., 2006)-(FIEDLER, KASPER et DE DONCKER, 2010) (figure 3.7), où $F(t)$ est la force radiale et M, C, K sont respectivement la masse locale, le coefficient d'amortissement et la constante de raideur.

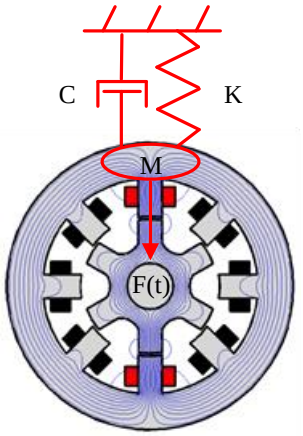


FIGURE 3.7 – Système mécanique de ressort-amortisseur-masse

La relation physique entre le déplacement radial $x(t)$, la vitesse radiale $v(t) = \dot{x}(t)$, l'accélération radiale $a(t) = \ddot{x}(t)$ et la force radiale $F(t)$ du système mécanique est :

$$M.\ddot{x}(t) + C.\dot{x}(t) + K.x(t) = F(t) \tag{3.1}$$

La masse locale M est égale à la somme de la masse totale du stator divisée par quatre. Les coefficients d'amortissement C et de raideur K sont identifiés à partir des équations suivantes, où ω_n est la pulsation naturelle et ξ est le taux d'amortissement :

$$\begin{aligned} C &= 2.M.\xi.\omega_n \\ K &= M.\omega_n^2 \end{aligned} \tag{3.2}$$

Le coefficient d'amortissement est expérimentalement identifié de telle sorte que le comportement observé du modèle mécanique rencontre le comportement expérimental du stator de la MRVDS (Bahri et al., 2016). Ce travail a été effectué au laboratoire sur la MRVDS M1. Autrement dit, les accélérations obtenues en expérimentation et en simulation doivent être les plus proches possibles. Spécifiquement, avec les mêmes points de fonctionnement et les mêmes conditions de test, le coefficient d'amortissement doit permettre d'obtenir l'erreur la plus faible possible. Les valeurs numériques des facteurs du modèle mécanique sont données dans le tableau 3.1 (Bahri et al., 2016).

Table 3.1 – Facteurs du système mécanique

Facteur	Valeur
Mode 2 f_2 (Hz)	2889
Masse locale M (kg)	3
Taux d'amortissement ξ	0.089
Coefficient d'amortissement C (Ns/m)	$9.69.10^3$
Constante de raideur K (N/m)	$9.98.10^8$

Le calcul de vibration pour la MRVDS en considérant le mode n est proposé dans (Fiedler, Kasper et De Doncker, 2010). Ce calcul est basé sur les phénomènes de propagation d'onde sur la surface du stator et de la superposition des déplacements. Chaque déplacement peut être décomposé en composants de Fourier.

Le déplacement propre d'une dent de la phase i (x_{ii}) est donné par le modèle mécanique (3.1). Ce déplacement propre est une fonction du temps. Dans le cas d'une déformation sinusoïdale de la surface du stator, ce déplacement propre se propage aux autres dents et résulte à un déplacement partiel au niveau de chaque dent j (x_{ji}) (Fiedler, Kasper et De Doncker, 2010). Ce déplacement partiel est une fonction de la position des dents.

$$x_{ji} = x_{ii}.\cos\left(\frac{2n\pi(j-i)}{N_{ds}}\right) \tag{3.3}$$

Où N_{ds} est le nombre de dents statoriques. Le déplacement total au niveau de la dent j (x_j) est la superposition des déplacements partiels vers cette dent qui se sont propagés à partir de tous les déplacements des phases activées.

$$x_j = \sum_{i=1}^{N_{ph}} x_{ji} = \sum_{i=1}^{N_{ph}} x_{ii}.\cos\left(\frac{2n\pi(j-i)}{N_{ds}}\right) \tag{3.4}$$

L'équation (3.4) est ensuite exprimée en notation matricielle pour la MRVDS à N_{ph}-phases. La matrice des coefficients B_{ji} est déterminée de la manière suivante :

$$X_j = B_{ji}.X_{ii}$$

$$\begin{bmatrix} x_1 \\ . \\ . \\ x_{N_{ph}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b_{11} & . & . & b_{1N_{ph}} \\ . & . & . & . \\ . & . & . & . \\ b_{N_{ph}1} & . & . & b_{N_{ph}N_{ph}} \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} x_{11} \\ . \\ . \\ x_{N_{ph}N_{ph}} \end{bmatrix} \tag{3.5}$$

$$\text{où } b_{ji} = \cos\left(\frac{2n\pi(j-i)}{N_{ds}}\right)$$

La matrice B_{ji} en (3.5) est déterminée pour la MRVDS 8/6 tétraphasée. A part des éléments diagonaux, les éléments b_{13}, b_{31}, b_{24} et b_{42} sont également non-nuls, ce qui signifie qu'il y a des couplages entre la phase 1 et la phase 3, ainsi qu'entre la phase 2 et la phase 4.

$$B_{ji} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -1 \\ -1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{3.6}$$

En résumé, le calcul de vibrations comprend deux étapes. D'abord, les déplacements propres des dents sont obtenus par le modèle mécanique en (3.1). Ensuite, le déplacement total au niveau d'une dent est la superposition des déplacements partiels propagés à partir des déplacements propres (3.3)-(3.6). Des équations similaires peuvent être également écrites pour la vitesse et l'accélération. Un exemple du calcul du déplacement total au niveau de la phase 4 (avec $i = 1..4$ et $j = 4$) est illustré dans la figure 3.8.

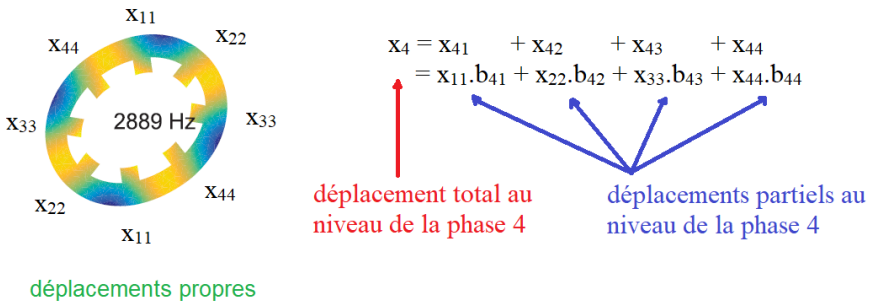


FIGURE 3.8 – Calcul du déplacement total au niveau de la phase 4

3.2.2 Comportement vibratoire du modèle du stator

La figure 3.9 montre le diagramme de Bode issu de la fonction de transfert entre la force radiale $F(s)$ et le déplacement $x(s)$ du modèle mécanique (3.7). La résonance à 2889 Hz correspond bien au mode 2 de vibration f_2.

$$\frac{x(s)}{F(s)} = \frac{1}{M.s^2 + C.s + K} \tag{3.7}$$

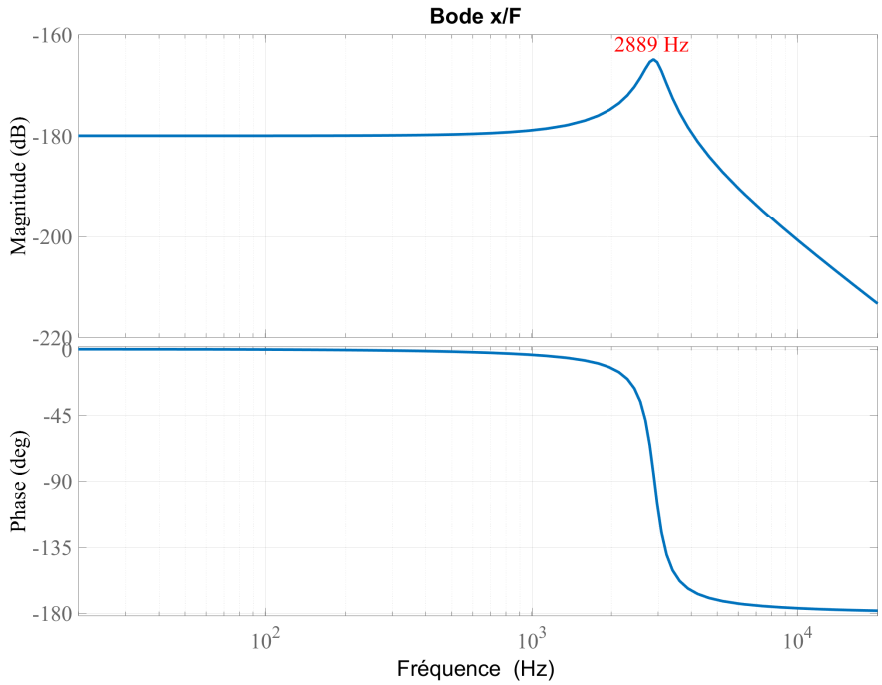


FIGURE 3.9 – Diagramme de Bode entre la force radiale et le déplacement

Alors que la figure 3.10 montre le diagramme de Bode de la fonction 3.8 (rapport entre la force radiale $F(s)$ et l'accélération $a(s)$ du système mécanique). On retrouve la résonance à 2889 Hz qui est bien celle du mode 2 de vibration (f_2).

$$\frac{a(s)}{F(s)} = \frac{s^2}{M.s^2 + C.s + K} \tag{3.8}$$

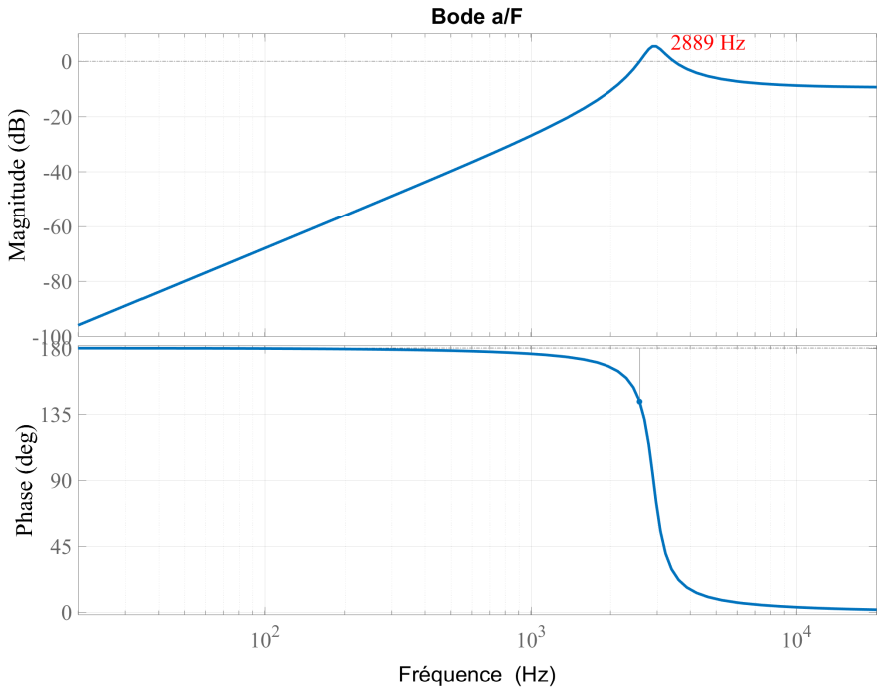


FIGURE 3.10 – Diagramme de Bode entre la force radiale et l'accélération

La résonance au mode 2 va dépendre du contenu harmonique de la force radiale. Le fondamental ou un harmonique de force peuvent donc exciter la structure. Autrement dit, certaines vitesses du rotor excideront le mode 2 de vibration. La relation entre la vitesse du rotor Ω (rpm) et le mode 2 f_2 (Hz) est expliquée dans les équations suivantes. La condition de résonance est qu'un harmonique de la force radiale soit égal au mode 2 :

$$f_F = f_2 \tag{3.9}$$

Les harmoniques de la force radiale f_F (BELHADI, 2015) sont exprimés comme suit :

$$f_F = n.N_{dr}.f_{meca}, \text{ où } n = 1, 2, 3\ldots \tag{3.10}$$

La fréquence mécanique f_{meca} à une vitesse du rotor Ω est :

$$f_{meca} = \frac{\Omega}{60} \tag{3.11}$$

La vitesse du rotor Ω qui excite le mode 2 f_2 est :

$$\Omega = \frac{f_2.60}{n.N_{dr}} \tag{3.12}$$

La valeur numérique de la vitesse du rotor Ω qui excite le mode 2 f_2 égale à :

$$\Omega = \frac{28890}{n}\,(rpm) \tag{3.13}$$

Les valeurs numériques des vitesses du rotor qui excitent le mode 2 du stator sont écrites dans le tableau 3.2. Les harmoniques d'ordre inférieur 6 ($n < 6$) n'excitent pas les vitesses dans la plage considérée (jusqu'à 5000 rpm).

TABLE 3.2 – Vitesses du rotor qui excitent le mode 2 du stator

Mode propre f_2 (Hz)	Harmonique n	Vitesse Ω (rpm)
$f_2 = 2889$	6	4815
	7	4127
	8	3611
	9	3210
	10	2889
	11	2626
	12	2408

3.3 Impact vibratoire de la commande intermittente

Dans cette partie, l'impact de l'INC sur les vibrations de la machine est évalué en simulation et en expérimentation.

3.3.1 Validation en simulation

Des formes d'onde données obtenues avec le modèle de vibration par l'ATC et l'INC glissante directe sont respectivement montrées dans les figure 3.11 et 3.12. L'entrée du modèle est constituée des forces radiales et la sortie donne les déplacements et les accélérations (dans la direction radiale) en fonction du temps.

Dans la figure 3.12, la MRVDS est contrôlée par l'INC glissante directe au point de fonctionnement 700 rpm, 4 Nm avec deux phases activées (figure 3.12, $\alpha = 2/4$) pendant une période mécanique. Par rapport à l'ATC, les courants de phase augmentent, menant à l'augmentation des forces. Par contre, l'amplitude des accélérations n'augmente pas car elle ne dépend pas seulement de l'amplitude de la force mais aussi de sa fréquence. Ici les forces contiennent des fréquences plus basses que la plage de résonance à cause de la désactivation des phases. Sur les accélérations, on vérifie que les phases 1-3 et 2-4 sont bien couplées. Par conséquent, les déplacements et les accélérations apparaissent également sur les quatre phases pendant chaque conduction, ce qui montrent l'effet de couplage entre les phases.

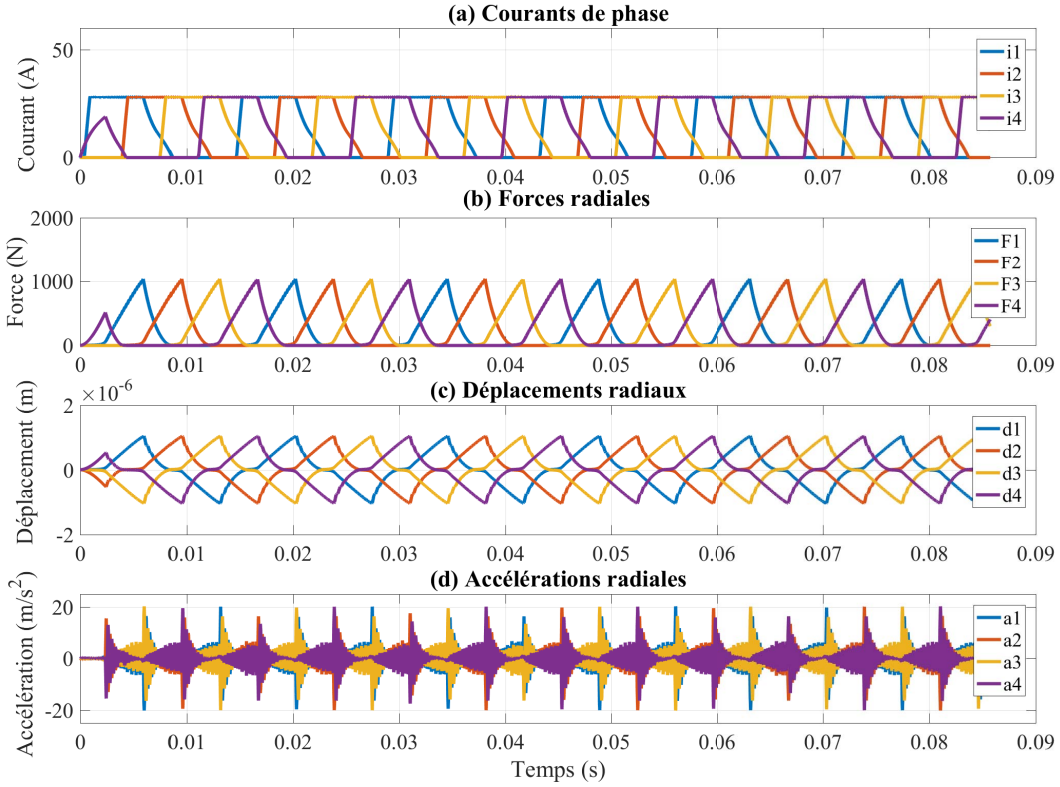


FIGURE 3.11 – Courants de phase, forces radiales, déplacements et accélérations par l'ATC à 700 rpm, 4 Nm

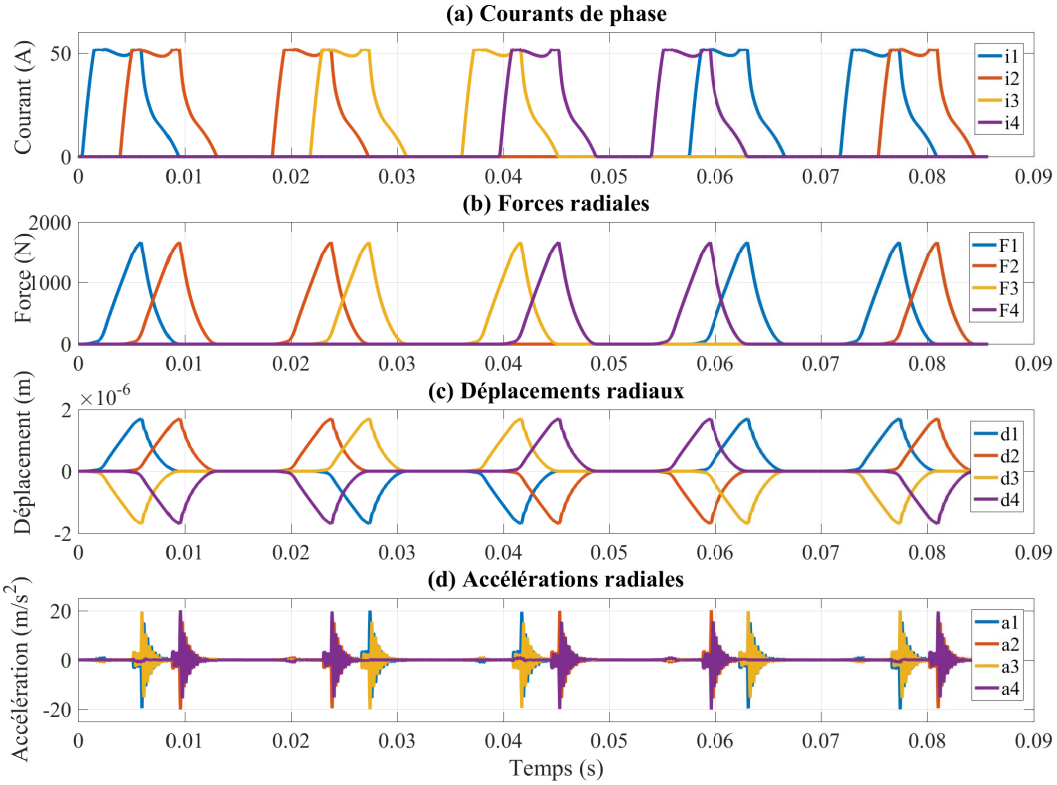


FIGURE 3.12 – Courants de phase, forces radiales, déplacements et accélérations par l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm

3.3.1.1 Analyse vibratoire à un point couple-vitesse spécifique

Dans cette section, l'impact vibratoire de l'INC est étudié par une analyse spectrale pour le point de fonctionnement spécifique à 700 rpm, 4 Nm, où les stratégies de l'INC sont appliquées avec le rapport cyclique $\alpha = 2/4$ (approche électrique) ou $\alpha = 3/6$ (approche mécanique) en comparaison avec l'ATC. Les indicateurs de vibration considérés sont le pic de résonance et la puissance de résonance des spectres des accélérations des phases.

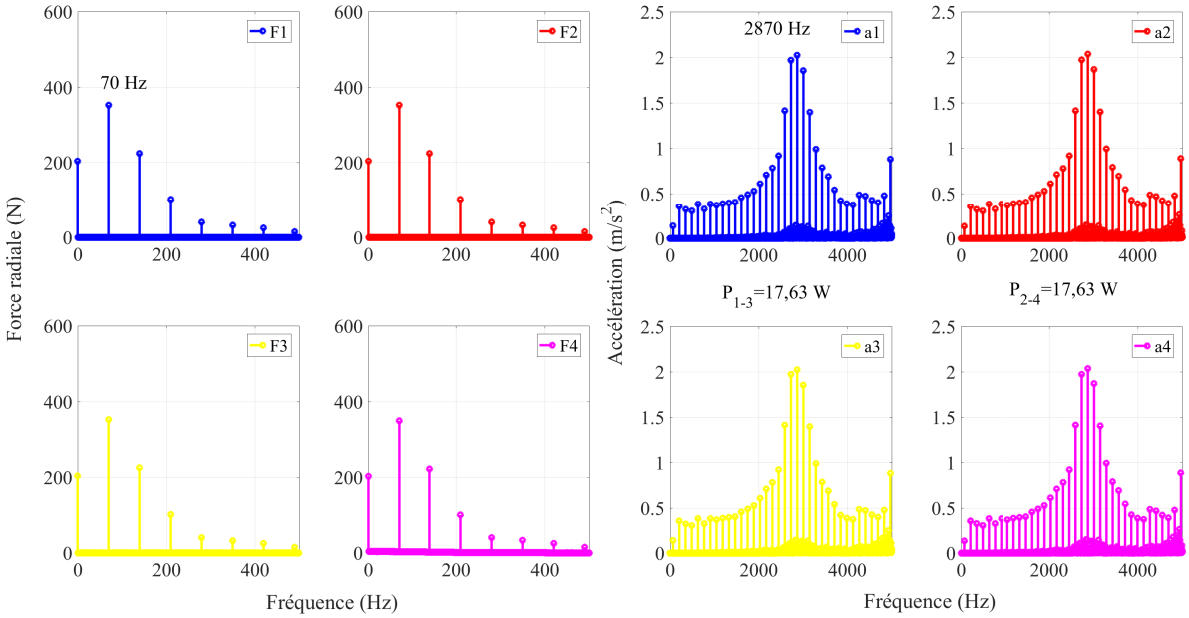
L'énergie du spectre W_{spec} est calculée par l'équation suivante, où $a(f)$ et $a^*(f)$ sont respectivement l'accélération en fonction de la fréquence et sa valeur conjuguée. f_{rb} et f_{rh} sont les fréquences de résonance basse et haute qui délimitent la résonance. Pour le mode 2, $f_{rb} = 2889\text{-}500$ Hz et $f_{rh} = 2889\text{+}500$ Hz selon le bode (figure 3.10).

$$W_{spec} = \int_{f_{rb}}^{f_{rh}} a(f).a^*(f)df \tag{3.14}$$

La durée de la fenêtre d'échantillonnage est $\Delta t_{fen} = 1\,\text{s}$ pour tous les points de fonctionnement. Le but de ce choix est de comparer le niveau de vibration des points dans le plan couple-vitesse :

$$P_{spec} = \frac{W_{spec}}{\Delta t_{fen}} \tag{3.15}$$

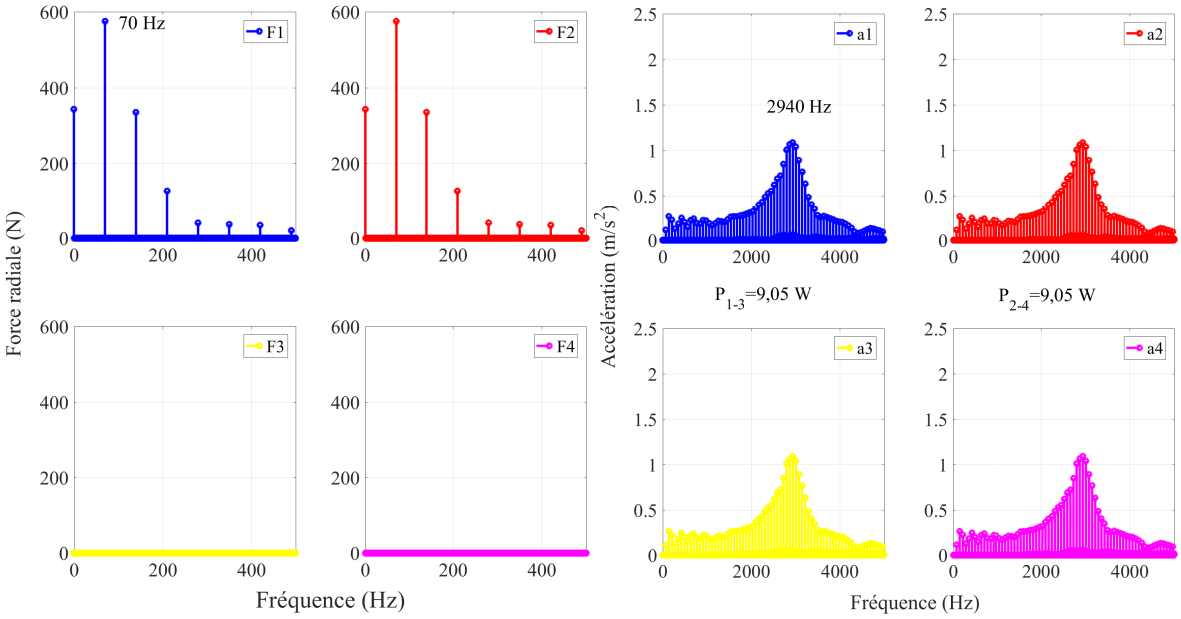
Les figures 3.13-3.17 présentent les spectres des forces radiales des dents (a) et les spectres des accélérations radiales des phases (b) à 700 rpm. La vitesse électrique est de 70 Hz. La commande ATC active les quatre phases. Dans la figure 3.13, les forces des phases sont identiques. Elles dépendent de la vitesse du rotor avec des fréquences multiples de 70 Hz. L'amplitude du fondamental est égale à 352,50 N. Les accélérations des phases sont aussi identiques. Elles ont toutes une résonance qui se trouve à 2870 Hz. Le pic de résonance est égal à 2,02 m/s^2 alors que la puissance de résonance est égale à 17,63 W.



(a) Force radiale (b) Accélération

FIGURE 3.13 – Analyse spectrale de l'ATC à 700 rpm, 4 Nm

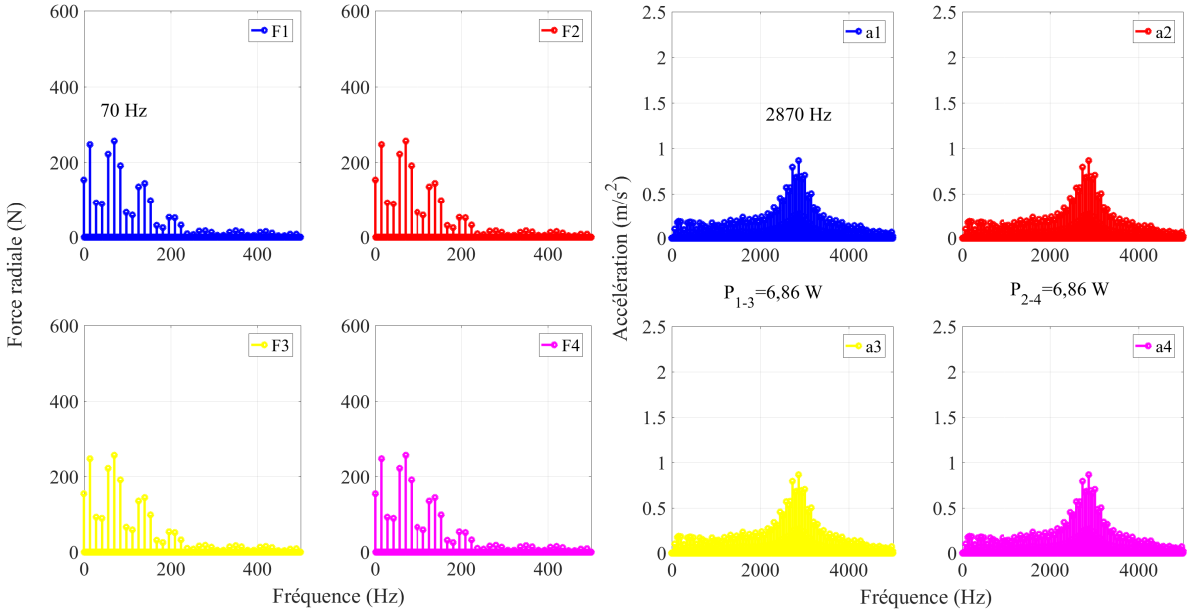
Dans la figure 3.14, la stratégie fixe active les phases 1 et 2, où les forces se trouvent identiques. Bien que les phases 3 et 4 soient désactivées, des accélérations apparaissent de manière identique sur les quatre phases à cause des couplages entre les phases 1 et 3, et entre les phases 2 et 4 par la matrice B (voir la relation 3.6). Par rapport à l'ATC, les forces des phases activées sont augmentées de 63 % à cause des courants plus importants. Les pics de résonance sont diminués de 46 %. Les puissances de résonance sont diminuées de 49 %. En résumé, les vibrations générées par l'INC fixe à 700 rpm, 4 Nm sont réduites.



