

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE  
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE



UNIVERSITE DE M'SILA  
FACULTE DE TECHNOLOGIE  
DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

MEMOIRE DE FIN D'ETUDES EN VUE DE L'OBTENTION DU DIPLOME  
D'INGENIEUR D'ETAT EN GENIE ELECTROTECHNIQUE

**OPTION : ELECTROTECHNIQUE**

THEME

---

***EMULATEUR PROGRAMMABLE DE  
CONDITIONS DE CHARGE D'UN  
VEHICULE ELECTRIQUE***

---

Proposé et dirigé par:

- **M. T.ROUBACHE**

Présenté par :

- **AOUADJA Ramzi**  
- **DOUADI Ilyas**  
- **MAHDI Younes**

Année Universitaire : 2011 / 2012

# *AVANT PROPOS*

# REMERCIEMENTS

*Nous tenons à remercier tout premièrement Dieu le tout puissant pour la volonté, la santé et la patience, qu'il nous a donné durant toutes ces longues années.*

*Ainsi, nous tenons également à exprimer nos vifs remerciements à notre encadreur M<sup>er</sup>. **T.ROUBACHE** pour avoir d'abord proposé ce thème, pour suivi continuel tout le long de la réalisation de ce mémoire et qui n'a pas cessé de nous donner ses conseils.*

*Nous tenons à remercier vivement toutes personnes qui nous ont aidés à élaborer et réaliser ce mémoire, ainsi à tous ceux qui nous ont aidés de près ou de loin à accomplir ce travail.*

*Nos remerciements vont aussi à tous les enseignants et le chef de département d'Electrotechnique qui a contribué à notre formation par ailleurs, Nos remerciements à tous les membres du jury qui ont accepté de juger notre travail.*

*En fin, nous tenons à exprimer notre reconnaissance à tous nos amis et collègues pour le soutien moral et matériel...*

# *Dédicace*

*Je dédie ce mémoire à mes très chers parents  
pour leurs soutient morale et financier*

*A mes frères*

*Mohamed, Ali et Islam*

*Et à toute la famille Aouadja, Zerargui et Bakri*

*A mes chers amis de M'sila et de Setif*

*A Abd ennour, Houcine, Adel et Fadel*

*Aouadja. Ramzi*

# Dédicace

*Je dédie ce modeste travail :*

*A mes très chers parents, que dieu les garde et les  
protégé  
pour leurs soutien moral et financier, pour leurs  
encouragements et les sacrifices qu'ils ont endurés.*

*A mes frères*

*Hamza et Messaoud*

*A mes soeurs*

*A tous mes amis.*

*Abd ennour, Fadel, Hamza, Ramzi et Younes*

*A mon oncle*

*Elhadi*

*A toute ma grande famille DOUADI.*

DOUADI ILYAS

# *Dédicace*

*Je dédie ce mémoire à mes très chers parents*

*pour leurs soutient morale et financier*

*A mes frères*

*Walid*

*A mes sœurs*

*Et à toute la famille mahdi et zanet*

*A mes chers amis*

*A Abd ennour , Fadel, Poussef et Sliman*

*YOUNES MAHDI*

# Liste des figures

<b>Figure</b>	<b>Titre</b>	<b>page</b>
<b>Fig.I.1</b>	Schéma General Du Véhicule Electrique	4
<b>Fig.I.2</b>	Force de roulement sur la roue	6
<b>Fig. I.3</b>	Force résistante aérodynamique	6
<b>Fig. I.4</b>	Force résistante due à la pente	8
<b>Fig. I.5</b>	Forces sur le véhicule	9
<b>Fig. I.6</b>	Courbe générale de la caractéristique du pneumatique	11
<b>Fig. I.7</b>	Entrées-sorties selon le modèle de Pacejka	12
<b>Fig. I.8</b>	Forces et moments appliqués aux roues	12
<b>Fig. I.9</b>	Différence entre les vitesses centrales et radiales de la roue	14
<b>Fig. I.10</b>	Coefficient d'adhérence longitudinale	15
<b>Fig. I.11</b>	Angle de dérive	17
<b>Fig. I.12</b>	Coefficient d'adhérence latérale en fonction de l'angle de dérive	19
<b>Fig. I.13</b>	Déformation du pneumatique lors de sollicitations de la colonne de direction	20
<b>Fig. I.14</b>	Angle de chasse positif	20
<b>Fig. I.15</b>	Couplage des forces longitudinale et latérale	21
<b>Fig. II.1</b>	Schéma de la chaine de traction électrique à étudier	26
<b>Fig. II.2</b>	Schéma d'un entraînement avec une MCC à excitation indépendante	29
<b>Fig. II.3</b>	Schéma du processus Hacheur 4Q-MCC	32
<b>Fig. II.4</b>	Schéma de changement du sens de rotation du hacheur	33
<b>Fig. II.5</b>	Schéma synoptique de la stratégie de commande par hystérésis en courant	33
<b>Fig. II.6</b>	Schéma de l'association MCC-Hacheur 4 quadrants pour l'émulation	34
<b>Fig.II.7</b>	Résultats de simulation sans glissement	35
<b>Fig.II.8</b>	Résultats de simulation avec glissement	36
<b>Fig. III.1</b>	Représentation schématique d'une MAS	40
<b>Fig. III.2</b>	Passage du système triphasé au système biphasé et inversement	43
<b>Fig. III.3</b>	Représentation schématique d'une machine asynchrone biphasée dans le repère (d,q)	44
<b>Fig. III.4</b>	Représentation schématique d'une machine asynchrone	46

	biphasée dans le repère $(\alpha, \beta)$	
<b>Fig. III.5</b>	Représentation de l'ensemble onduleur-MAS	51
<b>Fig. III.6</b>	Correspondance entre chaque configuration onduleur et vecteur tension	55
<b>Fig. III.7</b>	Vecteur tension et séquences du niveau de phase d'un onduleur deux niveaux	55
<b>Fig.III.8</b>	Principe de la commande direct du couple de la MAS	56
<b>Fig. III.9</b>	Choix du vecteur tension	58
<b>Fig. III.10</b>	Schéma de l'association MAS-Onduleur de tension pour l'émulation	60
<b>Fig. III.11</b>	Résultats de simulation	61

#### **Liste des tableaux**

<b>Tableau(III.1)</b>	Table générale de vérité pour un vecteur flux statorique situé dans un secteur	58
<b>Tableau(III.2):</b>	Table de commutation DTC	60

# ***NOTATION ET SYMBOLES***

MAS	Machine Asynchrone
DTC	Direct Torque Control ou (Contrôle direct du couple)
MCC	Machine à Courant Continu
VE	Véhicule Electrique
$\wedge$	Symbole pour une grandeur estimé
$C_X$	Coefficient de pénétration dans l'air ou coefficient de traînée
$C_x, C_y$	Facteur de forme (longitudinal, latéral)
$D_x, D_y$	Valeur de pic (longitudinal, latéral) par rapport à l'axe x
$E_x, E_y$	Facteur de courbure (longitudinal, latéral)
$f$	Coefficient de frottement
$f_r$	Coefficient de résistance au roulement
$J$	Moment d'inertie des masses tournantes
$(J_{tr})$	L'inertie totale du véhicule ramené à la roue
$(J_m)$	L'inertie du moteur
$(J_r)$	L'inertie de la roue
$(J_V)$	L'inertie correspondant à la masse du véhicule
$M_{qr}$	Masse d'un quart du véhicule
$m_{veh}$	La masse du véhicule
$M_1$	La masse sure la roue
$(p_p)$	Pourcentage de la pente
$R_r$	Royen de la roue
$S_f$	Surface frontal du véhicule
$V_v$	Vitesse linéaire de translation du point de contact de la roue
$M_z, M_y$	Le moment selon l'axes (vertical, latéral)
$\mu_x, \mu_y$	Coefficient d'adhérence (latérale, longitudinale)
$\delta(t)$	Angle de dérive du pneumatique
$B_x, B_y$	Facteur de raideur (longitudinal, latéral)

$s, r$	Indices correspondants au stator et rotor
$A, B, C$	Indices correspondants aux trois phases du stator
$a, b, c$	Indices correspondants aux trois phases du rotor
$V_{sa}, V_{sb}, V_{sc}$	Tensions d'alimentation des phases statoriques
$V_{ra}, V_{rb}, V_{rc}$	Tensions d'alimentation des phases rotoriques
$I_{sa}, I_{sb}, I_{sc}$	Courants statoriques
$I_{ra}, I_{rb}, I_{rc}$	Courants rotoriques
$\phi_{sa}, \phi_{sb}, \phi_{sc}$	Flux statoriques
$\phi_{ra}, \phi_{rb}, \phi_{rc}$	Flux rotoriques
$R_s, l_s$	Résistance et inductance propre d'une phase statorique
$R_r, l_r$	Résistance et inductance propre d'une phase rotorique
$M_1, M_2, M_3$	Inductances mutuelles entre une phase du stator et une phase du rotor.
$L_s$	Inductance statorique
$L_r$	Inductance rotorique
$M_s$	Inductance mutuelle entre phases statoriques
$M$	Maximum de l'inductance mutuelle entre une phase statorique et une phase rotorique
$M_r$	Inductance mutuelle entre phases rotoriques
$\theta$	Angle électrique
$\theta_a$	l'angle entre phase de stator triphasé et biphasé
$\phi_{sref}$	Référence de flux
$C_{ref}$	Référence de couple
$\gamma$	Angle entre le flux statorique $\phi_s$ et le flux rotorique $\phi_r$
$(D, Q)$	Indices correspondant au référentiel biphasé général
$(\alpha, \beta)$	Indices correspondant au référentiel lié au stator
$(d, q)$	Indices correspondant au référentiel lié au champ tournant
$\omega_s$	Pulsation statorique
$\omega_r$	Pulsation rotorique
$P$	Nombre de paire de pôles
$C_r$	Couple résistant
$\Omega$	Vitesse angulaire de rotation
$C_{em}$	Couple électromagnétique
$\sigma$	Coefficient de dispersion

$T_s$	Constante de temps statorique
$T_r$	Constante de temps rotorique
$V_{a0}, V_{b0}, V_{c0}$	Les tensions d'entrée de l'onduleur
$V_{ab}, V_{bc}, V_{ca}$	Les tensions composées
$V_{am}, V_{bm}, V_{cm}$	Sont les tensions des phases de la charge (valeur alternatif)
$V_{m0}$	Tension de neutre de la charge par rapport au point fictif « 0 »
$V_{mp}$	Amplitudes de tension de la porteuse
$T_e$	Période d'échantillonnage
$\Phi_{s0}, \Phi_{r0}$	Les modules respectivement du flux statorique et du flux rotorique à l'instant $t=0$
$\Delta\phi_s$	Ecart d'hystérésis du contrôleur de flux statorique
$\Delta C$	Ecart d'hystérésis du contrôleur de couple
$U_0, U_c, U_{dc}$	Tension d'entrée continue de l'onduleur
$R_a, R_e$	Résistances (induit, inducteur)
$L_a, L_e$	Inductances (induit, inducteur)
$I_a(t), I_e(t)$	Courants (induit, inducteur)
$u_a(t), u_e(t)$	Tensions (induit, inducteur)
$U_{dc}$	Tension d'alimentation
$e_m(t)$	Force électromotrice

# *SOMMAIRE*

## *TABLE DES MATIERES*

<i>INTRODUCTION GENERALE.....</i>	01
<b>CHAPITRE UN</b>	
<b>MODELISATION D'UNE CHARGE MECANIQUE</b>	
<b>TYPE VEHICULE A ROUE</b>	
INTRODUCTION.....	04
<b>I.1.SCHEMA GENERAL DU VEHICULE ELECTRIQUE ETUDIE.....</b>	<i>04</i>
<b>I.2.CARACTERISTIQUES DE CHARGET TYPQUES D'UN VEHICULE.....</b>	<i>04</i>
<b>I.2.1.Forces de résistance à l'avancement du véhicule .....</b>	05
<b>I.2.1.1.Force résistante au roulement .....</b>	05
<b>I.2.1.2.Force résistante aérodynamique .....</b>	06
<b>I.1.2.3.force de résistance due au profil de la route.....</b>	07
<b>I.2.2.Équation de la dynamique de mouvement du véhicule.....</b>	07
<b>I.2.3.Modélisation du contact pneu-route.....</b>	08
<b>I.2.3.1.Le modèle de pneumatique de Pacejka (formule magique).....</b>	<i>09</i>
<b>I.2.3.2.Description des forces et des moments au niveau des roues.....</b>	<i>10</i>
<b>I.2.3.3.Comportement longitudinal du pneumatique.....</b>	<i>12</i>
<b>I.2.3.3.1.Glisement longitudinal.....</b>	<i>13</i>
<b>I.2.3.3.2.Coefficient d'adhérence longitudinale.....</b>	<i>14</i>
<b>I.2.4. Comportement latéral du pneumatique.....</b>	<i>15</i>
<b>I.2.4.1. Angle de dérive .....</b>	<i>17</i>
<b>I.2.4.2. Forces latérales pures.....</b>	<i>17</i>

<b>I.2.4.3.</b> Moment d'auto-alignement .....	18
<b>I.2.4.4.</b> Comportements latéraux et longitudinaux couplé du pneumatique.....	20
<b>I.2.5.</b> Inertie du véhicule ramenée à la roue.....	21
<b>I.3.</b> HYPOTHESES GENERALES DE MODELISATION DE LA DYNAMIQUE DU VEHICULE.....	23
CONCLUSION.....	24
<b>CHAPITRE DEUX</b>	
<b>ASSOCIATION MCC-HACHEUR 4Q POUR L'EMULATION D'UNE ROUE DU VEHICULE</b>	
INTRODUCTION	26
<b>II.1.</b> DESCRIPTION DU SYSTEME DE TRACTION DE VE.....	26
<b>II.1.1.</b> Chaîne de traction.....	26
<b>II.1.1.1.</b> La source d'énergie .....	26
<b>II.1.1.2.</b> Convertisseur statique .....	27
<b>II.1.1.3.</b> Moteur asynchrone.....	27
<b>II.1.2.</b> Transmission mécanique.....	27
<b>II.1.2.1.</b> Le réducteur de vitesse.....	28
<b>II.1.2.2.</b> La roue.....	28
<b>II.2.</b> EMULATION PAR ASSOCIATION MCC-HACHEUR 4Q .....	28
<b>II.2.1.</b> Modélisation de la machine à courant continu .....	28
<b>II.2.1.1.</b> Equations de la machine à courant continu.....	29
<b>II.2.1.1.1.</b> Equations électriques.....	30
<b>II.2.1.1.2.</b> Equations électromécaniques.....	30
<b>II.2.1.1.3.</b> Equation mécanique.....	30
<b>II.2.1.2.</b> Transformées de Laplace.....	31

<b>II.3.ETUDE DE L'ALIMENTATION ET DE LA COMMANDE.....</b>	<b>31</b>
<b>II.3.1.Choix des interrupteurs électronique du hacheur.....</b>	<b>31</b>
<b>II.3.2..Modélisation du hacheur de tension quatre quadrant.....</b>	<b>31</b>
<b>II.3.2.1.Structure générale.....</b>	<b>31</b>
<b>II.3.2.2.Changement du sens de rotation.....</b>	<b>32</b>
<b>II.3.3. Principe de la variation de vitesse et fonctionnement dans les 4 quadrants</b>	<b>33</b>
<b>II.3.4.Commande par hystérésis en courant.....</b>	<b>33</b>
<b>II.3.4.1.principe de la commande .....</b>	<b>33</b>
<b>II.4.PRINCIPE DE COMMANDE DE L'ENCOMBLE ACTIONNEUR-EMULATEUR .....</b>	<b>34</b>
<b>II.5. ETUDE PAR SIMULATION NUMERIQUE .....</b>	<b>35</b>
<b>II.5. 1.Caractéristiques sans considération de glissement.....</b>	<b>35</b>
<b>II.5.2. Caractéristiques avec considération de glissement .....</b>	<b>36</b>
<b>CONCLUSION.....</b>	<b>37</b>
<b>CHAPITRE TROIS</b>	
<b>ASSOCIATION MAS-ONDULEUR POUR L'EMULATION D'UNE ROUE DU VE</b>	
<b><i>INTRODUCTION</i></b>	<b>39</b>
<b>III.1.EMULATION PAR ASSOCIATION MAS-ONDULEUR DE TENSION</b>	<b>39</b>
<b>III.1.1.Modélisation de la machine asynchrone triphasée.....</b>	<b>39</b>
<b>III.1.1.1.Hypothèses simplificatrice.....</b>	<b>39</b>
<b>III.1.1.2.Modèle dynamique de la machine asynchrone.....</b>	<b>40</b>
<b>III.1.1.2.1. Équations électriques.....</b>	<b>40</b>
<b>III.1.1.2.2.Equations magnétiques.....</b>	<b>41</b>
<b>III.1.1.3.Transformation du système triphasé vers biphasé.....</b>	<b>42</b>

<b>III.1.1.3.1.</b> Transformation du système triphasé vers biphasé.....	42
<b>III.1.1.3.2.</b> Application de la transformation de PARK à la MAS.....	43
<b>III.1.1.4.</b> Équation des tensions dans les différent repères.....	44
<b>III.1.1.4.1.</b> Équations en tension dans le repère lié au champ tournant (d,q).....	44
<b>III.1.1.4.2.</b> Équations en tension dans le repère lié au stator ( $\alpha, \beta$ ).....	46
<b>III.1.1.5.</b> Expression du couple électromagnétique et de la puissance.....	47
<b>III.1.1.5.1.</b> Expression de la puissance.....	47
<b>III.1.1.5.2.</b> Expressions du couple électromagnétique.....	48
<b>III.1.1.6.</b> Equation de mouvement.....	48
<b>III.1.1.7.</b> Représentation d'état .....	49
<b>III.1.1.7.1.</b> Représentation d'état du modèle de la MAS dans le repère ( $\alpha, \beta$ )...	49
<b>III.1.2.</b> Le processus OND–MAS.....	50
<b>III.1.2.1.</b> Onduleur de tension à deux niveaux.....	50
<b>III.1.2.2.</b> Modélisation de l'onduleur de tension.....	51
<b>III.2.</b> ETUDE DE L'ALIMENTATION ET DE LA COMMANDE	56
<b>III.2.1.</b> structure générale de la commande (DTC) .....	57
<b>III.2.2.</b> règles d'évolution du flux statorique.....	58
<b>III.2.3.</b> stratégies de contrôle.....	60
<b>III.3.</b> PRINCIPE DE COMMANDE DE L'ENCOMBLE ACTIONNEUR-EMULATEUR.....	61
CONCLUSION.....	62
CONCLUSION <i>GENERALE</i> .....	

*INTRODUCTION*  
*GÉNÉRALE*

## **INTRODUCTION GENERALE**

Le développement des véhicules électriques est un défi important pour le futur. De nouveaux arrangements de traction ont été développés durant ces dernières années pour augmenter les performances de tels véhicules. Avant que l'application d'une nouvelle commande sur un véhicule, la validation doit être faite par simulation du système entier pour vérifier le couple disponible dans toute la gamme de fonctionnement.

Dans le cadre du véhicule électrique, de nombreux travaux de recherche ont été et sont encore conduits sur les différentes parties de la chaîne de traction. Depuis l'apparition significative du véhicule électrique, la machine à courant continu est la plus utilisée. De par sa facilité de commande, elle présente des avantages certains dans une conception de chaîne de traction. Hélas, ses rapports poids/puissance et poids/volume ne sont pas très intéressants ; sa plage de vitesse n'est pas très étendue et l'usure introduite par les balais ont conduit les différents constructeurs automobiles à se diriger vers des motorisations basées sur des machines alternatives.

L'étude dans ce mémoire est consacrée pour l'émulation et la simulation du système de traction d'un véhicule électrique de deux roues motrices.

Un système classique de traction de VE sera étudié en utilisant une commande du moteur asynchrone liée à une commande d'une charge de type MCC, ceci est commandé pour imposer le même comportement du train de transmission mécanique à la machine asynchrone.

Pour présenter ce travail, nous avons organisé notre mémoire de la manière suivante :

Nous aborderons dans le premier chapitre la modélisation de la partie mécanique du système de traction de véhicule électrique. Il doit de plus être suffisamment simple pour permettre d'en déduire des lois de commande. Le modèle mécanique retenu prend en compte, en vue de la commande, les caractéristiques du contact roue-sol ainsi que les effets mécaniques présents dans les systèmes de transmission.

Le second chapitre représentera une étude sur l'émulateur d'une chaîne de traction d'un véhicule électrique, ainsi les performances et les limites de l'utilisation de l'émulateur à partir d'une machine à courant continu.

Dans le troisième chapitre nous présenterons ainsi l'émulation à base d'association machine asynchrone à cage d'écureuil avec un onduleur de tension triphasé.

Enfin, nous terminons par une conclusion générale rassemblant un certain nombre de remarques générales sur notre travail.

*CHAPITRE I*

*MODELISATION D'UNE*

*CHARGE MECANIQUE*

*TYPE VEHICULE*

*A ROUE*

## INTRODUCTION

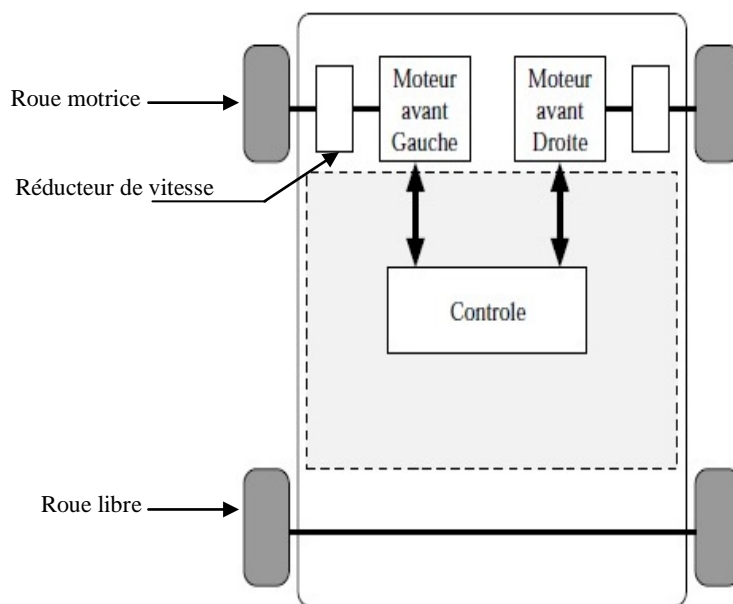
L'objectif de ce chapitre est de modéliser la partie mécanique du système de traction d'un véhicule électrique en général.

