

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche
Scientifique



Université Dr. Tahar Moulay de
Saïda



Faculté de la Technologie
Département d'Electrotechnique

Mémoire de Fin d'Etudes

En vue de l'obtention du diplôme de

Master (LMD)

Spécialité : ELECTROTECHNIQUE INDUSTRIELLE

Filière : ELECTROTECHNIQUE

Intitulé :

Commande d'un système de traction bi-machine mono-onduleur
application au véhicule électrique

Présenté par :

Abdelkader Karim BELAHIA

Mohamed Amine MAHI

Devant le jury composé de :

Mr. BENYAHIA Mokhtar

Pr. HARTANI Kada

Dr. MOHAMMED CHIKOUCHE Tarik

Président

Encadreur

Examineur

Soutenu le ... / 07/2021
Promotion 2020-2021

Remerciements

Nous tenons à remercier avant tous ALLAH le tout puissant de nous avoir donné la santé, la force, la volonté et le courage d'entamer et de terminer ce mémoire.

A nos parents pour leur amour inestimable, leur confiance, leur soutien, leurs sacrifices et toutes les valeurs qu'ils ont su nous inculquer, qu'ALLAH leur procure bonne santé et longue vie.

Nous tenons à remercier tout d'abord la personne qui nous a aidé tout le long de notre mémoire, notre encadreur de mémoire Monsieur HARTANI Kada, professeur à l'université de Saida, Faculté de Technologie, département d'Electrotechnique pour son encadrement exceptionnel, ses multiples idées et conseils, sa patience son encouragement et sa disponibilité durant notre préparation. Il a fait beaucoup plus de son devoir comme encadreur de ce travail et c'est pourquoi il a notre reconnaissance la plus profonde.

Nous remercions encore les membres de jury qui ont bien voulu lire ce travail et le juger.

BELAHIA and MAHI

Table des matières

Liste des symboles	1
Liste des figures	3
Liste des tableaux	4
Introduction générale	5

Chapitre 1

Présentation et principe de fonctionnement d' une chaîne de traction d' un véhicule électrique

1.1. Introduction	9
1.2. Présentation et principe de fonctionnement de la chaîne de traction d'un véhicule électrique	9
1.3. Choix et dimensionnement de la chaîne de traction d'un véhicule électrique	10
1.3.1. Partie mécanique de la chaîne de traction	11
1.3.2. Choix et dimensionnement de la motorisation (moteur de traction)	13
1.3.3. Choix et dimensionnement de la source d'énergie (Batterie)	15
1.3.4. Choix et dimensionnement du convertisseur de traction	16
1.3.5. Choix de type de la commande (contrôleur)	17
1.3.6. Choix de la transmission mécanique	18
1.4. Choix de la configuration de la chaîne de traction étudiée	18
1.5. Conclusion	21
Références bibliographique	22

Chapitre 2

Commande DTC de la chaîne de traction électrique – Cas d' une configuration mono-onduleur/mono-machine

2.1 Introduction	23
2.2 Modélisation des éléments de la chaîne de traction	23
2.2.1 Modélisation de la batterie de traction	23
2.2.2 Modélisation de l'onduleur de traction	24
2.2.3 Modélisation de la machine synchrone à aimants permanents	25
2.2.3.1 Modélisation de la MSAP dans le repère (a, b, c)	26
2.2.3.2 Modélisation de Concordia de la MSAP	27
2.3 Principe de la commande DTC	28
2.3.1 Contrôle du flux statorique de la machine	28
2.3.2 Contrôle du couple électromagnétique de la machine	30
2.3.3 Sélection du vecteur tension	31
2.3.4 Comparateurs à hystérésis	32
2.3.5 Régulation de la vitesse	33
2.4 Effet de la variation de la résistance statorique	34

2.5 Estimateur pour la compensation des variations de la résistance statorique	36
2.6 Résultats de simulation	40
2.6.1 Essai 1 : Réponse à un échelon de vitesse suivi d'une introduction de couple de charge	40
2.6.2 Essai 2 : Démarrage suivi d'une application d'une charge puis une réduction de vitesse	42
2.7 Conclusion	44
Références bibliographique	44

Chapitre 3

Commande DTC de la chaîne de traction électrique basée sur la technique maître-esclave - Cas d' une configuration bi-machine /mono-onduleur à 3 bras -

3.1 Introduction	
3.2 Commande DTC d'un système bi-machines mono-onduleur basée sur la technique « M-E»	46
3.2.1 Principe du choix de la machine maître	46
3.3 Nouvelle Technique de contrôle DTC d'un système bi-machine mono-onduleur basée sur...	48
3.3.1 Principe de la technique proposée	50
3.3.1.1 Boucle de commande du couple électromagnétique	50
3.3.1.2 Boucle de commande du flux statorique	51
3.4 Résultats de simulation	52
3.4.1 Essai 1 : Echelon de vitesse avec variation de charge d'un moteur	52
3.4.2 Essai 2 : Réponse à un échelon de vitesse avec une variation alternée de charges sur ...	55
3.4.3 Essai 3 : Réponse de vitesse à une forme trapézoïdale avec variation alternée de charges ...	58
3.6 Conclusion	60
Références bibliographique	60

Chapitre 4

Commande DTC de la chaîne de traction électrique - Cas d' une configuration bi-machine /mono-onduleur à 5 bras -

4.1 Introduction	62
4.2 Structure de puissance du système de traction étudié	63
4.2.1 Modélisation de l'onduleur de traction à cinq bras	64
4.3 Commande DTC pour l'entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à 5 bras	67
4.3.1 Le principe de la commande proposée	67
4.3.2 Simulation de l'entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras	69
4.5 Simulation du système de traction étudié	72
4.6 Conclusion	75
Références bibliographique	76
Conclusion Générale	77

Résumé	79
Annexe	80

Liste des symboles

- (a, b, c) : Axes du repère triphasé
- (d, q) : Axes du repère tournant de Park
- (α, β) : Axes du repère diphasé lié au stator
- X_{abc} : Composante du vecteur X dans le repère triphasé (a, b, c)
- X_{dq} : Composante du vecteur X dans le repère tournant (d, q)
- $X_{\alpha\beta}$: Composante du vecteur X dans le repère lié au stator (α, β)
- v_a, v_b, v_c : Tensions de phase
- v_{dq}, v_{dq} : Tensions statoriques dans le repère (d, q)
- $v_{s\alpha}, v_{s\beta}$: Tensions statoriques dans le repère (α, β)
- v_{ao}, v_{bo}, v_{co} : Tensions de branche
- v_{an}, v_{bn}, v_{cn} : Tensions de phase
- i_a, i_b, i_c : Courants de phase
- i_d, i_q : Courants statoriques dans le repère (d, q)
- $i_{s\alpha}, i_{s\beta}$: Courants statoriques dans le repère (α, β)
- P : Matrice de transformation de Park
- C : Matrice de transformation de Concordia
- s : Variable de Laplace
- R_s : Résistance statorique par phase
- L_s : Inductance statorique par phase
- L_d : Inductance directe
- L_q : Inductance en quadrature
- Φ_f : Flux dû à l'aimant permanent
- p : Nombre de paires de pôles
- J : Moment d'inertie de la machine
- f : Coefficient de frottement visqueux
- R_ω : Rayon d'une roue
- M_v : Masse totale du véhicule
- ρ : Masse volumique de l'aire
- S_f : Section de projection frontale
- C_{px} : Coefficient de pénétration dans l'aire
- g : Accélération du pesanteur
- Φ_d, Φ_q : Flux statoriques dans le repère (d, q)

$\Phi_{s\alpha}, \Phi_{s\beta}$: Flux statoriques dans le repère (α, β)
 V_s : Vecteur tension
 S_a, S_b, S_c : Etats des interrupteurs de l'onduleur
 θ : Position électrique de la machine
 C_{em} : Couple électromagnétique
 C_r : Couple résistant appliqué sur l'arbre de la machine
 V_{dc} : Tension continue de la batterie
 T_s : Valeur de la période d'échantillonnage
 C_{em}^* : Valeur de référence du couple électromagnétique
 Φ_s^* : Valeur de référence du flux statorique
 ε_Φ : Erreur du flux statorique
 ε_c : Erreur du couple électromagnétique
 α_p : Angle de la pente
 ω_{m_r} : Vitesse angulaire de la roue motrice droite (Right)
 ω_{m_l} : Vitesse angulaire de la roue motrice gauche (left)
 $\Delta\omega$: Variation de la vitesse angulaire des roues motrices
 F_{aero} : Force de résistance aérodynamique
 F_{pente} : Force liée à la pente
 F_{roul} : Force de résistance au roulement
 F_{acc} : Force due à l'accélération
 F_{t1} : Force de traction de la roue motrice 1
 F_{t2} : Force de traction de la roue motrice 2
 F_{t3} : Force de traction de la roue motrice 3
 F_{t4} : Force de traction de la roue motrice 4
 C_{m1} : Couple du moteur 1
 C_{m2} : Couple du moteur 2
 C_{m3} : Couple du moteur 3
 C_{m4} : Couple du moteur 4
 V_h : Vitesse du véhicule
 ω_v : Vitesse angulaire du véhicule
 v : Vitesse linéaire du véhicule
 v_y : Vitesse latérale du véhicule
 v_r : Vitesse linéaire de la roue motrice droite (Right)
 v_l : Vitesse linéaire de la roue motrice gauche (left)

V_{vent} : Vitesse de vent

δ : Angle de référence de braquage du volant

F_z : Charge vertical

λ : Glissement d'une roue

μ : Coefficient de frottement entre la roue et la route

C_r : Couple résistant ramené sur l'arbre de la roue

J_v : Inertie du véhicule

J_ω : Inertie de la roue

J_m : Inertie du moteur

J_Ω : Inertie des éléments en rotation ramenés et totalisés sur l'axe moteur

Abréviations :

MSAP : Machine Synchrone à Aimants Permanents

SMM : Système multimachine multiconvertisseur

DTC : Direct torque control

VE : Véhicule Electrique

DE : Différentiel Electrique

CG : Centre de Gravité

IGBT : Insolated Gate Bipolaire Transistor

MLI : Modulation de largeur d'impulsion

IP : Intégral –Proportionnel

Liste des Figures

Figure 1.1 : Schéma synoptique d'une chaîne de traction d'un véhicule électrique	9
Figure 1.2 : Structure de la chaîne cinématique.	10
Figure 1.3 : La définition du couple de résistance au roulement	12
Figure 1.4 : Couples résistants à l'avancement du véhicule sur une chaussée horizontale.	12
Figure 1.5 : Associations moteurs–convertisseurs possibles	13
Figure 1.6 : Convertisseur DC-DC (Hacheur) pour l'alimentation de moteur de traction à CC.	17
Figure 1.7 : Convertisseur DC-AC (onduleur) pour l'alimentation de moteur de traction à CA.	17
Figure 1.8 : Différentes configurations de propulsion des véhicules électriques.	19
Figure 1.9 : Moteur–roue	20
Figure 1.10 : Structure Multi-convertisseur/Multi-machine.	20
Figure 1.11 : Structure Mono-onduleur/Multi-machine.	21
Figure 1.12 : Configuration de la chaîne de tracion étudiée	21
Figure 2.1 : Schéma de l'onduleur de tension pour l'alimentation du moteur de traction à courant...	24
Figure 2.2 : Représentation de la MSAP dans le repère électrique (a, b, c)	25
Figure 2.3 : Représentation des différents repères.	26
Figure 2.4 : Bloc de simulation de la MSAP dans le repère (α, β)	28
Figure 2.5 : Evolution du vecteur flux statorique en fonction du vecteur tension appliqué.	29
Figure 2.6 : Evolution du couple électromagnétique en fonction du vecteur tension appliqué	30
Figure 2.7 : <i>Variation du flux et du couple</i>	30
Figure 2.8 : Schéma bloc de la commande directe du couple d'une MSAP avec régulation de vitesse	31
Figure 2.9 : Principe de réglage du flux statorique.	32
Figure 2.10 : Principe de réglage du couple électromagnétique.	33
Figure 2.11 : Schéma de la régulation de la vitesse ω_m par correcteur IP.	33
Figure 2.12 : Effet de la variation de la résistance statorique.	34
Figure 2.13 : Schéma bloc d'un estimateur PI utilisé pour la compensation de la résistance statorique	36
Figure 2.14 : Schéma bloc de la commande DTC dotée d'un estimateur PI de la résistance statorique.	37
Figure 2.15 : Cas d'une variation trapézoïdale de 100% de R_{sn}	37
Figure 2.16 : Effet / compensation d'une variation trapézoïdale de 100% de R_{sn}	40
Figure 2.17 : Réponse à un échelon de vitesse suivi d'une introduction de couple de charge	42
Figure 2.18 : Démarrage suivi d'une application d'une charge puis une réduction de vitesse	43
Figure 3.1 : La structure parallèle « maître-esclave ».	46
Figure 3.2 : La commande DTC basée sur la structure parallèle « maître-esclave ».	47
Figure 3.3 : Principe du choix de la machine maître.	48
Figure 3.4 : Schéma de la commande DTC proposée d'un système bi-machine mono-onduleur.	51
Figure 3.5 : Résultat de simulation de l'essai 1	54

Figure 3.6 : Résultats de simulation de l'essai 2	56
Figure 3.6 : Résultats de simulation de l'essai 3	59
Figure 4.1. Configuration du véhicule électrique étudiée.	62
Figure 4.2 : Structure parallèle - Onduleur de tension triphasé à cinq bras alimentant deux MSAP.	63
Figure 4.3 : Représentation vectorielle de l'onduleur à cinq bras.	66
Figure 4.4 : Schéma de la DTC de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras.	66
Figure 4.5 : Entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à 5 bras $\omega_1^* \neq \omega_2^*$.	69
Figure 4.6 : Entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras $\omega_1^* = \omega_2^*$.	71
Figure 4.7 : Comportement du système de traction dans une manœuvre de virage.	74

Liste des Tableaux

Tableau 1.1 : Comparaisons des moteurs de traction	14
Tableau 1.2 : Caractéristiques de batteries et leurs grandeurs associées	15
Tableau 1.3 : Comparaison des caractéristiques des batteries	16
Tableau 2.1 : Table de sélection générale pour la commande directe du couple	30
Tableau 2.2 : Table de sélection de Takahashi	33
Tableau 3.1 : La boucle de commande du couple.	50
Tableau 4.1 : Vecteurs tensions correspondants aux états des interrupteurs de l'onduleur à cinq bras.	65
Tableau 4.2 : Table de commutation pour $S_{T1} = 1$ et $S_{T2} = 1$.	67
Tableau 4.3 : Table de commutation pour $S_{T1} = 1$ et $S_{T2} = 0$.	67
Tableau 4.4 : Table de commutation pour $S_{T2} = 1$ and $S_{T1} = 0$.	68

Introduction générale

Pour les véhicules électriques modernes, on cherche toujours à réaliser un contrôle indépendant de chaque roue. Ceci est rendu possible par l'utilisation d'une motorisation tout électrique, c-à-d utiliser un véhicule électrique à traction intégrale (à 4 roues motrices, 4WID- 4 Wheels Independent Drive). Ces dernières années plusieurs nouvelles topologies de moteur ont été développées et utilisées pour des applications à vitesse variable tel que le véhicule électrique. Parmi les actionneurs électriques utilisés dans la traction électrique la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) est attractive. Le choix du moteur de traction s'est porté sur un MSAP. Ce choix est motivé par sa puissance massique élevée, ce qui est important pour les systèmes embarqués, son rendement élevé et meilleurs par rapport aux moteurs asynchrones.

Les entraînements électriques modernes doivent satisfaire de nombreuses exigences et offrir en particulier une excellente dynamique dans une large plage de vitesse. Quelque soit le type de machine, les performances dynamique sont très conditionnées, en termes de réglage, par la qualité du couplage entre le flux et le couple. La stratégie de contrôle DTC est actuellement reconnue comme étant la technique la plus répandue pour les systèmes embarqués.

Ce présent travail s'inscrit dans le domaine de la traction électrique (véhicule électrique). Le système de traction proposé pour l'étude appartient à la catégorie des systèmes multimachines multiconvertisseurs. Des études ont été menées pour réduire le nombre de composants en diminuant le nombre des onduleurs. L'amélioration des performances des entraînements multimachines peut être atteinte soit par la modification de la structure de l'onduleur ou soit par le développement des nouvelles stratégies de commande. Les onduleurs multi-bras ont une topologie typique pour réduire le nombre de composants d'électroniques de puissance. Afin d'optimiser les volumes des dispositifs et des composants embarqués dans les systèmes de traction propulsés par plusieurs moteurs électriques, une réduction intéressante peut être obtenue par l'utilisation d'un seul onduleur de tension triphasé qui alimente simultanément plusieurs moteurs. L'application faisant l'objet de ce travail de thèse : l'alimentation de quatre machines électriques par un seul onduleur triphasé à cinq bras, et entraînant quatre roues motrices qui contribuent à l'avancement d'un véhicule électrique routier à traction intégrale.

La structure du document de thèse est la suivante :

- Le chapitre 1 est consacré à la *Présentation et principe de fonctionnement d'une chaîne de traction d'un véhicule électrique*

Le premier chapitre présente le principe de fonctionnement de la chaîne de traction d'un véhicule électrique ainsi que les fonctions associées à ces éléments constitutifs les plus importants. Nous avons abordé le problème de la motorisation de la chaîne de traction électrique. Une propulsion synchrone a été choisie. Afin de commander les roues motrices d'un véhicule électrique, nous avons effectué le choix et le dimensionnement des éléments constitutifs de la chaîne de traction électrique. Ensuite, la modélisation de la partie mécanique de la chaîne de traction est introduite.

- Le chapitre 2 intitulé *Commande DTC de la chaîne de traction électrique - Cas d'une configuration mono-onduleur/mono-machine*

Dans ce chapitre, on s'intéresse à la commande directe de couple (DTC) de la machine synchrone à aimants permanents alimentée par un onduleur à deux niveaux. Nous allons commencer par la présentation de la modélisation de la machine synchrone à aimants permanents avec son onduleur de tension. Ensuite, nous présentons la modélisation de la commande directe du couple par les relations fondamentales sur la DTC à travers le contrôle du flux statorique et du couple électromagnétique. On développera ensuite l'estimation des deux grandeurs de commande (couple-flux) ainsi que les comparateurs à hystérésis associés.

- Le chapitre 3 intitulé *Commande DTC de la chaîne de traction électrique basée sur la technique maître-esclave - Cas d'une configuration bi-machine /mono-onduleur à 3 bras -*

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'extension de la technique de contrôle DTC développée dans le deuxième chapitre aux systèmes électromécaniques faisant intervenir deux machines et un seul convertisseur qui appartient aux systèmes multimachines multiconvertisseurs (SMM). L'application SMM faisant l'objet de ce travail : l'alimentation de deux machines synchrones par un seul onduleur de tension à deux niveaux, dans une application de traction électrique. On cherche à proposer une technique de commande, basée sur la dite « maître-esclave » associée à la commande directe du couple (DTC) pour un système de traction mono-onduleur bi-moteur d'un véhicule électrique. Des simulations numériques du système étudié sont alors réalisées avec le logiciel Matlab/Simulink.

- Le chapitre 4 intitulé *Commande DTC de la chaîne de traction électrique - Cas d'une configuration bi-machine /mono-onduleur à 5 bras -*

Dans le dernier chapitre, cette technique de commande a été appliquée à la commande d'un système de traction bi-machine mono-onduleur, un ensemble de deux moteurs synchrones à aimants permanents alimentés par un onduleur à cinq bras, qui représente un sous-système dans la chaîne de traction électrique d'un véhicule électrique, conférant au véhicule un comportement dynamique similaire à celui imposé par un différentiel mécanique et permettant de répondre à certaines contraintes, imposées par la chaîne de traction, de plus en plus sur le couple. Un différentiel électrique a permis d'assurer la répartition de puissance sur chaque roue et contrôler les vitesses de rotation des roues motrices avec haute précision dans les virages. Différents tests en simulation ont été effectués mettent en évidence la robustesse des techniques de contrôle développées. La structure de commande proposée est bénéfique pour optimiser l'efficacité de conduite et améliorer la stabilité latérale du véhicule électrique.

Enfin, sur la base des résultats obtenus, des conclusions sont tirées et des perspectives de recherches sont fournies.

Chapitre 01

Présentation et principe de fonctionnement d'une chaîne de traction d'un véhicule électrique

1.1. Introduction

Dans le cadre du véhicule électrique, de nombreux travaux de recherche ont été et sont conduits sur les différentes parties de la chaîne de traction. La configuration classique d'une chaîne de traction électrique repose sur la commande d'une machine à courant continu ou à courant alternatif. Actuellement, différents modèles du groupe motopropulseurs intégrant les représentations de la machine électrique et de son convertisseur d'alimentation associé à la commande sont développées et utilisées pour des applications à vitesse variable tel que la traction électrique.

Dans le cas particulier de la traction des véhicules électriques, le moteur synchrone à aimants permanents (MSAP) reste un bon candidat à cause surtout de son couple massique élevé comparativement à celui du moteur asynchrone classique, ce qui est important pour les systèmes embarqués. Le choix du moteur de traction dans notre travail s'est porté sur un moteur synchrone à aimants permanents. Celui-ci fait l'objet de différentes études concernant leur conception et leur commande particulièrement à vitesse variable [1].

Afin de commander les roues motrices d'un véhicule électrique, nous avons besoin d'un choix et d'un dimensionnement des éléments constitutifs de la chaîne de traction électrique. Ainsi, ce modeste travail se propose de développer ces éléments.

1.2. Présentation et principe de fonctionnement de la chaîne de traction d'un véhicule électrique

La Figure 1.1 présente les composants principaux de la chaîne de traction d'un véhicule électrique. La chaîne de traction d'un véhicule électrique est l'ensemble des éléments depuis la source d'énergie jusqu'à la transmission mécanique, qui assurent la fourniture d'une puissance mécanique capable de mouvoir le véhicule [1].

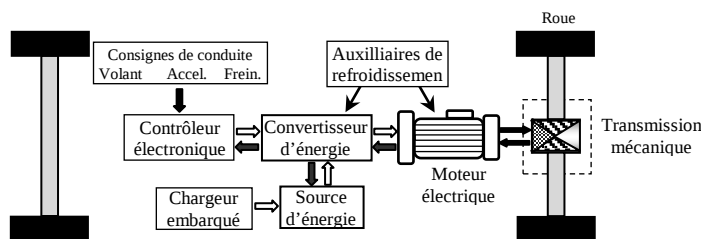


Figure 1.1 : Schéma synoptique d'une chaîne de traction d'un véhicule électrique

- ✓ La batterie est connectée au moteur électrique par l'intermédiaire d'un convertisseur d'énergie et d'un contrôleur électronique.
- ✓ Le contrôleur sert à régler l'intensité du courant qui alimente le moteur.
- ✓ Le contrôleur permet d'effectuer une optimisation au niveau de la batterie et du moteur et de faire en permanence un auto diagnostic.
- ✓ Le contrôleur gère tous les ordres du conducteur (consigne de conduite : guidage, accélération, freinage) en fonction des capacités du véhicule électrique.
- ✓ La commande fournit différents signaux à l'électronique de puissance après avoir traité des signaux à issus de l'ensemble du système. La fonction du convertisseur est d'assurer le transfert de puissance entre la source d'énergie (batterie) et le moteur électrique (moteur de traction).

Principe de fonctionnement : Lorsque le conducteur de véhicule appuie sur la pédale d'accélérateur, la batterie libère du courant. Le convertisseur de puissance transforme alors le courant continu (DC) de la batterie en courant alternatif (AC) (si le moteur de traction est de type alternatif) ou au courant continu (DC) (si le moteur est de type continu) :

- Le moteur développe sur son arbre un couple moteur, ce-ci passe sur les roues.
- Pour avancer un véhicule sur une chaussée, il faut que l'effort moteur C_{em} soit supérieur à l'effort résistant C_r .

1.3. Choix et dimensionnement de la chaîne de traction d'un véhicule électrique

Il est très difficile de dimensionner la partie mécanique. Le système est très complexe (réducteur, interaction entre roue-sol). En plus, la charge est mal connue (pénétration dans l'air). La modélisation qu'on entrain de développer repose sur la chaîne cinématique (charge véhicule).

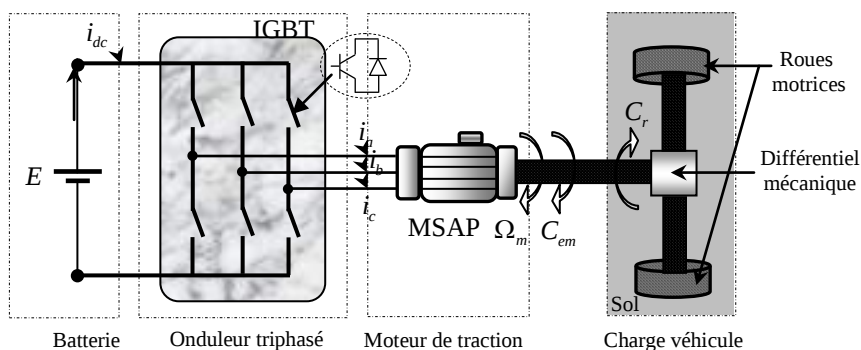


Figure 1.2 : Structure de la chaîne cinématique.

1.3.1. Partie mécanique de la chaîne de traction

Vu de l'arbre conduisant à la roue, la charge véhicule se caractérise par un certain nombre de couples pour la plupart résistants, l'un d'entre eux pouvant être moteur dans certaines circonstances (couple inertiel).

- le couple lié à l'inertie du véhicule
- le couple aérodynamique : c'est le couple qui correspond à la résistance à la pénétration dans l'air
- le couple lié à la pente : il est lié au poids du véhicule
- le couple de résistance au roulement, c'est le couple qui correspond à la résistance à la déformation du pneu.

Le couple résistant total dû à la charge véhicule est donné par :

$$C_r = C_{pente} + C_{roul} + C_{aero} \quad (1.1)$$

▪ **Le couple inertiel C_{in} lié à l'inertie du véhicule**

Le couple inertiel est lié à la masse du véhicule, il est défini par la relation:

$$C_{in} = J_v \frac{d\omega_r}{dt} \quad (1.2)$$

Le moment d'inertie du véhicule se calculant par l'expression:

$$J_v = M_v R_\omega^2 \quad (1.3)$$

▪ **Le couple aérodynamique C_{aero}**

La force aérodynamique due à la pénétration dans l'air s'exprime de la manière suivante:

$$F_{aero} = \frac{1}{2} \rho S_f C_{px} v_h^2 \quad (1.4)$$

On obtient le couple correspondant en multipliant par le bras de levier qui n'est autre que le rayon de la roue:

$$C_{aero} = \frac{1}{2} \rho S_f C_{px} R_\omega^3 \omega_r^2 \quad (1.5)$$

Avec : ω_r la vitesse angulaire des roues

En posant :

$$k_{aero} = \frac{1}{2} \rho S_f C_{px} R_\omega^3 \quad (1.6)$$

On obtient finalement le couple aérodynamique :

$$C_{aero} = k_{aero} \omega_r^2 \quad (1.7)$$

▪ **Le couple lié à la pente**

La composante du poids de la voiture entrant en compte dans le bilan mécanique (composante tangentielle) s'écrit:

$$F_{pente} = M_v g \sin \alpha \quad (1.8)$$

Le couple résistant correspondant s'écrit :

$$C_{pente} = M_v g \sin \alpha R_w \quad (1.9)$$

▪ **Le couple de résistance au roulement C_{roul}**

Ce couple est celui qui correspond la déformation du pneu. C'est par exemple lui qui empêche une voiture au point mort d'avancer sur un plan très faiblement incliné. La force maximale qui peut être opposé au mouvement par le pneu, a pour expression:

$$F_{max} = M_v g \cdot f_r \quad (1.10)$$

Le coefficient de résistance au roulement dépend du pneu utilisé ainsi que du revêtement de la route. On en déduit le couple maximale correspondant:

$$C_{max} = M_v g \cdot f_r R_w \quad (1.11)$$

On trouve expérimentalement que le couple de résistance au roulement effectif est défini par rapport à ce couple maximum de la manière suivante :

- Si la vitesse est strictement positive, alors $C_{roul} = C_{max}$
- Si la vitesse est strictement négative, alors $C_{roul} = -C_{max}$
- Si la vitesse est nulle, alors le problème se divise en trois sous - cas impliquant les autres couples qui s'appliquent sur le véhicule:
 - Si $C_r - C' > C_{max}$ alors $C_{roul} = C_{max}$
 - Si $C_r - C' < -C_{max}$ alors $C_{roul} = -C_{max}$
 - Sinon $C_{roul} = C_r - C'$

La Figure 1.3 résume la définition du couple de résistance au roulement.

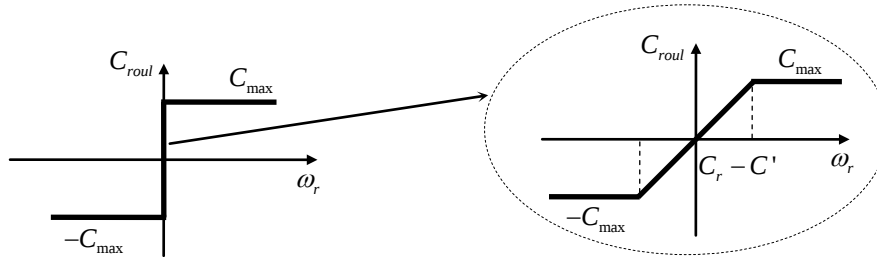


Figure 1.3 : La définition du couple de résistance au roulement

La Figure 1.4 représente les couples résistants à l'avancement du véhicule sur une voie horizontale.

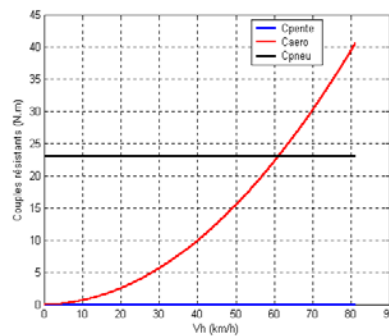


Figure 1.4 : Couples résistants à l'avancement du véhicule sur une chaussée horizontale.

1.3.2. Choix et dimensionnement de la motorisation (moteur de traction)

Il existe plusieurs types de motorisation pour une chaîne de traction électrique, Figure 1.5. On distingue trois grandes familles de moteurs électriques :

- moteur DC (courant continu), à excitation série ou séparée
- moteur AC (courant alternatif) synchrone
- moteur AC asynchrone

Parmi les moteurs électriques à courant alternatif utilisés dans la traction électrique (véhicule électrique), le moteur synchrone à aimants permanents (MSAP) reste un bon candidat à cause d'un certain nombre d'avantages qu'il présente, à savoir : pas de pertes au rotor, une grande capacité de surcharge, une vitesse stable et constante à une fréquence donnée et surtout à cause de son couple massique élevé comparativement à celui du moteur asynchrone classique, ce qui est important pour les systèmes embarqués [1].