(a) Force radiale (b) Accélération

FIGURE 3.14 – Analyse spectrale de l'INC fixe à 700 rpm, 4 Nm

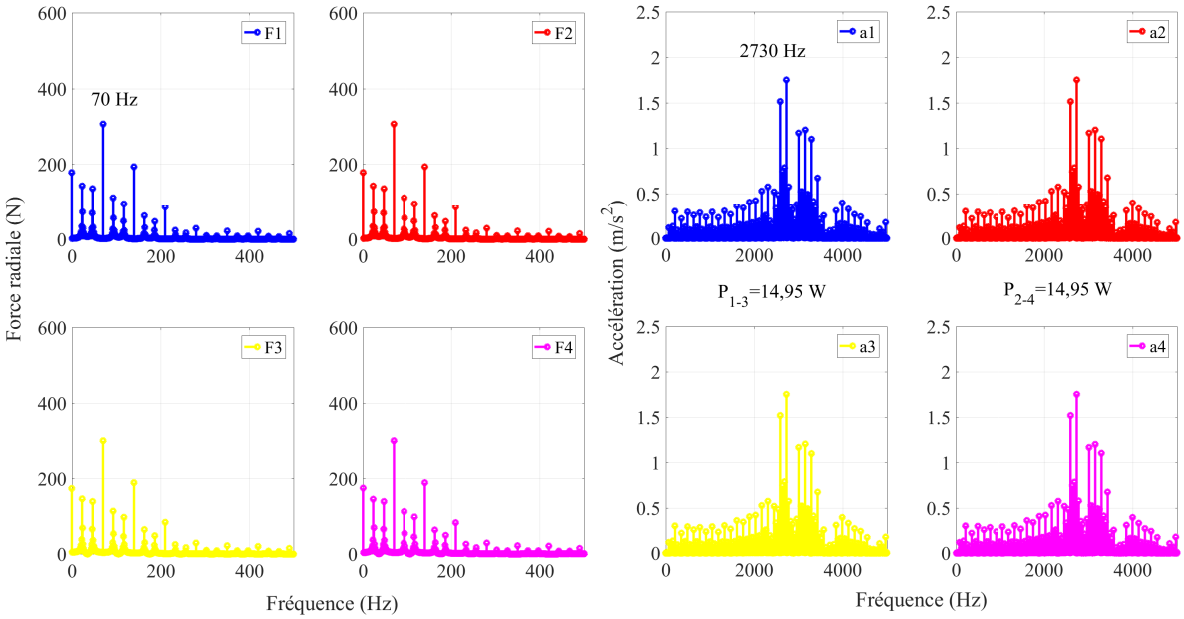
L'INC glissante (figure 3.15) directe active deux phases pendant chaque période électrique mais ces phases sont régulièrement changées dans la direction croissante (de rotation). En conséquence, les quatre phases de la MRVDS sont régulièrement excitées de façon égale en fonction du temps. Les forces des quatre phases sont identiques. Les accélérations se trouvent sur les quatre phases de façon égale grâce aux glissements des phases, et aux couplages des phases. En comparaison avec l'ATC, les forces sont diminuées de 27% grâce aux glissements des phases. Les pics de résonance sont diminués de 56 %. Les puissances de résonance sont, quant à elles, réduites de 61 %. Par contre, des harmoniques de perturbation apparaissent aux basses fréquences dans les spectres des forces, ce qui peuvent impacter les accélérations. L'indicateur de puissance de résonance est donc utile pour évaluer cet impact. Comme les puissances de résonance sont diminuées, ces harmoniques n'ont pas d'impact majeur sur les vibrations. On peut en déduire ici que les vibrations obtenues à 700 rpm, 4 Nm sont réduites grâce aux glissements des phases dans la direction croissante.



(a) Force radiale (b) Accélération

FIGURE 3.15 – Analyse spectrale de l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm

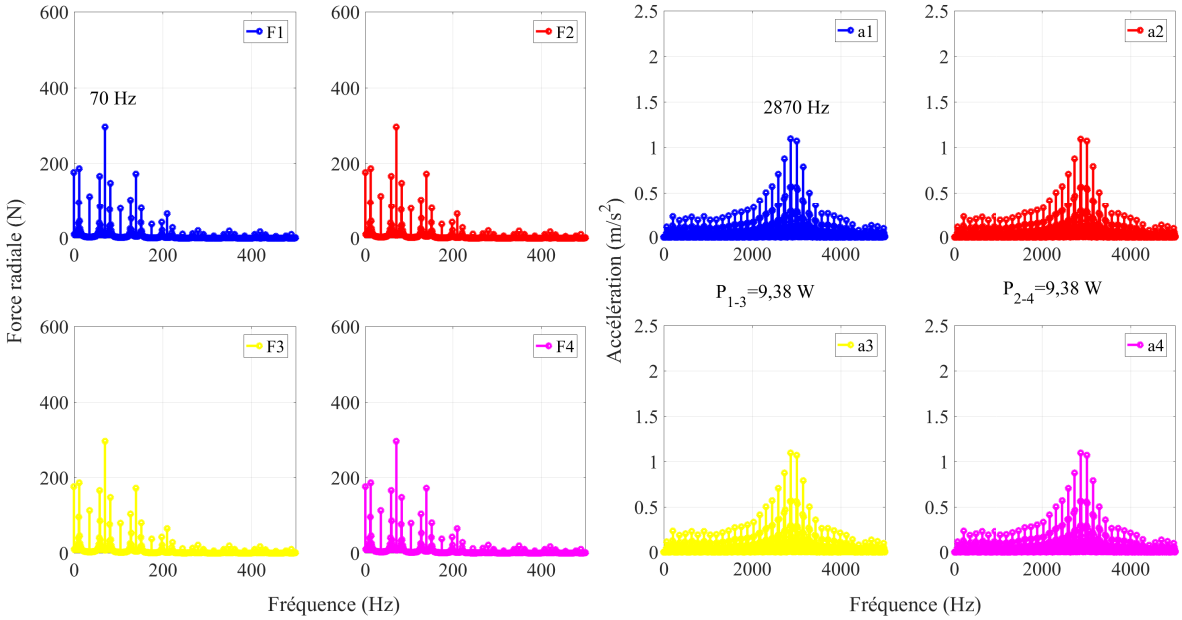
La stratégie glissante inverse (figure 3.16) fonctionne de même manière que la stratégie glissante directe, sauf que les deux phases activées sont régulièrement changées dans la direction décroissante (inverse à la rotation). Aussi en comparaison avec l'ATC, les forces sont diminuées de 13 %. Les pics et les puissances de résonance des quatre phases sont diminués de 13,4 % et de 15,2 % respectivement. Au final, les vibrations obtenues par l'INC glissante inverse à 700 rpm, 4 Nm sont réduites mais cette réduction est moins importante qu'avec l'INC glissante directe.



(a) Force radiale (b) Accélération

FIGURE 3.16 – Analyse spectrale de l'INC glissante inverse à 700 rpm, 4 Nm

En désactivant trois périodes électriques pendant chaque période mécanique, la stratégie mécanique génère les forces à basses fréquences (figure 3.17). Les forces, les pics et les puissance d'accélérations sont identiques sur les phases. Toutefois, par rapport à l'ATC, les forces sont diminuées de 16 %. Les pics de résonance sont diminués de 46 %. Les puissances de résonance sont diminuées de 47 %. En global, les vibrations obtenues par la stratégie mécanique à 700 rpm, 4 Nm sont réduites mais cet effet est moins important que pour la stratégie glissante directe.



(a) Force radiale (b) Accélération

FIGURE 3.17 – Analyse spectrale de l'INC mécanique à 700 rpm, 4 Nm

L'impact vibratoire des stratégies de l'INC en comparaison avec l'ATC pour le point de fonctionnement 700 rpm, 4 Nm est résumé dans le tableau 3.3. Le terme « perturbation »signifie l'élévation des autres fréquences sur les forces ou les accélérations. Nous voyons ici qu'en désactivant certaines phases, la commande intermittente génère des forces radiales de phase ayant des fréquences plus basses, alors que la structure du stator possède des fréquences plus élevées. L'INC peut donc éviter l'excitation des modes propres du stator et permettre une réduction des vibrations, ce qui est un effet bénéfique en plus de l'augmentation du rendement. L'INC glissante directe semble ici d'être une bonne stratégie qui réduite les vibrations. L'analyse vibratoire à un point de fonctionnement constitue de bons indicateurs pour l'analyse vibratoire sur le plan couple-vitesse.

TABLE 3.3 – Bilan vibratoire des stratégies à 700 rpm, 4 Nm

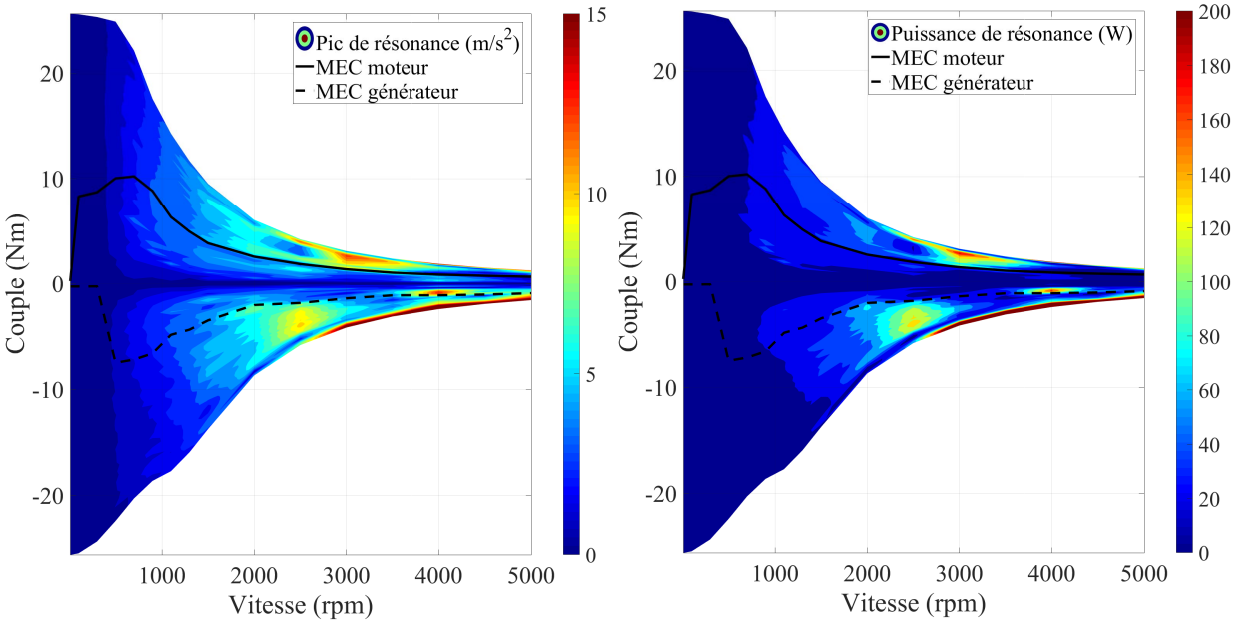
		ATC	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Force radiale	Fréquence (Hz)	70	70	70	70	70
	Perturbation	-	non	oui	oui	oui
	Pic (N)	352,50	576	256,50	306,70	296,20
	Différence en %	-	**+63 %**	**-27 %**	**-13 %**	**-16 %**
Accélération radiale	Fréquence (Hz)	2870	2940	2870	2730	2870
	Perturbation	-	oui	oui	oui	oui
	Pic (m/s^2)	2,02	1,09	0,87	1,75	1,10
	Différence en %	-	**-46 %**	**-57 %**	**-13 %**	**-16 %**
	Puissance (W)	17,63	9,05	6,68	14,95	9,38
	Différence en %	-	**-49 %**	**-61 %**	**-15 %**	**-47 %**
Impact vibratoire		-	réduction	réduction	réduction	réduction

3.3.1.2 Analyse vibratoire sur le plan couple-vitesse

Dans cette section, l'impact vibratoire de l'INC est étudié par une analyse spectrale sur le plan de fonctionnement entier en comparaison avec l'ATC. Les indicateurs sont le pic de résonance et la puissance de résonance (3.15) des spectres d'accélération de la phase 1. Comme la phase 1 est toujours activée dans toutes les stratégies de l'INC, son pic de résonance et sa puissance de résonance sont choisis comme indicateurs de vibration.

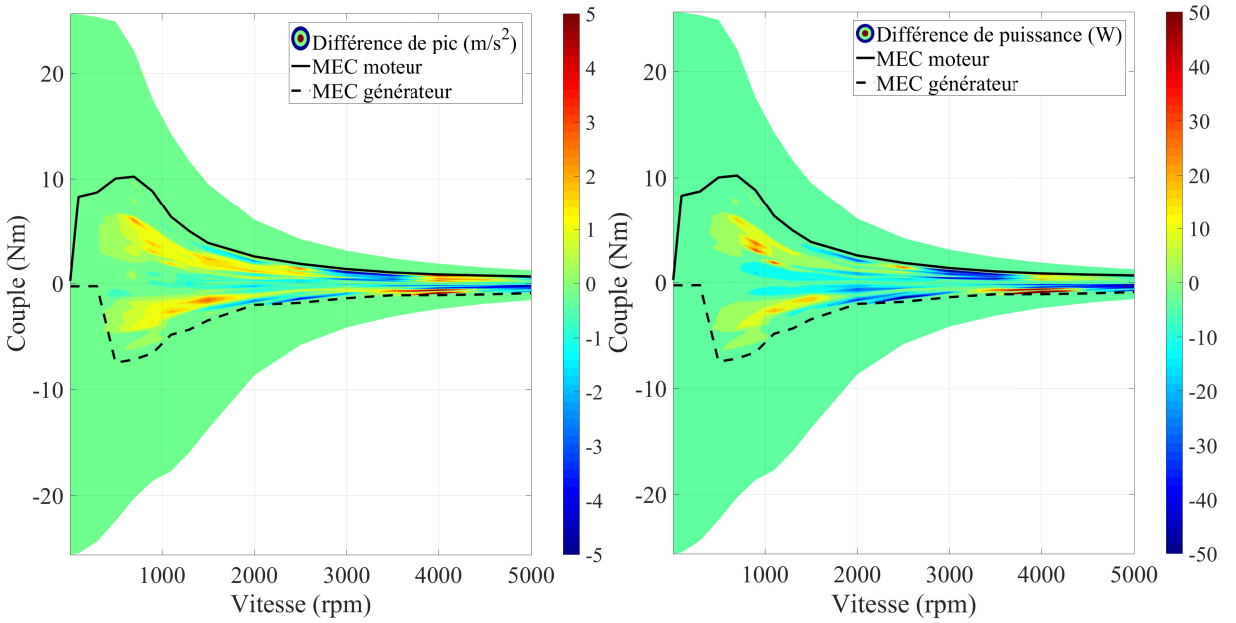
La figure 3.18 montre l'impact vibratoire de l'ATC indiqué par le pic de résonance (a) et la puissance de résonance (b). Ces deux indicateurs montrent approximativement les mêmes zones significatives de vibration : autour de 3000 rpm en mode moteur, autour de 2500 rpm et 4000 rpm en mode générateur.

Les figures 2-2 montrent les différences de ces deux indicateurs produits par la commande INC en comparaison avec la commande ATC (ATC-INC). La couleur jaune exprime une réduction alors que la couleur bleue indique une augmentation. Même si les différences de pic et de puissance ont la même tendance, l'impact vibratoire devrait se baser ici sur l'indicateur de puissance, qui montre mieux les zones négativement impactées. Les chiffres significatifs sont donnés dans le tableau 3.4.



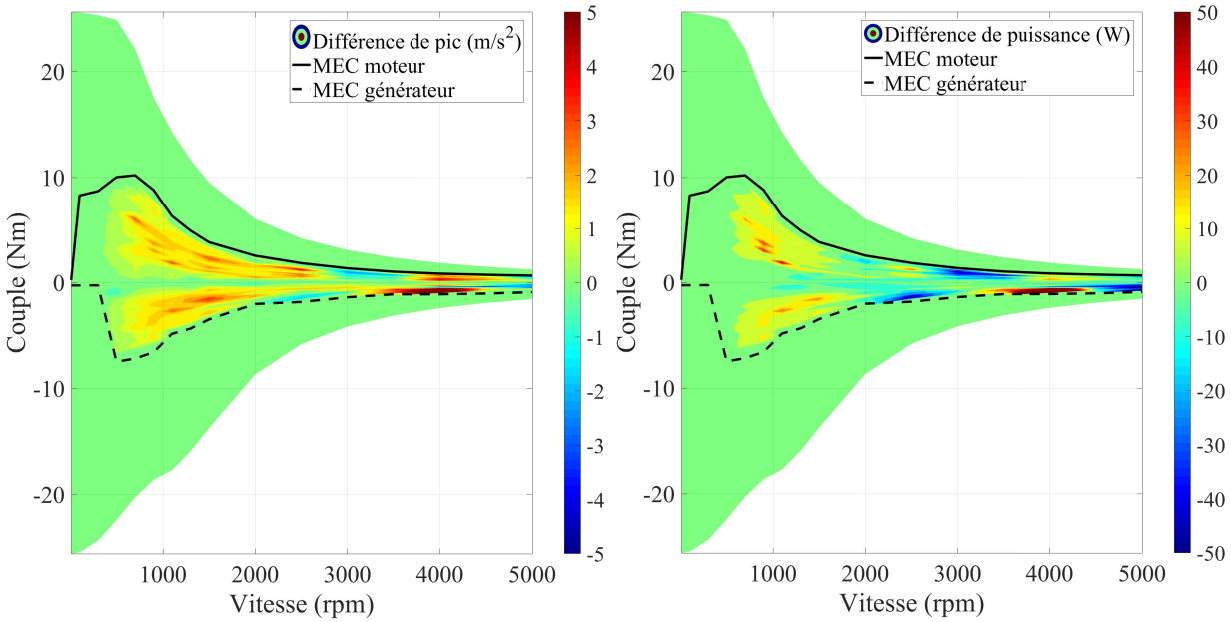
(a) Pic de résonance (b) Puissance spectrale de résonance

FIGURE 3.18 – Impact vibratoire de l'ATC



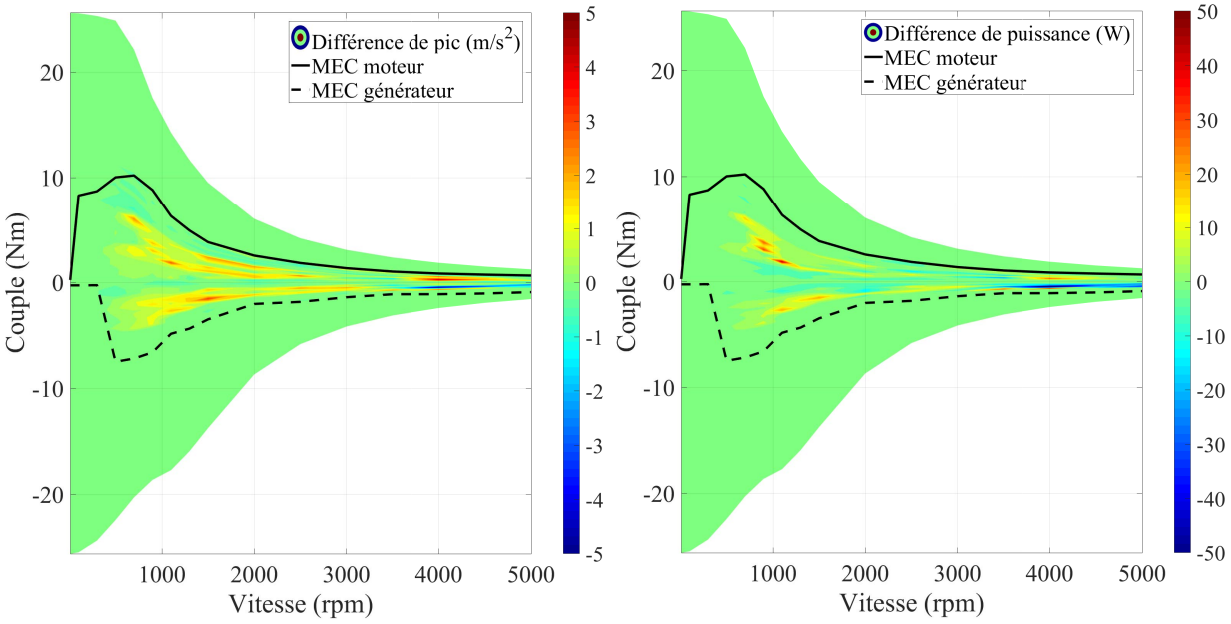
(a) Différence de pic (b) Différence de puissance

FIGURE 3.19 – Impact vibratoire de l'INC fixe (ATC-INC fixe)



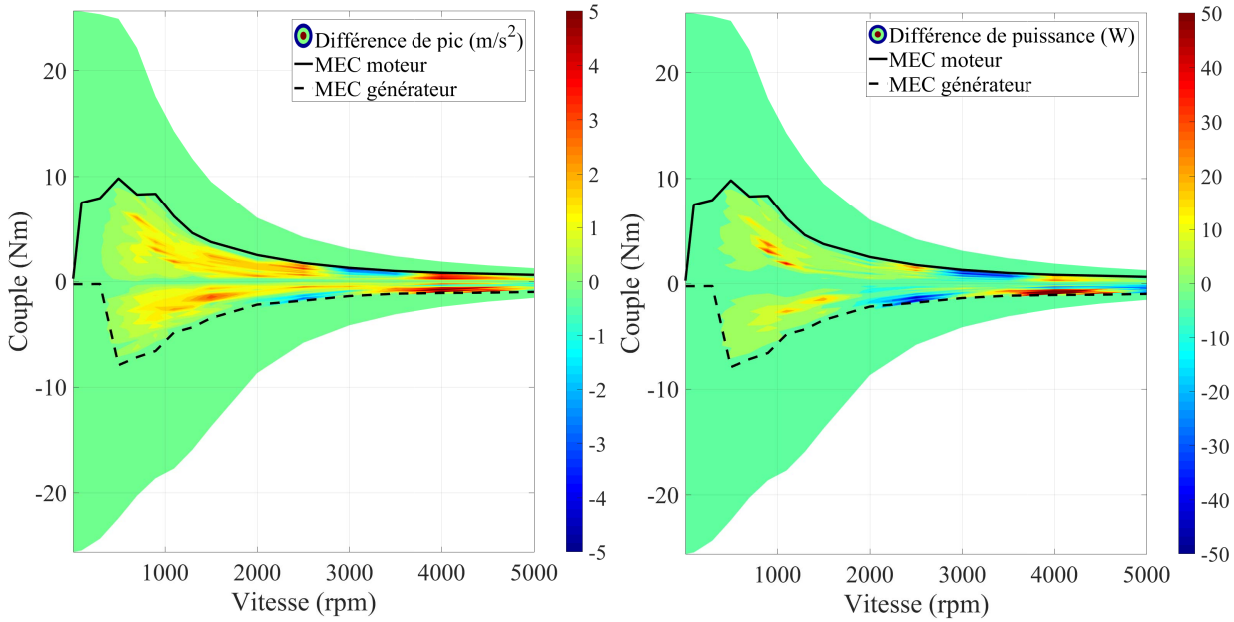
(a) Différence de pic (b) Différence de puissance

FIGURE 3.20 – Impact vibratoire de l'INC glissante directe (ATC-INC glissante directe)



(a) Différence de pic (b) Différence de puissance

FIGURE 3.21 – Impact vibratoire de l'INC glissante inverse (ATC-INC glissante inverse)



(a) Différence de pic (b) Différence de puissance

FIGURE 3.22 – Impact vibratoire de l'INC mécanique (ATC-INC mécanique)

Le tableau 3.4 montre le bilan vibratoire des stratégies de l'INC. Dans ce tableau, la zone effective signifie la plage de vitesse où les vibrations sont réduites ou maintenues. Toutes les stratégies peuvent réduire les vibrations dans leur zone effective. Par cette analyse, la stratégie glissante directe est une bonne stratégie à appliquer pour réduire les vibrations. En revanche, la stratégie mécanique seule semble également une bonne stratégie pour les deux critères énergétique et vibratoire.

TABLE 3.4 – Bilan vibratoire des stratégies sur le plan de fonctionnement

Accélération radiale	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Zone effective (rpm)	≤1800	≤2000	≤2000	≤2000
Différence de pic max (m/s^2)	-2,75	-4,40	-2,99	-3,82
Différence en %	-71,24 %	-73,95 %	-72,75 %	-64,20 %
Différence de puissance max (W)	-36,73	-49,12	-45,44	-45,35
Différence en %	-70,80 %	-87,56 %	-81,00 %	-80,84 %
Impact vibratoire	réduction	réduction	réduction	réduction

3.3.2 Validation en expérimentation

En expérimentation, l'impact vibratoire de l'INC tient compte non seulement du mode 2 mais aussi des autres modes de la MRVDS M1. La validation expérimentale est faite à l'aide du banc d'essai de la MRVDS M1 présenté en section 2.6.2. Un accéléromètre collé au-dessus de la phase 1 de la MRVDS permet de mesurer l'accélération radiale.

La figure 3.23 montre le spectre de l'accélération donné par l'ATC. Il y a le mode 2 à 2900 Hz avec une amplitude de 1,30 m/s^2, le mode 4a à 11260 Hz (0,54 m/s^2), le mode 4b de 0,75 m/s^2 à 12690 Hz et le mode 4c de 0,51 m/s^2 à 13110 Hz. La puissance de résonance globale, y compris tous les modes de vibration, est de 62,26 W.

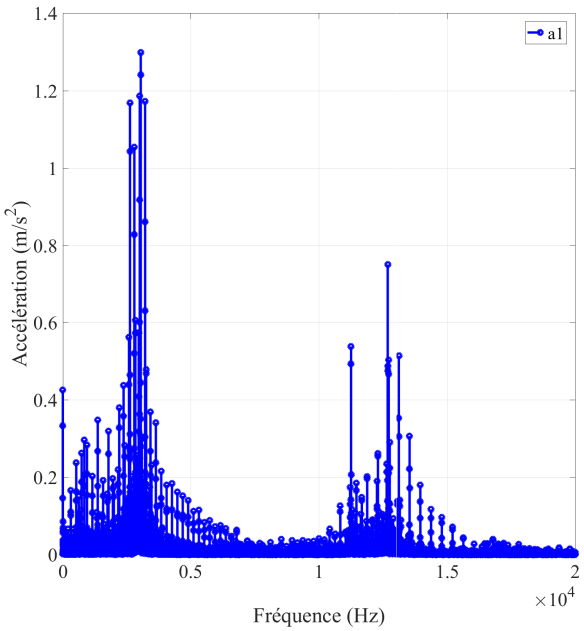


FIGURE 3.23 – Accélération par l'ATC à 700 rpm, 4 Nm

Les figures 3.24-3.27 montrent les accélérations données par les stratégies de l'INC. En général, toutes les stratégies de la commande INC réduisent les modes de vibration. Les pics ainsi que les puissance de résonance sont donnés dans le tableau 3.5.

