

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

AMÉLIORATION DU COMPORTEMENT RÉACTIF D'UNE
MACHINE ASYNCHRONE À ROTOR BOBINÉ SANS
AUCUN APPORT EXTERNE D'ÉNERGIE

ABDERRAZAK BENZINE
DÉPARTEMENT DE GÉNIE ÉLECTRIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE ÉLECTRIQUE)
AVRIL 2005



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 0-494-01281-1

Our file Notre référence

ISBN: 0-494-01281-1

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

AMÉLIORATION DU COMPORTEMENT RÉACTIF D'UNE
MACHINE ASYNCHRONE À ROTOR BOBINÉ SANS
AUCUN APPORT EXTERNE D'ÉNERGIE

Présenté par: Abderrazak Benzine

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. Guy OLIVIER, Ph.D, président rapporteur

M. Gilles ROY, M.Sc.A, membre et directeur de recherche

M. Georges-Émile APRIL, M.Sc.A, membre et codirecteur de recherche

M. Pierre Jean LAGACÉ, Ph.D, membre

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

AMÉLIORATION DE COMPORTMENT RÉACTIVE
D'UNE MACHINE ASYNCHRONE À ROTOR BOBINÉ
SANS AUCUN APPORT EXTERNE D'ÉNERGIE

ABDERRAZAK BENZINE
DÉPARTEMENT DE GÉNIE ÉLECTRIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE ÉLECTRIQUE)
AVRIL 2005

À la mémoire de ma mère.

À mon père, pour qui mon absence a été très difficile à supporter.

À ma femme qui m'a beaucoup encouragé.

À ma fille Isra.

À mes amis.

Et à tous ceux qui oeuvrent pour la paix et l'égalité dans ce monde.

Remerciements

Le présent travail a été réalisé dans les laboratoires de Génie Électrique de l'École Polytechnique de Montréal. Je remercie M. Pierre Savard de m'avoir accepté au sein du département de génie électrique.

Je tiens également à sincèrement remercier mon directeur de recherche, M. Gilles Roy, et mon codirecteur, M. Georges-Émile April, qui n'ont jamais ménagé de leur temps ou de leur humour pour résoudre les problèmes rencontrés lors de ce travail. Je les remercie également pour l'intérêt qu'ils m'ont témoigné en me confiant ce projet et pour leur collaboration pour la réalisation de ce travail.

Je remercie également les professeurs de la section Énergie électrique pour leur bon humour et la bonne ambiance qui règne entre eux et spécialement M. Guy Olivier.

Je ne pourrai me permettre d'oublier les techniciens du Laboratoire d'Électrotechnique, pour tous les conseils et le temps qu'ils m'ont consacrés, spécialement M. Marc Charbonneau.

Je remercie aussi mes amis et ma famille.

Résumé

Ce projet présente une nouvelle stratégie pour l'amélioration du facteur de puissance de la machine asynchrone (MAS) à rotor bobiné. Cette stratégie consiste dans le branchement d'une source de tension au rotor de cette machine afin d'améliorer son facteur de puissance, voir même de rendre son comportement purement résistif, tout en conservant la robustesse de la machine asynchrone à cage (absence de bagues).

Considérant la large utilisation des machines asynchrones, cette nouvelle stratégie qui peut être facilement intégrée sur le rotor et qui a l'avantage de compenser totalement la puissance réactive de la machine par une injection d'une petite puissance vis-à-vis de celle en jeu au niveau du stator, représente un nouvelle solution énergétique pour les consommateurs et pour les producteurs, et un nouvel axe de recherche pour les constructeurs des machines électriques.

Ce projet offre une étude détaillé sur :

- l'excitation de la MAS par le rotor et l'effets de cette excitation sur le comportement réactif du machine en conséquence; la possibilité de régler la puissance réactive à travers les grandeurs rotoriques seulement pour un certain défi;
- la modélisation complète d'une machine asynchrone à rotor bobiné, avec tous les essais expérimentaux d'identification des paramètres; la validation du modèle est faite par simulation sous Matlab/Simulink;
- les nouvelles stratégies qui offrent une flexibilité de réglage de la puissance réactive à travers les enroulements rotoriques; des résultats de simulation très intéressants ont été aussi obtenus sur certain type de réglage.

Abstract

This project presents a new strategy to improve power-factor of the induction machine. This strategy consists in the connection of a voltage source converter to the rotor of an induction machine with wound rotor to improve its power-factor and to even achieve a purely resistive operation, while keeping the robustness of the cage induction machine (absence of rings). Considering the broad use of induction machines, this strategy which can be easily integrated on the rotor and which has the advantage to completely compensate the machine reactive power by using a small power with respect to the power involved on the stator side, represents a new energy solution to consumers and producers and a new research orientation for the manufacturers of the electric machines.

This project offers a detailed study on:

- the excitation of the induction machine by the rotor side and its effects on its reactive behaviour, and the possibility of adjustment of the power through the rotor side greatness only;
- a complete modeling of a wound rotor induction machine with all experimental tests of identification of parameters. The validation of model is made by computer simulation;
- new strategies which offer a flexibility control of the induction machine reactive power through the rotor side. Encouraging results of simulation were also presented during this study.

Table des matières

Remerciements	vi
Résumé	vii
Abstract	viii
Table des matières	ix
Liste des tableaux	xii
Liste des figures	xiii
Liste des notations et des symboles	xv
Introduction	1
Chapitre 1 Etude bibliographique	4
1.1 Historique	4
1.2 Les différentes utilisations en cascade de la MAS à rotor bobiné	5
1.3 Flux de puissance dans une MAS à rotor bobiné	6
1.4 Régulation de la consommation de la puissance réactive des MAS : Faisabilité et stratégies de réglage	7
Chapitre 2 Principe théorique du réglage de la puissance réactive consommée par la MAS à rotor bobiné par le biais des enroulements rotoriques	12
2.1 Introduction	12
2.2 Schéma équivalent et équations de base de la MAS à rotor bobiné	13
2.3 Comportement énergétique de la MAS en fonction de tensions rotoriques imposées	17
2.3.1 Tensions rotoriques en phase avec les courants rotoriques	17
2.3.2 Tensions rotoriques en quadrature de phase avec les courants	19
2.4 Principe théorique de réglage de la puissance réactive en fonction des grandeurs rotoriques	22

Chapitre 3	Modélisation et détermination expérimentale des paramètres de la machine asynchrone à rotor bobiné.....	28
3.1	Introduction.....	28
3.2	Modèle analytique de la MAS à rotor bobiné	28
3.3	Détermination expérimentale des paramètres d'une MAS à rotor bobiné.....	39
3.3.1	Essais.....	39
3.3.2	Résultats des essais réalisés	43
3.3.2.1	Essai en courant continu.....	44
3.3.2.2	Essais en courant alternatif pour la détermination des inductances propres et mutuelles :.....	45
3.3.2.3	Essai à vide.....	45
3.3.2.4	Essai en transformateur (à rotor ouvert).....	46
3.3.2.5	Essai en court circuit (à rotor calé)	47
3.4	Modèle numérique de la MAS à rotor bobiné sous Matlab/Simulink	48
3.4.1	Présentation de l'environnement Matlab/Simulink.....	49
3.4.2	Modélisation sous Matlab/Simulink	49
3.4.3	Modèle numérique de la MAS à rotor bobiné.....	50
3.4.4	Validation du modèle de la MAS à rotor bobiné	53
3.4.4.1	Essai à vide et en charge	54
Chapitre 4	Nouvelles techniques de réglage de la puissance réactive dans la MAS, évaluation et perspectives	57
4.1	Introduction.....	57
4.2	Schéma structurel de base des nouvelles techniques	59
4.3	Principes de réglage de la puissance réactive de la MAS	60
4.3.1	Réglage basé sur l'amplitude de la tension rotorique	60
4.3.1.1	Loi de commande.....	64
4.3.1.2	Résultats de simulation	66
4.3.1.3	Analyse des résultats.....	69
4.3.2	Réglage découplé de la puissance réactive	70

4.3.2.1	Loi de commande	71
4.3.2.2	Résultats de simulation	72
4.4	Résultats expérimentaux.	75
4.5	Aspects futurs.....	79
4.6	Recommandations pour les futurs essais.....	80
	Conclusion.....	83
	Références	86
	Annexe A : la puissance réactive de la MAS en fonction des grandeurs rotoriques.....	88
	Annexe C : Essais standard de la machine asynchrone	92
	Annexe D : Modèle numérique d'une MAS à rotor bobiné 3HP	107

Liste des tableaux

Tableau 3-1- Plaque signalétique de la MAS à rotor bobiné utilisée.....	40
Tableau 3-2- Résistance propre de l'enroulement statorique par phase.	44
Tableau 3-3- Résistance propre de l'enroulement rotorique par phase.....	44
Tableau 3-4- Inductances propres et mutuelles de la MAS à rotor bobiné.....	45
Tableau 3-5- Rapport de transformation en tension et pertes fer.....	46
Tableau 3-6- Réactances cycliques statoriques et rotoriques.....	47
Tableau 3-7- Tableau récapitulatif des paramètres de la MAS à rotor bobiné 3 hp.	47
Tableau 4.1- Résultats de l'essai pratique de la compensation de la MAS à travers ses enroulements rotoriques.....	77

Liste des figures

Figure 1.1- Transit de la puissance active dans une MAS à rotor bobiné.....	6
Figure 1.2- Transit de la puissance réactive dans une MAS à rotor bobiné.....	7
Figure 2.1- Schéma équivalent par phase de la machine asynchrone à rotor bobiné.....	13
Figure 2.2- Schéma synthétique équivalent de la MAS à rotor bobiné.	15
Figure 2.3- Schéma du circuit équivalent de Thévenin de la MAS connectée de deux côtés.	16
Figure 2.4- Schéma équivalent de la MAS par phase ramené au stator.....	20
Figure 2.5- Circuit équivalent approximatif et relations entre les flux	23
Figure 3.1- Phases statoriques et rotoriques.....	29
Figure 3.2- Transformation des enroulements réels en enroulements équivalents.	33
Figure 3.3- Schéma équivalent de l'essai à vide de la MAS à rotor bobiné	40
Figure 3.4- Schéma équivalent de l'essai en transformateur de la MAS à rotor bobiné..	41
Figure 3.5- Schéma équivalent de l'essai en court-circuit de la MAS à rotor bobiné	42
Figure 3.6- Mesure de la résistance par la méthode voltampère.....	43
Figure 3.7- Détermination des pertes rotationnelles.	46
Figure 3.8- Diagramme de déroulement de la simulation numérique d'une MAS.....	50
Figure 3.9- Schéma bloc de la relation courants/tensions.....	51
Figure 3.10- Schéma bloc du couple électromagnétique	51
Figure 3.11- Schéma bloc de l'équation mécanique	52
Figure 3.12- Transformation de Park appliquée aux grandeurs rotoriques.....	53
Figure 3.13- Transformation inverse de Park appliquée aux grandeurs rotoriques	53
Figure 3.14- Couple et vitesse angulaire mécanique	54
Figure 3.15- Courants statoriques en charge nominale.....	55
Figure 3.16- Courants rotoriques en charge nominale	55
Figure 3.17- Démarrage avec résistances rotoriques	56
Figure 4.1- Puissance réactive absorbée par une MAS de 3Hp à vide et en charge	58

Figure 4.2- Schéma de base de la nouvelle technique de réglage de la consommation de la puissance réactive dans une MAS.....	59
Figure 4.3- Nouvelle configuration de la MAS.	61
Figure 4.4- Circuit équivalent en régime permanent de la nouvelle configuration de la MAS, ramené au stator.....	62
Figure 4.5- Circuit simplifié équivalent de la MAS.....	63
Figure 4.6- Schéma structurel de la nouvelle technique de réglage de la puissance réactive.	65
Figure 4.7- Variation de la puissance réactive absorbée par la MAS suite à l'application d'une tension V_r en rampe de pente 0.75 (V/s) à partir de $t=2s$	67
Figure 4.8- Module de la tension V_r appliquée au rotor.....	68
Figure 4.9- Variation de la puissance réactive absorbée par la MAS suite à des échelons de V_r	68
Figure 4.10- Module de la tension V_r appliquée au rotor.....	69
Figure 4.11- Schéma structurel de la commande découplée de la puissance réactive.....	72
Figure 4.12- Variation de puissance réactive suite à une rampe de tension $V_r d$	73
Figure 4.13- Variation de courant efficace absorbé par le stator de la MAS.....	74
Figure 4.14- Phase entre la tension et le courant statorique pour les trois comportements de la MAS (inductif, résistif et capacitif).....	74
Figure 4.15- Puissance réactive d'une MAS suite à l'application d'une tension.....	75
Figure 4.16- Schéma du montage de l'essai expérimental.....	76
Figure 4.17- Variation de la puissance réactive absorbée par le stator en fonction de la puissance réactive injectée au rotor.....	78
Figure 4.18- Variation de la vitesse mécanique suite à une variation de la tension V_{rq} ..	80
Figure 4.19- Variation de la fréquence des courants rotoriques en fonction de la tension V_{rq}	80
Figure 4.20- Proposition d'un schéma complet pour des futurs essais expérimentaux ..	82

Liste des notations et des symboles

f_s	: Fréquence des grandeurs statorique en Hertz (Hz)
f_r	: Fréquence des grandeurs rotoriques en (Hz)
w_s	: Pulsation des grandeurs statoriques en radian par seconde (rd/s)
w_r	: Pulsation des grandeurs rotoriques en (rd/s)
s	: Glissement
N_s	: Nombre de spires statoriques.
N_r	: Nombre de spires rotoriques.
m	: Rapport de transformation en tension à rotor calé.
R_s	: Résistance statorique par phase en Ohm (Ω).
L_s	: Inductance cyclique statorique par phase en Henry (H).
l_s	: Inductance propre statorique par phase (H).
R_r	: Résistance rotorique par phase (Ω).
R'_r	: Résistance rotorique par phase ramené au stator (Ω).
L_r	: Inductance cyclique rotorique par phase (H).
L'_r	: Inductance cyclique rotorique par phase ramené au stator (H).
l_r	: Inductance propre rotorique par phase (H).
R_M	: Résistance de branche magnétisante par phase (Ω).
L_M	: Inductance de la branche magnétisante par phase (H).
X_s	: Réactance statorique par phase (Ω).
X_r	: Réactance par phase rotorique (Ω).
X'_r	: Réactance rotorique par phase ramené au stator (Ω).
X_M	: Réactance de la branche magnétisante (Ω).
l_{ss}	: Inductance mutuelle stator /stator par phase (H).
l_{rr}	: Inductance mutuelle rotor /rotor par phase (H).
l_{sr}, l_{rs}	: Inductance mutuelle maximal stator /rotor (H).
$[L_s]$	: Matrice des inductances statoriques.
$[L_r]$	: Matrice des inductances rotoriques.

$[Lsr]$	: Matrices des inductances mutuelles entre le stator et le rotor.
V_s	: Tension simple appliquée à un enroulement statorique en Volts (V).
V_r	: Tension simple appliquée à un enroulement rotorique (V).
E_s	: Force électromotrice développée par un enroulement statorique (V).
E_r	: Force électromotrice développée par un enroulement rotorique (V).
I_s	: Courant dans l'enroulement statorique en Ampère (A).
I_r	: Courant dans l'enroulement rotorique (A).
θ_s	: Angle entre E_s et I_s (rad).
θ_r	: Angle entre E_r et I_r (rad).
$(V_{sa} \ V_{sb} \ V_{sc})$	: Tensions appliquées aux enroulements statoriques (V).
$(V_{ra} \ V_{rb} \ V_{rc})$	: Tensions appliquées aux enroulements rotoriques (V).
$[v_s a, b, c] = [v_{sa} \ v_{sb} \ v_{sc}]^T$	: Vecteur des tensions statoriques dans le référentiel (a, b, c).
$[i_s a, b, c] = [i_{sa} \ i_{sb} \ i_{sc}]^T$	: Vecteur des courants statoriques dans le référentiel (a, b, c).
$[\psi_s a, b, c] = [\psi_{sa} \ \psi_{sb} \ \psi_{sc}]^T$	: Vecteurs des flux statoriques dans le référentiel (a, b, c).
P_{rot}	: Pertes rotationnelles en Watts (W).
P_{fer}	: Pertes fer en Watts (W).
S_I	: Puissance apparente absorbée par le stator en Volts Ampère (VA).
P_{em}	: Puissance active transmise à travers l'entrefer (W).
P_r	: Puissance active transmise au rotor de la machine (W).
Q_s	: Puissance réactive absorbée par le stator en volt ampère réactif (Var).
Q_r	: Puissance réactive échangée entre le rotor et le stator (Var).
Q_3	: Puissance réactive échangée entre le rotor et la source externe (Var).
Q'_3	: Puissance réactive échangée entre le rotor et la source externe, ramenée au stator (Var).
$v_{sd} \ v_{sq} \ v_{so}$	: Composantes de la tension statorique dans le référentiel (dqo).
$v_{rd} \ v_{rq} \ v_{ro}$	: Composantes de la tension rotorique dans le référentiel (dqo).
$i_{sd} \ i_{sq} \ i_{so}$	: Composantes du courant statorique dans le référentiel (dqo).

i_{rd}, i_{rq}, i_{ro}	: Composantes du courant rotorique dans le référentiel (dqo).
$\psi_{ds}, \psi_{qs}, \psi_{os}$	: Composantes du flux statorique dans le référentiel (dqo).
$\psi_{dr}, \psi_{qr}, \psi_{or}$	: Composantes du flux rotorique dans le référentiel (dqo).
ψ_{dm}, ψ_{qm}	: Composantes du flux magnétisant dans le référentiel (dqo)
Tr	: Constante du temps rotorique
σ	: Coefficient de dispersion
p	: Nombre de paires de pôles.
Cem	: Couple électromagnétique en Newton mètres (Nm).
Cr	: Couple de charge (N.m).
J	: Moment d'inertie (kg m ²).
f	: Coefficient de frottement (N.m.s)
Ω_m	: Vitesse angulaire mécanique (rd/s)

Introduction

Parmi les machines électriques, la machine asynchrone a toujours suscité l'intérêt des industriels, par l'absence de contacts tournants, sa robustesse, sa structure, sa puissance massique importante, son fonctionnement dans les environnements hostiles et des faibles coûts de maintenance qu'elle nécessite. Les récents progrès technologiques dans le domaine de l'électronique de puissance, l'apparition de diverses structures de convertisseurs statiques, ainsi que le développement des microprocesseurs ont abouti à des structures de commande évoluées, qui confèrent à cette machine une forte amélioration pour aller rivaliser avec la machine à courant continu du point de vue performances.

Par contre la machine asynchrone à rotor court-circuité a un rendement et un facteur de puissance généralement moindres, à puissance équivalente, qu'une machine synchrone. Parmi ces inconvénients, on peut mentionner le manque de flexibilité dans le choix du facteur de puissance lors du fonctionnement face à la machine synchrone.

La machine à induction à rotor bobiné est également une machine asynchrone, dont l'accessibilité au rotor permet de changer les caractéristiques paramétriques, pour principalement faire varier la vitesse, augmenter le couple de démarrage, améliorer le rendement à glissement élevé (montage Scherbius) et travailler à fréquence fixe et vitesse variable (générateur éoliens) [1][2]. Toutefois ces montages n'offrent généralement pas une solution économique avantageuse face à la machine à cage d'écureuil.

En conservant le concept de la MAS à rotor bobiné mais sans bagues, l'implantation d'une source de tension autonome synchrone aux bornes des enroulements rotoriques pourrait améliorer le facteur de puissance et pourquoi pas le rendre unitaire, et par conséquence diminuer les pertes Joule dans les enroulements statoriques et améliorer ainsi le rendement.

Le but de ce projet est d'étudier, sur une MAS à rotor bobiné, l'influence d'une source de tension imposée au rotor sur l'évolution de la puissance réactive mise en jeu aux bornes du stator. Cette source de tension serait éventuellement obtenue par conditionnement électronique approprié au niveau même du rotor, et sans aucun apport extérieur d'énergie.

Le mémoire comporte essentiellement quatre chapitres.

Le premier chapitre est consacré à une étude bibliographique, qui parle de l'histoire de l'utilisation de la machine à rotor bobiné, des différents montages et de leur utilité et de leur évolution dans le temps; à la fin de ce chapitre sont mentionnés les différents principes de réglage de la consommation de puissance réactive de la MAS à rotor bobiné branchée en cascade.

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude, sur un schéma équivalent, du comportement de la MAS à rotor bobiné branchée au réseau coté stator et excitée coté rotor par une source de tension synchrone avec les courants rotoriques. Une étude complète et détaillée sur le principe et la méthode de réglage de l'écoulement de la puissance réactive sera exposée, ainsi que l'influence de ce réglage sur les autres grandeurs.

Le troisième chapitre présente d'abord une étude complète sur la modélisation mathématique de la MAS à rotor bobiné, puis une description des essais qui ont été effectués sur une MAS à rotor bobiné de puissance 3 hp, afin de déterminer tous les paramètres du modèle mathématique servant à réaliser un modèle numérique complet sous Matlab/Simulink. Des résultats de simulation du fonctionnement de la MAS à rotor bobiné à vide et en charge, sont présentés à la fin de ce chapitre afin de valider le modèle.

Enfin dans le chapitre quatre les résultats de simulation numériques du réglage de la puissance réactive d'une MAS de puissance 3 hp, selon deux principes différents, sont exposés et discutés. Enfin on expose par la suite un essai expérimental visant à valider ces résultats de simulation sera présenté.

Vous découvrirez également dans ce chapitre des propositions de schémas complets de réglage de la puissance réactive dans la MAS, ainsi qu'une étude sur les futurs travaux et perspectives de la MAS. On discutera enfin des recommandations afin de bâtir un laboratoire de recherche pour réaliser certaines études.

Chapitre 1 Etude bibliographique

1.1 Historique

L'utilisation de la MAS à rotor bobiné en cascade remonte à la fin du 19^{ème} siècle et au début du 20^{ème} siècle. La première utilisation a été réalisée par Lydall et les frères Siemens, qui ont fait un montage avec une MAS à rotor bobiné avec d'autres machines montées en cascade avec le rotor. Malheureusement ce montage n'a pas reçu leurs noms. Par la suite, grâce aux études et essais réalisés par Kraemer et Scherbius entre 1907 et 1913 sur la même structure de montage, l'utilisation de la MAS à rotor bobiné en cascade est devenue très connue et le montage a pris les noms de Kraemer et Scherbius. Les deux montages sont basés sur le recouvrement de l'énergie de glissement. Le montage proposé par Kraemer transforme l'énergie récupérée en énergie mécanique en utilisant une autre machine, celui de Scherbius renvoie l'énergie récupérée vers le réseau en utilisant une machine auxiliaire.

Après la seconde guerre mondiale, plusieurs analyses exhaustives sur l'utilisation de la MAS à rotor bobiné en cascade ont été faites. En outre l'évolution importante et accrue dans la théorie et la technologie pendant les dernières décennies, marquée par d'importants développements dans l'électronique de puissance, l'électronique numérique et les théories de commande a permis à la MAS en générale et à celle à rotor bobiné en particulière de s'imposer dans les applications industrielles les plus diverses d'entraînements des machines et de génération d'énergie.

1.2 Les différentes utilisations en cascade de la MAS à rotor bobiné

L'application la plus connue de la MAS à rotor bobiné est l'utilisation de cette machine avec des résistances rotoriques comme entraînement à vitesse variable, avec un réglage mécanique sur les résistances. Ensuite et comme première évolution, un convertisseur statique a été introduit afin de faire varier une résistance branchée au rotor à travers un pont de diodes. La fermeture et l'ouverture d'un triac permettent de varier la valeur de la résistance et par conséquent de faire varier la vitesse de la machine.

Afin d'augmenter le rendement des montages précédents et de réduire l'énergie dissipée, les résistances et le triac ont été remplacés par un onduleur à thyristors qui transmet l'énergie de glissement au réseau comme dans le montage Scherbius; ce montage est connu sous le nom de dispositif statique de Scherbius "Static Scherbius Drive". L'avantage de ce montage est la puissance réduite que nécessite le convertisseur, car ce dernier ne transmet que la puissance de glissement, résultant du réglage de vitesse. Néanmoins, il présente des limites, notamment son fonctionnement dans deux quadrants seulement, ainsi que son faible facteur de puissance, car les thyristors connectés directement au réseau consomment de la puissance réactive.

Le pont de diodes qui forme l'étage du convertisseur branché directement aux enroulements rotoriques ne permet le transfert de puissance que dans un seul sens; par conséquent la MAS ne peut fonctionner qu'en moteur avec une vitesse sous synchrone, ou en générateur avec une vitesse supérieure à la vitesse de synchronisme.

Afin d'améliorer le facteur de puissance, une machine synchrone est ajoutée dans le montage de Scherbius. Dans ce cas, le convertisseur à thyristors n'est plus connecté directement au réseau, et ainsi il ne consomme plus de la puissance réactive du réseau. L'énergie de glissement est convertie en énergie mécanique qui vient augmenter la puissance mécanique de la MAS à rotor bobiné, et le montage est appelé dispositif statique de Kraemer "Static Kraemer Drive".