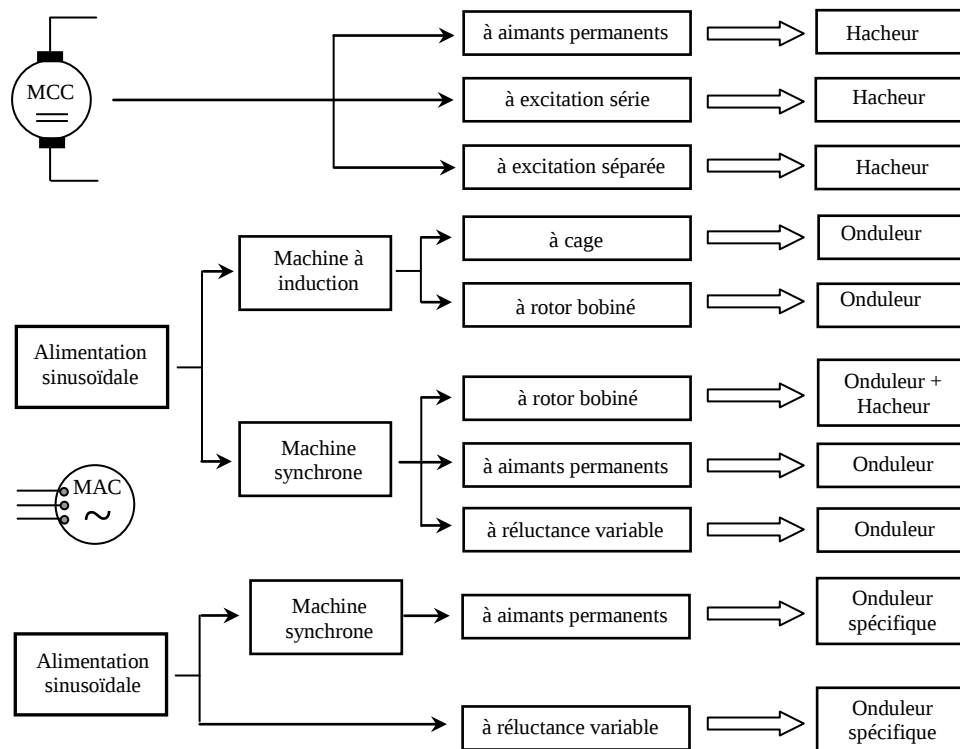


Figure 1.5 : Associations moteurs-convertisseurs possibles

Le moteur de traction doit posséder les caractéristiques suivantes :

- un couple élevé à basse vitesse ;
- un couple suffisant à haute vitesse ;
- de faibles ondulations du couple (ne doit pas dépasser $\pm 2\%$);
- une stratégie de pilotage qui permet d'optimiser le rendement sur une large plage de vitesse ;
- une possibilité de récupération d'énergie au freinage ;
- un faible coût.

Le Tableau 1.1 résume une Comparaison entre les différents de traction utilisés en traction électrique.

	A courant Continu	Asynchrone autopiloté	Réductance variable	Synchrone rotor bobiné	Synchrone à aimants permanents
Avantages	-Défluxage facile à réaliser. -Electronique le plus simple -Récupération d'énergie facile à réaliser	-Facilement industrialisable -Puissance massique élevée -Moteur robuste -Pas de balais -Défluxage facile à réaliser	-Défluxage facile à réaliser -Refroidissement facile -Pas de balais -Pas d'aimants	-Défluxage facile -Bon rendement -Récupération d'énergie facile à réaliser	-Couple et puissance massique élevés -Rendement élevé -Freinage simple -Pas de balais -Pas d'échauffement rotor -Refroidissement facile.
Inconvénients	-Puissance massique faible -Balais: risque de défaillances - Refroidissement du rotor difficile -Taille importante	-Pertes Joules rotor élevées -Refroidissement du rotor difficile -Electronique coûteuse	-Problème de vibration -Nécessité d'un entrefer réduit (cher) -Rendement mauvais aux hautes fréquences	-Vitesse de rotation inférieure aux machines à aimants -Hacheur d'inducteur -Pertes Joules rotor	-Coût élevé lié aux aimants -Défluxage difficile

Tableau 1.1 : Comparaisons des moteurs de traction

1.3.3. Choix et dimensionnement de la source d'énergie (Batterie)

On attend d'une batterie de traction les caractéristiques suivantes :

- Energie massique et/ou volumique élevé, afin de maximiser et réduire l'encombrement et le poids ;
- Puissance massique élevée, afin de garantir de bonnes accélérations et reprise au véhicule ;
- Durée de vie suffisante ;
- Possibilité de recharge rapide.

Choix du Type de Batterie

Afin de pouvoir choisir un type de batteries, voici les éléments techniques de comparaison entre les différents types d'accumulateurs :

✓ Densité d'énergie

La densité d'énergie d'une batterie permet de déterminer la quantité d'énergie électrique qu'elle contient dans un volume ou par unité de poids. Deux unités de mesure sont employées : le Watt heure par litre (Wh/L) ou le Watt heure par kilogramme (Wh/kg).

✓ Durée de vie

La durée de vie des accumulateurs est également un critère déterminant pour les comparer. En effet, leurs performances se dégradent avec le temps et certaines technologies sont beaucoup plus durables que d'autres. Le critère utilisé est le nombre de cycles de charge et décharge. La durée de vie, un facteur essentiel, atteint ou dépasse 1500 cycles pour cinq des technologies disponibles.

✓ Rapidité de charge

Les technologies les plus avancées acceptent des courants de charge de plus en plus élevés permettant de réduire les temps d'immobilisation des véhicules. Le temps de charge est exprimé en heures ou minutes pour les technologies les plus rapides à alimenter. L'autonomie du véhicule est fonction de l'énergie stockée dans la batterie (énergie massique de la batterie). Les nouvelles générations de batteries permettent des autonomies plus importantes, sans que l'on soit obligé d'embarquer des quantités trop importantes de batteries.

Afin de pouvoir analyser un type de batteries, voici le Tableau 1.2 expliquant les caractéristiques principales.

Caractéristiques	Grandeur(s) associée(s)
Energie spécifique (Wh/kg)	Autonomie quotidienne (km)
Puissance spécifique (W/kg)	Performances, accélération
Nombre de cycle avant remplacement	Durée de vie du véhicule
	Coût d'achat
Coût énergétique (\$/kWh)	Coût d'utilisation
Température de fonctionnement (°C)	Facilité d'utilisation

Tableau 1.2 : Caractéristiques de batteries et leurs grandeurs associées

Pour répondre aux exigences de fonctionnement d'un véhicule électrique différents couples électrochimiques sont disponibles. Le Tableau 1.3 résume les caractéristiques moyennes des technologies disponibles sur le marché.

Type de batterie	Plomb-acide	Nickel-cadmium	Nickel-métal hydrure	Sodium-soufre	Lithium-sulfure de fer	Lithium-ion
Couple	<i>Pb-PbO₂</i>	<i>NiCd</i>	<i>NiMH</i>	<i>NaS</i>	<i>LiFeS₂</i>	Li-Ion
Energie massique (Wh/kg)	40	60	70	100	150	120
Puissance massique (W/kg)	90	200	200	100	250	1000
Durée de vie (Nombre de cycle)	100	2000	1500	800	1000	> 5000
Energie volumique (Wh/l)	90	120	130	150	180	290
Poids pour 20KWh (kg)	600	300	250	200	150	150

Tableau 1.3 : Comparaison des caractéristiques des batteries

Dans cette application (véhicule électrique), nous utilisons des cellules **Lithium-Ion**, spécialement conçues pour la traction électrique. Actuellement en pleine progression technologique, ces accumulateurs présentent des puissances massiques très supérieures à celles des batteries Plomb-Acide par exemple.

1.3.4. Choix et dimensionnement du convertisseur de traction

Le convertisseur statique, interface entre la batterie et le moteur électrique, est l'un des éléments fondamentaux du véhicule électrique. Il est chargé de convertir l'énergie en sortie de batterie afin de l'adapter à celle consommée par le moteur et surtout de délivrer la puissance électrique adaptée à la consigne du conducteur. C'est donc le convertisseur statique qui, piloté par le contrôleur, va permettre de faire accélérer ou ralentir le moteur (et donc le véhicule).

Le convertisseur statique est composé de composants électroniques utilisés en forte puissance (transistors). Il convertit les tensions et les courants continus afin de répondre aux besoins des moteurs.

Etant donné que la nature de la source d'énergie embarquée est de type continu (batterie), le convertisseur d'énergie devra être différent (soit Hacheur ou Onduleur) selon l'utilisation du moteur de traction (à courant continu ou à courant alternatif).

▪ Convertisseur DC-DC (Hacheur)

L'hacheur permettra de faire la conversion continu-continu pour alimenter une machine à courant continu. Le schéma de principe des circuits de puissance pour la traction à courant continu est représenté à la Figure 1.6.

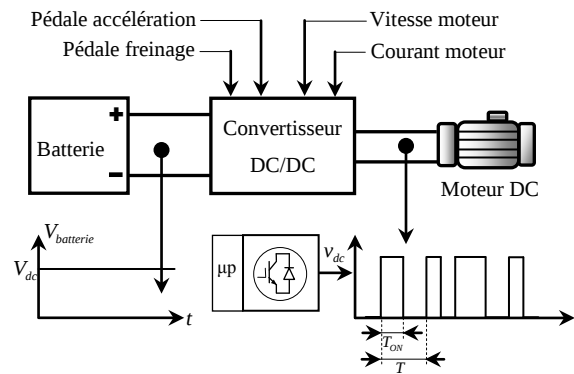


Figure 1.6 : Convertisseur DC-DC (Hacheur) pour l'alimentation de moteur de traction à courant continu.

▪ Convertisseur DC-AC (Onduleur)

En traction électrique, l'onduleur est un convertisseur continu-alternatif, qui permet d'obtenir trois phases de courant alternatif, décalée de $2\pi/3$ (120°), de fréquence variable à partir du courant de batterie. Le schéma de principe du circuit de puissance pour la traction à courant alternatif est représenté à la Figure 1.7.

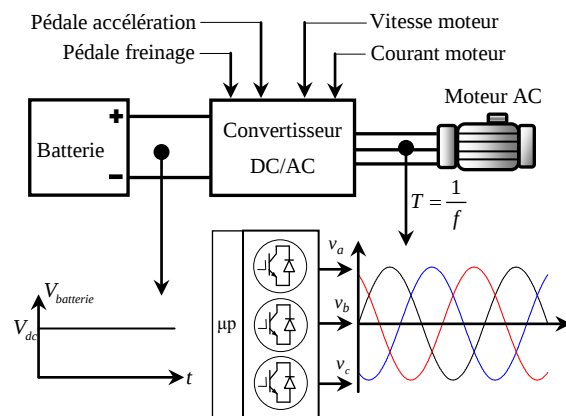


Figure 1.7 : Convertisseur DC-AC (onduleur) pour l'alimentation de moteur de traction à courant alternatif.

1.3.5. Choix de type de la commande (contrôleur)

La traction électrique pour les véhicules électriques est réalisée par un élément contrôlant l'énergie transférée de la source d'énergie vers le moteur de traction. Celui-ci permet une optimisation au niveau de la batterie et du moteur et de faire en permanence un autodiagnostic. Il gère tous les ordres du conducteur en fonction des capacités du véhicule électrique. C'est la raison pour laquelle il reçoit une quantité d'informations telles que la température, la vitesse de rotation, et les courants électriques. Cela lui permet, d'une part, d'effectuer un bilan sur l'état du véhicule, et d'autre part, d'ajuster les différentes commandes appliquées au moteur électrique afin de gérer au mieux la consommation d'énergie.

Le contrôleur est l'interface entre le conducteur et la chaîne de traction. Il traduit les consignes mécaniques du conducteur (appui sur la pédale d'accélération) en consignes électriques destinées à piloter le convertisseur statique.

Le contrôle d'un véhicule électrique s'effectue par la commande de sa chaîne de traction, qui se traduit à son tour par la commande de ces moteurs de traction. Des techniques de contrôle avancées sont développées ces dernières années (contrôle vectoriel, contrôle direct de couple (DTC),...) permettent de répondre à certaines contraintes, imposées par la chaîne de traction, de plus en plus sévères sur les couples. La commande directe de couple DTC possède de nombreux avantages tel que : la réponse rapide du couple, la simplification de commande et le temps de traitement modéré comparée à la commande vectorielle grâce à l'élimination de la modulation de largeur d'impulsion, l'insensibilité aux variations paramétriques à l'exception de la résistance statorique. La stratégie de contrôle DTC est actuellement reconnue comme étant la technique la plus répandue dans le domaine du contrôle des machines à courants alternatifs.

Dans cette application, pour commander notre chaîne de traction électrique à propulsion synchrone d'un véhicule électrique on s'intéresse plus particulièrement à la commande directe en couple (DTC). L'objectif de ce type de commande est contrôler le couple correspondant à la roue selon les commandes de direction, d'accélération ou de freinage du conducteur.

1.3.6. Choix de la transmission mécanique

La transmission mécanique se compose donc principalement d'un réducteur de vitesse et d'un différentiel mécanique, afin de :

- ✓ transmettre la puissance en sortie de moteur aux roues et éventuellement de moduler le couple et la vitesse en sortie du moteur ;
- ✓ réduire la vitesse et d'augmenter le couple transmis aux roues ;
- ✓ entraîner les roues motrices à des vitesses de rotation différentes tout en maintenant les efforts qu'elles reçoivent à des valeurs rigoureusement identiques.

Les motorisations thermiques classiques nécessitent toujours l'utilisation d'un différentiel mécanique, monté entre l'arbre de transmission et les roues, pour assurer la répartition de puissance sur chaque roue. Par nature, le différentiel mécanique [1], doit :

- Transmettre aux arbres transversaux qui commandent les roues motrices, le couple moteur qu'il reçoit de l'arbre de transmission, placé dans l'axe longitudinal du véhicule.
- Permettre à la roue motrice placée à l'intérieur d'un virage de tourner à plus grande vitesse que la roue placée à l'extérieur. Cette fonction particulière a donnée son nom au différentiel.

1.4. Choix de la configuration de la chaîne de traction étudiée

Le véhicule électrique peut être motorisé de différentes façons selon le degré de simplification mécanique de la chaîne de traction. Cette dernière peut être constitué, dans la version la plus archaïque,

d'un moteur unique associé à un réducteur de rapport fixe et un différentiel mécanique pour l'entraînement des roues arrières (Fig. 1.8 (a)) et dans la version la plus avancée (Fig. 1.8 (d-e)), de deux ou quatre moteurs intégrés dans les roues pour leur entraînement direct. Basé sur les configurations de propulsions électriques, le VE peut être classifié dans six groupes typiques [2] [3]:

La configuration de la Figure 1.8 (a) est une conversion directe de l'ICE, elle se compose d'un moteur électrique, d'un embrayage, d'une boîte de vitesses et d'un différentiel mécanique.

Dans la configuration de la Figure 1.8 (b), on trouve un moteur électrique, un différentiel et un engrenage fixe est utilisé au lieu d'une boîte de vitesses et embrayage.

La configuration de la Figure 1.8 (c), un moteur électrique, un pignon fixe et un différentiel intégré et placé sur l'essieu avant, il fonctionne comme un véhicule conventionnel à roues motrices avant.

Deux moteurs électriques de la Figure 1.8 (d) sont raccordés avec engrenages fixes séparés dans cette configuration. Cette propulsion a la flexibilité pour entraîner les deux moteurs à différentes vitesses pour les virages et autres opérations.

Un moteur électrique à rotor interne à grande vitesse avec engrenage fixe est placé (Figure 1.8 (e)). C'est ce qu'on appelle le moteur à roue. Deux de ces moteurs dont les roues sont utilisés dans cette configuration de propulsion.

Une modification supplémentaire (Figure 1.8 (f)) est effectuée dans les systèmes intégrés aux roues en plaçant le moteur électrique du rotor extérieur à vitesse inférieure par le noyau d'une roue sans engrenage fixe. Cette configuration a deux moteurs à roue pour la propulsion.

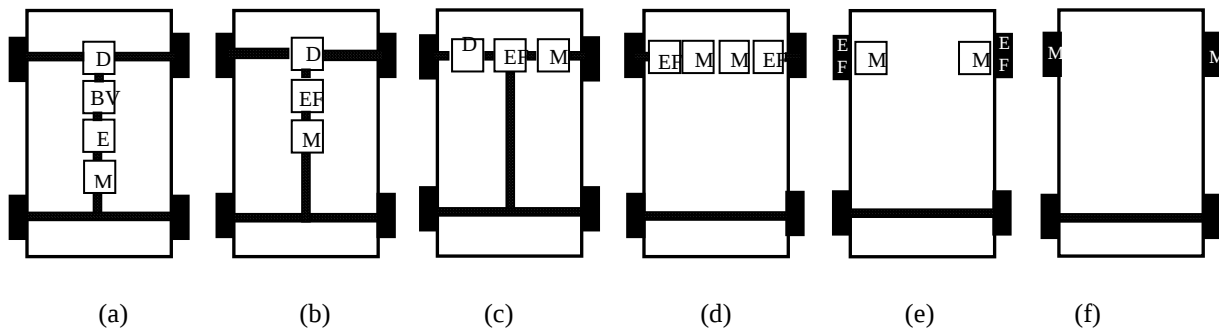


Figure 1.8 : Différentes configurations de propulsion des véhicules électriques.

Le moteur-roue intègre un moteur électrique et d'autres composants dans une configuration compacte qui peut s'insérer dans une roue. Les convertisseurs de puissance peuvent être installés soit à l'intérieur ou à l'extérieur de la roue.

Ce système moteur-roue offre les avantages suivants :

- Contrôle avec haute précision et indépendamment le couple appliqué à la roue ;
- Maximisation de la capacité du freinage régénérateur ;
- Entraînement direct de la roue ;
- Haute efficacité énergétique ;



Figure 1.9 : Moteur-roue

Dans la chaîne de puissance de traction électrique classique, chaque machine est alimentée par son propre onduleur comme présenté sur la Figure 1.10. On observe une mise en parallèle des onduleurs sur le bus continu. Cette structure est largement utilisée dans le cas de la traction centralisée vues les puissances des moteurs utilisés mais aussi elle est indispensable dans le cas de la traction à base de moteurs MSAP [3].

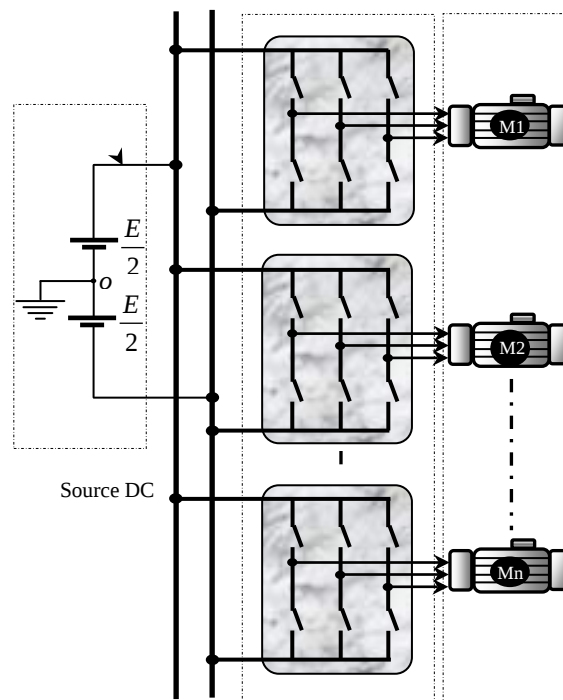


Figure 1.10 : Structure Multi-convertisseur/Multi-machine.

Dans le cas de la structure présentée sur la Figure 1.11, plusieurs moteurs sont alimentés par un seul onduleur. On a ici une mise en parallèle des machines sur un seul onduleur. Très répandue dans la traction répartie où la puissance d'un moteur est d'environ 1/4 de la puissance d'un moteur en traction centralisée. Plusieurs études ont été menées sur de tels systèmes multi-machines pour développer des lois de commande adaptées aux applications ciblées [4] [5]. L'inconvénient principal de cette structure est que la défaillance d'un élément du convertisseur entraînera l'arrêt de plusieurs moteurs.

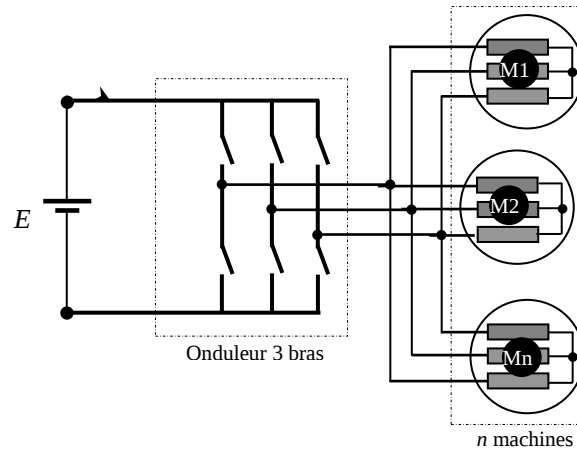


Figure 1.11 : Structure Mono-onduleur/Multi-machine.

Nous avons donc retenu comme système d'étude la configuration présentée dans la Figure 1.11. Nous considérons que notre véhicule électrique est propulsé par ses deux roues motrices du train avant (M1 et M2) et celles du train arrière (M3 et M4), Figure 1.12. Chaque roue intègre dans sa jante un moteur de type synchrone à aimants permanents alimenté par une batterie d'accumulateur à travers un onduleur triphasé. L'objectif de la structure étudiée est de reproduire au moins la fonction d'un mécanisme différentiel en y ajoutant des fonctions de sécurité dans les virages [3] [6].

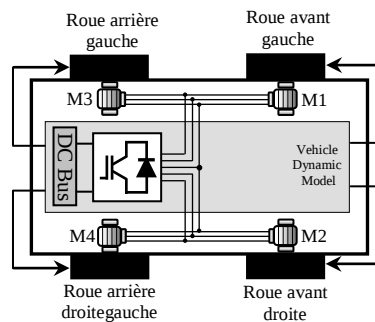


Figure 1.12 : Configuration de la chaîne de traction étudiée

Pour la configuration choisie (à traction intégrale), les quatre moteurs sont intégrés dans les roues pour leur entraînement direct et ils peuvent aussi bien assurer la recharge des batteries en mode générateur (mode de freinage). Parmi les avantages de la traction intégrale, on peut citer :

- Posséder une traction intégrale, c'est s'assurer plus de motricité et donc plus de sécurité sur des voies risquées ou accidentées.
- L'adhérence est bien meilleure ! en cas de forte pluie, vous ressentirez mieux la chaussée et aurez moins de risque de perdre le contrôle de votre véhicule.

1.5. Conclusion

Dans ce premier chapitre, nous avons rappelé une description et principe de fonctionnement de la chaîne de traction électrique d'un véhicule électrique. L'action a été mise sur le choix et le dimensionnement des éléments constitutifs de la chaîne de traction.

- ✓ La charge du véhicule étudié est caractérisée par un certain nombre de couples résistants, à savoir : le couple lié à l'inertie du véhicule, le couple aérodynamique, le couple lié à la pente et le couple de résistance au roulement.
- ✓ Pour la motorisation de la chaîne de traction électrique, notre choix a été porté sur un moteur synchrone à aimants permanents (PMSM).
- ✓ Parmi les trois voies technologiques possibles de source d'énergie pour propulser un véhicule électrique, notre choix c'est porté sur une batterie d'accumulateur de type Lithium-Ion.
- ✓ Nous abordons d'abord le problème de la motorisation de la chaîne de traction électrique. Seule la modélisation de la motorisation synchrone spécifique à notre travail a été détaillée.
- ✓ Le convertisseur d'énergie, qui constitue l'un des éléments fondamentaux du véhicule électrique, est un onduleur de tension triphasé à deux niveaux à IGBT.
- ✓ Enfin, le choix des éléments de la chaîne de traction du véhicule électrique nous permettra de mettre en œuvre une commande directe du couple (DTC).

Dans notre étude, le système de propulsion du véhicule électrique étudié est défini comme étant un système formé par quatre actionneurs électriques couplés entre eux mécaniquement, alimentés par un seul onduleur triphasé à cinq bras.

Références bibliographiques

- [1] K. Hartani, "Contribution à la stabilité du véhicule électrique à l'aide du contrôle des systèmes anti-patinage," thèse de Doctorat, USTO, Oran, Algérie, 2007.
- [2] C. Chan and K. Chau, *Modern electric vehicle technology*: Oxford University Press on Demand, 2001.
- [3] A. Norediene, "Contribution au développement des techniques de contrôle pour un véhicule électrique à traction intégrale," 2020 Thèse de doctorat, 2019-2020, University of Saida - Tahar Moulay, Algeria, 2020.
- [4] A. Bouscayrol, B. Davat, B. De Fornel, B. François, J. Hautier, F. Meibody-Tabar, *et al.*, "Multi-converter multi-machine systems: application for electromechanical drives," *The European Physical Journal-Applied Physics*, vol. 10, pp. 131-147, 2000.
- [5] R. Peña Eguiluz, "Commande algorithmique d'un système mono-onduleur bimachine asynchrone destiné à la traction ferroviaire," 2002.
- [6] N. Aouadj, K. Hartani, and M. Fatiha, "New Integrated Vehicle Dynamics Control System Based on the Coordination of AFS, DYC, and ED for Improvements in Vehicle Handling and Stability," *SAE International Journal of Vehicle Dynamics, Stability, and NVH*, vol. 4, 2020.

Chapitre 02

Commande DTC de la chaîne de traction électrique - Cas d'une configuration mono-onduleur/mono-machine

2.1 Introduction

Dans ce deuxième chapitre, nous présentons la méthode de la commande DTC appliquée à la configuration mono-onduleur/mono-machine, initialement utilisée dans la chaîne de traction d'un véhicule électrique. Le choix du moteur de traction s'est porté sur un moteur synchrone à aimants permanents. Ce choix a été motivé par la puissance massique élevée, ce qui est important pour les systèmes embarqués (traction électrique), et ses performances dynamiques bien meilleures que les machines asynchrones.

Rappelons que la commande directe de couple (DTC) possède de nombreux avantages tel que : la réponse rapide du couple, la simplification de contrôle comparée à la commande vectorielle, l'insensibilité aux variations paramétriques à l'exception de la résistance statorique puisqu'elle influe sur l'estimation du flux statorique et par conséquent sur la variation du couple électromagnétique. De ce fait, il est indispensable d'entamer par l'influence de la variation de cette résistance sur la commande DTC puis trouver les remèdes y associés.

Nous allons commencer la modélisation de la machine synchrone à aimants permanents sachant qu'elle est le cœur de la chaîne de traction. Dans la suite du présent chapitre, nous aborderons la modélisation de la commande « DTC classique », avec l'estimation de la résistance statorique de la machine synchrone à aimants permanents, par ces relations fondamentales à travers le contrôle du flux statorique et du couple électromagnétique. On développera ensuite l'estimation des deux grandeurs de commande (couple-flux). Afin d'apprécier les performances de cette approche, nous avons conduit une simulation numérique sous le logiciel Matlab/Simulink pour analyser l'efficacité et la robustesse de la commande « DTC classique ».

2.2 Modélisation des éléments de la chaîne de traction

2.2.1 Modélisation de la batterie de traction

Dans la littérature plusieurs modèles de batteries ont été développés, en fonction des paramètres l'état de charge de la batterie, la variation de la résistance interne et la température de fonctionnement, etc... Dans notre étude afin de simplifier le système, la batterie sera modélisée par une simple source de tension continue.

2.2.2 Modélisation de l'onduleur de traction

L'onduleur de tension permet une alimentation alternative triphasée du moteur. Les semi-conducteurs utilisés sont des IGBT. Dans cette étude on considère le cas idéal d'un onduleur triphasé à deux niveaux de tension et on a opté pour une méthode de modélisation à topologie variable, qui considère les semi-conducteurs comme des interrupteurs idéaux, possédant deux états possibles : fermé et ouvert. Le schéma de principe du circuit de puissance pour la traction à courant alternatif est représenté à la Figure 2.1 [1].

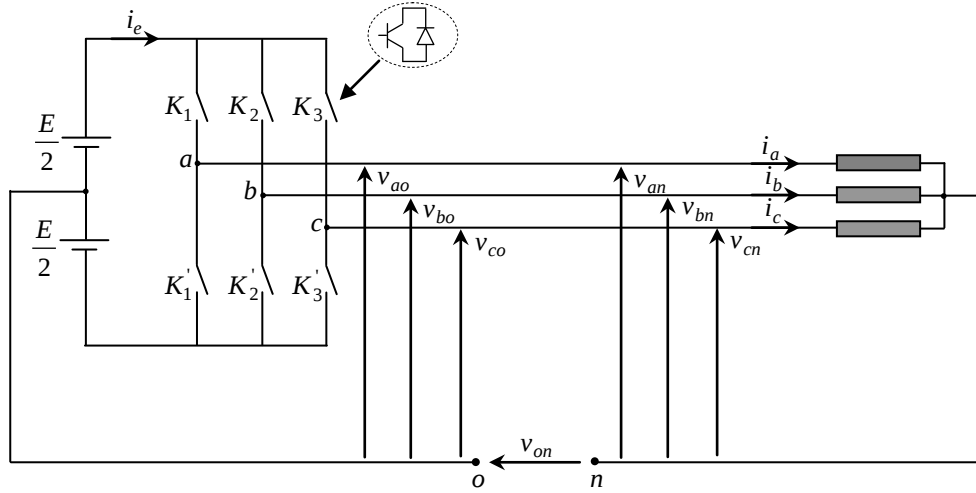


Figure 2.1 : Schéma de l'onduleur de tension pour l'alimentation du moteur de traction à courant alternatif.

En régime équilibré, les tensions aux bornes de trois phases sont données par :

$$\begin{bmatrix} v_{an} \\ v_{bn} \\ v_{cn} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{ao} \\ v_{bo} \\ v_{co} \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

A partir du schéma de l'onduleur, les tensions fournies par les demi-ponts sont:

$$v_i - v_o = \begin{cases} +\frac{E}{2} & \text{si } K_i : \text{fermé} \\ -\frac{E}{2} & \text{si } K'_i : \text{fermé} \end{cases} \quad \text{avec: } i = a, b, c \quad (2.2)$$

Les tensions aux bornes de la machine sont données par :

$$\begin{bmatrix} v_{an} \\ v_{bn} \\ v_{cn} \end{bmatrix} = \frac{E}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

Avec S_i est l'état de l'interrupteur K_i , supposé parfait, tel que pour le $i^{\text{ème}}$ bras de l'onduleur ($i = a, b, c$):

- $S_i = 1$ si l'interrupteur en haut est fermé et l'interrupteur en bas est ouvert ;
- $S_i = 0$ si l'interrupteur en haut est ouvert et l'interrupteur en bas est fermé ;

2.2.3 Modélisation de la machine synchrone à aimants permanents

Le moteur synchrone à aimants permanents (MSAP) comporte au stator un enroulement triphasé représenté par les trois axes (a, b, c) déphasés, l'un par rapport à l'autre, de 120° électrique, Figure 2.2, et au rotor des aimants permanents assurant son excitation [1-6].