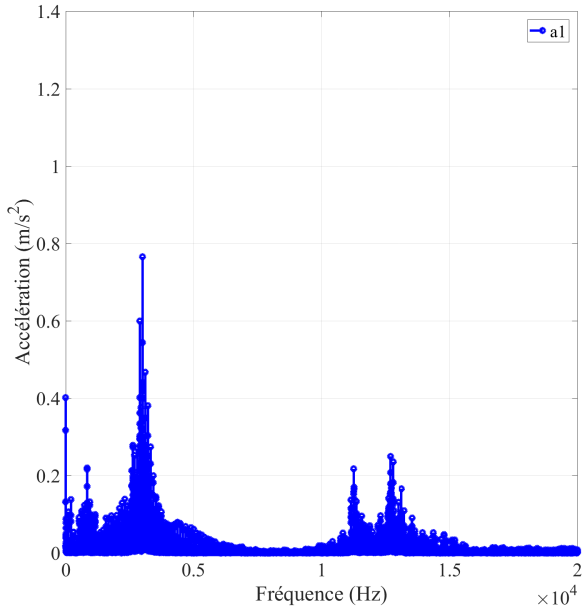


FIGURE 3.24 – Accélération par l'INC fixe à 700 rpm, 4 Nm

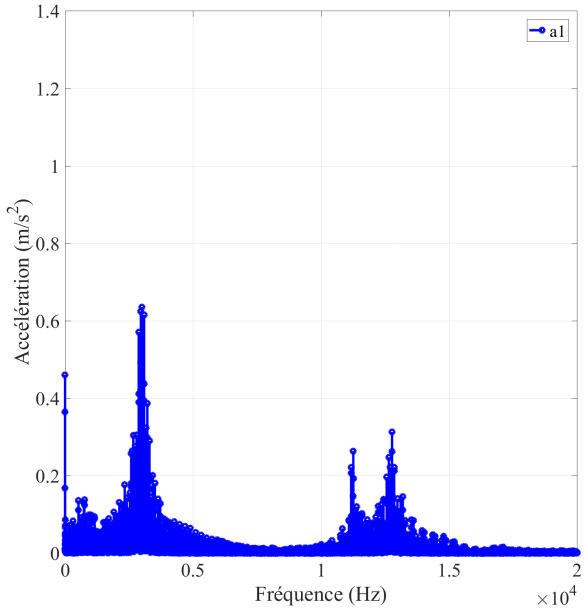


FIGURE 3.25 – Accélération par l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm

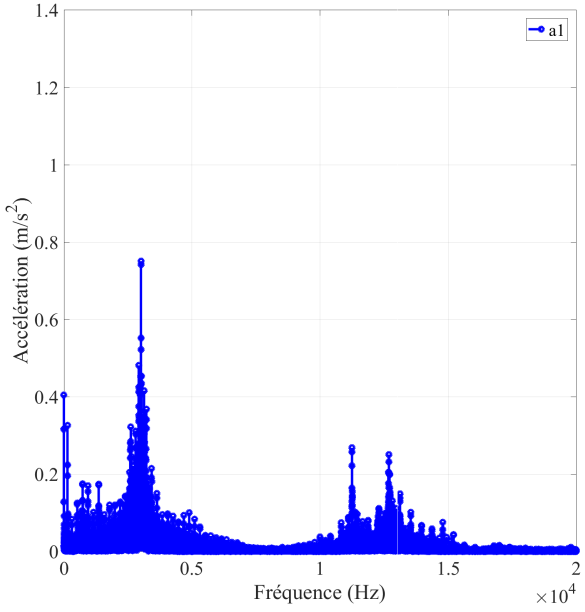


FIGURE 3.26 – Accélération par l'INC glissante inverse à 700 rpm, 4 Nm

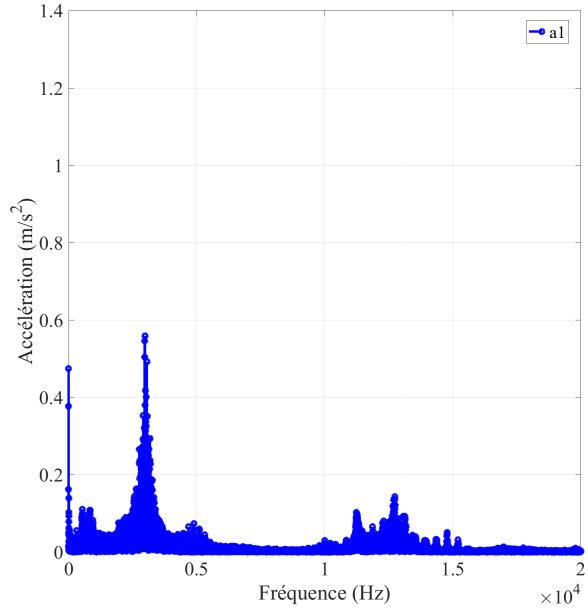


FIGURE 3.27 – Accélération par l'INC mécanique à 700 rpm, 4 Nm

La stratégie glissante directe semble être la meilleure solution de l'approche électrique pour réduire les vibrations. Cette stratégie peut remplacer la stratégie fixe car cette dernière dégrade le comportement vibratoire de la machine. En revanche, l'approche mécanique est également une très bonne solution qui en même temps réduit les vibrations.

TABLE 3.5 – Bilan vibratoire expérimental des stratégies au point de fonctionnement 700 rpm, 4 Nm

		ATC	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Mode 2	Fréquence (Hz)	2900	2906	2904	2912	2886
	Perturbation	-	oui	oui	oui	oui
	Pic (m/s^2)	1,30	0,77	0,64	0,75	0,56
	Évolution		-41 %	-51 %	-42 %	-57 %
Mode 4a	Fréquence (Hz)	11260	11260	11260	11260	11230
	Perturbation	-	oui	oui	oui	oui
	Pic (m/s^2)	0,54	0,22	0,26	0,27	0,10
	Évolution		**-59 %**	**-52 %**	**-50 %**	**-81 %**
Mode 4b	Fréquence (Hz)	12690	12690	12770	12700	12740
	Perturbation	-	oui	oui	oui	oui
	Pic (m/s^2)	0,75	0,25	0,31	0,25	0,14
	Évolution	-	**-67 %**	**-59 %**	**-67 %**	**-81 %**
Mode 4c	Fréquence (Hz)	13110	13110	13190	13120	13130
	Perturbation	-	oui	oui	oui	oui
	Pic (m/s^2)	0,51	0,17	0,15	0,15	0,09
	Évolution	-	**-67 %**	**-70 %**	**-70 %**	**-82 %**
	Puissance (W)	62,26	33,20	28,34	46,29	34,21
	Évolution	-	**-47 %**	**-54 %**	**-26 %**	**-45 %**
Impact vibratoire		-	réduction	réduction	réduction	réduction

3.4 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons présenté des généralités sur les vibrations dans les MRVDSs pour l'application automobile. Nous avons présenté également un modèle de vibration simplifié qui permet d'étudier rapidement en simulation l'impact vibratoire de l'INC en comparaison avec l'ATC sur le plan couple-vitesse.

Les analyses effectuées ont dévoilé les effets vibratoires des stratégies de l'INC, en particulier celles impliquant un glissement. La commande intermittente, qui a pour objectif primaire de réduire les pertes dans le système, est une méthode favorable à la réduction de vibration. Spécifiquement, les stratégies glissante directe et mécanique réduisent nettement les vibrations dans quasiment toute la zone applicable de l'INC. Les mesures expérimentales valident les résultats trouvés en simulation. Par contre, le choix des stratégies reste à étudier dans le chapitre 4 avec un troisième critère qui concerne les pulsations encadrées sur la chaine cinématique et les conséquences sur l'agrément.

Chapitre 4

Impact de la commande intermittente sur les pulsations de la chaîne cinématique

Sommaire

4.1 Introduction du chapitre 93
4.2 Modélisation des pulsations de la chaîne cinématique 96
4.2.1 Modèle mécanique de la chaîne cinématique 96
4.2.2 Comportement pulsatoire du modèle de la chaîne cinématique 100
4.3 Impact pulsatoire de la commande intermittente 102
4.3.1 Validation en simulation 102
4.3.2 Validation en expérimentation 113
4.4 Conclusion du chapitre 116

Le couple électromagnétique de la MRVDS, qui est caractérisé par d'importantes ondulations, est encore plus dégradé avec la commande intermittente comme déjà vu dans la figure 2.5 en section 2.3. Ces ondulations de couple risquent d'affecter le confort des passagers. Ce chapitre étudie l'impact du couple produit par l'INC sur les pulsations de la chaîne cinématique d'un VE. Ce travail est effectué par une analyse du couple de la machine et de l'accélération longitudinale du véhicule. A cet égard, un modèle de chaîne cinématique a été mis en œuvre (Nguyen et al., 2017a).

4.1 Introduction du chapitre

Dans un VE, le couple électromagnétique produit par le moteur électrique est transmis aux roues motrices à travers une chaîne cinématique. Ce système de transmission comprend des éléments tels que des différentiels, des arbres, des engrenages, des roues, etc. Ces éléments présentent naturellement un certain niveau d'élasticité qui influe sur le comportement

mécanique du système (Arab, 2015). Par conséquent, cette structure mécanique possède une ou plusieurs fréquences naturelles de résonance appelées modes propres. En fonctionnement, ces modes propres peuvent être excités par le couple électromagnétique, générant alors des à-coups mécaniques du véhicule. Ces à-coups mécaniques peuvent parfois coïncider avec certaines fréquences naturelles du corps humain, provoquant l'inconfort des passagers (Dupuis et Zerlett, 1986).

Dans un VE motorisé par une MRVDS, cette problématique est à étudier car la MRVDS se caractérise par des ondulations de couple importantes (Miller, 2001), (Krishnan, 2001). Le couple électromagnétique possède un riche contenu harmonique et peut augmenter le risque d'excitation des modes propres de la chaîne cinématique. Des études se concentrent sur le traitement direct des ondulations de couple de la MRVDS par une approche « conception »et/ou « commande »de machine.

D'un point de vue conception, la littérature propose des modifications de la géométrie de la MRVDS afin de réduire les ondulations de couple. Une méthode d'optimisation de la forme de dents en utilisant la méthode des éléments finis (MEF) a été proposée dans (Ohdachi et al., 1997). Les ondulations de couple peuvent être fortement réduites par cette méthode. L'article (Zaim, Dakhouche et Bounekhla, 2002) décrit la conception d'une MRVDS triphasée avec les chevauchements entre des impulsions de courant de phase afin de minimiser les ondulations surtout pour le fonctionnement à haute vitesse. Les auteurs de (Lee et al., 2004) ont proposé un rotor à dents crantées pour reduire les ondulations de 4,4 % par rapport à la conception initiale (figure 4.1). Le papier (Hur et al., 2004) a présenté un nouveau type de MRVDS avec des barrières de flux insérées au rotor qui, expérimentalement, ont prouvé leur efficacité.

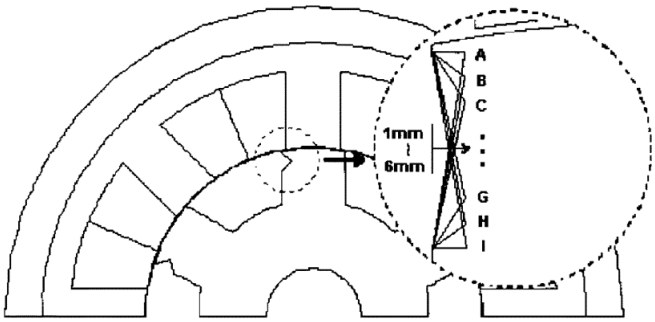


Figure 4.1 – Rotor à dents crantées d'une MRVDS 8/6 (Lee et al., 2004)

Avec une approche orientée commande, l'article (Husain et Ehsani, 1996) propose une stratégie de commande de courant par modulation de largeur d'impulsion (MLI) (figure 4.2). Cette méthode est appliquée à basse vitesse où les ondulations de couple sont surtout importantes. L'auteur de cet article a proposé ensuite un contrôleur hybride de minimisation des ondulations de couple dans (Husain, 2002). Ce contrôleur incorpore des techniques qui

sont les suivantes : les fonctions de partage de couple, la linéarisation et le découplage, la large plage de vitesse (de basse à haute vitesse), la logique floue, le réseau neuronal. Les techniques de fonctions de partage du couple et de profilage de courant ont été traitées dans beaucoup de papiers (Xue, Cheng et Ho, 2009)-(Mikail et al., 2013).

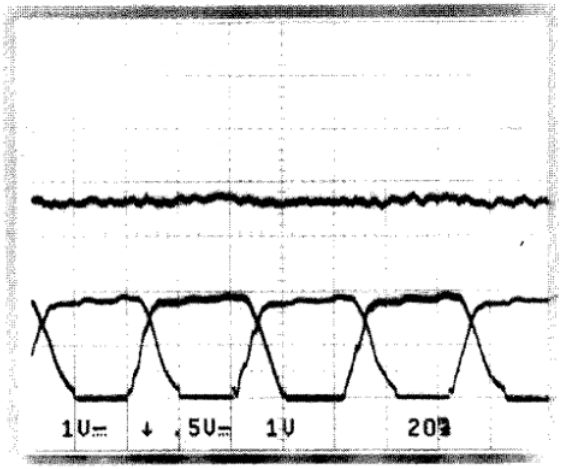


Figure 4.2 – Couple obtenu par le contrôleur hybride d'une MRVDS 8/6

D'un autre côté, plusieurs recherches se concentrent directement sur le traitement des à-coups mécaniques du véhicule. Par exemple, une structure de commande sans à-coups construite dans l'espace d'état est proposée dans (Profumo, Madlena et Griva, 1996) pour la suppression de la vibration de la chaîne cinématique. Des amortisseurs actifs de vibration de la chaîne cinématique qui utilisent un observateur d'état modal est proposé dans (Amann, Bocker et Prenner, 2004), (Gotting et De Doncker, 2004) pour des VEs.

Si les solutions de l'approche conception vise à concevoir des MRVDS à faibles ondulations de couple, les solutions de l'approche commande ont pour but de réduire les ondulations des machines qui sont contrôlées par les commandes classiques avec toutes les phases activées. Par contre, ces différentes stratégies sont difficilement applicables avec l'INC. Le couple de la machine sous la commande intermittente devient discontinu. Cette forme d'onde de couple influencera de façon différente le comportement pulsatoire de la chaîne cinématique. Dans notre cas, le couple de la machine très riche en basses fréquences tend à exciter considérablement les modes propres de la chaîne cinématique. Cependant, comme les phases activées peuvent être changées, l'INC peut réduire cet impact en modifiant le contenu harmonique du couple de la MRVDS avec un glissement des phases. L'impact pulsatoire de l'INC est étudié avec un modèle d'une chaîne cinématique d'un VE.

4.2 Modélisation des pulsations de la chaîne cinématique

Cette section présente le modèle d'une chaîne cinématique. Ce modèle sera utilisé pour évaluer et étudier l'impact de l'INC sur l'accélération longitudinale du véhicule en comparaison avec l'ATC. L'accélération longitudinale est l'image des à-coups mécaniques à atténuer.

4.2.1 Modèle mécanique de la chaîne cinématique

La chaîne cinématique utilisée est un système de traction dans lequel seulement les deux roues avant sont motorisées par la MRVDS (Arab, 2015). La figure 4.3 montre la composition du système :

• **Essieu du moteur** : il s'agit du rotor de la MRVDS. Cet essieu transmet le couple mécanique produit par la MRVDS au réducteur de vitesse du véhicule.

• **Réducteur** : comparée aux moteurs thermiques, la MRVDS dispose d'une plage de vitesse plus importante. Le couple maximal est atteignable à l'arrêt et à basse vitesse. Ceci annule le besoin d'utiliser une boite de vitesse multi-rapports. De ce fait, la boite de vitesse est généralement remplacée par un réducteur à rapport fixe dans les VEs.

• **Différentiel** : cet élément joue le rôle d'un distributeur de couple aux roues selon leurs vitesses. Le différentiel réalise le découplage des vitesse des roues, notamment lors de la prise des virages.

• **Demi-arbres** : les demi-arbres transfèrent le couple issu du différentiel aux roues avant. Ils doivent assurer cette fonction malgré les mouvements verticaux des roues dues à la suspension. Cette liaison est possible grâce aux cardans.

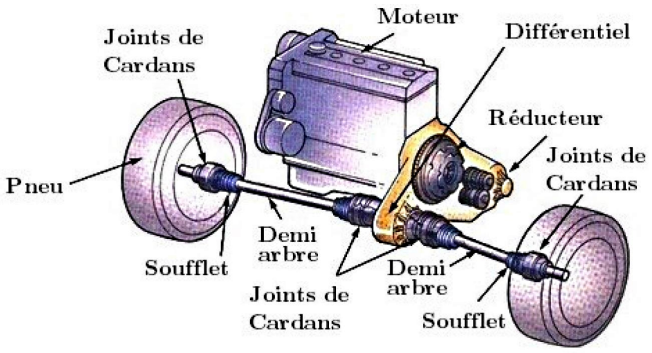


Figure 4.3 – Chaîne cinématique de type traction (Arab, 2015)

Chaque élément du système est considéré comme un système ressort-amortisseur-masse qui se caractérise par trois éléments : l'inertie équivalente J, le coefficient de raideur k et le coefficient de frottement visqueux f. Le figure 4.4 détaille la représentation équivalente de la chaîne cinématique de notre application. Dans cette représentation, quelques hypothèses sont faites (Arab, 2015) :

• Comme le réducteur a un seul rapport, le modèle mathématique peut être simplifié en le ramenant à la vitesse du moteur.

• Les demi-arbres sont considérés identiques, ce qui permet de les représenter par une transmission équivalente.

• L'inertie J_{roue} représente en pratique l'inertie équivalente de l'ensemble demi-arbre/roue/pneu.

• L'inertie $J_{vehicule}$ représente l'inertie équivalente de la masse du véhicule incluant des passagers et ramenée dans le repère tournant.

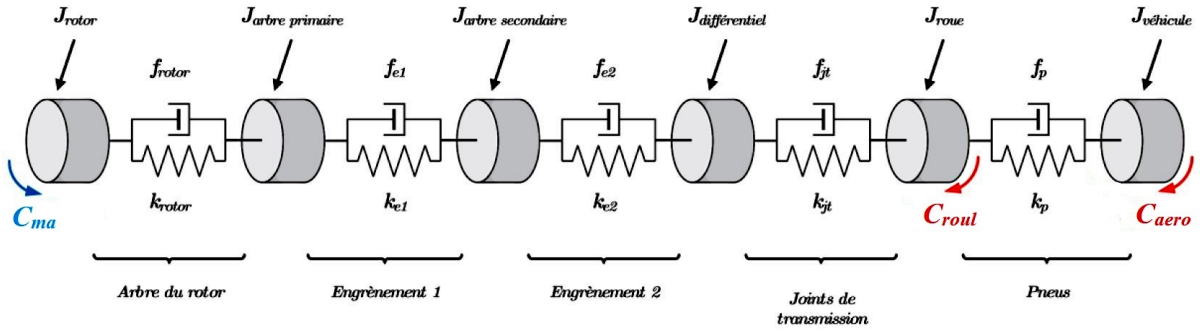


FIGURE 4.4 – Modèle équivalent de la chaîne cinématique (Arab, 2015)

Le modèle mathématique est développé à partir du principe fondamental de la dynamique en rotation. θ_{ve} est une quantité qui correspond à la position longitudinale du véhicule.

$$\begin{aligned}
J_{rot}.\ddot{\theta}_{rot} &= C_{ma} - k_{rot}(\theta_{rot} - \theta_{ap}) - f_{rot}(\dot{\theta}_{rot} - \dot{\theta}_{ap}) \\
J_{ap}.\ddot{\theta}_{ap} &= k_{rot}(\theta_{rot} - \theta_{ap}) + f_{rot}(\dot{\theta}_{rot} - \dot{\theta}_{ap}) - k_{e1}(\theta_{as} - \theta_{ap}) - f_{e1}(\dot{\theta}_{as} - \dot{\theta}_{ap}) \\
J_{as}.\ddot{\theta}_{as} &= k_{e1}(\theta_{ap} - \theta_{as}) + f_{ap}(\dot{\theta}_{as} - \dot{\theta}_{ap}) - k_{e2}(\theta_{dif} - \theta_{as}) - f_{e2}(\dot{\theta}_{dif} - \dot{\theta}_{as}) \\
J_{dif}.\ddot{\theta}_{dif} &= k_{e2}(\theta_{as} - \theta_{dif}) + f_{e2}(\dot{\theta}_{as} - \dot{\theta}_{dif}) - k_{jt}(\theta_r - \theta_{dif}) - f_{jt}(\dot{\theta}_r - \dot{\theta}_{dif}) \\
J_{dif}.\ddot{\theta}_{dif} &= k_{e2}(\theta_{as} - \theta_{dif}) + f_{e2}(\dot{\theta}_{as} - \dot{\theta}_{dif}) - k_{jt}(\theta_r - \theta_{dif}) - f_{jt}(\dot{\theta}_r - \dot{\theta}_{dif}) - C_{roul} \\
J_r.\ddot{\theta}_r &= k_{jt}(\theta_{dif} - \theta_r) + f_{jt}(\dot{\theta}_{dif} - \dot{\theta}_r) - k_p(\theta_{ve} - \theta_r) - f_p(\dot{\theta}_{ve} - \dot{\theta}_r) - C_{aero}
\end{aligned} \tag{4.1}$$

où C_{ma} est le couple électromagnétique produit par la MRVDS, C_{roul} est le couple résistif dû au roulement et C_{aero} est le couple résistif dû à l'aérodynamique.

L'ensemble des équations en (4.1) est ensuite exprimé selon une représentation d'état :

$$\begin{aligned} \dot{X} &= A.X + B.U \\ Y &= C.X + D.U \end{aligned} \tag{4.2}$$

où X est le vecteur d'état qui regroupe respectivement les vitesses et les positions angulaires du modèle :

$$X_{12\times1} = [\dot{\theta}_{rot} \quad \dot{\theta}_{ap} \quad \dot{\theta}_{as} \quad \dot{\theta}_{dif} \quad \dot{\theta}_{r} \quad \dot{\theta}_{ve} \quad \theta_{rot} \quad \theta_{ap} \quad \theta_{as} \quad \theta_{dif} \quad \theta_{r} \quad \theta_{ve}]^T \tag{4.3}$$

U est le vecteur d'entrée qui regroupe respectivement le couple de la MRVDS C_{ma} et les couples résistants :

$$U_{3\times1} = [C_{ma} \quad C_{roul} \quad C_{aero}]^T \tag{4.4}$$

Y est le vecteur de sortie qui regroupe respectivement les accélérations, les vitesses et les positions angulaires du modèle avec une matrice C appropriée imposée en 4.8 :

$$\begin{aligned} Y_{18\times1} = [&\ddot{\theta}_{rot} \quad \ddot{\theta}_{ap} \quad \ddot{\theta}_{as} \quad \ddot{\theta}_{dif} \quad \ddot{\theta}_{r} \quad \ddot{\theta}_{ve} \\ &\dot{\theta}_{rot} \quad \dot{\theta}_{ap} \quad \dot{\theta}_{as} \quad \dot{\theta}_{dif} \quad \dot{\theta}_{r} \quad \dot{\theta}_{ve} \\ &\theta_{rot} \quad \theta_{ap} \quad \theta_{as} \quad \theta_{dif} \quad \theta_{r} \quad \theta_{ve}]^T \end{aligned} \tag{4.5}$$

La matrice d'état A est déduite à partir du modèle mathématique (4.3) :

$$A_{12\times12} = \begin{bmatrix} A11_{6\times6} & A12_{6\times6} \\ A21_{6\times6} & A22_{6\times6} \end{bmatrix} \tag{4.6}$$

$$A11_{6\times6} = \begin{bmatrix} \frac{-f_{rot}}{J_{rot}} & \frac{f_{rot}}{J_{rot}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{f_{rot}}{J_{ap}} & \frac{-f_{ap}-f_{rot}}{J_{ap}} & \frac{f_{ap}}{J_{ap}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{f_{ap}}{J_{as}} & \frac{-f_{as}-f_{ap}}{J_{as}} & \frac{f_{as}}{J_{as}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{f_{as}}{J_{dif}} & \frac{-f_{jt}-f_{as}}{J_{dif}} & \frac{f_{jt}}{J_{dif}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{f_{jt}}{J_{r}} & \frac{-f_{p}-f_{jt}}{J_{r}} & \frac{f_{p}}{J_{r}} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{f_{p}}{J_{ve}} & \frac{-f_{p}}{J_{ve}} \end{bmatrix}$$

$$A12_{6\times6} = \begin{bmatrix} \frac{-k_{rot}}{J_{rot}} & \frac{k_{rot}}{J_{rot}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{k_{rot}}{J_{ap}} & \frac{-k_{ap}-k_{rot}}{J_{ap}} & \frac{k_{ap}}{J_{ap}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_{ap}}{J_{as}} & \frac{-k_{as}-k_{ap}}{J_{as}} & \frac{k_{as}}{J_{as}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_{as}}{J_{dif}} & \frac{-k_{jt}-k_{as}}{J_{dif}} & \frac{k_{jt}}{J_{dif}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{k_{jt}}{J_r} & \frac{-k_p-k_{jt}}{J_r} & \frac{k_p}{J_r} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{k_p}{J_{ve}} & \frac{-k_p}{J_{ve}} \end{bmatrix}$$

$$A21_{6\times6} = I_{6\times6} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$A22_{6\times6} = O_{6\times6} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

La matrice d'état B est déduite à partir du modèle mathématique (4.3) :

$$B_{12\times3} = \begin{bmatrix} \frac{1}{J_{rot}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{-1}{J_r} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{-1}{J_{ve}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \tag{4.7}$$

Les matrices d'observation C et d'action directe D sont définies pour que le vecteur de sortie Y observe les accélérations angulaires et toutes les variables d'état :

$$C_{18x12} = \begin{bmatrix} A_{12\times12} \\ O_{6\times6} I_{6\times6} \end{bmatrix} \tag{4.8}$$

$$D_{18\times6} = \begin{bmatrix} B_{12\times3} \\ O_{6\times3} \end{bmatrix} \tag{4.9}$$

L'accélération longitudinale du véhicule a_{ve} est calculée à partir de l'accélération angulaire du véhicule $\ddot{\theta}_{ve}$, le rayon de la roue R_{roue} et le rapport du réducteur R_{red} :

$$a_{ve} = \ddot{\theta}_{ve}.\frac{R_{roue}}{R_{red}} \tag{4.10}$$

4.2.2 Comportement pulsatoire du modèle de la chaîne cinématique

La figure 4.5 montre le diagramme de Bode de la fonction de transfert entre le couple de la MRVDS et l'accélération longitudinale du véhicule. Le système présente des modes propres $f_1 = 9\,\text{Hz}$, $f_2 = 22\,\text{Hz}$ et $f_3 = 70\,\text{Hz}$. La fonction de transfert se comporte comme un gain aux fréquences faibles et présente une pente de -40 dB par décade à partir de 10 Hz. Son comportement est similaire à celui d'un double intégrateur.

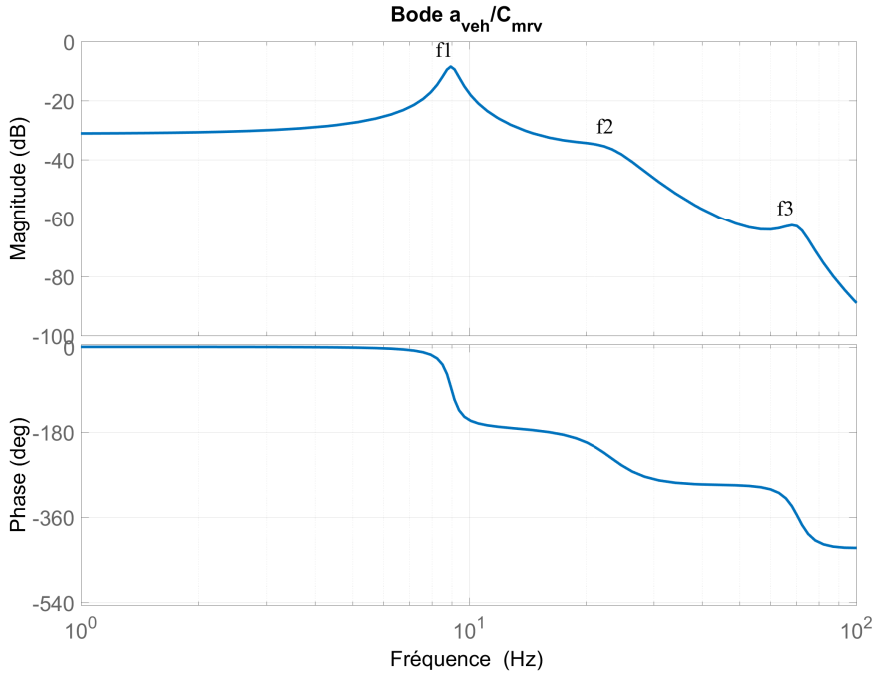


FIGURE 4.5 – Diagramme de Bode entre le couple de la machine C_{ma} et l'accélération du véhicule a_{veh}

Les variations du couple de référence sont données par la pédale au démarrage, au freinage, à l'accélération ou à la décélération du véhicule. Ces variations du couple de référence génèrent un couple de la MRVDS avec un contenu harmonique très riche. Ces harmoniques peuvent exciter les modes propres de la chaîne cinématique, engendrant des

à-coups mécaniques importants. Le couple généré par la MRVDS est caractérisé par une fortes ondulations de couple, ce qui se traduit par des harmoniques multiples de la fréquence mécanique f_{meca} de rotation. Les harmoniques connus du couple de la MRVDS ainsi que leurs sources sont cités ci-dessous, où f_n signifie le n-ième harmonique de f_{meca} :

• $f_{N_{dr}}$: l'harmonique N_{dr} (où N_{dr} est le nombre de dents rotoriques) est lié à l'excentricité du rotor par rapport au stator. Cette fréquence est due au nombre de dents rotoriques. Elle met en évidence les effets de saillance de la MRVDS. Dans notre cas, $f_{N_{dr}} = f_6$.