Pour que le convertisseur branché au rotor puisse fonctionner dans les quatre quadrants, c'est-à-dire que la puissance de glissement puisse circuler dans les deux sens à travers les enroulements rotoriques, on doit remplacer le pont de diodes par un convertisseur à thyristors. Or pour un point d'opération proche de la vitesse de synchronisme, la commutation d'un convertisseur à thyristors branché au rotor est difficile à cause de la faible tension rotorique.

Pour counterminer ce problème, le convertisseur à thyristors peut être remplacé par un cyclo-convertisseur. Le montage avec cyclo-convertisseur a été implanté dans des applications diverses [1], mais son majeur inconvénient est son faible facteur de puissance.

L'évolution marquée dans les transistors IGBT permet de nos jours de réaliser des onduleurs montés en source de tension (VSI) qui travaillent dans les quatre quadrants[1]. L'installation d'un VSI, équipée d'une commande basée sur la modulation de largeur d'impulsion (MLI), entre le rotor de la MAS et le réseau, dont la puissance est égale à une fraction de la puissance globale du système, a permis à la MAS à rotor bobiné de pouvoir fonctionner dans les quatre quadrants avec un facteur de puissance unitaire et avec un taux de distorsion harmoniques très bas.

1.3 Flux de puissance dans une MAS à rotor bobiné

Les figures ci-dessous montrent les différentes entrées sorties des puissances active et réactive pendant le fonctionnement en régime moteur :

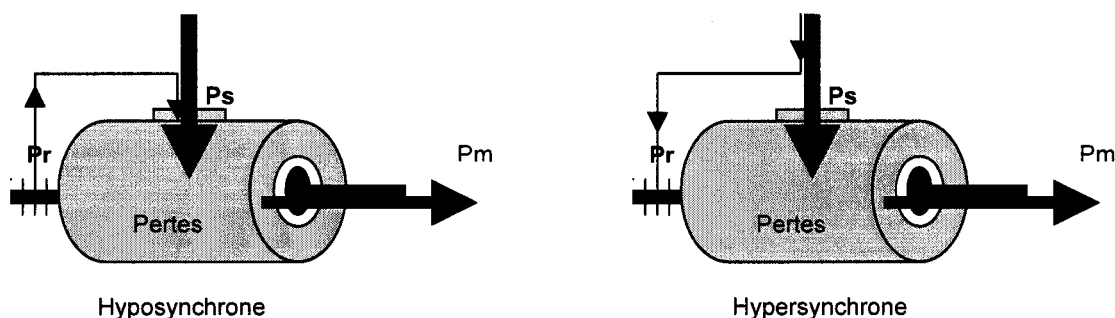


Figure 1.1- Transit de la puissance active dans une MAS à rotor bobiné

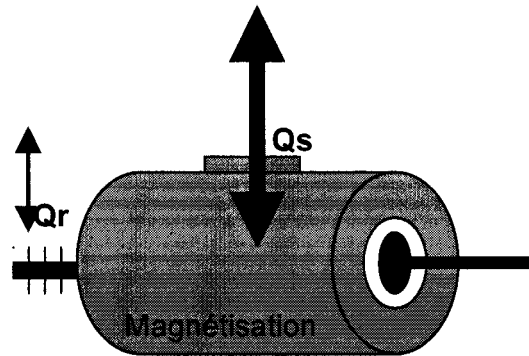


Figure 1.2- Transit de la puissance réactive dans une MAS à rotor bobiné

Evidemment il n'est ni souhaitable ni bénéfique de faire transiter de la puissance réactive à travers le stator, puis la récupérer par la suite à travers le rotor et inversement. Cette figure est seulement présentée afin de montrer que la magnétisation de la machine peut être faite par le stator ou entièrement par le rotor.

En outre on peut d'ores et déjà affirmer qu'une puissance réactive injectée par le rotor est vue par le stator de la MAS comme une diminution de sa puissance réactive absorbée. Le rapport entre la diminution de la puissance réactive absorbée par le stator et celle injectée à travers le rotor, est égal à l'inverse du glissement.

1.4 Régulation de la consommation de la puissance réactive des MAS : Faisabilité et stratégies de réglage

Par rapport à la machine synchrone, l'inconvénient majeur de la MAS est son manque de flexibilité dans le choix du facteur de puissance lors du fonctionnement, tandis que la puissance réactive exigée par une machine synchrone peut être prise au réseau ou fournie par la machine elle-même par simple ajustement du courant d'excitation. Le facteur de puissance d'une MAS est toujours inductif. Un facteur de puissance faible est défavorable pour les réseaux de transport et de distribution et peut affecter leurs rendements (coté fournisseurs d'énergie), et causer des surfacturations pour la

consommation excessive de puissance réactive (coté consommateurs). Le facteur de puissance d'une MAS peut être typiquement amélioré par l'installation de bancs de condensateurs. Mais ces bancs, outre leur encombrement et coût importants, peuvent causer des problèmes lors du fonctionnement à faible charge ou lors de la perte d'alimentation.

Afin de mieux cerner notre étude à savoir, la réalisation d'une machine asynchrone sans consommation de puissance réactive, en l'absence d'un apport énergétique extérieur, et avec l'insertion d'un montage électronique solide aux enroulements rotoriques de la MAS à rotor bobiné, nous avons consulté différents travaux qui ont traité directement ou indirectement de la régulation de la consommation de puissance réactive de la MAS.

Les premiers chercheurs qui ont étudié la régulation de la consommation en puissance réactive de la MAS sont : Eduard MULJAD, Thomas A LIPO et Donald W NOVOTNY [3] et Ahmed A Mahfouz et O P Malik [4]. Ils ont utilisé le principe basé sur une configuration spéciale de la MAS à cage qui est à double enroulement statorique. L'enroulement principal est connecté directement au réseau, le second est connecté à un convertisseur statique qui est à son tour branché à un condensateur. L'ensemble condensateur et convertisseur joue le rôle d'un compensateur statique de puissance réactive. Le principe de réglage est simple : il se base sur l'injection de la puissance réactive nécessaire au fonctionnement de la machine à travers l'enroulement secondaire, tout en gardant l'enroulement principal pour le transit de puissance active seulement. Le réglage de la puissance réactive est basé sur des mesures effectuées sur les grandeurs statoriques, à partir desquelles on peut connaître la consommation de la MAS en puissance réactive et ainsi la réguler.

L'utilisation croissante de la MAS à rotor bobiné ces dernières années comme générateur éolien et la croissance importante de la puissance éolienne installée dans le monde, ont fait l'objet de plusieurs publications. Afin de ne pas perturber les réseaux voisins, la régulation de la puissance réactive consommée ou produite par les parcs

éoliens devient alors essentielle. Du réglage découplé au réglage direct passant par le réglage robuste des puissances réactive et active dans la MAS, les travaux de : A. Tapia, G. Tapia, J. X. Ostolaza, J.R. Saenz, R.Criado et J.L. Berasategui. [5], B. Hopfensperger, D.J. Atkinson et R. A. Lakin [6], RAJIB Datta et V. T. Ranganathan. [7]et [8] et Yifan.Tang et L. Xu [9] qui ont pour objet d'étudier les générateurs éoliens à base de MAS à rotor bobiné ont parlé d'une façon directe ou indirecte du réglage de puissance réactive.

Toutes ces études sont basées sur des commandes vectorielles de la MAS à rotor bobiné qui ont déjà présentées par W. Leonhard [10].

L'idée générale derrière toutes ces stratégies de commande par flux orienté est que le flux dans le stator, le rotor et l'entrefer sont fournis par des mesures directes puisque dans une MAS à rotor bobiné les courants statoriques et rotoriques sont fournis par des mesures directes, et par conséquence les vecteurs flux peuvent être calculés en utilisant les relations directes entre les flux et les courants.

CHRISTIAN R. Kelber et WALTER Schumacher dans leur travail [1], ont parlé de l'utilisation de la MAS à rotor bobiné comme générateur à fréquence fixe et à vitesse variable, tels que générateur éolien et petit générateur hydraulique. On peut retenir un résultat important : avec l'utilisation d'un convertisseur VSC "Voltage Source Converter" branché sur le rotor d'une MAS et en agissant sur l'amplitude de la tension que fournit ce VSC aux enroulements rotoriques, la MAS peut soit produire soit consommer de la puissance réactive (lorsqu'elle fonctionne en moteur).

Des résultats intéressants ont été exposés. Autour de sa vitesse nominale, une MAS à rotor bobiné équipée d'un convertisseur quatre quadrants, dont la puissance est environ 8% de la puissance nominale du système global, peut produire le double de la consommation en puissance réactive de la même MAS à rotor à cage d'écureuil.

Ce travail soutient le bien-fondé de notre projet, au cours duquel nous allons tenter d'effectuer une compensation de la puissance réactive de la MAS sans variation de vitesse. Ainsi, la compensation sera effectuée autour de la vitesse nominale, ce qui devrait permettre d'utiliser un convertisseur de puissance réduite.

Le travail de J.R. Saenz, A. Tapia, G. Tapia, F. Jurado, X. Ostolaza et I. Zubia [11], lequel traite le réglage de la consommation de puissance réactive d'un parc de générateurs éoliens, vient appuyer les résultats de l'article [1]. En effet, les régulations installées sur les différents générateurs ont permis de régler le facteur de puissance global du parc autour de 0.98, pour un parc de 33 générateurs utilisant la MAS à rotor bobiné.

L'article [8] qui est le premier article que nous avons étudié, parle du réglage direct (sans capteur de position ou de vitesse) de la puissance absorbée par une MAS à rotor bobiné, ce réglage se fait de manière découplée pour la puissance active et pour la puissance réactive et se base sur des mesures de grandeurs statoriques. Les résultats sont satisfaisants; néanmoins le montage nécessite un lien physique entre le stator et le rotor, chose que l'on veut justement éviter dans notre travail.

L'article [12], traite le réglage de la puissance réactive et du couple de la MAS à rotor bobiné. Le bloc de réglage, basé sur des estimateurs, est en relation seulement avec des grandeurs rotoriques et sans aucun capteur de vitesse ou de position. Il est physiquement indépendant des grandeurs statoriques, ce qui se rapproche de notre objectif, qui est l'installation d'un réglage qui est physiquement solidaire du rotor. Des estimateurs donnent une estimation sur les grandeurs qui vont être comparées aux valeurs de consigne fixées, telles la puissance réactive et le couple.

En se basant sur ces articles et sur d'autres études, dans le présent travail nous allons exposer une étude approfondie sur la réalisation d'un moteur à induction sans aucune consommation de puissance réactive, grâce à l'insertion d'un petit convertisseur de puissance.

En conclusion de cette étude bibliographique, on va étudier d'une façon plus approfondie le principe et la stratégie de réglage de la consommation de la puissance

réactive de la MAS à travers les grandeurs rotoriques. Ensuite nous présenterons des schémas structurels complets de réglage de la puissance réactive, tout en évitant les différents inconvénients rencontrés dans cette étude.

Chapitre 2 Principe théorique du réglage de la puissance réactive consommée par la MAS à rotor bobiné par le biais des enroulements rotoriques

2.1 Introduction

La machine asynchrone à rotor bobiné offre l'avantage d'avoir accès non seulement au stator, mais aussi au rotor. Pour tous les différents montages réalisés, tels que le branchement de résistances aux enroulements rotoriques, les montages de Kraemer et de Scherbius et jusqu'aux montages réalisés de nos jours, le but essentiel était l'amélioration du comportement de la MAS à rotor bobiné. Faire varier la vitesse, augmenter le couple de démarrage, augmenter le rendement, travailler dans les quatre quadrants, optimiser les coûts de réalisation et diminuer la consommation en puissance réactive étaient et resteront encore les buts des ingénieurs et des chercheurs spécialisés dans les machines électriques.

L'évolution importante dans la théorie et la technologie à la fin de la deuxième guerre mondiale et dans les dernières décennies a permis à la MAS, d'une façon générale, et à la MAS à rotor bobiné d'une façon particulière de s'imposer comme la solution économique et technique pour plusieurs applications.

Dans ce chapitre, nous allons exposer une étude complète sur le comportement des grandeurs électriques et mécaniques d'une machine asynchrone à rotor bobiné, dont le stator est raccordé à un réseau industriel imposant la fréquence et l'amplitude de la tension d'alimentation; ses enroulements rotoriques sont connectés à une source de tensions triphasée synchrone avec la fréquence des courants rotoriques, réglable en amplitude et en phase. L'effet de cette source sur le comportement réactif de la MAS sera minutieusement étudié.

On parlera aussi à la fin de ce chapitre, du principe théorique de réglage de la consommation en puissance réactive de la MAS à rotor bobiné à travers ses enroulements rotoriques.

2.2 Schéma équivalent et équations de base de la MAS à rotor bobiné.

Le circuit équivalent en régime permanent de la MAS ressemble beaucoup au circuit équivalent du transformateur [13] [14]. il comporte deux parties, la première partie du côté stator tient compte de la résistance des enroulements, de flux de fuite, des pertes dans le circuit magnétique et du courant magnétisant; la deuxième côté de rotor prend en compte de la résistance des conducteurs et du flux de fuite.

On considère par hypothèse que les deux circuits de la MAS sont constitués de trois enroulements identiques, ce qui aboutit à un circuit équilibré, de sorte qu'on peut travailler sur une seule phase. On prend le schéma équivalent par phase ci-dessous, fréquemment utilisé.

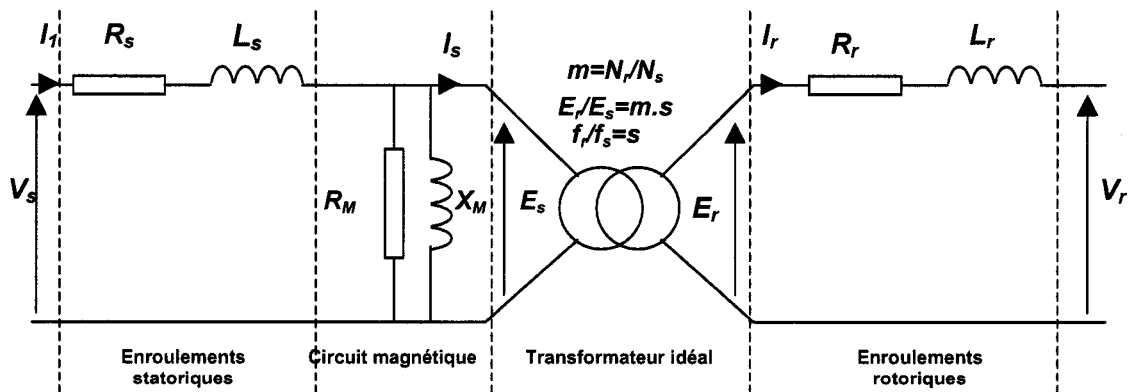


Figure 2.1- Schéma équivalent par phase de la machine asynchrone à rotor bobiné

Le rotor présente deux différences par rapport au transformateur :

1. la fréquence des courants rotoriques:

En marche normale, à cause de la rotation, la fréquence des courants est inférieure à la fréquence des courants statoriques, elle est d'autant plus faible que la vitesse de rotation tend vers la vitesse de synchronisme, d'où l'on peut définir la première relation :

$$f_r = s \cdot f_s \quad (2-1)$$

2. rapport de transformation en tension.

Le rapport entre tension induite statorique et tension induite rotorique dépend de trois paramètres, le nombre de spires rotorique, le nombre de spires statoriques et la vitesse de rotation de l'arbre de la machine.

Si l'on note :

$m = \frac{N_r}{N_s}$: Rapport entre le nombre de spires rotoriques et nombre de spires statoriques.

Lorsque les enroulements rotoriques sont ouverts (courant rotorique nul), ou dans le cas où le rotor est calé (le glissement égal à 1), la tension rotorique induite est donnée par la relation suivante:

$$\frac{E_r}{E_s} = m \quad (2-2)$$

Lorsque la vitesse est différente de zéro, le rapport entre les tensions induites devient :

$$\frac{E_r}{E_s} = m \cdot s \quad (2-3)$$

Par contre, pour les courants, le théorème d'Ampère indique que le champ d'excitation créé par le stator est compensé à chaque instant par le champ rotorique, or les champs sont directement proportionnels aux valeurs efficaces des courants dans les enroulements, et au nombre de spires de ces derniers. Il en résulte que :

$$N_s \cdot I_s = N_r \cdot I_r \quad (2-4)$$

Alors le rapport entre les courants reste identique à celui dans un transformateur

$$\frac{I_r}{I_s} = \frac{N_s}{N_r} = \frac{1}{m} \quad (2-5)$$

En utilisant ces relations, le schéma équivalent prend la forme synthétique suivante :

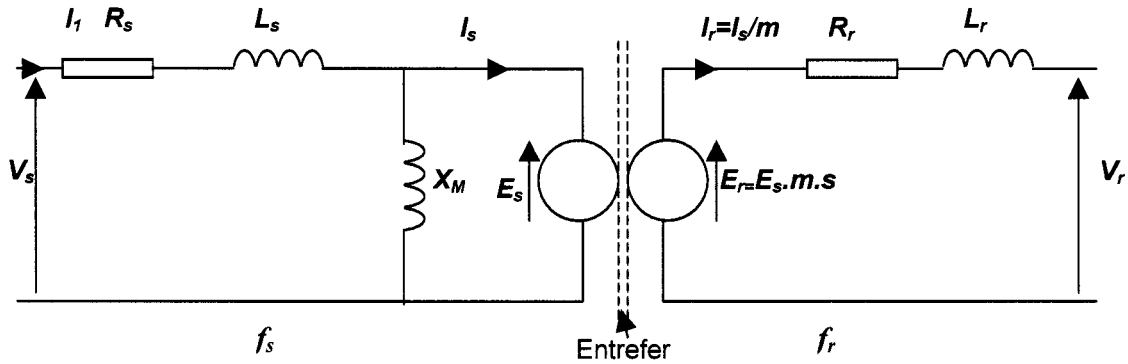


Figure 2.2- Schéma synthétique équivalent de la MAS à rotor bobiné.

De la figure 2.2, on peut établir les différentes relations qui reproduisent le comportement des différentes grandeurs électriques et mécaniques, à travers leurs expressions mathématiques, en fonction de la tension appliquée sur les enroulements rotoriques.

Les courants dans le stator et le rotor sont donnés respectivement par les expressions suivantes :

$$\bar{I}_1 = \frac{\bar{V}_s - \bar{E}_s}{R_s + j\omega_s L_s} \quad (2-6)$$

$$\bar{I}_2 = \frac{\bar{E}_r - \bar{V}_r}{R_r + j\omega_r L_r} \quad (2-7)$$

Des équations (2-3) et (2-6), nous pouvons déduire l'expression (2-8) qui donne la relation entre le courant absorbé par la machine et la tension appliquée au rotor.

$$\bar{I}_1 = \frac{\bar{V}_s - \frac{\bar{V}_r + \bar{I}_r \bar{Z}_r}{ms}}{\bar{Z}_s} \quad (2-8)$$

Les équations (2-6) et (2-8) montrent que le courant dans le stator et celui dans le rotor peuvent être contrôlés par la tension appliquée sur l'enroulement rotorique, ce qui permet un réglage de la puissance absorbée. Le schéma équivalent par phase de la MAS ramené au stator, donné par la figure 2.3, vient simplifier la compréhension de cette conclusion :

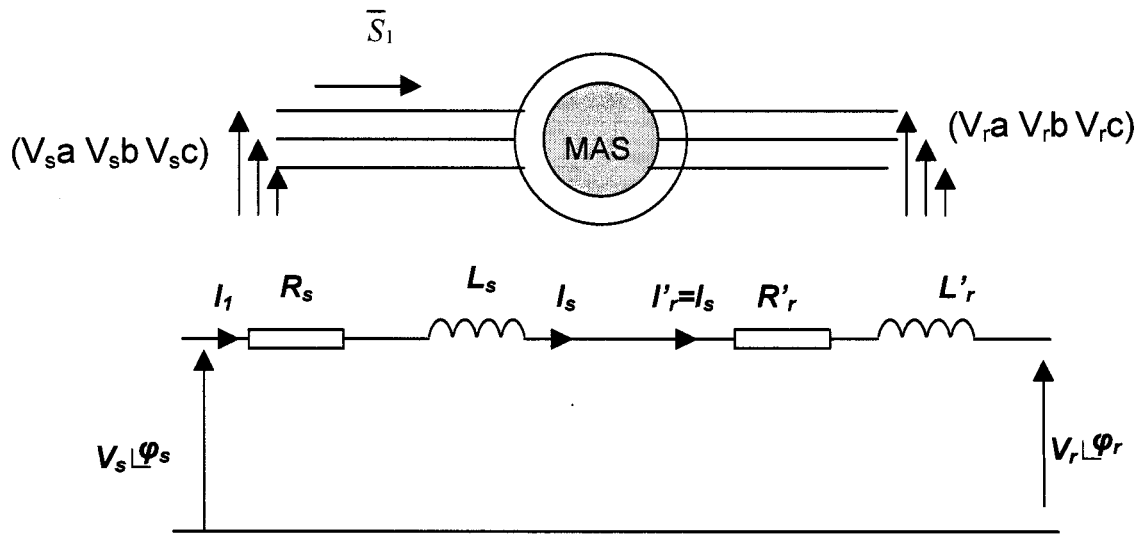


Figure 2.3- Schéma du circuit équivalent de Thévenin de la MAS connectée de deux cotés.

La figure (2.3) montre que si la tension $\bar{V}_s$ appliquée au stator de la machine est constante, ce qui est le cas d'une majorité d'applications, alors la puissance $\bar{S}_1$ absorbée par le stator de la machine est réglable en fonction de la tension $\bar{V}_r$. L'expression de la puissance apparente absorbée par le stator de la MAS est donnée par l'équation suivante.

$$\bar{S}_1 = 3 * \bar{V}_s * \bar{I}_1^* \quad (2-9)$$

La combinaison des équations (2-8) et (2-9) nous donne l'expression de la puissance apparente absorbée par le stator en fonction de la tension appliquée au rotor.

$$\bar{S}_1 = 3 \cdot \bar{V}_s \cdot \left[\frac{(\bar{V}_s - \bar{V}_r + \bar{I}_r \cdot \bar{Z}_r)}{\bar{Z}_s} \right]^* = 3 \cdot \frac{V_s^2}{Z_s^*} - 3 \cdot \bar{V}_s \cdot \left(\frac{\bar{V}_r + \bar{I}_r \cdot \bar{Z}_r}{\bar{Z}_s \cdot m \cdot s} \right)^* \quad (2-10)$$

De l'expression (2-10), on peut conclure qu'il est possible de régler la puissance absorbée par le stator en fonction des grandeurs rotoriques, soit les tensions, soit les courants, tout en respectant les contraintes électriques et mécaniques de la MAS. Afin de simplifier l'étude et de mieux comprendre le flux de puissance en fonction de la tension appliquée au rotor, nous avons divisé notre étude en deux phases.

Dans la première phase on va considérer que la source externe branchée au rotor génère trois tensions en phase avec les courants rotoriques.

Dans le second cas, la source rotorique génère trois tensions en quadrature de phase (en retard) avec les courants rotoriques.

La combinaison des deux phases nous ramène à l'étude d'un cas général.

2.3 Comportement énergétique de la MAS en fonction de tensions rotoriques imposées

2.3.1 Tensions rotoriques en phase avec les courants rotoriques

Les tensions rotoriques générées par la source extérieure sont en phase avec les courants; une telle configuration permet un échange bidirectionnel de la puissance active, entre la MAS (via son rotor) et la source externe. Nous sommes dans ce cas de figure si des résistances sont branchées directement sur les enroulements rotoriques, ou si l'on utilise un convertisseur de puissance pour relier les enroulements rotoriques au réseau. Dans les deux cas nous pouvons écrire la tension $\bar{V}_r$ sous la forme suivante :

$$\bar{V}_r = K * \bar{I} \quad (2-11)$$

Avec K une constante qui peut être positive (cas d'un récepteur), ou négative (cas d'un générateur).

La puissance active transmise à travers l'entrefer du stator vers le rotor est donnée par l'expression (2-12) :

$$P_{em} = 3 * E_s * I_s * \cos(\theta_s), \text{ avec } \theta_s = (\vec{E}_s, \vec{I}_s). \quad (2-12)$$

Cette puissance sera transformée en puissance mécanique P_m sur l'arbre de la MAS, en pertes Joule dans les résistances des enroulements rotoriques et la différence sera consommée ou générée par la source externe branchée au rotor (suivant le signe de K).