La modélisation généralement utilisée repose sur une description simplifiée des forces créées à l'interface du pneu et de la chaussée ainsi que sur la description mécanique du comportement global du véhicule.

Ce chapitre traite donc de la modélisation dynamique d'un véhicule à savoir une plateforme mobile à deux roues motrices.

### I.1.SHEMA GENERAL DU VEHICULE ELECTRIQUE ETUDIE

Le véhicule électrique étudié figure (I.1) est une plateforme mobile constituée de deux roues motrices parallèles en avant. Chacune de ces deux roues motrices est entraînée indépendamment l'une de l'autre.



**Fig. I.1.** Schéma Général Du Véhicule Electrique

### I.2.CARACTERISTIQUES DE CHARGE TYPIQUE D'UN VEHICULE

Le niveau de modélisation recherché ici a pour but de rendre compte le plus possible du comportement dynamique du véhicule considéré tout en étant simple à mettre en œuvre.

La détermination des différentes forces appliquées étant une étape importante pour la

modélisation de la dynamique du mouvement d'un solide, nous commençons notre étude par présenter les différentes forces de résistance à l'avancement général du véhicule.

### I.2.1. Forces de résistance à l'avancement du véhicule

Les forces de résistance à l'avancement du véhicule sont principalement de trois natures :

- Forces de traînée aérodynamique.
- Forces de résistance au roulement dans les pneumatiques, suspension, amortisseurs, etc.
- Forces due à la pente.

$$F_{res} = F_{roul} + F_{aero} + F_{prof} \quad (I.1)$$

#### I.2.1.1. Force résistante au roulement

Pour un pneu qui roule librement, il est nécessaire d'appliquer un couple moteur pour contrebalancer le moment résistant qui provient du déplacement du centre de pression dans l'emprunte vers la partie avant.

La force de résistance au roulement recouvre des effets provenant de différentes sources :

- le travail de déformation des pneumatiques.
- le frottement des roulements.
- le travail de la suspension.
- les défauts d'alignements.

Cette force est liée au coefficient de roulement des roues. Pratiquement, avec des pneumatiques modernes à très faible résistance au roulement, le coefficient de résistance de roulement ( $f_r$ ) vaut environ 0,01 (environ 0,015 du revêtement routier).

Le coefficient de résistance au roulement ( $f_r$ ) augmente lorsque :

- le rayon des roues diminue (petite roue).
- la surface de contact augmente (pneu sous gonflé, taille large).
- la charge et le poids sont importants (véhicule lourd, surchargé).
- la vitesse augmente.

Si les pneus avant sont différents, l'effort de résistance au roulement vaut :

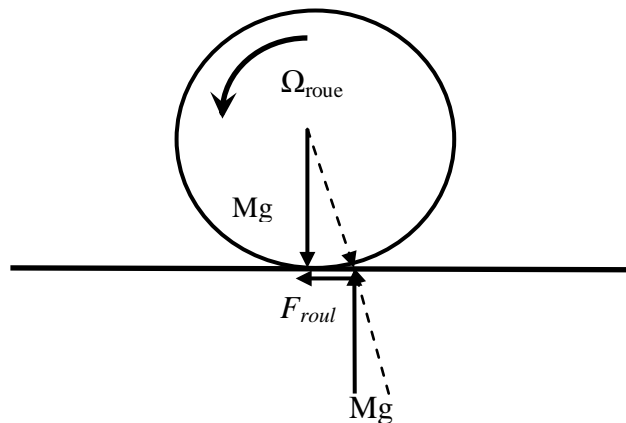
$$F_{roul} = \text{sign}[V_{veh}] \cdot M_{qr} \cdot f_r \cdot g \quad (\text{I.2})$$

$f_r$  : le coefficient de résistance au roulement.

$g$  : L'accélération de la pesanteur  $9,81\text{m/s}^2$ .

$M_{qr}$  : Le quart de la masse totale du véhicule  $m_{veh}$ .

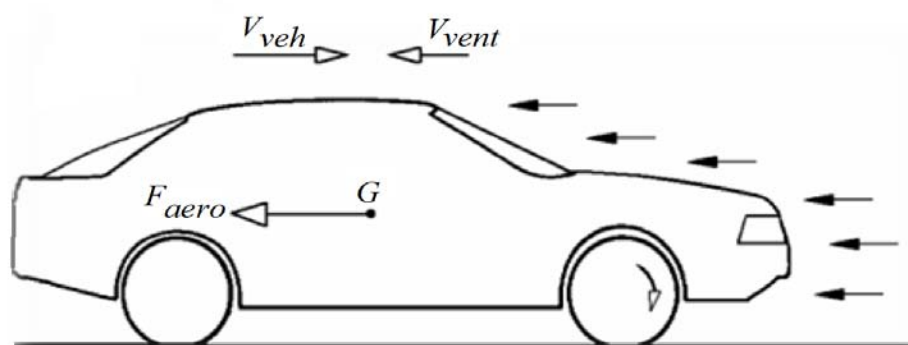
La force de roulement apparait sur tout objet roulant. Elle est due à la déformation sur la roue ou du pneu et à l'état de surface de la route [1]. C'est une force qui s'oppose toujours au déplacement.



**Fig.I.2.**Force de roulement sur la roue

Dans un pneu en repos, la force normale de la route équilibre le poids du véhicule au niveau du contact pneu-route. Quand le véhicule roule, les deux forces ne sont plus alignées à cause de la déformation du pneu. la figure (I.2) montre le décalage créé par la force de roulement qui produit un couple résistant à la roue.

### I.2.1.2. Force résistante aérodynamique



**Fig. I.3.** Force résistante aérodynamique

Le véhicule est un corps peu fuselé, avec des décollements importants en haut de la lunette arrière, la formation de tourbillons [2].

- L'effet de sol modifie fortement l'écoulement.
- La rotation des roues crée un écoulement local qui interfère fortement avec l'aérodynamique générale du véhicule.
- L'aérodynamique interne pour le refroidissement du moteur et du système de conditionnement d'air augmente également la résistance.

La force aérodynamique sur le véhicule a deux origines :

- Trainée de forme : la forme et la distribution de pression autour du corps.
- Trainée de viscosité : les effets de viscosité dans les couches limites notamment.

Cette force de résistance est donnée par l'équation suivante :

$$F_{aero} = \text{sign}[V_{veh}] \times \left(\frac{1}{2} \times \rho \times C_X \times S_f \times (V_{veh} \mp V_{vent})^2\right) \quad (I.3)$$

Avec :

$C_X$  : Coefficient de pénétration dans l'air ou coefficient de traînée.

$S_f$  : Surface frontale du véhicule.

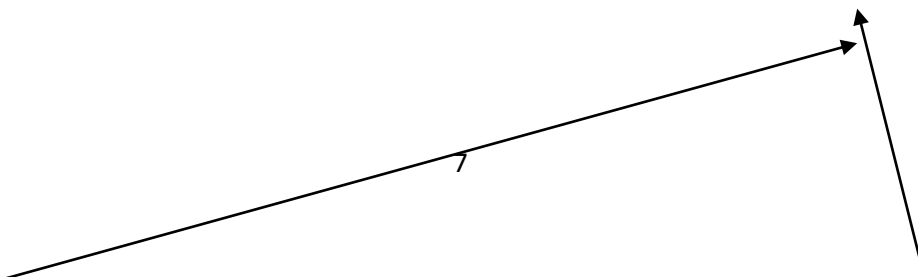
$\rho$  : Densité de l'air.

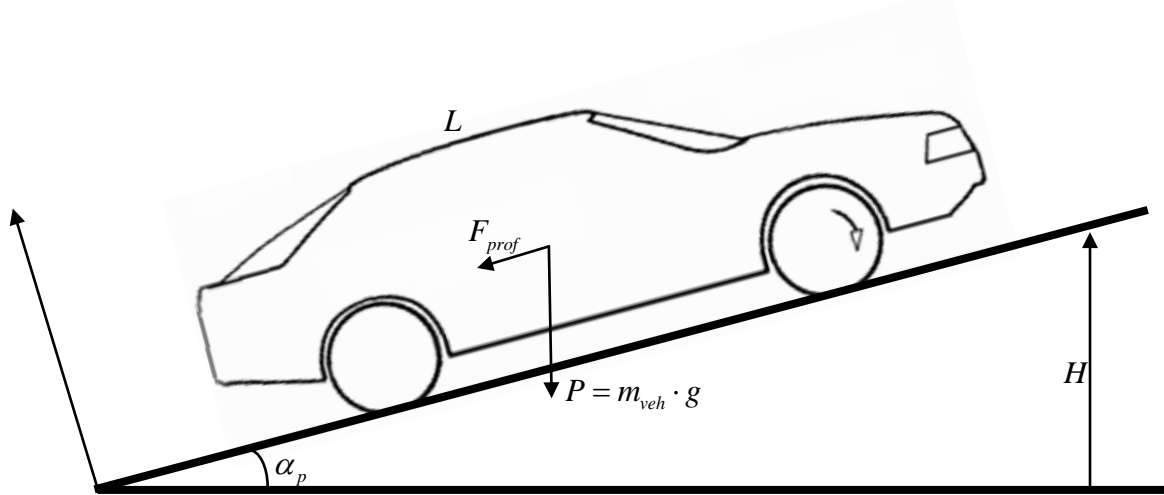
$V_{veh}$  : Vitesse de déplacement du véhicule.

$V_{vent}$  : Vitesse du vent.

### I.2.1.3. Force de résistance due au profil de la route

La force liée au profil de la route  $F_{prof}$  est la force nécessaire à un véhicule de masse  $m_{veh}$  pour vaincre une pente  $\alpha_p$ . Pour caractériser le profil de la route sur un parcours donné, il faut cartographier la pente en fonction de la distance parcourue. Ensuite, grâce à la vitesse, la distance est déterminée ce qui permet de déduire la valeur de la pente à chaque instant.





**Fig. I.4 .**Force résistante due à la pente

L'expression de cette force de résistance est donnée comme suit [3] :

$$F_{prof} = \text{sign}[V_{veh}] \cdot m_{veh} \cdot g \cdot \sin(\alpha_p) = \text{sign}[V_{veh}] \cdot m_{veh} \cdot g \cdot (H : L) \quad (\text{I.4})$$

$m_{veh}$  : Masse du véhicule en kg.

$g$  : Accélération de la pesanteur  $\text{kg/s}^2$ .

$\alpha_p$  : Inclinaison de la pente en degré.

$H$  : Hauteur de la pente en m.

$L$  : Longueur de la pente en m.

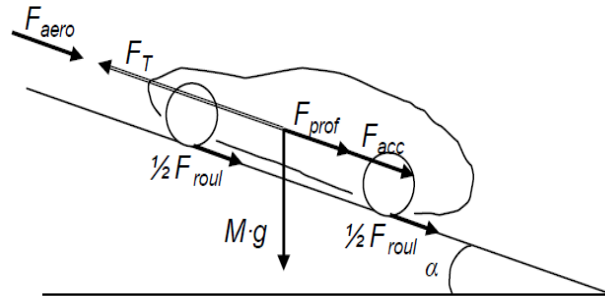
En descente, l'effet de pente devient moteur sa force s'ajoute à la force motrice.

Le pourcentage de la pente ( $p_p$ ) devient:

$$p_p = \left(\frac{H}{L}\right) \cdot 100\% \quad (\text{I.5})$$

### I.2.2.Équation de la dynamique de mouvement du véhicule

L'effort total  $F_{tot}$  nécessaire à l'avancement du véhicule est la somme des différentes composantes issues du bilan des forces mécaniques appliquées au véhicule figure (I.5).



**Fig. I.5.** Forces sur le véhicule

L'équation dynamique de mouvement du véhicule est généralement donnée comme suit :

$$F_{tot} = F_{acc} + F_{res} + F_t \quad (I.6)$$

$$F_{acc} = m_{veh} \cdot \frac{dV_{veh}}{dt} = m_{veh} \cdot \ddot{x} \quad (I.7)$$

avec :

$F_t$  : Force de traction longitudinale et latérale

La puissance à fournir aux roues en fonction de la vitesse de déplacement est donnée par l'expression suivante [4] :

$$P = F_{tot} \cdot V_{veh} \quad (I.8)$$

Le couple résistance à la roue  $C_{r_{roue}}$  est lié à l'effort résistant par la relation :

$$C_{r_{roue}} = F_{res} \times R_{roue} \quad (I.9)$$

Ou  $R_{roue}$  est le rayon de la roue.

La vitesse angulaire  $\Omega_{r_{roue}}$  ( $rad \cdot s^{-1}$ ) est liée à la vitesse du véhicule  $V_{veh}$  ( $m \cdot s^{-1}$ ) par :

$$\Omega_{r_{roue}} = \frac{V_{veh}}{R_r} \quad (I.10)$$

### I.2.3. Modélisation du contact pneu-route

Les principaux modèles de frottement permettent de décrire les forces générées à l'interface pneu-route [6]. Ces modèles peuvent être classés selon deux catégories :

Les modèles statiques et les modèles dynamiques essentiellement fondés sur le modèle **'Poil de brosse'**. A l'heure actuelle, parmi les différents modèles existants, le modèle de **'LuGre'** est certainement le plus évolué [7].

En se positionnant au niveau de la modélisation du pneumatique, de nombreux modèles existent également, intégrant notamment la description faite par les modèles d'interface pneu-route. Cependant, aucun de ces modèles ne permet de prendre en compte tous les phénomènes physiques en jeu, tant la complexité est importante. Afin de les différencier, il est nécessaire d'évaluer non seulement leur performance pour la simulation, mais également le régime de fonctionnement (établi ou transitoire), la structure (linéaire ou non linéaire), la prise en compte de l'hystérésis et du carrossage [8].

D'autres modèles de connaissance basés sur les modèles de frottement peuvent également être rajoutés. Citons notamment le modèle issu du modèle de frottement [9]. Une application de ce modèle est donnée par **'Szymanski'** [10], pour décrire le comportement du pneumatique à faible vitesse. Le modèle présenté par **'Canudas'** [11], est lui basé sur le modèle de frottement de **'LuGre'**. Il a montré une bonne corrélation avec des mesures issues d'essais de freinage réalisés sur véhicule. Cependant, il est à remarquer que la complexité des modèles de connaissance rend leur utilisation délicate.

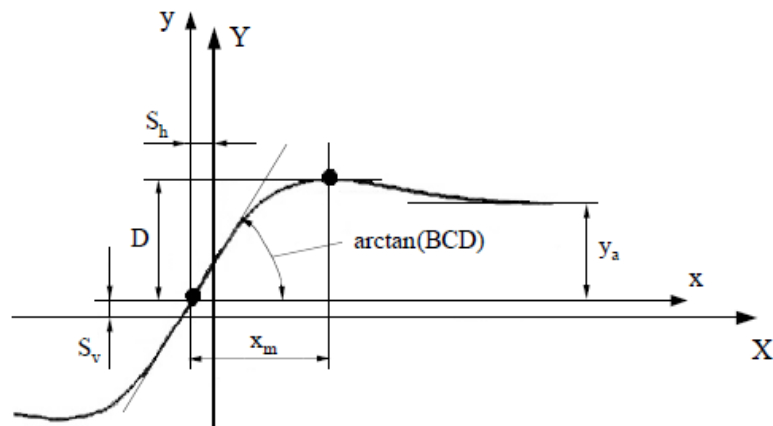
Elle nécessite du matériel pour la caractérisation des sols, propre aux manufacturiers de pneumatique et aux spécialistes de la chaussée. De plus, aucun de ces modèles ne bénéficie, à l'heure actuelle, d'une utilisation assez large pour accéder facilement à leurs paramètres. Même si, à terme, certains de ces modèles paraissent très prometteurs, le modèle de Pacejka reste encore aujourd'hui un standard. Nous nous sommes alors centrés ici sur cette structure pour aborder les problèmes d'identification.

### **1.2.3.1. Le modèle de pneumatique de Pacejka (formule magique)**

Parmi les différents modèles de la littérature qui sont présentés, nous nous concentrerons sur le modèle de pneumatique de **'Pacejka'** (modèle couplé très largement utilisé en simulation). Ce dernier, bien qu'ayant un domaine de validité limité, est encore largement utilisé comme référence dans le monde industriel. La difficulté d'estimation de ses coefficients à partir d'essais expérimentaux est abordée. Cette opération, réalisée couramment sur banc d'essais par les manufacturiers de pneumatique, demande souvent à être complétée de manière à tenir compte des variations de conditions (revêtement, protocole d'essais ...) non prises en compte par le modèle. Aussi, encore aujourd'hui, il n'existe pas de méthode

standard robuste qui permette d'ajuster automatiquement les coefficients aux conditions d'essai réelles. Cette problématique est présentée et ce papier donne les limites sur une première version de la méthode à suivre pour le recalage du modèle de Pacejka à partir des données fournies par le manufacturier, suite à des essais réels. Parallèlement, l'importance des conditions d'essai et de la mesure des variables d'entrée est discutée.

La forme générale de la courbe caractéristique du pneumatique peut s'apparenter à une fonction sinusoïdale et avoir une représentation du même type. Les coefficients nécessaires à la calibration de ces équations sont tous issus de relevés expérimentaux.



**Fig. I.6.** Courbe générale de la caractéristique du pneumatique

L'expression générale de cette équation est la suivante :

$$F = D \cdot \sin \left\{ C \cdot \arctan \left[ B \cdot \delta - E \cdot (B \cdot \delta - \arctan(B \cdot \delta)) \right] \right\} + S_v \quad (\text{I.11})$$

$B$  : Facteur de raideur.

$C$  : Facteur de forme.

$D$  : Valeur de pic (par rapport à l'axe  $x$ ).

$E$  : Facteur de courbure.

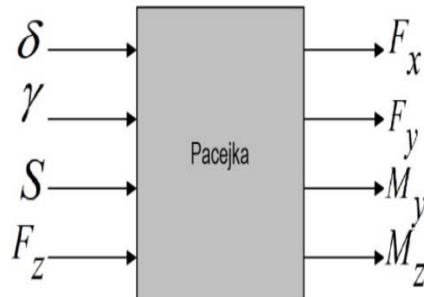
$BCD$  : Rigidité de dérive (pente à l'origine).

$S_v, S_h$  : Offset vertical/longitudinal.

$\delta$  : Angle de dérive du pneumatique (rad)/glissement (%).

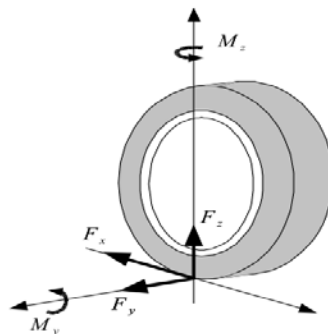
$F_t$  : Force de traction longitudinale et latérale.

Ce modèle tient également compte du couplage entre chacun des axes de sollicitations et permet de déterminer la réponse dynamique du pneumatique. Au final, les entrées-sorties du modèle sont les suivantes :



**Fig. I.7.**Entrées-sorties selon le modèle de Pacejka

### I.2.3.2. Description des forces et des moments au niveau de la roue



**Fig. I.8.**Forces et moments appliqués aux roues

Les roues sont les éléments porteurs du véhicule et lui permettent d'interagir avec son environnement au travers des suspensions et des pneumatiques. Elles transmettent les efforts de freinage, de traction et de guidage. La capacité du pneumatique à transmettre ces efforts dépend :

- de la charge verticale appliquée au pneumatique. Cette dernière résulte de la répartition dynamique du poids de la caisse sur les suspensions.
- des paramètres physiques : caractéristiques du pneu (pression, géométrie, ...), état de la route, etc.

- des glissements longitudinaux et latéraux, c'est-à-dire du déplacement relatif du pneu par rapport à la chaussée.

Les principales forces intervenant au niveau de la roue sont la force de traction longitudinale  $F_x$  qui est opposée au sens d'avancement du véhicule, la force de guidage latérale  $F_y$  qui est opposée au sens de direction de la roue et la réaction du pneu à la charge verticale  $F_z$ . A ces forces, on peut ajouter les moments selon les axes verticaux  $M_z$  et latéraux  $M_y$ , le moment selon l'axe longitudinal étant généralement considéré comme négligeable, figure (I.8).

### I.2.3.3. Comportement longitudinal du pneumatique

Lorsque le véhicule roule en ligne droite, la force latérale  $F_y$  est nulle ; seules les forces longitudinales  $F_x$  et verticales  $F_z$  sont considérées. Alors l'équation générale de Pacejka devient [5] :

$$F_x = D_x \sin \left[ C_x \arctan(B_x \varphi_x) \right] + S_v \quad (\text{I.12})$$

Avec :

$$\varphi_x = (1 - E_x)(S_x + S_h) + \frac{E_x}{B_x} \arctan \left[ B_x (S_x + S_h) \right] \quad (\text{I.13})$$

On prend :

$$\left. \begin{aligned} C_x &= a_0 \\ D_x &= a_1 F_z^2 + a_2 F_z \\ BCD &= \frac{a_3 F_z^2 + a_4 F_z}{e^{a_5 F_z}} \\ B_x &= \frac{BCD}{C_x D_x} \\ E_x &= a_6 F_z^2 + a_7 F_z + a_8 \\ S_v \text{ et } S_h &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (\text{I.14})$$

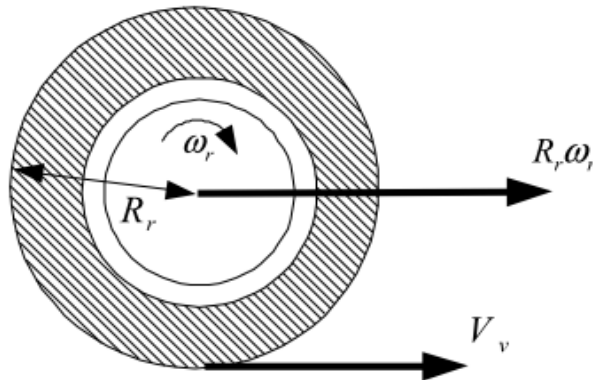
Ou :

$S_x$  : Le glissement longitudinal.