• $f_{2.N_{dr}}$: l'harmonique $2.N_{dr}$ est lié au déséquilibre électrique d'une paire de pôles en raison d'une réalisation imparfaite (défauts de bobinage par exemple), qui conduit à des efforts électromagnétiques inégaux. Dans notre cas, $f2.N_{dr} = f_{12}$.

• $f_{N_{ph}.N_{dr}}$: l'harmonique $N_{ph}.N_{dr}$, qui a l'amplitude la plus importante, est causé par les périodes de chevauchement entre les phases, où N_{ph} est le nombre de phases. Dans notre cas, $f_{N_{ph}.N_{dr}} = f_{24}$.

La résonance à un mode propre donné a lieu quand la fréquence du fondamental ou celle d'un harmonique du couple de la MRVDS est égale à la fréquence du mode. Autrement dit, certaines vitesses du véhicule exciteront ce mode propre de la chaîne cinématique. La relation entre la vitesse du véhicule v_{veh} (km/h) et ce mode propre est expliquée dans les équations suivantes. La condition de résonance est qu'une fréquence du couple de la machine f_c soit égale à la fréquence du mode f_{propre} :

$$f_c = f_{propre} \tag{4.11}$$

Les harmoniques du couple de la machine f_c :

$$\begin{aligned} f_c &= n.f_{meca} \\ &= n.\frac{\omega_{meca}}{2\pi} \\ &= n.\frac{\omega_{roue}.R_{red}}{2\pi} \\ &= n.\frac{v_{ve}(m/s).R_{red}}{R_{roue}.2\pi} \\ &= n.\frac{1000.v_{ve}(km/h).R_{red}}{3600.R_{roue}.2\pi} \end{aligned} \tag{4.12}$$

où $n = \{1, 6, 12, 24\}$, R_{red} est le rapport du réducteur, R_{roue} est le rayon de la roue.

La vitesse du véhicule v_{ve} (km/h) qui excite un des modes propres f_{propre} :

$$v_{ve} = \frac{f_{propre}.3600.2\pi.R_{roue}}{n.1000.R_{red}} \tag{4.13}$$

Les valeurs numériques des vitesses du véhicule v_{veh} qui excitent les modes propres sont données dans le tableau 4.1. Selon ce tableau, la vitesse minimale du véhicule qui excite la chaîne cinématique (f_1) est de 0,27 km/h. La vitesse maximale du véhicule qui excite la chaîne cinématique (f_3) est de 50 km/h.

TABLE 4.1 – Vitesses du véhicule qui excitent les modes propres de la chaîne cinématique

Mode propre f_{propre} (Hz)	Harmonique n	Fréquence f_n (Hz)	Vitesse MRVDS M3 Ω (rpm)	Vitesse véhicule v_{ve} (km/h)
$f_1 = 9$	1	9	540	6,50
	6	54	90	1,08
	12	108	45	0.54
	24	216	22,50	0,27
$f_2 = 22$	1	22	1320	15,88
	6	133	220	2,65
	12	264	110	1,32
	24	528	55	0,66
$f_3 = 70$	1	70	4200	50,53
	6	420	700	8,42
	12	840	350	4,21
	24	1680	175	2,11

4.3 Impact pulsatoire de la commande intermittente

L'impact de l'INC sur la vibration de la chaîne cinématique est évalué en simulation et en expérimentation. Les résultats sont obtenus sur la base de la MRVDS M3.

4.3.1 Validation en simulation

La figure 4.6 montre un exemple des couples de phase, le couple de la machine, la vitesse et l'accélération du véhicule en régime temporel. La MRVDS est contrôlée par l'INC glissante inverse au point de fonctionnement 3850 rpm, 17,2 Nm avec deux phases activées (figure 4.6, $\alpha = 2/4$).

Pour étudier le régime permanent du point de fonctionnement, la vitesse initiale de la chaîne est de 3850 rpm, alors que le couple de charge est égal au couple de référence (la vitesse ne change pas). Par contre, le couple de la machine ondule fortement avec l'INC. La vitesse du véhicule oscille donc autour de sa valeur moyenne de 46,32 km/h. L'accélération longitudinale du véhicule oscille autour de zéro. Cette accélération est l'image des à-coups mécaniques. Une étude fréquentielle sera présentée à la suite pour montrer la relation entre le couple et l'accélération du véhicule, sachant que le rapport du réducteur de vitesse est de 9,4.

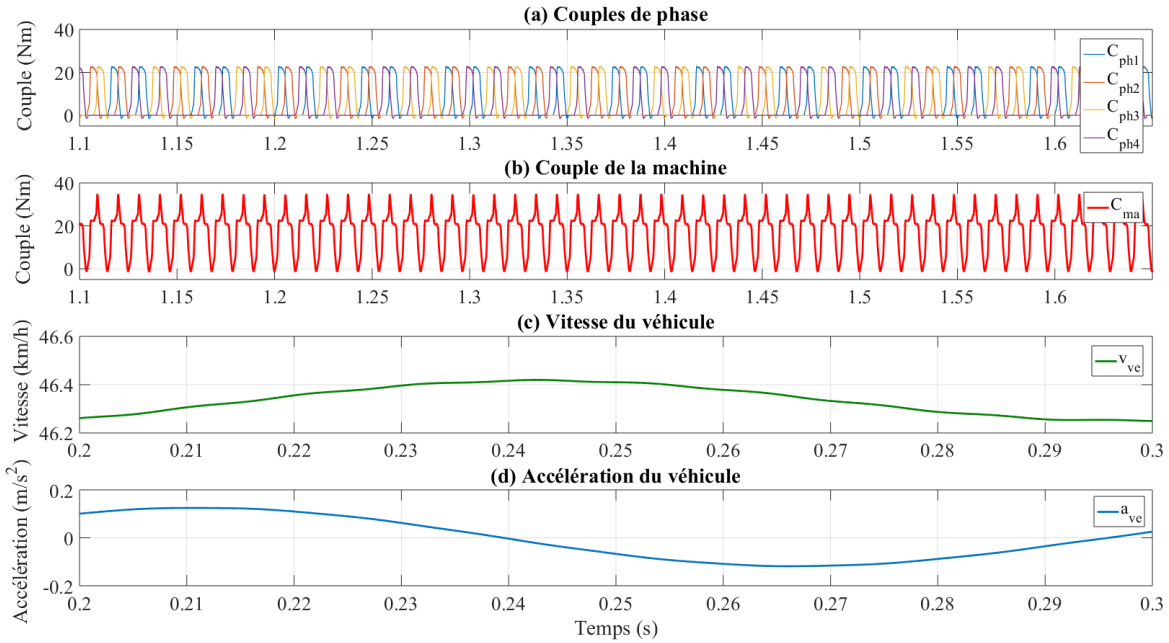
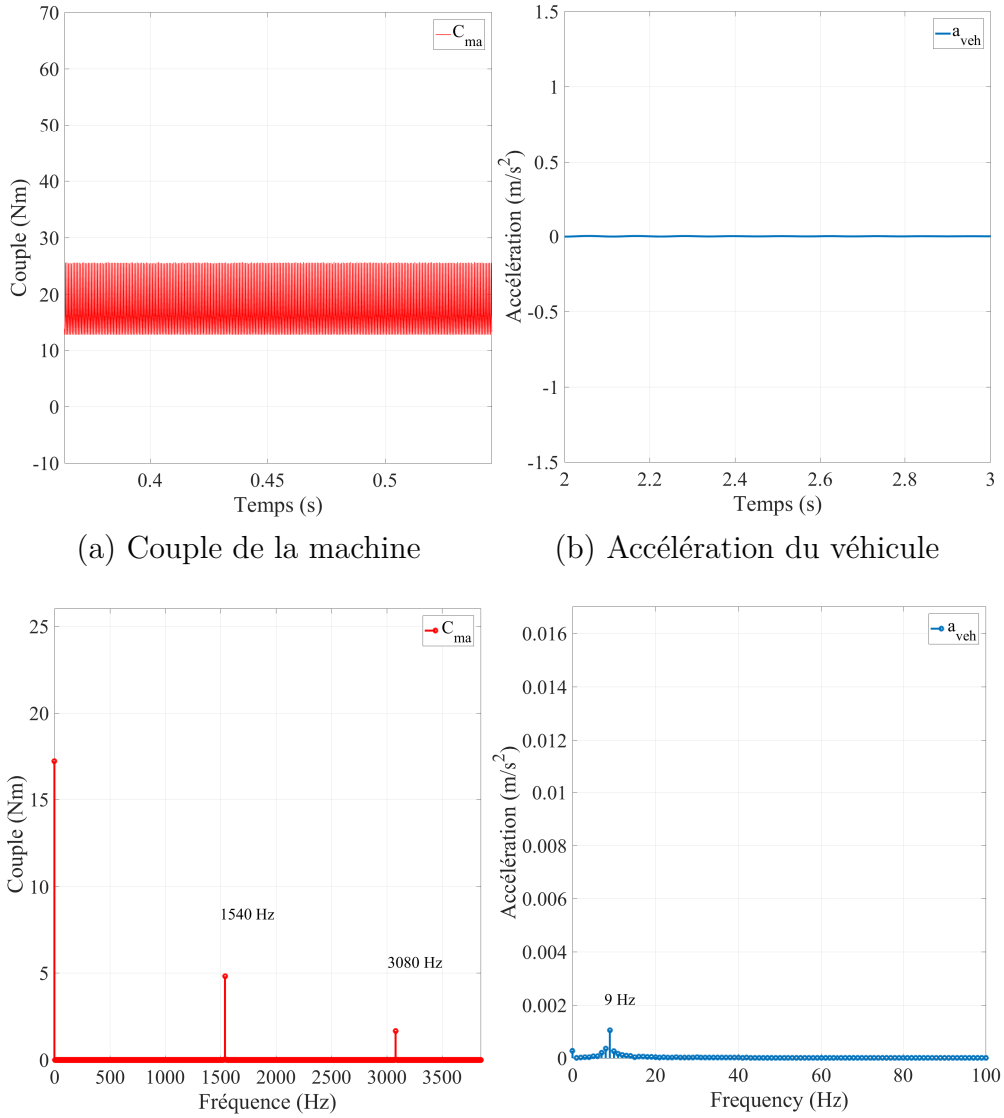


FIGURE 4.6 – Couples de phase, couple de la machine, vitesse et accélération du véhicule par l'INC glissante inverse à 3850 rpm, 17,2 Nm

4.3.1.1 Analyse pulsatoire à un point couple-vitesse spécifique

Dans cette section, l'impact pulsatoire de l'INC est étudié par une analyse dans les domaines temporel et fréquentiel pour un point de fonctionnement spécifique à 3850 rpm, 17,2 Nm, où les stratégies de l'INC sont appliquées avec le rapport cyclique $\alpha = 2/4$ (cas de l'approche électrique) ou $\alpha = 3/6$ (cas de l'approche mécanique). Dans ces tests, la fréquence mécanique f_{meca} est de 64,17 Hz.

La figure 4.7 montre le couple de la machine (a) et l'accélération du véhicule (b) donnés par l'ATC dans le domaine temporel alors que les sous-figures (c) et (d) montrent les spectres de ces deux derniers dans le domaine fréquentiel. Le couple de la machine varie entre 12,77 Nm et 25,54 Nm. Les ondulations de couple sont de 12,77 Nm, soit 74,25 % du couple moyen. La fréquence la plus élevée du couple est de 1540 Hz. Cette fréquence provient de l'harmonique $f_{N_{ph}.N_{dr}} = f_{24}$ du couple. Dans le domaine temporel, l'accélération du véhicule est quasi nulle. Dans le domaine fréquentiel, il n'y a que le mode 1 (9 Hz) de la chaîne cinématique qui existe avec une très faible amplitude de 0,001 m/s^2. Ce résultat confirme l'analyse analytique dans le tableau 4.1 montrant que la chaîne cinématique n'est pas excitée à cette vitesse de la machine.

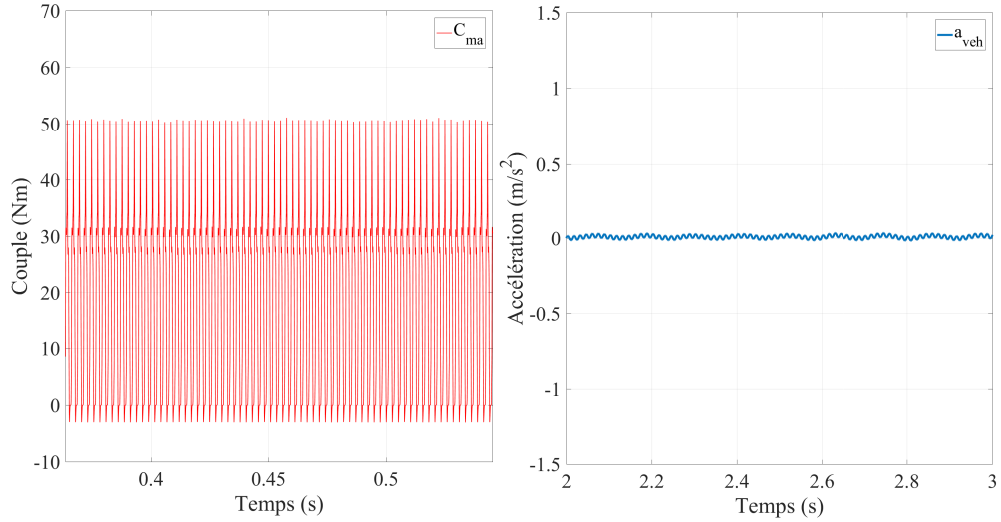


(a) Couple de la machine (b) Accélération du véhicule

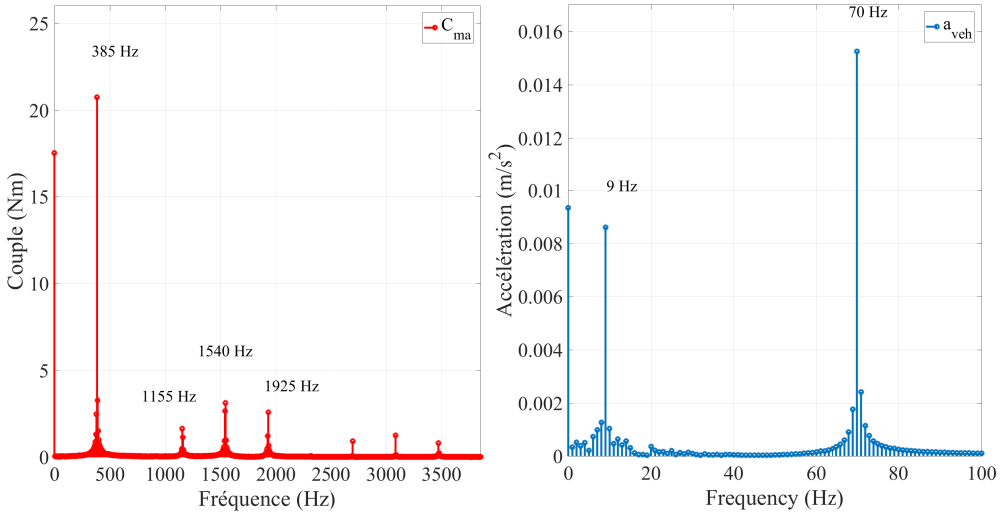
(c) Spectre du couple (d) Spectre de l'accélération

FIGURE 4.7 – Impact de l'ATC à 3850 rpm, 17,2 Nm

Dans le cas de la stratégie fixe (figure 4.8), le couple est discontinu et varie entre -3,10 Nm et 50,53 Nm. La fréquence principale du couple est de 385 Hz avec 21,33 Nm. Cette fréquence provient de l'harmonique $f_{N_{dr}} = f_6$ du couple. L'accélération du véhicule reste très faible. En plus du mode 1 (9 Hz) le mode 3 (70 Hz) est excité. Comparée avec l'ATC, l'INC fixe augmente les ondulations de couple par 237,50 pp. Cette stratégie ajoute la fréquence $f_{N_{dr}}$ et les fréquences produites par l'ATC +/- $f_{N_{dr}}$ sur le couple. Même si le couple devient plus ondulé pour ce point de fonctionnement, l'accélération du véhicule oscille légèrement car les fréquences produites ne coïncident pas avec les modes de la chaîne.



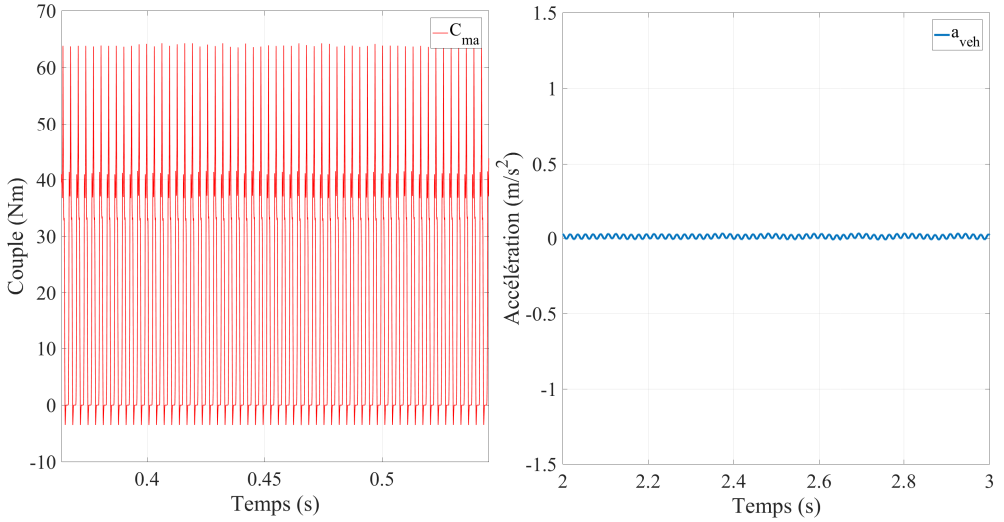
(a) Couple de la machine (b) Accélération du véhicule



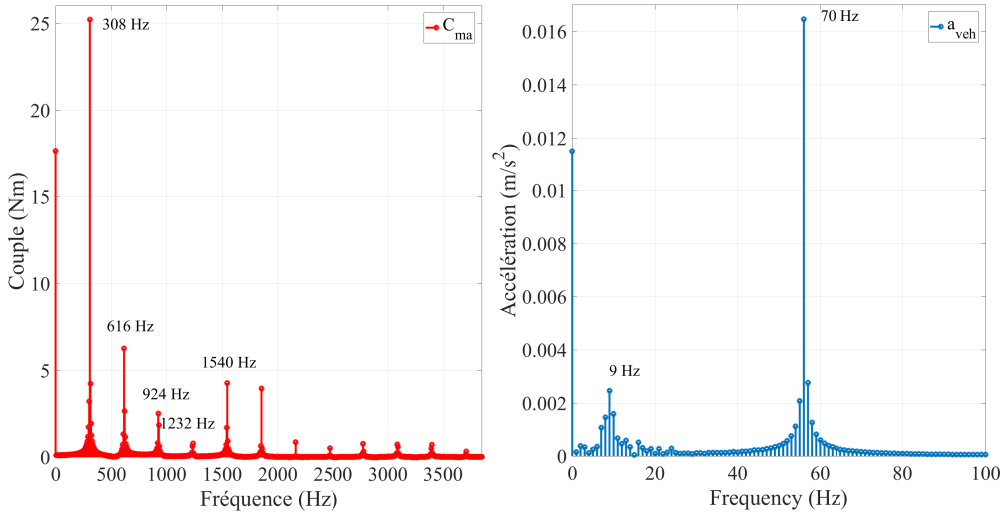
(c) Spectre du couple (d) Spectre de l'accélération

FIGURE 4.8 – Impact de l'INC fixe à 3850 rpm, 17,2 Nm

Le couple de la machine donné par la stratégie glissante directe (figure 4.9) varie largement entre -0,82 Nm et 14,93 Nm. Les fréquences du couple sont les multiples de la fréquence 308 Hz. L'accélération du véhicule oscille légèrement autour de zéro. Les modes 1 et 3 sont légèrement excités. Sous l'INC glissante directe, les ondulations de couple sont encore plus élevées par rapport à l'ATC (319,50 pp) à cause du rapport glissant $\beta = 4/5$. Par contre, l'accélération du véhicule est toujours très faible. De plus, le spectre du couple donné par cette stratégie de glissement contient des fréquences qui sont plus basses que celles de la stratégie fixe. Cette stratégie est donc plus susceptible d'exciter la chaine cinématique.



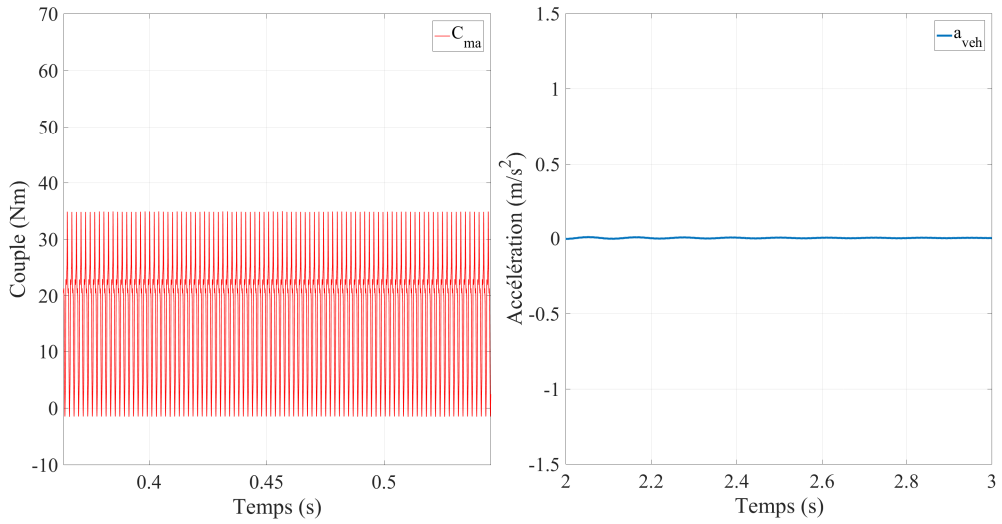
(a) Couple de la machine (b) Accélération du véhicule



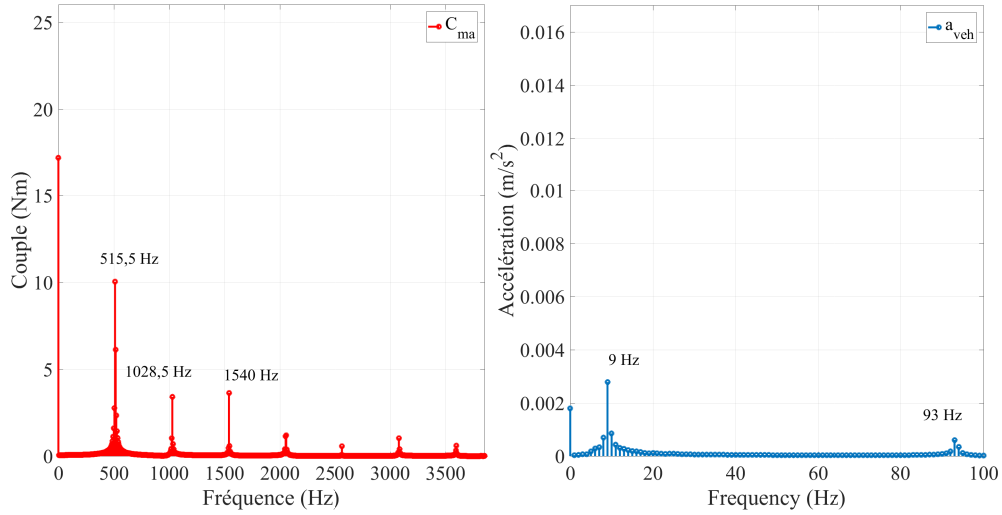
(c) Spectre du couple (d) Spectre de l'accélération

FIGURE 4.9 – Impact de l'INC glissante directe à 3850 rpm, 17,2 Nm

La stratégie glissante inverse réduit les ondulations de couple par rapport à la stratégie fixe grâce au rapport glissant $\beta = 4/3$. Les fréquences du couple sont les multiples de la fréquence 515,5 Hz. L'accélération du véhicule retrouve la forme lisse qui est quasiment nulle. Il n'y a que le mode 1 à 9 Hz qui est légèrement excité. Un autre mode de la chaîne cinématique à 93 Hz est également excité de façon très faible. Comparée avec l'ATC, l'INC glissante inverse augmente les ondulations de couple par 138,75 pp mais elle ramène l'accélération à celle donnée par l'ATC. Pour ce point de fonctionnement, cette stratégie semble la meilleure stratégie pour réduire l'excitation des modes même avec des ondulations de couple plus importantes.



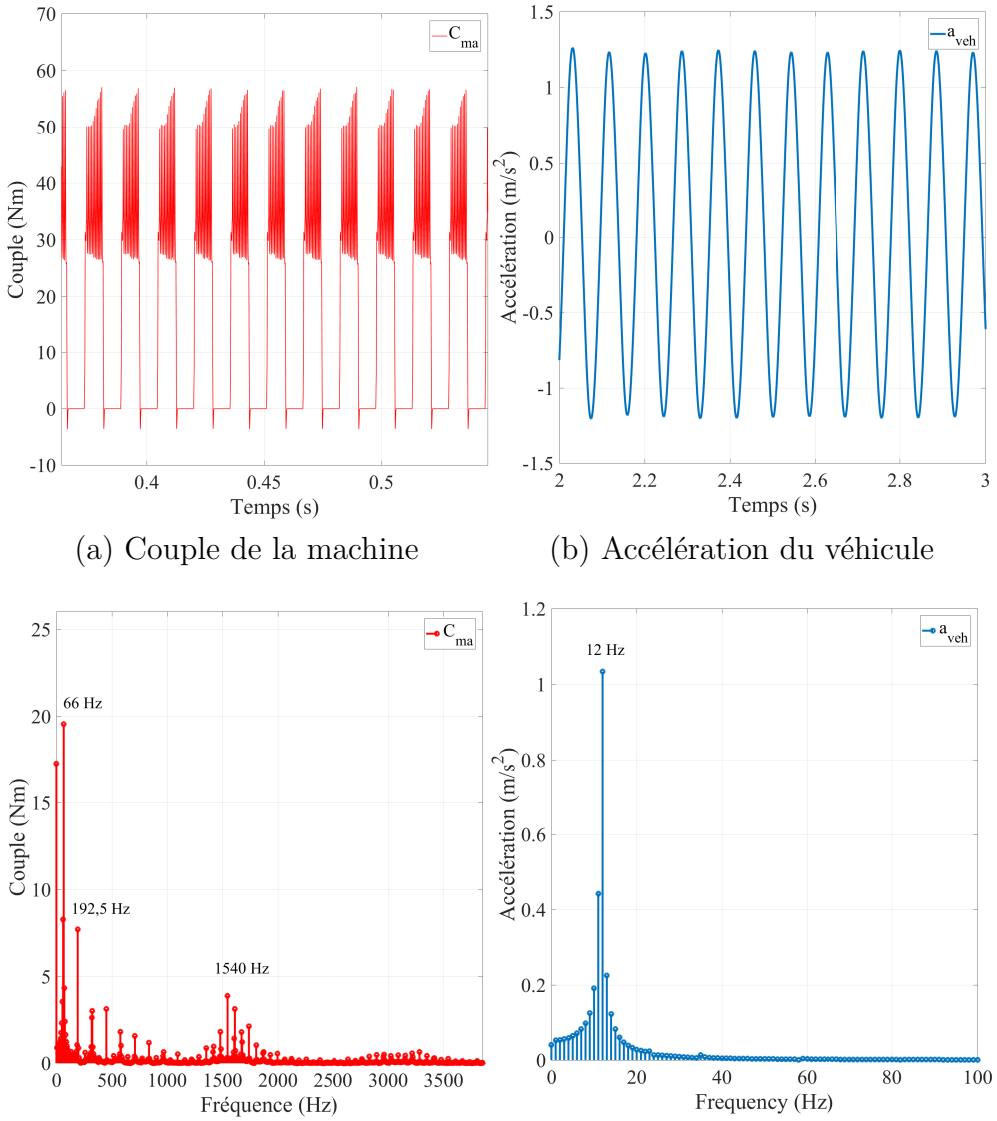
(a) Couple de la machine (b) Accélération du véhicule



(c) Spectre du couple (d) Spectre de l'accélération

FIGURE 4.10 – Impact de l'INC glissante inverse à 3850 rpm, 17,2 Nm

Le couple donné par la stratégie mécanique possède un spectre très riche en basses fréquences. La fréquence principale du couple est de 66 Hz. L'accélération du véhicule oscille fortement. Le pic d'accélération est de 1,25 m/s^2 ce qui veut dire que la chaîne cinématique est excitée. La fréquence principale de l'accélération est de 12 Hz et l'amplitude est de 1,05 m/s^2. Cette fréquence appartient également à la plage de fréquence de résonance du mode 1 du diagramme de bode dans le figure 4.5.