La puissance électrique active reçue par les enroulements du rotor est donnée par la relation suivante :

$$P_r = 3 * E_r * I_r * \cos(\theta_r), \text{ avec } \theta_r = (\vec{E}_r, \vec{I}_r). \quad (2-13)$$

Cette puissance est aussi égale aux pertes cuivre dans le rotor plus ou moins la puissance consommée ou fournie par la dite source externe.

$$P_r = 3R_r I_r^2 \pm 3V_r I_r. \quad (2-14)$$

Or en écrivant (2-13) en fonction de grandeur statoriques, on s'aperçoit que la puissance électrique transmise au rotor est une fraction de la puissance électromagnétique proportionnelle au glissement.

$$P_r = s * (3 * E_s * I_s * \cos(\theta_s)) = s * P_{em}. \quad (2-15)$$

La puissance transmise au rotor peut très bien être positive ou négative. Lorsque la source externe fournit une puissance supérieure aux pertes cuivres dans le rotor, le supplément sera transformé en puissance mécanique. Ainsi, du point de vue stator, il y a diminution de la demande en puissance active. En outre, l'équation (2-15) montre qu'il est possible d'ajuster la vitesse de la MAS par réglage de sa puissance P_r , et donc par le réglage de la puissance fournie par la source externe. Par exemple pour diminuer la

vitesse (à couple mécanique constante), on augmente la puissance consommée par la source externe, et inversement.

Le couple mécanique, qui est le rapport de la puissance mécanique par la vitesse, peut être aussi commandé par la tension de la source branchée sur le rotor.

2.3.2 Tensions rotoriques en quadrature de phase avec les courants

Dans ce cas, comme les courants rotoriques sont en quadrature de phase par rapport aux tensions externes appliquées aux enroulements rotoriques, il n'y a que l'échange de la puissance réactive entre le rotor de la MAS et la source de tension externe.

D'une façon générale, une machine à induction a besoin de puissance réactive afin de se magnétiser et de créer ses champs magnétiques nécessaires à son fonctionnement. Ainsi la MAS demande au réseau, à travers ces enroulements statoriques ou rotoriques, une puissance nécessaire à sa magnétisation, selon son régime de fonctionnement.

Généralement, en l'absence d'une connexion entre le rotor de la MAS et une source d'énergie, ce qui est le cas d'un rotor court-circuité, le courant passe à travers les enroulements du stator afin de magnétiser toute la machine et de créer les flux magnétiques. Une portion de ce courant sert à créer le champ rotorique et par conséquent le courant rotorique. La circulation de ce courant dans les enroulements rotoriques donne naissance à une puissance réactive rotorique.

Ainsi une partie de la puissance qui traverse les enroulements statoriques de la MAS est convertie en puissance réactive dans le rotor; cette puissance réactive, en temps qu'énergie oscillant entre deux accumulateurs électriques (le stator et le rotor), ne peut être transmise que par voie électrique et non par l'arbre. Elle transite entre le stator et le rotor par le canal d'énergie magnétique emmagasiné dans l'entrefer de la machine, qui représente une grandeur invariante [14].

La source externe, branchée aux enroulements rotoriques, développe des tensions en quadrature (en retard) avec les courants, et produit une puissance Q_3 purement réactive qui est quantifiée par l'expression suivante :

$$Q_3 = 3 * V_r * I_r \quad (2-16)$$

D'après la figure 2.2, la puissance réactive fournie par le stator au rotor est :

$$Q_r = 3 * E_r * I_r * \sin \theta_r \quad (2-17)$$

La puissance Q_r vient compenser la différence entre la puissance réactive due au passage du courant dans la réactance des enroulements rotoriques et la puissance réactive fournie par la source externe.

$$Q_r = 3 * X_r * I_r^2 - 3 * V_r * I_r \quad (2-18)$$

Si Q_r est positive, alors le rotor, vu coté stator, a un comportement inductif, sinon le comportement du rotor est capacitif, il ne consomme plus de la puissance réactive mais il la fournit au stator à travers l'entrefer.

Afin de mieux comprendre le transit de la puissance réactive entre le stator et le rotor nous avons établi le schéma équivalent ramené au stator de la MAS à rotor bobiné, donné par la figure 2.4.

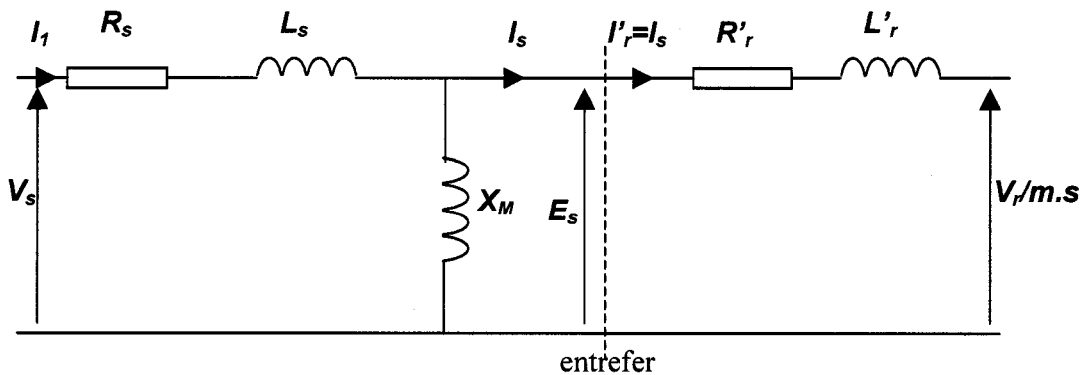


Figure 2.4- Schéma équivalent de la MAS par phase ramené au stator.

De ce schéma on peut conclure que si la puissance réactive fournie par la source externe est plus grande que la puissance réactive consommée par les enroulements rotoriques, il y aura injection de puissance réactive à travers l'entrefer. Cette injection est vue coté stator comme une diminution de la puissance réactive consommée. La MAS se comporte de moins en moins de manière inductive, et elle peut devenir capacitive.

La puissance réactive fournie par la source connectée au rotor, lorsqu'elle traverse l'entrefer, sera amplifiée d'un rapport égal à l'inverse de glissement; les expressions (2-19) et (2-20) qui découlent de la figure 2.4, donnent la valeur de la diminution de la consommation en puissance réactive coté stator de la MAS, si on néglige la puissance réactive consommée au niveau du rotor. La puissance réactive fournie par la source externe et vu par la MAS coté stator comme une diminution de sa consommation en puissance réactive est :

$$Q'_3 = 3 \cdot \frac{V_r}{m \cdot s} \cdot I'r \quad (2-19)$$

En changeant $I'r$ par I_r l'équation (2.19) devient :

$$Q'_3 = 3 \cdot \frac{V_r}{m \cdot s} \cdot I_r \cdot m = \frac{Q_3}{s} \quad (2-20)$$

Le fait de ramener les grandeurs rotoriques au stator par l'application des rapports de transformation relatifs, implique que la puissance réactive fournie par la source de tension externe ainsi que les pertes réactives dues à la réactance de fuite rotorique de la MAS, sont vues coté stator avec un facteur $\frac{1}{s}$.

Pour une valeur de puissance réactive générée par la source supérieure aux pertes réactives dans les enroulements rotoriques, la source de tensions $\bar{V}_r$ injecte de la puissance réactive à travers l'entrefer. Cette puissance sera vue par le réseau (coté stator) comme une source de réactive, avec un facteur $\frac{1}{s}$ par rapport à sa valeur réelle.

Sachant que le glissement nominal de la majorité des machines asynchrones est autour de 3%, le facteur d'amplification de la puissance réactive injectée par la source de tension branchée sur le rotor est alors très grand, de sorte qu'on peut rendre le facteur de puissance de la machine égal à 1 avec l'injection d'une faible puissance réactive sur le rotor. Ceci représente plusieurs avantages, tels la faible puissance que nécessite la source de tension au rotor, la diminution des coûts et de l'encombrement.

Suite à cette étude concluante sur la pertinence de réguler la consommation de puissance réactive de la MAS à travers ses enroulements rotoriques, il est très intéressant de trouver une solution de réglage de la puissance réactive de la MAS à travers les grandeurs rotoriques, afin de rendre son comportement purement résistif, ou capacitif, sans toutefois détériorer ses bonnes caractéristiques mécaniques telles que sa robustesse (absence des bagues), ce qu'on va essayer d'exposer dans le paragraphe suivant :

2.4 Principe théorique de réglage de la puissance réactive en fonction des grandeurs rotoriques

L'objectif principal de ce travail est de compenser la consommation de puissance réactive de la MAS en fonction des grandeurs rotoriques seulement. C'est-à-dire le montage électronique qui va être installé doit donc être conçu en sachant qu'il sera installé directement sur le rotor. Pour développer la théorie de réglage de la puissance réactive consommée par le stator, nous avons adopté le principe proposé par Wei Cheng et Longya Xu dans leur article [12] que l'on expose par la suite.

Dans un référentiel (d, q, o) lié au champ tournant, la puissance réactive absorbée par le stator d'une MAS est donnée par l'équation suivante :

$$Q_s = \frac{3}{2}(v_{sq} \cdot i_{sd} - v_{sd} \cdot i_{sq}) \quad (2-21)$$

Les équations des tensions écrites dans le même référentiel sont données par les relations suivantes :

$$v_{sd} = R_s \cdot i_{sd} - w_s \cdot \psi_{sq} + \frac{d\psi_{sd}}{dt} \quad (2-22)$$

$$v_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + w_s \cdot \psi_{sd} + \frac{d\psi_{sq}}{dt} \quad (2-23)$$

À partir du schéma équivalent de la MAS (figure 2.5), on peut écrire les expressions des flux qui sont données par les relations entre courants et inductances,

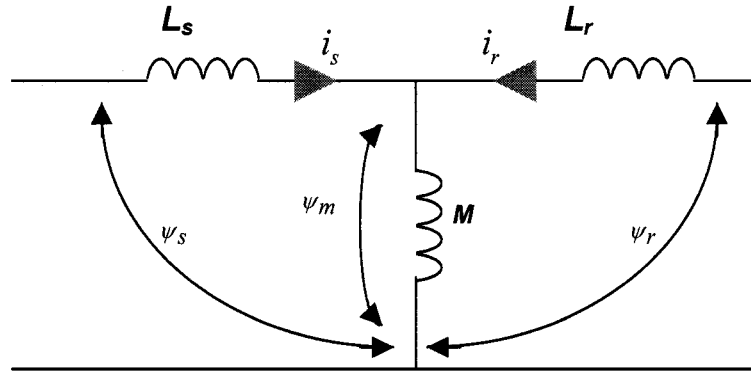


Figure 2.5- Circuit équivalent approximatif et relations entre les flux

$$\psi_{sd} = (L_s + M) \cdot i_{sd} + M \cdot i_{rd} = L_s \cdot i_{sd} + \psi_{md} \quad (2-24)$$

$$\psi_{sq} = (L_s + M) \cdot i_{sq} + M \cdot i_{rq} = L_s \cdot i_{sq} + \psi_{mq} \quad (2-25)$$

Si on suppose que le vecteur $\vec{\psi}_m$ de flux dans l'entrefer est aligné avec l'axe d, ce qui impose des correcteurs de flux pour assurer le découplage flux-couple, alors

$$\psi_{mq} = 0 = M \cdot (i_{sq} + i_{rq}) \quad (2-26)$$

$$\psi_{md} = \psi_m = M \cdot (i_{sd} + i_{rd}) \quad (2-27)$$

On veut exprimer Q_s en fonction des courants i_{ds} et i_{qs} , et du flux magnétisant ψ_m . Pour cela on réécrit l'équation (2-21) en fonction des équations (2-22)-(2-25), en obtient :

$$Q_s = \frac{3}{2} \omega_s (\psi_m \cdot i_{sd} + L_s \cdot (i_{sd}^2 + i_{sq}^2)) \quad (2-28)$$

D'après les équations (2.26) et (2.27) nous pouvons exprimer les courants statoriques en fonction des courants rotoriques :

$$i_{sq} = i_{rq} \quad (2-29)$$

$$i_{sd} = \frac{\psi_m}{M} - i_{rd} \quad (2-30)$$

En injectant les équations (2-29) et (2-30) dans l'équation (2-28), et en négligeant la puissance réactive consommée par l'inductance de fuite des enroulements statoriques, on obtient l'expression suivante de la puissance réactive absorbée en régime permanent par la MAS.

$$Q_s = \frac{3}{2} \omega_s \left(\frac{\psi_m^2}{M^2} \cdot (L_s + M) - \psi_m \cdot i_{rd} \right) \quad (2-31)$$

Plus de détails sur la méthode et les simplifications faites pour arriver à l'expression (2-31) sont données à l'**annexe A**.

La puissance réactive consommée prend donc l'expression simplifiée (2-31) qui dépend seulement du flux dans l'entrefer ψ_m , de la composante de courant rotorique i_{rd} , de la fréquence d'alimentation f_s et des paramètres de la machine qui sont constants.

Le flux dans l'entrefer, si on néglige la chute de tension au niveau de L_s , dépend de l'amplitude de la tension statorique et de la valeur de la fréquence statorique. Si ces deux grandeurs sont constantes, alors le flux dans l'entrefer est constant et la puissance réactive ne dépend plus que du courant i_{rd} . Pour diminuer la consommation de la puissance réactive il suffit d'augmenter le courant i_{rd} et vis versa.

Afin de régler la puissance réactive consommée par la machine, on doit connaître la fréquence statorique, qu'on suppose constante dans notre cas, le flux dans l'entrefer, les courants rotoriques et l'angle entre le courant et le flux dans l'entrefer afin de décomposer le courant. Une fois ces grandeurs mesurées, estimées ou calculées, on peut déterminer la valeur de la puissance réactive consommée, qui sera comparée à la consigne de puissance réactive.

Les courants rotoriques sont mesurés par des capteurs de courants, le flux dans l'entrefer est estimé à partir des tensions et des courants rotoriques représentés dans un référentiel quelconque (x, y) par les équations suivants :

$$\hat{\psi}_{mx} = \int (v_{rx} - r_r \cdot i_{rx}) dt - L_r i_{rx} \quad (2-32)$$

$$\hat{\psi}_{my} = \int (v_{ry} - r_r \cdot i_{ry}) dt - L_r i_{ry} \quad (2-33)$$

Une fois les deux composantes de flux estimées, le module du flux magnétisant estimé est donné par l'expression suivante :

$$\hat{\psi}_m = \sqrt{\hat{\psi}_{mx}^2 + \hat{\psi}_{my}^2} \quad (2-34)$$

Il reste à déterminer l'angle du déphasage entre le flux magnétisant et le courant rotorique. Pour cela on utilise l'expression du couple électromagnétique qui est exprimé en fonction du courant rotorique et du flux dans l'entrefer.

$$C_{em} = \frac{3}{2} p (\psi_{mx} \cdot i_{ry} - \psi_{my} \cdot i_{rx}) \quad (2-35)$$

Aussi

$$C_{em} = \frac{3}{2} p |\psi_{mxy}| \cdot |i_{rxy}| \cdot \sin \delta \quad (2-36)$$

Le sinus de l'angle δ est déterminé par le rapport de la première expression du couple électromagnétique (2-35) sur la deuxième (2-36).

$$\sin \hat{\delta} = \frac{(\hat{\psi}_{mx} \cdot i_{ry} - \hat{\psi}_{my} \cdot i_{rx})}{|\hat{\psi}_{mxy}| \cdot |i_{rxy}|} \quad (2-37)$$

Or, le $\sin \hat{\delta}$ seul n'est pas suffisant pour déterminer une valeur unique de $\hat{\delta}$, car l'inverse de la fonction sinus a deux solutions, il est évident qu'une information additionnelle est nécessaire, en effet l'expression de la puissance réactive instantanée nous permet de déterminer $\cos \hat{\delta}$ par l'équation suivant :

$$\cos \hat{\delta} = \frac{(\hat{\psi}_{mx} \cdot i_{rx} + \hat{\psi}_{my} \cdot i_{ry})}{|\hat{\psi}_{mxy}| \cdot |i_{rxy}|} \quad (2-38)$$

Une fois que $\sin \hat{\delta}$ et $\cos \hat{\delta}$ sont déterminés, leurs inverses donnent une solution unique de $\hat{\delta}$. Les deux équations nécessaires à la détermination de l'angle $\hat{\delta}$ (2-31) et (2-32) sont fonction des mêmes grandeurs rotoriques ce qui réduit le nombre de capteurs et d'estimateurs.

Une fois que toutes ces grandeurs sont connues dans un référentiel quelconque (x, y), on place le référentiel (d, q) avec l'axe d confondu avec le vecteur de flux magnétisant et on obtient :

$$\begin{cases} \hat{\psi}_{md} = \hat{\psi}_m \\ \hat{\psi}_{mq} = 0 \end{cases}$$

Les composantes d, q du courant rotorique sont déterminées par la projection du courant rotorique respectivement sur les axes du référentiel (d, q).

On peut maintenant calculer la puissance réactive consommée par le stator de la MAS uniquement à partir des grandeurs rotoriques.

En déterminant la puissance réactive consommée par le stator de la MAS à rotor bobiné seulement en fonction des grandeurs rotoriques, on peut concevoir le bloc de commande. Celui-ci, installé sur le rotor, pilote la source de puissance réactive pour

augmenter ou diminuer l'injection de puissance réactive dans le rotor. Cette partie sera détaillée dans le dernier chapitre.

Conformément aux équations (2-31) et (2-39), on peut affirmer que la puissance réactive et le couple peuvent être commandés indépendamment.

$$C_{em} = \frac{3}{2} p(\psi_{md} \cdot i_{rq} - \psi_{mq} \cdot i_{rd}) = \frac{3}{2} p(\psi_m \cdot i_{rq}) \quad (2-39)$$

NB : *Tous les termes qui ont des chapeaux sont des termes estimés.*

Chapitre 3 Modélisation et détermination expérimentale des paramètres de la machine asynchrone à rotor bobiné

3.1 Introduction

Les récents développements sur la MAS à rotor bobiné et son utilisation dans des applications diverses, (générateurs éoliens à vitesse variable, stations hydrauliques ...etc.), ont créé d'intenses activités de recherche dans ce type de machine. Par contre, ces développements restent internes aux entreprises, les rares publications ne sont pas aussi détaillées, à cause de la concurrence féroce qui règne dans le domaine de l'énergie renouvelable.

Dans ce chapitre nous essayerons d'abord de construire un modèle analytique de la MAS à rotor bobiné avec différentes hypothèses et transformations.

Ensuite, pour concrétiser notre travail et le rendre plus proche de l'aspect réalisation, des mesures standards seront faites sur une MAS à rotor bobiné 3 hp du laboratoire d'Électrotechnique afin d'identifier les différents paramètres du modèle. Puis nous établirons un modèle numérique sous Matlab/Simulink qui servira de modèle de base à notre étude et aussi pour plusieurs autres applications. Enfin nous tenterons de valider le modèle numérique avec une étude comparative entre lui et le fonctionnement réel de la MAS à rotor bobiné.

3.2 Modèle analytique de la MAS à rotor bobiné

Afin de rendre la modélisation un peu plus simple nous rappelons les hypothèses couramment posées, qui sont :

- pas de saturation magnétique,

- l'hystérésis et les courants de Foucault sont négligeables,
- pas de phénomène d'effet de peau,
- l'entrefer est d'épaisseur uniforme.

De plus on considérera que la force magnétomotrice créée par les enroulements statoriques et rotoriques a une répartition sinusoïdale le long de l'entrefer.

En adoptant les hypothèses ci-dessus, considérons une MAS à rotor bobiné, triphasée au stator et au rotor, représentée schématiquement par la figure 3.1, dont les phases sont repérées respectivement par $(\overline{V}_s a, \overline{V}_s b, \overline{V}_s c)$ et $(\overline{V}_r a, \overline{V}_r b, \overline{V}_r c)$. L'angle électrique θ variable en fonction du temps définit la position entre les deux axes magnétiques sa et ra choisis comme axes de référence :

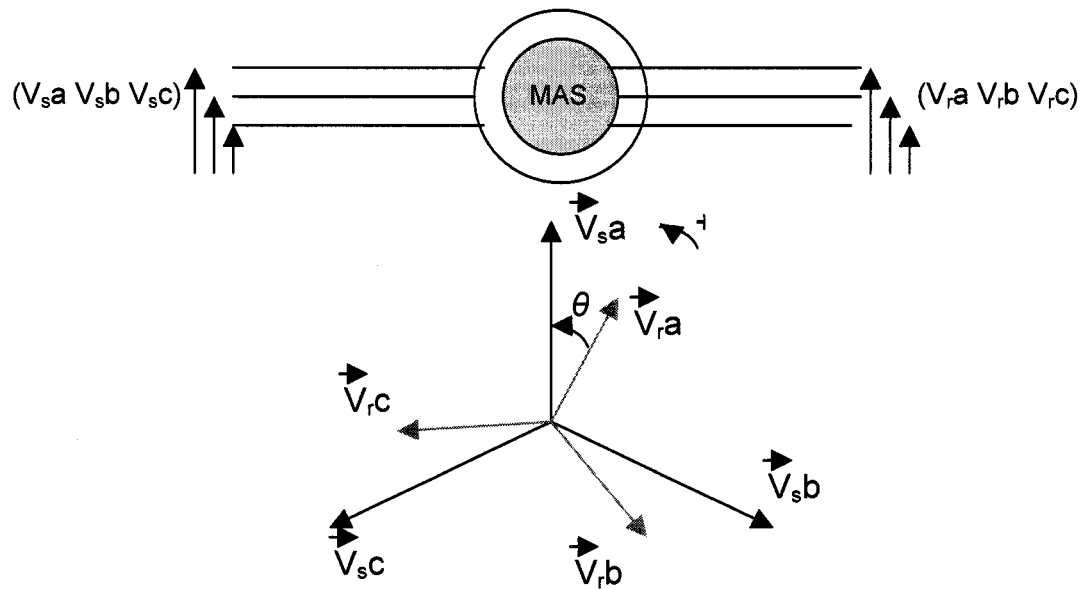


Figure 3.1- Phases statoriques et rotoriques

On peut alors déduire les équations de tension d'une machine asynchrone :

$$[v_s a, b, c] = R_s \cdot [i_s a, b, c] + \frac{d[\psi_s a, b, c]}{dt} \quad (3-1)$$

$$[v_r a, b, c] = R_r \cdot [i_r a, b, c] + \frac{d[\psi_r a, b, c]}{dt} \quad (3-2)$$

Où R_s et R_r désignent respectivement les résistances statorique et rotorique par phase.

Les matrices suivantes représentent respectivement :

$$[v_s a, b, c] = [v_s a, v_s b, v_s c]^T \quad : \text{vecteur des tensions statoriques,}$$

$$[i_s a, b, c] = [i_s a, i_s b, i_s c]^T \quad : \text{vecteur des courants statoriques,}$$

$$[\psi_s a, b, c] = [\psi_s a, \psi_s b, \psi_s c]^T \quad : \text{vecteur des flux statoriques.}$$

On définit de même par simple changement d'indice les vecteurs rotoriques $[v_r a, b, c]$,

$$[i_r a, b, c] \text{ et } [\psi_r a, b, c].$$

Les flux totalisés couplés avec les phases statoriques et rotoriques s'expriment sous la forme :

$$[\psi_s a, b, c] = [L_s] \cdot [i_s a, b, c] + [L_{sr}] \cdot [i_r a, b, c] \quad (3-3)$$

$$[\psi_r a, b, c] = [L_{sr}]^T \cdot [i_s a, b, c] + [L_r] \cdot [i_r a, b, c] \quad (3-4)$$

Où $[L_s]$ et $[L_r]$ représentent respectivement les matrices d'inductances propres et mutuelles statoriques et rotoriques tandis que $[L_{sr}]$ correspond à la matrice des inductances mutuelles entre le stator et le rotor.

Voir les matrices des inductances $[L_s]$, $[L_r]$ et $[L_{sr}]$ en annexe B.

Comme le rotor est en mouvement par rapport au stator, seul la matrice d'inductances mutuelles $[L_{sr}]$ dépend de θ .

$$[L_{sr}] = l_{sr} \cdot \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos\theta & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos\theta \end{bmatrix} \quad (3-5)$$

En combinant les équations (3.3) et (3.4) dans les équations (3.1) et (3.2) on obtient une relation directe entre les tensions et les courants:

$$[v_s a, b, c] = R_s \cdot [i_s a, b, c] + [L_s] \frac{d[i_s a, b, c]}{dt} + \frac{d}{dt} ([L_{sr}] \cdot [i_r a, b, c]) \quad (3-6)$$

$$[v_r a, b, c] = R_s \cdot [i_r a, b, c] + [L_r] \frac{d[i_r a, b, c]}{dt} + \frac{d}{dt} ([L_{sr}]^T \cdot [i_s a, b, c]) \quad (3-7)$$

Du fait que les termes trigonométriques contenus dans la matrice $[L_{sr}]$ dépendent du temps, les coefficients des équations différentielles sont variables, ce qui représente une difficulté insurmontable pour la résolution analytique du système. Afin de contourner la difficulté il faut utiliser des transformations qui permettent de passer d'un circuit donné à un autre circuit plus simple équivalent tout en conservant la puissance. La transformation la plus appliquée dans la modélisation des systèmes tournants est la transformation de Park.

Afin de rendre les coefficients des équations différentielles (3-6) et (3-7) constants, nous avons procédé à une transformation de Park, qui consiste à transformer les enroulements triphasés statoriques et rotoriques en enroulements fictifs orthogonaux équivalents. Ainsi les enroulements statoriques (Sa), (Sb) et (Sc) sont remplacées par les enroulements fictifs (ds), (qs) et (os) et les enroulements rotoriques (Ra) (Rb) et (Rc), sont remplacés par les enroulements fictifs (dr), (qr) et (or).