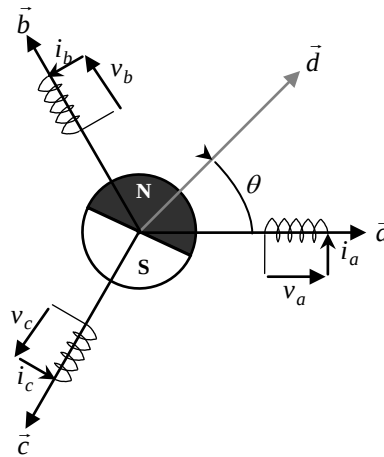


Figure 2.2 : Représentation de la MSAP dans le repère électrique (a, b, c)

La modélisation de la machine synchrone à aimants permanents est subordonnée par les hypothèses simplificatrices suivantes :

- L'entrefer est d'épaisseur uniforme ;
- L'effet d'encoche est négligeable ;
- L'induction dans l'entrefer est sinusoïdale ;
- Distribution spatiale sinusoïdale des forces magnétomotrices d'entrefer ;
- Le circuit magnétique est supposé non saturer ;
- Les harmoniques d'encoche est d'espaces ne sont pas prises en compte ;
- Le circuit magnétique est supposé parfaitement feuilleté, i.e : les courants de Foucault sont négligeables ;
- L'hystérésis, l'effet de peau ainsi que l'effet de la température sont négligeable.

Pour l'étude des machines synchrones, il est possible de définir les vecteurs tournants soit dans le repère du rotor (d, q) à l'aide de la transformée de Park, soit dans le repère du stator (α, β) d'après la transformée de Concordia, comme le montre la Figure 2.3.

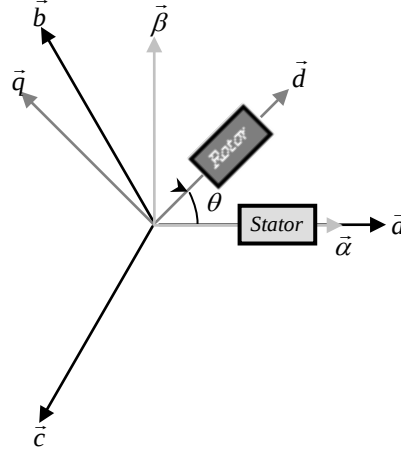


Figure 2.3 : Représentation des différents repères.

2.2.3.1 Modélisation de la MSAP dans le repère (a, b, c)

Le modèle mathématique du MSAP est similaire à celui de la machine synchrone classique. En tenant compte de la représentation de la machine (Figure 2.2) et des hypothèses simplificatrices précédentes, le modèle triphasé s'exprime par :

$$[v_{abc}] = [R_s][i_{abc}] + \frac{d}{dt}[\Phi_{abc}] \quad (2.4)$$

Avec

$$[v_{abc}] = \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix}, \quad [i_{abc}] = \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix}, \quad [\Phi_{abc}] = \begin{bmatrix} \Phi_a \\ \Phi_b \\ \Phi_c \end{bmatrix}, \quad [R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix}$$

Avec v_{abc} , i_{abc} et Φ_{abc} représentent respectivement les tensions de phases statoriques, les courants de phases statoriques et les flux totaux produits par les courants statoriques. R_s indique la résistance d'une phase statorique.

Les flux totaux Φ_{abc} sont exprimés par :

$$[\Phi_{abc}] = [L][i_{abc}] + [\Phi_f] \quad (2.5)$$

$$\text{Où : } [L] = \begin{bmatrix} L_{ss} & M_s & M_s \\ M_s & L_{ss} & M_s \\ M_s & M_s & L_{ss} \end{bmatrix}, \quad [\Phi_f] = \Phi_f \begin{bmatrix} \cos \theta \\ \cos(\theta - 2\pi/3) \\ \cos(\theta - 4\pi/3) \end{bmatrix}$$

Avec L_{ss} et M_s représentent l'inductance propre et l'inductance mutuelle entre les enroulements statoriques.

La substitution de l'équation (2.5) dans l'équation (2.4) donne :

$$[v_{abc}] = [R_s][i_{abc}] + \frac{d}{dt}([L][i_{abc}] + [\Phi_f]) \quad (2.6)$$

Le couple électromagnétique est exprimé par :

$$C_{em} = \frac{1}{\omega_m} \left([e_{abc}]^T [i_{abc}] \right) \quad (2.7)$$

Où $[e_{abc}] = \frac{d}{dt} [\Phi_{abc}]$ représentent les FMMs produites dans les phases statoriques. ω_m définit la vitesse de rotation du rotor en (rd/s).

2.2.3.2 Modélisation de Concordia de la MSAP

La transformation de Concordia est utilisée pour faire le passage entre le système triphasé, abc , et un système fictif, $\alpha\beta$. Elle est définie comme suit :

$$[X_{\alpha\beta 0}] = [C][X_{abc}] \quad (2.8)$$

Où X représente les grandeurs électriques (tensions, courants ou flux).

La matrice de transformation C est donnée par :

$$[C] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

$$\text{avec : } [C]^{-1} = [C]^T \quad (2.10)$$

En appliquant la transformation (2.9) aux équations (2.5), (2.6) et (2.7), on aura :

- Equations de tensions

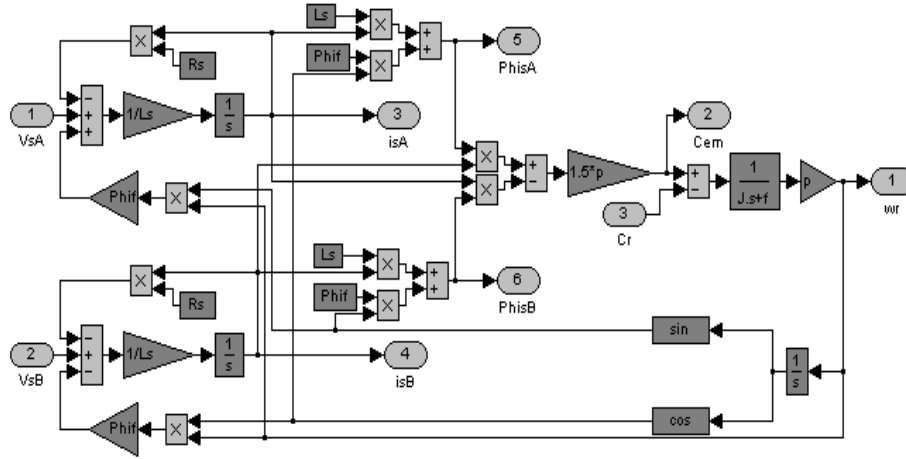
$$\begin{cases} v_{s\alpha} = R_s i_{s\alpha} + L_s \frac{di_{s\alpha}}{dt} - \omega_m \Phi_f \sin \theta \\ v_{s\beta} = R_s i_{s\beta} + L_s \frac{di_{s\beta}}{dt} + \omega_m \Phi_f \cos \theta \end{cases} \quad (2.11)$$

- Equations de flux

$$\begin{cases} \Phi_{s\alpha} = L_s i_{s\alpha} + \Phi_f \cos \theta \\ \Phi_{s\beta} = L_s i_{s\beta} + \Phi_f \sin \theta \end{cases} \quad (2.12)$$

- Equations du couple électromagnétique

$$C_{em} = \frac{3}{2} p (\Phi_{s\alpha} i_{s\beta} - \Phi_{s\beta} i_{s\alpha}) \quad (2.13)$$


 Figure 2.4 : Bloc de simulation de la MSAP dans le repère (α, β)

2.3 Principe de la commande DTC

Dans la commande directe du couple le vecteur tension de référence $\vec{V}_s$ est délivré par l'onduleur de tension dont l'état des interrupteurs S_a , S_b et S_c prennent la valeur "1" si l'interrupteur est fermé et la valeur "0" s'il est ouvert, donné par [1]:

$$V_s = \sqrt{\frac{2}{3}} E [S_a + a S_b + a^2 S_c] \quad (2.14)$$

avec : $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$

La combinaison des trois grandeurs S_a , S_b et S_c permet de générer huit positions du vecteur $\vec{V}_s$. Ce dernier permet de contrôler le couple électromagnétique et le flux statorique selon le principe décrit ci-dessous [7, 8].

2.3.1 Contrôle du flux statorique de la machine

A partir du modèle de la machine synchrone à aimants permanents dans un repère lié au stator (α, β) et de l'expression de la tension statorique, le flux statorique est décrit par l'équation électrique suivante :

$$\begin{cases} \Phi_{s\alpha} = \int_0^t (v_s - R_s i_{s\alpha}) dt \\ \Phi_{s\beta} = \int_0^t (v_s - R_s i_{s\beta}) dt \end{cases} \quad (2.15)$$

En considérant que la commande des interrupteurs de l'onduleur se fait par période de commande (ou d'échantillonnage) T_e et qu'à chacune de ces périodes, les états S_a , S_b et S_c sont maintenus constants. La méthode d'intégration numérique des rectangles permet d'obtenir une expression de l'échantillon $(k+1)$ du flux statorique sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \Phi_{s\alpha}(k+1) = \Phi_{s\alpha}(k) + (v_s(k) - R_s i_{s\alpha}(k)) T_e \\ \Phi_{s\beta}(k+1) = \Phi_{s\beta}(k) + (v_s(k) - R_s i_{s\beta}(k)) T_e \end{cases} \quad (2.16)$$

Une écriture vectorielle de cette expression peut être donnée par :

$$\vec{\Phi}_s(k+1) = \vec{\Phi}_s(k) + (\vec{V}_s(k) - R_s \vec{I}_s(k)) T_e \quad (2.17)$$

Dans la mesure où on peut considérer le terme résistif ($R_s \vec{I}_s$) négligeable (ce qui est possible dans le cas des machines à grande vitesse), alors l'équation du flux peut s'écrire :

$$\vec{\Phi}_s(k+1) = \vec{\Phi}_s(k) + \vec{V}_s(k) T_e \quad (2.18)$$

La relation (2.18) montre que l'extrémité du vecteur flux $\vec{\Phi}_s$ se déplace dans la direction du vecteur tension statorique $\vec{V}_s$ constant non nul imposé par l'onduleur de tension à la machine, Figure 2.5. Donc, selon le vecteur tension appliqué, on peut agir sur la valeur du module du flux statorique. Ainsi, selon le choix du vecteur tension statorique sur les intervalles successifs de durée la période d'échantillonnage T_e , on peut faire suivre à l'extrémité du vecteur flux statorique une trajectoire quasi circulaire et maintenir l'amplitude du flux proche d'une valeur de référence constante, Figure 2.5.

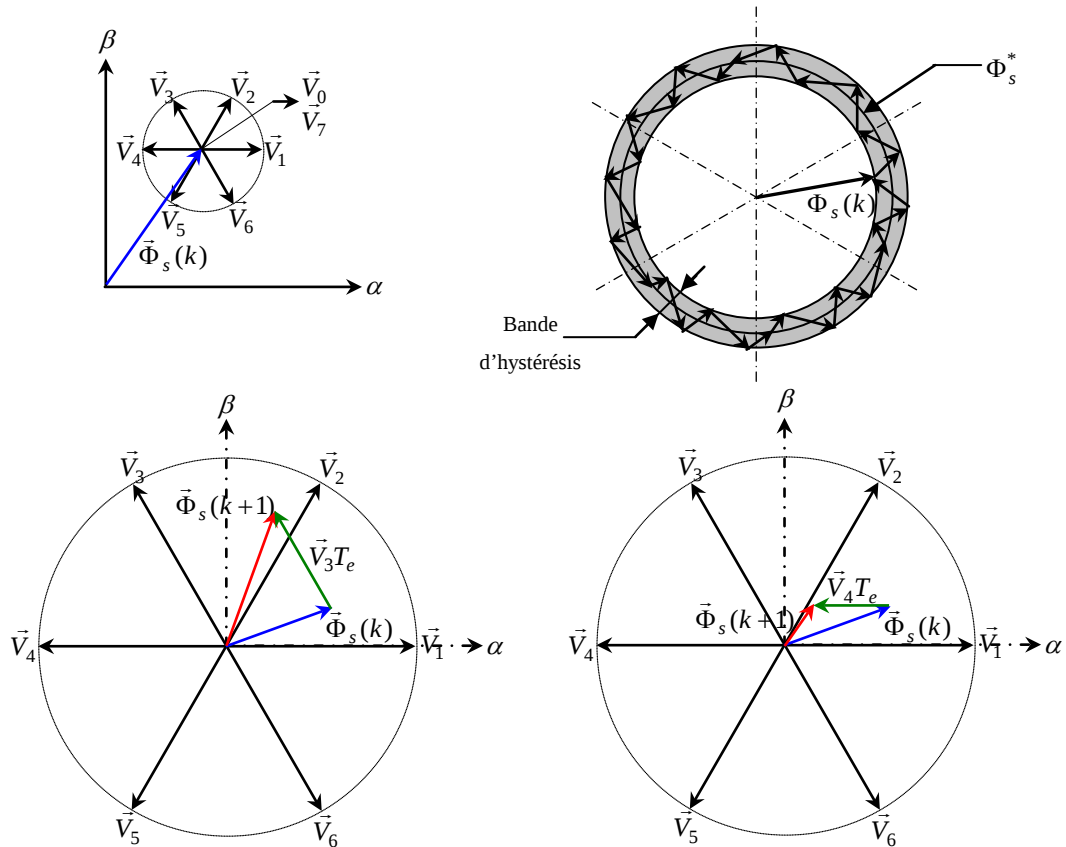


Figure 2.5 : Evolution du vecteur flux statorique en fonction du vecteur tension appliqué.

2.3.2 Contrôle du couple électromagnétique de la machine

Le couple électromagnétique s'exprime en fonction du flux statorique et du flux rotorique de la façon suivante [7]:

$$C_{em} = K_c \Phi_s \Phi_r \sin(\gamma) \quad (2.19)$$

où γ est l'angle entre les deux vecteurs flux statorique et rotorique.

Le contrôle du couple dépend directement du contrôle de la rotation du vecteur flux statorique. Sur Figure 2.6, on a illustré l'évolution du couple électromagnétique dans le cas de l'application de deux vecteurs de tension qui font évoluer le flux statorique dans des sens de rotation contraire. Le sens de rotation trigonométrique est considéré comme le sens de rotation positif.

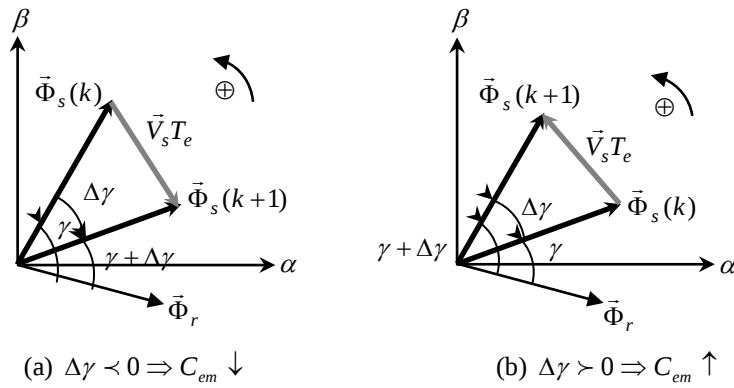


Figure 2.6 : Evolution du couple électromagnétique en fonction du vecteur tension appliqué

D'une manière générale, pour augmenter ou diminuer le flux statorique et/ou le couple électromagnétique dans chaque secteur du plan (α, β) , on s'inspire de représentation des figures 2.5 et 2.6. Le tableau 2.1 montre l'évolution des deux grandeurs flux et couple pour chacun des quatre vecteurs $\vec{V}_{i+1}$, $\vec{V}_{i+2}$, $\vec{V}_{i-1}$, $\vec{V}_{i-2}$ qu'on peut appliquer dans le secteur S_i . Les vecteurs tension à appliquer dépendent du secteur où se trouve le vecteur flux.

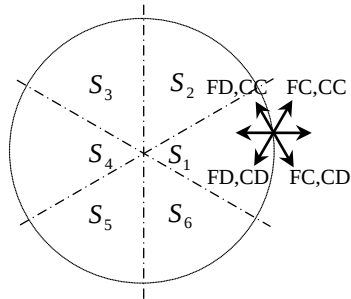


Figure 2.7 : Variation du flux et du couple
FC : Flux croît, FD : Flux décroît, CC : Couple croît, CD : Couple décroît.

		Vecteur $\vec{V}_s$
Φ_s	Croît	$\vec{V}_{i-1}$ $\vec{V}_i$ $\vec{V}_{i+1}$
	Décroît	$\vec{V}_{i-2}$ $\vec{V}_{i+2}$ $\vec{V}_{i+3}$
C_{em}	Croît	$\vec{V}_{i+1}$ $\vec{V}_{i+2}$
	Décroît	$\vec{V}_{i-1}$ $\vec{V}_{i-2}$

Tableau 2.1 : Table de sélection générale pour la commande directe du couple

La Figure 2.8 montre le schéma bloc de la commande directe du couple d'une machine synchrone à aimants permanents alimentée par un onduleur de tension à 2 niveaux. La valeur estimée du flux statorique est comparée à sa valeur désirée et la valeur estimée du couple électromagnétique est comparée au couple de commande généré par le régulateur de vitesse. Les erreurs du flux et du couple obtenues sont utilisées par deux comparateurs à hystérésis. Les valeurs de sorties correspondantes ainsi que le numéro du secteur de position du flux statorique sont utilisées pour sélectionner le vecteur tension approprié à partir d'une table de sélection afin de générer les impulsions permettant la commande des interrupteurs de l'onduleur [1].

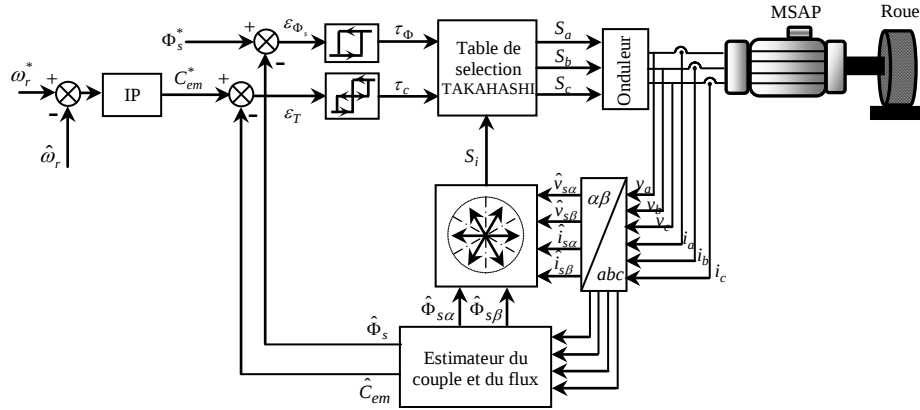


Figure 2.8 : Schéma bloc de la commande directe du couple d'une MSAP avec régulation de vitesse

2.3.3 Sélection du vecteur tension

a- Estimation du flux statorique

L'amplitude du flux statorique est estimée à partir de ces composantes $\Phi_{s\alpha}$ et $\Phi_{s\beta}$:

$$\Phi_s = \sqrt{\Phi_{s\alpha}^2 + \Phi_{s\beta}^2} \quad (2.20)$$

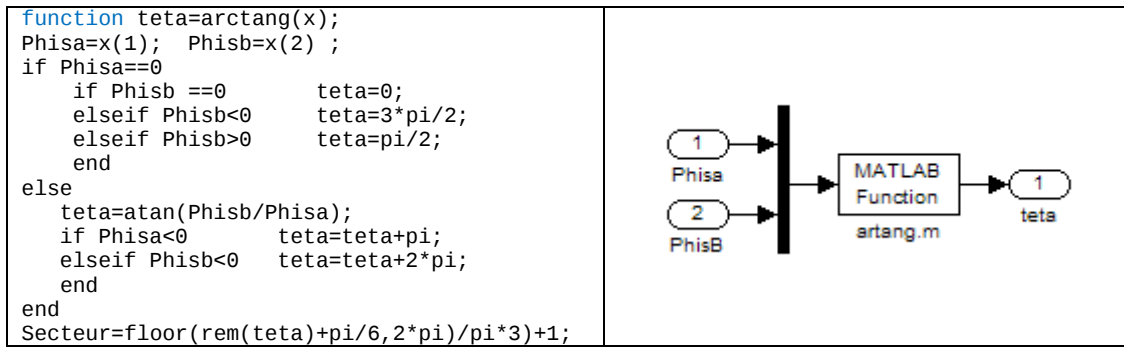
où $\Phi_{s\alpha}$ et $\Phi_{s\beta}$ sont estimées en utilisant l'équation (2.15) qui nécessite la connaissance des composants du vecteur courant statorique $i_{s\alpha}$ et $i_{s\beta}$ et du vecteur tension statorique $v_{s\alpha}$ et $v_{s\beta}$.

b- Estimation de la position du vecteur flux

Pour choisir le vecteur tension convenable à appliquer à la machine, nous devons connaître la position du vecteur flux statorique dans l'un de six secteurs du plan (α, β) . La détermination de cet angle par le calcul de l'arctangente comme le montre l'équation (2.21) nécessite un temps de calcul important.

$$\theta_s = \arctg\left(\frac{\Phi_{s\beta}}{\Phi_{s\alpha}}\right) \quad (2.21)$$

Pour la commande directe du couple, il n'est pas nécessaire de connaître avec précision la valeur de l'angle θ_s . Il suffit de connaître le secteur dans lequel évolue le flux statorique pour faire le choix du vecteur à appliquer. Un programme est implanté en matlab permet de déterminer le secteur recherché.



2.3.4 Comparateurs à hystérésis

A. Comparateurs à hystérésis du flux

Le comparateur à hystérésis utilisé pour le contrôle du module flux est un comparateur à deux niveaux, Figure 2.9. Le signal de sortie du comparateur de flux τ_Φ , peut prendre deux valeurs (1 ou 0) selon les cas suivants :

- Si l'erreur de flux est positive, il faut augmenter le flux et $\tau_\Phi = 1$;
- Si l'erreur de flux est négative, il faut affaiblir le flux et $\tau_\Phi = 0$;

La largeur de la bande d'hystérésis est choisie en fonction de l'intervalle de contrôle des interrupteurs, lui-même choisi en fonction de la fréquence de commutation des interrupteurs.

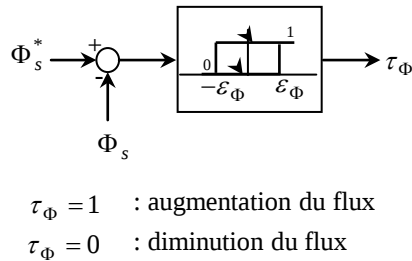


Figure 2.9 : Principe de réglage du flux statorique.

B. Comparateurs à hystérésis du couple

Pour le contrôle du couple, deux types de comparateurs à hystérésis peuvent être envisagés en fonction de la dynamique souhaitée :

- Un comparateur à hystérésis à deux niveaux, Figure 2.10-a : utilisé pour contrôler le moteur dans un seul sens de rotation
- Un comparateur à hystérésis à trois niveaux, Figure 2.10-b : utilisé pour contrôler le moteur dans les deux sens de rotation

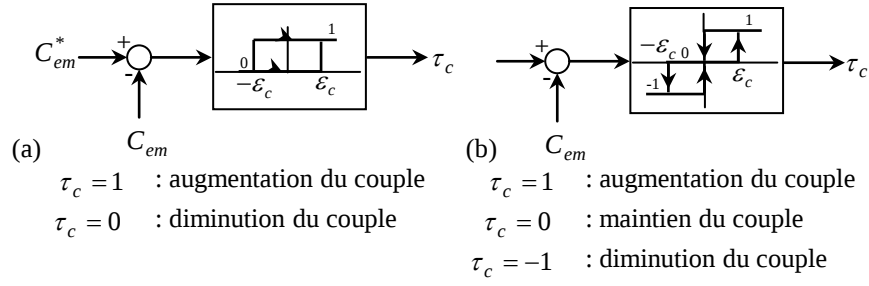


Figure 2.10 : Principe de réglage du couple électromagnétique.

C. Table de sélection du vecteur tension

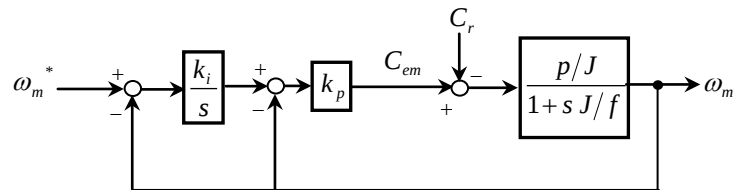
En fonction des sorties des régulateurs à hystérésis et du secteur où se trouve le flux statorique, les vecteurs de tension sont choisis afin de maintenir le flux et le couple à l'intérieur des bandes d'hystérésis. Le Tableau 2.2, proposée par Takahashi [9], donne toutes les sélections possibles.

		Secteur					
τ_Φ	τ_c	1	2	3	4	5	6
1	1	V ₂	V ₃	V ₄	V ₅	V ₆	V ₁
	0	V ₇	V ₀	V ₇	V ₀	V ₇	V ₀
	-1	V ₆	V ₁	V ₂	V ₃	V ₄	V ₅
0	1	V ₃	V ₄	V ₅	V ₆	V ₁	V ₂
	0	V ₀	V ₇	V ₀	V ₇	V ₀	V ₇
	-1	V ₅	V ₆	V ₁	V ₂	V ₃	V ₄

Tableau 2.2 : Table de sélection de Takahashi

2.3.5 Régulation de la vitesse

Le contrôle de la vitesse de rotation est effectué à partir des caractéristiques mécaniques de la machine. Le schéma bloc de la boucle de régulation de la vitesse de la machine avec correcteur IP est le suivant, Figure 2.11.


 Figure 2.11 : Schéma de la régulation de la vitesse ω_m par correcteur IP.

Le régulateur de vitesse qu'on propose est une action intégrale et proportionnelle. Il faut donc deux pôles pour annuler tout écart statique du à la perturbation.

En appliquant la méthode de placement des pôles, on obtient les paramètres suivants du correcteur, en fonction de l'amortissement ζ et la fréquence ω_N :

$$\begin{cases} k_p = \frac{2\zeta\omega_N \frac{J}{f} - 1}{\frac{p}{f}} \\ k_i = \frac{\omega_N^2 J}{k_p p} \end{cases} \quad (2.22)$$

2.4 Effet de la variation de la résistance statorique

Toute variation dans la température tends à varier la résistance statorique qui dépends elle-même de quelques facteurs : la charge, les conditions ambiantes et de la vitesse, dont certain d'eux sont imprévisible. Cette variation influe également sur le courant statorique [10-12]. L'effet de la variation de la résistance statorique manifeste largement dans le flux statorique estimé donné par :

$$\Phi_s = \int (v_s - R_s i_s) dt \quad (2.23)$$

Donc la variation de R_s introduit des erreurs significatives dans l'estimation du flux statorique et par conséquent du couple électromagnétique ce qui affecte les performances du système DTC, Figure 2.12. A faible vitesse, la force électromotrice est très petite, à cet effet, la chute de tension au niveau de la résistance statorique est comparée à l'amplitude de la tension d'alimentation. De plus, une erreur dans la position angulaire du flux statorique peut ainsi causer une sélection incorrecte des états de commutation des interrupteurs de l'onduleur (de graves dysfonctionnements dans le choix du vecteur tension à appliquer). Dans cette partie, on va proposer d'illustrer l'influence de cette variation, par la suite on présente un bloc d'estimation qui compense chaque variation de la résistance statorique en utilisant un régulateur proportionnel intégral (PI) [13-16] .

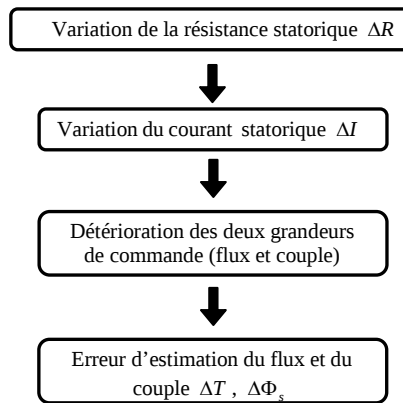


Figure 2.12 : Effet de la variation de la résistance statorique.

Toute variation de la résistance statorique, entraîne un déséquilibre dans les équations des composantes de flux statorique de la machine. Donc toute information obtenue par le flux sera

entachée d'erreurs, le flux statorique actuel et estimé, le couple électromagnétique actuel et estimé sont donnés par les équations :

$$\overline{\Phi}_s = \overline{\Phi}_{sm} = \int_0^t (\overline{V}_s - R_s \overline{I}_s) dt \quad (2.24)$$

$$C_{em} = \hat{C}_{em} = p(\Phi_{s\alpha} I_{s\beta} - \Phi_{s\beta} I_{s\alpha}) \quad (2.25)$$

Les grandeurs actuelles de la machine sont :

$$\begin{cases} \Phi_{s\alpha} + \Delta\Phi_{s\alpha} = \int_0^t (v_{s\alpha} - (R_s + \Delta R_s)(i_{s\alpha} + \Delta i_{s\alpha})) dt \\ \Phi_{s\beta} + \Delta\Phi_{s\beta} = \int_0^t (v_{s\beta} - (R_s + \Delta R_s)(i_{s\beta} + \Delta i_{s\beta})) dt \end{cases} \quad (2.26)$$

$$\overline{\Phi}_s + \Delta\overline{\Phi}_s = \overline{\Phi}_{sm} = \int_0^t (\overline{V}_s - (R_s + \Delta R_s)(\overline{I}_s + \Delta\overline{I}_s)) dt \quad (2.27)$$

$$C_{em} + \Delta C_{em} = p((\Phi_{s\alpha} + \Delta\Phi_{s\alpha})(I_{s\beta} + \Delta I_{s\beta}) - (\Phi_{s\beta} + \Delta\Phi_{s\beta})(I_{s\alpha} + \Delta I_{s\alpha})) \quad (2.28)$$

Les grandeurs estimées par le contrôleur sont données par :

$$\begin{cases} \Phi_{s\alpha} + \Delta\hat{\Phi}_{s\alpha} = \int_0^t (v_{s\alpha} - (R_s)(I_{s\alpha} + \Delta I_{s\alpha})) dt \\ \Phi_{s\beta} + \Delta\hat{\Phi}_{s\beta} = \int_0^t (v_{s\beta} - (R_s)(I_{s\beta} + \Delta I_{s\beta})) dt \end{cases} \quad (2.29)$$

$$\Phi_s + \Delta\hat{\Phi}_s = \int_0^t (v_s - (R_s)(I_s + \Delta I_s)) dt \quad (2.30)$$

$$C_{em} + \Delta C_{em} = p((\Phi_{s\alpha} + \Delta\hat{\Phi}_{s\alpha})(I_{s\beta} + \Delta I_{s\beta}) - (\Phi_{s\beta} + \Delta\hat{\Phi}_{s\beta})(I_{s\alpha} + \Delta I_{s\alpha})) \quad (2.31)$$

Les erreurs dans l'estimation de flux et de couple sont données par :

$$\begin{cases} \Delta\Phi_{s\alpha} = \Delta\hat{\Phi}_{s\alpha} - \Delta\Phi_{s\alpha m} = \int_0^t (I_{s\alpha} + \Delta I_{s\alpha}) \Delta R_s dt \\ \Delta\Phi_{s\beta} = \Delta\hat{\Phi}_{s\beta} - \Delta\Phi_{s\beta m} = \int_0^t (I_{s\beta} + \Delta I_{s\beta}) \Delta R_s dt \end{cases} \quad (2.32)$$

$$\Delta\overline{\Phi}_s = \Delta\hat{\overline{\Phi}}_s - \Delta\overline{\Phi}_{sm} \quad (2.33)$$

$$\Delta\overline{\Phi}_s = \int_0^t (R_s \Delta I_s + \Delta R_s I_s) dt - \int_0^t (R_s \Delta I_s) dt = \int_0^t (\Delta R_s I_s) dt \quad (2.34)$$

$$\begin{aligned} \Delta C &= \Delta\hat{C}_{em} - \Delta C_{em} \\ &= p \left((I_{s\beta} + \Delta I_{s\beta}) \int_0^t (I_{s\alpha} + \Delta I_{s\alpha}) \Delta R_s dt - (I_{s\alpha} + \Delta I_{s\alpha}) \int_0^t (I_{s\beta} + \Delta I_{s\beta}) \Delta R_s dt \right) \end{aligned} \quad (2.35)$$

Les équations (2.34) et (2.35) donnent les erreurs de flux statorique et du couple en tenant compte de la variation de la résistance statorique durant le fonctionnement. Les grandeurs estimées diffèrent sensiblement des grandeurs réelles de la machine, donc le terme résistif peut être comparable à la tension d'alimentation V_s et l'erreur dans le flux statorique devient plus importante, ce qui entraîne un dysfonctionnement dans le choix du vecteur tension à appliquer à la machine, donc la commande DTC perdra ses performances et peut devenir instable.