(a) Couple de la machine (b) Accélération du véhicule

(c) Spectre du couple (d) Spectre de l'accélération

FIGURE 4.11 – Impact de l'INC mécanique à 3850 rpm, 17,2 Nm

L'impact pulsatoire des stratégies de l'INC en comparaison avec l'ATC pour le point de fonctionnement 3850 rpm, 17,2 Nm est résumé dans le tableau 4.2. Pour ce point de fonctionnement, les stratégies de l'approche électrique semblent de ne pas exciter la chaîne cinématique car elles présentent des fréquences plus élevées que celles des modes propres. La stratégie mécanique impacte par contre fortement ce critère car elle a les basses fréquences qui sont près des modes propres. Comme les pulsations de la chaîne cinématique dépendent de sa vitesse, l'analyse sur tout le plan de fonctionnement doit être faite.

TABLE 4.2 – Bilan pulsatoire des stratégies au point de fonctionnement 3850 rpm, 17,2 Nm

		ATC	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Couple de la machine	Fréquence (Hz)	1540	385	308	511,5	66
	Perturbation	-	non	non	non	oui
	Ondulation (%)	74,25	311,75	393,75	213,00	356,75
	Évolution (pp)	-	+237,50	+319,50	+138,75	+282,50
Accélérat° du véhicule	Fréquence (Hz)	9	9, 70	9, 70	9, 93	12
	Perturbation	-	non	non	non	non
	Pic (m/s^2)	0,001	0,034	0,016	0,003	1,25
	Évolution (m/s^2)	-	+0,033	+0,015	+0,002	+1,249
Augmentation des pulsations		-	faible	faible	faible	forte

4.3.1.2 Analyse pulsatoire sur le plan couple-vitesse

Dans cette section, l'impact pulsatoire de l'INC est étudié par l'analyse sur tout le plan de fonctionnement en comparaison avec l'ATC. L'indicateur choisi pour les pulsations de la chaîne cinématique est le pic d'accélération du véhicule. La figure 4.12 montre l'impact pulsatoire de l'ATC indiqué par le pic d'accélération du véhicule. En général, le pic d'accélération est significatif (au maximum 0.65 m/s^2) en zone de haut couple en dehors des courbes MECs.

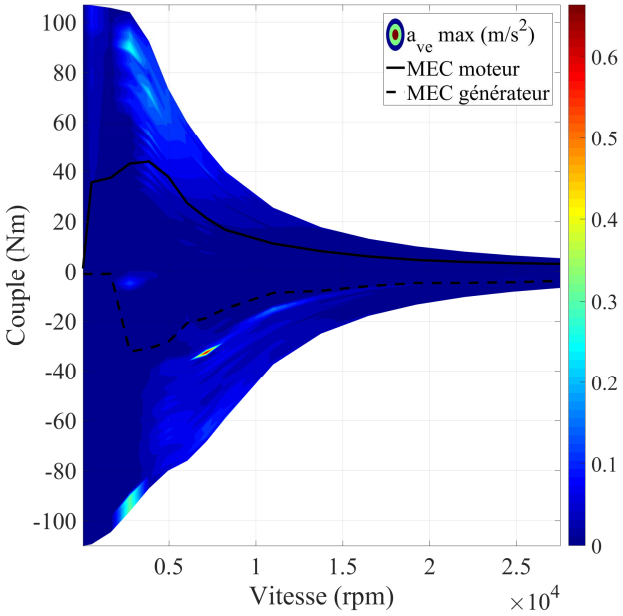
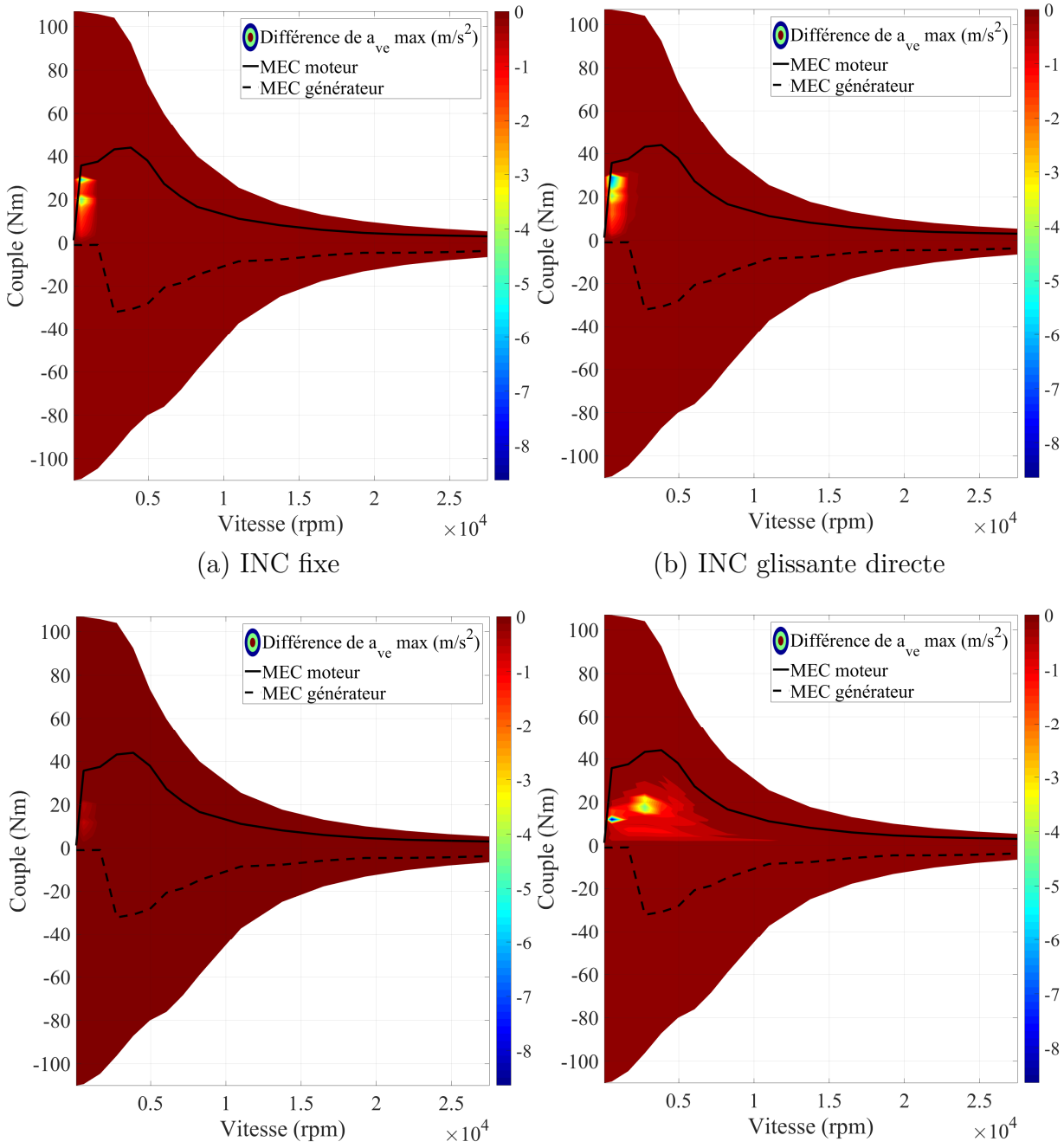


FIGURE 4.12 – Impact pulsatoire de l'ATC

La figure 4.13a montre l'impact pulsatoire de l'INC fixe en comparaison avec l'ATC (ATC-INC fixe). Dans la zone applicable de l'INC, la stratégie fixe augmente le pic d'accélération (différence négative) en zone de basse vitesse autour de 550 rpm. L'augmentation de l'amplitude de l'accélération de 5,73 m/s^2 par la stratégie fixe est gênante. Par contre, la zone dégradée est très réduite, ce qui rend cette stratégie rentable dans la plupart de la zone applicable de l'INC.

La stratégie glissante directe (figure 4.13b) augmente le pic d'accélération sur la zone de vitesse très faible autour de 550 rpm. Cette stratégie semble d'exciter plus le mode 1 de la chaîne cinématique car elle génère un couple à basse fréquence. En revanche, cette dégradation est limitée dans une zone très faible. La stratégie glissante inverse (figure 4.13c) augmente légèrement le pic d'accélération sur la zone de vitesse au-dessous de 550 rpm. Cette augmentation de l'accélération par rapport à la commande ATC est très faible. De plus, la zone où une différence existe est aussi très petite. La stratégie glissante inverse est alors un bon choix sur le critère pulsatoire.

Dernièrement, l'INC mécanique (figure 4.13d) augmente le pic d'accélération sur une large zone de vitesse entre 0 et 11000 rpm. La stratégie mécanique, ayant un spectre très riche en basses fréquences, excite la chaîne cinématique sur une large plage de vitesse. Ceci doit être effectivement prise en compte dans la stratégie finale.



(a) INC fixe

(b) INC glissante directe

(c) INC glissante inverse

(d) INC mecanique

FIGURE 4.13 – Impact pulsatoire de l'INC dans le plan couple-vitesse

Le tableau 4.3 montre le bilan de l'impact pulsatoire des stratégies de l'INC. En général, les stratégies de l'approche électrique de l'INC dégradent les performances pulsatoires dans une zone faible au-dessous de 550 rpm. La stratégie glissante inverse donne des performances semblables à la commande ATC. Elle est la meilleure stratégie à appliquer pour éviter la dégradation du comportement pulsatoire de la chaîne cinématique. En revanche, la stratégie mécanique n'est pas favorable pour ce critère, au-dessous de 11000 rpm.

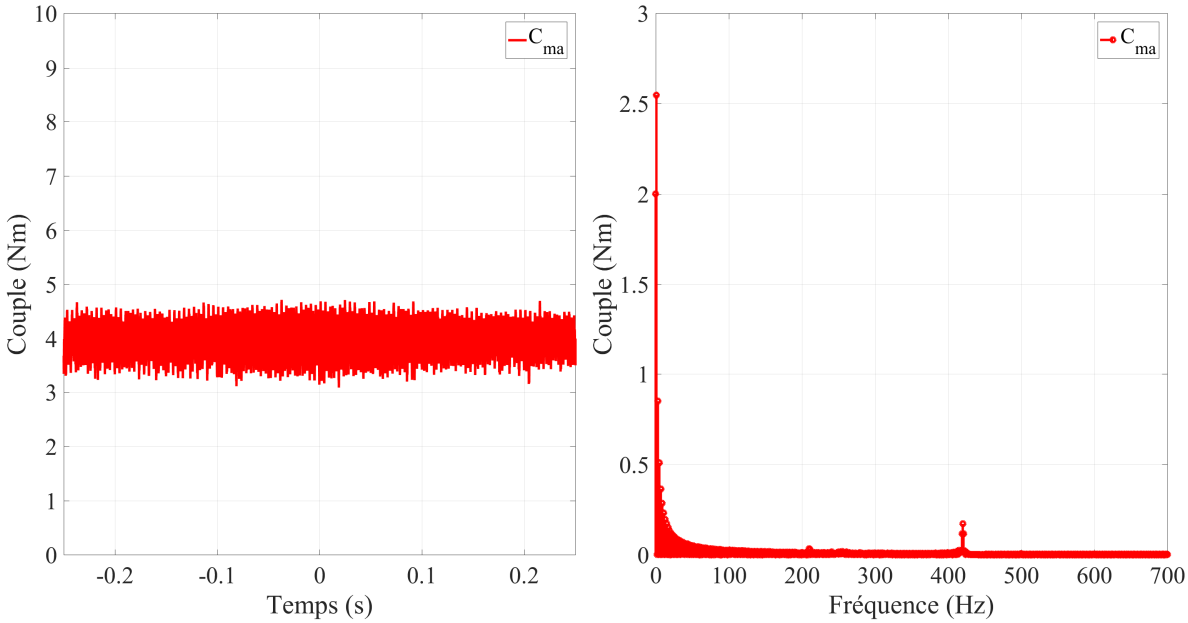
TABLE 4.3 – Bilan pulsatoire des stratégies sur le plan de fonctionnement

Accélération longitudinale	INC fixe	INC glissante directe	INC glissante inverse	INC mécanique
Zone affectée (rpm)	$\leq$550	$\leq$550	$\leq$550	$\leq$11000
Différence de pic max (m/s^2)	+5,73	+6,68	+0,61	+8,64
Augmentation des pulsations	faible	faible	faible	forte

4.3.2 Validation en expérimentation

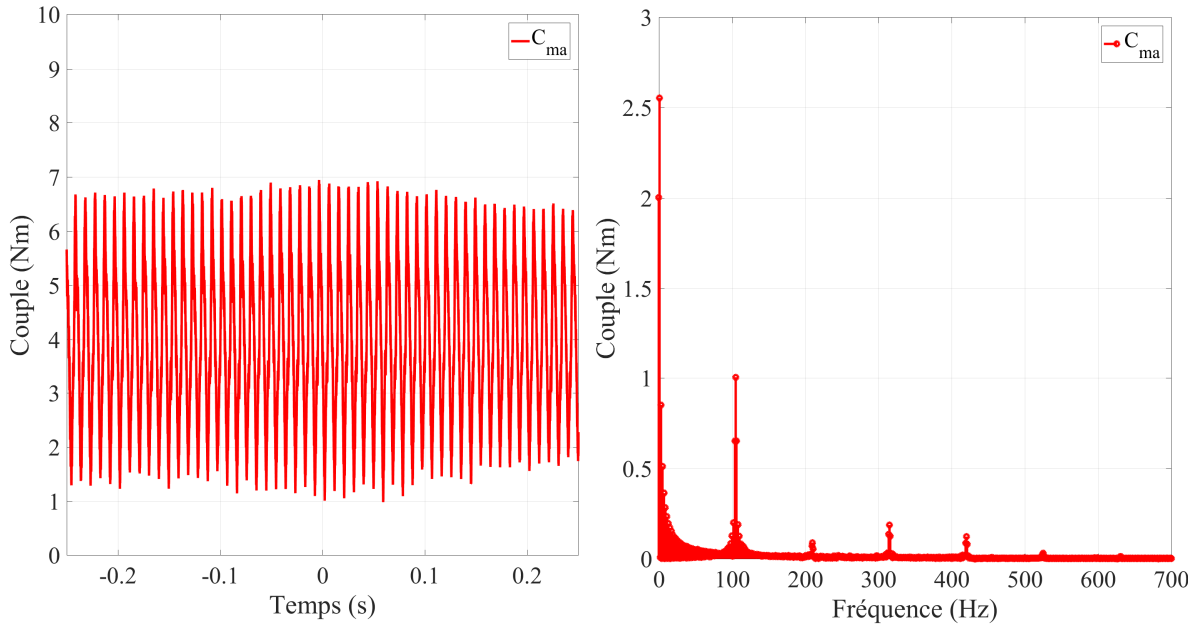
Comme nous n'avons pas d'accès à une vraie chaîne cinématique d'un VE, la validation expérimentale n'est effectuée qu'au niveau de pulsation du couple. Le but est de vérifier le comportement pulsatoire du couple de la machine donné par des différentes stratégies en utilisant des analyses spectrales. Le point de fonctionnement 700 rpm, 4 Nm de la validation en simulation est repris pour comparaison.

Nous retrouvons la même tendance trouvée en simulation. Les stratégies de l'approche électrique contiennent des fréquences multiples, alors que la stratégie mécanique possède un spectre très riche en basses fréquences.



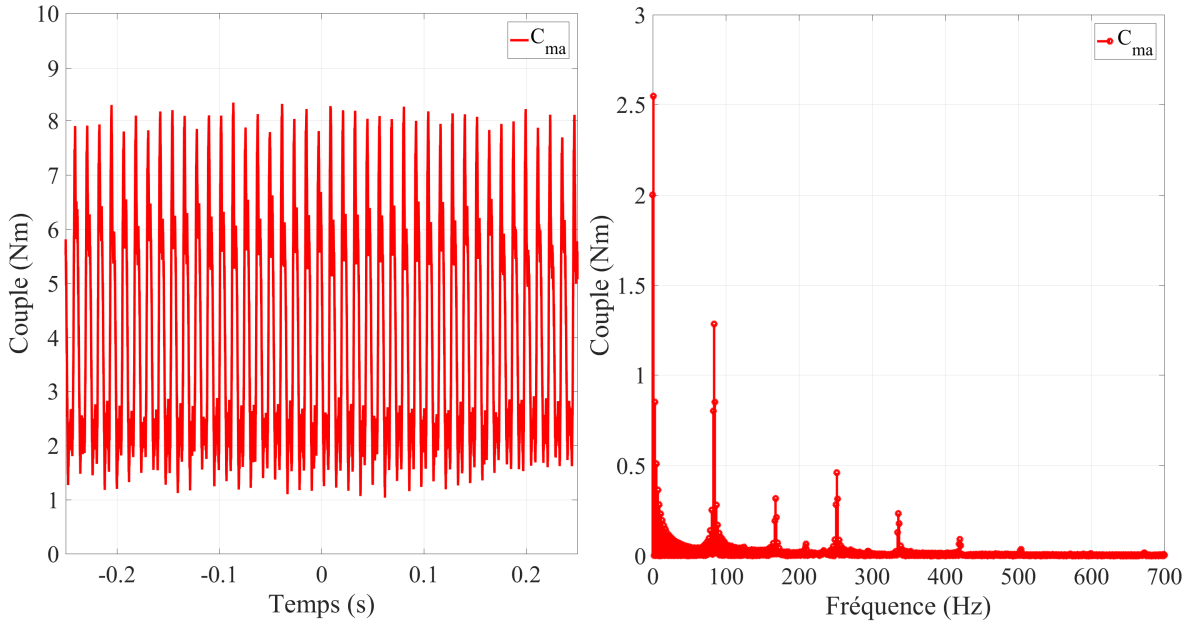
(a) Domaine temporel (b) Domaine fréquentiel

FIGURE 4.14 – Analyse de l'ATC à 700 rpm, 4 Nm



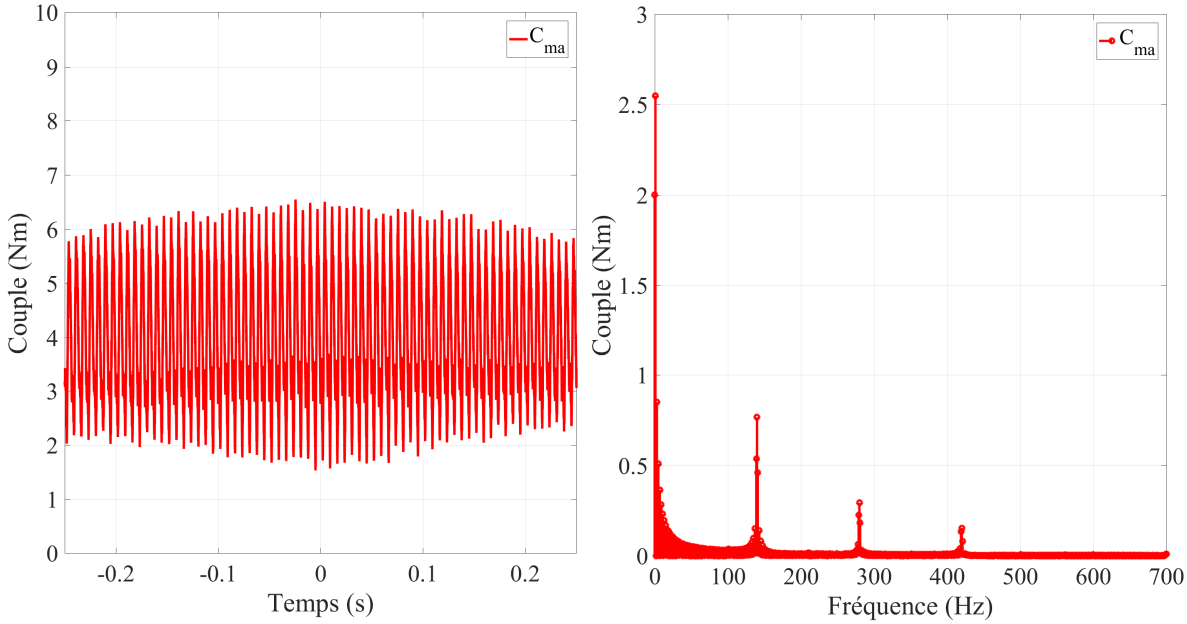
(a) Domaine temporel (b) Domaine fréquentiel

FIGURE 4.15 – Analyse de l'INC fixe à 700 rpm, 4 Nm



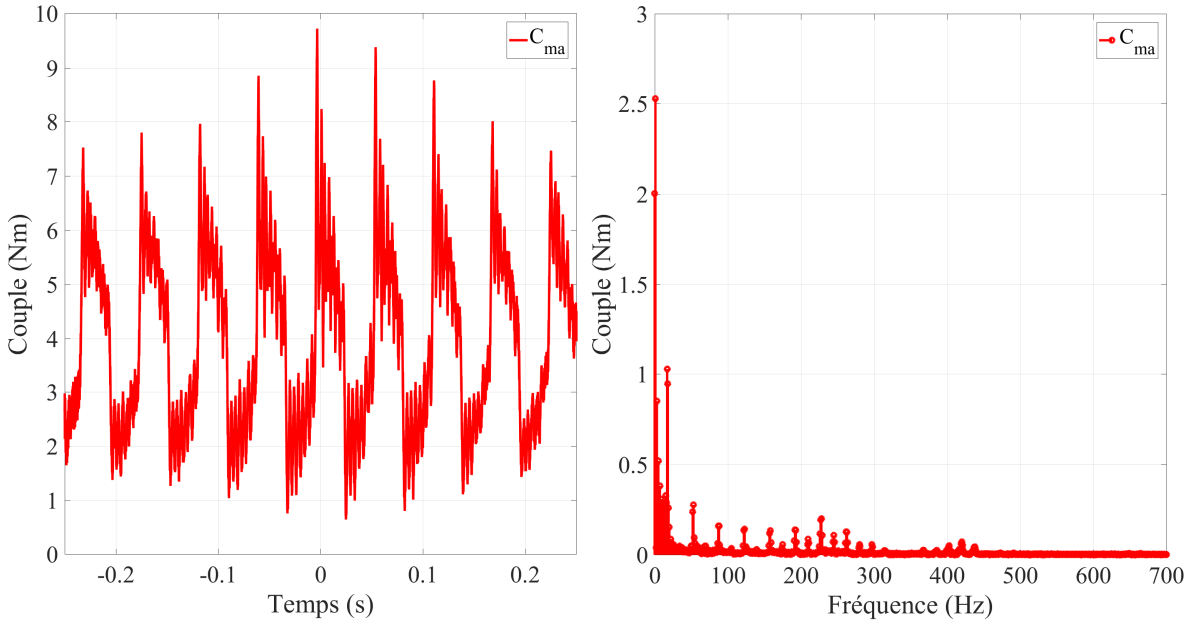
(a) Domaine temporel (b) Domaine fréquentiel

FIGURE 4.16 – Analyse de l'INC glissante directe à 700 rpm, 4 Nm



(a) Domaine temporel (b) Domaine fréquentiel

FIGURE 4.17 – Analyse de l'INC glissante inverse à 700 rpm, 4 Nm



(a) Domaine temporel (b) Domaine fréquentiel

FIGURE 4.18 – Analyse de l'INC mécanique à 700 rpm, 4 Nm

4.4 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, un modèle d'une chaîne cinématique particulière a été présentée. Ce modèle permet d'étudier en simulation l'impact pulsatoire de l'INC en comparaison avec l'ATC sur tout le plan couple-vitesse. Les ondulations de couple sont un critère de conception et de commande de la MRVDS car ce sont les fréquences du couple qui jouent le rôle décisif dans l'excitation des modes propres de la chaîne, ce qui a été prouvé par l'étude pulsatoire. Il est important de considérer le point de fonctionnement pour chercher la meilleure stratégie.

Le couple devient fortement ondulé sous la commande INC. En revanche, cette commande dispose de la possibilité de changer les fréquences du couple en changeant les phases activées. Les résultats de simulation obtenus ont prouvé que la stratégie glissante inverse ne dégrade par le comportement vibratoire de la chaîne cinématique sur une large plage de vitesse. Elle est un bon choix qui permet de réduire les pertes totales du système.

Le chapitre 5 combinera tous les critères : l'efficacité énergétique, les vibrations de la machine, les pulsations du couple, pour synthétiser la stratégie finale. Toutes les stratégies de la commande INC seront validées sur des cycles de conduite.

Chapitre 5

Performance énergétique de la commande intermittente sur les cycles de conduite

Sommaire

5.1 Stratégie finale de la commande intermittente 118
5.2 Cycles de conduite 124
5.2.1 Cycle WLTC 124
5.2.2 Cycle CADC 125
5.2.3 Cycle INRETS 127
5.3 Distribution des cycles de conduite 128
5.4 Étude énergétique sur les cycles de conduite 134
5.5 Conclusion du chapitre 137

Les critères d'efficacité énergétique, de vibrations de la machine et de pulsations du couple ont été étudiés indépendamment dans les chapitres précédents. Tout en augmentant le rendement du système, l'expérience de conduite en termes de confort doit être considérée sur des cycles de conduite. Pour ce faire, ces trois critères seront combinés dans une seule stratégie finale à partir des cartographies précédemment obtenues.

Le cahier des charges pour la conception d'une machine électrique vise principalement à satisfaire des performances telles que le couple à l'arrêt et la vitesse maximale. Toutefois, la machine fonctionne en majorité dans certaines zones du plan couple-vitesse. Ces zones sont reproduites par des scénarios ou cycles de conduite et peuvent influencer de manière importante le design du moteur (Roy, 2015). En simulant un fonctionnement sur cycles, il est alors possible d'estimer les pertes et donc l'énergie perdue par le groupe motopropulseur. Ce chapitre présente la stratégie finale de la commande intermittente, suivie par les cycles de conduite puis, les caractéristiques d'un VE et son groupe motopropulseur. Il s'agit d'étudier la distribution des points des cycles de conduite sur le plan couple-vitesse de la MRVDS et d'évaluer l'impact énergétique des stratégies de l'INC (Nguyen et al., 2018).

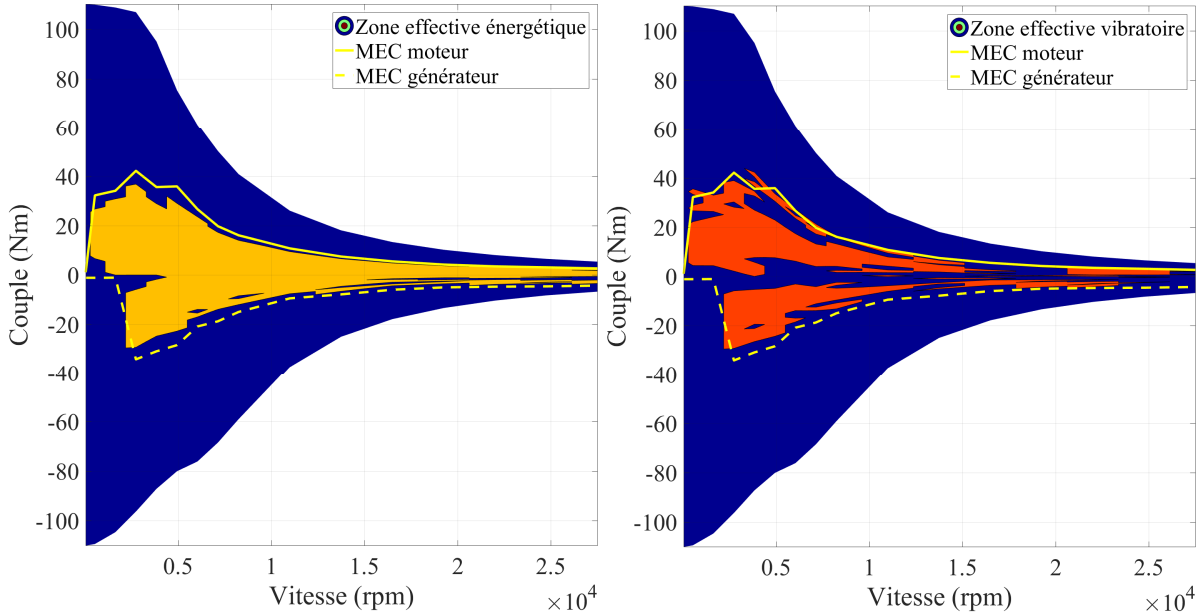
5.1 Stratégie finale de la commande intermittente

Dans les chapitres précédents, les impacts énergétique, vibratoire et pulsatoire de chaque stratégie de la commande INC ont été indépendamment étudiés. Dans cette section, chaque stratégie est représentée avec trois critères combinés sur le plan couple-vitesse. Autrement dit, les zones d'application possibles et interdites de chaque stratégie en considérant les trois critères sont illustrées.