Déplacez le véhicule. Une fois la roue en mouvement, le principal phénomène qui intervient dans le calcul de la force longitudinale est le glissement longitudinal.

### I.2.3.3.1. Glissement longitudinal

Le glissement longitudinal est dû à la différence entre la vitesse de translation du centre de la roue et de celle de son point de contact avec le sol, figure (I.9).



**Fig. I.9.** Différence entre les vitesses centrales et radiales de la roue

On note  $V_v$  la vitesse linéaire de translation du point de contact de la roue avec la route,  $\omega_r$  la vitesse angulaire de rotation de la roue et  $R_r$  le rayon de roulement. Classiquement, l'expression du glissement longitudinal est définie pour les cas suivant [12] :

- Lors d'une accélération ( $\omega_r \cdot R_r - V_v > 0$ ) :

$$S_x = 1 - \frac{V_v}{R_r \omega_r} \quad (\text{I.15})$$

- Lors d'une décélération ( $\omega_r \cdot R_r - V_v < 0$ ) :

$$S_x = 1 - \frac{R_r \omega_r}{V_v} \quad (\text{I.16})$$

- Lorsque la roue est dite (libre) ( $\omega_r \cdot R_r = V_v$ ) :

$$S_x = 0 \quad (\text{I.17})$$

Soit en générale :

$$S_x = 1 - \frac{V_v}{\max(V_v, R_r \cdot \omega_r)} \quad (\text{I.18})$$

### I.2.3.3.2. Coefficient d'adhérence longitudinal

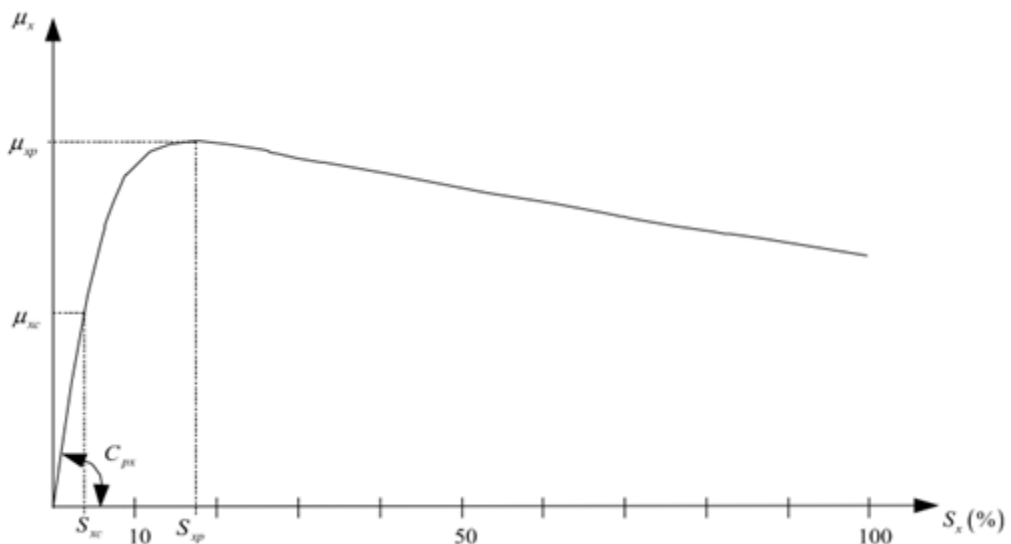
La force longitudinale  $F_x$  est le produit du coefficient d'adhérence longitudinal  $\mu_x$  avec la force normale :

$$F_x = \mu_x F_z \quad (\text{I.19})$$

Avec :

$$F_z = M_1 \cdot g \quad (\text{I.20})$$

La caractéristique du coefficient d'adhérence longitudinal  $\mu_x$  en fonction du glissement longitudinal  $S_x$  est donnée sur la figure (I.10).



**Fig. I.10.** Coefficient d'adhérence longitudinale

Si l'allure de cette courbe est commune de nombreux pneumatiques, les valeurs numériques dépendent évidemment du type de pneu (usure, dimension, modèle) et des caractéristiques de l'environnement (état de chaussée, condition météorologique...) [13], [14].

Différentes approches de modélisation du pneumatique ont été proposées par différents auteurs, ils utilisent une approche dans laquelle le pneumatique est modélisé par un ensemble de ressorts situés au dessus de la surface de contact [15]. Cette surface est décomposée en deux zones : une zone dite statique dans laquelle le pneu adhère à la route et une zone dite de glissement [16]. Proposant des modèles dans lesquels la force de traction est répartie sur toute la surface de contact. les différents modèles se distinguent par la forme de la surface de

contact et la répartition de la force de traction sur la surface. ces modèles intègrent également des dynamiques non linéaires très rapides permettant de modéliser des phénomènes d'hystérésis.

Il est à noter que l'allure de comportement statique de ces modèles est similaire à celui représenté sur la figure (I.10).

Dans le cadre de cette étude, un modèle statique est suffisant. On considère les hypothèses sur la surface du contact proposé par 'Wong J' [14]. Celle-ci est supposée être rectangulaire avec une pression normale uniformément répartie. De plus, il doit être possible de la diviser en deux régions distinctes : une région d'élasticité où les forces de traction dépendent des propriétés élastiques du pneumatique et une région de glissement où les forces développées dépendent des propriétés d'adhérence de la surface de contact, figure (I.10). En fonction du glissement longitudinal, l'importance relative des phénomènes d'élasticité et de glissement varie.

Classiquement, des mesures réalisées avec du matériel spécifique permettent de reconstruire a posteriori les caractéristique d'adhérence du pneumatique.

Plusieurs auteurs ont modélisé ces données. Par exemple 'Wong J', propose de décrire le comportement du coefficient d'adhérence comme une fonction par morceau du glissement longitudinal :

- Une première partie  $0 < S_x < S_{xc}$  où la déformation élastique du pneu est prépondérante (région d'élasticité de la surface de contact uniquement). Le coefficient d'adhérence dépend linéairement de la déformation de la surface de contact. Il est donc proportionnel au glissement longitudinal pour une charge normale fixée :

$$\mu_x = \frac{C_{px}}{F_z} \cdot S_x \quad (\text{I.21})$$

Où  $C_{px}$  est le coefficient de raideur du pneumatique et dépend la longueur de la zone de contact et de la raideur tangentielle de la bande de roulement.

- Une deuxième partie  $S_{xc} < S_x < S_{xp}$  correspondant à un mélange des phénomènes survenant dans les deux régions de surface de contact :

$$\mu_x = \mu_{xp} \left( 1 - \frac{S_{xc}}{2S_x} \right) \quad (\text{I.22})$$

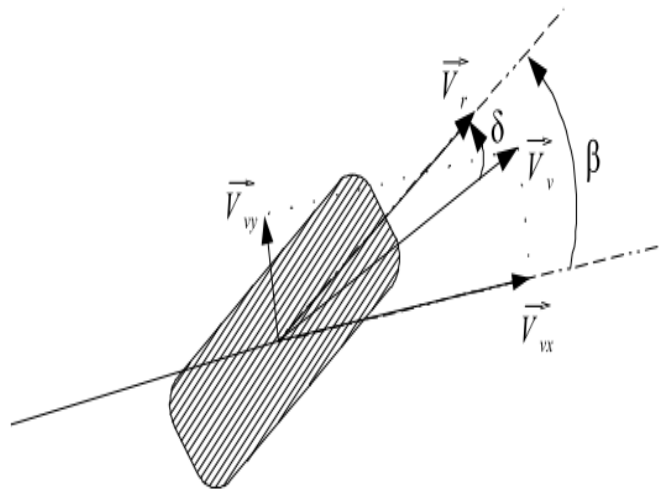
Avec  $\mu_{xp}$  la valeur maximale du coefficient d'adhérence longitudinal.

- Une dernière  $S_x \succ S_{xp}$  pour laquelle les phénomènes de glissement sont prépondérants. Le coefficient d'adhérence longitudinal  $\mu_x$  dépend alors essentiellement des caractéristiques physiques du contact du pneu avec la route.
- Au-delà du point critique  $S_x = S_{xp}$ , le système devient instable et sans action correctrice, le glissement augmente jusqu'à la perte totale d'adhérence.

#### I.2.4. Comportement latéral du pneumatique

Le guidage du véhicule lors d'actions sur la colonne de direction est assuré par les forces et moments latéraux. Lorsque la roue est soumise à une force latérale, sa bande de roulement se déforme dans la direction opposée à la force. Cette déformation crée l'angle de dérive qui correspond à la différence entre l'axe longitudinal de la roue et la direction de son mouvement. Cet angle dépend essentiellement des propriétés élastiques du pneumatique. La force latérale développée par le pneu est fonction de l'angle de dérive.

##### I.2.4.1. Angle de dérive



**Fig. I.11.** Angle de dérive

Un pneumatique est dit en dérive, si la direction du vecteur vitesse  $\vec{V}_r$  du centre de la roue n'est pas confondue avec celle du vecteur vitesse de son point de contact  $\vec{V}_v$ .

L'angle de dérive d'un pneumatique est donc l'angle formé par ces deux vecteurs vitesses, son expression est :

$$\delta = \beta - \tan^{-1} \left( \frac{V_{vy}}{V_{vx}} \right) \quad (\text{I.23})$$

Où  $\beta$  est l'angle de braquage de la roue,  $V_{vy}$  et  $V_{vx}$  sont les projections de la vitesse  $\vec{V}_v$  respectivement selon l'axe longitudinal et latéral du véhicule.

#### I.2.4.2. Forces latérales pures

La force latérale est le produit du coefficient d'adhérence latérale  $\mu_y$  et de la force normale  $F_z$  agissant sur la roue Pacejka [5] :

$$F_y = \mu_y \cdot F_z \quad (\text{I.24})$$

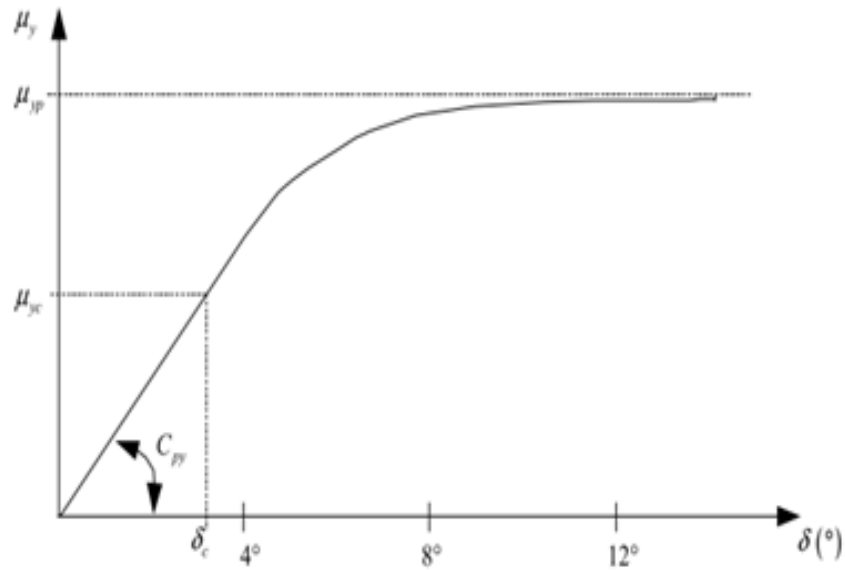
$$F_y = D_y \sin \left[ C_y \arctan \left( B_y \varphi_y \right) \right] + S_y \quad (\text{I.25})$$

$$\varphi_y = (1 - E_y)(S_y + S_h) + \frac{E_y}{B_y} \arctan \left[ B_y (S_y + S_h) \right] \quad (\text{I.26})$$

On prend :

$$\begin{cases} C_y = a_0 \\ D_y = a_1 F_z^2 + a_2 F_z \\ BCD = a_3 \sin \left[ a_4 \arctan \left( a_5 F_z \right) \right] \\ B_y = \frac{BCD}{C_y D_y} \\ E_y = a_6 F_z^2 + a_7 F_z + a_8 \\ S_h = a_9 \cdot \gamma \\ S_h = (a_{10} F_z^2 + a_{11} F_z) \cdot \gamma \end{cases}$$

L'allure du coefficient d'adhérence latérale  $\mu_y$  en fonction de l'angle de dérive est donnée par la figure (I.12).



**Fig. I.12.** Coefficient d'adhérence latérale en fonction de l'angle de dérive

Pour caractériser le coefficient d'adhérence latérale, les mêmes hypothèses sur la bande de roulement que pour la bande longitudinal vont être utilisées.

Sur la base de relevés expérimentaux, le coefficient d'adhérence latérale en fonction de l'angle de dérive peut donc être caractérisé par trois zones :

- la zone linéaire où l'élasticité latérale du pneu est prépondérante :  $0 < \delta < \delta_c$ , le coefficient d'adhérence latérale est proportionnel à l'angle de dérive pour une charge normale fixée :

$$\mu_y = \frac{C_{py}}{F_z} \cdot \delta \quad (\text{I.27})$$

Avec  $C_{py}$  le coefficient de raideur de dérive du pneumatique qui dépend de la dimension de la bande de roulement et de la raideur latérale du pneu.

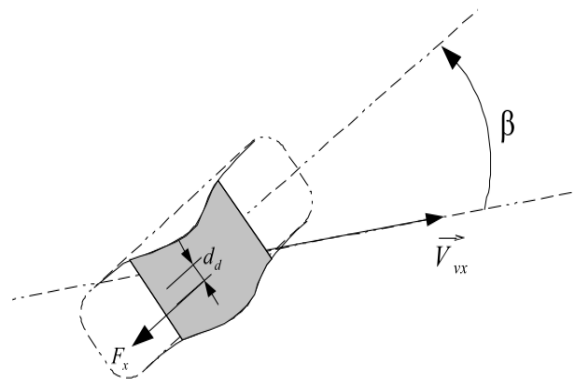
- La zone mixte :  $\delta_c < \delta$ , où l'expression du coefficient d'adhérence latérale est :

$$\mu_y = \mu_{yp} \left( 1 - \frac{\delta_c}{2\delta} \right) \quad (\text{I.28})$$

- La zone où la force latérale est maximale, le véhicule dérape et la direction demandée par l'angle de braquage ne peut être respectée.

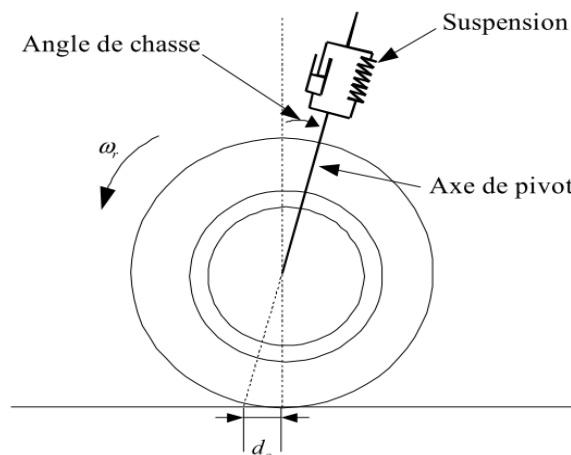
### I.2.4.3. Moment d'auto-alignement

Le moment d'auto-alignement est dû à la déformation du pneumatique lors d'action sur la colonne de direction et aussi à la géométrie du train avant. La surface de contact du pneu se déplace suivant une direction opposée au mouvement latéral ; la force de réaction longitudinale est donc déportée par rapport à l'axe de pivot créant ainsi un moment d'auto-alignement, figure (I.13).



**Fig. I.13.** Déformation du pneumatique lors de sollicitations de la colonne de direction

Un déport similaire apparaît aussi suivant l'axe longitudinal mais il est dû cette fois-ci à la géométrie des suspensions et principalement à l'angle de chasse qui est l'angle entre l'axe vertical et l'axe de pivot, figure (I.14).



**Fig. I.14.** Angle de chasse positif

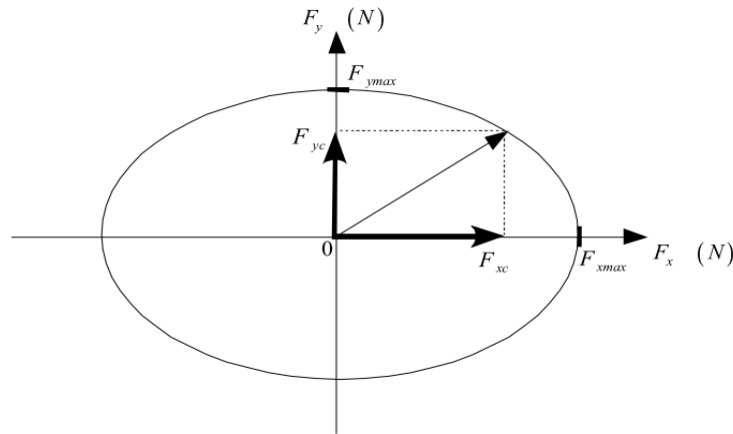
L'expression du moment d'auto-alignement  $M_z$  est donc donnée par :

$$M_z = F_y \cdot d_c + F_x \cdot d_d \quad (\text{I.29})$$

Où  $d_d$  est le déport dû à la déformation du pneu et  $d_c$  le déport de chasse.

#### I.2.4.4. Comportements latéraux et longitudinaux couplé du pneumatique

Lorsqu'un véhicule est soumis à des forces longitudinales (accélération ou freinage) et des forces latérales (virage), la surface de contact du pneu avec la route se déforme suivant les deux directions. Il en résulte que ses propriétés d'élasticité et d'adhérence dans les deux directions diminuent par rapport à leurs valeurs nominales et latérales pures lors d'actions couplées [17], [14].



**Fig. I.15.** Couplage des forces longitudinale et latérale

Pour caractériser un pneumatique, une ellipse d'adhérence peut être tracée. Celle-ci donne les valeurs maximales que peuvent atteindre les forces latérales et longitudinales couplées.

Le vecteur vitesse de translation du point de contact peut être décomposé suivant la direction longitudinale et latérale, en effet, d'après la figure (I.15), les équations (I.15) et (I.16) deviennent respectivement dans le cas d'une décélération et d'une accélération :

$$S_{xc} = \frac{-V_v \cos(\delta) + \omega_r \cdot R_r}{V_v \cos(\delta)} \quad (\text{I.30})$$

$$S_{xc} = \frac{-V_v \cos(\delta) + \omega_r \cdot R_r}{\omega_r \cdot R_r} \quad (\text{I.31})$$

De la même manière, le glissement latéral est défini par :

- Pour une décélération et par :

$$S_{yc} = \frac{V_v \sin(\delta)}{V_v \cos(\delta)} = \tan(\delta) \quad (\text{I.32})$$

- pour une accélération :

$$S_{yc} = \frac{V_v \sin(\delta)}{\omega_r \cdot R_r} \quad (\text{I.33})$$

A partir de (I.38) ou (I.39) et (I.40) ou (I.41), les coefficients d'adhérence longitudinale et latéral purs  $\mu_{xm}$  et  $\mu_{ym}$  peuvent être calculés comme décrit précédemment.

Le glissement résultant suivant la direction du vecteur de vitesse  $V_v$  a pour expression :

$$S_r = \sqrt{S_{xc}^2 + S_{yc}^2} \quad (\text{I.34})$$

De la même manière, le coefficient d'adhérence résultant  $\mu_r$  peut être défini :

$$\mu_r = \sqrt{\mu_{xm}^2 + \mu_{ym}^2} \quad (\text{I.35})$$

Ou de manière équivalente :

$$\mu_r \cdot F_z = \sqrt{F_{xm}^2 + F_{ym}^2} \quad (\text{I.36})$$

Les coefficients d'adhérence longitudinale et latérale couplées peuvent être définis de la manière suivante :

$$\mu_{xc} = \mu_r \cdot \frac{S_{xc}}{S_r} \quad (\text{I.37})$$

$$\mu_{yc} = \mu_r \cdot \frac{S_{yc}}{S_r} \quad (\text{I.38})$$

Les expressions des forces longitudinale et latérale de couplées deviennent donc :

$$F_{xc} = -\mu_{xc} \cdot F_z \cdot \cos(\delta) - \mu_{yc} \cdot F_z \cdot \sin(\delta) \quad (\text{I.39})$$

$$F_{yc} = \mu_{xc} \cdot F_z \cdot \sin(\delta) - \mu_{yc} \cdot F_z \cdot \cos(\delta) \quad (\text{I.40})$$

Différentes approches de modélisation du comportement du contact entre le pneu et la route ont été présentées. Les approches mécanique et microscopique permettent une prise en compte fine des phénomènes physiques mis en jeu. La problématique étudiée est limitée à des glissements faible entre le pneu et la route, ces modèles s'avèrent trop complexe. Le modèle simplifié utilisé permet un bon compromis de modélisation rendant compte du comportement du pneu dans les conditions d'usage standard.