2.5 Estimateur pour la compensation des variations de la résistance statorique

Dans cette partie un estimateur a été conçu pour estimer la variation de la résistance statorique du moteur, pendant le fonctionnement. Chaque variation de R_s sera détectée par l'estimateur PI, en utilisant l'écart entre le courant de référence et le courant actuel (réel), Figure 2.13 [16, 17].

$$\Delta R_s = \left(k_p + \frac{k_i}{s} \right) \Delta i_s \quad (2.36)$$

La Figure 2.13 illustre la structure de l'estimateur PI, dont le vecteur courant de référence i_s^* correspond au flux et au couple et i_s est le vecteur courant statorique mesuré.

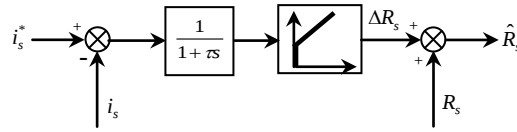


Figure 2.13 : Schéma bloc d'un estimateur PI utilisé pour la compensation de la résistance statorique

En absence d'une variation de la résistance statorique, R_s le flux statorique réel ou estimé est donné par la relation suivante :

$$\begin{cases} \Phi_d = L_d i_d + \Phi_f \\ \Phi_q = L_q i_q \end{cases} \quad (2.37)$$

$$|\Phi_s| = \sqrt{\Phi_d^2 + \Phi_q^2} \quad (2.38)$$

D'autre part, le couple électromagnétique estimé est exprimé par:

$$C_{em}^* = \frac{3}{2} p \left[\Phi_f i_q^* - (L_d - L_q) i_d^* i_q^* \right] \quad (2.39)$$

Les deux grandeurs de commande de référence sont exprimés par:

$$\begin{cases} C_{em}^* = \frac{3}{2} p \left[\Phi_f i_q^* - (L_d - L_q) i_d^* i_q^* \right] \\ |\Phi_s^*| = \sqrt{(L_d i_d^* + \Phi_f)^2 + (L_q i_q^*)^2} \end{cases} \quad (2.40)$$

L'amplitude du courant est obtenue, en utilisant la relation suivante:

$$|i_s^*| = \sqrt{(i_d^*)^2 + (i_q^*)^2} \quad (2.41)$$

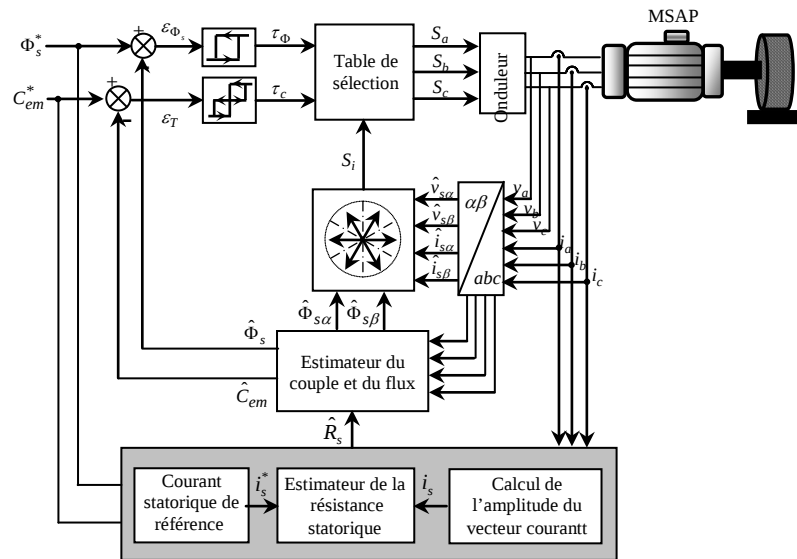


Figure 2.14 : Schéma bloc de la commande DTC dotée d'un estimateur PI de la résistance statorique.

Afin de tester les performances de notre estimateur PI, nous avons simulé une variation de la résistance statorique sous forme trapézoïdale avec un changement de 100% de la valeur nominale de $R_{sn} = 0,03\Omega$, Figure 2.15.

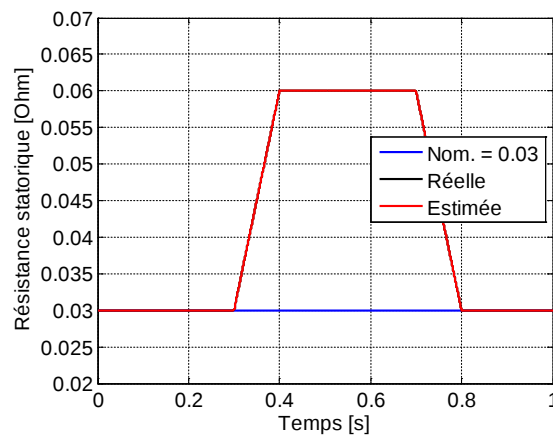
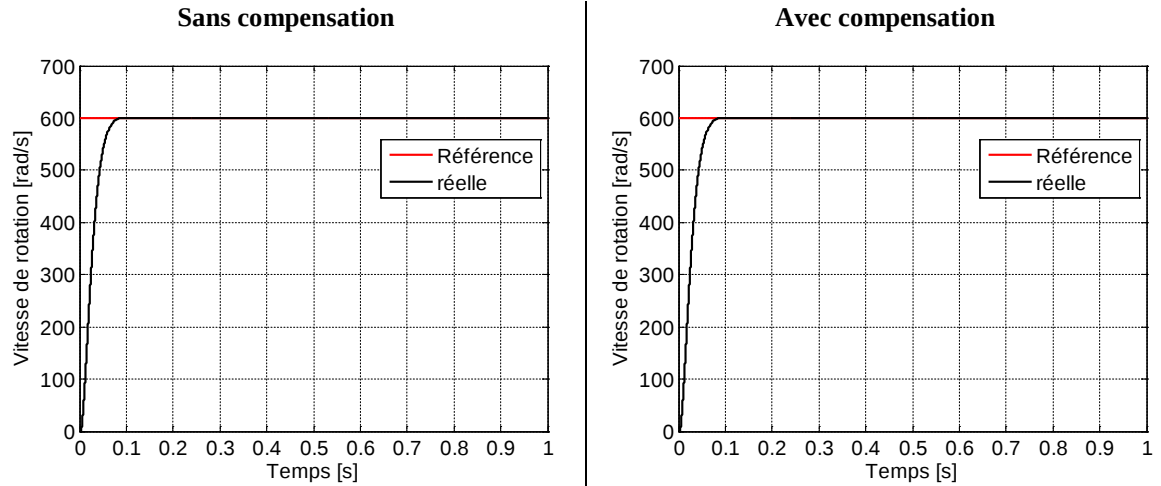


Figure 2.15 : Cas d'une variation trapézoïdale de 100% de R_{sn}

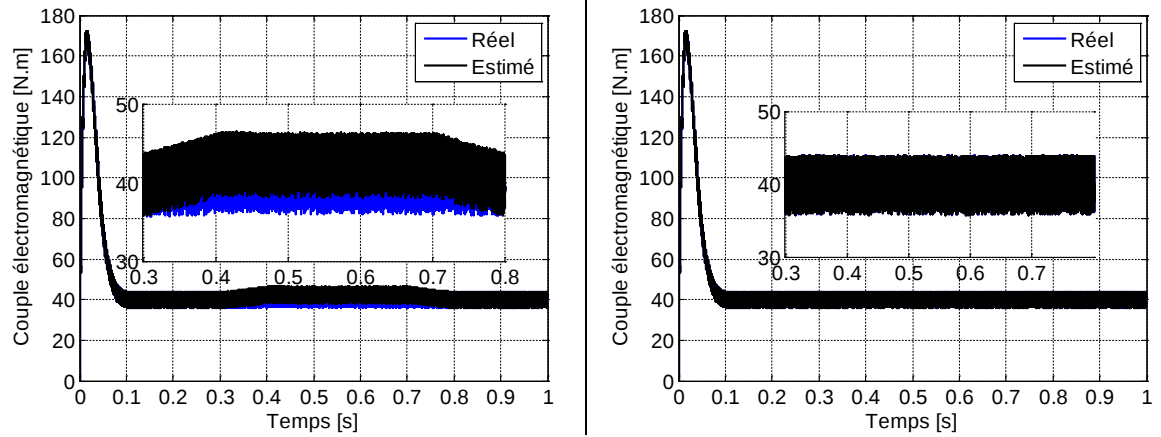
Les résultats présentés à gauche dans la Figure 2.16 (sans compensation), nous confirme bien ce qu'on a mentionné sur l'effet de la variation de la résistance statorique. La Figure 2.16 (b) illustre la déviation du couple électromagnétique de sa valeur de référence. La Figure 2.16 (c) et (d) montre que le flux statorique estimé s'est écarté de sa valeur de référence ainsi que sa trajectoire.

D'après les résultats obtenus (avec compensation) dans les Figure 2.16 (à droite), on constate que l'estimateur a bien compensé toutes les variations et cela se traduit et se manifeste dans les figures représentatives des grandeurs affectées par celles-ci : le couple électromagnétique qui a retrouvé sa

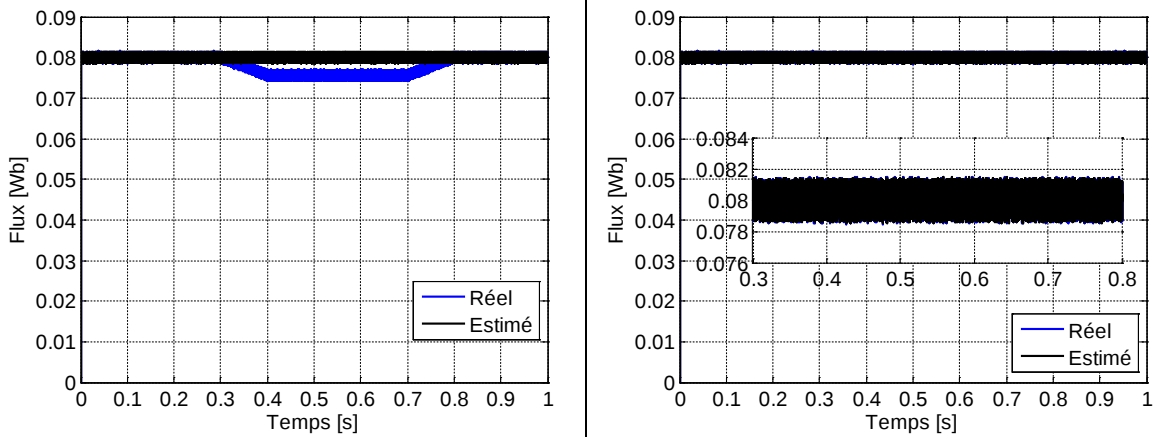
référence, figures 2.16 (b) et le flux statorique rejoint sa trajectoire circulaire, Figure 2.16(d). Donc à partir de ces résultats on peut conclure que l'estimateur PI nous a permis d'obtenir de bonnes performances de la DTC en présence de changements de la résistance statorique, car cet estimateur est capable de suivre ces divergences et de la converger vers la valeur actuelle (réelle) de R_s .



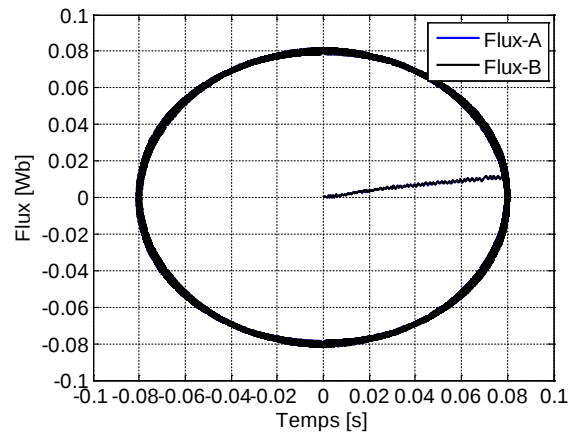
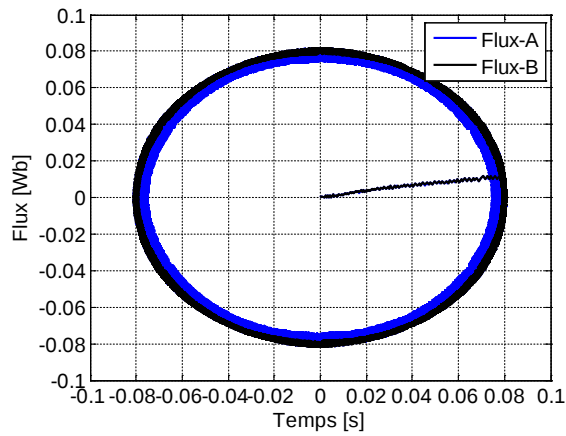
(a) Vitesse de rotation



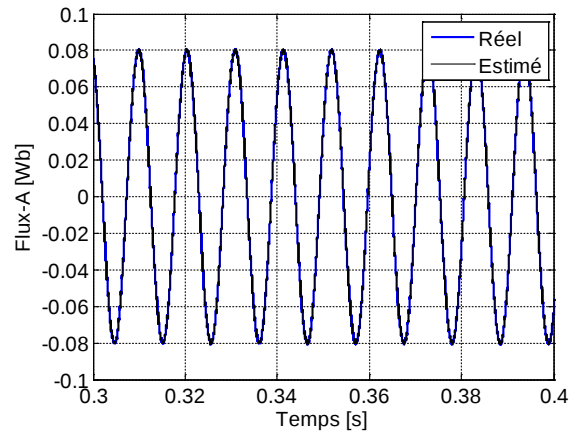
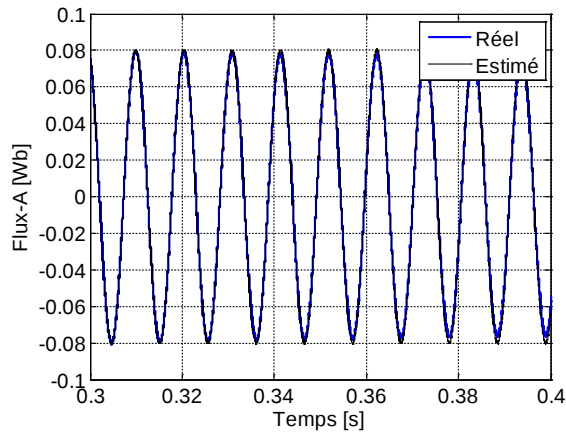
(b) Couple électromagnétique



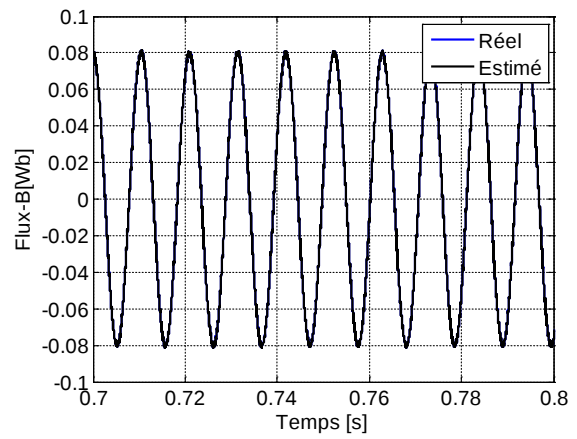
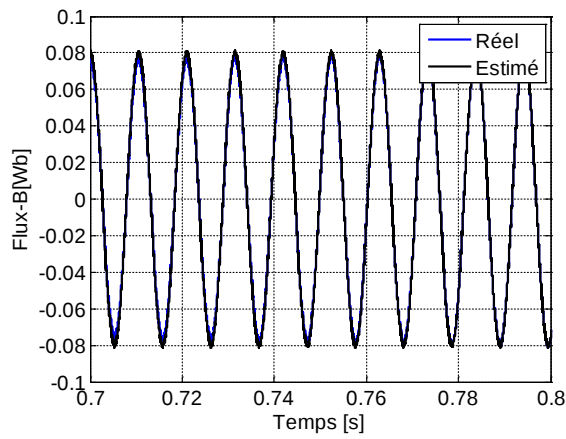
(c) Flux statoriques



(d) Trajectoire circulaire du flux statorique



(e) Flux statoriques dans l'axe α



(f) Flux statoriques dans l'axe β

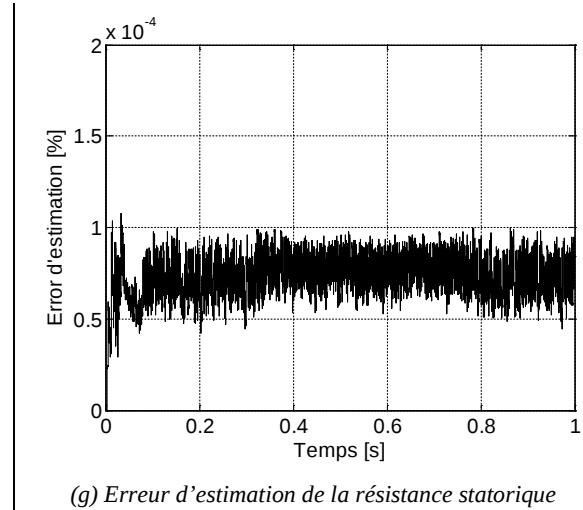


Figure 2.16 : Effet / compensation d'une variation trapézoïdale de 100% de R_{sn}

2.6 Résultats de simulation

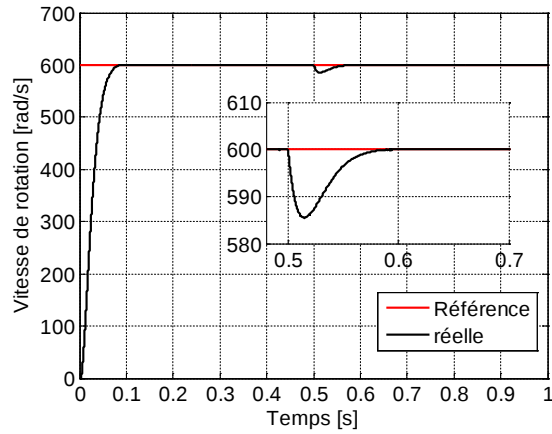
Pour permettre une simulation numérique nous avons établi le schéma bloc de la commande directe de couple de la machine synchrone à aimants permanents présenté par la Figure 2.14. On considère que le convertisseur statique (l'onduleur de tension) est parfait pour toute la simulation.

2.6.1 Essai 1 : Réponse à un échelon de vitesse suivi d'une introduction de couple de charge

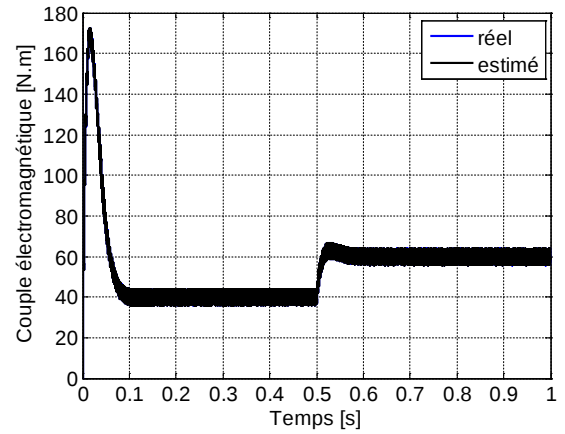
Pour tester la robustesse de la régulation, nous avons simulé un démarrage en charge pour la vitesse de référence de 600rd/s , puis la réponse à un échelon de couple ($C_r = 60 \text{N.m}$) appliqué à l'instant $t = 0,5 \text{s}$. Les résultats de simulation sont représentés par la Figure 2.17.

La réponse en vitesse ne subit aucun dépassement, Figure 2.17 (a) et ceci grâce au régulateur de vitesse IP choisi. L'application du couple de charge C_r modifié peu la vitesse (chute de l'ordre de 3 % pendant une durée de 0,09s), son annulation aussi, cela signifie que le régulateur de vitesse agit bien en association avec le contrôle DTC de la machine. On constate donc un fonctionnement satisfaisant tant en régime transitoire qu'en régime permanent (erreur statique nulle). Le couple électromagnétique présente en régime transitoire un accroissement oscillatoire jusqu'à une valeur maximale de 165N.m , ensuite il descend presque instantanément vers sa valeur de référence de 40N.m avec une ondulation remarquable en régime établi, Figure 2.17 (b). Le courant statorique est caractérisé par un fort courant de démarrage allant jusqu'à 240A , puis il se stabilise à sa valeur nominale, puis une augmentation rapide lors de l'application de la charge 2.17 (c) et (d). La Figure 2.17 (e) montre que nous avons ainsi obtenu un meilleur contrôle du module du flux statorique. Il atteint immédiatement sa valeur de référence de $0,08 \text{Wb}$ avec léger dépassement ondulateur autour de sa valeur de référence. La trajectoire de l'extrémité du flux statorique prend une forme circulaire de rayon égale à $0,08 \text{Wb}$, Figure 2.17 (f). On observe une forme sinusoïdale pour les composantes du

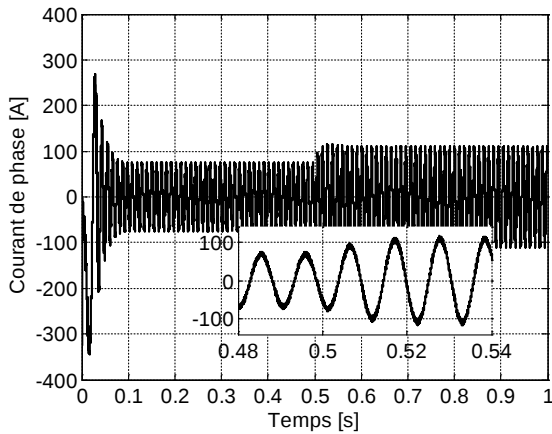
flux statoriques, Figure 2.17 (h). On remarque que le flux statorique n'est pas perturbé lors l'application de la charge, ce qui montre le bon découplage entre le flux et le couple, et que le système se comporte convenablement vis-à-vis de la variation de la charge.



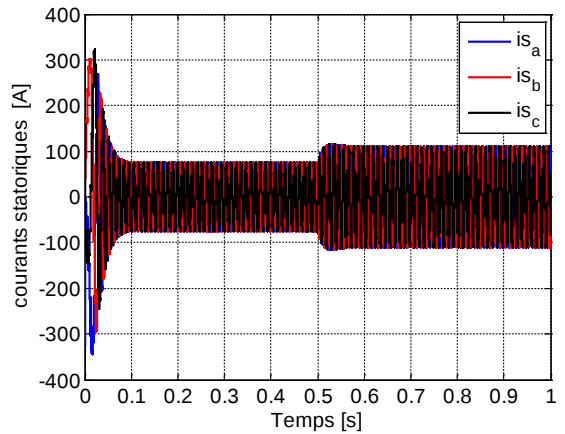
(a) Vitesse de rotation



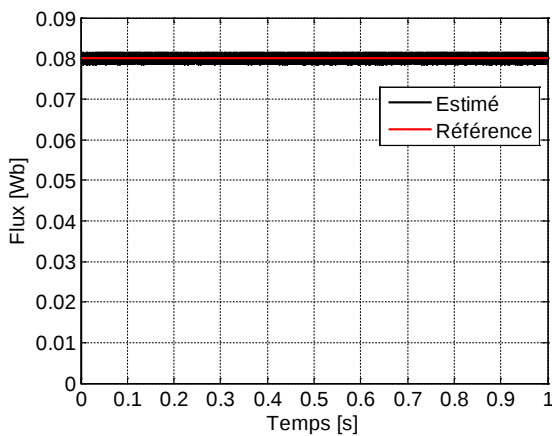
(b) Couple électromagnétique



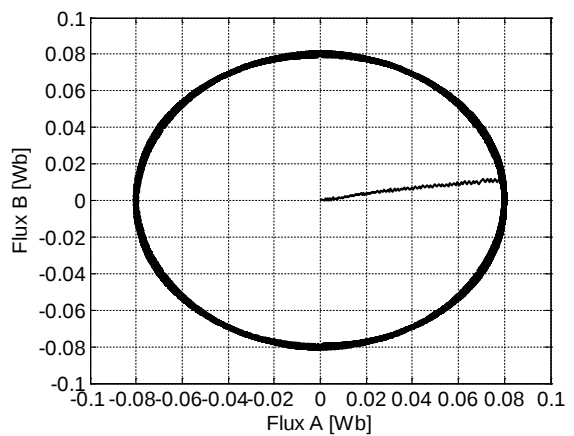
(c) Courant de phase



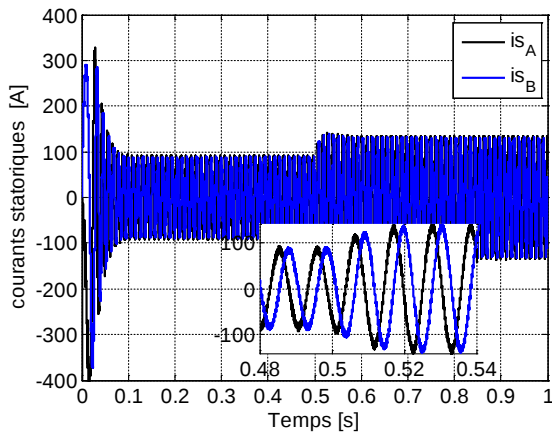
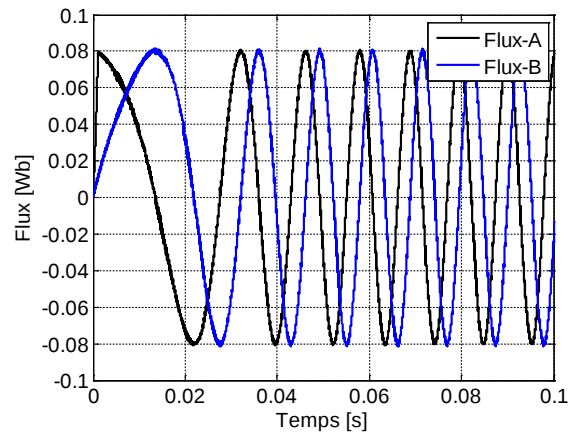
(d) Courants statoriques



(e) Flux statoriques

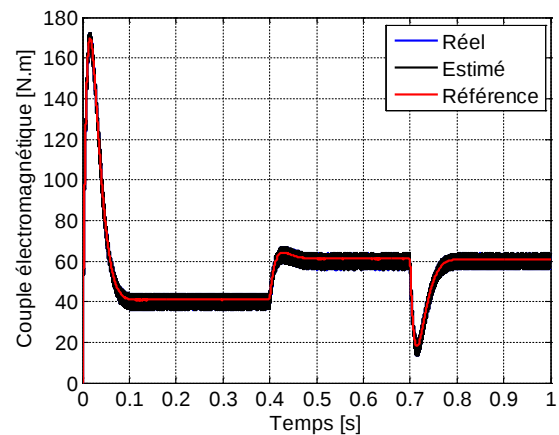
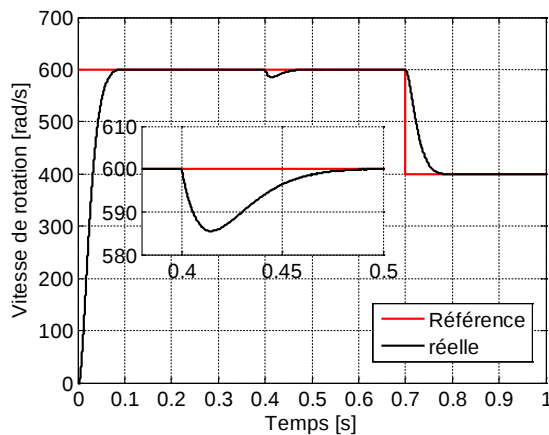


(f) Trajectoire circulaire du flux statorique


 (g) Courants statoriques dans le plan α, β

 (h) Flux statoriques dans le plan α, β
Figure 2.17 : Réponse à un échelon de vitesse suivi d'une introduction de couple de charge

2.6.2 Essai 2 : Démarrage suivi d'une application d'une charge puis une réduction de vitesse

Dans cet essai, nous allons effectuer la simulation du comportement de la machine, lors d'un démarrage en charge (40 N.m) avec une application d'un échelon de consigne de la vitesse de 600 rd/s . Puis le système est soumis à des variations de la charge en appliquant une augmentation de la charge de 20 N.m à l'instant $t = 0,4\text{ s}$. Ensuite, nous procédons à un changement de la consigne de la vitesse vers 400 rd/s à l'instant $t = 0,7\text{ s}$. Lors de l'application de l'échelon de charge, le couple électromagnétique suit parfaitement la référence (Figure 2.18 (b)) avec une influence sur la vitesse qui rejoint par la suite sa valeur de référence (Figure 2.18 (a)). La structure de correcteur a permis d'avoir des performances très satisfaisantes. Un bon rejet de perturbation du couple résistant (voir le zoom sur la Figure 2.18 (a)). On constate que le système répond avec succès à ce type de test et le découplage entre le flux et le couple est vérifié. Donc, on peut dire que notre commande est robuste vis-à-vis des variations de charge et du sens de rotation. On conclut que le système répond avec succès à ce type de test.