L'indicateur de l'efficacité énergétique est la réduction de pertes totales. Comme les réductions de pertes totales des stratégies sont comparables, la zone effective du critère d'efficacité énergétique est définie de telle sorte qu'elle comprend des réductions positives (quelque soit la grandeur). L'indicateur de puissance de résonance est choisi pour présenter les vibrations de la machine alors que l'indicateur de pic d'accélération du véhicule est sélectionné pour représenter les pulsations de la chaîne cinématique. Si les vibrations ou les pulsations données par une stratégie sont augmentées, cette stratégie est éliminée.

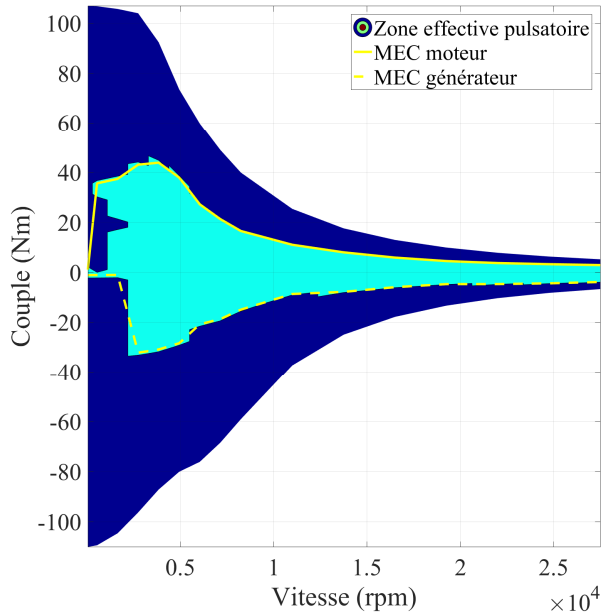
Les figures 5.1-5.4 montrent les zones effectives d'application des stratégies où les impacts sur les trois critères sont positifs. Nous retrouvons ci-dessous les conclusions vues dans les chapitres précédents.

La stratégie fixe a une large zone effective énergétique. Le critère vibratoire rétrécit la zone effective finale du point de vue du couple alors que le critère pulsatoire réduit, quant à lui, cette zone en basse vitesse. La figure 5.1d représente la zone effective finale pour laquelle les trois critère se trouvent améliorés.

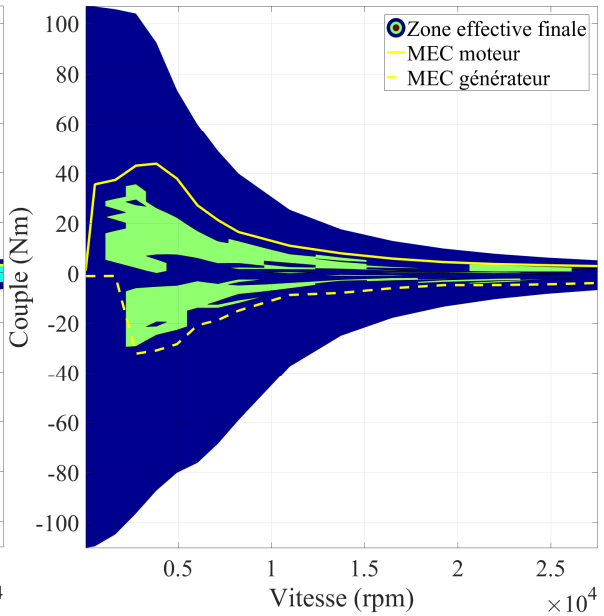


(a) Zone effective énergétique

(b) Zone effective vibratoire



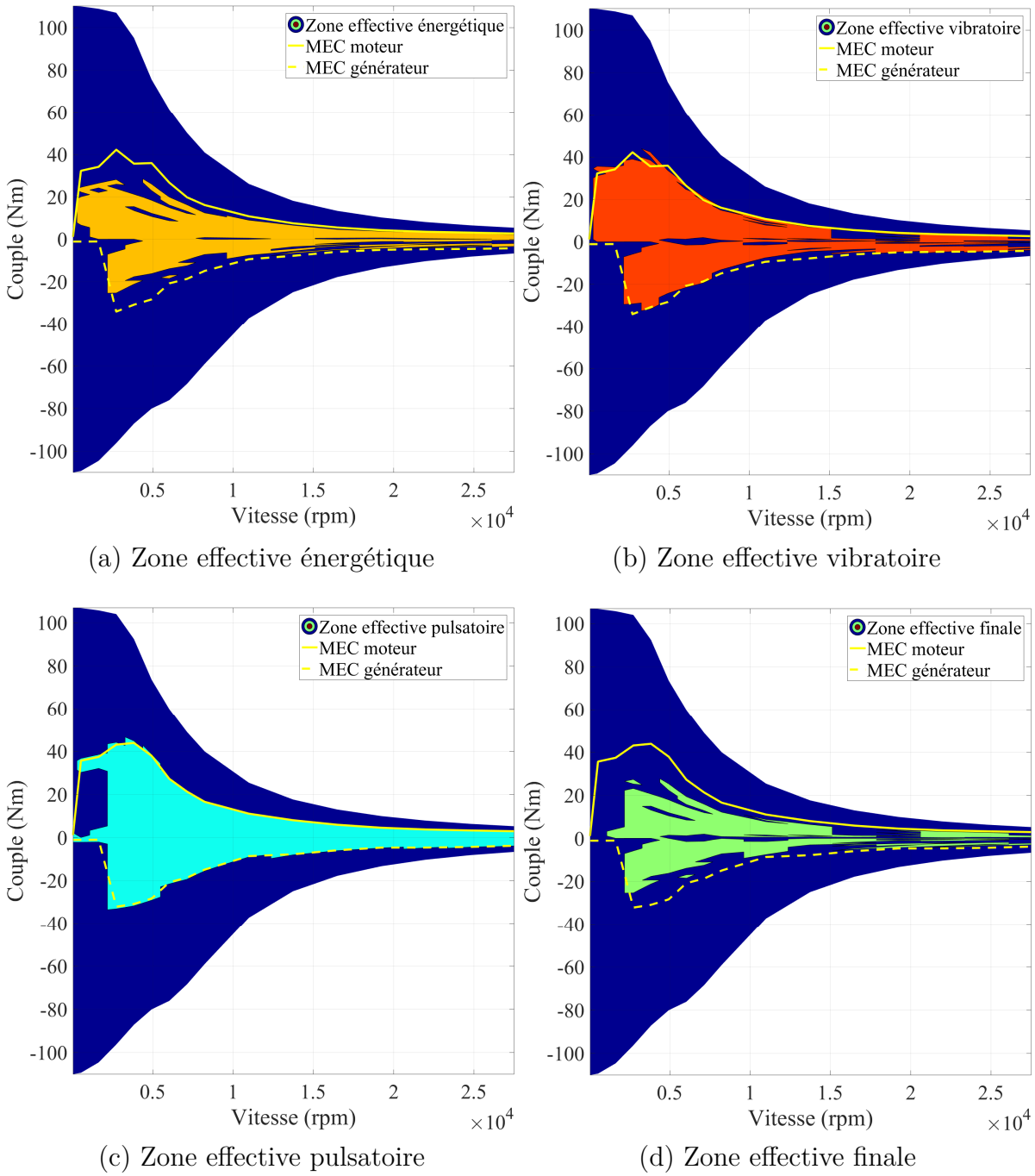
(c) Zone effective pulsatoire



(d) Zone effective finale

FIGURE 5.1 – Zones effectives de l'INC fixe

La stratégie glissante directe a une zone effective énergétique plus petite. Même si cette stratégie est un bon choix pour les critères vibratoire et pulsatoire, sa zone effective finale reste réduite.



(a) Zone effective énergétique

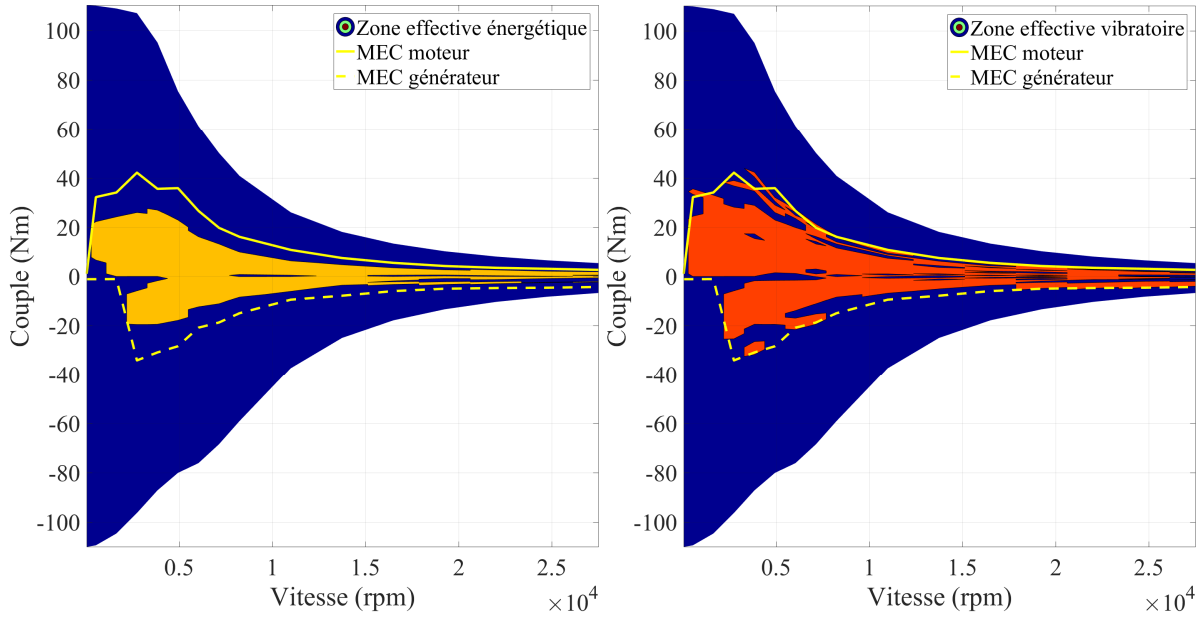
(b) Zone effective vibratoire

(c) Zone effective pulsatoire

(d) Zone effective finale

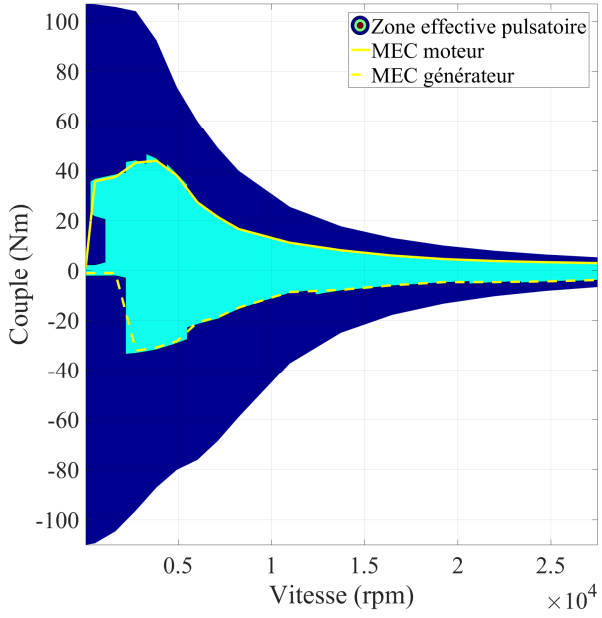
FIGURE 5.2 – Zones effectives de l'INC glissante directe

La stratégie glissante inverse est aussi un bon choix pour les critères vibratoire et pulsatoire avec une zone effective énergétique plus rétrécie comme la stratégie glissante directe. Mais sa zone effective finale est plus homogène et donc plus profitable pour le système.

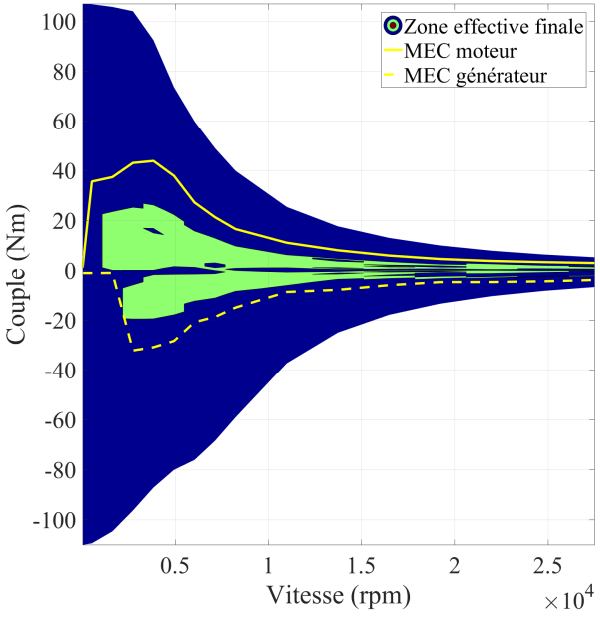


(a) Zone effective énergétique

(b) Zone effective vibratoire



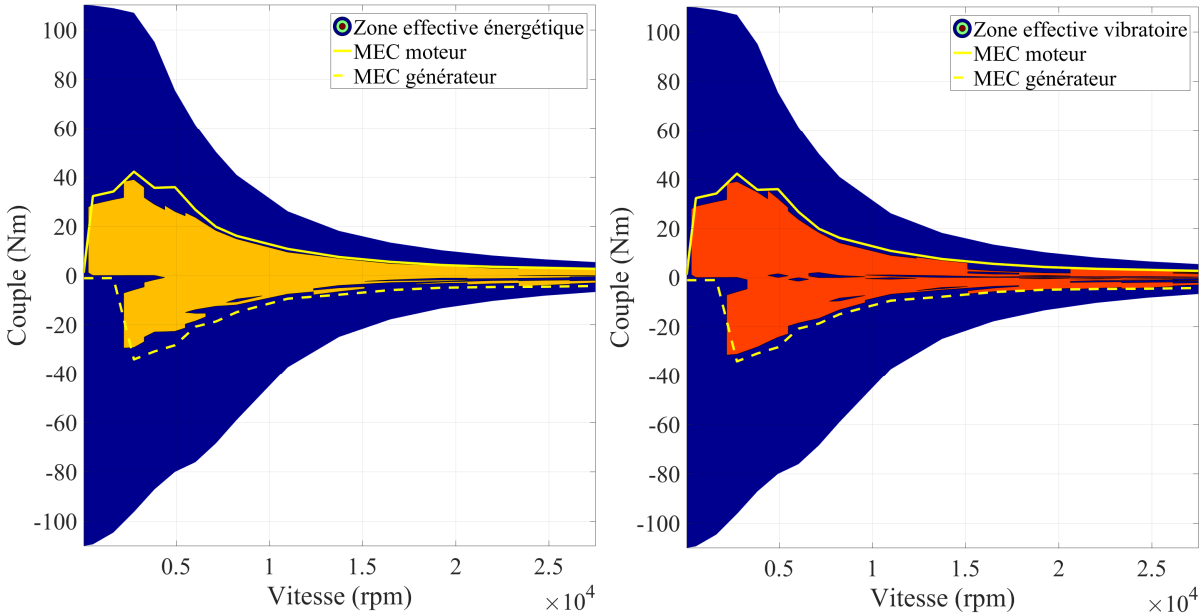
(c) Zone effective pulsatoire



(d) Zone effective finale

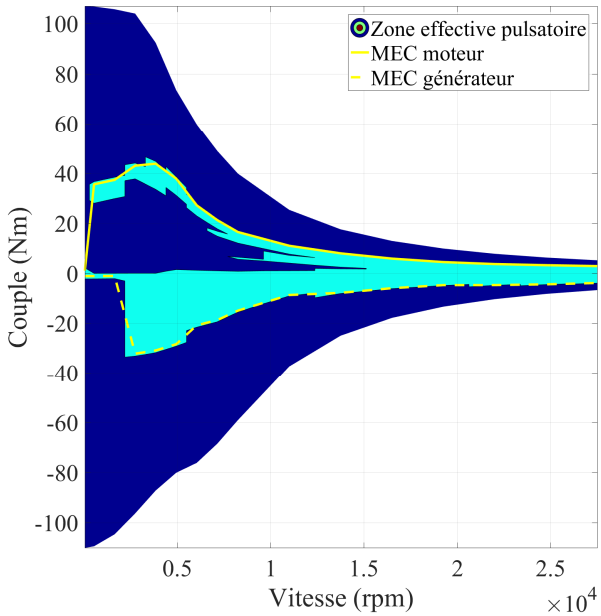
FIGURE 5.3 – Zones effectives de l'INC glissante inverse

La stratégie mécanique, même si elle présente un très bon choix en fonction des critères énergétique et vibratoire, devient dégradante sur le critère pulsatoire pour une large plage de vitesse. La zone effective finale de cette stratégie est la plus petite surtout en mode moteur.

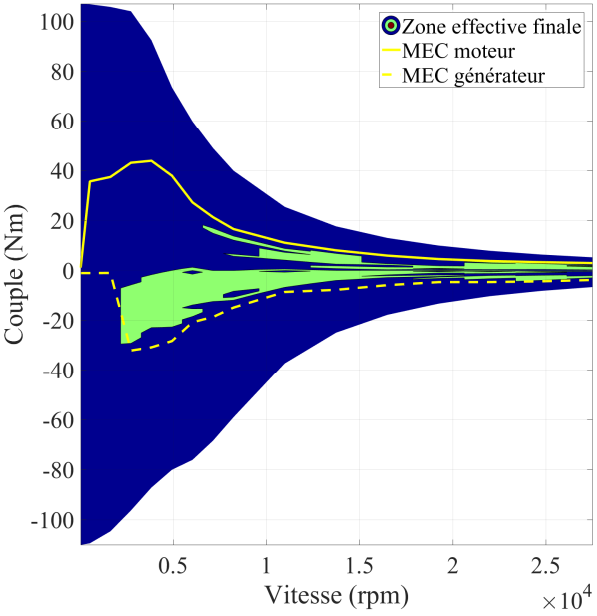


(a) Zone effective énergétique

(b) Zone effective vibratoire



(c) Zone effective pulsatoire



(d) Zone effective finale

FIGURE 5.4 – Zones effectives de l'INC mécanique

La stratégie finale à proposer doit avant tout réduire les pertes totales, ne doit pas augmenter les vibrations de la machine et ne doit pas augmenter les pulsations de la chaîne cinématique. Par conséquent, la zone effective finale est plus étroite par rapport que la zone effective énergétique (les sous-figures (d) des figures 5.1-5.4).

Une approche de la stratégie finale est proposée en se basant sur les zones effectives finales des différentes stratégies. Le principe adopté est le suivant. La stratégie fixe est la stratégie initiale car elle est énergétiquement bonne et a une large zone effective. La stratégie mécanique est ensuite choisie quand la stratégie fixe n'est plus disponible. Les stratégies glissante inverse et glissante directe sont respectivement troisième et quatrième possibilités. Si aucune stratégie de la commande INC n'est disponible, la commande ATC régulière est appliquée.

En effet, le remplissage de la zone effective profitable de l'INC est illustré dans la figure 5.5. La stratégie fixe (bleue) remplit quasiment de la zone applicable de l'INC. La stratégie mécanique (verte) est surtout présente aux bas couples en mode générateur. La stratégie glissante inverse (orange) occupe la zone de bas couple en mode moteur et la stratégie glissante directe (marron) complète par une zone de couple élevé autour de 1200 rpm et 3500 rpm.

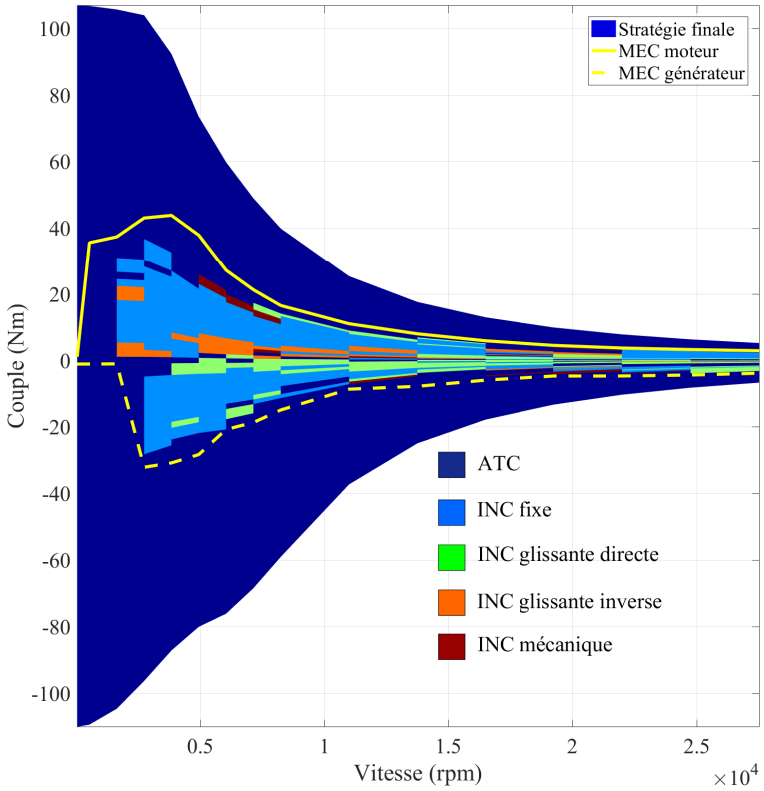


FIGURE 5.5 – Zone effective de la stratégie finale

5.2 Cycles de conduite

Un cycle de conduite est le profil de vitesse du véhicule en fonction de temps $v_{ve}(t)$. Plusieurs cycles de référence ont été développés par différentes institutions, en particulier pour évaluer les consommations d'énergie et les émissions polluantes des véhicules. Certains cycles sont basés sur la vitesse et l'accélération maximales des véhicules, comme le New European Driving Cycle (NEDC) ; d'autres ont été développés à partir des données mesurées en conditions réelles de conduite. Ces cycles sont souvent utilisés dans la littérature afin de comparer la consommation d'énergie des véhicules. Les cycles de conduite utilisés dans ce mémoire sont les cycles WLTC, CADC et INRETS.

5.2.1 Cycle WLTC

Le cycle de conduite mondial «Worldwide harmonized Light vehicles Test Procedure »(WLTC) a été développé par «United Nations Economic Commission for Europe, Working Party on Pollution and Energy »(UNECE GRPE). Le cycle WLTC a remplacé en 2017 le cycle européen NEDC jugé trop éloigné de la réalité. La figure 5.6 présente le cycle WLTC de classe 3 pour véhicules légers.

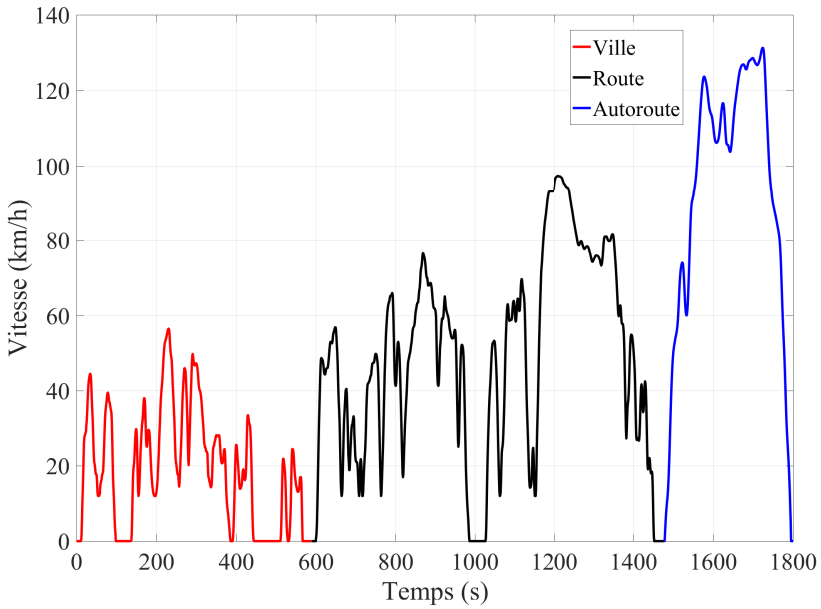


FIGURE 5.6 – Cycle WLTC

Le tableau 5.1 montre les caractéristiques du cycle WLTC. Ce cycle dure 1800 s. Le régime de ville (avec une limitation de vitesse de 50 km/h) prend 32,7 % du temps et

représente 13,3 % de la distance. Le régime de route (avec des vitesses maximales comprises entre 90 km/h et 110 km/h) prend 49,3 % du temps avec une distance parcourue de 51,2 %. Le régime d'autoroute représente 17,9 % du temps et une distance égale à 35,5 %. Ce cycle WLTC est représentatif de la conduite réelle en termes d'accélération et de décélération. Par contre, il manque encore de diversité à cause d'un nombre restreint de données par type de conduite.

TABLE 5.1 – Description du cycle WLTC

Caractéristique	Ville	Route	Autoroute	Total
Durée de régime, s	589	888	323	1800
Durée de régime en %	32,7%	49,3%	17,9%	100%
Durée d'arrêts, s	156	79	7	242
Durée d'arrêts en %	26,5%	8,9%	2,2%	13,4%
Distance de régime, m	3095	11918	8254	23266
Distance de régime en %	13,3%	51,2%	35,5%	100%
Vitesse maximale, km/h	56,5	97,4	131,3	131,3
Vitesse moyenne avec arrêts, km/h	18,9	48,3	92,0	46,5
Vitesse moyenne sans arrêts, km/h	25,7	53,0	94,0	53,8
Décélération maximale, m/s^2	-1,47	-1,49	-1,21	-1,49
Accélération maximale, m/s^2	1,47	1,58	1,03	1,58

5.2.2 Cycle CADC

Le cycle de conduite européen «The Common Artemis Driving Cycles »(CADC, figure 5.7) a été développé dans le cadre du projet «European Assessment and Reability of Transport Emission Models and Inventory Systems »(European Artemis). Ce projet se base sur l'analyse statistique d'une large base de données et des motifs de conduite réalistes européens.

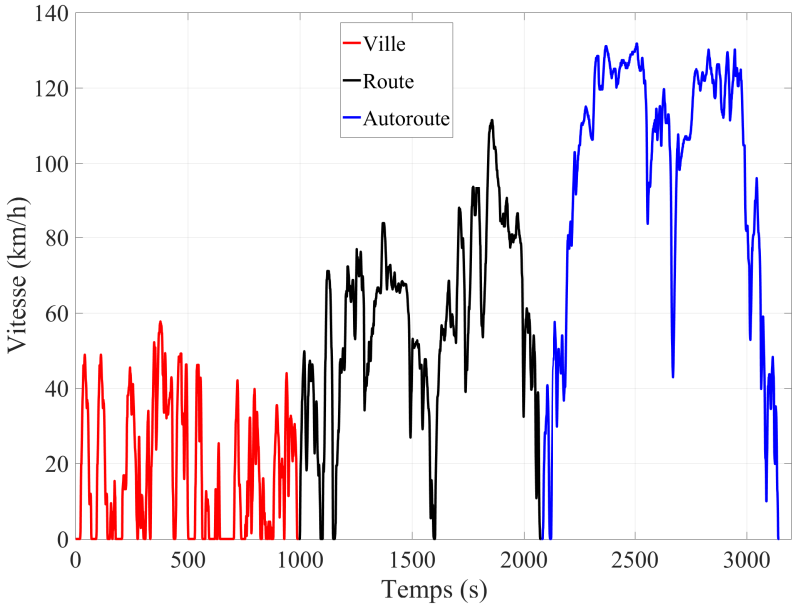


FIGURE 5.7 – Cycle CADC

Les caractéristiques du cycle CADC sont données dans le tableau 5.2. Ce cycle dure 3143 s. Le régime de ville prend 32,7 % de temps et 13,3 % de distance. Le régime de route est le plus long, car il prend 49,3 % de temps et 51,2 % de la distance. Le régime autoroute prend 17,9 % de temps et 35,5 % de distance. Ce cycle, représentatif d'une conduite réelle, est utilisé pour évaluer les performances des véhicules par les constructeurs automobiles.

TABLE 5.2 – Description du cycle CADC

Caractéristique	Ville	Route	Autoroute	Total
Durée de régime, s	993	1082	1068	3143
Durée de régime en %	31,6%	34,4%	34,0%	100%
Durée d'arrêts, s	288	32	21	341
Durée d'arrêts en %	29,0%	3,0%	2,0%	10,8%
Distance de régime, m	4870	17272	29545	51687
Distance de régime en %	9,42%	34,4%	57,2%	100%
Vitesse maximale, km/h	57,7	111,5	131,8	131,8
Vitesse moyenne avec arrêts, km/h	17,6	57,5	99,6	59,2
Vitesse moyenne sans arrêts, km/h	24,9	59,2	101,6	66,4

5.2.3 Cycle INRETS

Le cycle de conduite français a été proposé par l'«Institut National de REcherche sur les Transports et leur Sécurité »(INRETS, figure 5.8). Ce cycle s'appuie sur une base d'enregistrements effectués à bord de 35 voitures privées françaises. Il représente 3100 trajets et 23000 km parcourus pour l'étude d'utilisations réelles de véhicules légers.