La transformation des grandeurs réelles en grandeurs fictives est possible grâce à un choix d'un système d'axes de référence. Le choix du référentiel dépend essentiellement de la nature de problème à étudier [17], on distingue principalement trois référentiels:

- le référentiel lié au stator,
- le référentiel lié au rotor,
- le référentiel lié au champ tournant.

Le premier choix est utilisé pour étudier les grandeurs rotoriques telles les variations de la vitesse de rotation.

Le second est utilisé pour étudier les grandeurs statoriques.

Le dernier fait correspondre des grandeurs continues aux grandeurs sinusoïdales du régime permanent, il n'introduit aucune simplification dans la formulation des équations.

Les trois choix nous permettent d'aboutir à des circuits équivalents en régime transitoire, différents au niveau des forces électromotrices de rotation. Pour établir les équations de la MAS à rotor bobiné nous avons opté pour le dernier choix qui est fixe par rapport au champ tournant.

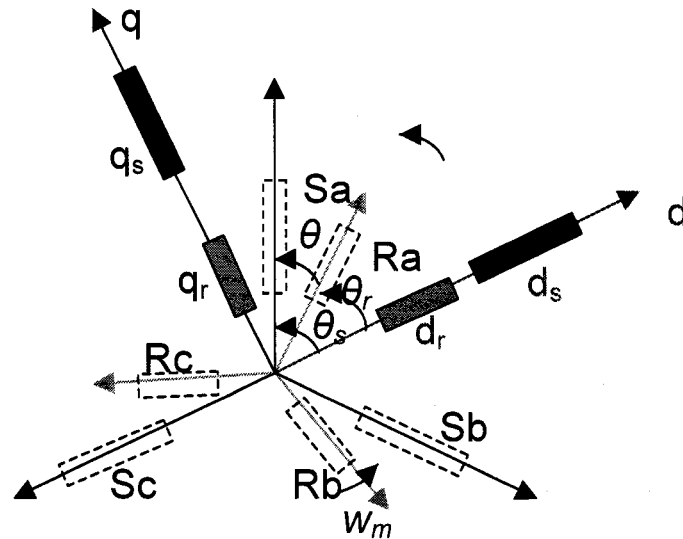


Figure 3.2- Transformation des enroulements réels en enroulements équivalents.

Les angles portés sur la figure 3.2 représentent respectivement :

- θ_r angle entre l'axe ra et l'axe d ;
- θ_s angle entre l'axe sa et l'axe d ;
- θ angle entre l'axe sa et l'axe ra ;

ω_s est la vitesse angulaire électrique du systèmes d'axes (d) , (q) , et (o) et ω_m celle du rotor.

Afin de transformer les grandeurs réelles en grandeurs équivalentes, avec conservation de puissance, nous avons appliqué la matrice de transformation de Park suivante :

$$[P] = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \begin{pmatrix} \cos\psi & \cos(\psi - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\psi + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin(\psi) & -\sin(\psi - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\psi + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{pmatrix} \quad (3-8)$$

Les transformations des grandeurs statoriques sont définies par :

$$[v_s d, q, o] = [P] \cdot [v_s a, b, c] \quad (3-9)$$

$$[i_s d, q, o] = [P] \cdot [i_s a, b, c] \quad (3-10)$$

$$[\psi_s d, q, o] = [P] \cdot [\psi_s a, b, c] \quad (3-11)$$

La transformation inverse est obtenue par la matrice de transformation inverse $[P]^{-1}$ qui est donnée par l'expression suivante :

$$[P]^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \begin{pmatrix} \cos\psi & -\sin(\psi) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos(\psi - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\psi - \frac{2\pi}{3}) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos(\psi + \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\psi + \frac{2\pi}{3}) & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{pmatrix} \quad (3-12)$$

Les grandeurs réelles statoriques sont données par les expressions suivantes :

$$[v_s a, b, c] = [P]^{-1} \cdot [v_s d, q, o] \quad (3-13)$$

$$[i_s a, b, c] = [P]^{-1} \cdot [i_s d, q, o] \quad (3-14)$$

$$[\psi_s a, b, c] = [P]^{-1} \cdot [\psi_s d, q, o] \quad (3-15)$$

Les transformations des grandeurs rotoriques s'obtiennent en remplaçant l'indice (s) par (r) dans les équations (3-9), (3-10), (3-11), (3-13), (3-14) et (3-15) ci-dessus.

Les équations des tensions statoriques dans les axes (d, q, o) seront ainsi :

$$v_{sd} = R_s \cdot i_{sd} - w_s \cdot \psi_{sq} + \frac{d\psi_{sd}}{dt} \quad (3-16)$$

$$v_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + w_s \cdot \psi_{sd} + \frac{d\psi_{sq}}{dt} \quad (3-17)$$

$$v_{so} = R_s \cdot i_{so} + \frac{d\psi_{so}}{dt} \quad (3-18)$$

D'une façon analogue, la transformation des grandeurs rotoriques conduit au système d'équations :

$$v_{rd} = R_r \cdot i_{rd} - s \cdot w_s \cdot \psi_{rq} + \frac{d\psi_{rd}}{dt} \quad (3-19)$$

$$v_{rq} = R_r \cdot i_{rq} + s \cdot w_s \cdot \psi_{rd} + \frac{d\psi_{rq}}{dt} \quad (3-20)$$

$$v_{ro} = R_r \cdot i_{ro} + \frac{d\psi_{ro}}{dt} \quad (3-21)$$

Les flux statoriques dans le référentiel (d, q, o) sont donnés par les relations suivantes :

$$\psi_{sd} = L_s \cdot i_{sd} + M \cdot i_{rd} \quad (3-22)$$

$$\psi_{sq} = L_s \cdot i_{sq} + M \cdot i_{rq} \quad (3-23)$$

$$\psi_{so} = L_s \cdot i_{so} \quad (3-24)$$

De même pour les flux rotoriques :

$$\psi_{rd} = L_r i_{rd} + M \cdot i_{sd} \quad (3-25)$$

$$\psi_{rq} = L_r i_{rq} + M \cdot i_{sq} \quad (3-26)$$

$$\psi_{ro} = L_r \cdot i_{ro} \quad (3-27)$$

M , L_s et L_r représentent respectivement l'inductance mutuelle maximale entre stator et rotor, l'inductance cyclique statorique et l'inductance cyclique rotorique. Leurs expressions en fonction des inductances propres et des inductances mutuelles sont données ci-dessous respectivement.

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

$$L_s = l_s - l_{ss}$$

$$L_r = l_r - l_{rr}$$

La substitution des équations des flux dans les équations des tensions nous permet d'obtenir l'équation matricielle de la machine, qui relie directement les tensions et les courants de la machine dans le référentiel ($d q o$).

$$\begin{bmatrix} v_{sd} \\ v_{sq} \\ v_{rd} \\ v_{rq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + L_s(d/dt) & -L_s\omega_s & M(d/dt) & -M\omega_s \\ L_s\omega_s & R_s + L_s(d/dt) & M\omega_s & M(d/dt) \\ M(d/dt) & -M\omega_r & R_r + L_r(d/dt) & -L_r\omega_r \\ M\omega_r & M(d/dt) & L_r\omega_r & R_r + L_r(d/dt) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{rd} \\ i_{rq} \end{bmatrix} \quad (3-28)$$

Afin d'alléger l'équation matricielle (3-28) et passer d'un système de 6 paramètres à 5 paramètres nous avons procédé aux changements de variable suivants:

$$i_{rd} = \frac{M}{L_r} \cdot i'_{rd}$$

$$i_{rq} = \frac{M}{L_r} \cdot i'_{rq}$$

Et en posant

$\sigma = 1 - M^2 / (L_r * L_s)$: coefficient de dispersion

$Tr = L_r / R_r$: constante de temps rotorique

L'équation (3-28) devient :

$$\begin{bmatrix} v_{sd} \\ v_{sq} \\ v_{rd} \\ v_{rq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + L_s(d/dt) & -L_s\omega_s & (1-\sigma)L_s(d/dt) & -(1-\sigma)L_s\omega_s \\ L_s\omega_s & R_s + L_s(d/dt) & (1-\sigma)L_s\omega_s & (1-\sigma)L_s(d/dt) \\ M(d/dt) & -M\omega_r & M/Tr + M(d/dt) & -M\omega_r \\ M\omega_r & M(d/dt) & M\omega_r & M/Tr + M(d/dt) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i'_{rd} \\ i'_{rq} \end{bmatrix} \quad (3-29)$$

En décomposant la matrice qui relie les tensions et les courants en deux sous matrices, l'une contenant les termes qui sont fonction des courants, l'autre contenant les termes qui sont fonction des dérivés des courants, on peut écrire l'équation (3-29) sous la forme:

$$[V] = [R] \cdot [I] + [L] \cdot \frac{d}{dt} [I] \quad (3-30)$$

Où,

$$[V] = [v_{sd}, v_{sq}, v_{rd}, v_{rq}]^T$$

$$[I] = [i_{sd}, i_{sq}, i'_{rd}, i'_{rq}]^T$$

$$[R] = \begin{bmatrix} R_s & -L_s\omega_s & 0 & -(1-\sigma)L_s\omega_s \\ L_s\omega_s & R_s & (1-\sigma)L_s\omega_s & 0 \\ 0 & -M\omega_r & M/Tr & -M\omega_r \\ M\omega_r & 0 & M\omega_r & M/Tr \end{bmatrix}$$

$$[L] = \begin{bmatrix} L_s & 0 & (1-\sigma)L_s & 0 \\ 0 & L_s & 0 & (1-\sigma)L_s \\ M & 0 & M & 0 \\ 0 & M & 0 & M \end{bmatrix}$$

La mise sous la forme d'équation d'état de l'expression (3. 30) nous donne l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} \dot{I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V \end{bmatrix} \quad (3-31)$$

Les vecteurs d'état et de commande sont respectivement $\begin{bmatrix} I \end{bmatrix}$ et $\begin{bmatrix} V \end{bmatrix}$

Avec

$$\begin{bmatrix} A \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} L \end{bmatrix}^{-1} * \begin{bmatrix} R \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \begin{bmatrix} B \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L \end{bmatrix}^{-1}$$

Les matrices $\begin{bmatrix} A \end{bmatrix}$ et $\begin{bmatrix} B \end{bmatrix}$ sont aussi données dans **l'annexe B**

En faisant une transformation de Laplace de l'équation (3-31) on trouve :

$$\begin{bmatrix} I \end{bmatrix} = \frac{\begin{bmatrix} A \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V \end{bmatrix}}{s} \quad (3-32)$$

À partir de ces relations, nous pouvons déterminer les courants et les flux statorique et rotorique à chaque instant en fonction des tensions qui alimentent les enroulements statoriques et rotoriques.

Le couple électromagnétique sera déterminé par l'équation suivante :

$$C_{em} = p \cdot (1 - \sigma) \cdot L_s \cdot (i_{sd} \cdot i'_{rq} - i_{sq} \cdot i'_{rd}) \quad (3-33)$$

La relation entre le couple et la vitesse est donnée par l'équation fondamentale de la mécanique :

$$J \frac{d\Omega_m}{dt} = C_{em} - C_r - f \cdot \Omega_m \quad (3-34)$$

Et à partir de l'équation (3. 32), si on considère que le couple résistant, le frottement et le moment d'inertie sont connus, on peut déterminer la vitesse mécanique du rotor et par suite le glissement qui est une variable essentielle dans le présent travail.

D'après les équations établies ci-dessus et les matrices $\begin{bmatrix} R \end{bmatrix}$ et $\begin{bmatrix} L \end{bmatrix}$, on peut affirmer que pour établir un modèle d'une MAS à rotor bobiné donnée, il est nécessaire de connaître

les résistances des enroulements statoriques et rotoriques, les inductances propres et mutuelles, le nombre de pôles, le moment d'inertie et éventuellement le frottement visqueux.

La machine à rotor bobiné offre l'avantage d'obtenir facilement les éléments du modèle, en régime linéaire. En effet on peut accéder aussi bien aux bobinages du stator qu'aux bobinages du rotor.

3.3 Détermination expérimentale des paramètres d'une MAS à rotor bobiné.

3.3.1 Essais

Afin de déterminer les paramètres du modèle de la MAS à rotor bobiné, et rendre notre travail plus concret, nous avons travaillé sur une MAS à rotor bobiné du Laboratoire d'Électrotechnique de l'École Polytechnique à Montréal. Sa plaque signalétique est donnée par le tableau 1.

Les essais réalisés ont été effectués conformément aux normes américains des essais [15] ; ils ont été divisés en trois :

- essai à vide (sans charge),
- essai en transformateur,
- essai en court circuit.

D'autres essais en courant continu et en courant alternatif ont été également effectuées, ceci afin de déterminer respectivement les résistances et les inductances mutuelles (stator/ stator), (stator /rotor) et (rotor/rotor).

Fabricant	Tamper
N° de série	8-121713-8
Puissance mécanique	3 hp
Vitesse nominale	1725 (tr/min)
Nombre de pôles	4 pôles
Courant nominal (stator)	17,9/10,3/8,3 (A)
Tension nominale (stator)	120/208/240 (V)
Fréquence	60 Hz
Courant nominal (rotor)	11(A)
Tension nominale (rotor)	125 (V)

Tableau 3-1- Plaque signalétique de la MAS à rotor bobiné utilisée.

Dans l'essai à vide, la machine est en rotation sans aucune charge mécanique raccordée à son arbre, les enroulements rotoriques sont court-circuités, les enroulements statorique sont alimentées par une source de tension alternative variable. La MAS à rotor bobiné fonctionne donc en moteur à vide et sa puissance utile est nulle. Il existe cependant un couple résistant de très faible valeur dû aux pertes par frottement et ventilation.

Le schéma équivalent pour cet essai est celui donné dans la figure 3.3. Il nous permet de déterminer la branche de magnétisation ainsi que les pertes rotationnelles dues aux frottements et à la ventilation.

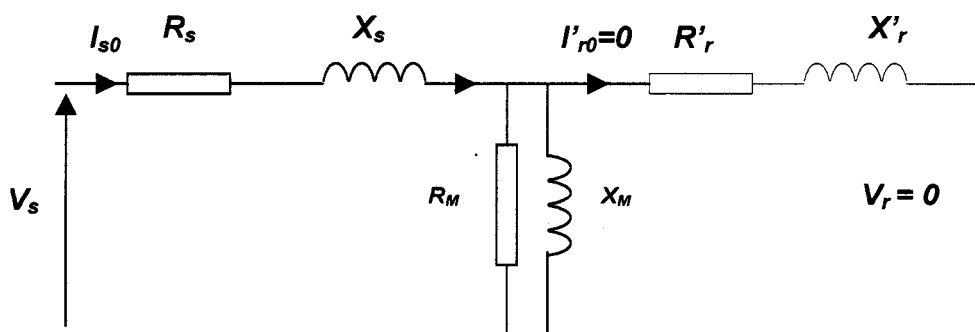


Figure 3.3- Schéma équivalent de l'essai à vide de la MAS à rotor bobiné

Le second essai, consiste à alimenter les enroulements statoriques par une source de tension variable à fréquence nominale, le bobinage du rotor étant ouvert et l'arbre de la MAS bloqué. Il nous permet de déduire le rapport de transformation en tension et une approximation des pertes fer statoriques de la MAS. Le schéma équivalent donné par la figure 3.4 est le même que celui d'un transformateur à vide puisque la vitesse de rotation est nulle et le glissement est unitaire.

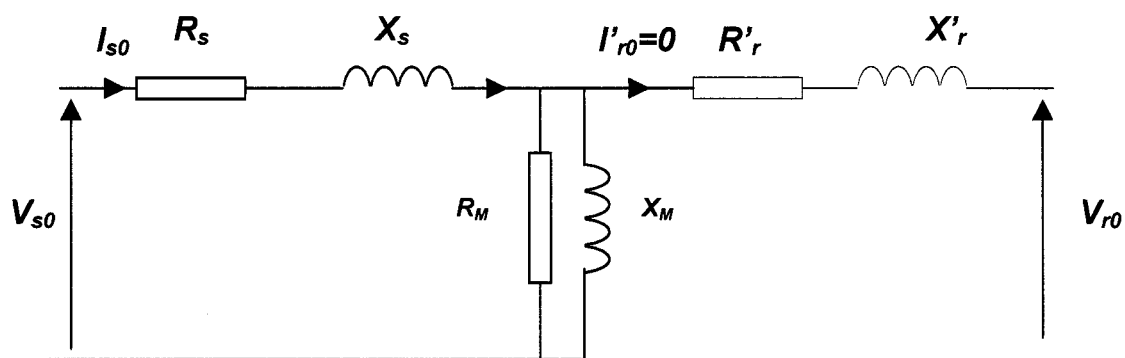


Figure 3.4- Schéma équivalent de l'essai en transformateur de la MAS à rotor bobiné

Le dernier essai qui est aussi appelé essai à rotor calé, est réalisé à tension réduite. Les bobinages du stator sont alimentés par une source de tension variable de façon à ne pas dépasser le courant nominal statorique, car le rotor de la MAS est bloqué et les enroulements rotoriques sont court-circuités. Le fait que la tension d'alimentation est réduite permet de négliger la branche shunt, vu son faible influence et le schéma équivalent est réduit aux paramètres série. Il nous permet de connaître le rapport de transformation en courant, la résistance et la réactance de fuite rotorique. La figure 3.5 donne le schéma équivalent de cet essai.

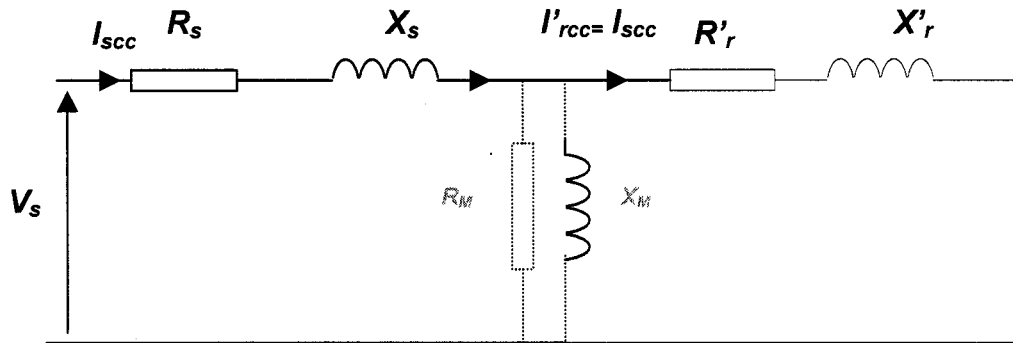


Figure 3.5- Schéma équivalent de l'essai en court-circuit de la MAS à rotor bobiné

En plus des essais mentionnés ci-dessus et afin de déterminer les résistances équivalentes par phase au stator et au rotor de la MAS, nous avons effectué des essais en courant continu, qui consistent à alimenter les bobines par une source de tension continue et de mesurer le courant et la tension à leurs bornes par la méthode voltampèremétrique.

Pour éviter que la température du bobinage n'augmente pas pendant les mesures des résistances de la MAS, en effet il n'y a pas de rotation et la machine n'est pas ventilée, la valeur du courant continu injecté ne doit pas dépassé 10% du courant nominal. La figure 3.6 montre le schéma de principe de ces essais.

La norme exige que la température lors de la mesure des résistances soit mesurée et indiquée à coté des valeurs des résistances, ceci afin de pouvoir les ramenée à une température de référence T_2 .

$$R_{T_2} = R_{T_1} \cdot \frac{(T_2 + k)}{(T_1 + k)} \quad (3-35)$$

R_{T_1} : résistante mesurée à la température T_1 .

$k = 235$ pour le cuivre.

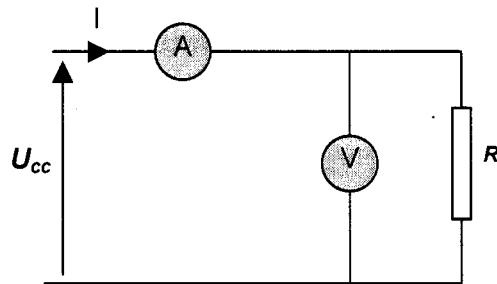


Figure 3.6- Mesure de la résistance par la méthode voltampère

Le montage de la figure 3.6 est le plus utilisé dans les mesures des résistances des MAS, car les valeurs de ces résistances sont généralement très faibles. Pour avoir plus de précision il est conseillé de prendre un voltmètre avec une grande résistance interne.

Les inductances propres des phases statoriques et rotoriques ainsi que les mutuelles stator/stator, rotor/rotor et stator/rotor sont déterminées par des essais en courant alternatif.

Le principe consiste à alimenter seulement une phase et à mesurer les tensions induites dans les autres.

Les schémas des montages des essais réalisés et les tableaux de mesures sont tous donnés en **annexe C** qui inclut également les calculs faits pour déterminer tous les paramètres.

3.3.2 Résultats des essais réalisés

Dans ce paragraphe on expose les tableaux et les graphes qui représentent des résultats qui vont être utilisés dans le par la suite dans le modèle de simulation. Ci-dessous les résultats des mesures effectués.

3.3.2.1 Essai en courant continu

Stator (3 essais).

	U (V)	I (A)	$R_s (\Omega)$
essai 1	0.558	1	0.588
essai 2	0.655	1.2	0.546
essai 3	0,819	1,5	0,546
moyenne			0,56

Tableau 3-2- Résistance propre de l'enroulement statorique par phase.

Rotor (3 essais).

	U (V)	I (A)	$R_r (\Omega)$
essai 1	1,457	4.1	0.3553
essai 2	1,632	4.6	0,3547
essai 3	1,742	4.4	0.3959
moyenne			0.368

Tableau 3-3- Résistance propre de l'enroulement rotorique par phase.

NB : ces essais ont été faits à une température de 20°C.

On doit ramener ces valeurs de résistance à la température de fonctionnement normale.

3.3.2.2 Essais en courant alternatif pour la détermination des inductances propres et mutuelles :

l_s (mH)	45.27
l_r (mH)	13.71
l_{ss} (mH)	-20.77
l_{rr} (mH)	-5.73
l_{sr} (mH)	23.37
l_{rs} (mH)	23.16

Tableau 3-4- Inductances propres et mutuelles de la MAS à rotor bobiné

3.3.2.3 Essai à vide

Avec cet essai nous avons déterminé les pertes par rotation qui englobent les pertes dues au frottement et celles dues à la ventilation. Les graphes donnés à la figure 3.7 représentent la puissance absorbée par la MAS à vide moins les pertes Joule dans le stator en fonction de la tension d'alimentation relative, ou de son carré. Ils nous permettent de trouver, par leurs extrapolations, la valeur des pertes par rotation qui sont autour de 105 W.

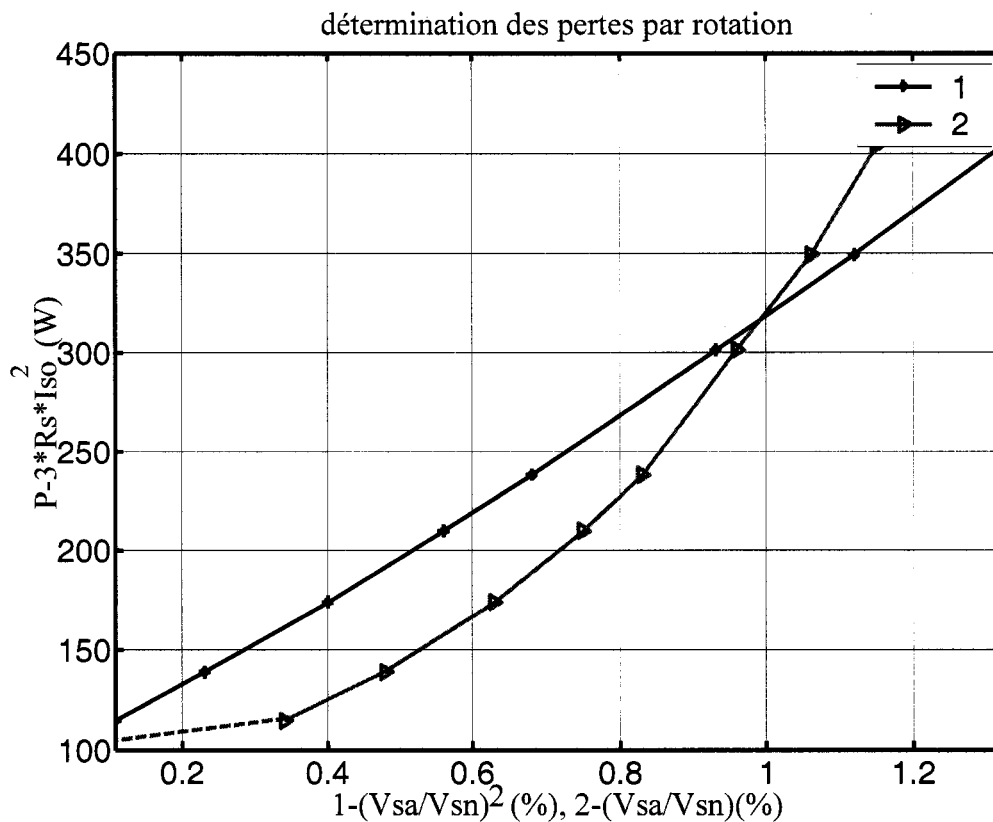


Figure 3.7- Détermination des pertes rotationnelles.