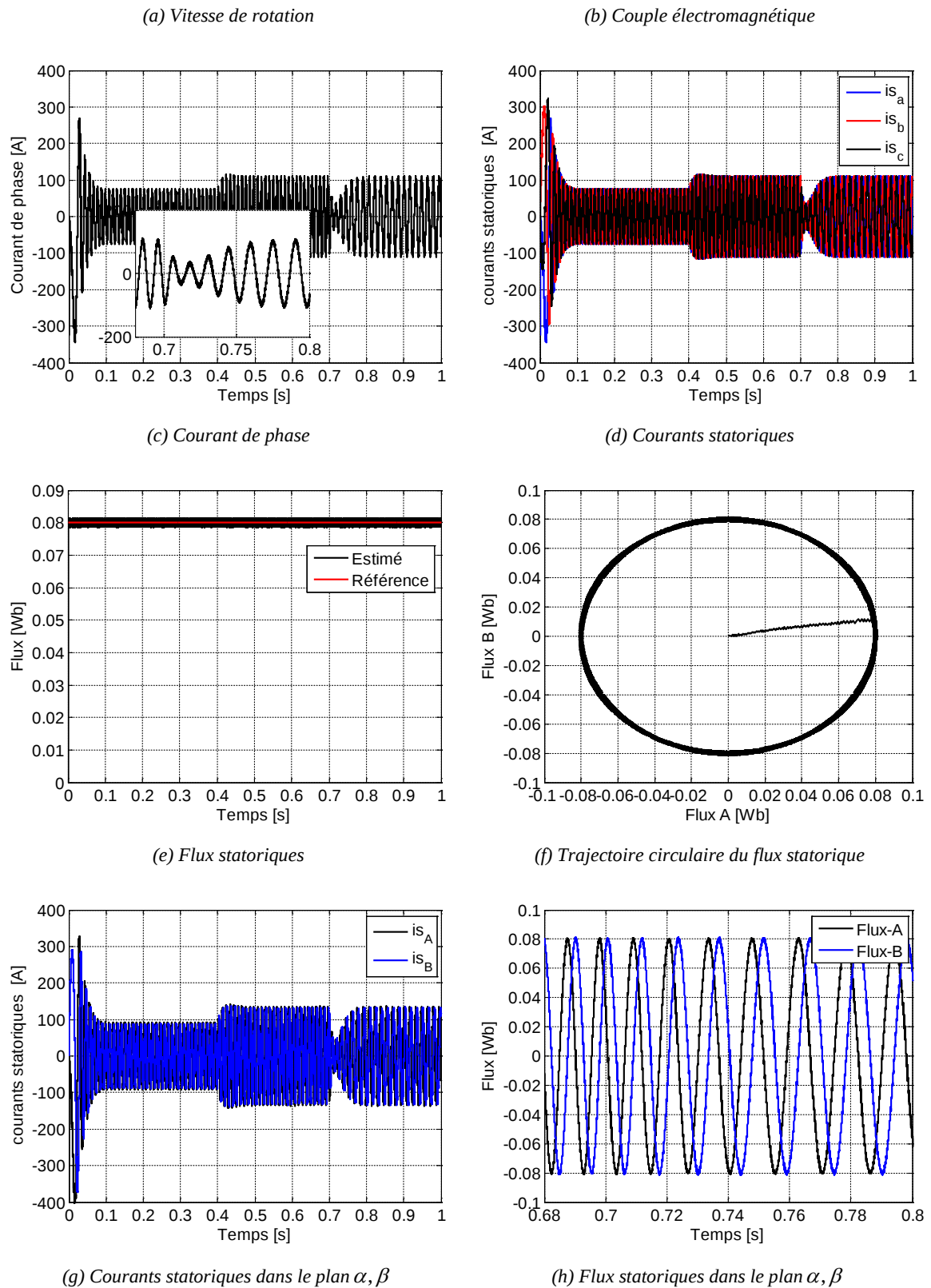


Figure 2.18 : Démarrage suivi d'une application d'une charge puis une réduction de vitesse

2.7 Conclusion

Une modélisation de la machine synchrone à aimants permanents a été détaillée dans la première partie de ce chapitre. Ensuite, l'onduleur de tension, considéré comme un élément de connexion du moteur de traction avec la source d'énergie, a été modélisé par une matrice de connexion dont les éléments sont des variables logiques. Enfin, la méthode de commande directe de couple (DTC) appliquée au modèle de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) alimenté par un onduleur de tension, en présence de la boucle de réglage de vitesse par un correcteur IP, a été présentée. Les résultats de simulation obtenus, présentés dans ce présent chapitre, montrent qu'avec ce type de commande avec des régulateurs classiques, la vitesse, le couple et le flux statorique de la machine peuvent être contrôlés avec de bonnes performances dynamiques et statiques.

Références bibliographiques

- [1] K. Hartani, "Contribution à la stabilité du véhicule électrique à l'aide du contrôle des systèmes anti-patinage," thèse de Doctorat, USTO, Oran, Algérie, 2007.
- [2] P. Barret, "Régimes transitoires des machines tournantes électriques," 1987.
- [3] G. Grellet and G. Clerc, *Actionneurs électriques*: éditions Eyrolles, 1997.
- [4] J. Bonal, "Entraînements électriques à vitesse variable. Volume 2. Rappels d'électronique de puissance et d'automatique, les variateurs électroniques de vitesse," 1998.
- [5] O. Gizolme, "Modélisation et optimisation d'une machine synchrone et de son alimentation pour la traction électrique," Ecully, Ecole centrale de Lyon, 1997.
- [6] P. Pillay and R. Krishnan, "Modeling, simulation, and analysis of permanent-magnet motor drives. I. The permanent-magnet synchronous motor drive," *IEEE Transactions on industry applications*, vol. 25, pp. 265-273, 1989.
- [7] L. Zhong, M. F. Rahman, W. Hu, K. Lim, and M. Rahman, "A direct torque controller for permanent magnet synchronous motor drives," *IEEE transactions on Energy Conversion*, vol. 14, pp. 637-642, 1999.
- [8] M. F. Rahman, L. Zhong, and K. W. Lim, "A direct torque-controlled interior permanent magnet synchronous motor drive incorporating field weakening," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 34, pp. 1246-1253, 1998.
- [9] I. Takahashi and T. Noguchi, "Take a look back upon the past decade of direct torque control [of induction motors]," in *Proceedings of the IECON'97 23rd International Conference on Industrial Electronics, Control, and Instrumentation (Cat. No. 97CH36066)*, 1997, pp. 546-551.
- [10] S. Mir, M. E. Elbuluk, and D. S. Zinger, "PI and fuzzy estimators for tuning the stator resistance in direct torque control of induction machines," in *Proceedings of 1994 Power Electronics Specialist Conference-PESC'94*, 1994, pp. 744-751.
- [11] S. Mir, M. E. Elbuluk, and D. S. Zinger, "PI and fuzzy estimators for tuning the stator resistance in direct torque control of induction machines," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 13, pp. 279-287, 1998.

- [12] L. A. Cabrera, M. E. Elbuluk, and I. Husain, "Tuning the stator resistance of induction motors using artificial neural network," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 12, pp. 779-787, 1997.
- [13] K. Hartani, M. Bourahla, Y. Miloud, and M. Sekour, "Electronic differential with direct torque fuzzy control for vehicle propulsion system," *Turkish Journal of Electrical Engineering & Computer Sciences*, vol. 17, pp. 21-38, 2009.
- [14] M. h. Sekour, K. Hartani, A. Draou, and A. Allali, "Sensorless fuzzy direct torque control for high performance electric vehicle with four in-wheel motors," *Journal of Electrical Engineering and Technology*, vol. 8, pp. 530-543, 2013.
- [15] K. Hartani, Y. Miloud, and A. Miloudi, "Improved direct torque control of permanent magnet synchronous electrical vehicle motor with proportional-integral resistance estimator," *Journal of Electrical Engineering and Technology*, vol. 5, pp. 451-461, 2010.
- [16] M. h. Sekour, "Contribution à la commande robuste d'un système de traction multimachine - Application au véhicule électrique," thèse de doctorat, Université des Sciences et de la Technologie d'Oran Mohamed Boudiaf, 2013.
- [17] K. Hartani, M. h. Sekour, and A. Draou, "A new direct torque control scheme for PMSM with on-line stator resistance tuning," in *4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives*, 2013, pp. 721-726.

Chapitre 03

Commande DTC de la chaîne de traction électrique basée sur la technique maître-esclave

- Cas d'une configuration bi-machine /mono-onduleur à 3 bras -

3.1 Introduction

La commande de la chaîne de traction se traduit par la commande de ces moteurs-roues, qui se caractérise par le contrôle de la rotation des moteurs-roues dans toute la plage de vitesse de fonctionnement, le contrôle total de couple à vitesse nulle, ainsi que des accélérations et des décélérations rapides. Ces dernières années, des techniques de contrôle avancées sont développées permettant de répondre à certaines contraintes imposées par la chaîne de traction, de plus en plus sévères sur les couples. La stratégie de contrôle DTC est actuellement reconnue comme étant la technique la plus répandue dans le domaine de la traction électrique [1]. Cependant, le contrôle DTC conventionnel offre une réponse rapide et précise du couple électromagnétique et du flux statorique. Par contre, les inconvénients majeurs de ce type de contrôle sont l'existence des ondulations importantes dans le couple, le flux statorique et le courant due à l'utilisation des comparateurs à hystérésis [2] [3] [4].

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'extension de la technique de contrôle DTC développée dans le chapitre précédant aux systèmes électromécaniques faisant intervenir deux machines et un seul convertisseur qui appartient aux systèmes multimachines multiconvertisseurs (SMM) [5] [6]. L'application SMM faisant l'objet de ce travail : l'alimentation de deux machines synchrones par un seul onduleur de tension, dans une application de traction électrique. On cherche à proposer une technique de commande, basée sur la dite « maître-esclave » associée à la commande directe du couple (DTC) pour un système de traction mono-onduleur bi-moteur d'un véhicule électrique. Des simulations numériques du système étudié sont alors réalisées avec le logiciel Matlab/Simulink.

3.2 Commande DTC d'un système bi-machines mono-onduleur basée sur la technique « maître-esclave »

La commande directe de couple (DTC) telle qu'elle est décrites dans le deuxième chapitre sert à commander une seule machine MSAP, où son adaptation n'est pas envisageable de façon directe pour commander deux MSAPs reliées en parallèle à un seul onduleur de tension. La problématique qui peut être formulée est : *Comment peut-on commander deux machines alimentées par un seul onduleur*

de tension ? Plusieurs études ont été menées afin de trouver les réponses à la problématique posée [7] [8].

Rappelons que l'objectif de la structure du système de traction étudié est de reproduire aux moins le comportement d'un différentiel mécanique en y ajoutant des fonctions de sécurité supplémentaires comme l'anti-patinage et l'anti-blocage des roues.

La vitesse d'un système mono-convertisseur mono-machine composé d'un onduleur de tension 3 bras et d'une MSAP triphasée peut ainsi être commandée sans problème de stabilité. Cette stabilité du système n'est plus aussi évidente lorsque deux machines sont branchées en parallèle sur le même onduleur. En se basant sur la technique « maître-esclave », la partie suivante étudie cette technique et les choix nécessaires qui doivent réaliser la commande afin de s'assurer de la stabilité.

On trouve dans la technique de commande « maître-esclave » classique, un seul onduleur qui pilote deux moteurs en parallèle, mais la commande DTC ne s'applique que sur l'un des deux moteur et qui aura pour désignation « maître », alors que « l'esclave » n'est que le deuxième moteur qui est commandé en boucle ouverte à travers les réponses du maître, Figure 3.1 [9] [10].

Le but de cette partie est d'étudier la stabilité théorique du système présenté sur la Figure 3.1, sachant que:

- les deux machines ont des paramètres identiques ;
- les deux machines doivent être pilotées à la même vitesse ;
- les charges appliquées sur les machines sont différentes et ne sont pas liés mécaniquement. Une seule des deux machines est commandée : la machine maître, notée MS_m , l'autre étant en boucle ouverte : la machine esclave notée MS_{sl} , dans un premier temps, la machine maître est imposée de manière arbitraire.

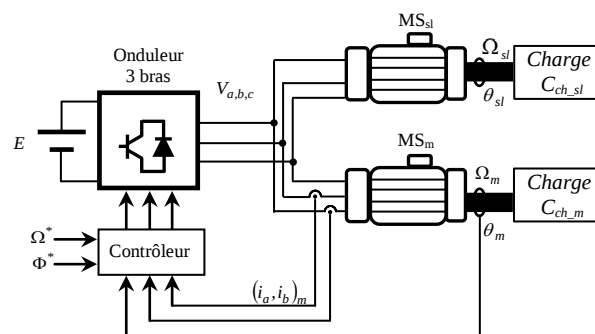


Figure 3.1 : La structure parallèle « maître-esclave ».

Comme il est présenté sur la Figure 3.1, la valeur de la tension délivrée par l'onduleur n'est entièrement due qu'à l'autopilotage de la machine maître. La machine esclave n'ayant aucune influence sur cette valeur, la structure de commande et les paramètres de régulation de la machine maître sont les mêmes que ceux utilisés dans un système avec une seule machine : le contrôleur DTC

est le même. La structure utilisée avec une régulation de vitesse imposée sur la machine maître est présentée sur la Figure 3.2.

Pour un système composé de deux MSAP identiques, notées MS_1 et MS_2 , et connectées en parallèle sur le même onduleur, la machine qui doit être choisie comme étant maître est donc celle sur laquelle la charge la plus importante est appliquée. Vu que les charges ne sont pas forcément connues et maîtrisées, chaque machine est susceptible de devenir maître et doit pouvoir être pilotée à chaque instant. Il est donc nécessaire de pouvoir réguler chaque machine et d'avoir un système qui impose quelle machine doit être choisie comme étant le maître.

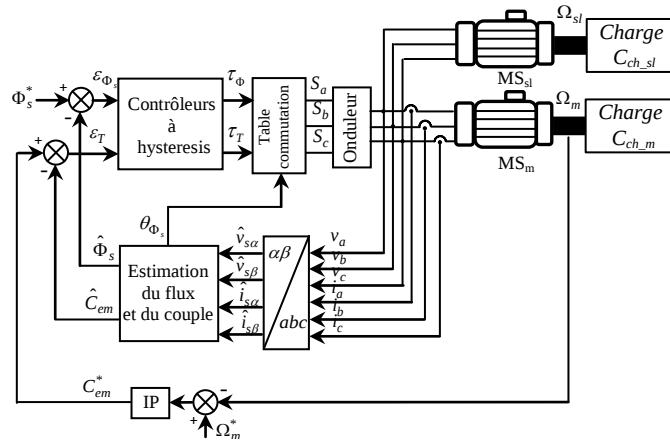


Figure 3.2 : La commande DTC basée sur la structure parallèle « maître-esclave ».

Afin de comprendre et d'anticiper le fonctionnement de deux machines en parallèle sur un onduleur, le comportement des machines maître et esclave est étudié en cas de variation de la charge appliquée sur une des deux machines [10] [11].

3.2.1 Principe du choix de la machine maître

L'étude s'applique à un système composé de deux MSAPs notées MS_1 et MS_2 , et connectées en parallèle sur le même onduleur. Dans la suite de cette étude, l'indice ajouté aux valeurs données correspondant au numéro de la machine.

Pour s'assurer de la stabilité du système, il est nécessaire de piloter la machine qui a la charge mécanique la plus élevée ; pour savoir quelle est cette machine, il suffit de comparer les valeurs des angles de charge δ_1 et δ_2

Vu que les mêmes tensions v_k sont appliquées sur les deux machines, la relation (3.1) est vérifiée :

$$\theta_1 + \delta_1 = \theta_2 + \delta_2 \quad (3.1)$$

D'après cette relation, on déduit :

$$\delta_1 < \delta_2 \Leftrightarrow \theta_1 > \theta_2 \quad (3.2)$$

Pour déterminer quelle machine doit être autopilotée, il faut alors comparer les positions électriques θ_1 et θ_2 : la machine qui en a la plus petite valeur est la machine maître. Cette solution, proposée dans [12], est présentée sur la Figure 3.3. La valeur de θ étant déjà utilisée pour l'autopilotage, aucun capteur supplémentaire n'est nécessaire. Comme représenté sur la Figure 3.3, les positions et les courants des deux machines sont continuellement relevés. Un signal logique *Enable* permet alors de choisir quelle est la machine dont les grandeurs sont utilisées afin de réaliser le contrôle en vitesse et en courant. Ce signal est créé en calculant la différence $\theta_2 - \theta_1$ à laquelle est ajouté un comparateur à hystérésis. Le signal *Enable* correspond au critère de choix : si *Enable* = 1, MS_1 est la machine maître et MS_2 la machine esclave, par contre si *Enable* = 0, MS_2 est la machine maître et MS_1 la machine esclave [13] [10].

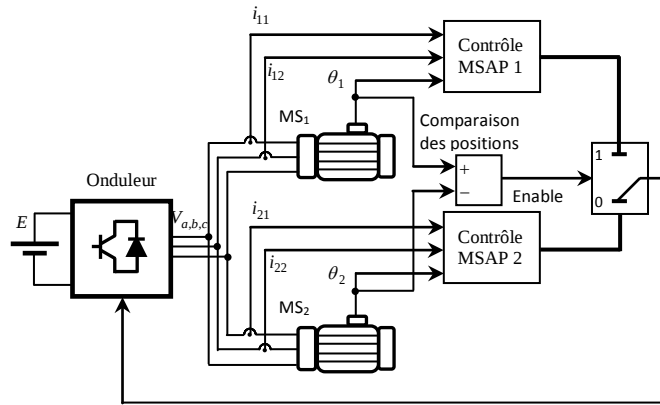


Figure 3.3 : Principe du choix de la machine maître.

A. Cas des vitesses négatives : L'étude présentée dans la partie précédente est effectuée pour des moteurs fonctionnant avec des vitesses dont le sens de rotation est positif. Dans le cas où les vitesses des moteurs sont négatives, ces derniers doivent aussi fournir un couple négatif. Les valeurs des angles de charge sont donc négatives et la machine qui est en boucle ouverte reste stable tant que son angle $\pi/2$. En appliquant le même raisonnement que précédemment, la machine esclave est stable si la valeur absolue du couple de charge qui lui est appliquée est inférieure à la valeur absolue du couple de charge appliqué sur la machine maître :

- Soit $|C_{ch_sl}| < |C_{ch_m}| \Rightarrow |\delta_{sl}| < |\delta_m| \Rightarrow \delta_{sl} > \delta_m > -\pi/2 \Rightarrow$ la stabilité est assurée pour les deux machines ;
- Soit $|C_{ch_sl}| > |C_{ch_m}| \Rightarrow |\delta_{sl}| > |\delta_m| \Rightarrow \delta_{sl} < \delta_m > -\pi/2 \Rightarrow$ et la stabilité du système n'est pas certaine ;

Dans ce cas, la machine qui doit être choisie comme la machine maître est donc celle qui a la plus petite valeur de δ et la plus grande valeur de θ . Lors du choix de la machine maître, la valeur de la vitesse, représentée par la vitesse de référence Ω_{ref} est donc un paramètre à prendre en compte.

Afin d'en assurer la stabilité, le synchronisme des deux moteurs doit toujours être respecté. Cependant, avec la structure « maître-esclave » étudiée, seul un des deux moteurs est autopiloté. Une stratégie prenant en compte la variation des paramètres internes et externes du système est donc nécessaire. Généralement afin de respecter la stabilité, chaque MSAP est alimenté par son propre onduleur et piloté par sa commande. Cependant en considérant que les deux moteurs ont les mêmes caractéristiques et qu'ils doivent être pilotés à la même vitesse, il est possible de les connecter en parallèle sur un onduleur unique qui est ainsi mutualisé. La structure est appelée « maître-esclave » c'est-à-dire que seul un des deux moteurs est piloté (maître) L'autre moteur fonctionne en boucle ouverte (esclave). Vu que la même tension est appliquée sur les deux moteurs leur vitesse de rotation est identique en régime permanent. Dans le cas étudié, un onduleur de tension est utilisé. La vitesse de rotation du moteur maître est régulée en utilisant une régulation type IP.

Dans notre travail, les machines étudiées ont des paramètres identiques et ne sont pas liées mécaniquement. Seules les charges appliquées aux moteurs sont différentes :

- Si: $\frac{d\Phi_s}{dt} = \bar{V}_s - R_s \bar{I}_s < C_m$:le synchronisme du moteur esclave est respecté et le système est stable ;
- Si $R_s C_{em} > C_m$: il y'a une possibilité d'instabilité du moteur esclave ;

Pour s'assurer de la stabilité du système, le moteur qui doit être choisi comme étant le maître et donc celui sur lequel la charge la plus importante est appliquée.

3.3 Nouvelle Technique de contrôle DTC d'un système bi-machine mono-onduleur basée sur l'approche « maître-esclave »

3.3.1 Principe de la technique proposée

Rappelons que dans le contrôle DTC, le flux et le couple électromagnétique sont commandés par l'ajustement du module et de la position du flux statorique, respectivement. Ce principe sera utilisé dans la technique proposée. La méthode pour un système à deux moteurs est expliquée ci-dessous [12] [13] [10]. Pour chaque moteur une stratégie de commande DTC est appliquée indépendamment, donc quelque changements sont faits pour adapter cette technique à ces systèmes.

Dans le système conventionnel, il y'a deux boucles de retour, une pour la commande du flux statorique et l'autre pour le couple électromagnétique. Notre méthode proposée, Figure 3.4, utilise aussi les deux boucles de commande mais avec des procédures différentes dans chaque boucle, cette dernière sera expliquée dans ce qui suit.

3.3.1.1 Boucle de commande du couple électromagnétique

La nouvelle idée dans la boucle de commande du couple est la prise en compte des couples des deux moteurs et de déterminer les besoins du système global avant de faire le choix du vecteur de tension.

Ceci est possible à partir d'un tableau d'équivalence qui sera dressé, pour le cas dans lequel le comparateur à trois niveaux est utilisé dans la boucle de commande du couple, la procédure est expliquée ci-dessous et montrée dans le Tableau (3.1). Dans ce tableau les valeurs -1, 0, 1 sont les sorties du comparateurs d'erreur dans le couple « ε_T » de telle sorte que :

1. Si les deux moteurs demandent la réduction du couple, un vecteur est appliqué pour réduire le couple.
2. Si les deux moteurs ne demandent aucun changement, donc le vecteur appliqué reste inchangé.
3. Si les deux moteurs requièrent une augmentation du couple, donc un vecteur est appliqué pour augmenté le couple.
4. Si l'un des moteurs demande une diminution dans le couple et l'autre ne demande pas de changement, donc le vecteur appliqué diminue le couple.
5. Si l'un des moteurs demande une augmentation du couple et l'autre ne demande aucun changement, donc le vecteur appliqué augmente le couple
6. L'un des moteurs demande une augmentation du couple et l'autre requiert une diminution du couple, alors le vecteur appliqué reste constant.

L'idée proposée avec les différentes situations possibles pour l'erreur en couple « ε_T » dans la boucle de commande sont schématisées dans le Tableau (3.1) [9] [10].

		Moteur 2			
		H_{T_e}	-1	0	1
Moteur 1	1	-1	-1	-1	0
	0	-1	0	0	1
	-1	0	1	1	1

Tableau 3.1 : La boucle de commande du couple.

3.3.1.2 Boucle de commande du flux statorique

Dans la boucle de commande du flux statorique, on doit savoir que le flux dans n'importe quelle machine ne doit pas excéder sa valeur nominale. Selon l'équation (2.15), le flux statorique dans chaque machine dépend fortement de la tension appliquée et il dépend seulement de la résistance statorique. Puisque les résistances statoriques des deux machines MSAP sont les mêmes, on peut s'attendre à des valeurs de flux identiques dans les deux machines. Ceci est vrai seulement en régime permanent, et durant les régimes transitoires, la différence entre les deux flux peut être observée. Cette différence serait encore plus grande si la vitesse du moteur augmente. Pour cette raison, dans des cas où les charges moteurs ou les résistances statoriques sont différentes, la référence de la vitesse ne peut aller au dessous d'une certaine valeur dans les applications à vitesse commandée, car, comme le flux statorique d'un moteur diminue, son couple généré diminue. Dans ces conditions, la technique de commande « maître-esclave » peut être utilisée pour la commande du flux statorique de telles façons à

ce que seulement le flux statorique d'un seul moteur est commandé. Mais le moteur avec le flux statorique le plus grand sera choisi comme maître, et sa valeur est choisie comme référence. Pour éviter la saturation du flux dans les situations différentes, le moteur maître peut changer. Cependant dans la méthode proposée, une méthode de switching « maître-esclave » est utilisée pour la commande du flux statorique de tel sorte que : Pour choisir précisément le moteur maître et éviter la saturation du flux, on a besoin d'un index comme le produit de la résistance statorique et le couple électromagnétique, c'est à dire $R_s C_{em}$. Pour chaque moteur, ce produit sera calculé et le moteur avec le plus petit index sera choisi comme le moteur maître. Dans les cas où les paramètres des deux moteurs sont égaux, le moteur avec le moindre couple sera choisi comme maître. La durée et la valeur de la différence entre les deux index sont importantes pour prévenir un changement de maître fréquent durant les régimes transitoires [9] [10].

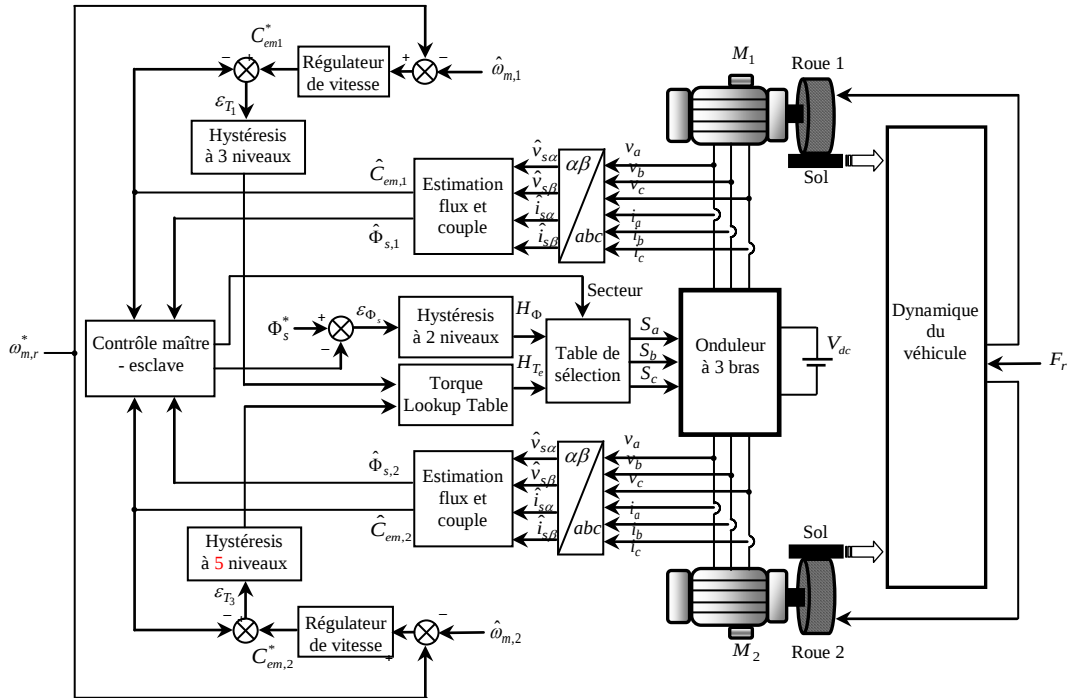


Figure 3.4 : Schéma de la commande DTC proposée d'un système bi-machine mono-onduleur.

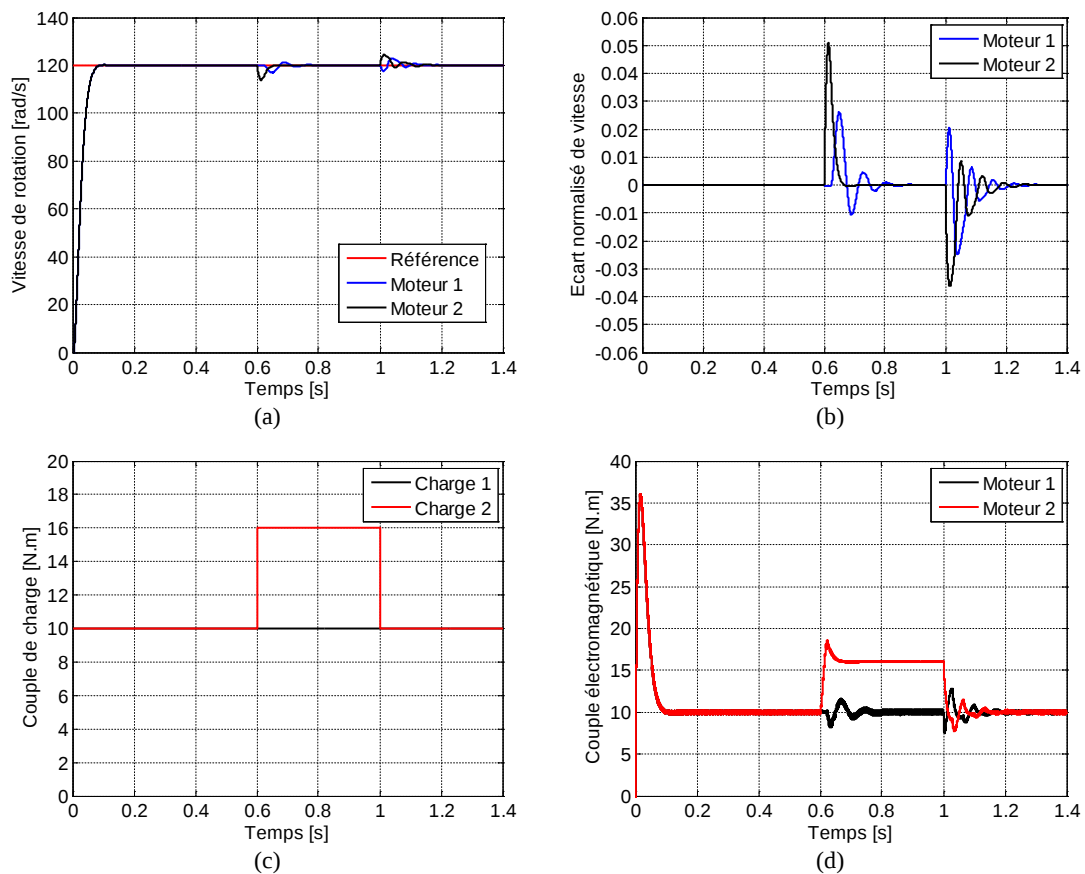
3.4 Résultats de simulation

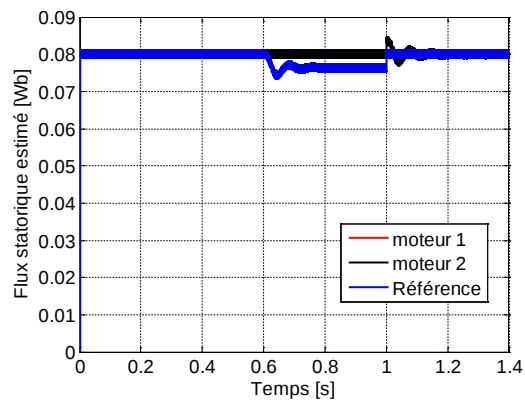
Afin de tester la stabilité du système bi-machine mono-onduleur, composé de deux MSAPs connectés en parallèle sur le même onduleur, commandé par la DTC basée sur la technique « maître-esclave » développée précédemment (Figure 3.4), des simulations numériques ont été réalisées avec le logiciel Matlab/Simulink.