### I.2.5. Inertie du véhicule ramenée à la roue

L'inertie totale du véhicule ramenée à la roue ( $J_{tr}$ ), est définie comme la somme de l'inertie du moteur ( $J_m$ ), l'inertie de la roue ( $J_r$ ) et l'inertie correspondant à la masse du véhicule ( $J_v$ ) :

$$J_{tr} = J_m + J_r + J_v \quad (\text{I.41})$$

En générale, l'inertie du moteur est donnée par le constructeur. L'inertie de la roue est définie par :

$$J_r = \frac{1}{2} \cdot M_{qr} \cdot R_r^2 \quad (\text{I.42})$$

L'inertie due à la masse du véhicule ramenée à la roue est définie par :

$$J_v = m_{veh} \times R_r^2 \times (1 - S_x) \quad (\text{I.43})$$

Où  $m_{veh}$  est la masse du véhicule, et  $S_x$  le rapport de glissement longitudinal.

Si le coefficient d'adhérence  $\mu_x$  est important, le rapport de glissement longitudinal  $S_x$  est négligé et par conséquent :

$$J_v = m_{veh} \times R_r^2 \quad (\text{I.44})$$

### **I.3.HYPOTHESES GENERALES DE MODELISATION DE LA DYNAMIQUE DU VEHICULE**

Hypothèse H1 : la route est considérée plane (sans dévers) et uniforme (revêtement sans défaut). Son revêtement assure de bonnes conditions d'adhérence (goudron par temps sec).

Hypothèse H2 : l'accélération du véhicule (en traction et en freinage) est suffisamment faible pour que les mouvements des suspensions soient supposés négligeables.

Les hypothèses H1 et H2 limitent les mouvements des suspensions. La répartition de charge sur les roues est donc supposée constante

Hypothèse H3 : on suppose que le comportement des roues d'un même essieu est similaire.

La dynamique des roues d'un même essieu peut être décrite par une roue virtuelle située au centre de gravité de l'essieu.

Hypothèse H4 : le moment d'auto-alignement des pneumatiques est supposé négligeable.

Hypothèse H5 : le véhicule marche tout droit, alors la force latérale est nulle.

### **CONCLUSION**

Dans ce chapitre, nous avons détaillé la modélisation d'une charge mécanique type véhicule à roue prenant en compte la nature du contact roue-sol.

Ce modèle repose essentiellement sur une description des forces créées à l'interface du pneu et de la chaussée ainsi que sur la description mécanique du comportement de la roue, la description du contact pneu-route, différentes approches ont déjà été étudiées par le modèle de Pacejka qui présente une approche plus synthétique basée sur l'exploitation de données empiriques.

# ***CHAPITRE II***

***ASSOCIATION MCC***

***HACHEUR 4 Q POUR***

***L'EMULATION D'UNE ROUE***

***DU VEHICULE***

## INTRODUCTION

L'objectif de ce chapitre est de modéliser la partie électrique du système de traction de VE, ainsi l'émulation à base d'association machine-convertisseur. Ce modèle doit être suffisamment précis pour développer de nouvelles lois de commande prenant en compte certaines caractéristiques délicates de la chaîne de traction.

Le modèle de la machine à courant continu à excitation séparée alimentée par un hacheur quatre quadrants lié à son alimentation. Ensuite, des transformations mathématiques sont présentées et utilisées afin de substituer aux grandeurs électriques, des composantes qui vont faciliter les calculs et simplifier les représentations.

### II.1.DESCRPTION DU SYSTEME DE TRACTION DE VE

On souhaite de développer le modèle d'une chaîne de traction et la partie à émuler (charge) représentée sur la figure (II.1).

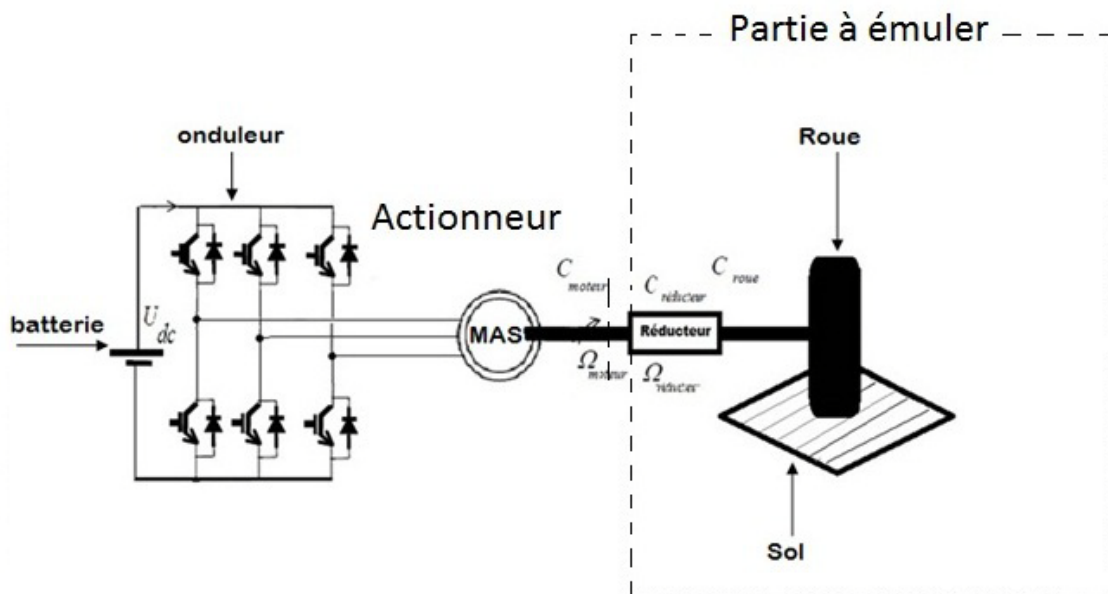


Fig. II.1.Schéma de la chaîne de traction électrique à étudier

#### II.1.1.Chaine de traction

##### II.1.1.1.Source d'énergie

La source d'énergie est une des problèmes majeurs des VE, il s'agit des batteries utilisées dans toute les VE actuels, et les piles à combustible, solution d'avenir largement défendu par les spécialistes des VE.

La technologie utilisée actuellement est celle des batteries respectant les conditions suivantes [1] [33]:

- Une bonne énergie massique ( $Wh / kg$ ) synonyme d'une bonne autonomie.
- Une bonne puissance massique ( $W / kg$ ) permettant de bonne accélération.
- Une tension stable engendrant des performances régulières.
- Une durée de vie élevée, calculée le nombre de cycle de chargement/déchargement, conduisant à une diminution du coût pour l'utilisateur.
- Entretien faible et recyclage facile.

#### **II.1.1.2. Convertisseur statique**

L'onduleur de tension triphasé à deux niveaux est composé de trois bras. Chaque bras a deux interrupteurs bidirectionnels, qui fonctionnent de manière complémentaire pour éviter le court-circuit de la source de tension continue à l'entrée de l'onduleur, ou l'ouverture de la charge de l'onduleur considérée comme une source de courant. L'interrupteur bidirectionnel peut être réalisé par un transistor de puissance type IGBT en antiparallèle avec une diode de puissance.

#### **II.1.1.3. Moteur asynchrone**

La machine asynchrone à cage d'écurie est constituée de deux parties, le stator et le rotor. Le stator, représente la partie statique de la machine. Il est constitué d'un circuit magnétique comportant de multiples encoches à l'intérieur desquelles sont bobinées trois enroulements formant les enroulements statorique. Au centre de ce cylindre, on retrouve le rotor de la machine dont le circuit magnétique.

L'avantage de cette machine est : son faible coût, robuste, ses performances et sa facilité d'entretien justifie son intérêt particulier dans l'industrie moderne, elle est la plus utilisée comme moteur et tend à remplacer le moteur à courant continu dans plusieurs applications.

#### **II.1.2. Transmission mécanique**

L'objet de la transmission de puissance mécanique est de relier la source d'énergie, le(s) moteur(s) électrique(s), aux roues motrices du véhicule.

### II.2.1. Le réducteur de vitesse

Le moteur fournit un couple ( $C_{mot}$ ) et une vitesse ( $\Omega_{mot}$ ) à réducteur à rapport fixe  $Nr$ . Le couple disponible grâce à l'ensemble machine-réducteur vaut ( $Nr \times C_{mot}$ ) et la vitesse ( $\frac{W_{mot}}{Nr}$ ). Il faut que l'on vérifie les deux relations suivantes :

$$\begin{cases} Nr \times C_{mot} = C_{roue} \\ \frac{W_{mot}}{Nr} = W_{roue} \end{cases} \quad (II.1)$$

Pour que l'ensemble moteur et réducteur satisfasse au cahier des charges énoncé au paragraphe précédent. Le moteur doit donc être dimensionné pour un couple ( $\frac{C_{roue}}{Nr}$ ) et une vitesse ( $Nr \times W_{roue}$ ).

### II.1.2.2. La roue

La roue dont la vitesse angulaire périphérique est notée ( $\Omega_{roue}$ ) transforme la force de réaction de la chaussée ( $C_{roue}$ ) en un couple résistant ( $C_r$ ).

## II.2. EMULATION PAR ASSOCIATION MCC-HACHEUR 4 Q

### II.2.1. Modélisation de la machine à courant continu

La machine à courant continu peut être modélisée par le biais d'équations électrique, électromécanique et mécanique.

Ces trois groupes d'équations nous permettent de mieux appréhender la machine à courant continu dans son fonctionnement réel.

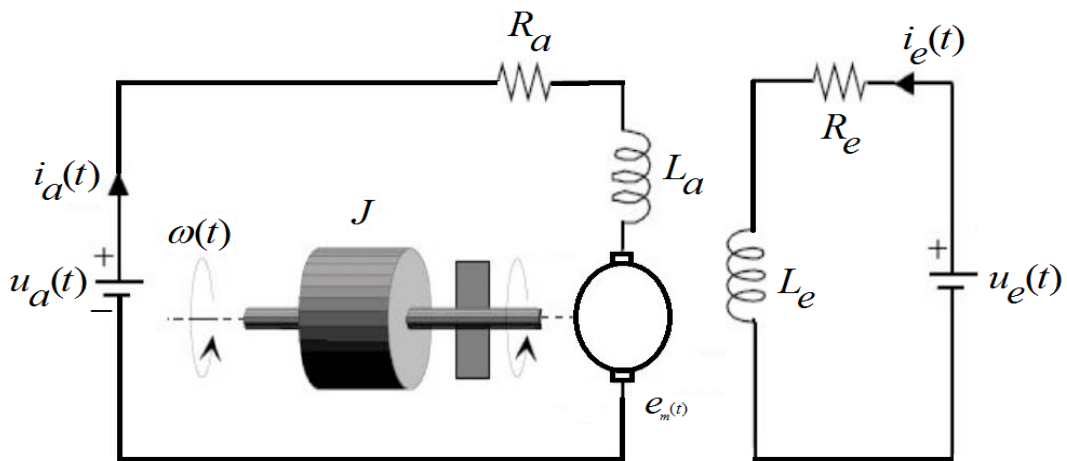
Du côté électrique nous pouvons dire que la machine à courant continu se définit par un circuit d'induit et un circuit inducteur ; l'induit de la MCC peut être vu comme une résistance  $R_a$  et une inductance  $L_a$  en série avec une source de tension commandée  $e_m(t)$  proportionnelle à la vitesse  $\omega(t)$ .

Du côté mécanique, nous représentons la machine à courant continu par l'inertie de l'induit augmentée de celui de la charge entraînée.

### II.2.1.1. Equations de la machine à courant continu

Notons d'abord que dans notre modélisation nous allons utiliser le moteur à courant continu afin d'établir les équations et ce qui s'en suit. Du fait que, par des changements de connexions entre l'induit et l'inducteur on aboutit aux autres types de MCC (par rapport à l'excitation) et que les MCC sont réversibles, nous pourrions donc obtenir les autres modèles moyennant des modifications à partir du premier.

Le schéma technologique d'une MCC est représenté sur la figure (II.2) suivante :



**Fig. II.2.** Schéma d'un entraînement avec une MCC à excitation indépendante

Les signaux y intervenant sont les suivants :

- La tension aux bornes de l'induit  $u_a(t)$
- le circuit électrique de l'induit, faisant apparaître
- La résistance de l'induit  $R_a$
- L'inductance de l'induit  $L_a$
- Une tension  $e_m(t)$  appelée f.e.m. (force électro-motrice), proportionnelle à la vitesse angulaire  $\omega(t)$
- Le courant traversant le circuit d'induit  $i_a(t)$
- Le couple électromagnétique instantané  $C_{em}(t)$  produit
- L'inducteur, fixé au stator, créant un flux magnétique d'excitation  $\phi_e$
- La charge mécanique, dépendante de l'application (inertie  $J$ , frottement visqueux, élasticité de la transmission, etc.)
- La vitesse  $\omega(t)$  du rotor du moteur.

### II.2.1.1.1. Equations électriques

Prenant en compte la résistance  $R_a$  et l'inductance  $L_a$  du circuit d'induit, du collecteur, des balais et des connexions, en les supposant toutes deux constantes (pas de variation due à l'échauffement ni à la saturation magnétique), l'équation de tension induite s'écrit :

$$u_a(t) = R_a \cdot i_a(t) + \frac{d\Psi}{dt} = R_a \cdot i_a(t) + \frac{d(N \cdot \phi_e)}{dt} \quad (\text{II.2})$$

$$u_a(t) = R_a \cdot i_a(t) + L_a \cdot \frac{di_a}{dt} + e_m(t) \quad (\text{II.3})$$

### II.2.1.1.2. Equations électromécaniques

La tension induite  $e_m(t)$ , appelée f.e.m ("force électromotrice" dans l'optique de l'exploitation en générateur) est proportionnelle à la vitesse angulaire  $\omega(t)$  et au flux inducteur  $\phi_e(t)$  :

$$e_m(t) = k \cdot \phi_e(t) \cdot \omega(t) \quad (\text{II.4})$$

Où :

$k$  est une constante dépendant de la construction de la machine. La première équation montre que  $e_m(t)$  s'oppose à  $u_a(t)$ , c'est à dire que le moteur réagit en créant une f.e.m  $e_m(t)$  tendant à équilibrer à  $u_a(t)$ . Cet effet correspondra à une contre-réaction bien visible dans le schéma fonctionnel du moteur.

Le couple électromagnétique  $C_{em}(t)$  développé a pour expression :

$$C_{em}(t) = k \cdot \phi_e(t) \cdot i_a(t) \quad (\text{II.5})$$

$$C_{em}(t) = k \cdot \phi_e(t) \cdot i_a(t) \quad (\text{II.6})$$

### II.2.1.1.3. Equation mécanique

Le moteur en rotation est décrit par l'équation (de la dynamique) d'équilibre suivante :

$$J_t \frac{d\omega}{dt} = C_{em} - f \cdot \omega(t) - C_r - C_f(t) \quad (\text{II.7})$$

Où :

$J_t$  : Inertie totale entraînée (moteur et charge)

$f$  : Coefficient de frottement visqueux

$C_r$  : Couple résistant

$C_f(t)$  : Couple de frottement de coulomb

Voilà en somme les équations régissant le fonctionnement du moteur. Mais pour mieux les exploiter, nous allons utiliser leurs transformées de Laplace.

### II.2.1.2. Transformées de Laplace

Les transformées de Laplace des équations sont les suivantes :

$$u_a(t) = R_a \cdot i_a(t) + L_a \cdot \frac{di_a}{dt} + e_m(t) \xrightarrow{TL} U_a(p) - E_m(p) = R_a \cdot I_a(p) + p \cdot L_a \cdot I_a(p) \quad (\text{II.8})$$

$$e(t) = k \cdot \phi_e(t) \cdot \omega(t) \xrightarrow{TL} E_m(p) = k \cdot \phi_e \cdot \Omega(p) \quad (\text{II.9})$$

$$C_{em}(t) = k \cdot \phi_e(t) \cdot i_a(t) \xrightarrow{TL} C_{em}(p) = k \cdot \phi_e \cdot I_a(p) \quad (\text{II.10})$$

$$J_t \frac{d\omega}{dt} = C_{em} - f \cdot \omega(t) - C_r - C_f(t) \xrightarrow{TL} C_{em}(p) - f \cdot \omega(p) - C_r(p) - C_f(p) = p \cdot J_t \cdot \Omega(p) \quad (\text{II.11})$$

## 0TII.3. ETUDE DE L'ALIMENTATION ET DE LA COMMANDE

### II.3.1. Choix des interrupteurs électronique du hacheur

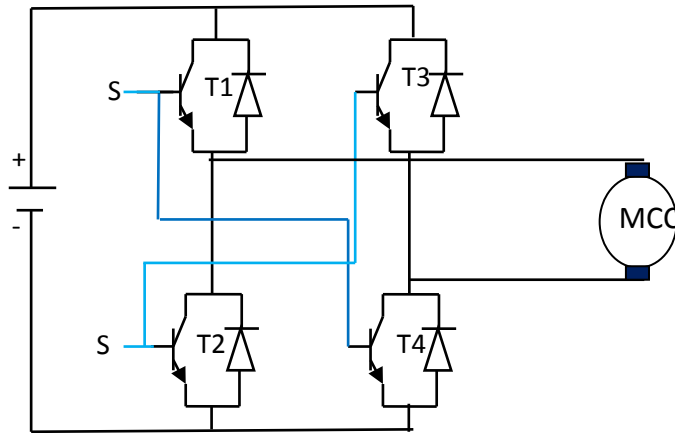
L'interrupteur électronique qui doit réaliser la fonction voulue est soumis à une contrainte de tension (imposée par la source) et par une contrainte de courant (imposée par la charge). Il existe de multiples interrupteurs électroniques et il conviendra de bien les choisir, citons les 3 plus courants à partir desquels on peut en construire un hacheur à partir de (diode, transistor, Le thyristor). Parmi ces trois interrupteurs électroniques nous utiliserons la diode anti - parallèle avec le transistor de type IGBT.

### II.3.2. Modélisation du hacheur de tension quatre quadrant

#### II.3.2.1. Structure générale

Le hacheur quatre quadrants est composé de quatre transistors avec des diodes en anti-parallèle qui forment les deux bras d'un montage en pont. On parle aussi de montage en H.

Le montage en pont joue vis à vis de la machine à courant continu le rôle d'une source de tension variable réversible en tension et en courant. Il permet ainsi le fonctionnement dans les quatre quadrants, figure (II.3).



**Fig. II.3.** Schéma du processus Hacheur 4Q-MCC

### II.3.2.2. Changement du sens de rotation

Les quatre transistors, symbolisés ici par des interrupteurs  $T1, T2, T3$  et  $T4$ , sont montés en pont et permettent de commander le sens de rotation du moteur [18], voir la figure (II.4) :

- Lorsque  $T1$  et  $T4$  sont fermés (saturés), le moteur tourne dans un sens (sens 1).

$$(T1, T4) \text{ fermés} \Rightarrow U_a = U_{dc} \quad (\text{II.12})$$

- Lorsque  $T2$  et  $T3$  sont fermés, le moteur va tourner dans l'autre sens (sens 2).

$$(T2, T3) \text{ fermés} \Rightarrow U_a = -U_{dc} \quad (\text{II.13})$$

$$U_{a_{moy}} = \frac{1}{T} \int_0^T U_a(t) \cdot dt = \frac{1}{T} \left\{ \int_0^{t_0} U_{dc} \cdot dt + \int_{t_0}^T -U_{dc} \cdot dt \right\} = \frac{U_{dc}}{T} \cdot (t_0 - 0 - T + t_0) = \left( 2 \cdot \frac{t_0}{T} - 1 \right) \cdot U_{dc} \quad (\text{II.14})$$

En prenant :  $\alpha = \frac{t_0}{T}$

Alors l'équation (II.14) devienne :

$$U_{a_{moy}} = (2\alpha - 1) \cdot U_{dc} \quad (\text{II.15})$$

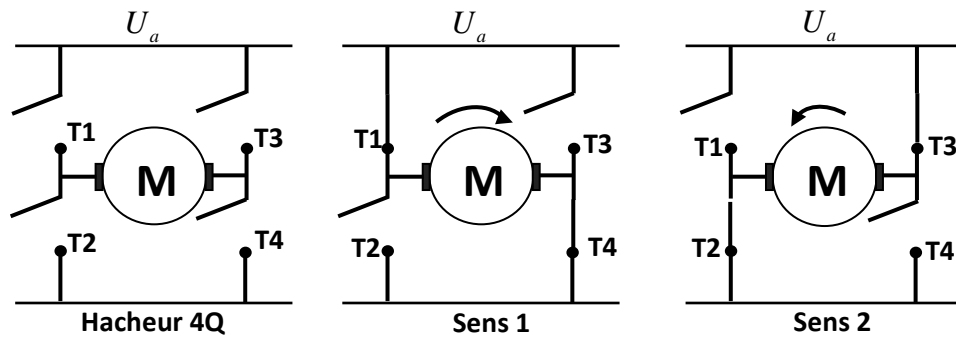


Fig. II.4. Schéma de changement du sens de rotation du hacheur

### II.3.3. Principe de la variation de vitesse et fonctionnement dans les 4 quadrants

En jouant sur la fréquence de commutation des transistors, il est possible de faire varier la vitesse de rotation du moteur en limitant plus ou moins la puissance fournie au moteur. La commande des interrupteurs est du type complémentaire : Les transistors T1, T4 d'une part et T2, T3 d'autre part reçoivent des signaux de commande identiques : au cours d'une période de fonctionnement, lorsque T1 et T4 sont commandés à l'amorçage, T2 et T4 sont commandés au blocage et inversement.

### II.3.4. Commande par hystérésis en courant

#### II.3.4.1. Principe de la commande

Dans certaines applications, on préfère une commande en courant des machines. Cette commande en courant peut être réalisée en utilisant un commutateur de courant ou un hacheur de tension régulé en courant au moyen des régulateurs linéaires classiques (P, PI) ou à hystérésis [19].

Le principe général de ce type de stratégie de commande consiste à maintenir la variation du courant dans chaque phase dans une bande de largeur donnée, centrée autour des courants de référence. Ce principe est schématisé par la figure (II.5).