3.3.2.4 Essai en transformateur (à rotor ouvert)

L'essai en transformateur a permis de déterminer le rapport de transformation en tension m , les pertes fer, la résistance et la réactance de la branche magnétisante de la MAS, les résultats sont présentés dans le tableau 3.5.

$m = \frac{E_r}{E_s}$	0.52
$P_{fer} (W)$	152
$R_M (\Omega)$	270
$X_M (\Omega)$	21.64

Tableau 3-5- Rapport de transformation en tension et pertes fer

3.3.2.5 Essai en court circuit (à rotor calé)

La réalisation de cet essai nous a non seulement permis de déterminer le rapport de transformation en courant (qui est l'inverse du rapport de transformation en tension), mais aussi les résistances et les réactances de fuites du stator et du rotor du circuit équivalent en régime permanent. Les résultats sont résumés dans le tableau 3.6

$X_s (\Omega)$	1.03
$X_r (\Omega)$	0.27
I_{ra} / I_{sa}	1.78

Tableau 3-6- Réactances cycliques statoriques et rotoriques

Enfin nous récapitulons au tableau 3.7 tous les paramètres de la MAS à rotor bobiné calculés à partir de ces essais.

$R_s (20^\circ\text{C}) (\Omega)$	0.56	$P_{rot} (\text{W})$	105
$R_r (20^\circ\text{C}) (\Omega)$	0.37	$m = E_r / E_s$	0.52
$l_s (\text{mH})$	45.27	$P_{fer} (\text{W})$	152
$l_r (\text{mH})$	13.71	$R_M (\Omega)$	270
$l_{ss} (\text{mH})$	-20.77	$X_{M(60\text{Hz})} (\Omega)$	21.64
$l_{rr} (\text{mH})$	-5.73	$X_{s(60\text{Hz})} (\Omega)$	1.03
$l_{sr} (\text{mH})$	23.37	$X_{r(60\text{Hz})} (\Omega)$	0.27
$l_{rs} (\text{mH})$	23.16	I_{ra} / I_{sa}	1.78
σ	0.0384	$Tr (\text{s})$	0.052

Tableau 3-7- Tableau récapitulatif des paramètres de la MAS à rotor bobiné 3 hp.

La modélisation de la MAS à rotor bobiné 3 hp est alors directement réalisable sous Matlab/Simulink. En effet, on a tous les paramètres, dans le tableau récapitulatif, pour écrire les coefficients des matrices $[A]$ et $[B]$ de l'équation d'état et les autres relations qui régissent le fonctionnement de la MAS à rotor bobiné.

$$[A] = \begin{bmatrix} -225.36 & 23.25 \cdot (w_s - 0.975w_r) & -1729.27 & 22.25 \cdot (w_s - w_r) \\ -23.25 \cdot (w_s - 0.975w_r) & 225.36 & -22.25 \cdot (w_s - w_r) & 1729.27 \\ 225.36 & -23.25 \cdot (w_s - w_r) & -1806.97 & -22.25w_s + 23.25w_r \\ 23.25 \cdot (w_s - w_r) & 225.36 & -22.25w_s + 23.25w_r & 1806.97 \end{bmatrix}$$

$$[B] = \begin{bmatrix} 352.14 & 0 & -640.24 & 0 \\ 0 & 352.14 & 0 & -640.24 \\ -352.14 & 0 & 663.5 & 0 \\ 0 & -352.14 & 0 & 663.5 \end{bmatrix}$$

L'équation mécanique de la MAS à rotor bobiné 3 hp est :

$$0.089 \frac{d\Omega_m}{dt} = C_{em} - C_r - 0.0032 * \Omega_m$$

3.4 Modèle numérique de la MAS à rotor bobiné sous Matlab/Simulink

Dans la première partie de ce chapitre, nous avons donné les relations mathématiques entre les différentes grandeurs qui définissent le modèle analytique de la MAS et les transformations appliquées afin d'aboutir à des relations simples. Dans la seconde partie, nous avons fait les essais expérimentaux nécessaires pour identifier tous les paramètres du modèle analytique. Dans la présente partie, nous essayons de développer un modèle numérique à partir du modèle analytique et des paramètres identifiés dans la

seconde partie. La modélisation qui vise à reproduire le fonctionnement de la MAS à rotor bobiné, par simulation, est faite sous Matlab/ Simulink.

3.4.1 Présentation de l'environnement Matlab/Simulink

Matlab est un logiciel destiné principalement au calcul scientifique, à la modélisation et à la simulation. Le noyau de calcul est associé à l'environnement Simulink, permettant une modélisation basée sur des schémas blocs [18].

Des bibliothèques spécialisées, ou des *''Toolboxes''* sont disponibles pour la plupart des domaines scientifiques nécessitant des moyens de calcul importants : automatique, traitement de signal, mathématiques appliquées, électronique de puissance, etc. Le modèle proposé est réalisé sous Matlab version 6.5.1.

3.4.2 Modélisation sous Matlab/Simulink

L'élaboration d'un modèle sous Matlab/Simulink est basée sur une description arborescente par schémas blocs.

Chaque bloc fonctionnel peut être décrit de trois manières.

- graphiquement par des blocs de fonctions. C'est la méthode la plus courante et la plus simple à utiliser
- par des fonctions de systèmes *''S-functions''* déjà écrites en Matlab standard. L'avantage de ce type de description est la simplicité. Par contre la simulation est plus lente.
- par des fonctions de systèmes écrites dans un autre langage qui doivent être compilées avant l'utilisation. elles ont comme avantage la rapidité de simulation mais elles sont plus complexes à développer.

Dans notre modélisation nous avons utilisé les deux premières méthodes. La première est basée sur l'écriture des expressions mathématiques qui relient les entrées et les sorties, elle est la plus simple et la plus facile à comprendre. La seconde méthode a été utilisée que pour l'initialisation des entrées et pour faire entrer les paramètres de la

MAS. Cette dernière méthode nous a facilité la tâche de changer les paramètres des machines à simuler.

3.4.3 Modèle numérique de la MAS à rotor bobiné

Le déroulement de la simulation numérique de fonctionnement de la MAS est résumé dans le diagramme décrit par la figure 3.8. Le modèle numérique de la MAS à rotor bobiné est représenté sur ce diagramme par trois blocs en cascade qui représentent respectivement les équations (3-31), (3-32) et (3-33).

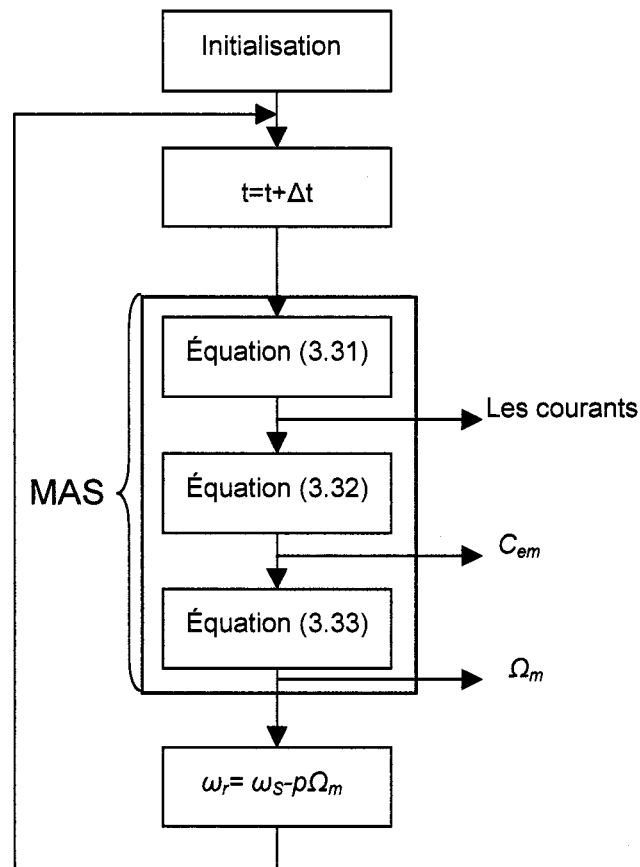
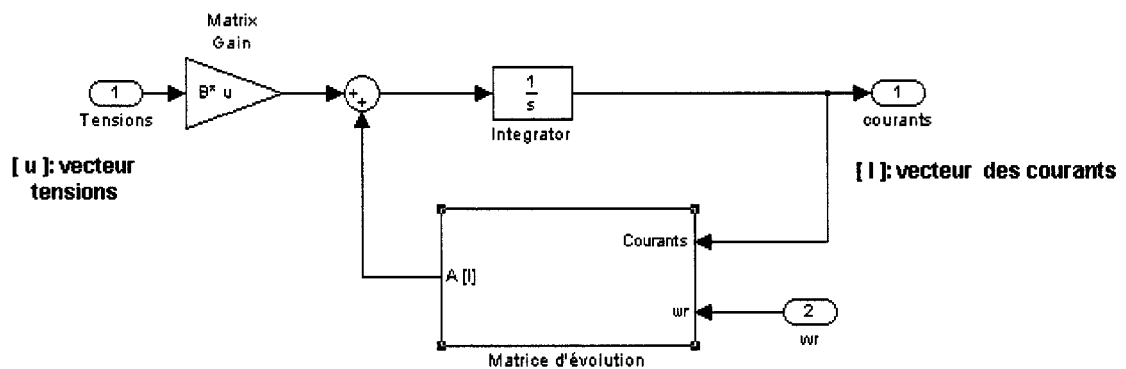


Figure 3.8- Diagramme de déroulement de la simulation numérique d'une MAS

Le premier des blocs qui représentent la MAS à rotor bobiné, donné par la figure 3.9, a pour entrées les tensions et pour sorties les courant. Il reproduit les relations de l'équation d'état 3.31 qui expriment les courants en fonction des tensions.



$$\frac{d}{dt}([i]) = [A].[i] + [B].[u]$$

Figure 3.9- Schéma bloc de la relation courants/tensions

Le second étage donné par la figure 3.10, prend les courants (sorties du premier bloc), comme entrées et calcule le couple électromagnétique qui est donné par l'expression (3-32).

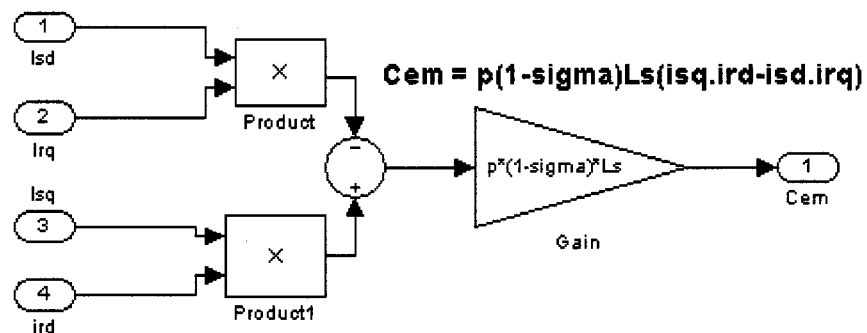


Figure 3.10- Schéma bloc du couple électromagnétique

Le dernier bloc prend le couple électromagnétique Cem et le couple résistant Cr comme entrées et nous donne à la sortie la vitesse angulaire de l'arbre de la MAS. Il modélise l'équation fondamentale de la mécanique (3.33), qui est donnée par la figure 3.11.

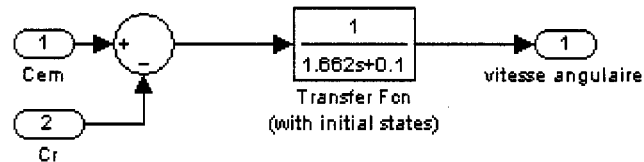


Figure 3.11- Schéma bloc de l'équation mécanique

Une fois la vitesse mécanique connue, on peut alors connaître la fréquence rotorique qui est donnée par la relation interne suivante :

$$\omega_r = \omega_s - p \cdot \Omega_m \quad (3-36)$$

Dans le présent modèle l'initialisation des grandeurs d'entrées telles que la tension d'alimentation et sa fréquence, ainsi que les paramètres de la MAS à simuler, sont entrés par un bloc appelé initialisation qui à son tour fait appel à un fichier Matlab là où les toutes les données nécessaires sont stockées.

À chaque itération, le modèle prend les tensions rotorique et statoriques, les injecte dans l'équation (3-31), qui nous donne les courants. À partir de ces courants, il calcule par la relation (3-32) le couple électromagnétique qui à son tour sera injecté dans l'équation (3-33) pour nous donner la vitesse mécanique. En connaissant la vitesse mécanique, il peut aller faire l'itération suivante après le calcul de la fréquence rotorique et ainsi de suite.

La transformation de Park et la transformation inverse sont réalisées par les deux schémas blocs suivants :

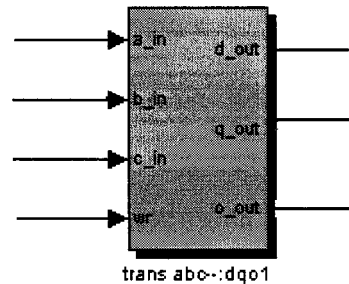


Figure 3.12- Transformation de Park appliquée aux grandeurs rotoriques

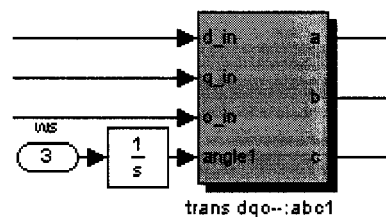


Figure 3.13- Transformation inverse de Park appliquée aux grandeurs rotoriques

Le modèle au complet de la MAS à rotor bobiné est présenté dans **l'annexe D**.

3.4.4 Validation du modèle de la MAS à rotor bobiné

Pour valider le modèle que l'on vient d'établir, nous avons fait une simulation d'un démarrage brutal (à vide) de la MAS à rotor bobiné, branchée au réseau coté stator et dont le rotor est court-circuité. Nous avons relevé les caractéristiques de vitesse, couple, courants statoriques et des courants rotoriques. Ensuite, après deux seconde, nous avons chargé la MAS avec un couple résistant de 10 N.m, afin de tester la justesse du modèle. Nous avons relevé les mêmes grandeurs qu'à l'essai à vide sur les figures 3.14, 3.15 et 3.16.

Enfin un démarrage avec des résistances branchées sur les enroulements rotoriques est illustré par la figure 3.17.

3.4.4.1 Essai à vide et en charge

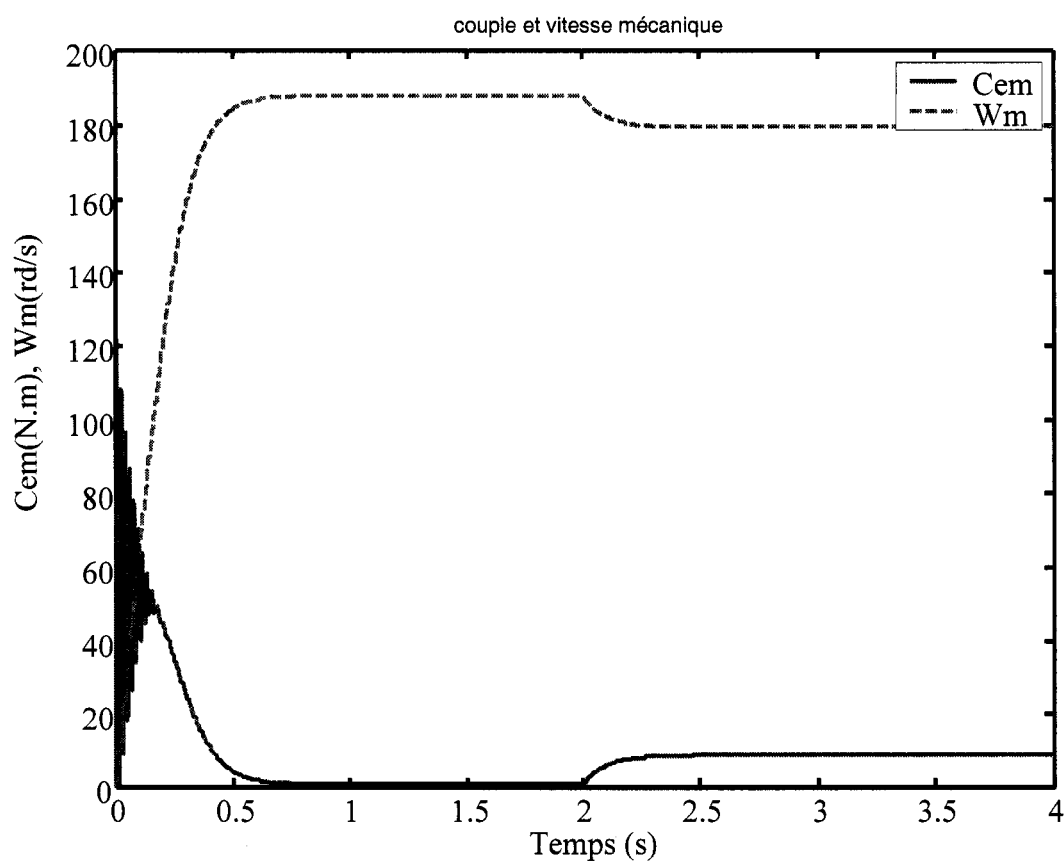


Figure 3.14- Couple et vitesse angulaire mécanique

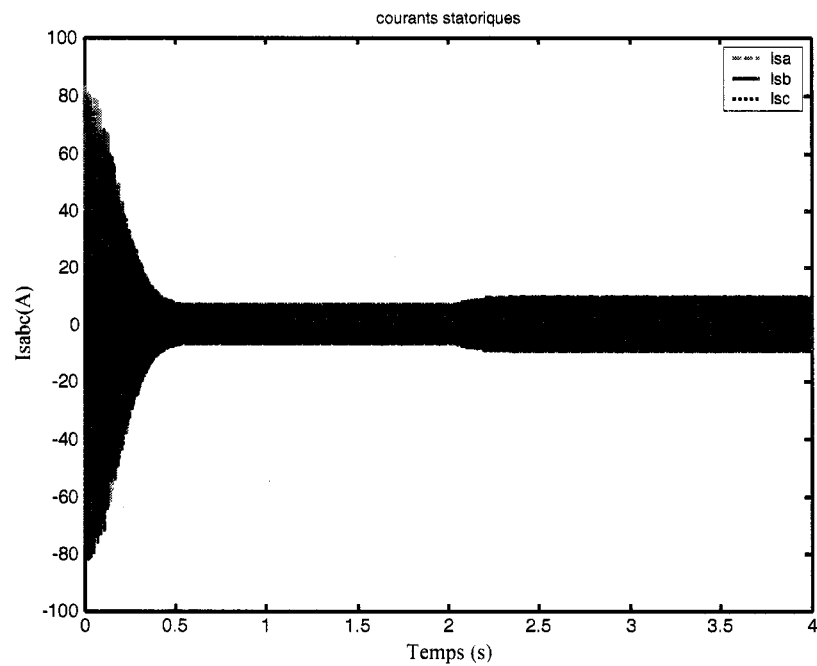


Figure 3.15- Courants statoriques en charge nominale

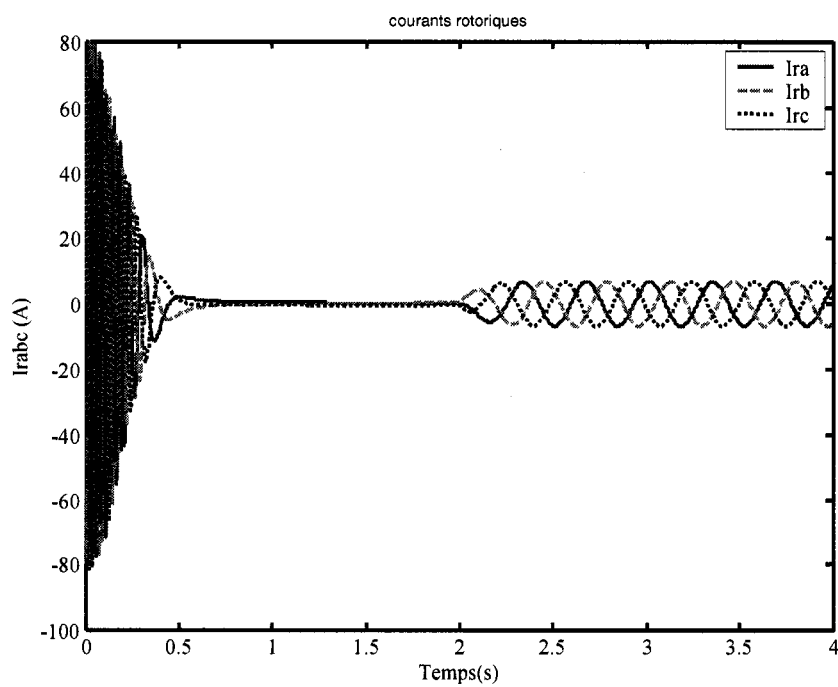


Figure 3.16- Courants rotoriques en charge nominale

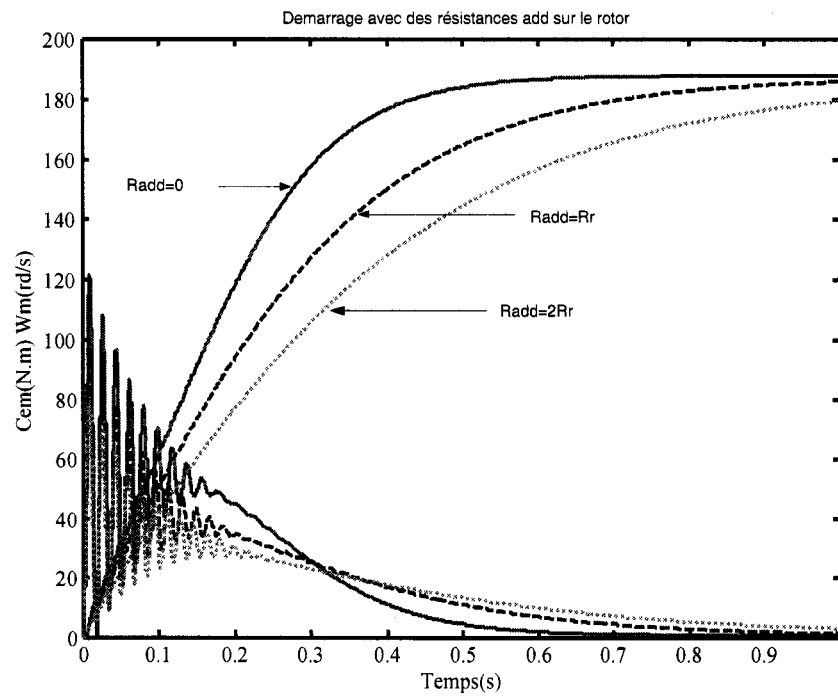


Figure 3.17- Démarrage avec résistances rotoriques

Chapitre 4 Nouvelles techniques de réglage de la puissance réactive dans la MAS, évaluation et perspectives

4.1 Introduction

La puissance réactive dans une MAS représente une part importante de la puissance totale absorbée, réduire cette part est souvent nécessaire et parfois obligatoire. Les industriels et les producteurs d'énergie ont fait beaucoup d'efforts afin de réduire ce surplus de consommation, qui circule sur des milliers de kilomètres mais qui ne sont que des pertes. Cependant l'utilisation de la MAS dans l'industrie représente une part très importante dans le marché des machines électriques. En effet elle est la machine la plus vendue, rendre sa consommation en puissance réactive nulle à la fabrication même, représente une innovation importante autant pour les consommateurs (qui n'ont plus besoin d'installer des batteries de condensateurs) que pour les producteurs, qui auront ainsi la possibilité de répondre plus efficacement à l'augmentation excessive de la demande d'énergie électrique. Enfin, cela aura également un effet bénéfique sur l'environnement car les émissions des gaz seront réduites, et les conflits avec les organisations environnementales le seront aussi.

Dans ce chapitre, deux nouvelles techniques de réglage de la puissance réactive dans la MAS à travers ses enroulements rotorique seront présentées et évaluées. A la fin de ce chapitre nous discuterons des nouvelles perspectives d'applications de la MAS.

La MAS, comme toutes les machines électrique, a besoin d'une partie de la puissance qu'elle absorbe pour la création de ses champs magnétique. Que ce soit à vide ou en charge cette puissance ne change pas beaucoup. C'est pour cette raison qu'il n'est pas

utile de faire fonctionner une MAS à vide. Aussi il faut les dimensionner en fonction de la charge pour qu'elles fonctionnent avec un facteur de puissance optimal.

La figure 4.1 présente un résultat de simulation de la consommation de la puissance réactive d'une MAS 3 hp à vide et en charge nominale.