Les essais en simulation, présentés sur les Figures (de 3.5 à 3.7), ont fait preuve de robustesse pour atteindre l'objectif de toute commande destinée à gérer une traction. Quelque soit le test effectué, on

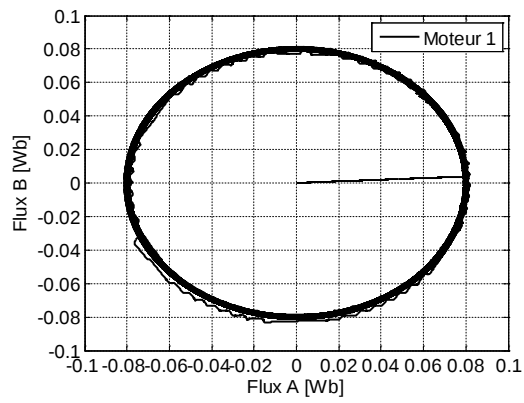
constate que les vitesses des deux machines que ce soit maître ou esclave, il existe une poursuite exemplaire de la vitesse de référence imposée au système bi-machine mono-onduleur, Figure 3.5-3.7(a). On remarque que l'écart normalisé entre les deux vitesses, Figure 3.5-3.7(b), enregistre des taux très satisfaisants, ce qui indique la perfection dans l'alternance des moteurs en maître et esclave selon la réaction de la commande face aux perturbations. A propos des couples électromagnétiques des deux moteurs (maître et esclave) (Figure 3.5-3.7(d)), on remarque une réaction très souhaitable de la part du moteur sous perturbation dans les différents tests, ce qui reconfirme la bonne gestion du phénomène transitoire avec la rapidité de l'alternance en maître et esclave selon les conditions posées en algorithme de commande. Les Figures 3.5-3.7(e)-(i) représentant les trajectoires des vecteurs des flux indiquent une bonne stabilité magnétique des deux machines ce qui rassure du bon comportement qu'impose la commande aux deux machines face à toutes perturbations. En ce qui concerne les courants dans les circuits des deux machines, ils présentent de bonnes formes et confirme les images et les réactions des moteurs tout en ayant des formes sinusoïdales, Figure 3.5-3.7(j)-(m).

3.4.1 Essai 01 : Echelon de vitesse avec variation de charge d'un moteur

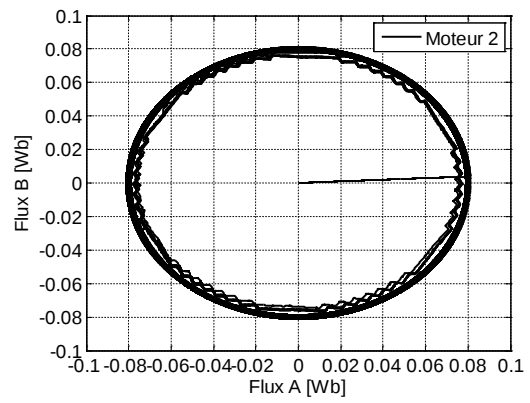




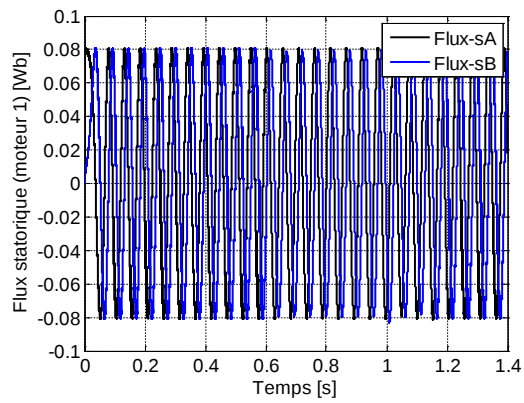
(e)



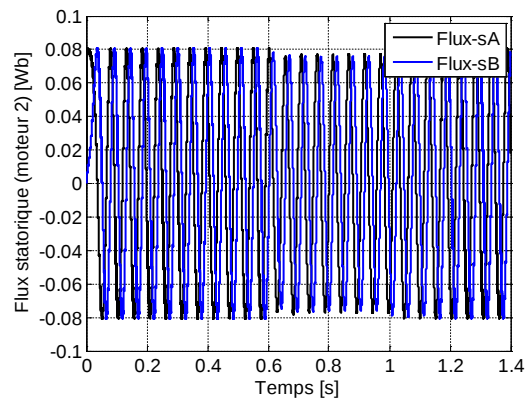
(f)



(g)



(h)



(i)

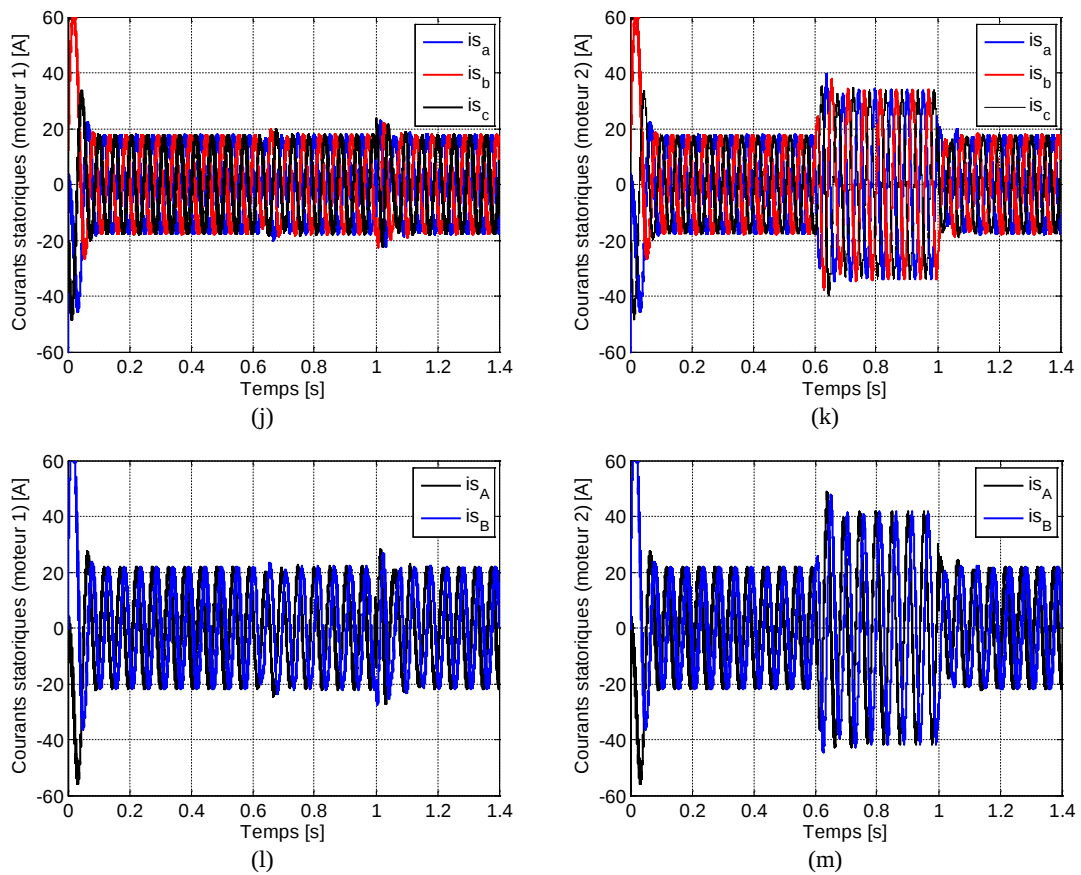
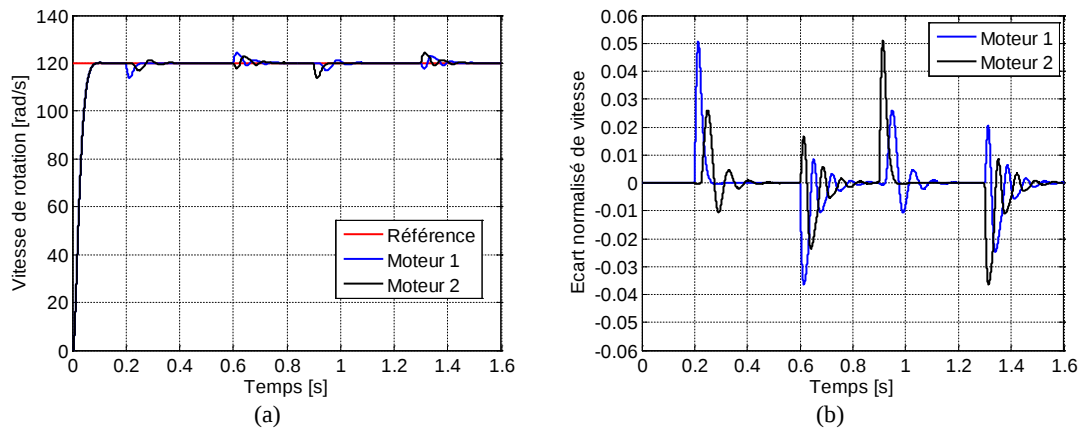
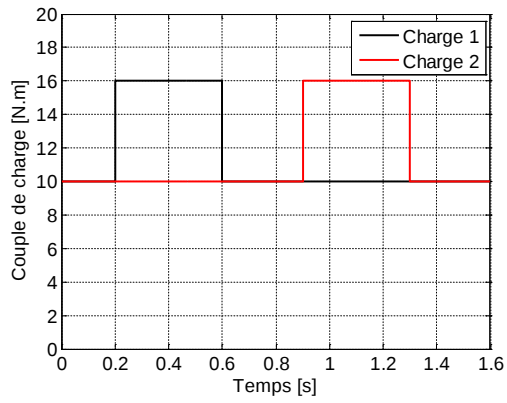


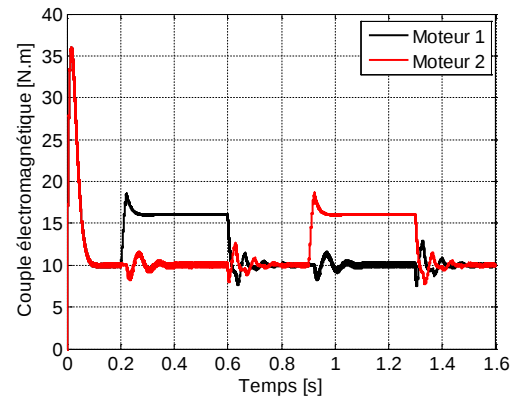
Figure 3.5 : Résultat de simulation de l'essai 01

3.4.2 Essai 2 : Réponse à un échelon de vitesse avec une variation alternée de charges sur les deux moteurs

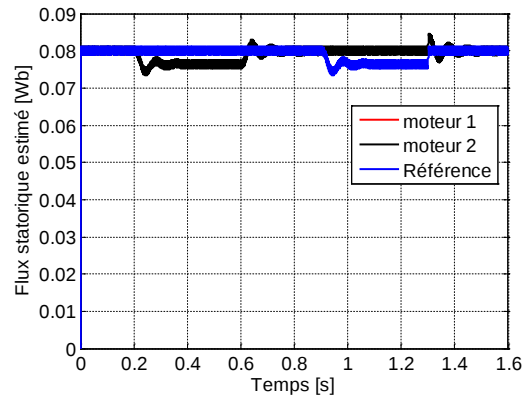




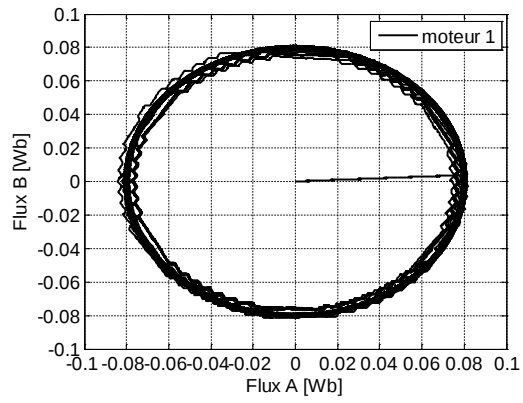
(c)



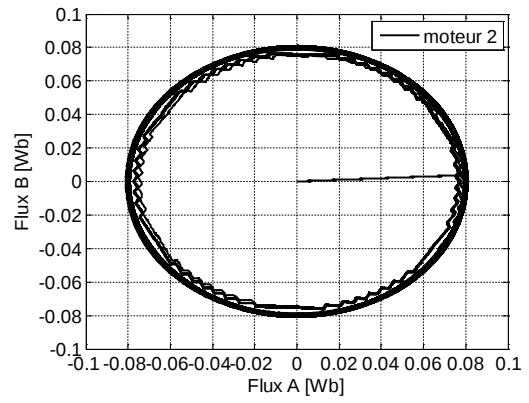
(d)



(e)



(f)



(g)

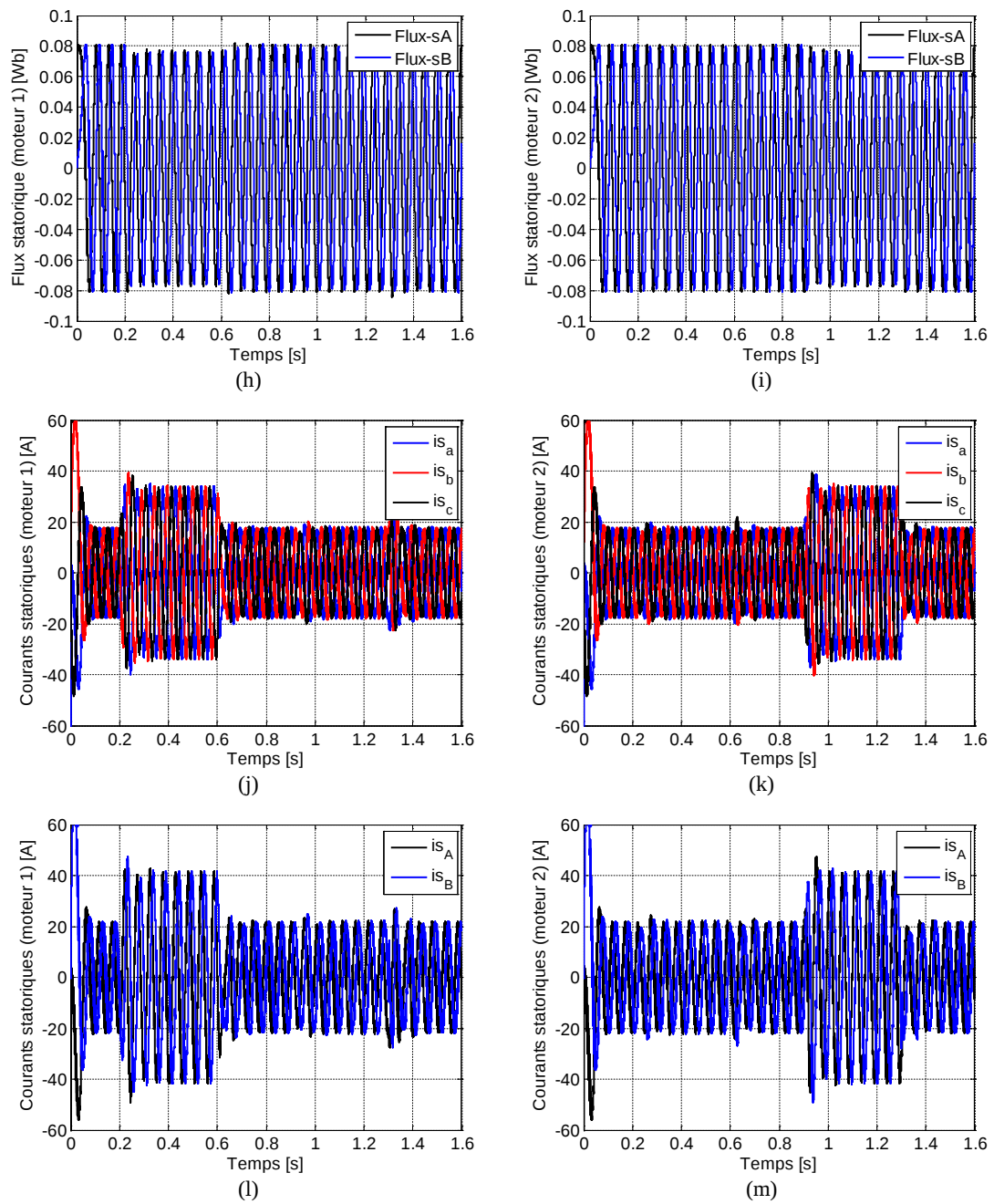
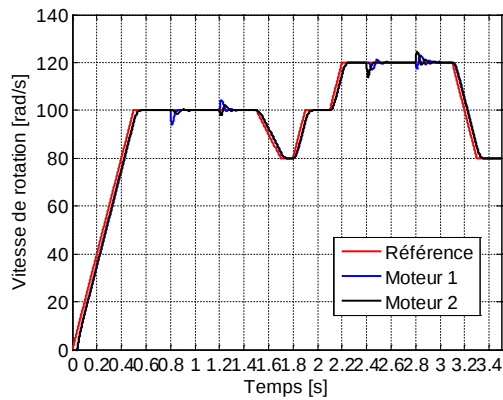
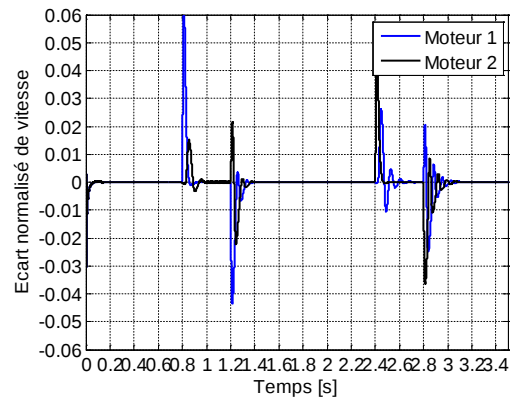


Figure 3.6 : Résultats de simulation de l'essai 2

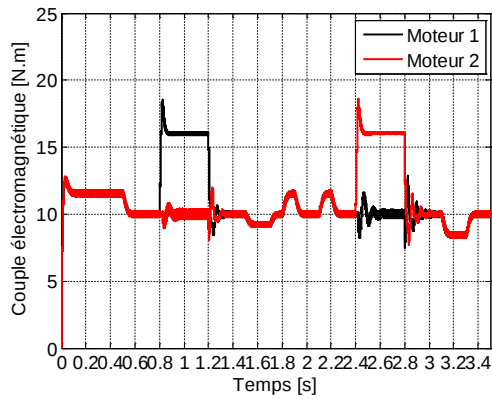
3.4.3 Essai 3 : Réponse de vitesse à une forme trapézoïdale avec variation alternée de charges sur les deux moteurs



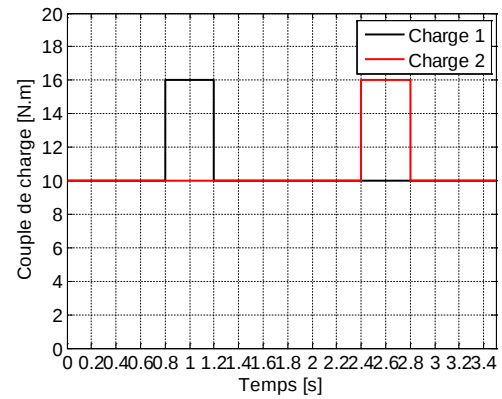
(a)



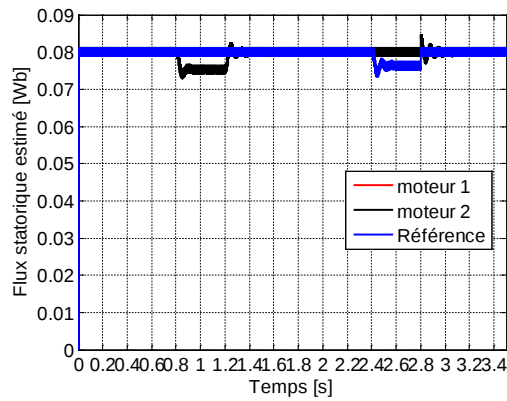
(b)



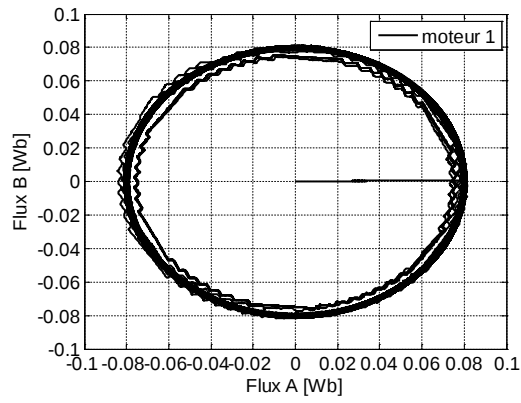
(c)



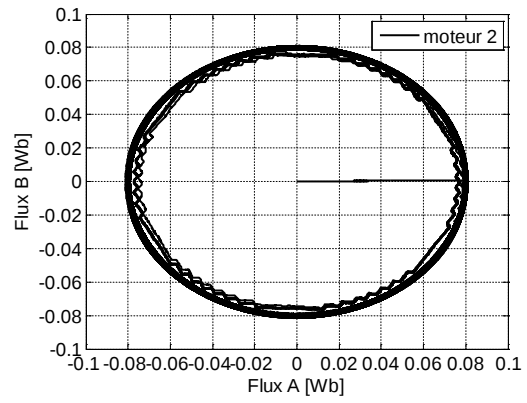
(d)



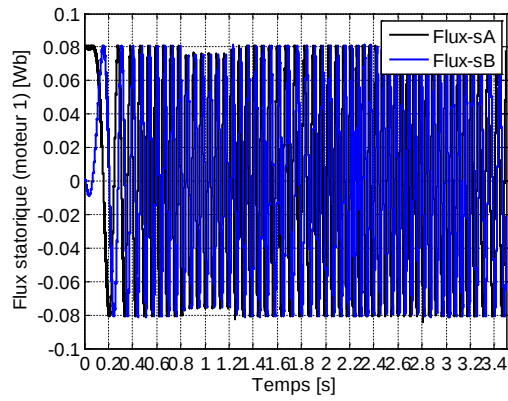
(e)



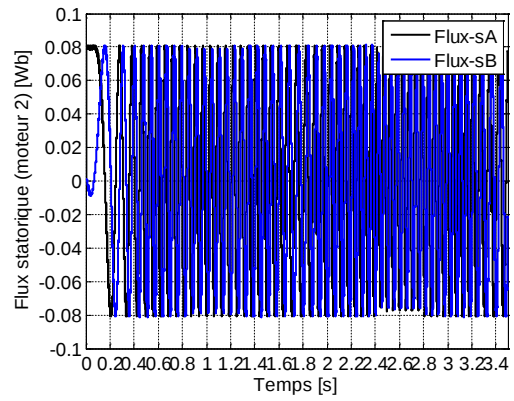
(f)



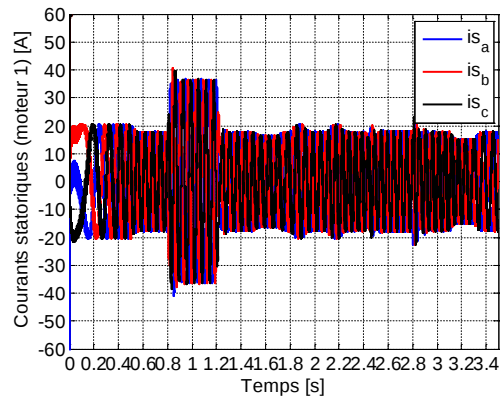
(g)



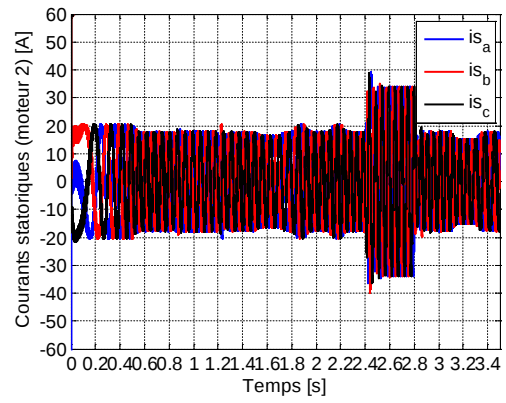
(h)



(i)



(j)



(k)

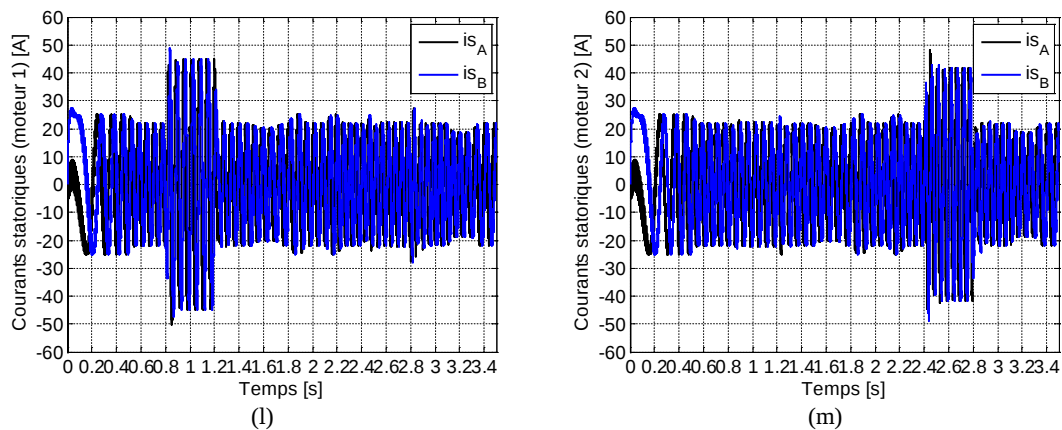


Figure 3.7 : Résultats de simulation de l'essai 3

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons proposé une technique de commande associée à la commande directe du couple (DTC) pour un système de traction mono-onduleur bi-moteur d'un véhicule électrique, basée l'une des structures de commande dédiées aux systèmes multimachines multi-convertisseurs (SMM) connue sous le nom « maître-esclave ». Avec la configuration choisie, on peut réduire la masse embarquée en mutualisant l'électronique de puissance, en proposant des structures d'alimentation réduites permettant d'alimenter deux machines synchrones à aimants permanents alimentés par un seul onduleur de tension. La technique de contrôle proposée a été étudiée en simulation numérique pour analyser sa robustesse vis-à-vis des perturbations mécaniques. Cette dernière permet d'assurer la stabilité du système de traction face aux différents cas de charges impliquées dans une chaîne de traction électrique.

Références bibliographiques

- [1] A. Draou and K. Hartani, "A novel direct torque control scheme for PMSM for improving quality in torque and flux," *system*, vol. 10, p. 12, 2012.
- [2] C. French and P. Acarnley, "Direct torque control of permanent magnet drives," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 32, pp. 1080-1088, 1996.
- [3] K. Hartani, Y. Miloud, and A. Miloudi, "Improved direct torque control of permanent magnet synchronous electrical vehicle motor with proportional-integral resistance estimator," *Journal of Electrical Engineering and Technology*, vol. 5, pp. 451-461, 2010.
- [4] K. Hartani, M. Bourahla, Y. Miloud, and M. Sekour, "Electronic differential with direct torque fuzzy control for vehicle propulsion system," *Turkish Journal of Electrical Engineering & Computer Sciences*, vol. 17, pp. 21-38, 2009.
- [5] D. Bidart, M. Pietrzak-David, P. Maussion, and M. Fadel, "Mono inverter dual parallel PMSM-structure and control strategy," in *2008 34th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics*, 2008, pp. 268-273.
- [6] A. Bouscayrol, B. Davat, B. De Fornel, B. Francois, J.-P. Hautier, F. Meibody-Tabar, *et al.*, "Control structures for Multi-machine Multi-converter Systems with downstream coupling," 2001.

- [7] D. Bidart, M. Pietrzak-David, P. Maussion, and M. Fadel, "Mono inverter dual parallel PMSM-structure and control strategy," in *Industrial Electronics, 2008. IECON 2008. 34th Annual Conference of IEEE*, 2008, pp. 268-273.
- [8] D. Bidart, M. Pietrzak-David, M. Fadel, and P. Maussion, "Commande cooperative des systèmes monoconvertisseur multimachines synchrones pour une application aéronautique," *REE. Revue de l'électricité et de l'électronique*, 2010.
- [9] K. Hartani, F. Maata, and A. Merah, "Sensorless master-slave direct torque control of permanent magnet synchronous motors based on speed MRAS observer in electric vehicle," *Res. J. Appl. Sci. Eng. Technol*, vol. 7, pp. 5034-5048, 2014.
- [10] M. F. ZOHRA, "Contribution à la modélisation d'un véhicule électrique à quatre roues motrices et la mise en œuvre d'observateur pour l'estimation des efforts d'interaction roue-sol," thèse de doctorat, Université des Sciences et de la Technologie d'Oran Mohamed Boudiaf, 2018.
- [11] T. Ahmed, H. Kada, and A. Allali, "New DTC strategy of multi-machines single-inverter systems for electric vehicle traction applications," *International Journal of Power Electronics and Drive Systems*, vol. 11, p. 641, 2020.
- [12] K. Hartani and A. Draou, "A new multimachine robust based anti-skid control system for high performance electric vehicle," *Journal of Electrical Engineering and Technology*, vol. 9, pp. 214-230, 2014.
- [13] M. h. Sekour, "Contribution à la commande robuste d'un système de traction multimachine - Application au véhicule électrique," thèse de doctorat, Université des Sciences et de la Technologie d'Oran Mohamed Boudiaf, 2013.

Chapitre 04

Commande DTC de la chaîne de traction électrique - Cas d’une configuration bi-machine /mono-onduleur à 5 bras -

4.1 Introduction

Les systèmes à plusieurs machines électriques et convertisseurs statiques occupent une part importante dans le domaine de la traction électrique et ferroviaire. La multiplication des applications des moteurs électriques fonctionnant à vitesse variable permet la conception des systèmes comportant plusieurs machines et plusieurs convertisseurs, nommés systèmes multimachines multiconvertisseurs (SMM) [1] . Dans la plupart des applications, ces systèmes sont utilisés comme systèmes monomachines indépendants. De ce fait, chaque machine électrique possède son propre onduleur et bénéficie d’une commande indépendante (contrôle vectoriel, DTC,...) de celles des autres. Cette méthode classique a l’avantage d’utiliser des techniques maîtrisées et de n’introduire aucun déséquilibre sur tout le réseau des machines interconnectées électriquement et mécaniquement. En revanche, les composants d’électronique de puissance et d’électronique de commande y compris les microprocesseurs, DSP, microcontrôleurs ainsi que les capteurs sont dupliqués en fonction du nombre de machines utilisées.