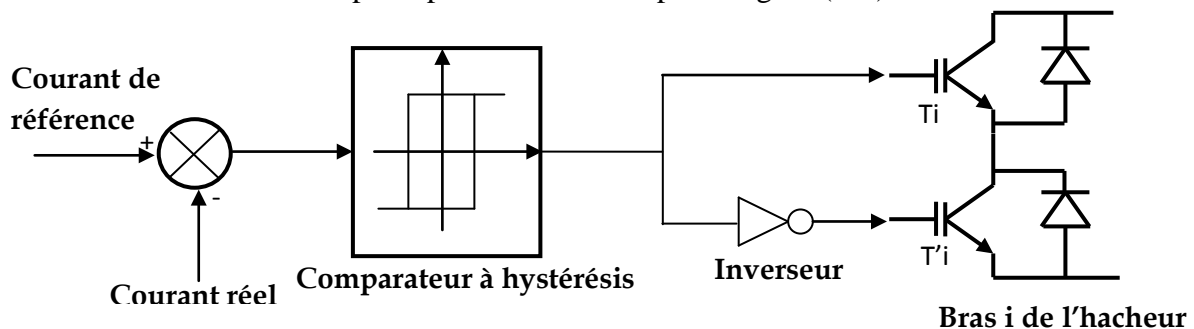


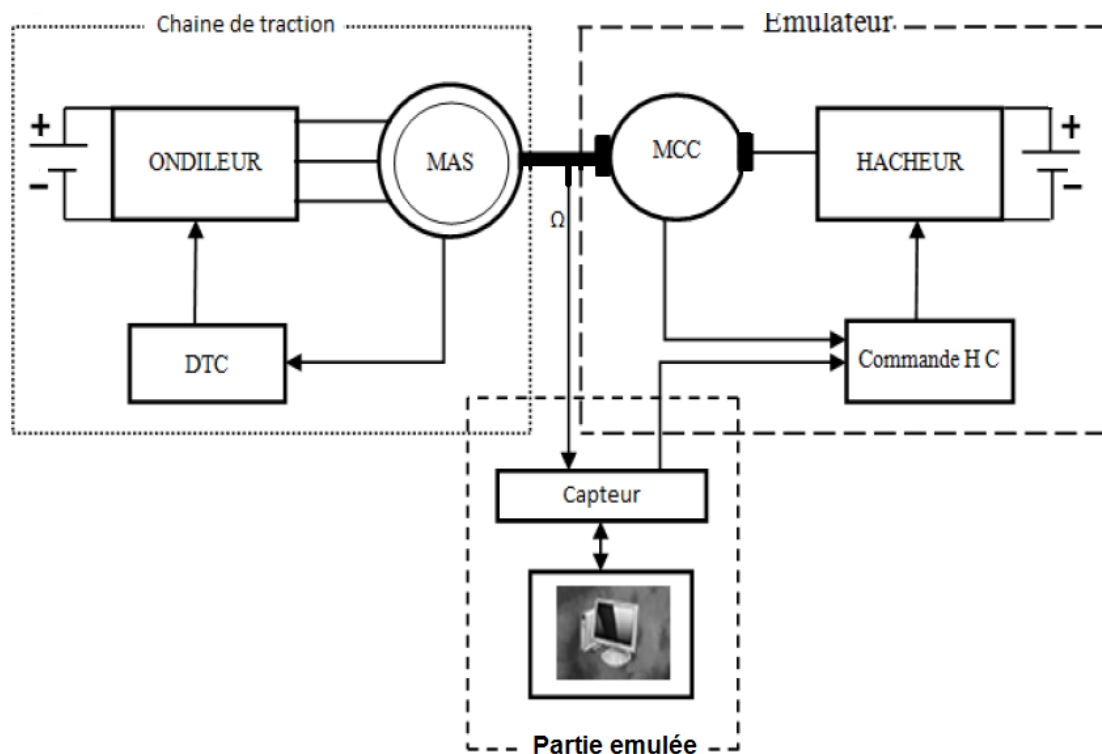
Fig. II.5. Schéma synoptique de la stratégie de commande par hystérésis en courant

## II.4.PRINCIPE DE COMMANDE DE L'ENSEMBLE ACTIONNEUR - EMULATEUR

La machine asynchrone (actionneur de roue de véhicule) est accouplée mécaniquement à une machine à courant continu alimentée par un hacheur quatre quadrants. La commande de la machine à C.C permet une émulation de caractéristique de charge d'une roue de véhicule électrique d'imposer un couple équivalent de charge [20], figure (II.6).

Les différentes vitesses de rotation de l'actionneur de traction sont des entrées pour le modèle de simulation de caractéristique de charge de VE, Cette émulation produit ainsi les références de couple pour la commande de l'émulateur (MCC).

Une commande de type DTC classique est employée pour le pilotage de la machine d'entraînement. Donc l'émulateur (MCC) contrôlée de manière à lui opposée pour chaque vitesse d'entraînement un couple de caractéristique de charge d'une roue de véhicule électrique, le couple de charge de l'émulateur est calculé à partir de la mesure du courant d'induit. Pour la commande de l'émulateur on a utilisé la technique de commande hystérésis en courant.

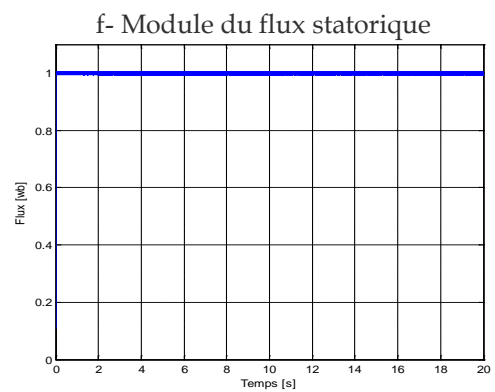
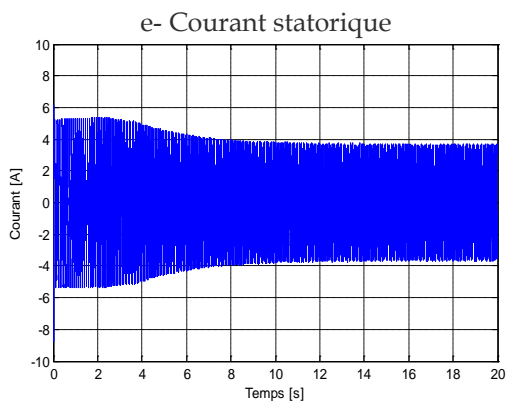
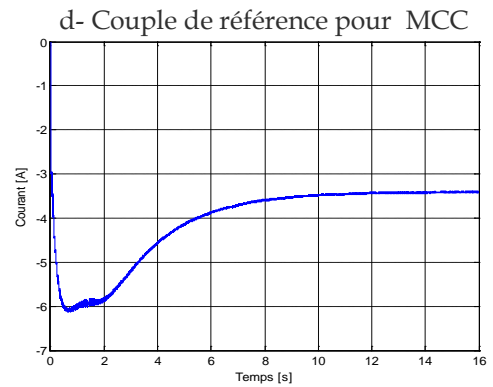
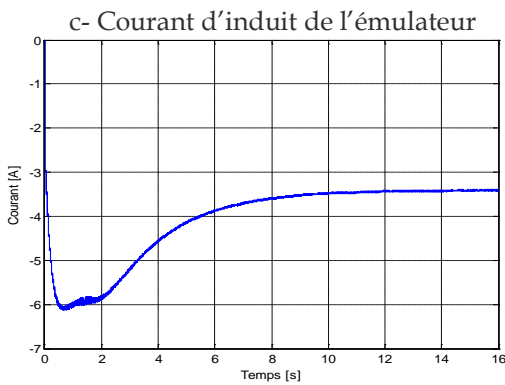
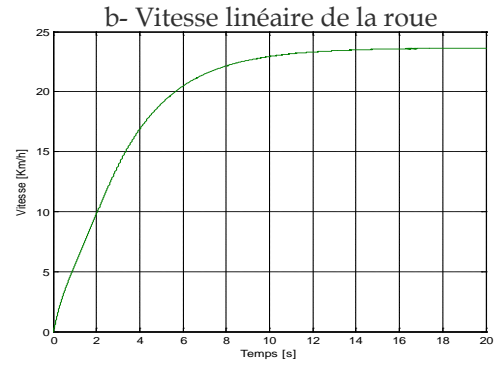
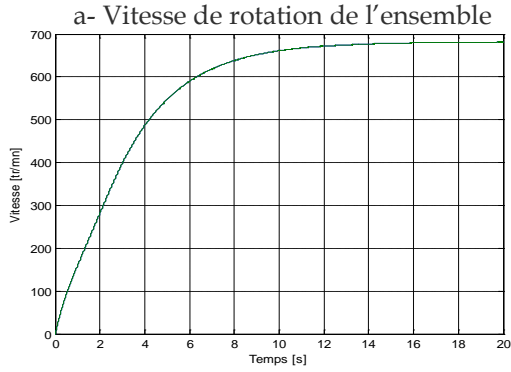


**Fig. II.6.**Schéma de l'association MCC-Hacheur 4 quadrants pour l'émulation

## II.5. ETUDE PAR SIMULATION NUMERIQUE

Les résultats de simulation numérique sont divisés en deux parties :

### I.5.1. Caractéristiques sans considération de glissement



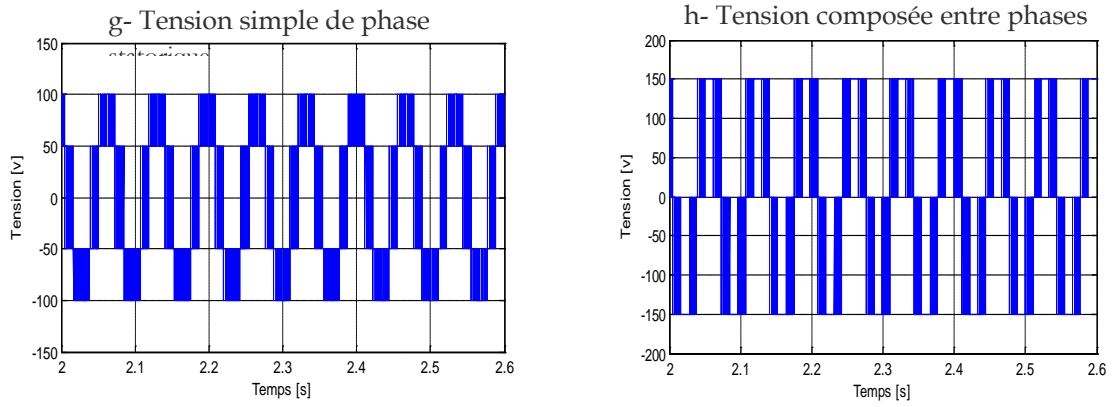
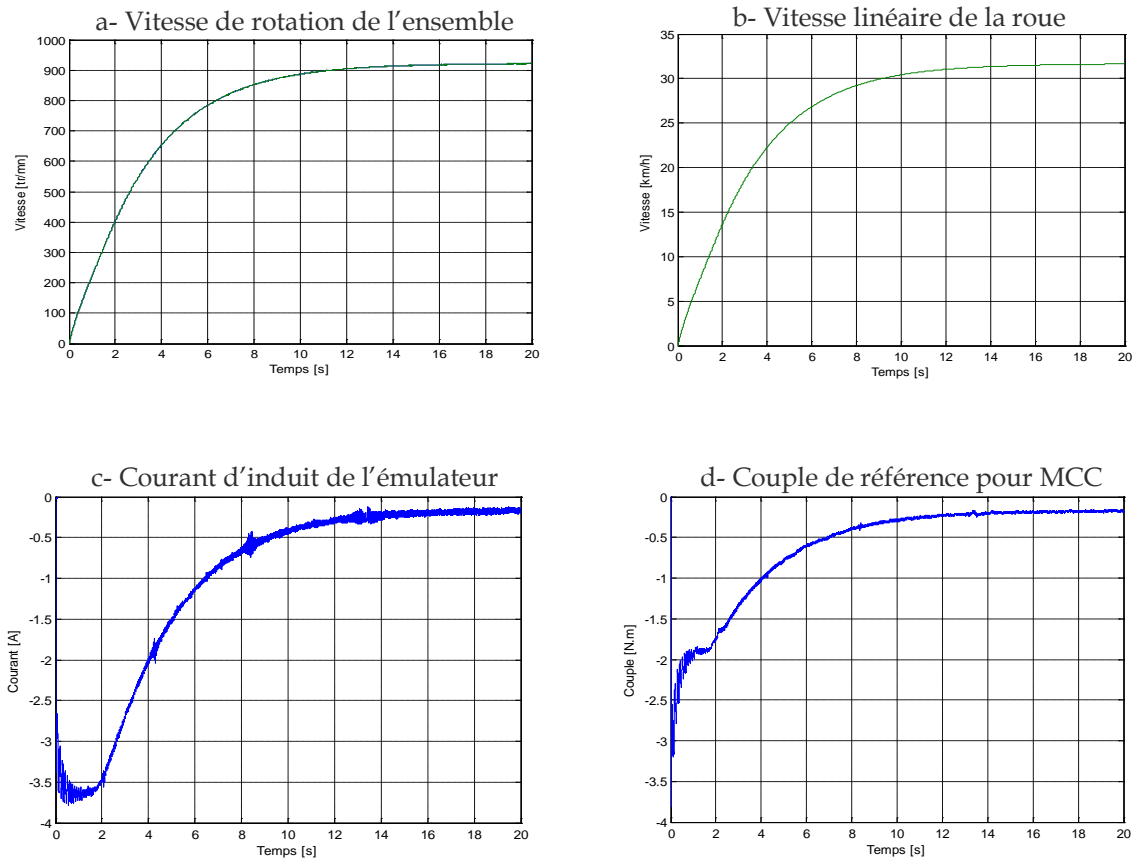
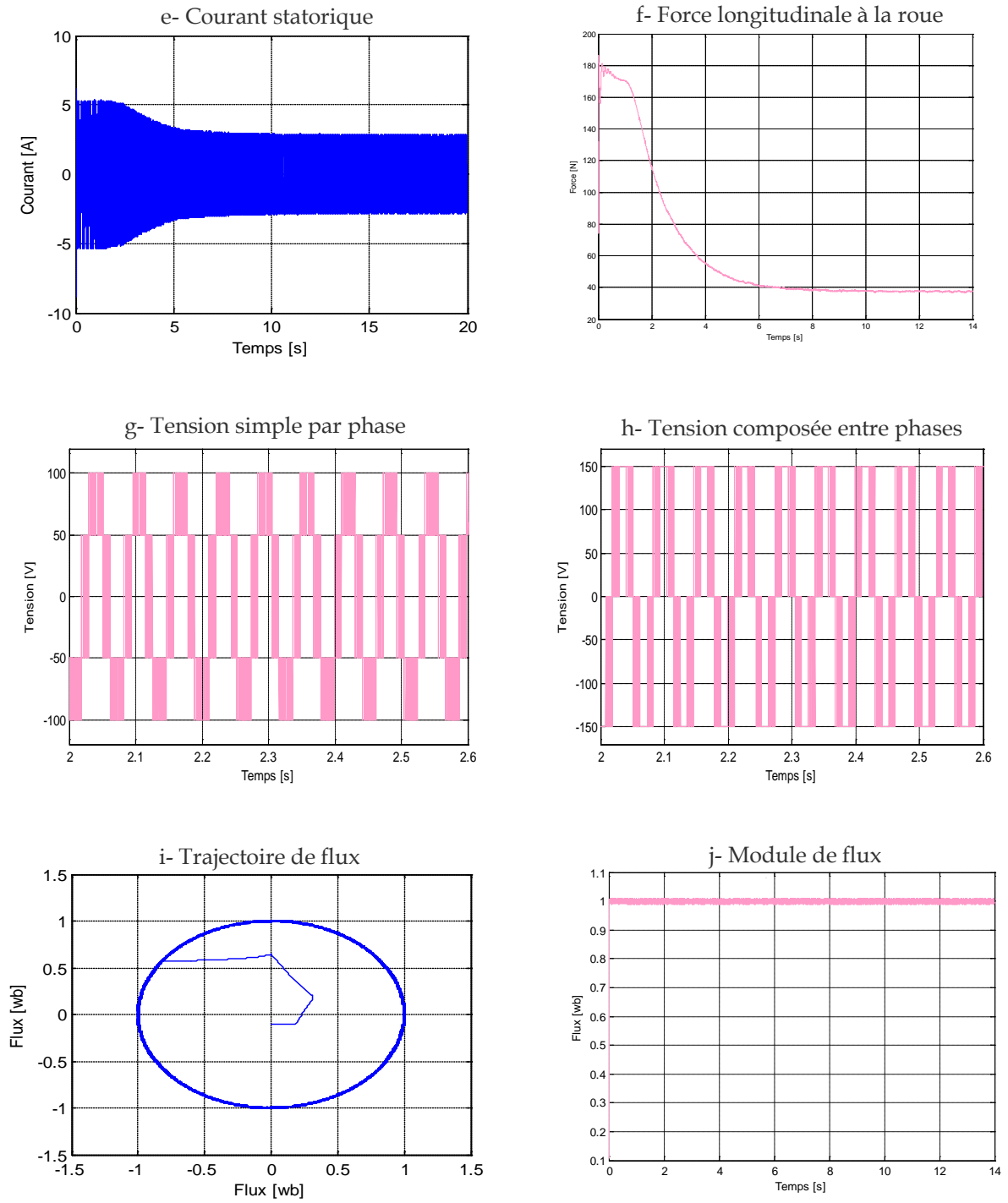


Fig. II.7. Résultats de simulation sans glissement

I.5.2. Caractéristiques avec considération de glissement





**Fig. II.8.** Résultats de simulation avec glissement

## CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons étudié l'émulateur à base d'association machine à courant continu avec un hacheur 4 quadrant.

La machine à courant continu possède des performances de régulation exceptionnelle grâce à sa constitution et à son principe de fonctionnement. Elle est caractérisée par la position en quadrature des champs produits par l'inducteur et l'induit. Il en résulte un couple proportionnel au produit vectoriel du flux par le courant d'induit.

La séparation entre circuit d'induit et circuit d'excitation permet d'adopter pour les machines à courant continu un procédé de commande unifié en cascade. Dans ce cas, le réglage du courant d'induit est asservi à celui de la vitesse.

La dynamique du couple de la machine à courant continu est meilleure de celle de machine asynchrone parce que la commande de la MCC est plus simple et c'est grâce au découplage naturel entre le flux et le couple électromagnétique.

Les résultats de simulation permettent d'observer l'évolution de la vitesse de translation du véhicule. On peut remarquer que ces vitesses suivent fidèlement celles de consignes données par l'actionneur de roue.

# *CHAPITRE III*

## *ASSOCIATION MAS- ONDULEUR POUR L'EMULATION D'UNE ROUE DU VEHICULE*

## INTRODUCTION

Les onduleurs de tension, associés aux machines à courant alternatif, sont de nos jours très largement utilisés dans les systèmes d'entraînement industriels. L'onduleur de tension constitue une fonction incontournable de l'électronique de puissance. Il est présent dans des domaines d'application les plus variés, dont le plus connu est sans doute celui de la variation de vitesse des machines à courant alternatif.

Ensuite la philosophie générale de la commande par la méthode directe du couple (DTC). Ce qui nous permet d'évaluer l'importance de cette commande.

Enfin, nous représentons le principe de la commande de l'ensemble actionneur - émulateur.

### III.1. EMULATION PAR ASSOCIATION MAS-ONDULEUR DE TENSION

#### III.1.1. Modélisation de la machine asynchrone triphasée

Il nous faut un modèle de la machine asynchrone qui permet de simuler en régime transitoire et de déboucher sur une commande. Nous expliquons les grandes étapes et les résultats de la modélisation.

##### III.1.1.1. Hypothèses simplificatrice

La modélisation de la machine asynchrone est établie sous les hypothèses simplificatrices suivantes [21] :

- l'entrefer est d'épaisseur uniforme de l'effet l'encoche est négligeable.
- la saturation du circuit magnétique, l'hystérésis est les courants de Foucault sont négligeable.
- les résistances des enroulements ne varient pas avec la température et on néglige l'effet de peau.
- on admet que la f.m.m créée par chacune des phases des deux armatures est à répartition sinusoïdale.

Parmi les conséquences importantes de ces hypothèses on peut citer :

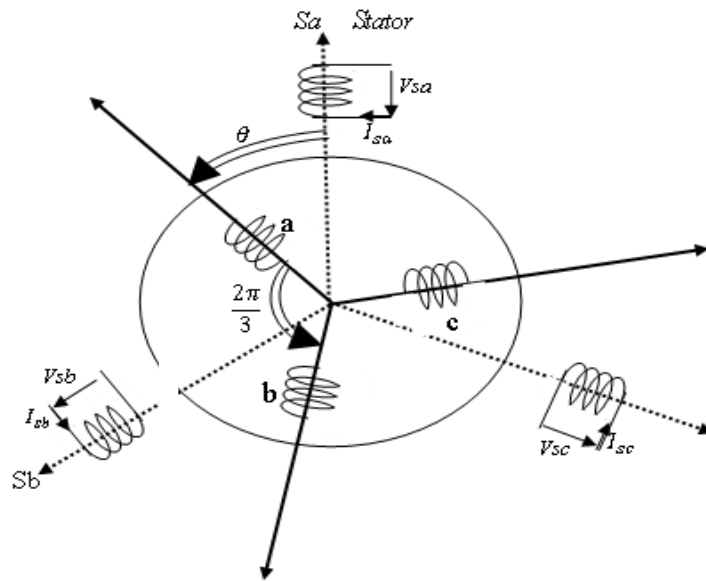
- l'additive des flux.
- La constance des inductances propres.
- La loi de variation sinusoïdale des inductances mutuelles entre les enroulements du stator et du rotor en fonction de l'angle électrique de leur axe magnétique.

### III.1.1.2. Modèle dynamique de la machine asynchrone

La machine asynchrone triphasée est représentée schématiquement par la figure (III.1).