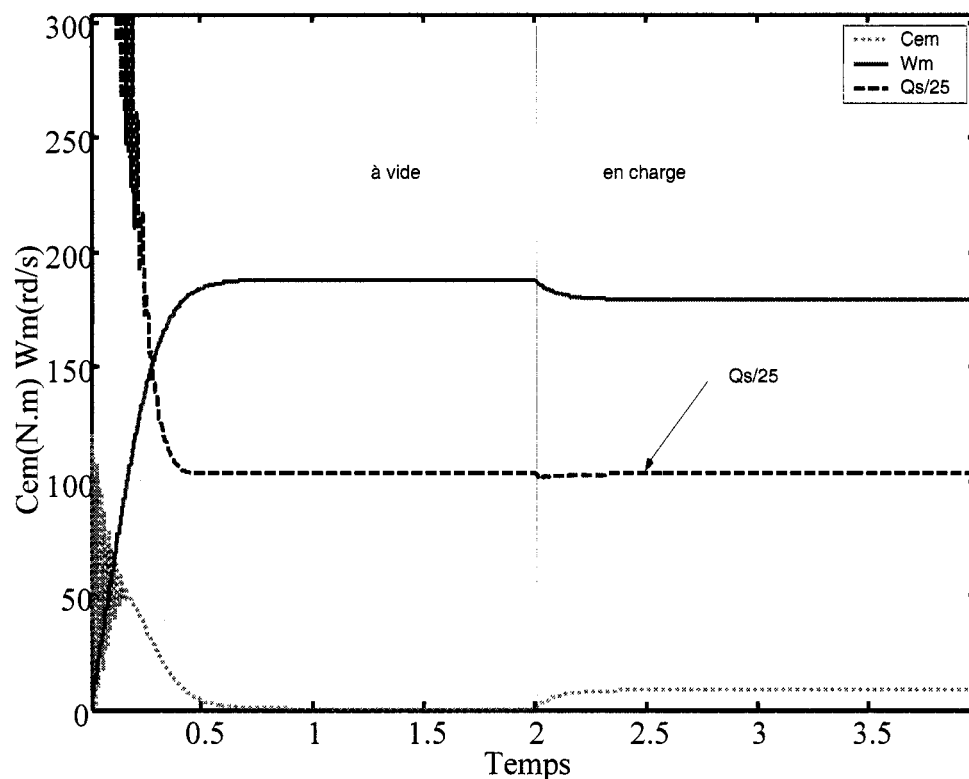


Figure 4.1- Puissance réactive absorbée par une MAS de 3Hp à vide et en charge

Le problème de la puissance réactive dans la MAS, peut être réglé définitivement par l'insertion d'un convertisseur statique solide au rotor équipé d'une commande autonome et appropriée. Ce convertisseur a pour rôle de produire la puissance réactive nécessaire au fonctionnement normal de la MAS.

Le premier type de réglage de la puissance réactive dans la MAS, est basé sur la commande de l'amplitude de la tension appliquée par le convertisseur (monté en source de tension) aux enroulements rotoriques. Le second est basé sur une commande

découplée de la puissance réactive, qui peut se traduire par une commande découplée des composantes du courant (ou de la tension) rotorique.

4.2 Schéma structurel de base des nouvelles techniques

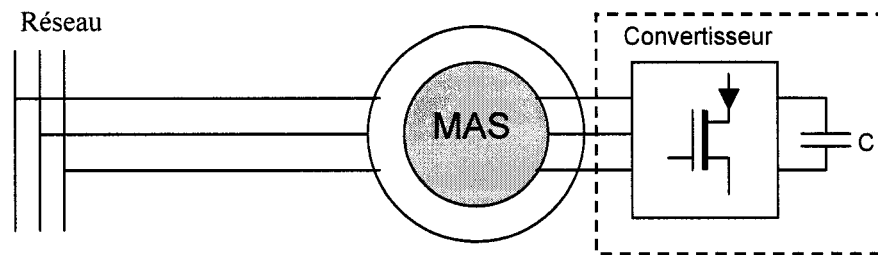


Figure 4.2- Schéma de base de la nouvelle technique de réglage de la consommation de la puissance réactive dans une MAS.

Comme montré sur la figure 4.2, les enroulements statoriques de la MAS sont branchés normalement au réseau caractérisé par sa tension V_s et sa fréquence f_s ; les enroulements rotoriques sont branchés à un convertisseur statique qui est branché à un condensateur. Ce convertisseur excité par les courants rotoriques et commandé adéquatement délivre aux bornes des enroulements rotoriques trois tensions décalées de 120 degrés entre elles et chaque tension est en retard de 90 degrés par rapport au courant dans l'enroulement qu'elle alimente. Donc l'ensemble convertisseur condensateur forme une source de tensions et échange seulement de la puissance réactive avec le rotor, si on néglige les pertes.

Le convertisseur installé sur le rotor est équipé d'une commande adéquate basée sur des études théoriques très développées, a pour objectif de contraindre les enroulements statoriques de la MAS à absorber seulement de la puissance active, alors que le flux de puissance entre les enroulements rotoriques et le convertisseur est purement réactif.

L'amplitude de la tension (coté continu) de convertisseur est supposée maintenue constante par le condensateur. Ce dernier n'a pas besoin d'être connecté à une source externe car l'énergie active échangée entre le condensateur et le rotor est nulle. En effet le convertisseur joue le rôle d'un lien contrôlé pour l'échange de la puissance réactive entre la MAS et le condensateur.

En fonctionnement normal et en régime permanent, la puissance mise en jeu au rotor ne représente qu'une faible part (proportionnelle au glissement) de la puissance nominale de la MAS. De fait, le convertisseur à installer doit également être de puissance proportionnelle au glissement et donc de faible puissance, Ainsi son coût réduit, et cette nouvelle solution de réglage de la puissance réactive peut éventuellement devenir compétitive comparée à des méthodes conventionnelles de correction de facteur de puissance (bancs de condensateurs ou les compensateurs statiques branchés au stator).

Le convertisseur peut être commandé de plusieurs manières, mais quel que soit le principe de la commande, l'objectif principal est que la MAS ne demande au réseau que de la puissance active. La puissance du convertisseur à annexer au rotor doit être suffisante afin que la MAS ait la possibilité d'opérer avec un comportement résistif ou capacitif.

4.3 Principes de réglage de la puissance réactive de la MAS

4.3.1 Réglage basé sur l'amplitude de la tension rotorique

La source de tension composée du convertisseur et du condensateur, associée à une commande MLI appropriée, fournit une tension d'amplitude et de fréquence variables. La consigne de l'amplitude de la tension à la sortie est donnée par l'algorithme de réglage, qui est basé sur le calcul de la puissance réactive, tandis que sa fréquence et sa phase sont déterminées à partir des mesures des courants rotoriques.

Le schéma de principe montré sur la figure 4.3, donne plus de détails sur la nouvelle configuration de la MAS. Le rotor de la MAS se compose maintenant des enroulements rotoriques branchés à un convertisseur statique, qui est solide au rotor (absence des bagues).

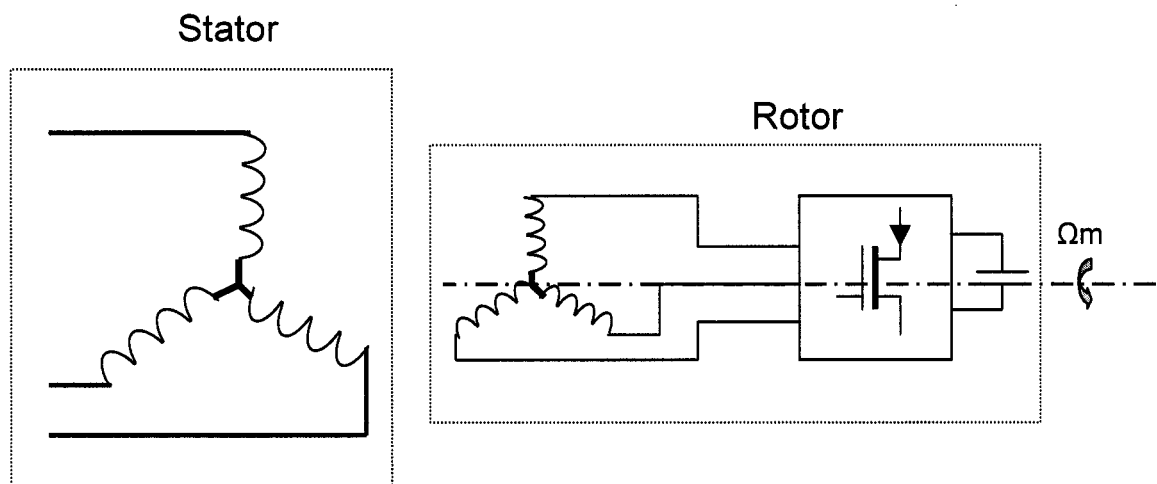


Figure 4.3- Nouvelle configuration de la MAS.

Afin d'approfondir et de rappeler le principe théorique de la régulation de la puissance réactive à travers l'amplitude de la tension rotorique, il est préférable de passer au schéma équivalent ramené au stator par phase donné par la figure 4.4.

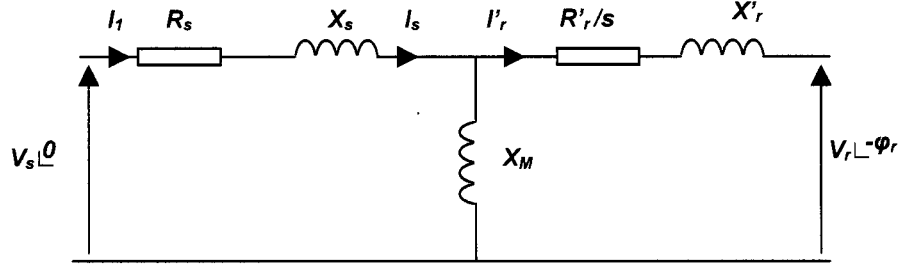


Figure 4.4- Circuit équivalent en régime permanent de la nouvelle configuration de la MAS, ramené au stator.

Pour simplifier l'étude nous avons posé les hypothèses suivantes :

- Le convertisseur délivre à sa sortie trois tensions décalées de 120° entre elles et en quadratures (en retard) avec les courants rotoriques,
- les composants électroniques sont idéaux,
- les harmoniques générés par les commutations du convertisseur sont négligeables,
- l'amplitude et la fréquence de la tension appliquée au stator sont constantes,
- la fréquence rotorique est constante.

Avec les hypothèses précédentes, le circuit équivalent peut être simplifié en utilisant le théorème de Thévenin.

On définit alors,

$$V_{rth} = \frac{V'_r}{s} \cdot \left(\frac{j \cdot X_M}{\frac{R'_r}{s} + j \cdot (X_M + X'_r)} \right) \quad (4-1)$$

$$Z_{rth} = \left(\frac{jX_M \cdot \left(\frac{R'_r}{s} + jX'_r \right)}{\frac{R'_r}{s} + j(X_M + X'_r)} \right) \quad (4-2)$$

Avec V_{rth} tension équivalente de Thévenin et Z_{rth} impédance équivalente de Thévenin.

Le circuit équivalent de Thévenin est donné sur la figure 4.5.

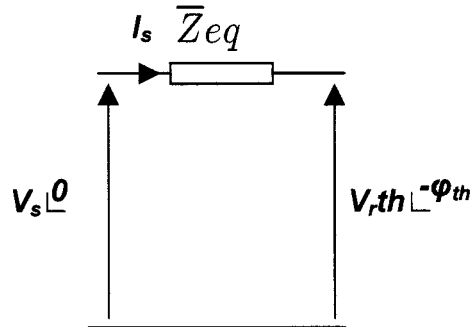


Figure 4.5- Circuit simplifié équivalent de la MAS

Avec,

$$\bar{Z}_{eq} = \bar{Z}_{rth} + \bar{Z}_s = Z_{eq} \angle \alpha \quad (4-3)$$

Les puissances active et réactive absorbées par le stator de la MAS sont données par les expressions suivantes :

$$P_s = \frac{3 \cdot V_s^2}{Z_{eq}^2} \cdot R_{eq} + \frac{3V_s \cdot V_{rth}}{Z_{eq}} \sin(\varphi_{th} - \theta) \quad (4-4)$$

$$Q_s = \frac{3 \cdot V_s^2}{Z_{eq}^2} \cdot X_{eq} - \frac{3V_s \cdot V_{rth}}{Z_{eq}} \cos(\varphi_{th} - \theta) \quad (4-5)$$

Avec $\theta = (90 - \alpha)$

Les équations (4-4) et (4-5) nous donnent une idée claire sur l'effet de l'amplitude la tension appliquée aux enroulements rotoriques sur la puissance réactive absorbé par le stator de la MAS Q_s . En supposant que la puissance active absorbée par le stator de la machine est constante, si l'amplitude de la tension V_r augmente, dans l'équation (4-4) le terme en sinus doit diminuer. Par conséquent le terme en cosinus de la seconde partie de l'équation (4-5) doit augmenter, ce qui résulte en une augmentation du second terme de l'équation (4-5).

L'expression de la puissance réactive est composée de deux termes, le premier dépend seulement de la tension statorique et des paramètres de la machine, il est constant tant que la tension statorique est constante. L'autre dépend des tensions appliquées au stator et au rotor, des paramètres de la machine et du cosinus de l'angle relatif entre la tension de Thévenin et le courant.

Si on suppose que la puissance active absorbée par le stator est constante, c'est-à-dire qu'il n'y a aucun apport de puissance active par le rotor et aucun changement de puissance mécanique sur l'arbre, on peut déterminer la tension rotorique nécessaire pour annuler la puissance réactive consommée par le stator. Au delà de cette valeur, une augmentation de la tension rotorique conduit à une puissance réactive négative, c'est-à-dire une génération de puissance réactive, et une diminution de la valeur de V_r aboutit à une consommation de puissance réactive.

En branchant une source de tension qui délivre une puissance purement réactive au rotor de la MAS, (avec les tensions aux bornes des enroulements du rotor en quadrature de phase avec les courants rotoriques) on a à commander seulement l'amplitude de la tension délivrée par le convertisseur pour régler la puissance réactive absorbée par le stator. La tension rotorique développée par le convertisseur est alors une grandeur de réglage importante de la puissance réactive de la MAS, il suffit d'élaborer une loi de commande qui va gérer son augmentation ou sa diminution, et donc qui gérer l'augmentation ou la diminution de la puissance réactive consommée par le stator.

4.3.1.1 Loi de commande

La loi de commande ci-dessus est basée sur l'estimation de la puissance réactive consommée par le stator de la MAS en fonction des grandeurs rotoriques. Une fois cette puissance déterminée, elle sera comparée à une référence fixée par le constructeur. Le signal à la sortie du comparateur permet de commander l'augmentation ou la diminution de l'amplitude de la tension appliquée aux enroulements rotoriques, ce qui va entraîner une augmentation ou une diminution de la puissance réactive échangée entre le rotor et

le convertisseur. Par conséquent l'échange de puissance réactive sur le rotor affecte directement la puissance réactive absorbée par le stator.

Le schéma structurel global de la MAS avec son rotor composé des enroulements, d'un convertisseur et d'un bloc de commande est montré sur la figure 4.6. Le bloc de commande est formé de plusieurs sous blocs, et comporte l'acquisition et le conditionnement des grandeurs mesurées, la déconnexion des signaux de commande, les protections électroniques, l'estimation et la transformation des différentes grandeurs et enfin la stratégie MLI. Une partie de la commande peut être réalisée en technologie numérique (logique programmée), par exemple les transformations, les régulateurs et les estimateurs. Les fonctions restantes correspondent à des tâches qui peuvent être réalisées en technologie analogique et logique câblée.

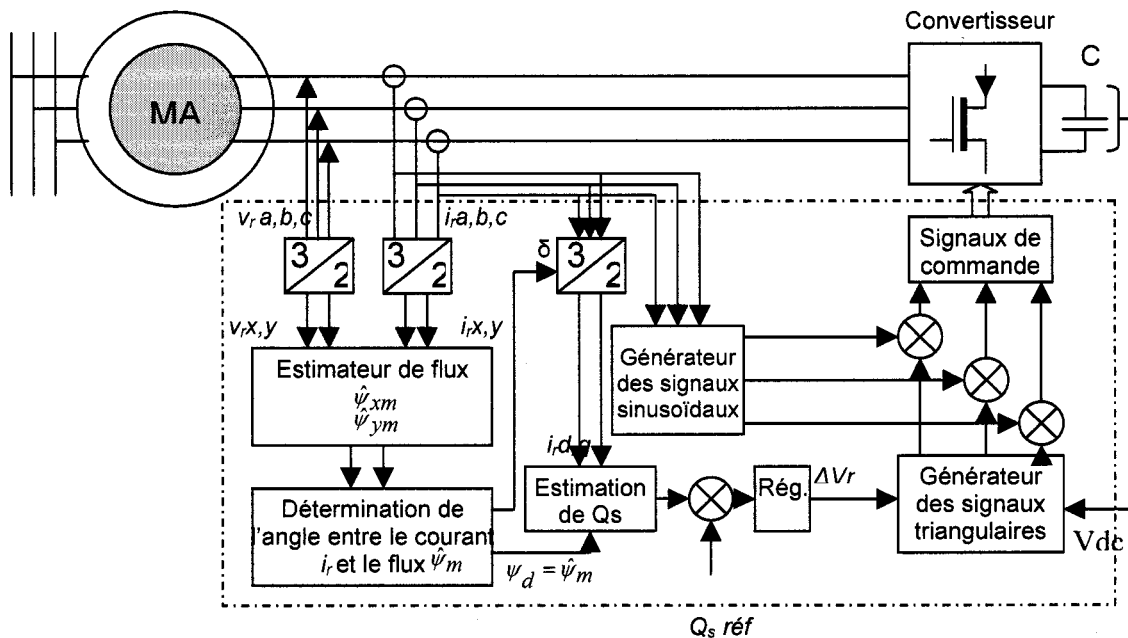


Figure 4.6- Schéma structurel de la nouvelle technique de réglage de la puissance réactive.

Les mesures des valeurs instantanées des tensions et des courants du rotor, et leurs transformations dans le référentiel (x, y), permettent l'estimation des composantes de flux dans l'entrefer conformément aux équations (2-32) et (2-33). Une fois le flux dans

l'entrefer estimé, on détermine l'angle entre le courant rotorique et le flux dans l'entrefer. Pour estimer la puissance réactive consommée par la MAS qui est donnée par l'équation (2-31), on doit retransformer les courants rotoriques dans un référentiel (d, q), qui est choisi de telle sorte que le vecteur du flux dans l'entrefer s'aligne avec son axe d.

Lorsque la puissance réactive consommée par le stator de la machine est estimée, elle est comparée à la référence, qui est la puissance réactive que l'on souhaite être consommée par la MAS. Le signal à la sortie impose une augmentation ou une diminution de la tension imposée par le convertisseur aux bornes du rotor.

Le bloc appelé générateur de signaux triangulaires va générer, à partir de l'ordre d'augmentation ou de diminution de la tension appliquée au rotor qui vient du comparateur des puissances réactives, de la mesure de la tension continue aux bornes de condensateur et de l'amplitude de la tension V_r , les porteuses de la commande MLI. Le bloc appelé générateur de signaux sinusoïdaux va générer les signaux de référence en fonction de la combinaison des différents courants rotoriques.

Les signaux sinusoïdaux de la commande portent l'information sur la fréquence et les phases des tensions à appliquer, les signaux triangulaires donnent l'information sur la fréquence de commutation, la comparaison des deux signaux fournit l'information sur l'amplitude V_r à appliquer.

Le bloc de commande, qui englobe la déconnexion des signaux de commande et les protections des composantes, assure l'interface entre les bras du convertisseur et les ordres qui viennent de la commande.

4.3.1.2 Résultats de simulation

Afin de réaliser des simulations nous avons élaboré sous Matlab/Simulink une source tension qui délivre trois tensions de même fréquence et en quadrature de phase (en retard) avec les courants rotoriques. L'amplitude, qui est la même pour les trois tensions appliquées aux enroulements rotoriques, est entrée en boucle ouverte.

Les résultats des simulations présentés sur les figures 4.7 et 4.8 nous donnent une idée de la variation de la puissance réactive consommée par une MAS de 3 hp en fonction de l'amplitude de la tension V_r appliquée aux enroulements rotoriques. Pour la figure 4.7 l'amplitude de la tension V_r est sous forme d'une rampe de pente 0.75 (V/s), alors que dans la figure 4.8 elle est forme d'une suite d'échelons.

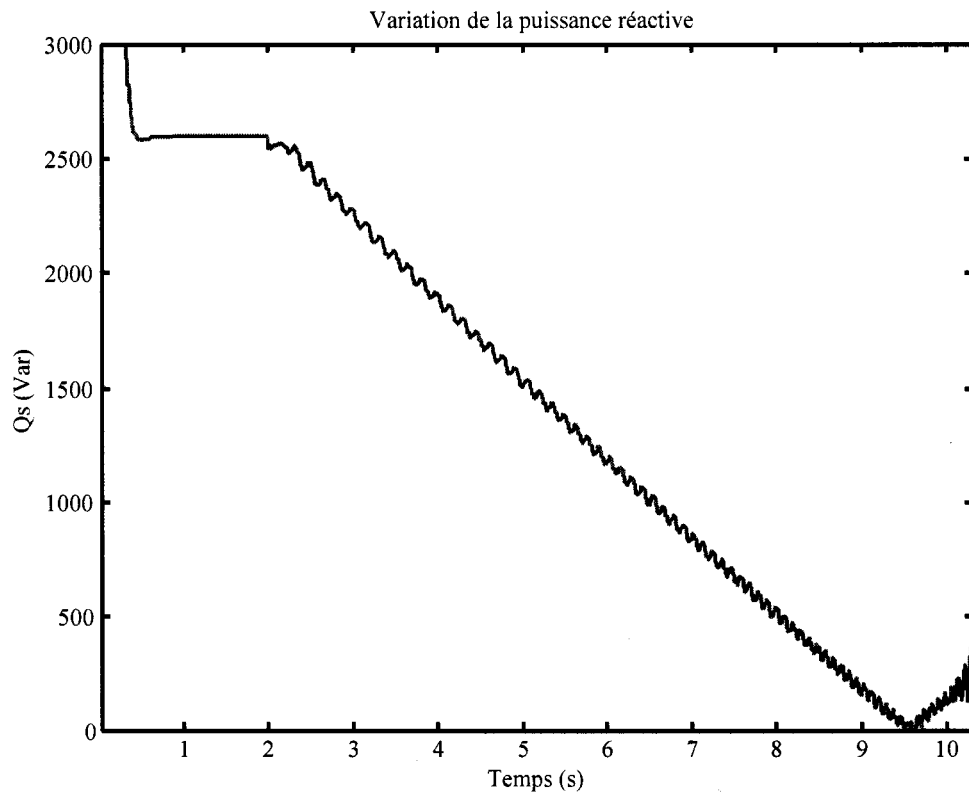


Figure 4.7- Variation de la puissance réactive absorbée par la MAS suite à l'application d'une tension V_r en rampe de pente 0.75 (V/s) à partir de $t=2s$.