Dans certains secteurs industriels, sont mis en œuvre des variateurs de vitesse nécessitant le couplage de plusieurs machines électriques et convertisseurs statiques. On se retrouve alors dans la configuration des systèmes multimachines actuellement très utilisé pour certaines applications industrielles : Textile, laminoir, papeteries, traction ferroviaire, traction électrique, robotique,... Concernant les machines alternatives, même si certains cas d’études présentent des systèmes multimachines avec des onduleurs de courant [2], la plupart des SMM utilisent une alimentation par onduleur de tension. Aujourd’hui, parmi les actionneurs électriques utilisés dans la traction électrique, la machine synchrone à aimants permanents est attractive car elle est légère, son rendement élevé, sa maintenance est simple, elle possède de bonnes performances et elle est flexible. Son choix est motivé par la puissance massique élevée, ce qui est important pour les systèmes embarqués, et ses performances dynamiques bien meilleurs que les machines asynchrones [3] [4] [5].

Des études ont été menées afin de réduire le nombre de composants en diminuant le nombre des onduleurs. L’amélioration des performances des entraînements multimachines peut être atteinte soit par la modification de la structure de l’onduleur ou soit par le développement des nouvelles stratégies de commande. Les onduleurs multi-bras ont une topologie typique pour réduire le nombre de composants d’électroniques de puissance.

Notre exemple SMM concerne un véhicule électrique possédant quatre moteurs synchrones à aimants permanents alimentés par un seul onduleur de tensions triphasés à cinq bras, et entraînant les quatre roues motrices (avant et arrière) dont la contribution à l’avancement du véhicule est représenté par un

couplage mécanique. L'objectif de la structure du système de traction est de reproduire aux moins le comportement d'un différentiel mécanique en y ajoutant des fonctions de sécurité supplémentaires comme l'anti-patinage.

La commande directe du couple (DTC) telle qu'elle est décrite dans la littérature [6] sert à commander une seule machine synchrone à aimants permanent, son adaptation est envisageable de façon directe pour commander deux MSAPs reliées en parallèle avec un seul onduleur de tension triphasé à cinq bras. Pour cette structure particulière, un bras d'onduleur est mis en commun pour deux phases de deux machines. Les deux phases de chaque machine sont reliées aux deux propres bras d'onduleur distincts. Cette configuration offre aux machines parallèles de tourner à des vitesses identiques ou différentes. Cette structure est donc retenue comme solution envisageable dans notre cas de la traction électrique. Des séries de simulation numérique sont réalisées pour montrer que le contrôle indépendant développé sur la base d'un onduleur triphasé à cinq bras est efficace et fournit une simple configuration avec des performances élevées en termes de vitesse et réponse en couple, ce qui est important pour les systèmes embarqués.

4.2 Structure de puissance du système de traction étudié

Dans ce travail, nous avons retenu comme système d'étude la configuration présentée dans la Figure 4.1. Nous considérons que le véhicule électrique étudié est propulsé par ses deux roues motrices du train avant (M1 et M2) et celles du train arrière (M3 et M4). La structure de puissance étudiée permet d'assurer plus de motricité et de sécurité sur des voies risquées ou accidentées. Elle a aussi la flexibilité d'entraîner les ensembles de deux roues motrices du train avant (M1 et M2) et celles du train arrière (M3 et M4) à des vitesses différentes dans les virages [7] [8] [9] [10]. Nous nous sommes intéressés à la commande DTC améliorée de deux machines synchrones alimentées en parallèle par un onduleur de tension triphasé à cinq bras. Ces machines ont des caractéristiques identiques et doivent suivre des profils de vitesse (identiques ou différents) avec des couples de charge différents et en tous cas indépendant [11].

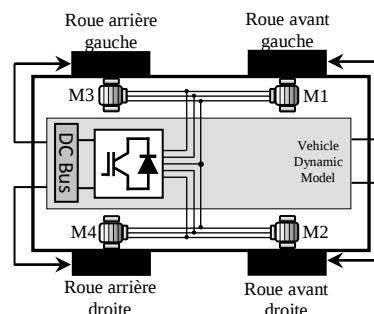


Figure 4.1. Configuration du véhicule électrique étudiée.

4.2.1 Modélisation de l'onduleur de traction à cinq bras

En général, l'entraînement d'un système composé de deux moteurs synchrones à aimants permanents alimentés par deux onduleurs triphasés classiques avec des vitesses variables indépendantes, nécessite douze (12) interrupteurs de puissance contrôlables (IGBT). Afin de réduire les interrupteurs de

puissance par rapport aux structures classiques, un seul onduleur composé de cinq bras (avec 10 interrupteurs) est utilisé dans l'application spécifiée [11]. La Figure 4.2 montre la structure d'un onduleur à cinq bras qui alimente en parallèle deux moteurs synchrones à aimant permanents (PMSM). Cette structure utilise un bras commun pour alimenter en même temps les deux phases des deux moteurs synchrones à aimants permanents, noté bras C. Les phases (a_1, b_1), respectivement (a_2, b_2), sont connectées à leurs propres bras d'onduleur (A_1, B_1), respectivement (A_2, B_2). Cette configuration offre aux machines (PMSM1 et PMSM2) de tourner à des vitesses identiques ou différentes.

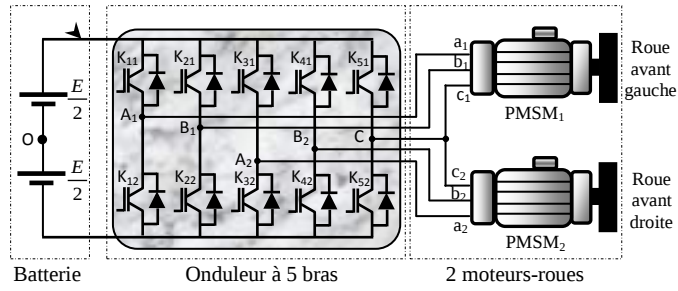


Figure 4.2 : Structure parallèle - Onduleur de tension triphasé à cinq bras alimentant deux MSAP.

Le vecteur tension appliqué aux deux MSAPs dans le repère de Concordia (α, β) de l'onduleur à cinq bras est défini par l'équation suivante :

$$\vec{V}_s = V_{s\alpha} + jV_{s\beta} = \sqrt{2/3}E \left(S_{11} + S_{21}e^{j\frac{2\pi}{5}} + S_{31}e^{j\frac{4\pi}{5}} + S_{41}e^{j\frac{6\pi}{5}} + S_{51}e^{j\frac{8\pi}{5}} \right) \quad (4.1)$$

Avec S_{ij} avec $i = 1, \dots, 5$ et $j = 1, 2$, sont les variables booléennes de contrôle.

Les interrupteurs de puissance sont supposés idéaux. Avec l'hypothèse où les charges sont équilibrées, les tensions de cinq phases sont données par les équations suivantes [11] :

$$\begin{cases} v_{AN1} = v_{AO1} + v_{ON1} \\ v_{BN1} = v_{BO1} + v_{ON1} \\ v_{CN} = v_{CO} + v_{ON1} \\ v_{AN2} = v_{AO2} + v_{ON2} \\ v_{BN2} = v_{BO2} + v_{ON2} \end{cases} \quad (4.2)$$

$$\begin{cases} v_{AN1} + v_{BN1} + v_{CN} = 0 \\ v_{AN2} + v_{BN2} + v_{CN} = 0 \end{cases} \quad (4.3)$$

D'où

$$\begin{cases} v_{ON1} = -\frac{1}{3}(v_{AO1} + v_{BO1} + v_{CO}) \\ v_{ON2} = -\frac{1}{3}(v_{AO2} + v_{BO2} + v_{CO}) \end{cases} \quad (4.4)$$

La substitution de (4.4) dans (4.2) conduit à :

$$\begin{cases} v_{AN1} = +\frac{2}{3}v_{AO1} - \frac{1}{3}v_{BO1} - \frac{1}{3}v_{CO} \\ v_{BN1} = -\frac{1}{3}v_{AO1} + \frac{2}{3}v_{BO1} - \frac{1}{3}v_{CO} \\ v_{CN} = -\frac{1}{3}v_{AO1} - \frac{1}{3}v_{BO1} + \frac{2}{3}v_{CO} \\ v_{AN2} = +\frac{2}{3}v_{AO2} - \frac{1}{3}v_{BO2} - \frac{1}{3}v_{CO} \\ v_{BN2} = -\frac{1}{3}v_{AO2} + \frac{2}{3}v_{BO2} - \frac{1}{3}v_{CO} \end{cases} \quad (4.5)$$

Compte tenu des variables de contrôle, les tensions de sortie de l'onduleur peuvent être :

$$\begin{cases} v_{AO1} = (2S_{11} - 1)\frac{E}{2} \\ v_{BO1} = (2S_{21} - 1)\frac{E}{2} \\ v_{CO} = (2S_{31} - 1)\frac{E}{2} \\ v_{AO2} = (2S_{41} - 1)\frac{E}{2} \\ v_{BO2} = (2S_{51} - 1)\frac{E}{2} \end{cases} \quad (4.6)$$

La substitution de l'équation (4.6) dans (4.5) donne les tensions de sortie de l'onduleur à cinq bras, qui peuvent être exprimées en fonction des variables booléennes de contrôle par [11] [12] :

$$\begin{bmatrix} V_{AN1} \\ V_{BN1} \\ V_{CN} \\ V_{AN2} \\ V_{BN2} \end{bmatrix} = \frac{E}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & 0 & 0 & -1 \\ -1 & 2 & 0 & 0 & -1 \\ -1 & -1 & 0 & 0 & 2 \\ 0 & 0 & 2 & -1 & -1 \\ 0 & 0 & -1 & 2 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{11} \\ S_{21} \\ S_{31} \\ S_{41} \\ S_{51} \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

L'onduleur à cinq bras possède 32 vecteurs de tension différents que chaque commutateur n'a que deux états possibles (ouvert ou fermé), Figure 4.2 et le Tableau 4.1.

V_s	Cas	S_{11}	S_{21}	S_{31}	S_{41}	S_{51}	Classification	Amplitude du	Argument du
-------	-----	----------	----------	----------	----------	----------	----------------	--------------	-------------

							du vecteur	vecteur	vecteur
V_0	32	0	0	0	0	0	Vecteur Nul (VN)		
V_{31}	1	1	1	1	1	1			
V_1	7	1	1	0	0	1	Vecteur Grand (VG)	$1,618\sqrt{2/3}E$	0
V_2	8	1	1	0	0	0			$\pi/5$
V_3	4	1	1	1	0	0			$2\pi/5$
V_4	20	0	1	1	0	0			$3\pi/5$
V_5	18	0	1	1	1	0			$4\pi/5$
V_6	26	0	0	1	1	0			π
V_7	25	0	0	1	1	1			$6\pi/5$
V_8	29	0	0	0	1	1			$7\pi/5$
V_9	13	1	0	0	1	1			$8\pi/5$
V_{10}	15	1	0	0	0	1			$9\pi/5$
V_{11}	16	1	0	0	0	0	Vecteur Moyen (VM)	$1\sqrt{2/3}E$	0
V_{12}	3	1	1	1	0	1			$\pi/5$
V_{13}	24	0	1	0	0	0			$2\pi/5$
V_{14}	2	1	1	1	1	0			$3\pi/5$
V_{15}	28	0	0	1	0	0			$4\pi/5$
V_{16}	17	0	1	1	1	1			π
V_{17}	30	0	0	0	1	0			$6\pi/5$
V_{18}	9	1	0	1	1	1			$7\pi/5$
V_{19}	31	0	0	0	0	1			$8\pi/5$
V_{20}	5	1	1	0	1	1			$9\pi/5$
V_{21}	23	0	1	0	0	1	Vecteur Petit (VP)	$0,618\sqrt{2/3}E$	0
V_{22}	6	1	1	0	1	0			$\pi/5$
V_{23}	12	1	0	1	0	0			$2\pi/5$
V_{24}	19	0	1	1	0	1			$3\pi/5$
V_{25}	22	0	1	0	1	0			$4\pi/5$
V_{26}	10	1	0	1	1	0			π
V_{27}	27	0	0	1	0	1			$6\pi/5$
V_{28}	21	0	1	0	1	1			$7\pi/5$
V_{29}	14	1	0	0	1	0			$8\pi/5$
V_{30}	11	1	0	1	0	1			$9\pi/5$

Tableau 4.1 : Vecteurs tensions correspondants aux états des interrupteurs de l'onduleur à cinq bras.

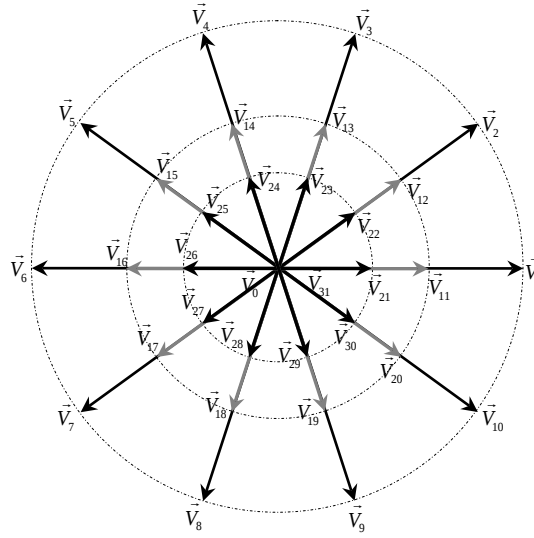


Figure 4.3 : Représentation vectorielle de l'onduleur à cinq bras.

4.3 Commande DTC pour l'entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras

4.3.1 Le principe de la commande proposée

On présente dans cette section, le principe d'une nouvelle méthode de contrôle DTC, qui permet de conduire le flux et le couple vers leurs références d'une manière optimale pour les deux machines synchrones à aimants permanents triphasées alimentées par un seul onduleur de tension à cinq bras.

Le schéma de la commande DTC des deux MSAP alimentés en parallèle par l'onduleur à cinq bras est présenté à la Figure 5. La structure du contrôle doit assurer la commande séparée des deux MSAPs en termes de flux, de couple et de vitesse. Cette structure parallèle, bi-roues motrices mono-onduleur à cinq bras, permet d'imposer des références de vitesse différentes aux deux moteurs roues, contrôlés indépendamment, en utilisant la structure de l'onduleur. Cette structure de contrôle ne génère pas de couplage via la commande, et rejette les perturbations de la même manière qu'une commande d'un seul moteur. De plus, le contrôle de la vitesse des roues motrices permet de réaliser un système de différentiel électrique [9] [13].

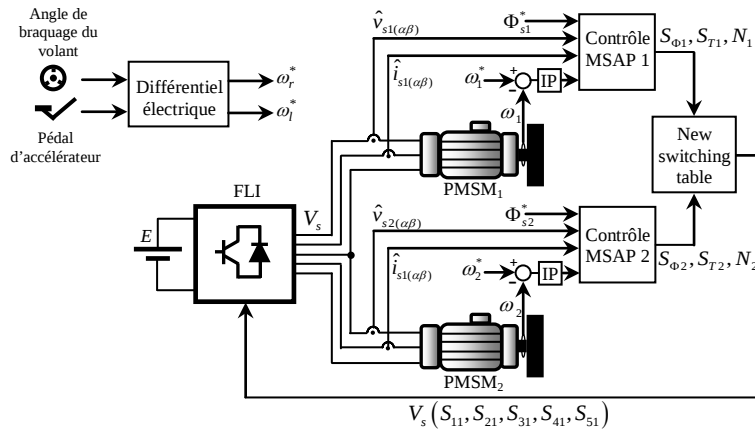


Figure 4.4 : Schéma de la DTC de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras.

La nouvelle table de commutation utilise les valeurs de sorties des comparateurs à hystérésis correspondantes aux erreurs de flux statoriques et des couples électromagnétiques ainsi que les numéros de secteurs d'évolution des flux statoriques des deux moteurs (S_{Φ_i}, S_{T_i}, N_i) ($i = 1, 2$).

En se basant sur la théorie de la commande DTC et la logique suivante, la table de commutation pour la commande DTC de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras peut être développée de la manière suivante : Si l'on note $V_{s1}(S_{a1}, S_{b1}, S_{c1})$ et $V_{s2}(S_{a2}, S_{b2}, S_{c2})$, respectivement, le vecteur tension appliqué au premier et au deuxième moteur, le vecteur tension de l'onduleur à cinq bras est élaboré selon les règles suivantes [11]:

- Si $(S_{T1}, S_{T2}) = (0, 1)$, le vecteur tension optimal à appliquer par l'onduleur à cinq bras est $V_s(S_{c2}, S_{c2}, S_{a2}, S_{b2}, S_{c2})$.
- Si $(S_{T1}, S_{T2}) \neq (0, 1)$, le vecteur tension optimal à appliquer par l'onduleur à cinq bras est :

$$\begin{cases} V_s(S_{a1}, S_{b2}, S_{a2}, S_{b2}, S_c) & \text{if } S_{c1} = S_{c2} = S_c \\ V_s(S_{a1}, S_{b2}, S_{c1}, S_{c1}, S_{c1}) & \text{if } S_{c1} \neq S_{c2} \end{cases}$$

Les tableaux 2, 3 et 4 sont utilisés pour développer les tableaux de commutation proposés de la commande DTC pour l'entraînement des deux moteurs MSAP alimentés par un onduleur à cinq bras.

		N_1	1		2		3		4		5		6	
N_2	$S_{\Phi 1} \backslash S_{\Phi 2}$		1	0	1	0	1	0	1	0	1	0	1	0
1	1	$\vec{V}_{14}$	$\vec{V}_5$	$\vec{V}_5$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{26}$	$\vec{V}_{26}$	$\vec{V}_{14}$	
	0	$\vec{V}_{22}$	$\vec{V}_{25}$	$\vec{V}_{25}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{29}$	$\vec{V}_{29}$	$\vec{V}_{22}$	
2	1	$\vec{V}_{22}$	$\vec{V}_{25}$	$\vec{V}_{25}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{29}$	$\vec{V}_{29}$	$\vec{V}_{22}$	
	0	$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{28}$	$\vec{V}_{28}$	$\vec{V}_8$	$\vec{V}_8$	$\vec{V}_9$	$\vec{V}_9$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$	
3	1	$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{28}$	$\vec{V}_{28}$	$\vec{V}_8$	$\vec{V}_8$	$\vec{V}_9$	$\vec{V}_9$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$	
	0	$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{21}$	$\vec{V}_{21}$	$\vec{V}_{19}$	$\vec{V}_{19}$	$\vec{V}_{10}$	$\vec{V}_{10}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$	
4	1	$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{21}$	$\vec{V}_{21}$	$\vec{V}_{19}$	$\vec{V}_{19}$	$\vec{V}_{10}$	$\vec{V}_{10}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$	
	0	$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{24}$	$\vec{V}_{24}$	$\vec{V}_{27}$	$\vec{V}_{27}$	$\vec{V}_{30}$	$\vec{V}_{30}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$	
5	1	$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{24}$	$\vec{V}_{24}$	$\vec{V}_{27}$	$\vec{V}_{27}$	$\vec{V}_{30}$	$\vec{V}_{30}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$	
	0	$\vec{V}_3$	$\vec{V}_4$	$\vec{V}_4$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{23}$	$\vec{V}_{23}$	$\vec{V}_3$	
6	1	$\vec{V}_3$	$\vec{V}_4$	$\vec{V}_4$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{23}$	$\vec{V}_{23}$	$\vec{V}_3$	
	0	$\vec{V}_{14}$	$\vec{V}_5$	$\vec{V}_5$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{26}$	$\vec{V}_{26}$	$\vec{V}_{14}$	

Tableau 4.2 : Table de commutation pour $S_{T1} = 1$ et $S_{T2} = 1$.

		N_1		1		2		3		4		5		6	
		S_{Φ_1}		1	0	1	0	1	0	1	0	1	0	1	0
Pour chaque N_2 et S_{Φ_2}		$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$		

Tableau 4.3 : Table de commutation pour $S_{T1} = 1$ et $S_{T2} = 0$.

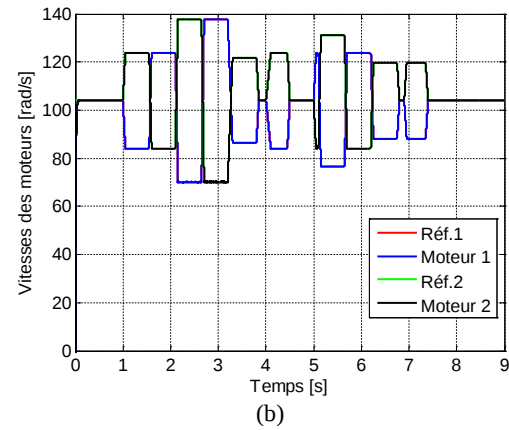
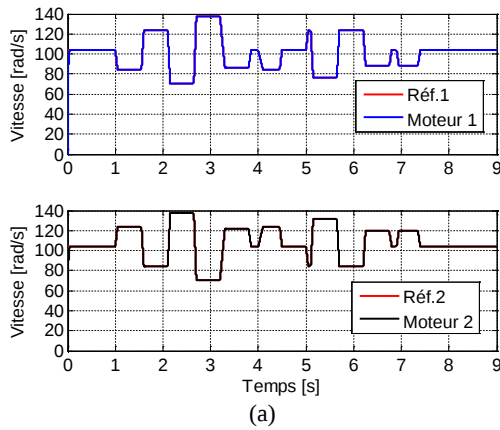
N_2	1		2		3		4		5		6	
$S_{\Phi 2}$	1	0	1	0	1	0	1	0	1	0	1	0
Pour chaque N_1 et $S_{\Phi 1}$	$\vec{V}_2$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{13}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_{16}$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_7$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{18}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_{11}$	$\vec{V}_2$

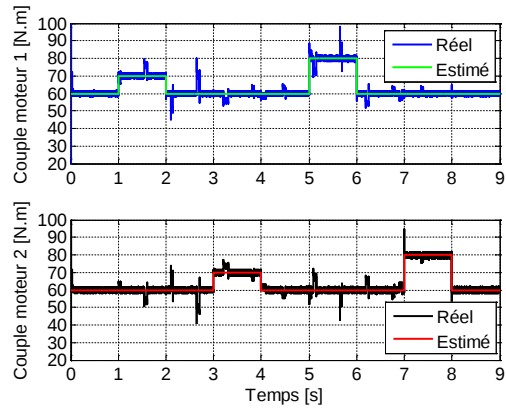
Tableau 4.4 : Table de commutation pour $S_{T2} = 1$ and $S_{T1} = 0$.

4.3.2 Simulation de l'entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras

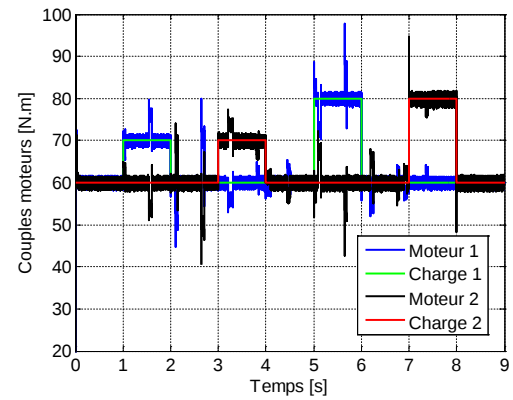
Le schéma de la commande DTC des deux MSAP alimentés en parallèle par l'onduleur à cinq bras présenté à la Figure 4.4 a été implantés sur le logiciel MATLAB/Simulink pour simuler l'entraînement de système bi-moteur mono-onduleur, tout en imposant deux références de vitesse différentes aux deux moteurs roues, cas des virages par exemple. Les résultats de simulation sont donnés dans le paragraphe suivant. Les paramètres de la machines sont donnés en annexe. Elles correspondent à une MSAP fabriquée par la société Leroy Sommer.

Dans cet essai de simulation, on impose des références de vitesse différentes sur les deux moteurs, suivi d'une variation alternée de charges sur les deux moteurs. En effet, comme les sorties des régulateurs de vitesse sont différentes, le couple à appliquer sur chaque moteur est différent. Selon les Figures 4.5 (a) et (b), on observe qu'il existe une poursuite exemplaire des vitesses de référence imposées au système bi-machine mono-onduleur. On remarque que la réponse dynamique du système est assez rapide et le temps transitoire lors qu'il y a des changements dans les consignes de vitesses est très court. Les Figures 4.5 (c) et (d) illustrent l'évolution des couples électromagnétiques pour les deux moteurs. On remarque des réactions très souhaitables des deux moteurs lors des variations alternées des charges sur les deux moteurs. On constate alors une très bonne dynamique du couple et un bon découplage du flux par rapport au couple. Les courants dans les des deux moteurs, présentent de bonnes formes et confirment les images et les réactions des moteurs tout en ayant des formes sinusoïdales, Figure 4.5 (g)-(j). Les résultats de simulation montrent que les trajectoires des flux indiquent une bonne stabilité magnétique des deux moteurs ce qui assure un bon comportement qu'impose la commande aux deux moteurs face à toutes perturbations. De plus, les valeurs estimées et réelles des flux sont pratiquement identiques. Les Figures 4.5 (e)-(f) illustrent ces résultats.

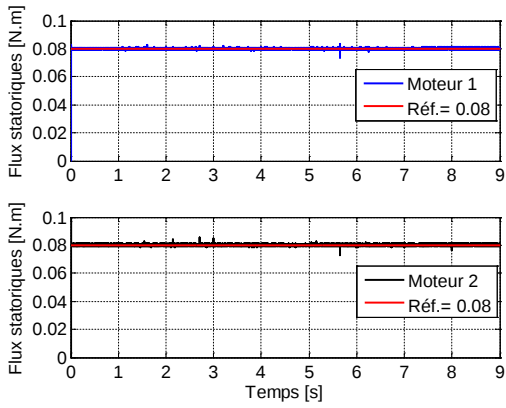




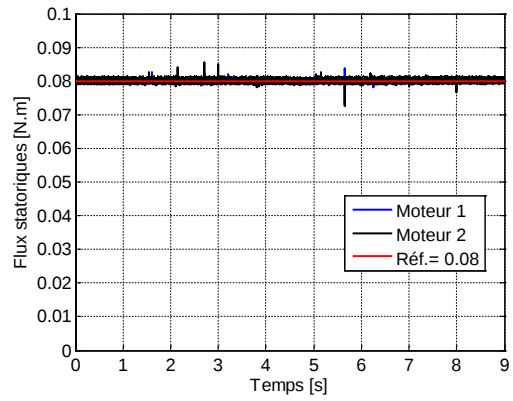
(c)



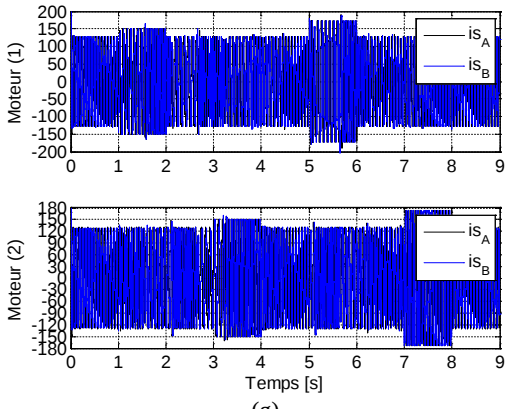
(d)



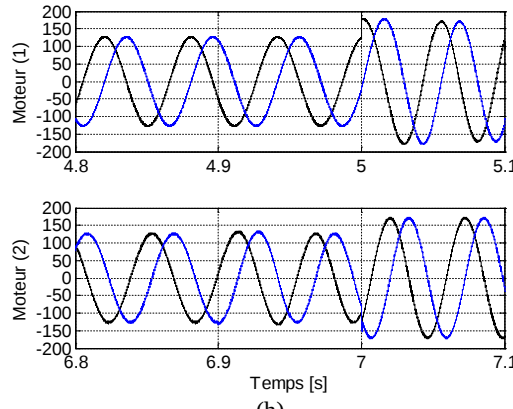
(e)



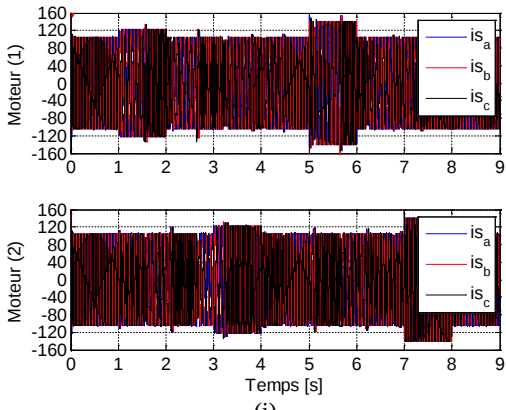
(f)



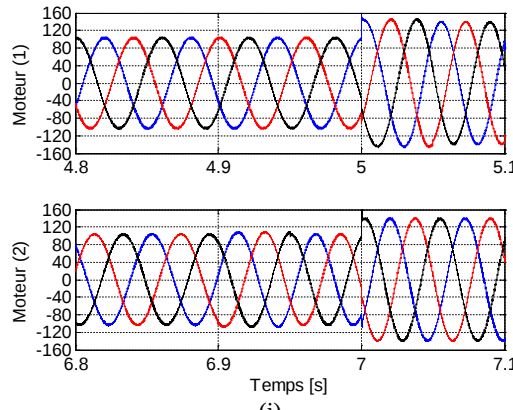
(g)



(h)



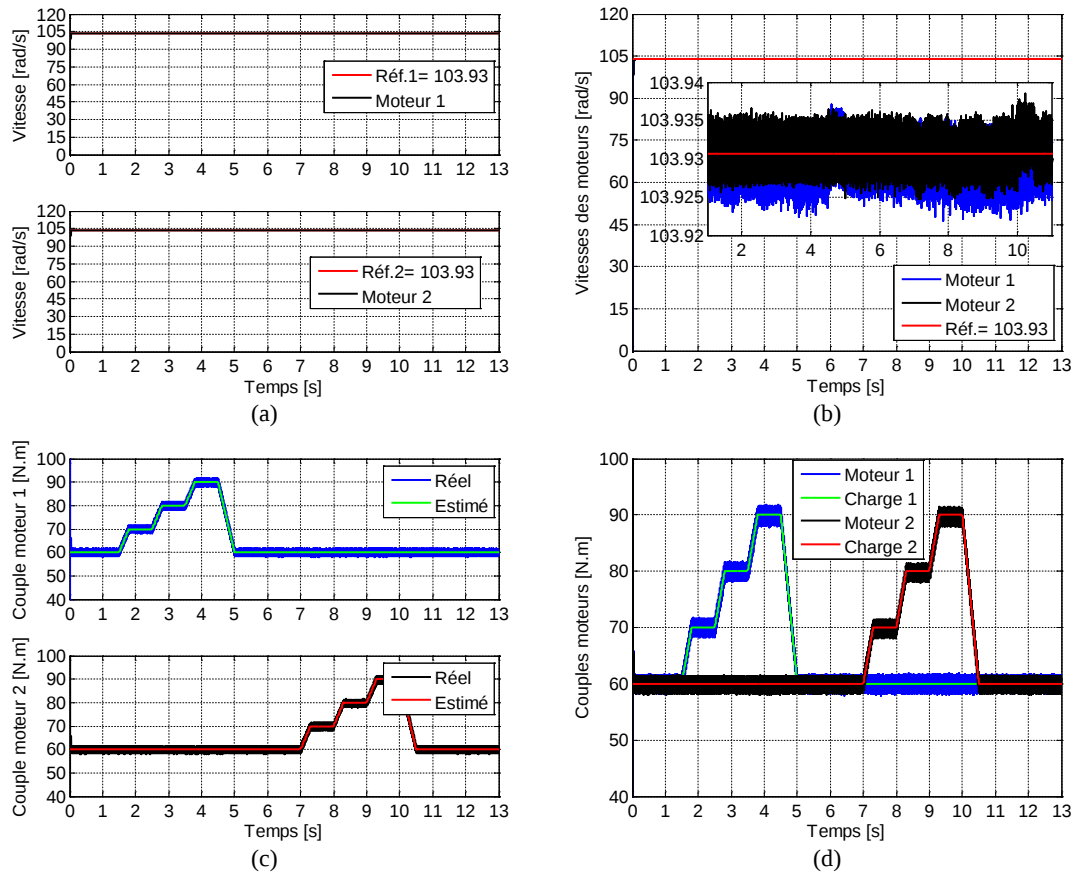
(i)



(j)

Figure 4.5 : Entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras lorsque $\omega_1^* \neq \omega_2^*$.