Elle est munie de six enroulements [22] :

- Le stator de la machine est formé de trois enroulements fixes décalés de  $120^\circ$  dans l'espace et traversés par trois courants variables.
- Le rotor peut être modélisé par trois enroulements identiques décalés dans l'espace de  $120^\circ$ , ces enroulements sont en court-circuit et la tension à leurs bornes est nulle.



**Fig. III.1.** Représentation schématique d'une MAS

#### III.1.1.2.1. Équations électriques

Par application de loi de Faraday à chaque enroulement de la machine représentée par la figure (III.1) on peut écrire :

$$[V_s] = [R_s] \cdot [I_s] + \frac{d}{dt} [\phi_s] \quad (\text{III.1})$$

$$[V_r] = [R_r] \cdot [I_r] + \frac{d}{dt} [\phi_r] \quad (\text{III.2})$$

Avec :

$[V_s] = [V_{sa} V_{sb} V_{sc}]^T$ ;  $[V_r] = [V_{ra} V_{rb} V_{rc}]^T$ ; Vecteur de tension statorique et rotorique respectivement.

$[I_s] = [I_{sa} I_{sb} I_{sc}]^T$ ;  $[I_r] = [I_{ra} I_{rb} I_{rc}]^T$ ; Vecteur de courant statorique et rotorique respectivement.

Les deux matrices des résistances statoriques et rotoriques sont :

$$[R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \quad (\text{III.3})$$

$$[R_r] = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix} \quad (\text{III.4})$$

### III.1.1.2.2. Equations magnétiques

Les hypothèses que nous avons présentées conduisent à des relations linéaires entre le flux et le courant. Elles sont exprimées sous forme matricielle comme suit :

$$[\phi_s] = [L_s] \cdot [I_s] + [M_{sr}] \cdot [I_r] \quad (\text{III.5})$$

$$[\phi_r] = [L_r] \cdot [I_r] + [M_{rs}] \cdot [I_s] \quad (\text{III.6})$$

$[\phi_r] = [\phi_{ra} \phi_{rb} \phi_{rc}]^T$ ;  $[\phi_s] = [\phi_{sa} \phi_{sb} \phi_{sc}]^T$  Vecteurs de flux statorique et rotorique respectivement.

Les quatre matrices d'inductances s'écrivent :

$$[L_s] = \begin{bmatrix} L_s & M_s & M_s \\ M_s & L_s & M_s \\ M_s & M_s & L_s \end{bmatrix} \quad (\text{III.7})$$

$$[L_r] = \begin{bmatrix} L_r & M_r & M_r \\ M_r & L_r & M_r \\ M_r & M_r & L_r \end{bmatrix} \quad (\text{III.8})$$

$$[M_{sr}] = [M_{rs}]^T = M \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta) & \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (\text{III.9})$$

M : Maximum de l'inductance mutuelle entre une phase statorique et une phase rotorique.

$$\begin{bmatrix} \phi_{sa} \\ \phi_{sb} \\ \phi_{sc} \\ \phi_{ra} \\ \phi_{rb} \\ \phi_{rc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & M_s & M_s & M_1 & M_2 & M_3 \\ M_s & L_s & M_s & M_2 & M_1 & M_3 \\ M_s & M_s & L_s & M_3 & M_2 & M_1 \\ M_1 & M_3 & M_2 & L_r & M_r & M_r \\ M_2 & M_1 & M_3 & M_r & L_r & M_r \\ M_3 & M_2 & M_1 & M_r & M_r & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{sa} \\ I_{sb} \\ I_{sc} \\ I_{ra} \\ I_{rb} \\ I_{rc} \end{bmatrix} \quad (\text{III.10})$$

On obtient finalement le modèle asynchrone triphasé :

$$[V_s] = [R_s] \cdot [I_s] + [L_s] \cdot \frac{d}{dt} \{ [I_s] \} + [M_{sr}] \cdot \frac{d}{dt} \{ [I_r] \} \quad (\text{III.11})$$

$$[V_r] = [R_r] \cdot [I_r] + [L_r] \cdot \frac{d}{dt} \{ [I_r] \} + [M_{rs}] \cdot \frac{d}{dt} \{ [I_s] \} \quad (\text{III.12})$$

### III.1.1.3. Transformation du système triphasé vers biphasé

#### III.1.1.3.1. Transformation de PARK

Cette transformation a été présentée par R.H.PARK en 1929 lors de l'étude de la machine synchrone comme moyen de simplifier les équations de celle-ci l'idée de PARK repose sur le fait qu'un champ tournant créé par un système triphasé peut l'être aussi à l'identique par un système biphasé de deux bobines à 90° alimentées par deux courants  $I_d$  et  $I_q$ , la transformation qui traduit ce passage est donnée par [22] :

$$[V]_{DQ0} = [P(\theta_a)] \cdot [V]_{abc} \quad (\text{III.13})$$

$$[I]_{DQ0} = [P(\theta_a)] \cdot [I]_{abc} \quad (\text{III.14})$$

Ou :  $[P(\theta_a)]$  est la matrice de PARK

$$[P(\theta_a)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta_a) & \cos\left(\theta_a - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_a + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta_a) & -\sin\left(\theta_a - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_a + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \sqrt{\frac{1}{2}} & \sqrt{\frac{1}{2}} & \sqrt{\frac{1}{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{III.15})$$

L'angle ( $\theta_a$ ) est au choix de l'utilisateur et peut dépendre du temps.

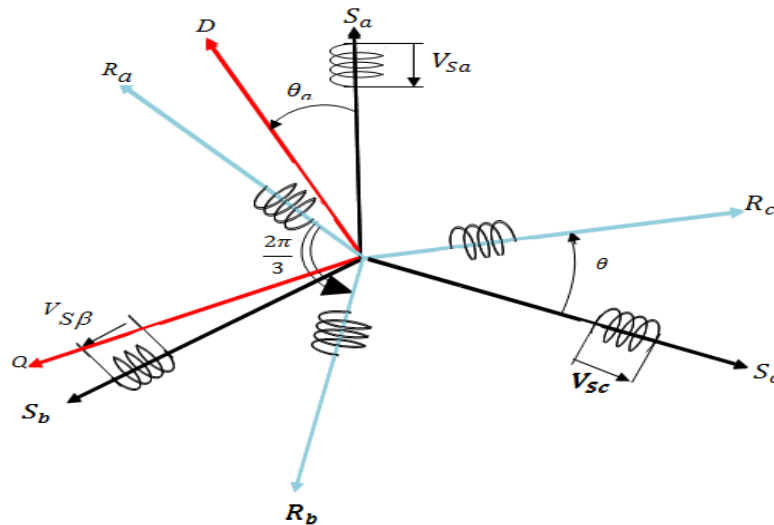
### III.1.1.3.2. Application de la transformation de PARK à la machine asynchrone triphasée

La figure (III.2) représente la schématisation d'une machine asynchrone triphasée et sa machine biphasée équivalente issue de la transformation de PARK.

Avec :

$\theta_a$  : L'angle entre l'axe  $S_a$  et  $D$

$$[V_s]_{DQ0} = [A(\theta_s)] \cdot [V_s]_{abc} = 0 \quad (\text{III.16})$$



$$[V_r]_{DQ0} = [A(\theta_r)] \cdot [V_r]_{abc} = 0 \quad (\text{III.17})$$

**Fig. III.2.**Passage du système triphasé au système biphasé et inversement

Pour la suite, nous négligerons la composante homopolaire, définie par l'indice « 0 », car nous considérons un système de tensions équilibrées.

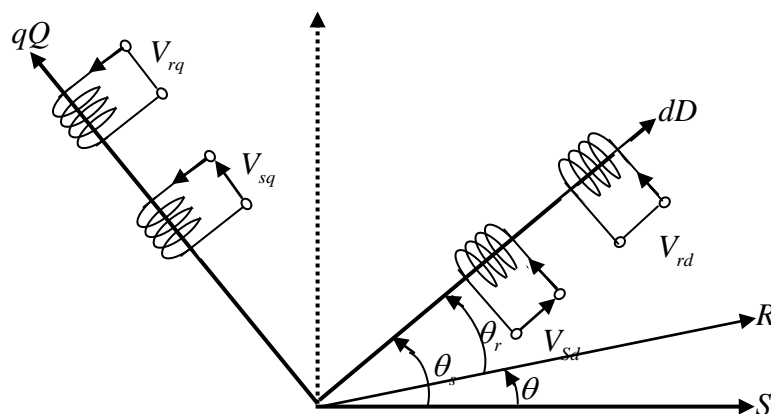
### III.1.1.4 Équation des tensions dans les différents repères

#### III.1.1.4.1. Équations en tension dans le repère lié au champ tournant (d,q)

La figure (III.3) représente la schématisation d'une machine asynchrone biphasée équivalente dans le repère  $(d,q)$ .

Il se traduit par la condition:  $\omega_s = \frac{d}{dt} \theta_a = \omega_a$

$\omega_a$ : Vitesse angulaire de rotation du système d'axes biphasé par rapport au système d'axes triphasé.

**Fig. III.3.**Représentation schématique d'une machine asynchrone biphasée dans le repère  $(d,q)$

Les équations de système prennent la forme :

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s \cdot I_{s\alpha} + \frac{d\phi_{sd}}{dt} - \omega_s \cdot \phi_{rq} \\ V_{sq} = R_s \cdot I_{r\beta} + \frac{d\phi_{sq}}{dt} + \omega_s \cdot \phi_{rd} \\ V_{rd} = R_r \cdot I_{r\alpha} + \frac{d\phi_{sd}}{dt} + (\omega_s - \omega_r) \cdot \phi_{rq} \\ V_{rq} = R_r \cdot I_{r\beta} + \frac{d\phi_{sq}}{dt} - (\omega_s - \omega_r) \cdot \phi_{rd} \end{cases} \quad (\text{III.18})$$

Avec :

$$V_{rd} = V_{rq} = 0 \quad (\text{III.19})$$

Ainsi que les flux :

$$\begin{cases} \phi_{sd} = L_s \cdot I_{sd} + M \cdot i_{rd} \\ \phi_{sq} = L_s \cdot I_{rq} + M \cdot i_{rq} \\ \phi_{rd} = L_r \cdot I_{rd} + M \cdot i_{sd} \\ \phi_{rq} = L_r \cdot I_{rq} + M \cdot i_{sq} \end{cases} \quad (\text{III.20})$$

Dans ces équations des flux,  $L_s$  et  $L_r$  sont respectivement les inductances cycliques statorique et rotorique. Alors que  $M$  est directement proportionnelle au mutuel stator rotor.

$L_s = l_s - M_{ss}$  : Inductance cyclique statorique

$L_r = l_r - M_{rr}$  : Inductance cyclique rotorique

$$M = \frac{3}{2} M_{sr}$$

En développant les flux en fonction des courants, on obtient les équations électriques de la machine asynchrone dans le repère d'axe  $(d,q)$ .

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ V_{rd} \\ V_{rq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + L_s \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & -L_s \cdot \omega_s & M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & -M \cdot \omega_s \\ L_s \cdot \omega_s & R_s + L_s \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & M \cdot \omega_s & M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) \\ M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & -M \cdot \omega_s & R_s + L_s \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & -L_r \cdot \omega_s \\ M \cdot \omega_s & M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & L_r \cdot \omega_s & R_r + L_s \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{sd} \\ I_{sq} \\ I_{rd} \\ I_{rq} \end{bmatrix} \quad (\text{III.21})$$

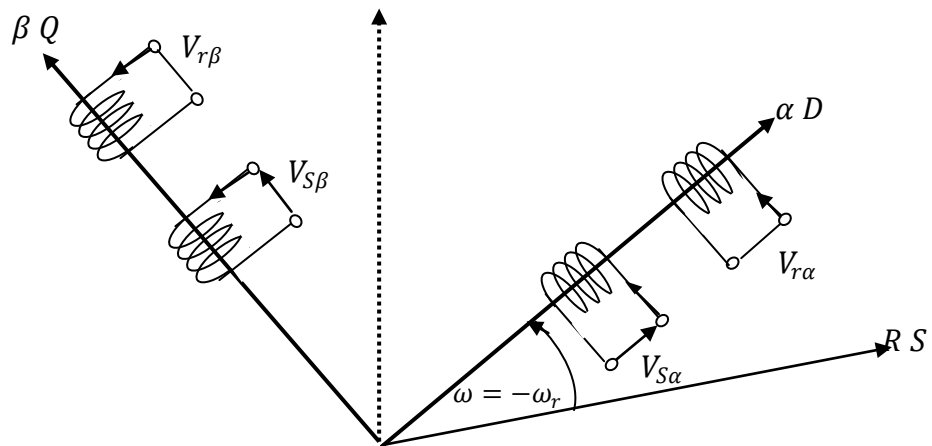
Avec :  $\omega = \omega_s - \omega_r$

Ce référentiel est le seul qui n'introduit pas de simplification dans la formulation des équations. Il fait correspondre des grandeurs continues aux grandeurs sinusoïdales en régime permanent, raison pour laquelle ce référentiel est utilisé en commande [23].

### III.1.1.4.2. Équations en tension dans le repère lié au stator ( $\alpha, \beta$ )

La figure (III.4) représente la schématisation d'une machine asynchrone biphasée équivalente dans le repère ( $\alpha, \beta$ ).

Il se traduit par la condition :  $\omega_\alpha = \frac{d}{dt} \cdot \theta_\alpha = 0$ .



**Fig. III.4.** Représentation schématique d'une machine asynchrone biphasée dans le repère ( $\alpha, \beta$ )

On a :

$$\begin{cases} V_{s\alpha} = R_s \cdot I_{s\alpha} + \frac{d\phi_{s\alpha}}{dt} \\ V_{s\beta} = R_s \cdot I_{s\beta} + \frac{d\phi_{s\beta}}{dt} \\ V_{r\alpha} = R_r \cdot I_{r\alpha} + \frac{d\phi_{s\alpha}}{dt} + \omega_r \cdot \phi_{r\beta} \\ V_{r\beta} = R_r \cdot I_{r\beta} + \frac{d\phi_{s\beta}}{dt} - \omega_r \cdot \phi_{r\alpha} \end{cases} \quad (\text{III.22})$$

Ainsi que les flux :

$$\begin{cases} \phi_{s\alpha} = L_s \cdot I_{s\alpha} + M \cdot i_{r\alpha} \\ \phi_{s\beta} = L_s \cdot I_{s\beta} + M \cdot i_{r\beta} \\ \phi_{r\alpha} = L_r \cdot I_{r\alpha} + M \cdot i_{s\alpha} \\ \phi_{r\beta} = L_r \cdot I_{r\beta} + M \cdot i_{s\beta} \end{cases} \quad (\text{III.23})$$

En développant les flux en fonction des courants, on obtient les équations électriques de la machine asynchrone dans le repère d'axe  $(d,q)$ .

$$\begin{bmatrix} V_{s\alpha} \\ V_{s\beta} \\ V_{r\alpha} \\ V_{r\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + L_s \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & 0 & M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & 0 \\ 0 & R_s + L_s \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & 0 & M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) \\ M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & -M \cdot \omega & R_s + L_r \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & -L_r \cdot \omega \\ M \cdot \omega & M \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) & L_r \cdot \omega_s & R_r + L_r \cdot \left(\frac{d}{dt}\right) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_{s\alpha} \\ I_{s\beta} \\ I_{r\alpha} \\ I_{r\beta} \end{bmatrix} \quad (\text{III.24})$$

C'est le repère le mieux adapté pour travailler avec les grandeurs instantanées, il possède des tensions et des courants réels et peut être utilisé pour étudier les régimes de démarrage et de freinage des machines à courant alternatif [24].

### III.1.1.5. Expression du couple électromagnétique et de la puissance

#### III.1.1.5.1. Expression de la puissance

Nous avons expliqué les équations de la machine, mais il reste également le couple électromagnétique. Ce dernier peut être obtenu à l'aide d'un bilan de puissance. La puissance électrique instantanée fournie aux enroulements statoriques et rotoriques en fonctions des grandeurs d'axe (D, Q) est donnée par l'expression suivante :

$$P_e = V_{sD} \cdot I_{sQ} + V_{sQ} \cdot I_{sD} + V_{rD} \cdot I_{rD} + V_{rQ} \cdot I_{rQ} \quad (\text{III.25})$$

Elle se compose on trois termes :

- Puissance dissipée en perte joule

$$P_j = R_s \cdot (I_{sD}^2 + I_{sQ}^2) + R_r \cdot (I_{rD}^2 + I_{rQ}^2) \quad (\text{III.26})$$

- Puissance représentant les échanges d'énergie électromagnétique avec la source

$$P_{EE} = I_{sD} \cdot \frac{d}{dt} \phi_{sD} + I_{sQ} \cdot \frac{d}{dt} \phi_{sQ} + I_{rD} \cdot \frac{d}{dt} \phi_{rD} + I_{rQ} \cdot \frac{d}{dt} \phi_{rQ} \quad (\text{III.27})$$

- Puissance mécanique

$$P_m = (\phi_{sD} \cdot I_{sQ} - \phi_{sQ} \cdot I_{sD}) \omega_s + (\phi_{rD} \cdot I_{rQ} - \phi_{rQ} \cdot I_{rD}) \omega_s \quad (\text{III.28})$$

### III.1.1.5.2. Expressions du couple électromagnétique

D'après les équations (III.18) et (III.22) on peut se placer dans différents référentiels correspondant à des axes fixes donc lié au stator ( $\omega_s = 0$ ). Des axes liés au rotor ( $\omega_s = \omega$ ) ou des axes liés au champ magnétique tournant.

$$(\omega_r = \omega_s), C_{em} = \frac{P_m}{\Omega} = p \cdot \frac{P_m}{\omega} \quad (\text{III.29})$$

En faisant appel aux flux ou aux courants à partir du système d'équations (III.20) on peut avoir plusieurs expressions scalaires du couple toutes égales. Le choix de celle à utiliser dépendra du vecteur d'état choisi. Donc, il en résulte les expressions du couple :

$$\begin{cases} C_{em} = p \cdot M \cdot (I_{rD} \cdot I_{sQ} - I_{rQ} \cdot I_{sD}) \\ C_{em} = p \cdot (\phi_{rD} \cdot I_{sQ} - \phi_{sQ} \cdot I_{sD}) \\ C_{em} = p \cdot (\phi_{rQ} \cdot I_{sD} - \phi_{sD} \cdot I_{sQ}) \\ C_{em} = \frac{3}{2} \cdot p \cdot \frac{M}{L_r} (\phi_{rD} \cdot i_{sQ} - \phi_{rQ} \cdot i_{sD}) \end{cases} \quad (\text{III.30})$$

### III.1.1.6. Equation du mouvement

Pour avoir un modèle complet de la machine, il est nécessaire d'introduire les paramètres mécaniques (couple, vitesse.....). L'expression décrivant la dynamique de la partie mobile de la machine est exprimée par l'équation du mouvement suivante :

$$C_{em} - C_r = J \cdot \frac{d\Omega_r}{dt} + f \cdot \Omega_r \quad (\text{III.31})$$

$C_{em}$  : Le couple électromagnétique délivré par la machine.

$C_r$  : Le couple résistant de la charge.

$f$  : Le coefficient de frottement visqueux.

$\Omega_r = \frac{\omega_r}{p}$  : La vitesse de rotation mécanique.

$p$  : Le nombre de paires de pôles.

### III.1.1.7. Représentation d'état

On cherche à obtenir un système d'équations écrit sous forme d'état. Notre représentation sera de type :

$$[\dot{X}] = [A][X] + [B][U] \quad (\text{III.32})$$

$$[Y] = [C][X] + [G][U] \quad (\text{III.33})$$

Avec :

$[A]$ : Matrice fondamentale qui caractérise le système.

$[B]$ : Matrice d'application de la commande,  $[Y]$ : vecteur de sortie.

$[C]$ : Matrice de sortie. (D'observation),  $[U]$ : vecteur de commande.

$[G]$ : Matrice de transmission directe,  $[X]$ : vecteur de d'état

$$[X] = [\phi_{s\alpha} \quad \phi_{s\beta} \quad i_{s\alpha} \quad i_{s\beta}]^T \quad (\text{III.34})$$

$$[U] = [V_{s\alpha} \quad V_{s\beta}] \quad (III.35)$$

$$[Y] = [\omega \quad C_{em}] \quad (III.36)$$

Cette forme dépend du type d'alimentation et des grandeurs à réguler. (Flux rotorique, flux statorique, courant, vitesse, couple).