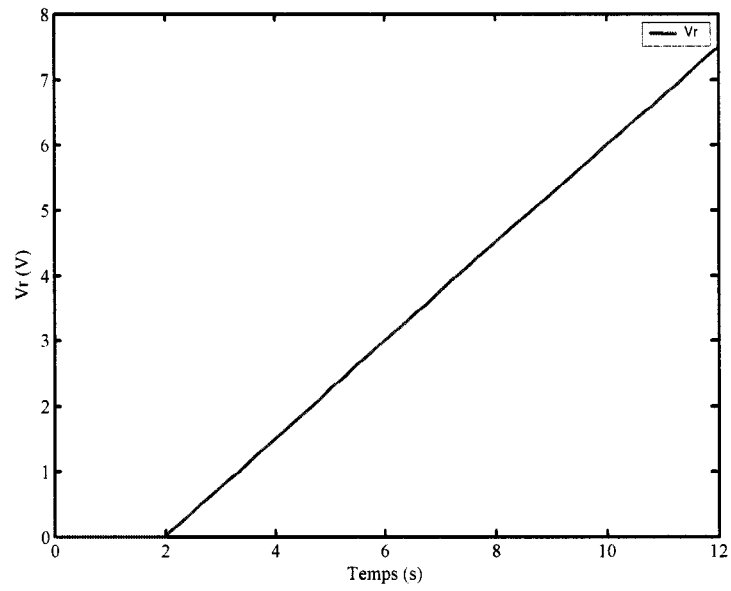


Figure 4.8- Module de la tension V_r appliquée au rotor

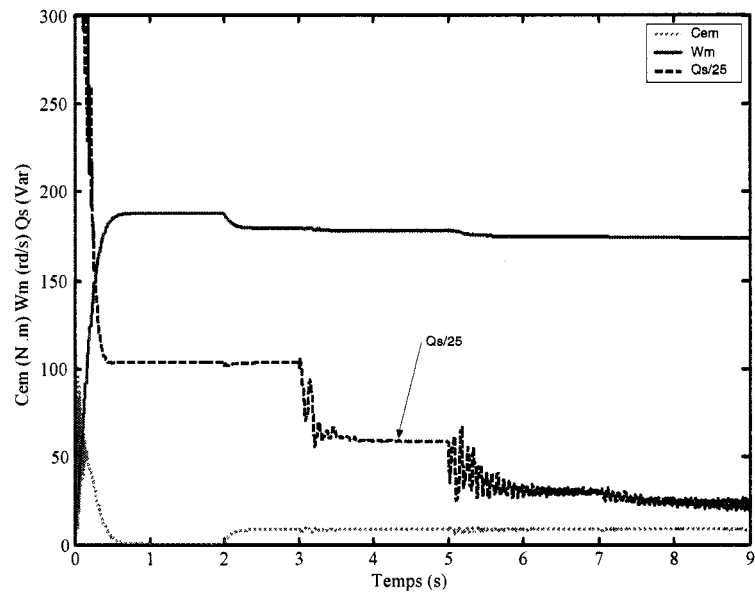


Figure 4.9- Variation de la puissance réactive absorbée par la MAS suite à des échelons de V_r

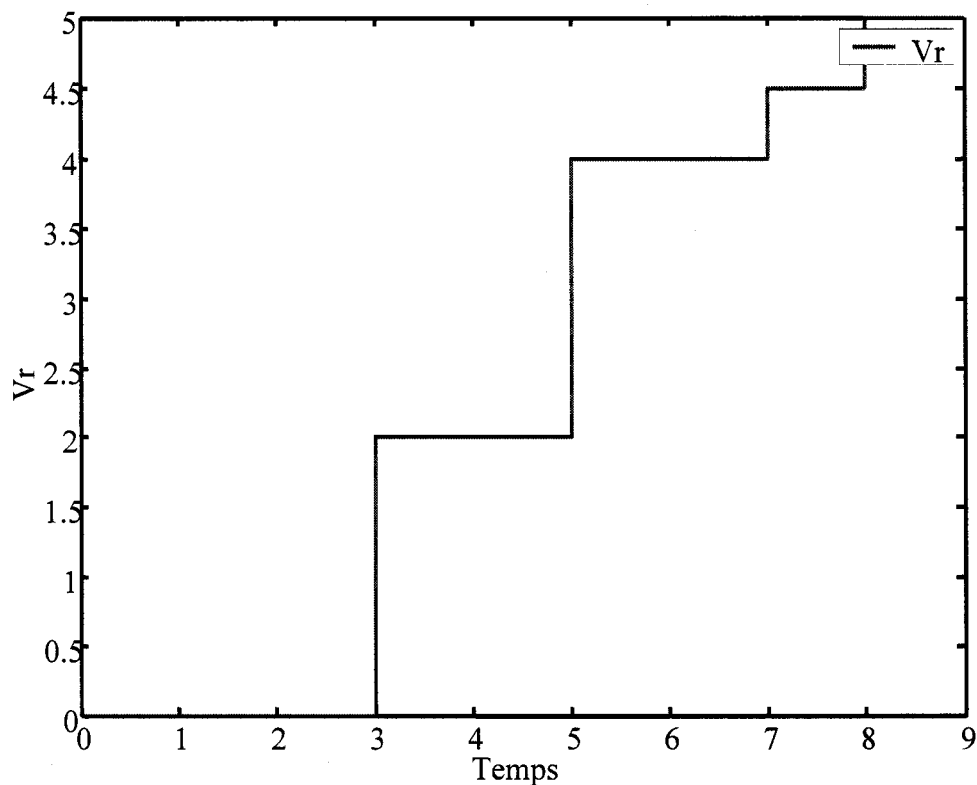


Figure 4.10- Module de la tension V_r appliquée au rotor

À partir des résultats de simulations donnés sur les figures 4.7 et 4.8 et des équations (4-4) et (4-5), on peut affirmer que pour une tension V_r d'environ 7(V) de valeur efficace, une MAS de puissance 3 hp peut être totalement compenser et elle arrive à générer de la puissance réactive.

En conclusion, on peut affirmer qu'avec un convertisseur de puissance apparente de 100 VA installé sur le rotor on peut compenser totalement la puissance réactive absorbée par une MAS de puissance 3HP fonctionnant en régime nominale.

4.3.1.3 Analyse des résultats

On remarque sur les figures 4.7 et 4.8 que la vitesse mécanique diminue, alors que le couple électromagnétique reste constant. La diminution de vitesse peut être expliquée par l'augmentation de courant rotorique afin de fournir une puissance réactive

nécessaire à un fonctionnement normal de la MAS, ce qui va engendrer des pertes par effet Joule supplémentaires dans le rotor, et par conséquent un glissement plus grand. Comme la vitesse mécanique est en relation directe avec le glissement, une augmentation du glissement occasionne automatiquement une diminution de la vitesse mécanique. Une régulation du courant rotorique afin de maintenir son amplitude constante peut contourner ce problème, mais cela engendre une augmentation dans la tension appliquée aux enroulements rotoriques pour fournir la même puissance réactive.

Le deuxième problème que l'on peut rencontrer, c'est la relative faiblesse de l'amplitude des tensions rotoriques, ce qui peut causer des problèmes de commutation dans les composants de convertisseur ou des chutes de tensions qui peuvent être nuisibles pour le fonctionnement normal de la machine. L'utilisation des composants électroniques spéciaux pour des applications qui utilisent des faibles valeurs des tensions, plus une augmentation dans le nombre des spires des enroulements rotoriques peut aider à résoudre ce problème.

La tension aux bornes du condensateur, supposée constante, ne l'est pas réellement. Pour s'assurer qu'elle reste dans une plage de valeurs prédéfinie, on doit ajouter une boucle de régulation de tension. Cette boucle agit sur la charge de condensateur et maintient la tension à ses bornes dans la bande prédéfinie qui assure le bon fonctionnement de la compensation.

4.3.2 Réglage découplé de la puissance réactive

Pour remédier à certains problèmes rencontrés dans la commande basée sur l'amplitude de la tension rotorique (telle la diminution de vitesse mécanique), on va présenter un deuxième type de commande qui est basé sur la régulation découplée de la puissance réactive en fonction du courant rotorique. Partant de l'expression de la puissance

réactive donnée par l'équation (2-31), qui dépend seulement de la composante i_{dr} du courant rotorique et qu'on réécrit ici :

$$Q_s = \frac{3}{2} \omega_s \left(\frac{\psi_m^2}{M^2} \cdot (L_s + M) - \psi_m \cdot i_{rd} \right)$$

Considérons également l'expression du couple donnée par la relation (2-39) :

$$C_{em} = \frac{3}{2} p (\psi_{dm} \cdot i_{rq} - \psi_{qm} \cdot i_{rd}) = \frac{3}{2} p (\psi_m \cdot i_{rq})$$

Nous rappelons aussi que le flux dans l'entrefer ψ_m est en relation direct avec l'amplitude de la tension et la fréquence statorique. Si on néglige la chute de tension au niveau de l'enroulement du stator, et si ces deux grandeurs de réseau sont constantes, la puissance réactive ne dépend plus que de i_{rd} , alors que le couple est fonction seulement de i_{rq} . Ce qui offre un découplage entre la puissance réactive et le couple. Pour diminuer la consommation de la MAS en puissance réactive, il suffit d'augmenter la composante de courant rotorique i_{rd} , l'augmentation ou la diminution de cette composante de courant n'affectant pas l'expression du couple électromagnétique.

4.3.2.1 Loi de commande

L'estimation de la puissance réactive consommée au niveau du stator de la MAS est assurée de la même façon que la première proposition, le changement réside simplement dans la grandeur de commande qui devient la composante de courant rotorique i_{rd} . Il faut augmenter le courant i_{rd} pour rendre la consommation de la puissance réactive au niveau du stator égale à une référence prédéfinie. Le courant de référence est donné suite à la comparaison de la puissance réactive consommée à celle de la référence.

Le bloc de comparaison des deux puissances donne à sa sortie la référence de la composante i_{rd}^* . Cette dernière permet d'établir les références des tensions qui vont

être appliquées aux enroulements rotoriques. À la sortie du convertisseur statique, installé sur le rotor, les tensions vont suivre les tensions des références imposées.

On doit s'assurer aussi que l'augmentation ou la diminution de la composante i_{rd} du courant rotorique n'a pas d'influence sur les autres grandeurs tel le couple ou la vitesse afin de déterminer que cette commande est une commande indépendante.

Une proposition de schéma structurel est donnée par la figure 4.9, le bloc de commande représenté par la partie encadrée avec un trait interrompu, peut être réalisée par logique programmée.

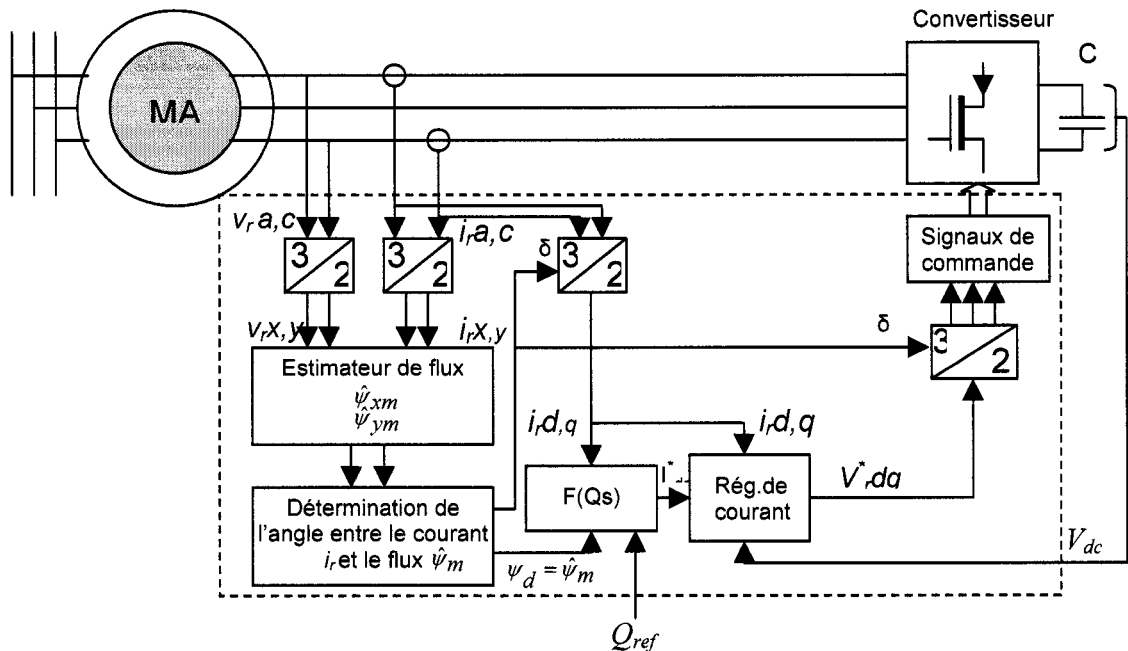


Figure 4.11- Schéma structurel de la commande découplée de la puissance réactive.

4.3.2.2 Résultats de simulation

Les simulations sont effectuées en boucle ouverte. Elles consistent à faire varier l'amplitude de la tension v_{rd} et d'observer la réaction des grandeurs de la MAS. Les figures 4.10, 4.11, 4.12 et 4.13 présentent les résultats des différentes simulations

réalisées afin d'avoir une idée de la variation de la puissance réactive consommée par une MAS de 3 hp en fonction de la tension v_{rd} . L'amplitude de la tension v_{rd} est entrée sous forme d'une rampe de pente 2(V/s) pour la figure 4.10 alors que dans la figure 4.13 elle est entrée sous forme d'une suite d'échelons.

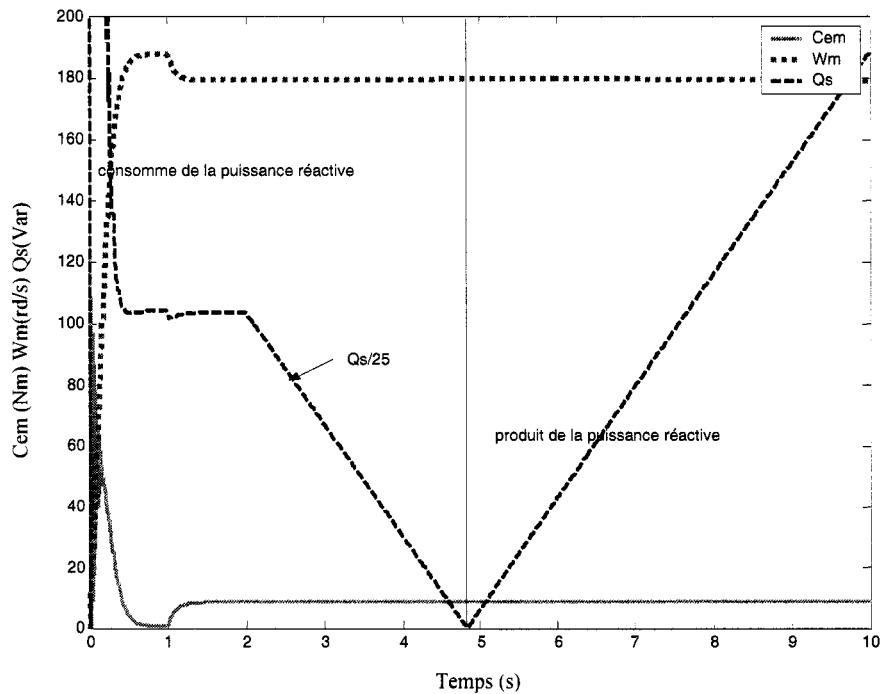


Figure 4.12- Variation de puissance réactive suite à une rampe de tension V_{rd} .

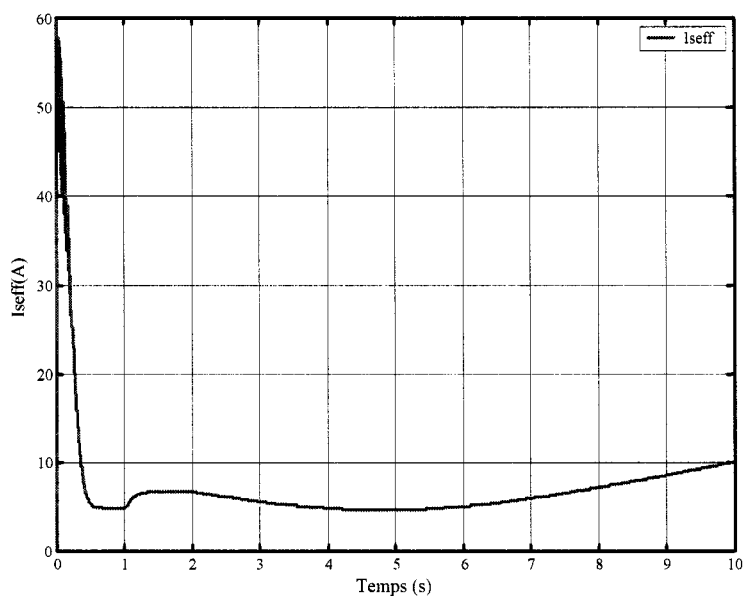


Figure 4.13- Variation de courant efficace absorbé par le stator de la MAS

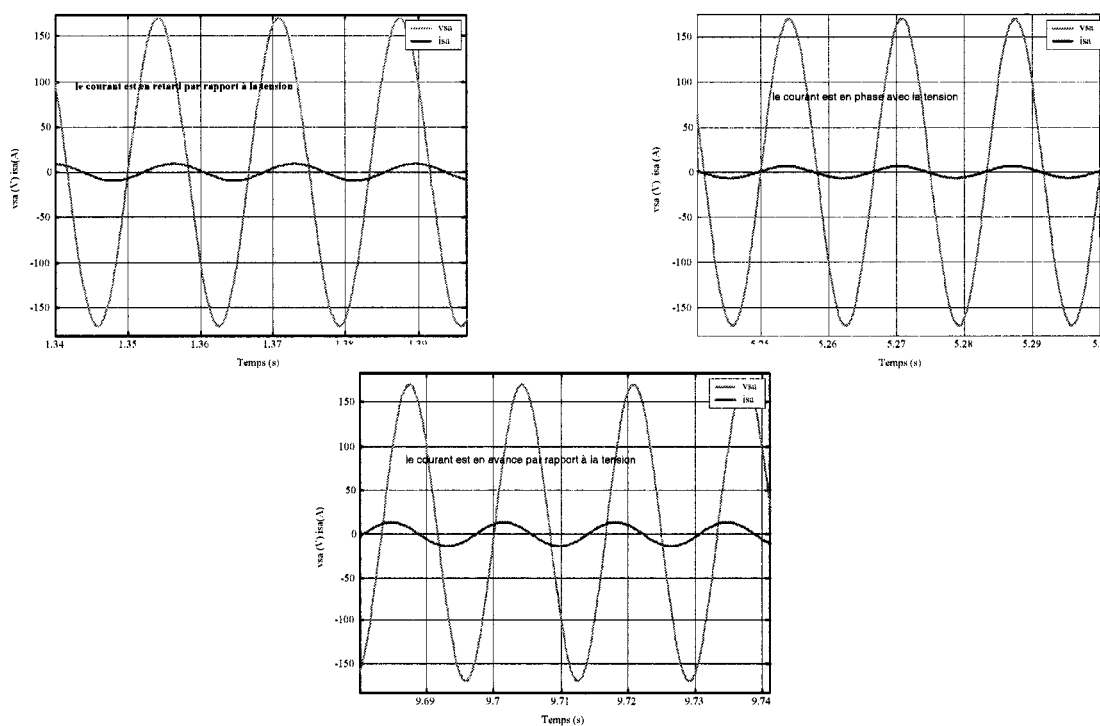


Figure 4.14- Phase entre la tension et le courant statorique pour les trois comportements de la MAS (inductif, résistif et capacitif).

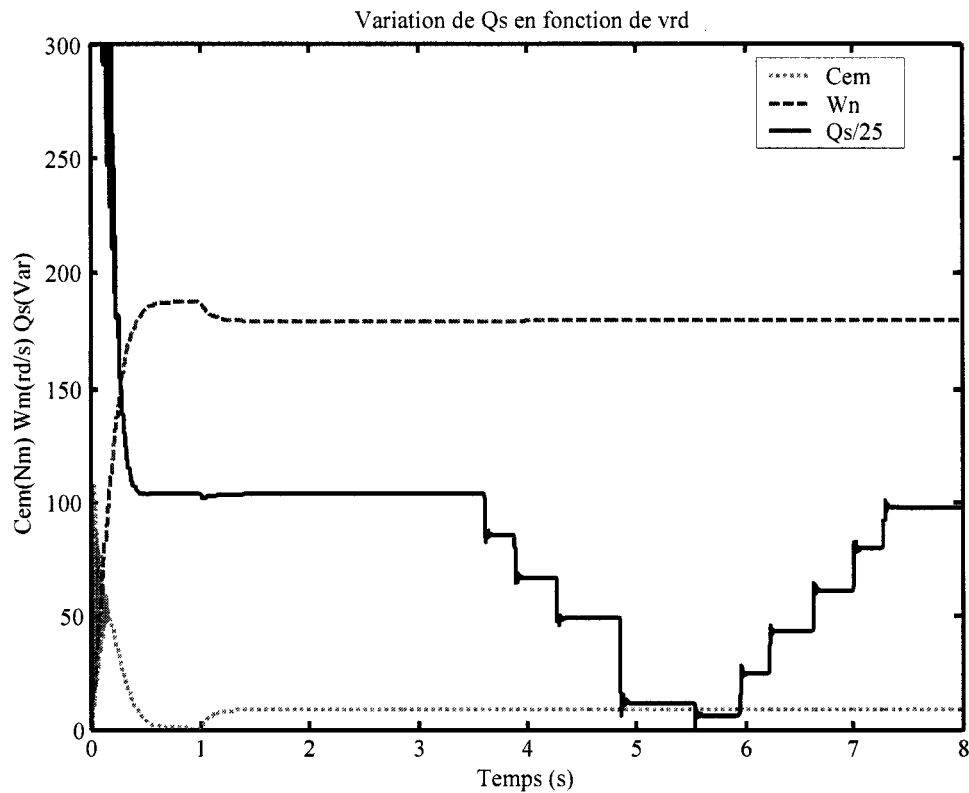


Figure 4.15- Puissance réactive d'une MAS suite à l'application d'une tension V_{rd} en suite d'échelons

4.4 Résultats expérimentaux.

Afin de donner à notre travail un aspect concret, nous avons essayé d'élaborer des essais visant à valider expérimentalement la compensation de la puissance réactive de la MAS à travers ses enroulements rotoriques. Le principe de cet essai consiste en l'injection d'une quantité de puissance réactive dans le rotor et d'observer le résultat au niveau de la puissance réactive absorbée par le stator de la MAS. Pour faire cet essai, et du fait que nous ne disposions pas du matériel nécessaire et approprié, nous avons élaboré le schéma d'essai donné par la figure 4.14, qui est réalisé grâce à l'utilisation de 4 machines à courant alternatif (une MAS et trois MS), deux alimentations à fréquence variable, deux analyseurs de puissance, un oscilloscope et des charges résistives.

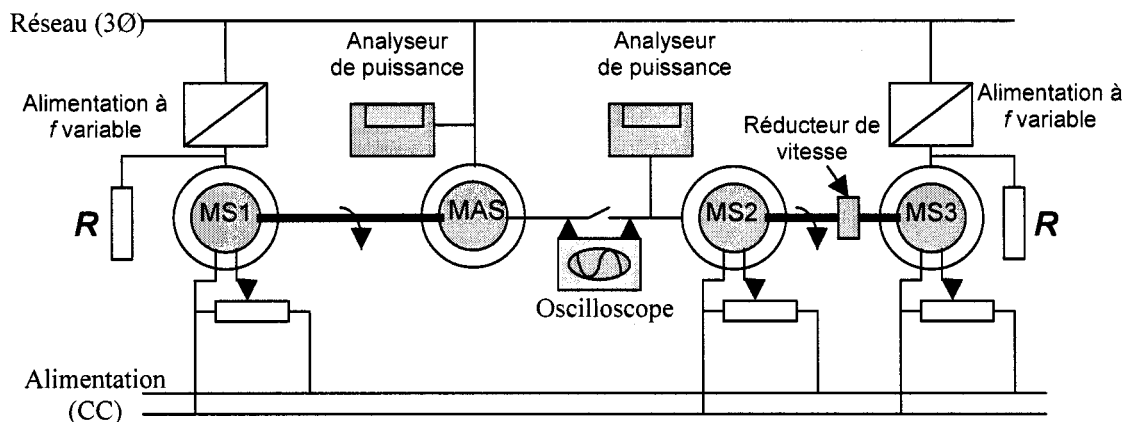


Figure 4.16- Schéma du montage de l'essai expérimental.

Le stator de la MAS à tester est alimenté par le réseau caractérisé, son arbre est entraîné à une vitesse constante imposée par la machine synchrone MS1, tandis que ses enroulements rotoriques sont alimentés par la machine MS2. Aux bornes des enroulements rotoriques apparaissent trois tensions induites sinusoïdales et de fréquence égale à la différence entre la fréquence du réseau et celle de l'alimentation de l'induit de la machine MS1, par conséquent les tensions délivrées par la machine MS2 doivent avoir la même fréquence et le même ordre de phase que ces tensions induites. L'alimentation à fréquence variable qui alimente l'induit de la machine MS3 impose la vitesse de rotation de cette dernière, et par suite la fréquence des tensions délivrées par le stator de la machine MS2. La vitesse de la MAS est imposée par la fréquence de l'alimentation branchée à l'induit de la machine MS1.

Une fois la connexion établie entre les enroulements rotoriques de la MAS et l'induit de MS2, en jouant sur son courant d'excitation, MS2 change son comportement réactif. Par conséquent son induit va échanger de la puissance réactive dans les deux sens avec le rotor de la MAS.

Pour réaliser cet essai on a alimenté d'une part MS1 avec une tension nominale mais à une fréquence de 55Hz, ainsi les tensions apparaissant aux bornes des enroulements rotoriques vont avoir une fréquence de 5Hz. De l'autre coté, la machine MS3 est alimentée à une fréquence de 15Hz. Afin d'avoir une fréquence des tensions du stator de MS2 égale à celle des tensions induites dans le rotor de la MAS, on a placé un réducteur de vitesse. Ce dernier est utilisé en vue d'augmenter la puissance électrique de MS2, qui est utilisée dans ce montage comme générateur.

Avant d'effectuer le couplage entre le rotor de la MAS et le stator de MS2, on doit vérifier avec l'oscilloscope, branché entre les deux machines, que les fréquences des tensions aux bornes des enroulements rotoriques de la MAS et aux bornes du stator de la machine MS2 sont bien égales, et on doit aussi vérifier l'ordre des phases. Si ces deux étapes sont franchies on peut établir la liaison.

Si tout fonctionne, il suffit de varier l'excitation de MS2 et prendre à chaque fois les mesures de la puissance réactive sur le rotor et sur le stator de la MAS.

Les résultats de cet essai sont donnés dans le tableau 8.