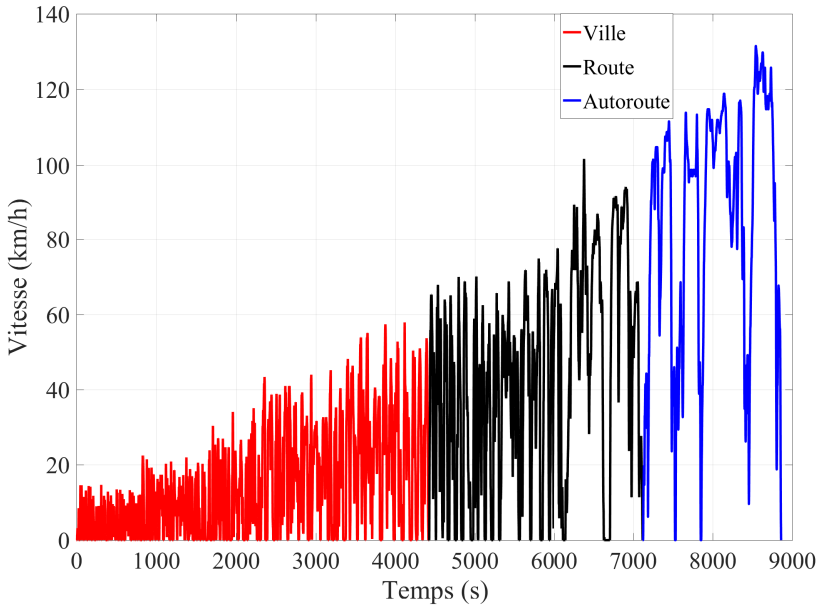


FIGURE 5.8 – Cycle INRETS

Comme précisé dans le tableau 5.3, ce cycle dure 8859 s. Le régime de ville prend 32,7 % du temps et 13,3 % de la distance. Le régime de route est le plus long avec 49,3 % du temps et 51,2 % de la distance parcourue. Le régime d'autoroute prend 17,9 % de temps et 35,5 % de distance. Ce cycle représente une conduite réelle par une grande variété de données.

Table 5.3 – Description du cycle INRETS

Caractéristique	Ville	Route	Autoroute	Total
Durée de régime, s	4418	2699	1742	8859
Durée de régime en %, %	31,6%	34,4%	34,0%	100%
Durée d'arrêts, s	1026	336	22	1384
Durée d'arrêts en %, %	23,2%	12,4%	1,3%	15,6%
Distance de régime, m	17243	32770	41614	91627
Distance de régime en %	18,8%	35,8%	45,4%	100%
Vitesse maximale, km/h	57,9	101,7	131,5	131,5
Vitesse moyenne avec arrêts, km/h	14,1	43,7	86,0	37,2
Vitesse moyenne sans arrêts, km/h	18,3	49,9	87,1	44,1

5.3 Distribution des cycles de conduite

La distribution des cycles de conduite sur le plan couple-vitesse est faite avec un VE particulier et son groupe motopropulseur. Tout d'abord, l'accélération du véhicule a_{ve} est calculée à partir de la vitesse du véhicule v_{ve} :

$$a_{ve} = \frac{dv_{ve}}{dt}. \tag{5.1}$$

La littérature propose plusieurs modèles de véhicule qui tiennent compte des masses en mouvement, de la pente de la route, des déformations des pneus ou encore de la présence du vent (Lin et al., 2003)-(Liu et Peng, 2008). Dans le but de comparer l'impact énergétique des différentes stratégies de commande, un modèle simple est utilisé (Jiang, 2017). Ce modèle suit les lois de Newton et est basé sur les hypothèses suivantes :

- Le véhicule est considéré comme une masse ponctuelle.
- Les comportements des quatre roues sont identiques.
- Il n'y a pas de freinage mécanique.

La figure 5.9 montre les forces appliquées sur le véhicule.

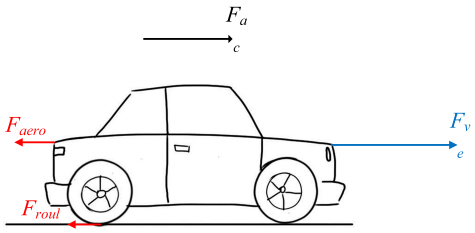


FIGURE 5.9 – Forces appliquées sur le véhicule

La force du véhicule F_{ve} nécessaire pour obtenir l'accélération a_{ve} après avoir compensé les forces résistives F_{roul} et F_{aero} est :

$$F_{ve} = F_{ac} + F_{roul} + F_{aero} \tag{5.2}$$

F_{ac} est la force d'accélération qui correspond à l'accélération du véhicule a_{ve}, où M est la masse du véhicule :

$$F_{ac} = M.a_{ve} \tag{5.3}$$

F_{roul} est la force résistive appliquée aux roues due au roulement, où C_{roul} est le coefficient du roulement et g est l'accélération de gravité :

$$F_{roul} = M.C_{roul}.g \tag{5.4}$$

F_{aero} est la force résistive appliquée au véhicule à cause de l'aérodynamique, où ρ est la masse volumique de l'air, A est la surface frontale du véhicule et C_{aero} le coefficient de aérodynamisme :

$$F_{aero} = 0,5.\rho.A.C_{aero}.v_{ve}^2 \tag{5.5}$$

La puissance demandée par le véhicule P_{ve} est calculée à partir de la force du véhicule F_{ve} et la vitesse du véhicule v_{ve} :

$$P_{ve} = F_{ve}.v_{ve} \tag{5.6}$$

Le groupe motopropulseur considéré comprend la machine MRVDS M3 et la chaîne cinématique présentée en section 4.2.1. La figure 5.10 rappelle la chaîne cinématique qui est un système de transmission type de traction dans laquelle seulement les roues avant sont motorisées par la MRVDS (ARAB, 2015). Sur cette figure, C_{ma} est le couple développé par la MRVDS, alors que C_{ac}, C_{roul}, C_{aero} et C_{ma} sont respectivement les couples de charge équivalents ramenés sur l'arbre du rotor et correspondant aux forces F_{ac}, F_{roul}, F_{aero} et F_{ve}.

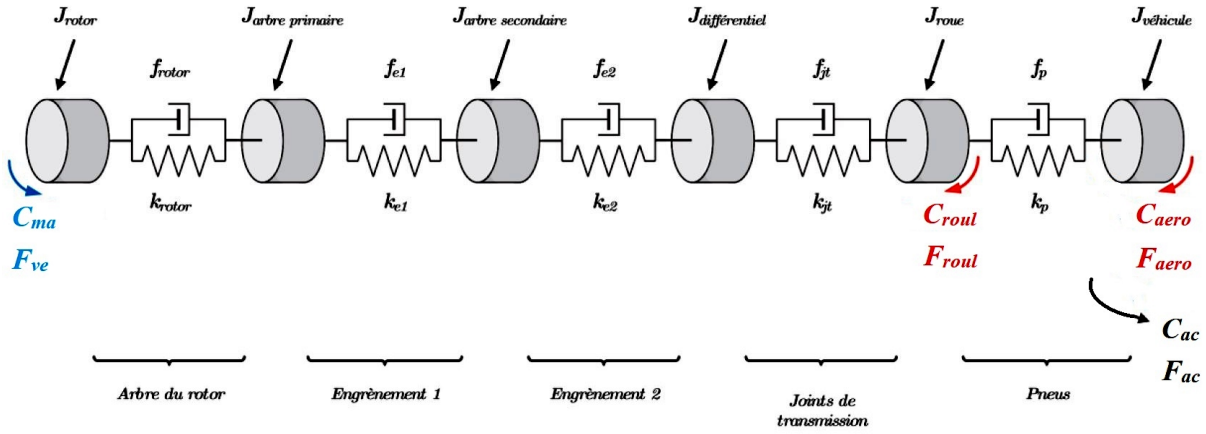


FIGURE 5.10 – Caractéristiques de la chaîne cinématique

Le calcul de puissance est utilisé pour trouver les points de fonctionnement de la MRVDS (C_{ma}, Ω_{ma}) correspondant à un cycle de conduite. La vitesse du rotor Ω_{ma} (rpm) et la vitesse angulaire du rotor ω_{ma} (rad/s) sont calculées à partir de la vitesse du véhicule v_{ve}, le rayon de la roue R_{roue} et le rapport du réducteur R_{red} :

$$\begin{aligned} \omega_{ma} &= \frac{R_{roue}}{R_{red}}.v_{ve} \\ \Omega_{ma} &= \frac{60}{2\pi}.\omega_{ma} \end{aligned} \tag{5.7}$$

La puissance demandée par la MRVDS P_{ma} est calculée à partir de la puissance demandée par le véhicule P_{ve} et le rendement de la chaîne cinématique η_{ch}. L'hypothèse que le rendement de la chaîne cinématique η_{ch} est de 100 % est posée ici (ROY, 2015) :

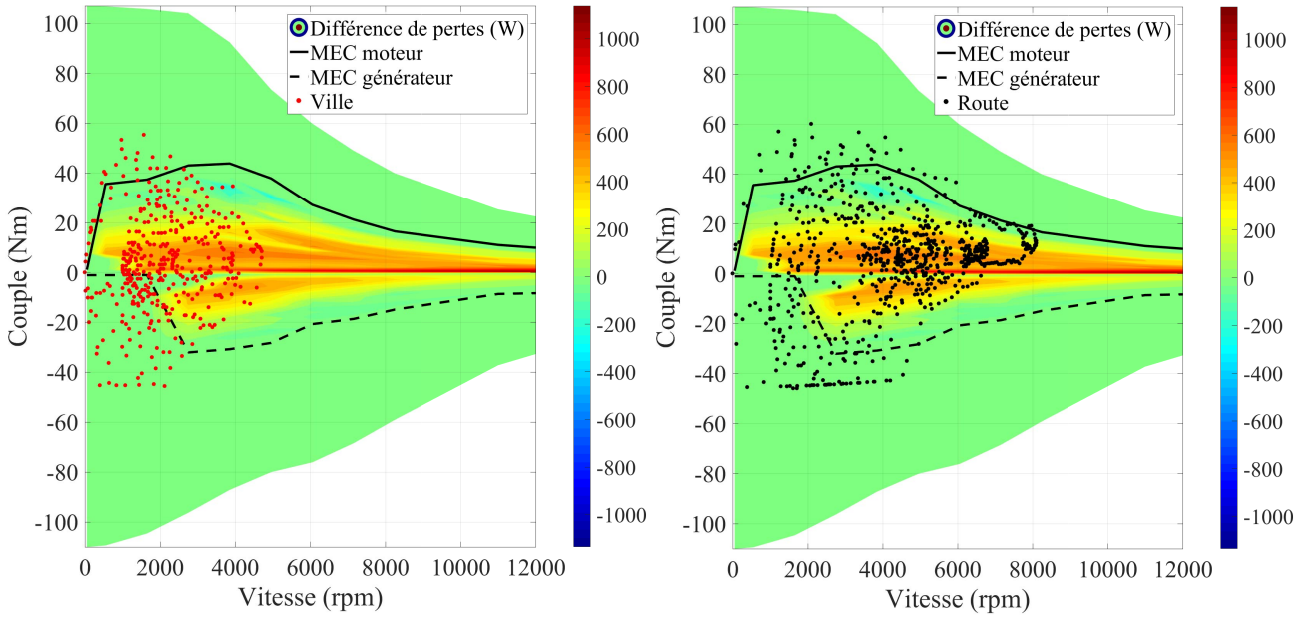
$$P_{ma} = \frac{P_{ve}}{\eta_{ch}} = P_{ve} \tag{5.8}$$

Enfin, le couple de la MRVDS est calculé à partir de la puissance de la MRVDS P_{ma} et la vitesse angulaire de la MRVDS ω_{ma} :

$$C_{ma} = \frac{P_{ma}}{\omega_{ma}} \tag{5.9}$$

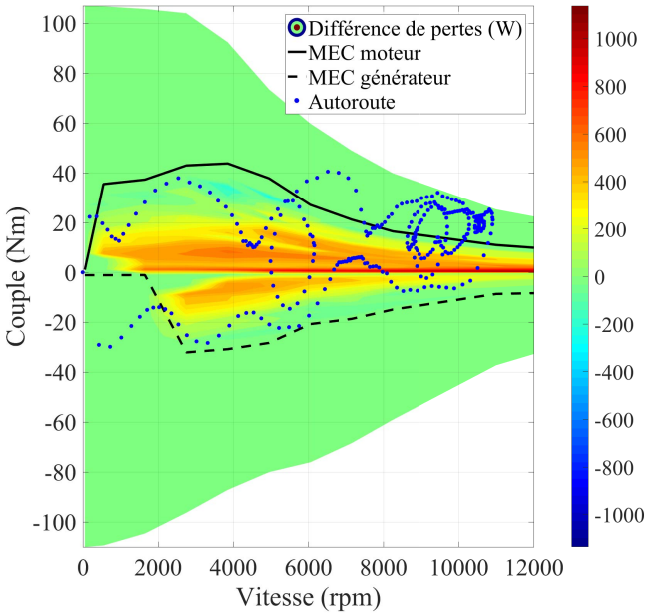
La cartographie de différence de pertes totales donnée par l'INC fixe dans le chapitre 2 (figure 2.12b) est reprise pour visualiser la distribution des points des cycles (C_{ma}, Ω_{ma}).

Cycle WLTC : les points du cycle WLTC sont distribués sur la cartographie de la réduction de pertes de la MRVDS M3 obtenue avec l'INC fixe (figure 5.11). Les pourcentages des points qui appartiennent à la zone applicable de l'INC sont respectivement 73,7 %, 91,2 % et 41,4 % pour ville, route et autoroute.



(a) Ville

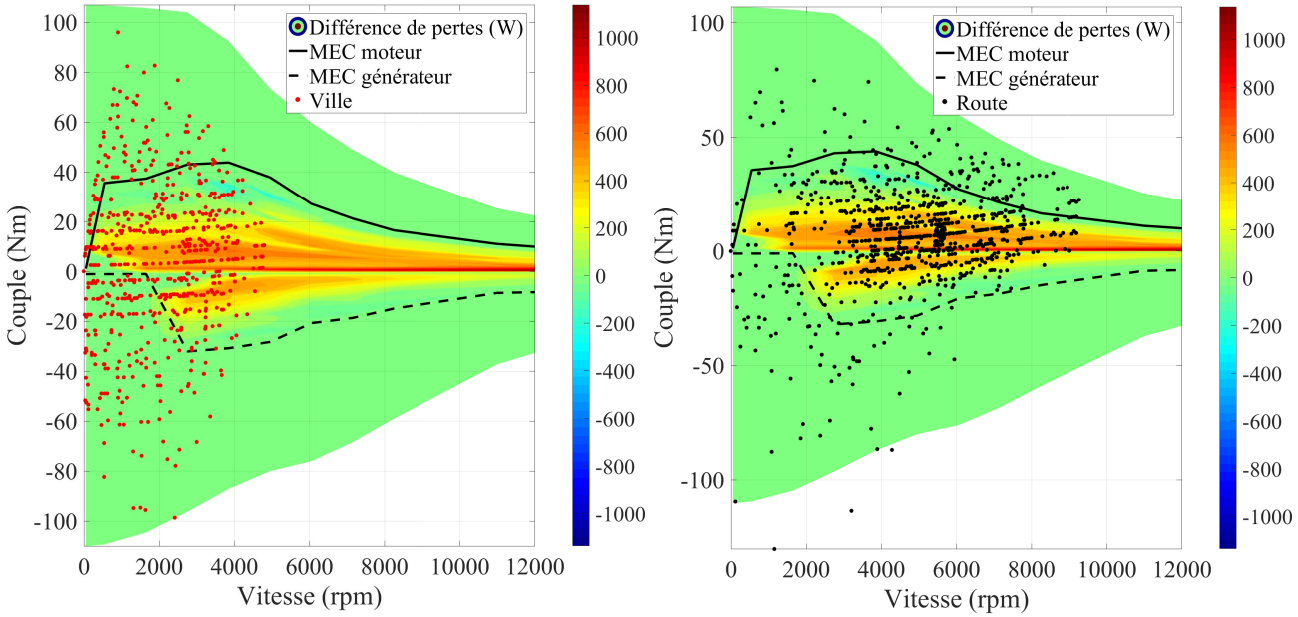
(b) Route



(c) Autoroute

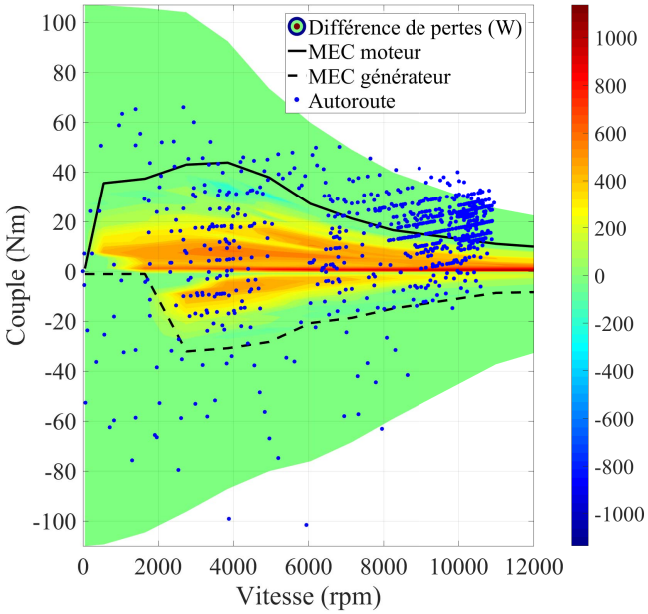
FIGURE 5.11 – Distribution des points du cycle WLTC

Cycle CADC : la figure 5.12 présente les points du cycle CADC qui sont distribués plus largement sur le plan couple-vitesse. Les points de ville, route et autoroute prennent respectivement 71,0 %, 93,2 % 32,3 % de la zone applicable de l'INC. Un taux faible des points du cycle (0.22 %) sont en dehors du plan et sont négligés.



(a) Ville

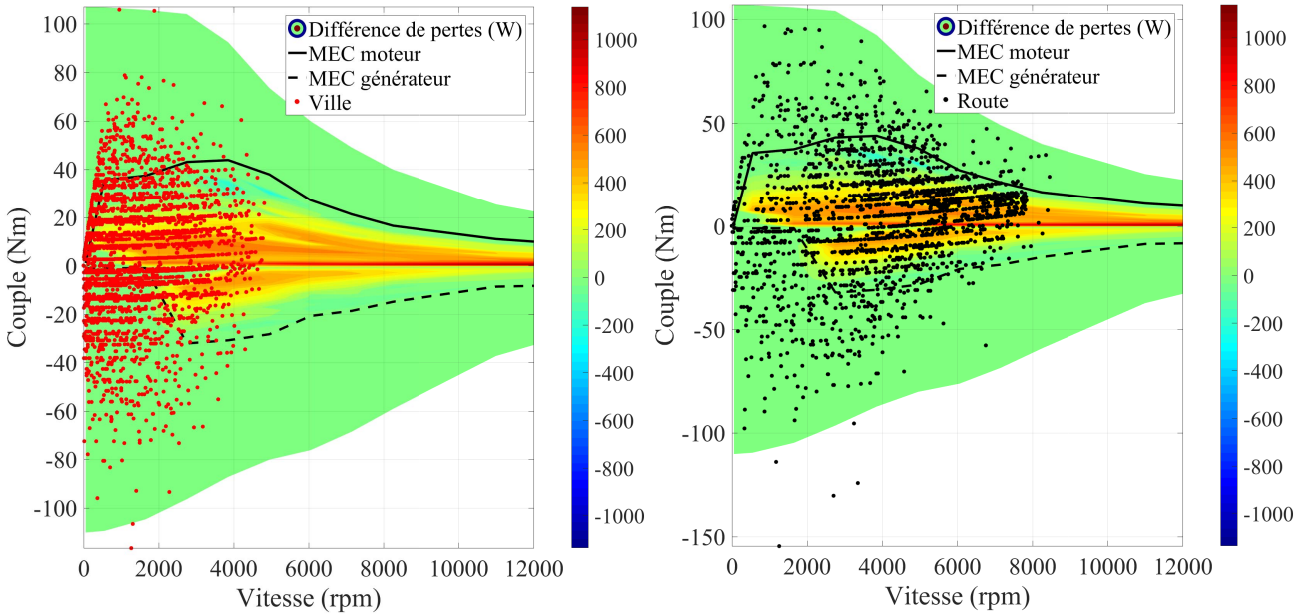
(b) Route



(c) Autoroute

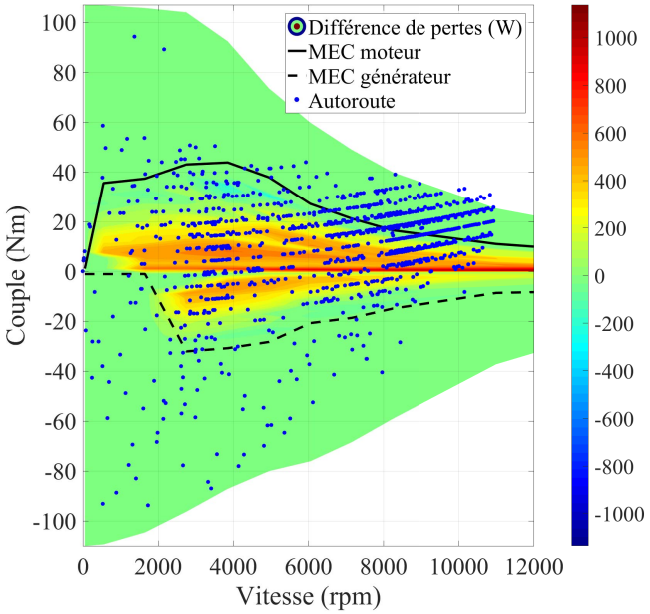
FIGURE 5.12 – Distribution des points du cycle CADC

Cycle INRETS : la figure 5.13 montre la distribution des 8860 points du cycle INRETS. Les pourcentages des points de ville, route et autoroute sont respectivement 75,1 %, 87,0 % et 51,8 % de la zone applicable de l'INC. 0,09 % des points en dehors du plan couple-vitesse de la machine sont négligés.



(a) Ville

(b) Route



(c) Autoroute

FIGURE 5.13 – Distribution des points du cycle INRETS

5.4 Étude énergétique sur les cycles de conduite

La démarche d'étude suit les étapes suivantes : chaque point du cycle de conduite dure 1 s. Pour un point donné, un bilan énergétique instantané est réalisé pour chacune des stratégies INC et ATC avec l'énergie mécanique $E_{meca}(t)$, les pertes totales $E_{tot}(t)$ et l'énergie électrique consommée $E_{elec}(t)$.

$$E_{elec}(t) = E_{meca}(t) + E_{tot}(t) \tag{5.10}$$

Pour un cycle de conduite complet, les indicateurs utilisés pour évaluer les performances énergétiques sont les différences d'énergie électrique absolues ΔE_{elec} et les différences d'énergie électrique relatives $\Delta E_{elec}\%$:

$$\Delta E_{elec} = \sum_{t=1}^{T_{cycle}} E_{elec,ATC}(t) - \sum_{t=1}^{T_{cycle}} E_{elec,INC}(t) \tag{5.11}$$

$$\Delta E_{elec}\% = \frac{\Delta E_{elec}}{\sum_{t=1}^{T_{cycle}} E_{elec,ATC}(t)}.100\% \tag{5.12}$$

Cycle WLTC : le tableau 5.4 montre les indicateurs des performances énergétiques des stratégies de l'INC par rapport à l'ATC sur le cycle WLTC. L'énergie électrique cumulée donnée par l'ATC montre que le véhicule consomme de l'énergie principalement en ville (44,95 %), puis sur route (43,29 %) et enfin sur autoroute (11,76 %).

Verticalement dans le tableau, les stratégies de commande sont comparées sur le même scénario de conduite. En ville, l'INC fixe réduit l'énergie consommée de 4,56 %. L'INC glissante directe permet une réduction de 3,94 %. Avec l'INC glissante inverse la réduction est de 4,01 %. La baisse avec l'INC mécanique est de 5,17 %. Les deux indicateurs de réduction absolue et relative montrent que l'INC mécanique est la stratégie la plus efficace. Sur chaque terrain, elle est également la stratégie la plus efficace car elle est énergétiquement optimisée et sa zone applicable est mieux affinée par six rapports cycliques α. L'INC fixe est en deuxième position car elle est également énergétiquement optimisée. Les stratégies glissantes sont moins efficaces à cause du rapport glissant β. La stratégie finale est un scénario d'extrémité. Si la stratégie mécanique peut apporter un gain de 5,17 % sans considérer les critères de confort, la stratégie finale apporte 2,04 % en respectant les exigences de confort strictes.

Horizontalement dans le tableau, les scénarios de conduite sont comparés avec la même stratégie de commande. L'INC mécanique réduit de, par exemple, 5,17 % l'énergie consommée en ville, 3,42 % sur route et 0,59 % sur autoroute. En général, la commande INC est donc préférablement appliquée en ville et sur route selon le cycle WLTC.

Table 5.4 – Réduction de consommation sur le cycle WLTC

		Ville	Route	Autoroute	Global
ATC	$\sum_{t=1}^{T_{WLTC}} E_{elec}$ (kJ)	1581,24	6044,23	5820,97	13446,21
	Pourcentage	11,76%	44,95%	43,29%	100%
INC fixe	ΔE_{elec} (kJ)	72,13	197,71	33,58	303,43
	ΔE_{elec}%	**4,56%**	**3,27%**	**0,58%**	**2,26%**
INC glissante directe	ΔE_{elec} (kJ)	62,20	169,57	19,63	251,40
	ΔE_{elec}%	**3,94%**	**2,81%**	**0,34%**	**1,87%**
INC glissante inverse	ΔE_{elec} (kJ)	63,38	155,85	24,83	244,07
	ΔE_{elec}%	**4,01%**	**2,58%**	**0,43%**	**1,82%**
INC mécanique	ΔE_{elec} (kJ)	81,83	206,46	34,06	322,35
	ΔE_{elec}%	**5,17%**	**3,42%**	**0,59%**	**2,40%**
INC finale	ΔE_{elec} (kJ)	23,65	114,70	13,95	160,82
	ΔE_{elec}%	**2,04%**	**1,90%**	**0,24%**	**1,20%**

Cycle CADC : la validation de l'INC sur le cycle CADC est résumée dans le tableau 5.5. Sur ce cycle, le véhicule consomme de l'énergie principalement sur autoroute avec 63,56 %, puis sur route avec 25,93 % et enfin sur autoroute avec 10,51 %. Nous retrouvons la même tendance vue sur le cycle WLTC : la stratégie mécanique est la meilleure parmi les stratégies avec 2,93 % d'énergie économisée en ville. Elle est suivie par la stratégie fixe avec 2,56 % et les stratégies glissantes. La stratégie finale donne 1,49 %. Ces chiffres sont plus faibles que ceux obtenus sur cycle WLTC. Du faite que les points du cycle CADC sont distribués plus largement en dehors de la zone effective de l'INC. L'INC est surtout efficace en ville et sur route.

TABLE 5.5 – Réduction de consommation sur le cycle CADC

		Ville	Route	Autoroute	Global
ATC	$\sum_{t=1}^{T_{CADC}} E_{elec,ATC}$, kJ	3570,20	8807,97	21593,63	33971,81
	Pourcentage	10,51%	25,93%	63,56%	100%
INC fixe	ΔE_{elec}, kJ	91,29	244,78	69,06	405,12
	ΔE_{elec}%	**2,56%**	**2,78%**	**0,32%**	**1,19%**
INC glissante directe	ΔE_{elec}, kJ	72,84	211,19	53,21	337,01
	ΔE_{elec}%	**2,04%**	**2,40%**	**0,25%**	**0,99%**
INC glissante inverse	ΔE_{elec}, kJ	82,07	204,10	56,76	342,93
	ΔE_{elec}%	**2,30%**	**2,32%**	**0,26%**	**1,01%**
INC mécanique	ΔE_{elec}, kJ	104,77	206,86	55,34	420,97
	ΔE_{elec}%	**2,93%**	**2,96%**	**0,26%**	**1,24%**
INC finale	ΔE_{elec} (kJ)	53,21	92,71	32,16	178,08
	ΔE_{elec}%	**1,49%**	**0,65%**	**0,15%**	**0,69%**

Cycle INRETS : le tableau 5.6 montre les performances énergétiques des commandes sur le cycle INRETS. Le véhicule consomme de l'énergie principalement sur autoroute avec 46,66 %, puis sur route avec 33,11 %, et enfin en ville avec 20,23 %. Sur le cycle INRETS, c'est toujours la stratégie mécanique qui est la meilleure (3,81 % en ville). La stratégie fixe est en deuxième position (3,34 %). La stratégie finale atteint 1,50 %. Ces résultats sont mieux que ceux du cycle CADC mais plus faibles que ceux du cycle WLTC. Encore une fois, ces résultats prouvent que la commande INC est efficace en ville et sur route selon le cycle INRETS.