### III.1.1.7. 1.Représentation d'état du modèle de la MAS dans le repère ( $\alpha, \beta$ )

Pour cette étude, nous choisissons un repère (D, Q) lié au stator  $\alpha, \beta$ . Donc, on prend en considération :

$$\omega_s = 0 \text{ et } \omega_r = -\omega$$

La représentation d'état est donnée par l'équation :

$$\begin{bmatrix} \dot{\phi}_{s\alpha} \\ \dot{\phi}_{s\beta} \\ \dot{i}_{s\alpha} \\ \dot{i}_{s\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -R_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -R_s \\ \frac{1}{T_r L_s \sigma} & \frac{\omega}{L_s \cdot \sigma} & -\frac{1}{\sigma} \left( \frac{1}{T_s} - \frac{1}{T_r} \right) & -\omega \\ -\frac{\omega}{L_s \cdot \sigma} & \frac{1}{T_r L_s \sigma} & \omega & -\frac{1}{\sigma} \left( \frac{1}{T_s} - \frac{1}{T_r} \right) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \phi_{s\alpha} \\ \phi_{s\beta} \\ I_{s\alpha} \\ I_{s\beta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ \frac{1}{T_s L_s} & 0 \\ 0 & \frac{1}{T_s L_s} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{s\alpha} \\ V_{s\beta} \end{bmatrix} \quad (III.37)$$

$$\text{Avec : } T_s = \frac{L_s}{R_s}, T_r = \frac{L_r}{R_r}.$$

La matrice de sortie est donnée par :

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (III.38)$$

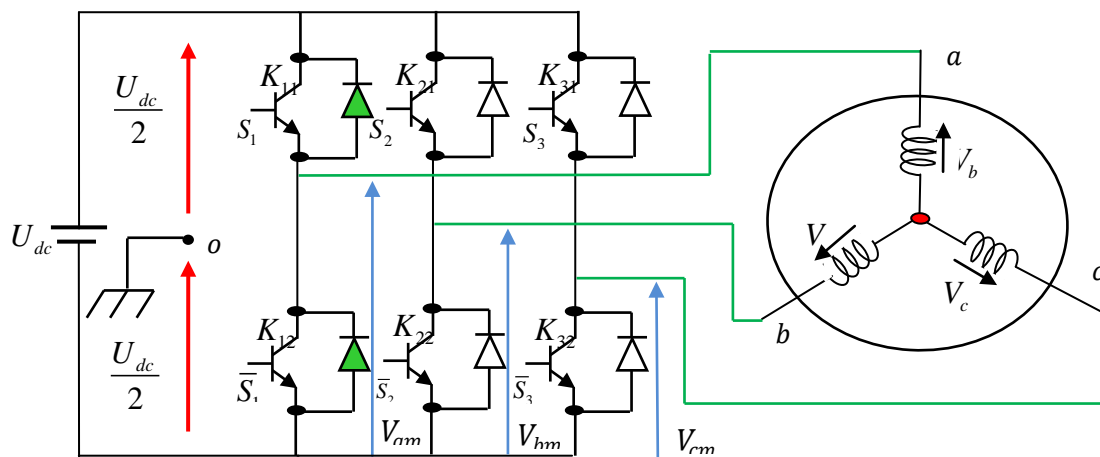
De plus, l'équation du couple électromagnétique peut être exprimée en fonction des courants statoriques et des flux statoriques comme suit :

$$C_{em} = \frac{3}{2} \cdot p \cdot \frac{M}{L_r} (\phi_{rD} \cdot i_{sQ} - \phi_{rQ} \cdot i_{sD}) \quad (III.39)$$

## III.1.2.Le processus Onduleur –MAS

### III.1.2.1.Onduleur de tension à deux niveaux

Les schémas structurel d'un tel onduleur triphasé à deux niveaux et de sa charge est illustré par la figure (III.5) a que groupe transistor –diode assemble en parallèle forme un interrupteur bicommandable (à l'ouverture et à la fermeture) dont l'état apparaît complémentaire à celui qui lui est associé pour former ainsi un bras de commutation par exemple  $K_{11}$  et  $K_{12}$  [23].



**Fig. III.5.** Représentation de l'ensemble onduleur-MAS

Les couples d'interrupteurs  $(K_{11}$  et  $K_{12})$ ,  $(K_{21}$  et  $K_{22})$ ,  $(K_{31}$  et  $K_{33})$  doivent être commandés de manière complémentaire pour assurer la continuité des courants alternatifs dans la charge d'une part et d'éviter le court-circuit de la source d'autre part. Les diodes  $D_i$  ( $i=1,2,\dots,6$ ) sont des diodes à roue libre assurant la protection des transistors.

### III.1.2.2. Modélisation de l'onduleur de tension

La tension fournie par un convertisseur continu-alternatif, peut théoriquement varier instantanément de zéro à la valeur de la tension du bus continu et vis-versa, ce qui rend le

convertisseur statique non linéaire en valeur instantané. Pour la définition des lois de commande linéaire des processus alimentés par ces convertisseurs statiques, un modulateur de largeur d'impulsion est généralement utilisé. Il génère des signaux de commande des interrupteurs de puissance permettant de produire une tension de sortie dont la valeur moyenne sur une période d'échantillonnage  $T_e$  est proportionnelle à la modulante. Si l'on voulait être plus précis, on pourrait aussi envisager de modéliser ce dispositif au sens des valeurs moyennes, non uniquement par un gain, mais plutôt par une fonction de transfert de type de premier ordre ou retard pur dans le cas d'un modulateur échantillonne ce qui permettrait de prendre en compte l'effet du retard lié à la période de modulation [25].

Bien que d'une simplicité extrême, cette modélisation ne confère pas à la loi de commande du processus l'exploitation des caractères non-linéaires et fortement dynamique de la réponse en tension instantanée de l'onduleur [26].

Par contre, dans le cas des lois de commande non-linéaires du type directe, ces caractéristiques sont effectivement exploitées en faveur d'une amélioration de la dynamique et de robustesse de réglage. Une modélisation en instant de l'onduleur devient ainsi nécessaire [27].

Pour simplifier l'étude supposons que :

- La commutation des interrupteurs est instantanée.
- La chute de tension aux bornes des interrupteurs est négligeable.
- La charge est équilibrée, couplée en étoile avec neutre isolé.

On a donc :

$$S_n = 0 \rightarrow V_{Ki} \neq 0 : \text{interrupteur haut ouvert et bas fermé.}$$

$$S_n = 1 \rightarrow V_{Ki} = 0 : \text{interrupteur haut fermé et bas ouvert.}$$

Les tensions composées  $V_{ab}, V_{bc}$  et  $V_{ca}$  sont obtenues à partir de ces relations :

$$\begin{cases} V_{ab} = V_{ao} + V_{ob} = V_{ao} - V_{bo} \\ V_{bc} = V_{bo} + V_{oc} = V_{bo} - V_{co} \\ V_{ca} = V_{co} + V_{oa} = V_{co} - V_{ao} \end{cases} \quad (\text{III.40})$$

Telles que  $V_{ao}, V_{co}$  et  $V_{ao}$  sont les tensions d'entrées de l'onduleur ou tensions continues. Elles sont référencées par rapport à un point milieu « o » d'un diviseur fictif d'entrée.

On peut écrire les relations de Charles, comme suit :

$$\begin{cases} V_{ab} = V_{am} + V_{mo} \\ V_{bc} = V_{bm} + V_{mo} \\ V_{ca} = V_{cm} + V_{mo} \end{cases} \quad (\text{III.41})$$

$V_{am}, V_{bm}$  et  $V_{cm}$  : sont les tensions des phases de la charge (valeur alternatif)

$V_{mo}$  : Tension de neutre de la charge par rapport au point fictif « o ».

Le système  $V_{am}, V_{bm}$  et  $V_{cm}$  étant équilibré, il en découle :

$$V_{am} + V_{bm} + V_{cm} = 0 \quad (\text{III.42})$$

La substitution de (III.42) dans (III.41) aboutit à :

$$V_{no} = \frac{1}{3}(V_{ao} + V_{bo} + V_{co}) \quad (\text{III.43})$$

En remplaçant (II.44) dans (II.41) on obtient :

$$\begin{cases} V_{am} = \frac{2}{3}V_{ao} - \frac{1}{3}V_{bo} - \frac{1}{3}V_{co} \\ V_{bm} = -\frac{1}{3}V_{ao} + \frac{2}{3}V_{bo} - \frac{1}{3}V_{co} \\ V_{cm} = -\frac{1}{3}V_{ao} - \frac{1}{3}V_{bo} + \frac{2}{3}V_{co} \end{cases} \quad (\text{III.44})$$

Donc, l'onduleur de tension peut être modélisé par une matrice  $[T]$  assurant le passage continu-alternatif.

$$[V_{AC}] = [T] \cdot [V_{dc}] \quad (\text{III.45})$$

Tel que :

$$[V_{AC}] = [V_{am} \quad V_{bm} \quad V_{cm}]^T \quad (\text{III.46})$$

$$[V_{dc}] = [V_{ao} \quad V_{bo} \quad V_{co}]^T \quad (\text{III.47})$$

$$[V_{dc}] = U_{dc} [S_1 \quad S_2 \quad S_3]^T \quad (\text{III.48})$$

Donc, pour chaque bras il y a deux états indépendants. Ces deux états peuvent être considérés comme des grandeurs booléennes.

Commutation supposée idéale :  $S_i = (1 \text{ ou } 0) \{i=1, 2, 3\}$

La matrice de transfert est la suivante :

$$[T] = \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & \frac{-1}{3} & \frac{-1}{3} \\ \frac{-1}{3} & \frac{2}{3} & \frac{-1}{3} \\ \frac{-1}{3} & \frac{-1}{3} & \frac{2}{3} \end{bmatrix} \quad (\text{III.49})$$

$$\begin{cases} V_{ao} = \frac{U_{dc}}{3}(2S_1 - S_2 - S_3) \\ V_{bo} = \frac{U_{dc}}{3}(-S_1 + 2S_2 - S_3) \\ V_{co} = \frac{U_{dc}}{3}(-S_1 - S_2 + 2S_3) \end{cases} \quad (\text{III.50})$$

En appliquant la transformation de PARK, aux tensions phase-neutre données par l'équation (III.51) on obtient dans le repère fixe diphasé le vecteur tension en fonction de chaque niveau de phase (III.52) :

$$V_s = V_{s\alpha} + j \cdot V_{s\beta} = V_{co} = \sqrt{\frac{2}{3}} U_{dc} \cdot (S_1 + a \cdot S_2 + a^2 \cdot S_3) \quad (\text{III.51})$$

Avec :

$$a = e^{j\frac{2\pi}{3}} = e^{-j\frac{2\pi}{3}} \quad (\text{III.52})$$

$$a^2 = e^{j\frac{2\pi}{3}} = e^{-j\frac{4\pi}{3}} \quad (\text{II.53})$$

On désigne par séquence de niveaux de phase chaque combinaison des Variables  $S_1, S_2, S_3$  donnant un élément de l'ensemble  $(S_1, S_2, S_3)$ . Vu que, pour l'onduleur à deux-niveaux, ces variables sont de nature binaire, il y a au total 8 séquences de niveaux de phase différente. La correspondance entre chaque séquence de niveaux de phase et le vecteur tension, obtenu analytiquement par (III.51) on peut constater l'existence de deux séquences de niveaux de phase différentes (0,0,0) et (1,1,1) donnant origine au même vecteur tension nul.

L'ensemble des vecteurs tensions délivrés par un onduleur à 2-niveaux ainsi que les séquences de niveaux de phase correspondantes sont représentées dans les figures (III.6), (III.7).

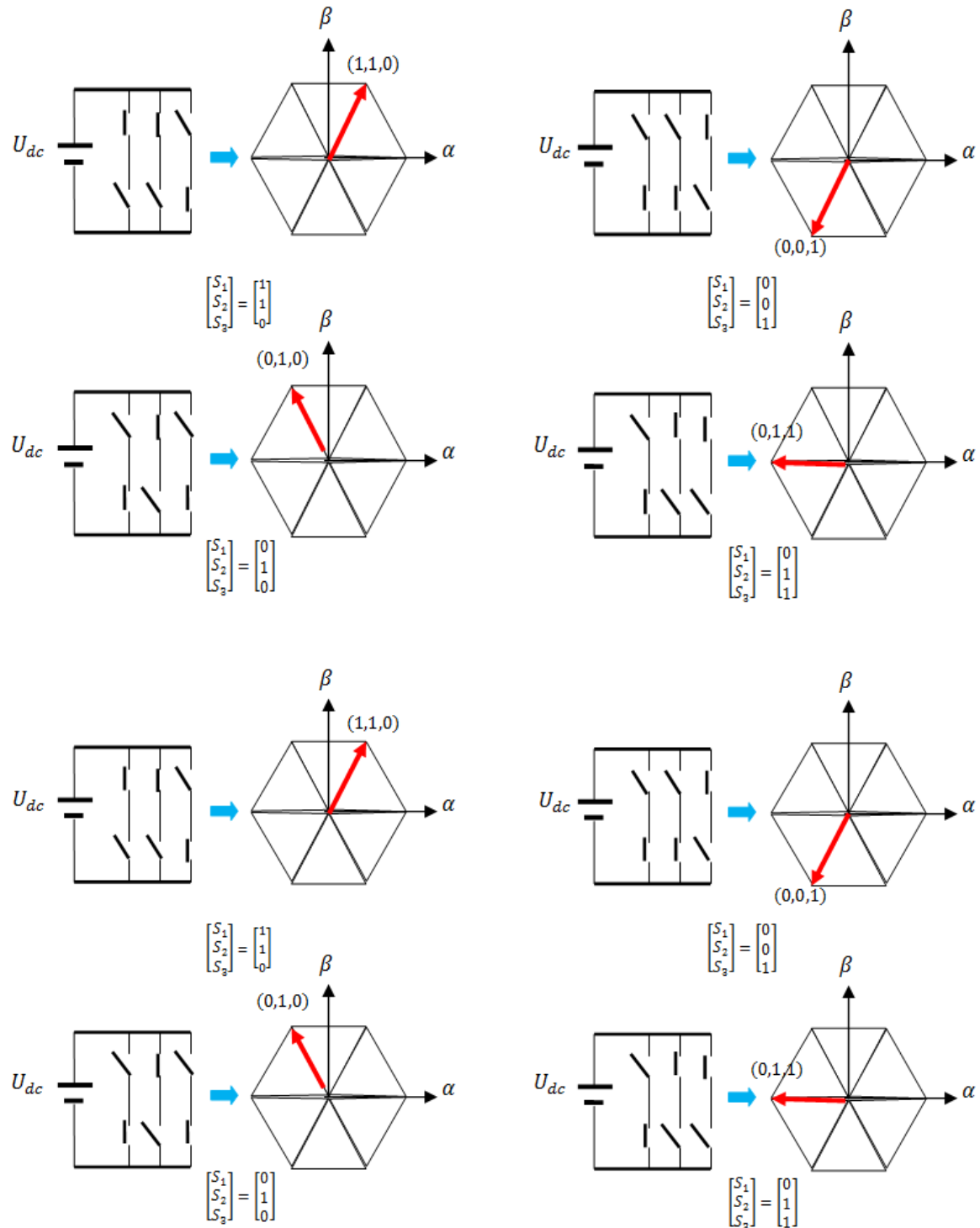
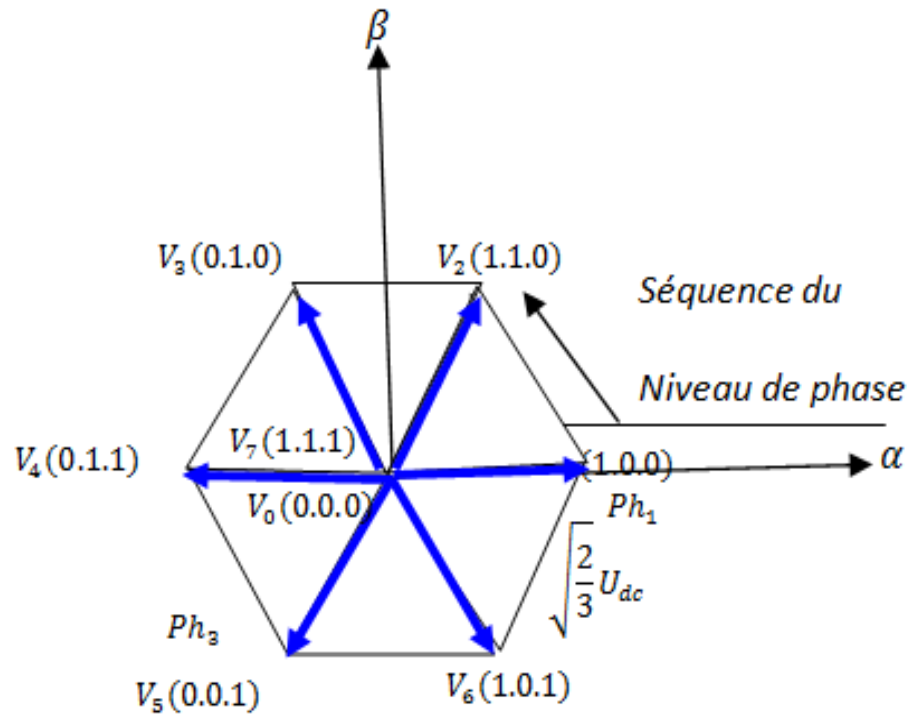


Fig. III.6. Correspondance entre chaque configuration onduleur et vecteur tension



**Fig. III.7.** Vecteur tension et séquences du niveau de phase d'un onduleur deux niveaux

## III.2. ETUDE DE L'ALIMENTATION ET DE LA COMMANDE

### III.2.1. Structure générale de la commande (DTC)

La commande DTC correspond à un contrôle direct du flux statorique et du couple électromagnétique d'une machine asynchrone. L'idée de base est, ici, de contrôler des grandeurs instantanées rapides et significatives de l'état électromagnétique du système. La suppression de l'étage MLI est la principale caractéristique dans une commande DTC. Ainsi, la génération des commandes de l'onduleur se fait de façon directe sans l'intermédiaire de cet étage figure (III.8). Deux contrôleurs à hystérésis pour le couple et le flux assurent la régulation séparée de ces deux grandeurs. Deux types de comparateurs à hystérésis peuvent être envisagés pour obtenir la dynamique souhaitée sur le couple. Un comparateur à hystérésis à deux niveaux, permet le contrôle du couple du moteur dans un sens de rotation et un comparateur à hystérésis à trois niveaux permet de contrôler le moteur dans les deux sens de rotation, [28], [32], [30] et [31].

Dans notre cas, un comparateur à deux niveaux est utilisé.  $\Delta C_e$  et  $\Delta\phi_s$  représentent respectivement les sorties booléennes des comparateurs à hystérésis de l'erreur sur le couple et le flux.

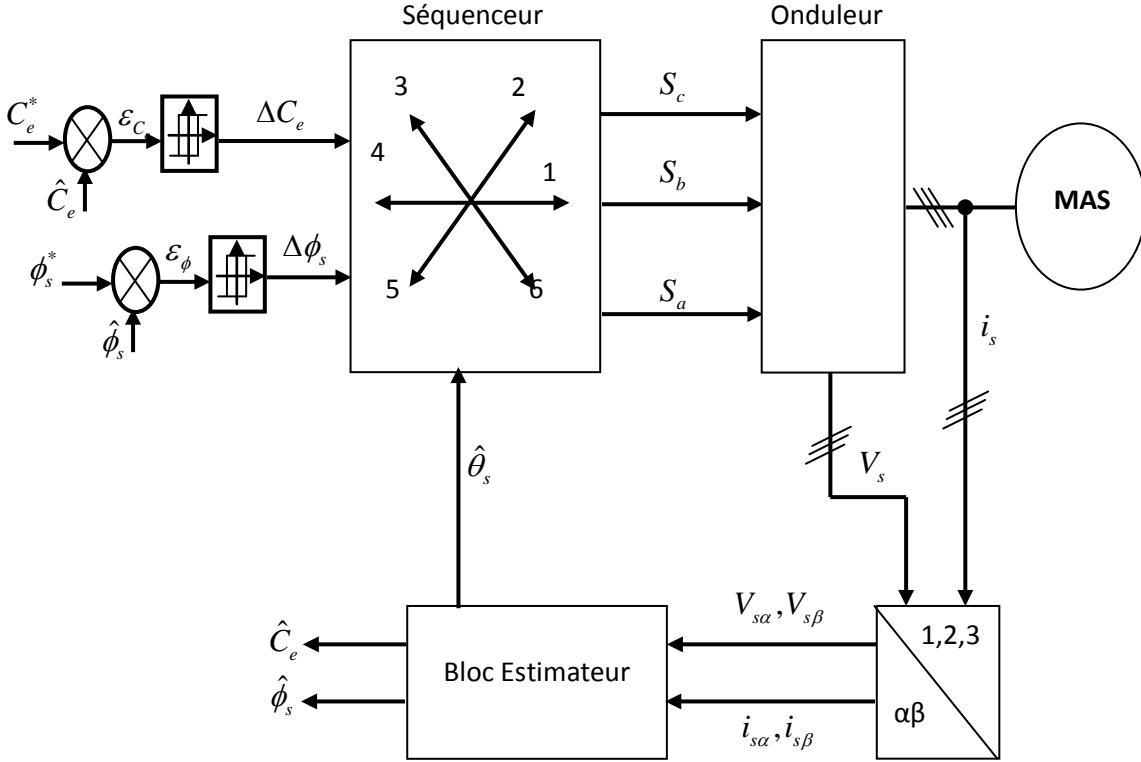


Fig.III.8. Principe de la commande direct du couple de la MAS

### III.2.2.Règles d'évolution du flux statorique et du couple

La commande DTC est développée dans le repère fixe au stator ( $\alpha, \beta$ ). Le modèle en écriture complexe qui lui sera dédié est donné par les équations précédente pour  $\theta_{abs} = 0$  :

$$\begin{cases} \overline{V}_s = R_s \overline{i}_s + \frac{d\overline{\phi}_s}{dt} \\ \overline{0} = R_r \overline{i}_r + \frac{d\overline{\phi}_r}{dt} - j\omega \overline{\phi}_r \\ C_e = p \overline{\phi}_s \wedge \overline{i}_s \end{cases} \quad (III.54)$$

Avec  $\forall \overline{x} = \overline{V}_s, \overline{i}_s, \overline{\phi}_s, \overline{\phi}_r$  ou  $\overline{x} = x_\alpha + jx_\beta$  et  $j = \sqrt{-1}$ .

On utilise les expressions vectorielles (III.22) de la machine dans le référentiel lié au stator, et à partir des expressions des flux, le courant rotor s'écrit:

$$\bar{i}_r = \frac{1}{\sigma} \left( \frac{\bar{\phi}_r}{L_r} - \frac{M}{L_r L_s} \bar{\phi}_s \right) \quad (\text{III.55})$$

Les équations deviennent:

$$\begin{cases} \bar{V}_s = R_s \bar{i}_s + \frac{d\bar{\phi}_s}{dt} \\ \frac{d\bar{\phi}_r}{dt} + \left( \frac{1}{\sigma T_r} - j\omega \right) \bar{\phi}_r = \frac{M}{L_s} \frac{1}{\sigma T_r} \bar{\phi}_s \end{cases} \quad (\text{III.56})$$

Ces relations montrent qu'il est possible de contrôler le vecteur  $\bar{\phi}_s$  à partir du vecteur  $\bar{V}_s$  à la chute de tension  $R_s \bar{i}_s$  près. Le flux  $\bar{\phi}_r$  suit les variations de  $\bar{\phi}_s$  avec une constante de temps  $\sigma T_r$ , le rotor agit comme un « filtre de constante de temps  $\sigma T_r$  » entre les flux  $\bar{\phi}_s$  et  $\bar{\phi}_r$ .