Afin de vérifier la stabilité du système composé de deux MSAP connectées en parallèle sur le même onduleur, contrôlé par la technique de contrôle développée précédemment, différentes charges sont appliquées sur les deux machines, tout en imposant la même référence de vitesse aux deux moteurs. Dans ce deuxième essai, une variation successive de charges est appliquée sur les deux machines, Figure 4.6(c). Les Figures 4.6 (a) et (b) présentent les réponses en vitesse des deux moteurs. La machine perturbée est transitoirement perturbée, mais l'autre ne présente aucun écart dû aux perturbations - comme tout processus indépendant. Par conséquent, quand l'une des deux machines est perturbée, l'autre machine n'est pas influencée. On constate alors un fonctionnement satisfaisant tant en régime transitoire qu'en régime permanent. Les résultats de simulation montrent que les couples électromagnétiques et les flux statoriques des deux machines suivent convenablement leurs références. Les figures 4.6 (c)-(d) et 4.6 (e)-(f) illustrent respectivement ces résultats. Les flux statorique ne sont pas alors perturbés lors des variations de charges introduites pour les deux moteurs, ce qui montre le bon découplage entre le flux et le couple. Dans ces conditions, toute perturbation (externe ou interne) affecte l'une des deux machines sera rejetée et l'autre n'est pas influencée. Ce qui confirme que la structure proposée n'induit pas de couplage entre les deux machines via la commande quand l'une de ces deux machines est perturbée. Les Figures 4.6 (g)-(i) représentent les courants statoriques des deux moteurs correspondant au fonctionnement considéré dans les repères biphasé et triphasé. On observe une variation rapide lors de la variation du couple de charge.



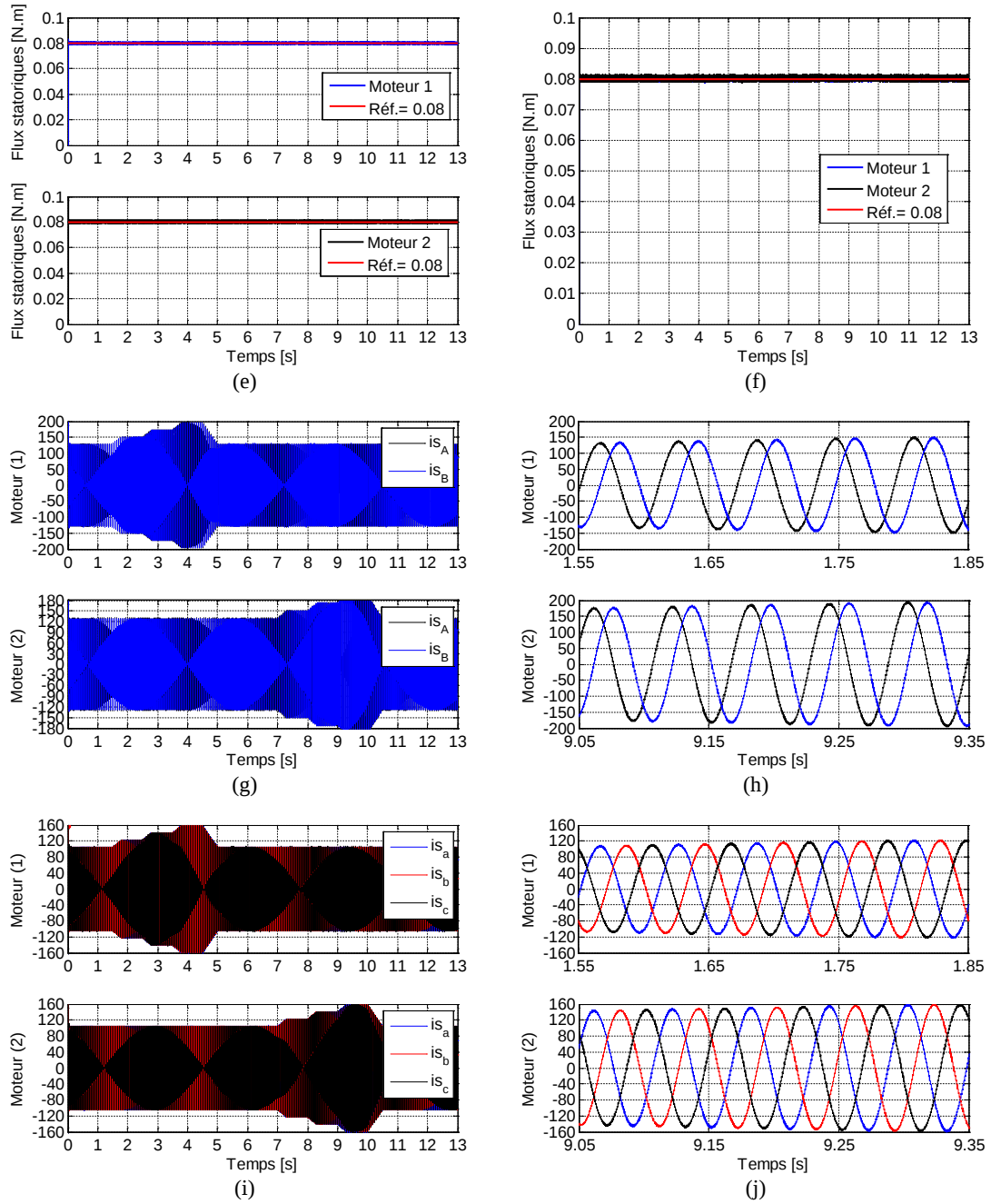


Figure 4.6 : Entraînement de deux moteurs MSAP alimenté par un onduleur à cinq bras lorsque $\omega_1^* = \omega_2^*$.

4.5 Simulation du système de traction étudié

Nous avons choisi dans notre étude, un système de traction à quatre roues motrices qui participent à l'avancement du véhicule où les roues du train avant et arrière sont des roues motrices, Figure 4.1.

Rappelons qu'en virage, le parcours de la roue intérieure est réduit par rapport à celui de la roue extérieure ; ces deux distances doivent être effectuées dans le même intervalle de temps, il faut que la vitesse angulaire des deux roues soit différente. Cependant, il est nécessaire d'interposer un système différentiel permettant aux roues de tourner à des vitesses différentes. L'objectif de la structure étudiée

est de reproduire au moins la fonction d'un mécanisme différentiel en y ajoutant des fonctions de sécurité dans les virages [9] [13] [14] [15].

Dans le schéma général de la commande de roues motrices présenté sur la Figure 4.4, le bloc différentiel doit fournir les références de vitesse de chaque bi-moteurs, il doit prendre en compte un certain nombre d'information en provenance des capteurs : de vitesse de déplacement du véhicule et des mesures de l'angle de braquage du volant. A partir de ces deux informations, ce bloc calcule les vitesses de référence à imposer aux moteurs. Les vitesses de rotations des roues motrices de chaque bi-moteurs ainsi que leur différence sont exprimées par:

$$\begin{aligned}\omega_{r_L} &= \frac{L_w + d_w / 2 \cdot \tan \delta}{L_\omega} \omega_v \\ \omega_{r_R} &= \frac{L_w - d_w / 2 \cdot \tan \delta}{L_\omega} \omega_v\end{aligned}\quad (4.8)$$

Et la différence de vitesse entre les roues motrices droite et gauche s'écrit :

$$\Delta\omega = \omega_{r_L} - \omega_{r_R} = \frac{d_w \tan \delta}{L_\omega} \omega_v \quad (4.9)$$

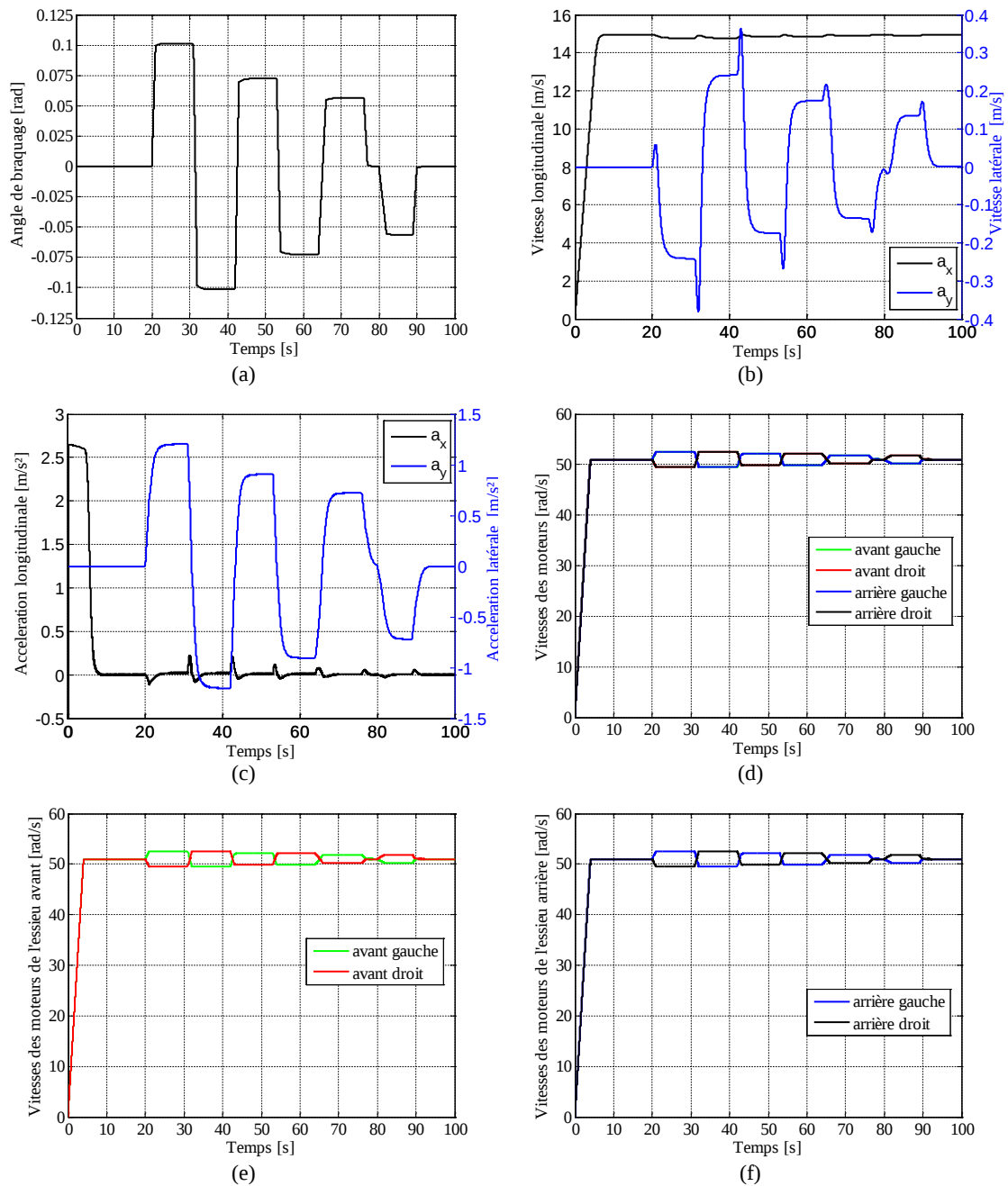
L'angle de braquage du volant peut être exprimer par :

$$\begin{cases} \delta > 0 \Rightarrow \text{Virage à droite} \\ \delta = 0 \Rightarrow \text{Ligne droite} \\ \delta < 0 \Rightarrow \text{Virage à gauche} \end{cases} \quad (4.10)$$

Dans notre cas de simulation, le véhicule démarre de l'arrêt à la vitesse de référence de 15 m / s (soit 54 km / h) sur une route plate, puis aborde une succession de virages, à droite et à gauche, qui sont imposés par le conducteur qui donne l'angle de braquage présenté sur la Figure 4.7 (a). Par conséquent, les roues avant du véhicule sont orientées à gauche et à droite selon la trajectoire désirée. Il est montré sur la Figure 4.7 (b) les vitesses longitudinale et latérale du véhicule, et sur la Figure 4.7 (c) les accélérations longitudinale et latérale du véhicule.

Il est montré sur les Figures 4.7 (d), (e) et (f) les vitesses de rotation des moteurs MSAP. Elles ont les mêmes variations de vitesses lorsque le véhicule roule sur une route droite. Elles changent de valeurs lorsque le véhicule aborde les virages. A l'entrée de chaque virage, le conducteur donne un angle de braquage des roues avant par action sur le volant. A ce moment, le system différentiel électrique agit immédiatement sur les quatre moteurs, en abaissant les vitesses des roues qui se trouvent à l'intérieure du virage, et contrairement à celles qui sont situées à l'extérieur. Les moteurs qui se trouvent à l'extérieur de la courbure de virage, tournent à des vitesses supérieures à celles des moteurs, Figure 4.7 (d), (e) et (f). Par conséquent, le changement des vitesses des roues va se répercuté sur les grandeurs électriques et mécaniques. La Figure 4.7 (g) illustre la variation des couples électromagnétiques des quatre moteurs. On remarque une divergence entre les couples moteurs qui prend naissance à chaque passage dans un virage. Les couples développés par les moteurs (M1 et M3) sont supérieurs à ceux des moteurs (M2 et M4) dans le cas d'un virage à droite, et inversement dans le

cas d'un virage à gauche. La Figure 4.7 (h) illustre la réponse des courants absorbés par le moteur arrière droit. Sur la Figure 4.7 (i), nous illustrons les forces de traction générées par les moteurs de l'essieu avant (M1 et M2) et les deux moteurs de l'essieu arrière (M3 et M4). On remarque de fortes forces de traction fournies par les moteurs pour vaincre les forces de résistance à l'avancement du véhicule et faire mouvoir le véhicule au démarrage. Nous pouvons également signaler que les moteurs qui se trouvent à l'intérieur de la courbure de virage produisent des forces de traction inférieures à celles des moteurs qui se trouvent à l'extérieur de la courbure. Il en est de même en ce qui concerne les couples résistants imposés sur les moteurs, Figure 4.7 (j).



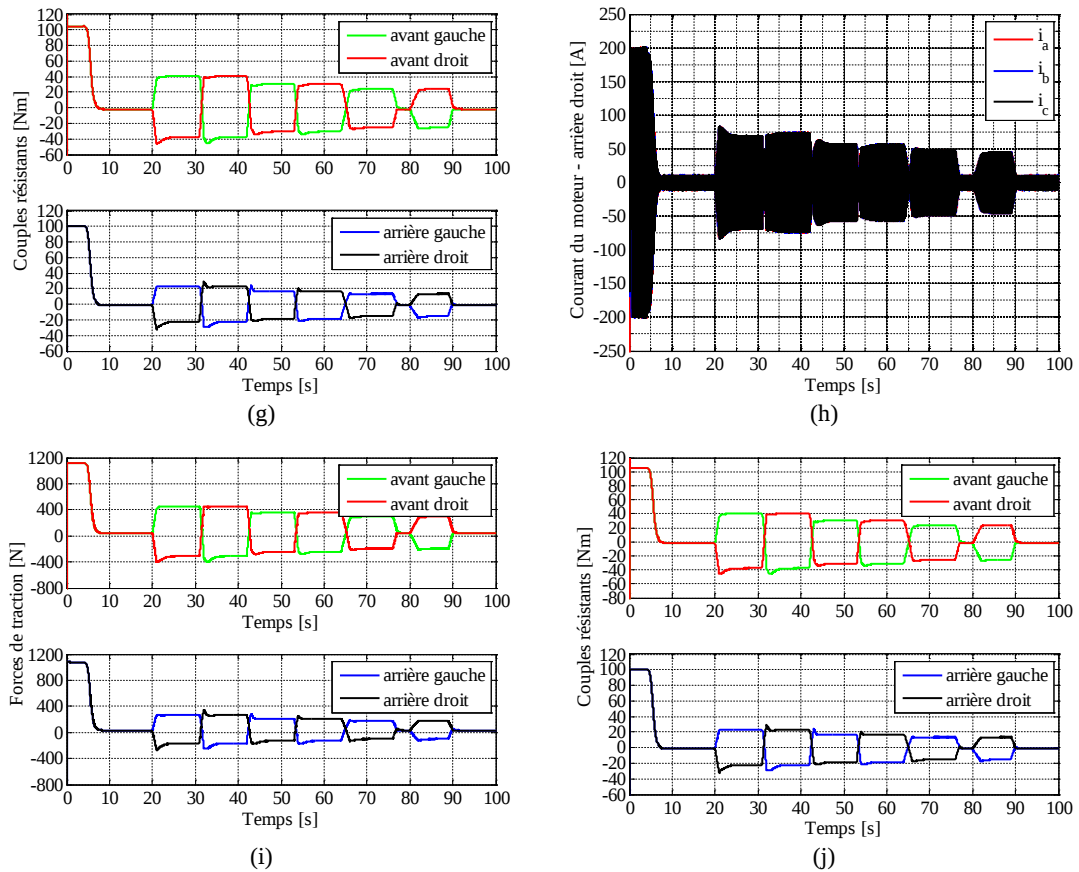


Figure 4.7 : Comportement du système de traction dans une manœuvre de virage.

4.6 Conclusion

La contribution principale de l'étude présentée dans ce chapitre est de proposer une nouvelle technique de contrôle pour un véhicule électrique (VE) équipé de deux ensembles de moteurs-roues bi-MSAP connectés en parallèle et alimentés par un seul onduleur triphasé, l'un sur l'essieu avant et l'autre sur l'essieu arrière. L'application faisant l'objet de ce travail : la commande en couple de deux moteurs synchrones à aimants permanents alimentées par un seul onduleur triphasé à cinq bras, et entraînant deux roues motrices qui contribuent à l'avancement d'un VE. L'objectif de l'application de cette technique de commande est de reproduire au moins le comportement d'un différentiel mécanique en y imposant un contrôle indépendant sur chaque roue motrice. La simulation du système à l'aide du logiciel Matlab / Simulink montre que cette nouvelle technique de contrôle peut assurer une excellente dynamique du système de conduite du véhicule électrique particulièrement lors des situations critiques (survirage ou sous virage).

Références bibliographiques

- [1] S. PROJET, A. BOUSCAYROL, B. DAVAT, B. DE FORNEL, B. FRANÇOIS, J. HAUTIER, *et al.*, "Multimachine Multiconverter Systems for drives: analysis of coupling by a global modeling," in *Proc. of IEEE-IAS anual meeting*, 2000.
- [2] S. Wu, L. Song, and S. Cui, "Study on improving the performance of permanent magnet wheel motor for the electric vehicle application," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 43, pp. 438-442, 2007.
- [3] G. s. Sayah chahrazad, "Commande Backstepping-DTC d'un MSAP destiné à la traction électrique," *Conférence Nationale sur l'Electrotechnique et les Energies Renouvelables, CNEER'18*, 13-14 Novembre 2018 June 2018.
- [4] A. Norediene, H. Kada, and T. M. Chikouche, "A Robust Control Design for Minimizing Torque Ripple in PMSMS for Vehicular Propulsion," in *International Conference in Artificial Intelligence in Renewable Energetic Systems*, 2019, pp. 236-245.
- [5] A. Draou and K. Hartani, "A novel direct torque control scheme for PMSM for improving quality in torque and flux," *system*, vol. 10, p. 12, 2012.
- [6] N. Aouadj, K. Hartani, and M. Fatiha, "New Integrated Vehicle Dynamics Control System Based on the Coordination of AFS, DYC, and ED for Improvements in Vehicle Handling and Stability," *SAE International Journal of Vehicle Dynamics, Stability, and NVH*, vol. 4, 2020.
- [7] M. Sekour, K. Hartani, and A. Merah, "Electric Vehicle Longitudinal Stability Control Based on a New Multimachine Nonlinear Model Predictive Direct Torque Control," *Journal of Advanced Transportation*, vol. 2017, 2017.
- [8] A. Merah and K. Hartani, "Shared steering control between a human and an automation designed for low curvature road," *International journal of vehicle safety*, vol. 9, pp. 136-158, 2016.
- [9] K. Hartani and A. Draou, "A new multimachine robust based anti-skid control system for high performance electric vehicle," *Journal of Electrical Engineering and Technology*, vol. 9, pp. 214-230, 2014.
- [10] B. Tabbache, A. Kheloui, and M. E. H. Benbouzid, "An adaptive electric differential for electric vehicles motion stabilization," *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol. 60, pp. 104-110, 2010.
- [11] B. Tabbache, S. Douida, M. Benbouzid, D. Diallo, and A. Kheloui, "Direct torque control of five-leg inverter-dual induction motor powertrain for electric vehicles," *Electrical Engineering*, vol. 99, pp. 1073-1085, 2017.
- [12] N. Aouadj, K. Hartani, and M. Fatiha, "New Integrated Vehicle Dynamics Control System Based on the Coordination of Active Front Steering, Direct Yaw Control, and Electric Differential for Improvements in Vehicle Handling and Stability," *SAE International Journal of Vehicle Dynamics, Stability, and NVH*, vol. 4, pp. 119-133, 2020.
- [13] K. Hartani, A. Merah, and A. Draou, "Stability Enhancement of Four-in-Wheel Motor-Driven Electric Vehicles Using an Electric Differential System," *Journal of Power Electronics*, vol. 15, pp. 1244-1255, 2015.
- [14] K. Hartani, "Contribution à la stabilité du véhicule électrique à l'aide du contrôle des systèmes anti-patinage," thèse de Doctorat, USTO, Oran, Algérie, 2007.
- [15] T. Ahmed, H. Kada, and A. Allali, "New DTC strategy of multi-machines single-inverter systems for electric vehicle traction applications," *International Journal of Power Electronics and Drive Systems*, vol. 11, p. 641, 2020.

Conclusion générale

Ce mémoire s'inscrit également dans le prolongement des travaux sur le contrôle des moteurs-roues utilisées dans les chaînes de traction pour la propulsion des véhicules électriques, initiés par les membres chercheurs du laboratoire de recherche d'électrotechnique LGE.

Afin d'optimiser les volumes des dispositifs et des composants embarqués dans les systèmes de traction propulsés par plusieurs moteurs électriques, une réduction intéressante peut être obtenue par l'utilisation d'un seul onduleur de tension triphasé qui alimente simultanément plusieurs moteurs-roues. Dans le travail proposé, on cherche à imposer un contrôle indépendant sur chaque moteur à l'aide d'une solution multimoteur dans le but d'améliorer la stabilité du véhicule électrique à traction intégrale lors des situations critiques (survirage ou sous virage).

Parmi les moteurs électriques à courant alternatif utilisés dans la traction électrique (véhicule électrique), le moteur synchrone à aimant permanent (MSAP) reste un bon candidat à cause d'un certain nombre d'avantages qu'il présente, à savoir : pas de pertes au rotor, une grande capacité de surcharge, une vitesse stable est constante à une fréquence donnée et surtout à cause de son couple massique élevé comparativement à celui du moteur asynchrone classique, ce qui est important pour les systèmes embarqués.

La mise en parallèle des machines synchrones à aimants permanents est une solution qui, bien que nécessitant un surdimensionnement des interrupteurs de puissance, permet de réduire fortement leur nombre grâce à la mutualisation de ces derniers. L'application faisant l'objet de ce travail : la commande en couple de deux moteurs synchrones à aimants permanents alimentées par un seul onduleur triphasé à cinq bras, et entraînant deux roues motrices qui contribuent à l'avancement d'un VE.

La contribution principale du présent travail est de proposer une nouvelle technique de contrôle pour un véhicule électrique (VE) équipé de deux ensembles de moteurs-roues bi-MSAP connectés en parallèle et alimentés par un seul onduleur triphasé, un sur l'essieu avant et un sur l'essieu arrière.

Dans le premier chapitre, nous avons présenté une description détaillée de la chaîne de traction électrique d'un véhicule électrique. L'action a été mise sur le choix et le dimensionnement des éléments constitutifs de la chaîne de traction.

Nous avons présenté, dans la première partie du deuxième chapitre, la modélisation individuelle de chaque bloc constituant le système d'entraînement considéré, à savoir la machine synchrone à aimant permanent et son alimentation de puissance (convertisseur associé). Les équations analytiques régissant le fonctionnement du système d'entraînement, en vue de sa simulation, ont été développées. Le modèle de la MSAP a été développé sur la base de Concordia, ce type d'approche est bien adapté à l'élaboration d'algorithme de la commande DTC. L'onduleur triphasé à deux niveaux a été modélisé par la méthode de topologie variable. Dans la deuxième partie, nous avons présenté la méthode de la commande DTC appliquée à la configuration mono-onduleur/mono-machine, avec l'estimation de la résistance statorique de la machine synchrone à aimants permanents. Des simulations numériques sous

le logiciel Matlab/Simulink pour apprécier les performances, analyser l'efficacité et la robustesse de l'approche de commande DTC. Les résultats de simulation obtenus montrent l'apport de la commande DTC en termes de performances dynamiques, de robustesses et de découplage parfait du couple et du flux.

Dans le troisième chapitre, nous avons proposé une technique de commande associée à la commande directe du couple (DTC) pour un système de traction mono-onduleur bi-moteur d'un véhicule électrique, basée l'une des structures de commande dédiées aux systèmes multimachines multi-convertisseurs (SMM) connue sous le nom « maître-esclave ». La technique de contrôle proposée permet d'assurer la stabilité du système de traction face aux différents cas de charges impliquées dans une chaîne de traction électrique.

L'application faisant l'objet du dernier chapitre : la commande en couple de deux moteurs synchrones à aimants permanents alimentées par un seul onduleur triphasé à cinq bras, et entraînant deux roues motrices qui contribuent à l'avancement d'un VE. L'objectif de technique de commande DTC proposée est de reproduire au moins le comportement d'un différentiel mécanique en y imposant un contrôle indépendant sur chaque roue motrice. La simulation du système à l'aide du logiciel Matlab / Simulink montre que cette nouvelle technique de contrôle permet d'assurer une excellente dynamique du système de conduite du véhicule électrique particulièrement lors des situations critiques (survirage ou sous virage).

Perspectives

Les travaux effectués dans ce mémoire nous dirigent vers plusieurs perspectives de recherche qu'il apparaît utile de les citer :

- Implantation de la technique de contrôle DTC développée afin de valider les résultats de simulations ;
- Porter une attention particulière aux moteurs synchrones à aimants permanents intérieurs (IPMSM) comme actionneurs électriques dans les véhicules électriques ;
- Recherche des solutions mono-onduleur multimachines basées sur la mutualisation des composants électroniques ;
- Recherche d'une technique de commande Backstepping-DTC pour le contrôle du système de traction multi-machine mono-onduleur alimenté par un seul onduleur à cinq bras.

Résumé

Dans la traction électrique où les systèmes de traction sont propulsés par plusieurs moteurs électriques, il est nécessaire d'optimiser les volumes des dispositifs et des composants embarqués. Une réduction intéressante peut être obtenue par l'utilisation d'un seul onduleur de tension triphasé qui alimente simultanément plusieurs moteurs. L'application faisant l'objet de ce travail concerne un véhicule électrique possédant quatre moteurs synchrones à aimants permanents alimentés par un seul onduleur de tensions triphasés à cinq bras, et entraînant les quatre roues motrices (avant et arrière), dont l'objectif est de reproduire aux moins la fonction d'un différentiel mécanique en y ajoutant d'autres fonctions de contrôle longitudinale et latérale. Dans ce travail, nous nous sommes intéressés à développer une technique de contrôle DTC pour deux machines synchrones alimentées en parallèle par un onduleur de tension triphasé à cinq bras. La topologie du circuit de puissance retenue comme solution envisageable dans notre cas de traction électrique, structure à cinq bras, offre aux machines électriques de tourner à des vitesses identiques ou différentes. Pour cette structure particulière, un bras d'onduleur est mis en commun pour deux phases de deux machines. Les deux phases de chaque machine sont reliées aux deux propres bras d'onduleur distincts. Des simulations numériques sont réalisées pour confirmer la robustesse de la structure de contrôle développé sur la base d'un onduleur triphasé à cinq bras.

Annexe

Tableau A1 : Paramètres du véhicule étudié.

Masse du véhicule	1562 Kg
Moment d'inertie du véhicule	2630 Kg.m ²
Longueur entre le train avant et le centre de gravité	1.104 m
Longueur entre le train arrière et le centre de gravité	1.421 m
Longueur entre les deux trains avant et arrière	2.525 m
Hauteur du centre de gravité	0.5 m
Moitié de la longueur du train arrière	0.75 m
Section frontale véhicule	2.04 m ²
Densité volumique de l'air	1.2 Kg.m-3
Coefficient de pénétration dans l'air	0.25
Coefficient de résistance au roulement	0.01
Rayon de la roue	0.294 m

Tableau A2 : Paramètres de la machine synchrone à aimants permanents.

Puissance nominale :	18 kW
Puissance maximale :	30 kW de 2000 à 9000 tr/mn
Couple maximal :	145 N.m
Résistance statorique :	0,03 Ω
Inductance cyclique dans l'axe d :	0,2 mH
Inductance cyclique dans l'axe q :	0,2 mH
Flux dû aux aimants permanents :	0,08 Wb
Nombre de paires de pôles :	4