Table 5.6 – Réduction de consommation sur le cycle INRETS

		Ville	Route	Autoroute	Global
ATC	$\sum_{t=1}^{T_{CADC}} E_{elec,ATC}$, kJ	11731,11	19195,52	27055,60	57982,23
	Pourcentage	20,23%	33,11%	46,66%	100%
INC fixe	ΔE_{elec}, kJ	392,35	453,61	198,66	1044,62
	ΔE_{elec}%	**3,34%**	**2,36%**	**0,73%**	**1,80%**
INC glissante directe	ΔE_{elec}, kJ	353,09	372,72	134,81	860,62
	ΔE_{elec}%	**3,01%**	**1,94%**	**0,50%**	**1,48%**
INC glissante inverse	ΔE_{elec}, kJ	349,31	344,58	141,90	835,79
	ΔE_{elec}%	**2,98%**	**1,80%**	**0,52%**	**1,44%**
INC mécanique	ΔE_{elec}, kJ	447,46	480,80	203,15	1131,42
	ΔE_{elec}%	**3,81%**	**2,50%**	**0,75%**	**1,95%**
INC finale	ΔE_{elec} (kJ)	160,82	127,47	87,51	375,80
	ΔE_{elec}%	**1,50%**	**1,25%**	**0,32%**	**0,88%**

En résumé, l'efficacité énergétique de la commande INC varie selon les cycles de conduite testés. En général, elle est efficace quand le véhicule circule en ville et sur route. Si le seul critère énergétique est considéré, elle peut atteindre au maximum 5,17 % en ville par la stratégie mécanique (WLTC). Si les critères de confort (les vibrations, les pulsations) sont considérés, elle apportera 2,04 % en ville (WLTC).

5.5 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, une approche de la stratégie finale de l'INC a été proposée en imposant les exigences strictes sur les vibrations de la machine et les pulsations de la chaîne cinématique. Avec cette stratégie finale, l'énergie électrique consommée est réduite de 2,04 % par rapport aux performances offertes par la commande ATC.

Ce chapitre a également montré la difficulté de choisir une stratégie car elle doit être adaptée au véhicule considéré. Ce dernier est lié à la distribution des points des cycles de conduite, et le nombre de points appartenant à la zone applicable de l'INC. Son comportement pulsatoire est aussi un élément qui influe sur le choix des stratégies est donc l'effectivité de l'INC.

Conclusions et perspectives

Cette thèse a eu pour objectif d'étudier et de réaliser l'INC appliquée sur la machine à réluctance variable à double saillance pour le VE. Le premier chapitre a introduit le contexte de la thèse. La MRVDS est, malgré ses inconvénients majeurs, une candidate potentielle pour la traction électrique grâce à son bas coût, ce qui peut rendre le VE moins cher. L'INC a pour but d'augmenter le rendement de l'ensemble machine-convertisseur afin de prolonger l'autonomie du VE, un critère primordial dans la décision d'achat des consommateurs.

Le développement de l'INC pour satisfaire le critère énergétique nécessite un modèle de pertes. Un modèle de pertes de l'ensemble machine-convertisseur a donc été présenté dans le chapitre 1. Il considère les pertes par commutation et par conduction du convertisseur, les pertes dans le fer et dans le cuivre de la machine et les pertes aérodynamiques. Les pertes cuivre dues aux courants de Foucault sont négligées sous l'hypothèse que la réalisation des bobines a été faite avec attention. Par contre, un modèle qui prend en compte les pertes cuivre AC serait plus précis pour la génération des cartographies de rendement et la réalisation de l'INC. De plus, la température de fonctionnement ainsi que la variation des paramètres du modèle en fonction de la température pourraient être considérées pour augmenter la précision du modèle.

L'INC peut être totalement réalisée expérimentalement en utilisant la cartographie de rendement expérimentale du système, comme ce qui a été fait pour la MRVDS M2. Cette approche requiert des mesures de rendement précises par une bonne configuration afin d'éliminer l'impact des ondulations de couple importantes de cette machine. De plus, la précision de l'interpolation des cartographies dépend également du nombre de points de mesure effectués, ce qui augmente le temps de développement. Plusieurs stratégies de l'INC ont été également présentées dans ce chapitre : fixe, glissante directe, glissante inverse de l'approche électrique et l'approche mécanique. Les stratégies fixe et mécanique sont énergétiquement optimisées, alors que les stratégies de glissement, ayant une efficacité énergétique comparable, réduisent les vibrations de la machine où les pulsations de la chaine cinématique.

Les essais de l'INC fixe sur la MRVDS M2 montrent également que la température locale des phases alimentées augmentent de manière importante. Il est donc nécessaire d'étudier l'impact thermique de l'INC en simulation avec un modèle thermique et en expérimentation avec des thermocouples. En fait, comme la stratégie fixe active une ou des phases fixes, il est nécessaire de changer régulièrement les phases activées pour éviter la montée de la température locale, la fatigue et la dégradation (le vieillissement) des bobines. Ce changement n'est pas un glissement. Les phases activées peuvent être changées

après qu'un seuil de température locale soit atteint, ou après un certain nombre de tours prédéterminé. La transition entre les phases activées doit être également étudiée avec attention pour éviter des à-coups de couple.

L'impact vibratoire de l'INC sur la MRVDS a été étudié pour assurer un faible niveau de bruit acoustique. Les vibrations du stator sont à l'origine du bruit vibro-acoustique de la MRVDS. Un modèle vibratoire simple a été proposé afin de comparer l'impact vibratoire de l'INC par rapport à l'ATC. Ce modèle tient compte seulement du mode 2 de vibration du stator qui est dominant. L'INC a prouvé être capable de réduire les vibrations sur certaines zones de fonctionnement car elle génère des fréquences plus basses que le mode 2. Ceci est un effet secondaire de l'INC. Cet impact a été confirmé expérimentalement pour tous les modes de vibration. En revanche, même si l'INC augmente les vibrations du stator par rapport à l'ATC, le bruit vibro-acoustique correspondant peut être toléré selon des normes et des cahiers des charges industriels. Cela nécessitera alors un modèle vibro-acoustique complet qui considère tous les modes de vibration et donne un impact acoustique sur des passagers. Dans ce cas, la zone effective vibratoire serait élargie, ce qui agrandirait la zone effective finale.

L'impact pulsatoire de l'INC sur la chaîne cinématique a été analysé tout en évitant les à-coups mécanique. Un modèle d'une chaîne cinématique a été présentée avec ces modes de résonance. Ces modes peuvent être excités par le couple de la machine ayant les mêmes fréquences. Cette analyse a montré que l'INC tend à exciter les modes de la chaîne cinématique qu'aux basses vitesse. Par contre, nous avons utilisé une MRVDS artificielle en adaptant la MRVDS M1 par les coefficients de vitesse et de couple. Ce fait influence ici la zone effective pulsatoire de l'INC. Ce serait plus juste d'utiliser une vraie machine de traction pour toutes les études.

Le principe de l'INC est analogue à la technologie de désactivation de cylindre proposée par plusieurs constructeurs automobiles : General Motors, Volkswagen, Ford, Mazda, etc. Les répercussions sur les pulsations de couple appliquées à la chaine cinématique de transmissions sont identiques puisque pour un régime donné les à-coups de couple appliqués sont plus importants à des fréquences harmoniques plus faibles. Il est important de constater que les constructeurs automobiles ont su gérer ces phénomènes en adaptant les filtrations mécaniques.

La MRVDS M3 est utilisée également pour la validation de la commande sur les cycles de conduite. Le meilleur résultat de l'INC est qu'elle réduit au maximum 5,17 % de l'énergie consommée. Le choix de la MRVDS influe fortement ce résultat. Spécifiquement, l'efficacité énergétique de l'INC dépend de la couverture de la zone applicable sur des points de fonctionnement des cycles de conduite. L'INC serait alors plus efficace pour des machines dont la courbe de rendement maximal est plus élevée, ce qui peut être pris comme un critère de conception de machine.

La MRVDS est connue pour sa robustesse car les phases fonctionnent de façon indépendante. L'INC donne également une méthode de commande en cas de perte de phases (circuit ouvert). Par exemple, quand une phase est perdue, le couple de référence des phases restant augmente pour compenser le couple moyen. Ceci donne également une idée sur la marge de couple pendant la phase de dimensionnement de la machine (au moins $1/N_{ph}$ du couple maximal). Ce principe peut donc être également utilisé pour assurer une commande en mode dégradé.

Bibliographie

Amann, N., J. Bocker et F. Prenner (2004). « Active Damping of Drive Train Oscillations for an Electrically Driven Vehicle ». In : *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 9, no. 4, pp. 697-700* (cf. p. 95).

Anwar, M. N. et O. Husain (2000). « Radial Force Calculation and Acoustic Noise Prediction in Switched Reluctance Machines ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 36, no. 6, pp. 1589-1597* (cf. p. 69, 71).

Arab, Mohammad-Waseem (2015). « Étude Et Conception D'un Groupe Motopropulseur Électrique À Faibles Niveau Vibratoire Et Sonore Pour Véhicule Électrique. Aspects "contrôle - Commande" ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 94, 96, 97, 129).

Bahri, I., H. Maamri, E. Berthelot, E. Godoy et C. Marchand (2016). « Comparison of Two Control Strategies Regarding Vibration Criterion for Switched Reluctance Machine ». In : *8th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2016), pp. 1-6.* (Cf. p. 69, 72).

Bayless, J., N. Kurihara, H. Sugimoto et A. Chiba (2016). « Acoustic Noise Reduction of Switched Reluctance Motor with Reduced rms Current and Enhanced Efficiency ». In : *IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 31, no. 2, pp. 627-636* (cf. p. 29).

Belhadi, M. (2015). « Étude De Machines À Réluctance Variable Pour Une Application De Traction Électrique : Réduction Des Ondulations De Couple Et Des Efforts Radiaux ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 67, 68, 75).

Boesing, M., A. Hofmann et R. W. De Doncker (2015). « Universal Acoustic Modelling Framework for Electrical Drives ». In : *IET Power Electronics, vol. 8, no. 5, pp. 693-699* (cf. p. 68).

Boldea, I., L. N. Tutelea, L. Parsa et D. Dorrell (2014). « Automotive Electric Propulsion Systems with Reduced or No Permanent Magnets : An Overview ». In : *IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 61, no. 10, pp. 5696-5711* (cf. p. 65).

Burkhart, B., A. Klein-Hessling, I. Ralev, C. P. Weiss et R. W. De Doncker (2017). « Technology, Research and Applications of Switched Reluctance Drives ». In : *CPSS Transactions on Power Electronics and Applications, vol. 2, no. 1, pp. 12-27* (cf. p. 27).

Cameron, D. E., J. H. Lang et S. D. Umans (1989). « The Origin of Acoustic Noise in Variable-reluctance Motors ». In : *Conference Record of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, pp. 108-115 vol.1* (cf. p. 67).

— (1992). « The Origin and Reduction of Acoustic Noise in Doubly Salient Variable-reluctance Motors ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 28, no. 6, pp. 1250-1255* (cf. p. 67).

Chiba, A. (2011). « Torque Density and Efficiency Improvements of a Switched Reluctance Motor without Rare-earth Material for Hybrid Vehicles ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 47, no. 3, pp. 1240-1246* (cf. p. 28).

Colby R. S., F. M. Mottier et T. J. E. Miller (1996). « Vibration modes and acoustic noise in a four-phase switched reluctance motor ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 32, no. 6, pp. 1357-1364* (cf. p. 70).

Colby, R. S., F. Mottier et T. J. E. Miller (1995). « Vibration Modes and Acoustic Noise in a 4-phase Switched Reluctance Motor ». In : *Conference Record of the 1995 IEEE Industry Applications Conference Thirtieth IAS Annual Meeting, pp. 441-447 vol.1* (cf. p. 70, 71).

Dupuis, H. et G. Zerlett (1986). *The Effects of Whole-body Vibration*. Springer-Verlag Berlin et Heidelberg GmbH & Co. K (cf. p. 94).

Eit, M. Al (2016). « Application De La Réduction Du Modèle Dans Les Analyses Par Éléments Finis Pour L'optimisation Du Bobinage Des Machines Électriques ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 31).

Etienne, T. (2016). « Voiture Électrique : Trois Freins Au Développement ». In : *Le Figaro* (cf. p. 2).

Fahimi, B., G. Suresh, K. M. Rahman et M. Ehsani (1998). « Mitigation of Acoustic Noise and Vibration in Switched Reluctance Motor Drive Using Neural Network Based Current Profiling ». In : *IEEE Industry Applications Conference, Thirty-Third IAS Annual Meeting (Cat. No.98CH36242), St. Louis, pp. 715-722 vol.1* (cf. p. 68).

Fiedler, J. O., K. A. Kasper et R. W. De Doncker (2010). « Calculation of the Acoustic Noise Spectrum of Srm Using Modal Superposition ». In : *IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 57, no. 9, pp. 2939-2945* (cf. p. 70-72).

Fiedler, J. O., K. A. Kasper, F. Chaparro et R. W. De Doncker (2006). « Effectiveness of Noise Reducing Measures in Switched Reluctance Drives ». In : *Conference Record of the 2006 IEEE Industry Applications Conference Forty-First IAS Annual Meeting, pp. 1163-1170* (cf. p. 69-71).

Gabsi, M., F. Camus, T. Loyau et J. Barbry (1999). « Noise Reduction of Switched Reluctance Machine ». In : *IEEE International Electric Machines and Drives Conference. IEMDC'99. Proceedings, pp. 263-265* (cf. p. 68).

Gotting, G. et R. W. De Doncker (2004). « Active Drive Control of Electric Vehicles Using a Modal State Observer ». In : *IEEE 35th Annual Power Electronics Specialists Conference (IEEE Cat. No.04CH37551), 2004, pp. 4585-4590 Vol.6.* (Cf. p. 95).

Green Pro (cf. p. 9).

Hannoun, H. (2008). « Étude Et Mise En Oeuvre De Lois De Commande De La Machine À Réluctance Variable À Double Saillance ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 18, 23-25).

Hur, J., G. H. Kang, J. Y. Lee, J. P. Hong et B. K. Lee (2004). « Design and Optimization of High Torque, Low Ripple Switched Reluctance Motor with Flux Barrier for Direct

Drive ». In : *Conference Record of the 2004 IEEE Industry Applications Conference, 2004. 39th IAS Annual Meeting, Seattle, WA, USA, pp. 407 Vol.1* (cf. p. 94).

Husain, I. (2002). « Minimization of Torque Ripple in Srm Drives ». In : *IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 49, no. 1, pp. 28-39* (cf. p. 94).

Husain, I. et M. Ehsani (1996). « Torque Ripple Minimization in Switched Reluctance Motor Drives by Pwm Current Control ». In : *IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 11, no. 1, pp. 83-88* (cf. p. 94).

IEA (2018). *Global EV Outlook 2018*. Rapp. tech. International Energy Agency (cf. p. 1).

Jiang, Q. (2017). « Gestion Énergétique De Véhicules Hybrides Par Commande Optimale Stochastique (real-time Energy Management Strategies for Hybrid Electric Vehicles) ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 128).

Kioskeridis, I. et C. Mademlis (2005). « Maximum Efficiency in Single-pulse Controlled Switched Reluctance Motor Drives ». In : *IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 20, no. 4, pp. 809-817* (cf. p. 28).

Kiyota, K. et A. Chiba (2012). « Design of Switched Reluctance Motor Competitive to 60-kw IPMSM in Third-generation Hybrid Electric Vehicle ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 48, no. 6, pp. 2303-2309* (cf. p. 28).

Kojima, T. et R. W. De Doncker (2017). « Impact of Zero-volt Loop Control on Efficiency of Switched Reluctance Motors ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 53, no. 4, pp. 3621-3634* (cf. p. 29, 59).

Krishnan, R. (2001). *Switched Reluctance Motor Drives*. Industrial Electronics Series (cf. p. 17, 25, 28, 66-68, 94).

Land Rover (cf. p. 8).

Lecointe, J. P. (2003). « Étude Et Réduction Active Du Bruit D'origine Magnétique Des Machines À Réluctance Variable À Double Saillance ». Thèse de doct. Université d'Artois (cf. p. 68, 70).

Lee, Jin Woo, Hong Seok Kim, Byung Il Kwon et Byung Taek Kim (2004). « New Rotor Shape Design for Minimum Torque Ripple of Srm Using Fem ». In : *IEEE Transactions on Magnetics, vol. 40, no. 2, pp. 754-757* (cf. p. 94).

Lin, Chan-Chiao, Huei Peng, J. W. Grizzle et Jun-Mo Kang (2003). « Power Management Strategy for a Parallel Hybrid Electric Truck ». In : *IEEE Transactions on Control Systems Technology, vol. 11, no. 6, pp. 839-849* (cf. p. 128).

Liu, J. et H. Peng (2008). « Modeling and Control of a Power-split Hybrid Vehicle ». In : *IEEE Transactions on Control Systems Technology, vol. 16, no. 6, pp. 1242-1251* (cf. p. 128).

Mademlis, C. et I. Kioskeridis (2003). « Performance Optimization in Switched Reluctance Motor Systems with Online Commutation Angle Control ». In : *IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 18, no. 3, pp. 448-457* (cf. p. 28).

Mikail, R., I. Husain, Y. Sozer, M. S. Islam et T. Sebastian (2013). « Torque-ripple Minimization of Switched Reluctance Machines through Current Profiling ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 49, no. 3, pp. 1258-1267* (cf. p. 95).

Miller, T. J. E. (2001). *Electronic Control of Switched Reluctance Machines*. Newnes Power Engineering Series (cf. p. 10, 15, 22, 25, 67, 68, 94).

Mininger, X. (2005). « Réduction Des Vibrations Des Machines À Réluctance Variable À L'aide D'actionneurs Piézoélectriques ». Thèse de doct. Ecole Normale Supérieure de Cachan (cf. p. 68).

Nasa, S. A. (1969). « D.C.-Switched Reluctance Motor ». In : *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers* (cf. p. 10).

Nguyen, D. M., I. Bahri, G. Krebs et C. Marchand (2017a). « Impact of the Intermittent Control on the Torque Pulsation of a Switched Reluctance Machine ». In : *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC), Belfort, pp. 1-5.* (Cf. p. 93).

— (2017b). « Impact of the intermittent control on the vibration behavior of a switched reluctance machine ». In : *IMACS International conference on theory and application of modeling and simulation in electrical power engineering (Electrimacs)* (cf. p. 69).

— (2017c). « Intermittent Control for Efficiency Gain of a Switched Reluctance Machine ». In : *IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), Miami* (cf. p. 30).

— (2018). « Performance of the Intermittent Control for Switched Reluctance Machine on Driving Cycle ». In : *International Conference on Electrical Machines (ICEM), Alexandroupoli* (cf. p. 117).

Ohdachi, Y., Y. Kawase, Y. Miura et Y. Hayashi (1997). « Optimum Design of Switched Reluctance Motors Using Dynamic Finite Element Analysis ». In : *IEEE Transactions on Magnetics, vol. 33, no. 2, pp. 2033-2036* (cf. p. 94).

Pollock, C. et C. Y. Wu (1997). « Acoustic Noise Cancellation Techniques for Switched Reluctance Drives ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 33, no. 2, pp. 477-484* (cf. p. 68).

Profumo, F., M. Madlena et G. Griva (1996). « State Variables Controller Design for Vibrations Suppression in Electric Vehicles ». In : *PESC Record. 27th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference, Baveno, pp. 1940-1947 vol.2.* (Cf. p. 95).

Punch Powertrain (cf. p. 9).

Rahman, K. M. et S. E. Schulz (2002). « Design of High-efficiency and High-torque-density Switched Reluctance Motor for Vehicle Propulsion ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 38, no. 6, pp. 1500-1507* (cf. p. 28).

Rain, X. (2013). « Contributions À La Commande Et À La Conception Des Machines À Réluctance Variable À Double Saillance ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 8, 23-25, 32).

Ralev, I., F. Qi, B. Burkhart, A. Klein-Hessling et R. W. De Doncker (2017). « Impact of Smooth Torque Control on the Efficiency of a High-speed Automotive

Switched Reluctance Drive ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 53, no. 6, pp. 5509-5517* (cf. p. 29, 60, 61).

Rasmussen, F., J. Blaabjerg, Pedersen P. Kjaer et T. Miller (1999). « Acoustic Noise Simulation for Switched Reluctance Motors with Audible Output ». In : *Proc. Eur. Conf. Power Electron. Appl. (EPE)* (cf. p. 70, 71).

Reid, J. S. (2016). *Robert Davidson – Pioneer Electrician*. Rapp. tech. Natural Philosophy Museum, University of Aberdeen (cf. p. 10).

Reinert, J., A. Brockmeyer et R. W. De Doncker (2001). « Calculation of Losses in Ferro- and Ferrimagnetic Materials Based on the Modified Steinmetz Equation ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 37, no. 4, pp. 1055-1061* (cf. p. 32).

Rekik, M. (2007). « Commande Et Dimensionnement De Machines À Réluctance Variable À Double Saillance Fonctionnant En Régime De Conduction Continue ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 18, 25, 26).

Renault (2012). « Patent on the Intermittent Control ». In : *Patent* WO2013153304A1 (cf. p. 30).

Renault, GeePs et Satie (2004). « Patent on the MRVSIM Software ». In : *Patent* IDDN.FR.001.430010.000.S.C.2004.000.30645 (cf. p. 18, 19, 31, 32, 70).

Roy, F. (2015). « Optimisation Énergétique De Chaînes De Traction Électrifiées ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (cf. p. 30, 117, 130).

Wu, C. et C. Pollock (1995). « Analysis and Reduction of Vibration and Acoustic Noise in the Switched Reluctance Drive ». In : *IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 31, no. 1, pp. 91-98* (cf. p. 68).

Wu, C. Y. et C. Pollock (1993). « Time Domain Analysis of Vibration and Acoustic Noise in the Switched Reluctance Drive ». In : *International Conference on Electrical Machines and Drives, pp. 558-563.* (Cf. p. 68).

Xue, X. D., K. W. E. Cheng et S. L. Ho (2009). « Optimization and Evaluation of Torque-sharing Functions for Torque Ripple Minimization in Switched Reluctance Motor Drives ». In : *IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 24, no. 9, pp. 2076-2090* (cf. p. 95).

Xue, X. D., K. W. E. Cheng, T. W. Ng et N. C. Cheung (2010). « Multi-objective Optimization Design of In-wheel Switched Reluctance Motors in Electric Vehicles ». In : *IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 57, no. 9, pp. 2980-2987* (cf. p. 28).

Zaim, M. E., K. Dakhouche et M. Bounekhla (2002). « Design for Torque Ripple Reduction of a Three-phase Switched-reluctance Machine ». In : *IEEE Transactions on Magnetics, vol. 38, no. 2, pp. 1189-1192* (cf. p. 94).

Zeraoulia, M., M. E. H. Benbouzid et D. Diallo (2006). « Electric Motor Drive Selection Issues for Hev Propulsion Systems : A Comparative Study ». In : *IEEE Transactions on Vehicular Technology, vol. 55, no. 6, pp. 1756-1764* (cf. p. 65).

Tóm tắt — Phép điều khiển ngắt quãng dành cho máy điện từ trở trong xe hơi điện. Xe hơi điện chuyển động tương đương với việc động cơ điện vận hành tại những điểm hoạt động khác nhau. Mỗi điểm hoạt động được định nghĩa bởi cặp giá trị vận tốc - momen xoắn. Không phải lúc nào hệ động cơ điện (động cơ và bộ biến đổi công suất) cũng đạt hiệu suất cao nhất tại các điểm hoạt động này. Mục tiêu của phép điều khiển ngắt quãng là nâng cao hiệu suất của hệ động cơ điện dựa trên nguyên lý tắt xy lanh của động cơ xăng. Lấy ví dụ động cơ xăng có bốn xy lanh. Hiệu suất của hệ động cơ xăng được chứng minh là tăng lên khi hai trên bốn xy lanh được tắt đi đồng thời momen đặt được tăng lên gấp đôi. Quay trở lại động cơ điện từ trở có bốn pha, hệ suất của hệ động cơ điện cũng được chứng minh là tăng lên khi hai trên bốn pha được tắt đi đồng thời momen đặt được tăng lên gấp đôi. Hơn nữa, số pha tắt đi của động cơ điện có thể thay đổi linh hoạt tùy vào điểm hoạt động. Cụ thể hơn, phép điều khiển ngắt quãng giảm đi các tổn hao đóng ngắt, tổn hao điện dẫn của bộ biến đổi công suất và các tổn hao sắt của động cơ. Tuy nhiên, đặc điểm của phép điều khiển ngắt quãng là dòng điện pha tăng lên và momen xoắn ngắt quãng. Điều này có thể ảnh hưởng đến độ ồn của động cơ và độ lắc của xe hơi. Vì thế, thuật điều khiển trượt được để xuất bổ sung cho phép điều khiển ngắt quãng nhằm tránh kích thích các tần số riêng của động cơ xe và của hệ truyền động xe. Kết quả là phép điều khiển ngắt quãng không những tăng hiệu suất của hệ động cơ mà còn giảm tiếng ồn của động cơ với độ lắc của xe hơi trong ngưỡng cho phép. Cuối cùng, phép điều khiển ngắt quãng được thử nghiệm với một xe hơi cụ thể được trang bị bởi một động cơ từ trở, chưa phải là tối ưu, trên cung đường thử xe quốc tế. Phép điều khiển ngắt quảng tiết kiệm được tối đa 5,17 % năng lượng điện tiêu thụ.

Từ khóa : Xe hơi điện, động cơ từ trở, hiệu suất hệ động cơ, động rung của động cơ, độ gợn của momen, độ lắc của xe hơi.

GeePs - Génie électrique électrpnique de Paris, UMR CNRS 8507
CentraleSupélec, Université Paris-Sud, Université Paris-Saclay
Université Pierre et Marie Curie, Université Sorbonne
3, 11 rue Joliot-Curie, Plateau de Moulon 91192 Gif-sur-Yvette CEDEX, France
{duy-minh.nguyen, imen.bahri, guillaume.krebs, claude.marchand}@geeps.centralesupelec.fr

université PARIS-SACLAY
ÉCOLE DOCTORALE
Physique et ingénierie : électrons, photons, sciences du vivant (EOBE)

Titre : Commande intermittente de la machine à réluctance variable à double saillance

Mots clés : Véhicule électrique, machine à réluctance variable, commande intermittente, efficacité énergétique, vibrations de la machine, ondulations du couple.

Résumé : La commande intermittente a pour but principal d'augmenter le rendement de l'ensemble machine-convertisseur par une réduction des pertes. Dans le but de maintenir le couple moyen de la machine requis par la charge, cette commande augmente le couple de référence et éteint quelques phases pendant chaque période électrique ou chaque période mécanique. Par ce fait, elle réduit les pertes du convertisseur et les pertes ferromagnétiques de la machine. Elle dispose également d'une liberté de sélection des phases activées qui influence des fréquences générées du courant, de la force radiale et du couple. Par conséquent, cette stratégie de la commande intermittente, qui est appelée le glissement, peut éviter l'excitation de fréquences naturelles du stator, ou bien celles de la chaine cinématique. Elle a pour but de réduire les effets négatifs de la commande intermittente vis-à-vis de comportements vibratoire du stator et pulsatoire de la chaine cinématique qui sont respectivement à l'origine du bruit acoustique et des à-coups mécaniques. En fin, la commande intermittente est validée sur des cycles de conduite est peut économiser jusqu'à 5,17 % de l'énergie électrique consommée.

Title : Intermittent control of the switched reluctance machine

Keywords: Electric vehicle, switched reluctance machine, intermittent control, system efficiency, machine vibrations, torque ripples.

Abstract: The intermittent control aims to increase the efficiency of the machine-converter system by reducing the losses. In the purpose to maintain the average torque of the machine required by the load, this control increases the reference torque and turns off some phases during each electrical period or each mechanical period. By this fact, it reduces the converter losses and the ferromagnetic losses of the machine. It also has a freedom in the selection of the activated phases which influences the generated frequencies of the current, the radial force and the torque. Therefore, this strategy of the intermittent control, which is called sliding strategy, can avoid the excitation of the natural frequencies of the stator, or those of the drivetrain. It aims to reduce the negative effects of the intermittent control vis-à-vis the vibration of the stator and the pulsation of the drivetrain which are respectively at the origins of acoustic noise and mechanical jerks. Finally, the intermittent control is validated on driving cycles and can save up to 5.17 % of the consumed electrical energy.

Université Paris-Saclay
Espace Technologique / Immeuble Discovery
Route de l'Orme aux Merisiers RD 128 / 91190 Saint-Aubin, France