En posant  $\lambda = (\hat{\phi}_r, \hat{\phi}_s)$ , le couple s'exprime par :

$$C_e = p \frac{L_m}{\sigma L_r L_s} \phi_s \phi_r \sin \lambda \quad (\text{III.57})$$

Le couple dépend de l'amplitude des deux vecteurs  $\bar{\phi}_s$ ,  $\bar{\phi}_r$  et de leur position relative.

Si l'on parvient à contrôler parfaitement le flux  $\bar{\phi}_s$  (à partir de  $\bar{V}_s$ ) en module et en position, on peut donc contrôler l'amplitude et la position relative de  $\bar{\phi}_r$  et donc le couple. Ceci n'est bien sûr possible que si la période de commande  $T_e$  de la tension  $\bar{V}_s$  est telle que  $T_e \ll \sigma T_r$ .

### III.2.3. Stratégies de contrôle

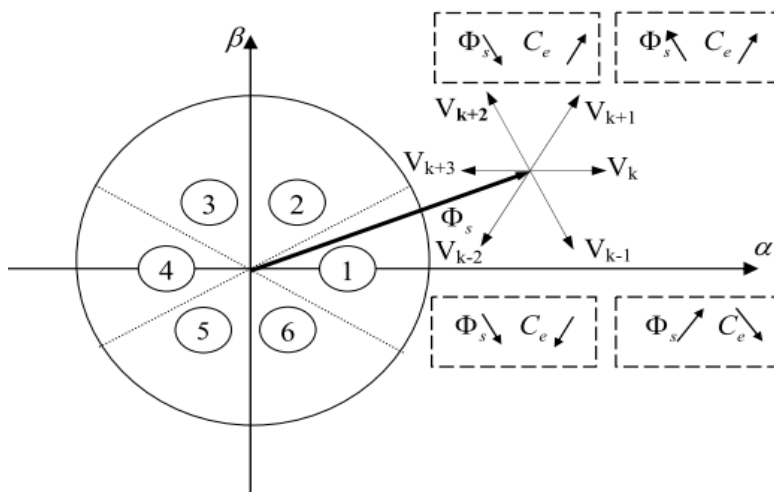
L'objet du contrôle du flux étant de garder le module de ce dernier constant, la meilleure façon de le faire sera de piéger sa trajectoire de référence de telle sorte qu'elle reste dans les limites des deux cercles concentriques de rayon très proches. La largeur  $\Delta\phi_s$  de cet anneau circulaire dépend de la fréquence de commutation des interrupteurs de l'onduleur.

Le choix  $V_s$  de ne porte pas uniquement sur l'erreur du module mais sur le sens de rotation de  $\phi_s$  et le secteur dans le quel se trouve le vecteur flux. A cet effet, le plan complexe  $(\alpha, \beta)$  fixe au stator est subdivisé en six secteurs voir

Lorsque le flux  $\phi_s$  se trouve dans la section  $k$ , le contrôle du flux et du couple peut être assuré en sélectionnant l'un des huit vecteurs tensions voir tableau (III.1) [25].

$C_e \uparrow \phi_s \uparrow$	$C_e \uparrow \phi_s \downarrow$	$C_e \downarrow \phi_s \uparrow$	$C_e \downarrow \phi_s \downarrow$
$V_{k+1}$	$V_{k+2}$	$V_{k-1}$	$V_{k-2}$

**Tableau(III.1)** : Table générale de vérité pour un vecteur flux statorique situé dans un secteur



**Fig. III.9.** Choix du vecteur tension

Si  $\bar{V}_0$  et  $\bar{V}_7$  sont sélectionnées, la rotation du flux  $\phi_s$ , est arrêtée, d'où une décroissance du couple alors que le flux  $\phi_s$  reste inchangé [29].

Les calculs des estimateurs du flux statorique et du couple sont effectués dans le repère  $(\alpha, \beta)$  auquel on se ramène en appliquant la transformée de Concordia aux valeurs instantanées des courants  $(i_{sa}, i_{sb}, i_{sc})$  et des tensions statoriques (dédites de  $U_0$ ).

$$i_{s\beta} = \frac{1}{\sqrt{2}}(i_{sb} - i_{sc}) \tag{III.58}$$

$$i_{sa} = \sqrt{\frac{3}{2}} i_{sa} \quad (\text{III.59})$$

$$V_{sa} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot U_0 \cdot \left( S_a - \frac{1}{2}(S_b + S_c) \right) \quad (\text{III.60})$$

$$V_{s\beta} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot U_0 \cdot (S_b - S_c) \quad (\text{III.61})$$

D'où les estimateurs du flux statorique et du couple sont définis respectivement par :

$$\hat{\phi}_{s(\alpha,\beta)} = \int_0^1 (V_{s(\alpha,\beta)} - R_s i_{s(\alpha,\beta)}) dt \quad (\text{III.62})$$

$$\hat{C}_e = p(\phi_{sa} i_{s\beta} - \phi_{s\beta} i_{sa}) \quad (\text{III.63})$$

Le choix des commutations imposées à l'onduleur dépend de la position angulaire du flux et des valeurs du flux et du couple par rapport à leurs consignes respectives.

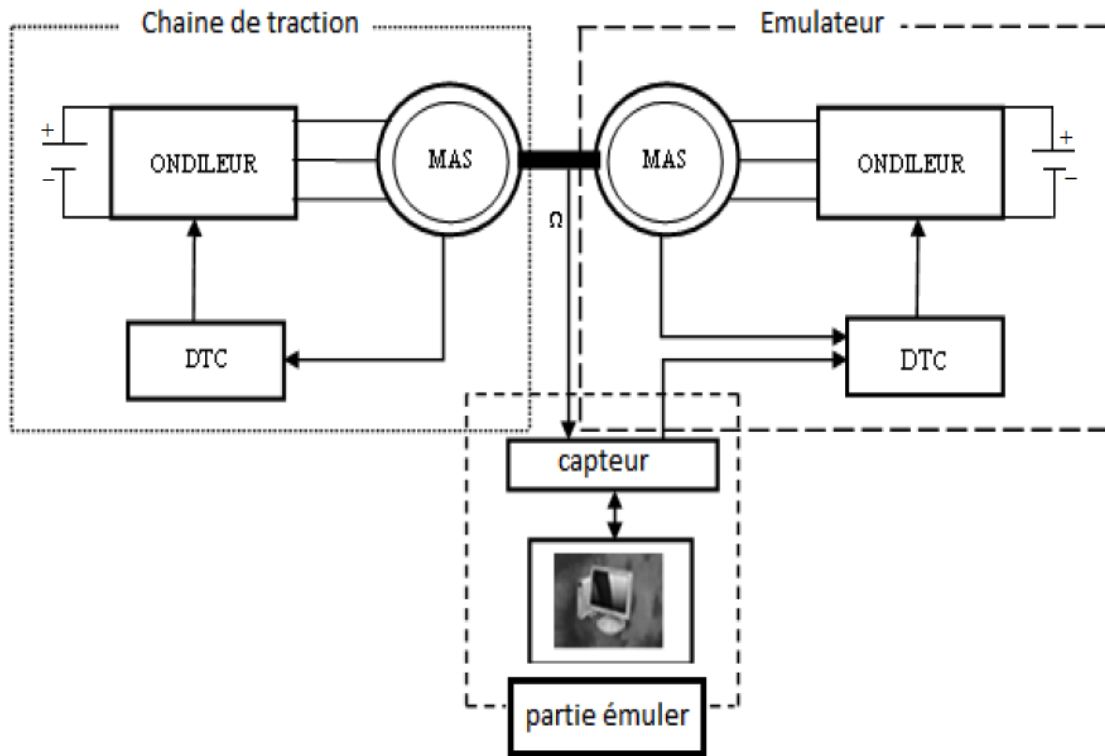
Plusieurs tables peuvent être choisies selon le type de contrôleur du couple et des performances dynamique visées en termes de poursuite des références du flux et du couple et des ondulations sur le courant .Dans notre cas, la table de stratégies de commutation est illustrée dans le tableau(III.2)[28].

<b>couple</b>	<b>flux</b>	<b>N=1</b>	<b>N=2</b>	<b>N=3</b>	<b>N=4</b>	<b>N=5</b>	<b>N=6</b>
$\Delta C_e = 1$	$\Delta \phi_e = 1$	$V_2$	$V_3$	$V_4$	$V_5$	$V_6$	$V_1$
	$\Delta \phi_e = 0$	$V_3$	$V_4$	$V_5$	$V_6$	$V_1$	$V_2$
$\Delta C_e = 0$	$\Delta \phi_e = 1$	$V_7$	$V_0$	$V_7$	$V_0$	$V_7$	$V_0$
	$\Delta \phi_e = 0$	$V_7$	$V_0$	$V_7$	$V_0$	$V_7$	$V_0$

**Tableau (III.2):** Table de commutation DTC

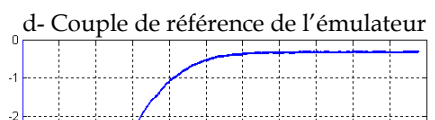
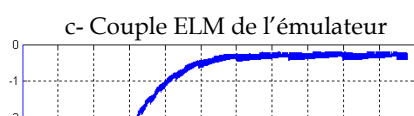
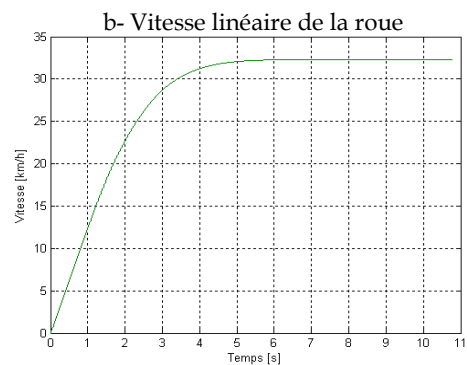
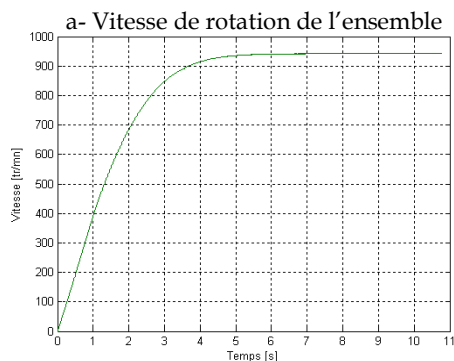
**III.3.PRINCIPE DE COMMANDE DE L'ENSEMBLE ACTIONNEUR -EMULATEUR**

Une commande type DTC est employée pour la commande de la machine. Donc l'émulateur (MAS) contrôlée de manière à lui opposée pour chaque vitesse d'entraînement un couple de caractéristique de charge d'une roue de véhicule électrique.



**Fig. III.10.** Schéma de l'association MAS-Onduleur de tension pour l'émulation

**I.5.RESULTATS DE SIMULATION**



**Fig. III.11.** Résultats de simulation

## CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons étudié l'émulateur à base d'association machine asynchrone à cage avec un onduleur de tension, contrôlée en couple par la technique de commande direct du couple (DTC).

Nous avons étudié le fonctionnement de l'émulateur par une autre association à savoir MAS-Onduleur de tension.



*CONCLUSION*  
*GENERALE*

## **CONCLUSION GENERALE**

Notre travail est une contribution à l'émulation et l'optimisation des performances d'une chaîne de traction électrique. L'étude a été focalisée sur un banc de traction électrique à deux roues motrices indépendantes en avant.

Nous avons illustré ce principe par la réalisation à base des simulations d'un émulateur de conditions de charge pour une chaîne de traction du véhicule électrique. Cet émulateur permet de simuler les contraintes sur les actionneurs de roue en tenant compte de la nature du contact roue-sol.

Le travail entrepris a commencé par la modélisation dynamique de la partie mécanique du système de traction d'un véhicule électrique, cette modélisation repose sur une description simplifiée des forces créées à l'interface du pneu et de la chaussée prenant en compte la nature du contact roue-sol, ainsi que sur la description mécanique du comportement global du véhicule. Pour construire ce modèle dans le cadre de la simulation type HIL, nous avons étudié par simulation l'émulateur à base de l'association machine – convertisseur. Deux systèmes d'association était l'objet d'étude à savoir un système à courant continu (machine à courant continu - hacheur quatre quadrants), et un système à courant alternatif (machine asynchrone à cage – onduleur de tension triphasé).

Des résultats de simulation ont été présentés pour illustrer la fonctionnalité de l'émulateur.

# *ANNEXES*

## Annexe A

### A.1. Caractéristiques des machines

#### A.1.1. Machine à induction (MAS)

##### ➤ Paramètres électriques

Résistance statorique	1.2Ω
Résistance rotorique	1.8Ω
Inductance statorique	0.1564 H
Inductance rotorique	0.1564 H
Inductance mutuelle	0.15H
Puissance nominale	4 kW
Tension nominale	220V / 380V
Courant nominal	8.6 A/ 15A

##### ➤ Paramètres mécaniques

Moment d'inertie	0.024 kg.m <sup>3</sup>
Coefficient de frottement	0.00 SI
Vitesse nominale	1440 tr /min

##### ➤ Paramètres électromagnétiques

Couple nominal	25 N.m
Nombre de paire de pôles	p = 2

#### A.1.2. Machine à courant continu (MCC)

Puissance nominale	0.93K w
Vitesse nominale	1500tr/min
Tension nominale	220 V
Tension d'excitation	190 V
Courant nominale	6.5 A

## Annexe B

### B.1. Paramètres du véhicule électrique

Masse du véhicule	200 Kg
Masse d'un quart du véhicule	50 Kg
Distance arrière	1 m

Distance avant	0.5 m
L'empattement du véhicule	1.5 m
Rayon de la roue	0.23 m
Rapport de réduction	20
Moment d'inertie du moteur	0.03 kg.m <sup>2</sup>
Coefficient de frottement visqueux de l'axe de la roue	0.01 kg.m <sup>2</sup>
Coefficient de roulement	0.015
Accélération de gravitation	9.81 m/s <sup>2</sup>

# *REFERENCES*

---

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] : Iqbal Husain, « **Electric and Hibrid Vehicles : design fundamentals** », CRC press LLC, 2003.
- [2] : J.Y. Wong. « **Theory of Ground Vehicles** ». 3rd Edition. J. Wiley Interscience. 2001.
- [3] : Philippe Chapoulie, « **Modélisation systémique pour la conception de véhicules électriques multi-sources** », PhD thesis, p42, 1999.
- [4] : BOSCH, « **Automotive Handbook 6<sup>th</sup> Edition** », Bentley Publishers, October 2004.
- [5] : H.B Pacejka, « **The tyre as a vehicle Component** », Proceedings og XXVI FISITA Congres, Prague, 1996.
- [6] : H. Olsson, K. J. Aström, C. Canudas-De-Wit, M. Gäfvert and P. Lischinsky, « **Friction Models and Friction Compensation** ». European Journal of Control, Vol. 4, pp. 176-195, 1998.
- [7] : B. Zami, « **Contribution à l'identification de la liaison Véhicule-Sol d'un véhicule automobile Estimation des paramètres de modèles de pneumatiques** ». PhD thesis, Université de Haute-Alsace, 2005.
- [8] : A. Porcel, « **Contribution à la commande multivariable des systèmes complexes rapides, instables ou pseudostables. Application au contrôle de stabilité de véhicules par approche, 12 forces** ». PhD thesis, Université de Haute-Alsace, 2003.
- [9] : M. Sorine et J. Szymanski, « **A new all-Vehicle-Speed Dynamic Tire Model** », Proceedings of IFAC Symposium on Control in Transportation Systems , 2000.
- [10] : J. Szymanski, « **Modèle réduit du contact pneu-sol et application à l'automobile** », Techn. Rep., Renault, 1999.
- [11] : C. Canudas-De-Wit, P. Tsiotras, E. Velenis, M. Basset and G. Gissinger, « **Dynamic Friction Models for Road/Tire Longitudinal Interaction** ». Vehicle System Dynamics, Vol. 39, N° 3, pp. 189-226, 2003.
- [12] : El Hadri A. « **Modélisation de véhicules, observation d'état et estimation des forces pneumatiques: Application au contrôle longitudinal** », Thèse de doctorat, Université de Versailles Saint-Quentin en Yvelines, 2001.
- [13] : Gissinger G et Le Fort-Piat N. « **Contrôle-commande de la voiture, édition Hermes** », ISBN: 27462-0511-4, 255 p, 2002.
- [14] : Wong J. « **Theory of ground vehicles** », Wiley and Sons Inc. New York, 1993.
- [15] : Dixon J.C. « **Tires, suspension and handling** », 2nd ed. S.A.E. Inc. Warrendale, Pa, 1996.

- 
- [16] : Velenis E., Tsiotras P., Canudas-de-Wit C, « **Vehicle System Dynamics** », Extension of the LuGre dynamic tire friction model to 2D motion, 2005.
- [17] : Ramirez Mendoza R.A, « **Sur la modélisation et la commande des véhicules automobiles** », Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1997.
- [18] : Site : [http:// louispayen.apinc.org/](http://louispayen.apinc.org/).
- [19] : Nabil. Lourci, « **Contribution à l'étude et à la commande d'un onduleur triphasé à cinq niveaux à diodes flottantes. Application à la conduite d'une machine asynchrone triphasée** », Thèse de magister, ENP, Alger2000.
- [20] : Jean-Noël VERHILLE, «**représentation énergétique macroscopique du métro val 206 et structures de commande déduites par inversion**», Thèse de doctorat, ENSAM, CER de Lille, le 4 juillet 2007.
- [21] : H.Tamrabet, « **Robustesse d'un contrôle vectoriel de structure minimale d'une machine asynchrone** », Thèse de magister en électrotechnique, Batna. Mai 2006.
- [22] : L.Baghli, « **Modélisation et commande de la machine asynchrone**», Coures de commande IUFM de lorraine UHP, 2003/2004.
- [23] : L.Edouard, «**Méthodologie multi modèles pour l'identification et la commande de machine asynchrone** », Thèse de doctorat Ecole normale. Supérieur de Cachan. 2000.
- [24] : Y.Daili, «**Contrôle de la fréquence de commutation des hystérésis utilisés dans les commandes d'une machine asynchrone** », Thèse de magister en électrotechnique, Batna. Novembre 2007.
- [25] : C.D.A.Martins, «**Contrôle Direct du Couple d'une Machine Asynchrone Alimentée par Convertisseur Multi-niveaux à Fréquence Imposée**», Thèse de doctorat, INP Toulouse.2000.
- [26] : B.Mokhtari, «**Implantation de la DTFC par des technique de l'intelligence artificielle Neuron-Flou ; Application à la MAS alimentée par des onduleurs de tension à deux et à trois niveaux**», Thèse de magister, Batna. Novembre 2004.
- [27] : M.Hadef , «**Contrôle direct du couple des machines asynchrone avec et sans capteurs mécaniques**», Thèse de magistère, Bejaia. Novembre 2002.
- [28] : I. Takahashi and Y. Ohmori, «**High-Performance Direct Torque Control of an Induction Motor**», IEEE Transactions on Industrial Applications, Vol. 25, No. 2, pp. 257 - 264, March – April 1989.
- [29] : C. Canudas de Wit, «**Modélisation Contrôle Vectoriel et DTC : Commande des Machines Asynchrones** », Editions Hermes Science, Vol. 1, 2000. Editions Technique et Documentation, Vol. 2, Paris, 1998.

- [30] : C. Chaigne, E. Etien, S. Cauët et L. Rambault, « **Commande Vectorielle sans Capteur des Machines Asynchrones**», Editions Hermes, France Publications, 2005.
- [31] : P. Tiitinen, «**The next Generation Motor Control Method, DTC Direct Torque Control**», In Proceedings of Industrial Power Electronics Conference, drives and Energy system for Industrial Growth, New Delhi, India, pp. 37 - 43, 1996.
- [32] : J. Bonal et G. Segquier, « **Entraînement Electrique à Vitesse Variable, Rappels d'Electronique de Puissance et d'Automatisme les Variateurs Electroniques de Vitesse**, », Editions Technique et Documentation, Vol. 2, Paris, 1998.
- [33] : M. Ehsani, Y. Gao, S. E. Gay et A. Amadi. «**Modern electric, hibrid electric, and fuel cell vehicles : fundamentals, thyeoriy, and design**» . CRC press LLC, 2005.

MEMOIRE DE FIN D'ETUDES EN VUE DE L'OBTENTION DU DIPLOME  
D'INGENIEUR D'ETAT EN GENIE ELECTROTECHNIQUE

**OPTION : COMMANDE ELECTRIQUE**

**Proposé et dirigé par :**

**M. T.ROUBACHE**

**Présenté par :**

- AOUADJA Ramzi

- DOUADI Ilyas

- MAHDI Younes

**Thème :**

**Emulateur Programmable De Conditions De Charge D'un Véhicule  
Electrique**

**Résumé :**

Dans ce travail nous avons étudié un banc de test d'actionneurs de traction de véhicules électriques à base d'un dispositif émulateur de caractéristiques de charge de roues. Ce dispositif est constitué d'une machine électrique accouplée à l'actionneur de roue à tester et contrôlée de manière à lui opposer pour chaque vitesse d'entraînement, un couple de charge typique d'une roue roulant sur un terrain aux caractéristiques déterminées et programmables par software.

Deux types de contrôle ont été utilisés, le premier système est la machine à courant continu à excitation séparée contrôlée en courant par un hacheur quatre quadrants, et le deuxième système par une machine asynchrone à cage contrôlée en couple par la technique de commande direct de couple (DTC).

**Mots Clés :** Emulateur, roue motrice, modèle dynamique, véhicule électrique (VE), control direct du couple.