I_s (A)	6,730	5,930	5,447	4,900	4,330	3,970	3,750	3,127
$P_{s\ 3\phi}$ (W)	567,3	203,4	136,0	-3,7	-40,3	-112,4	-380,0	-430,0
$Q_{s\ 3\phi}$ (Var)	2360	2136	1956	1767	1561	1447	1315	1074
F_p (stator)	0,234	0,095	0,069	-0,002	-0,026	-0,077	-0,278	-0,372
I_r (A)	3,260	1,167	0,218	1,260	2,040	3,119	4,606	5,790
$P_{r\ 3\phi}$ (W)	-5,617	-0,025	0,700	6,090	5,200	11,780	23,800	29,050
$Q_{r\ 3\phi}$ (Var)	13,880	5,870	1,400	4,760	10,420	15,970	20,730	29,070
ΔQ_s		-224	-180	-189	-206	-114	-132	-241
ΔQ_r		-8,01	-4,47	3,36	5,66	5,55	4,76	8,34
$\Delta Q_r / \Delta Q_s$ (%)		3,6	2,5	1,8	2,7	4,9	3,6	3,5
s (%)		8,3	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3

Tableau 4.1- Résultats de l'essai pratique de la compensation de la MAS à travers ses enroulements rotoriques.

La variation de la puissance réactive Q_s en fonction de la variation de la puissance réactive Q_r est donnée par la figure 4.15

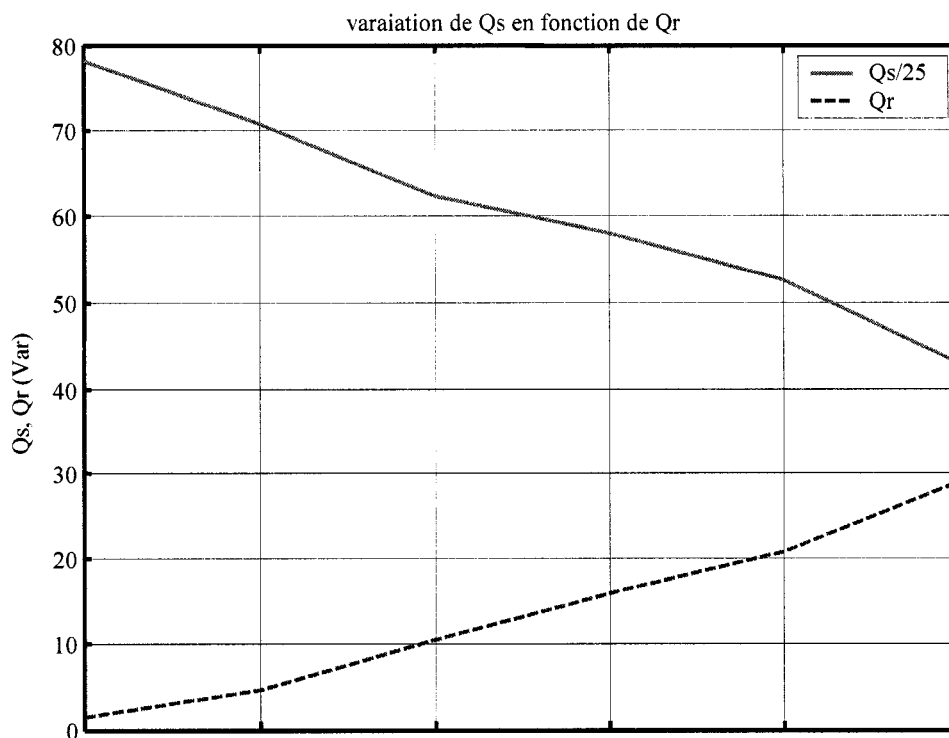


Figure 4.17- Variation de la puissance réactive absorbée par le stator en fonction de la puissance réactive injectée au rotor.

L'allure des variations des puissances réactives sur le stator et rotor de la MAS est conforme aux études théoriques, toutefois le rapport entre les variations des puissances réactives, qui devrait être égal au rapport entre les fréquences f_r et f_s , n'est pas semblable à la théorie.

Le fonctionnement instable du montage, les pertes actives et réactives dans les enroulements, la variation simultanée des différentes grandeurs et la difficulté de vérifier le bon fonctionnement des 4 machines peuvent expliquer les erreurs rencontrées dans les résultats expérimentaux.

L'essai a été réalisé à une fréquence de 5(Hz), ce qui représente un glissement de 8,3 (%) pour une MAS à 4 pôles, car nous avons éprouvé beaucoup de difficulté pour stabiliser le fonctionnement du montage pour des fréquences inférieures.

4.5 Aspects futurs

La prochaine étape, après la résolution du problème de la puissance réactive qui était le point faible de la MAS devant la MS, est d'étudier la possibilité de faire fonctionner la MAS en vitesse synchrone et sur synchrone en agissant sur les grandeurs rotoriques, toujours sans aucun apport externe d'énergie à travers ses enroulements rotoriques.

Nous avons montré par simulation la possibilité d'accomplir ces régimes de fonctionnement mais en supposant qu'on a une petite source de puissance active. Cette source de puissance active représente donc un possible projet pour des futurs candidats.

Les deux figures 4.16 et 4.17 montrent respectivement la variation de la vitesse mécanique et la fréquence des courants rotoriques. Dans la première figure on peut constater que la machine asynchrone peut travailler à vitesse égale ou supérieure à celle de synchronisme, tout en ayant un comportement inductif, résistif ou capacitif.

Sur la deuxième figure on voit clairement la variation de la fréquence des courants rotoriques qui donne une image précise de la vitesse de rotation par rapport à la vitesse du champ.

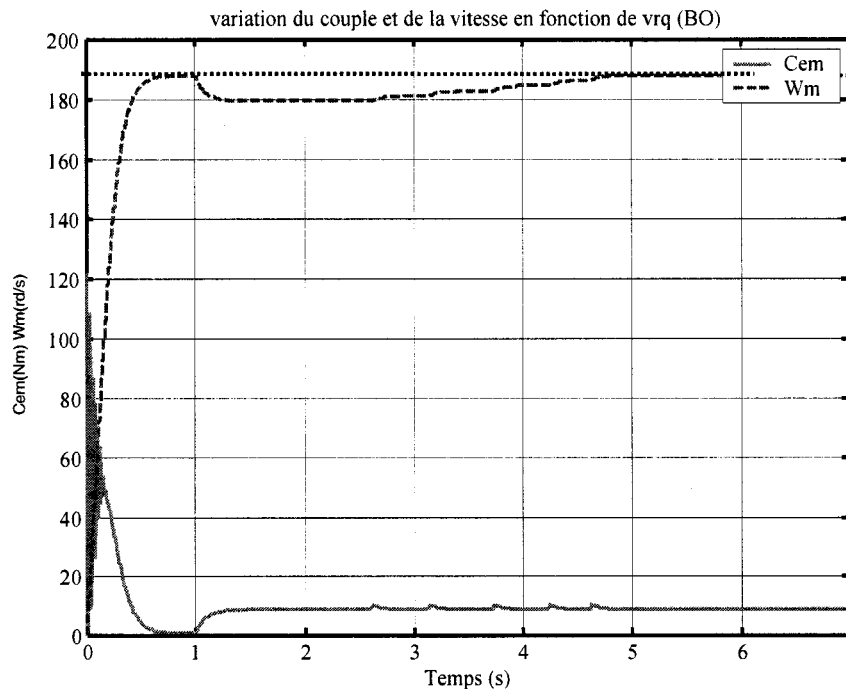


Figure 4.18- Variation de la vitesse mécanique suite à une variation de la tension V_{rq} .

Figure 4.19- Variation de la fréquence des courants rotoriques en fonction de la tension V_{rq} .

4.6 Recommandations pour les futurs essais.

Pour accomplir les essais nécessaires à la validation expérimentale de ce projet, tout en prévoyant la validation des futurs projets, le laboratoire de recherche qui sera réalisé doit être équipé du matériel suivant :

- des convertisseurs 4 quadrants équipés d'une interface de découplage et d'amplification et de mise en forme des signaux de commandes,
- des cartes microcontrôleurs ou des processeurs de signal "DSP" qui ont pour objet d'assurer la commande, équipés des entrées sorties pour faire l'acquisition des mesures, le traitement et enfin donner les signaux de commande des convertisseurs,

- des machines asynchrones à rotor bobiné de différentes puissances afin d'avoir plus de possibilité d'essais pour valider le modèle,
- des appareils de mesures (analyseurs de puissance, oscilloscopes, tachymètre),
- des capteurs de courants et de tension;
- des condensateurs.

Une grande partie du matériel cité ci-dessus existe déjà dans le laboratoire d'Électrotechnique, toutefois pour travailler dans des meilleures conditions et accélérer les recherches, on suggère que ce matériel soit acquis, lorsque qu'une équipe de candidats voudra continuer dans ce domaine de recherche.

Ce matériel peut également servir à plusieurs autres domaines actuels de recherche, qui font de nos jours l'objet de plusieurs publications.

Une fois le matériel acheté, il ne reste qu'à programmer les lois de commande et les faire exécuter par le microcontrôleur, et s'assurer que les signaux de commande sont compatibles.

L'exécution des essais peut prendre plusieurs étapes de tests afin de s'assurer du bon fonctionnement des différentes parties, pour enfin aboutir à un essai du montage au complet.

La figure 4.18 nous montre une proposition d'un schéma complet pour les essais expérimentaux. Les essais de la compensation de la puissance réactive sont assurés seulement avec le convertisseur¹ branché au condensateur. Le convertisseur² sert pour d'autres applications telles les essais qu'on a mentionnés dans le paragraphe 4.5, ou les essais pour les générateurs éoliens et les variateurs de vitesse.

Il ne faut pas oublier que ce matériel peut aussi servir comme matériel didactique pour plusieurs travaux pratiques afin d'améliorer la formation des ingénieurs.

La présence d'un microcontrôleur comme outil principal de commande, peut être utilisé de manière plus large au laboratoire, car il peut faire l'objet de plusieurs applications utilisant la même chaîne de puissance. Il suffit de changer la programmation pour changer le type d'application.

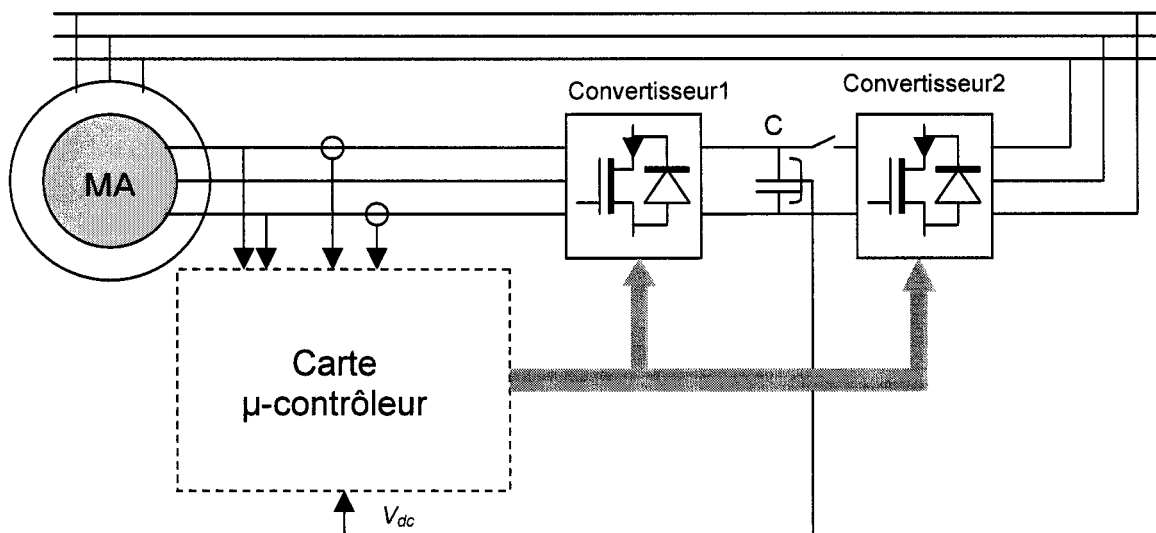


Figure 4.20- Proposition d'un schéma complet pour des futurs essais expérimentaux

Conclusion

La majorité, pour ne pas dire la totalité des articles publiés sur les générateurs éoliens ont pris la MAS à rotor bobiné comme générateur; en outre l'énergie éolienne est en plein développement et sa proportion ne cesse d'augmenter partout dans le monde. Ces deux facteurs ont donné un intérêt particulier à la MAS à rotor bobiné et ont poussé beaucoup de laboratoires de recherche spécialisés dans le domaine de l'électrotechnique à lancer un nouvel axe de recherche afin d'améliorer le comportement de la MAS. Néanmoins il reste beaucoup de travail à faire vu la nouveauté de cet axe.

Un inconvénient majeur de la MAS face à la machine synchrone est le manque de flexibilité dans le choix de facteur de puissance lors du fonctionnement, sauf par ajout de composantes externes.

Le travail d'investigation fait dans ce projet apporte des résultats préliminaires sur une nouvelle méthode d'auto-excitation en puissance réactive de la MAS. Dans cette approche le rotor bobiné de la MAS est branché à un convertisseur afin de fournir la puissance réactive nécessaire au fonctionnement normal de la MAS. Les enroulements statoriques de la MAS connectés au réseau absorbent seulement de la puissance active, par conséquent on peut affirmer que la MAS peut travailler à facteur de puissance réglable comme la machine synchrone.

Au cours de ce projet, nous avons commencé par une étude bibliographique sur la consommation et la régulation de la puissance réactive dans la MAS, nous avons trouvé plusieurs articles qui parlaient généralement de façon indirecte de ce problème. Nous avons constaté aussi que la majorité de ces articles ont pour objet les générateurs éoliens.

Comme la MAS à rotor bobiné offre l'avantage d'être réglable à travers ses enroulements rotoriques par la manipulation d'une petite quantité de puissance vis-à-vis de sa puissance nominale, pour une plage limitée de variation de sa vitesse. Elle était la plus utilisée comme générateur éolien.

Ensuite, nous avons pris cette étude bibliographique comme base afin d'étudier d'une façon minutieuse le comportement de la MAS face à l'excitation de ses enroulement rotoriques par une source de tension. Nous avons insisté sur l'étude de flux de puissance dans la machine tout en faisant attention aux contraintes électriques auxquels elle est soumise.

Nous avons aussi étudié la possibilité d'estimer et de réguler la consommation de la MAS en puissance réactive en fonction des grandeurs rotoriques en se basant sur plusieurs publications. Suite à cette étude deux principes de réglage de la puissance réactive dans la MAS ont été proposés.

Considérons encore un fois les développements importants que l'énergie éolienne connaît de nos jours avec comme générateur la MAS à rotor bobiné : trouver un modèle de cette machine peut devenir un important moyen de travail dans le future. Par conséquent le chapitre 3 qui est consacré au développement d'un modèle de la MAS à rotor bobiné, bien que donnant l'impression d'une modélisation ordinaire, représente une nouveauté qu'on ne trouve pas dans la littérature et apporte une étude théorique et pratique totalement validée sur la modélisation et la détermination pratique des paramètres des MAS.

Outre le fait qu'il peut être utilisé dans plusieurs applications de recherche telles que la modélisation des parcs éoliens, ce travail peut servir comme support pédagogique aux étudiants vu le manque au niveau des développements du modèle de la MAS à rotor bobiné dans la littérature.

Enfin nous avons essayé de valider par simulations les théories pour réaliser une MAS à consommation de puissance réactive réglable, les résultats sont prometteurs. Nous avons proposé des schémas complets de ces nouvelles stratégies de régulation de la puissance réactive dans les MAS.

Nous avons aussi parlé sur le futur de la MAS associée à un convertisseur sur son rotor bobiné; elle peut devenir une machine universelle, puisqu'elle peut fonctionner en machine synchrone ou en machine asynchrone et avec un réglage flexible de la puissance réactive.

La source d'excitation en puissance réactive connectée au rotor est composée d'un convertisseur ca/cc et un condensateur cc. Les résultats de simulation obtenus donnent une idée sur la puissance réduite de cette source, ce qui représente un avantage devant les méthodes courantes de compensation de la puissance réactive.

Pour finir, il ne faut pas oublier de mentionner certaines contraintes rencontrées durant ce projets telles que le manque des publications dans ce domaine de recherche et le manque de matériel approprié afin de valider expérimentalement ce projet, et les conséquences associées, en effet nous avons mis beaucoup de temps avec le matériel disponible pour faire ce travail.

Références

- [1] CHRISTIAN R. Kelber, WALTER Schumacher. 2000 «Adjustable Speed Constant Frequency Energy Generation with Doubly-Fed Induction Machines ». European Conference Variable Speed in Small Hydro. Grenoble, France.
- [2] CHRISTIAN R. Kelber, WALTER Schumacher. 2000 «Control of Doubly-Fed Induction Machines as an Adjustable Speed Motor/Generator». European Conference Variable Speed in Small Hydro. Grenoble, France.
- [3] EDUARD. MULJAD, THOMAS A. LIPO, DONALD W. NOVOTNY. 1989 « Power Factor Enhancement of Induction Machines by Means of Solid-State Excitation ». IEEE Transaction on Power Electronics, Vol.4, No. 4.
- [4] Ahmed .A. Mahfouz, O.P. Malik. 1995. « Unity Power Factor Operation for 3-phase Induction Motors». IEEE, IECON 21st International Conference on Volume 1, Page(s):300 – 305.
- [5] A. Tapia, G. Tapia, J. X. Ostolaza, J.R. Saenz, R. Criado, J.L. Berasategui. 2001 «Reactive Power Control of a Wind Farm made up With Doubly Fed Induction Generators (I) ». IEEE Porto Power Tech Conference.
- [6] B. Hopfensperger, D.J. Atkinson, R. A. Lakin. 2000. « Stator-flux-oriented control of a doubly-fed induction machine with and without position encoder». IEE Proc.-Elect. Power Appl, Vol. 147, No4.
- [7] RAJIB. Datta, V. T. Ranganathan. 1999. «Decoupled Control of Active and Reactive Power for a Grid-Connected Doubly-fed Wound Rotor Induction Machine Without Position Sensors». IEEE Industry Applications Conference, Thirty-Fourth IAS Annual Meeting Volume 4, Page(s):2623 – 2630.
- [8] RAJIB. Datta, V. T. Ranganathan. 2001 «Direct Power Control of Grid-Connected Wound Rotor Induction Machine Without Rotor Position Sensors». IEEE Transaction on Power Electronics, Vol.16, No. 3.

- [9] Yifan.Tang, L. Xu. 1993. « A Flexible Active and Reactive Power Control Strategy for Variable Speed Constant Frequency Generation Systems». IEEE Transactions on Power Electronics, Volume 10, Issue 4, Page(s):472 - 478
- [10] W. Leonhard. 1984. 1st Edition. Germany. Control of Electrical Drives. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [11] J.R. Saenz, A. Tapia, G. Tapia, F. Jurado, X. Ostolaza, I. Zubia. 2001 «Reactive Power Control of a Wind Farm Through Different Control Algorithms ». IEEE PEDS. Indonesia.
- [12] L. Xu, W. Cheng.1995 «Torque and reactive power control of a doubly fed induction machine by position sensorless scheme» IEEE Transaction on Industrial Application, vol. 31, pp. 636–642.
- [13] BOUCHARD. Réal-Paul, OLIVIER. Guy. 1999. 2^{ième} Édition. Canada. Électrotechnique. Presses Internationales Polytechnique.683p.
- [14] JEAN. Chatelain.1983. 1^{ère} Édition. Suisse. Machines électriques.628p.
- [15] IEEE Std 112-1996 «IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators»
- [16] PETER. Vas.1993. 1^{ière} Édition. United States of America. Parameter estimation, condition monitoring, and diagnosis of electrical machines. Clarnedon Press.OXFORD
- [17] J.-P. Caron, J.-P. Hautier. 1995. 1^{ière} Édition. France. Modélisation et commande de la Machine Asynchrone. Editions TECHNIP.
- [18] CHEE-MUN. Ong. 1998. 1^{ière} Édition. United States of America. Dynamic Simulation of electrical machinery. Prentice Hall PTR.

Annexe A : la puissance réactive de la MAS en fonction des grandeurs rotoriques

Les équations de base de la MAS exprimées dans un référentiel (d, q, o) lié au champ tournant sont :

Les tensions

$$v_{sd} = R_s \cdot i_{sd} - w_s \cdot \psi_{sq} + \frac{d\psi_{sd}}{dt} \quad (\text{A-1})$$

$$v_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + w_s \cdot \psi_{sd} + \frac{d\psi_{sq}}{dt} \quad (\text{A-2})$$

Les flux statoriques

$$\psi_{sd} = (L_s + M) \cdot i_{sd} + M \cdot i_{rd} = L_s \cdot i_{sd} + \psi_{md} \quad (\text{A-3})$$

$$\psi_{sq} = (L_s + M) \cdot i_{sq} + M \cdot i_{rq} = L_s \cdot i_{sq} + \psi_{mq} \quad (\text{A-4})$$

Si on suppose que le vecteur $\vec{\psi}_m$ de flux dans l'entrefer est aligné avec l'axe d, on a alors :

$$\psi_{mq} = 0 = M \cdot (i_{sq} + i_{rq}) \quad (\text{A-5})$$

$$\psi_{md} = \psi_m = M \cdot (i_{sd} + i_{rd}) \quad (\text{A-6})$$

La puissance réactive absorbée par le stator d'une MAS est donnée par l'équation (A-7) exprimée dans le même référentiel (d, q, o).

$$Q_s = \frac{3}{2} (v_{sq} \cdot i_{sd} - v_{sd} \cdot i_{sq}) \quad (\text{A-7})$$

En récrivant l'équation (A-7) en fonction des équations (A-1)-(A-4) et en essayant d'exprimer la puissance réactive Q_s absorbée par le stator de la MAS en fonction des courants i_{sd} , i_{sq} et du flux magnétisant ψ_m il vient :

$$Q_s = \frac{3}{2} \omega_s (\psi_m \cdot i_{ds} + L_s \cdot (i_{ds}^2 + i_{qs}^2)) \quad (\text{A-8})$$

D'après les équations (A.5) et (A.6) nous pouvons exprimer les courants statorique en fonction des courants rotoriques et l'équation (A-8) peut être exprimée seulement en fonction des grandeurs rotoriques:

$$Q_s = \frac{3}{2} \omega_s \left(\frac{L_s \psi_m^2}{M^2} \cdot i_{sd} - \psi_m i_{rd} + L_s \cdot (i_{rd}^2 + i_{rq}^2 - 2 \cdot \psi_m \cdot i_{rd}) \right) \quad (\text{A-9})$$

En négligeant la puissance réactive consommée par l'inductance de fuite des enroulements statoriques, on obtient l'expression de la puissance réactive absorbée en régime permanent par le stator de la MAS.

$$Q_s = \frac{3}{2} \omega_s \left(\frac{\psi_m^2}{M^2} \cdot (L_s + M) - \psi_m \cdot i_{rd} \right) \quad (\text{A-10})$$

Annexe B : modèle de la machine asynchrone

Les matrices $[L_s]$, $[L_r]$ et $[L_{sr}]$

$$[L_s] = \begin{bmatrix} l_s & l_{ss} & l_{ss} \\ l_{ss} & l_s & l_{ss} \\ l_{ss} & l_{ss} & l_s \end{bmatrix}$$

$$[L_r] = \begin{bmatrix} l_r & l_{rr} & l_{rr} \\ l_{rr} & l_r & l_{rr} \\ l_{rr} & l_{rr} & l_r \end{bmatrix}$$

$$[L_{sr}] = l_{sr} \cdot \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos\theta & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos\theta \end{bmatrix}$$

Les matrices de l'équation d'état :

$$[\dot{I}] = [A] * [I] + [B] * [U]$$

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{1}{Ls \cdot \sigma} & 0 & \frac{1}{M} \left(\frac{\sigma-1}{\sigma} \right) & 0 \\ 0 & \frac{1}{Ls \cdot \sigma} & 0 & \frac{1}{M} \left(\frac{\sigma-1}{\sigma} \right) \\ -\frac{1}{Ls \cdot \sigma} & 0 & \frac{1}{M \cdot \sigma} & 0 \\ 0 & -\frac{1}{Ls \cdot \sigma} & 0 & \frac{1}{M \cdot \sigma} \end{bmatrix}$$

$$[A] = \begin{bmatrix} \frac{Rs}{Ls \cdot \sigma} & \frac{ws - wr \cdot (1-\sigma)}{\sigma} & \frac{1-\sigma}{\sigma \cdot Tr} & \frac{(w_s - w_r)(1-\sigma)}{\sigma} \\ \frac{ws - wr \cdot (1-\sigma)}{\sigma} & \frac{Rs}{Ls \cdot \sigma} & -\frac{(w_s - w_r)(1-\sigma)}{\sigma} & \frac{1-\sigma}{\sigma \cdot Tr} \\ \frac{Rs}{Ls \cdot \sigma} & \frac{(w_s - w_r)}{\sigma} & \frac{1}{\sigma \cdot Tr} & \frac{wr - ws \cdot (1-\sigma)}{\sigma} \\ \frac{(w_s - w_r)}{\sigma} & \frac{Rs}{Ls \cdot \sigma} & -\frac{wr - ws \cdot (1-\sigma)}{\sigma} & \frac{1}{\sigma \cdot Tr} \end{bmatrix}$$

Annexe C : Essais standard de la machine asynchrone

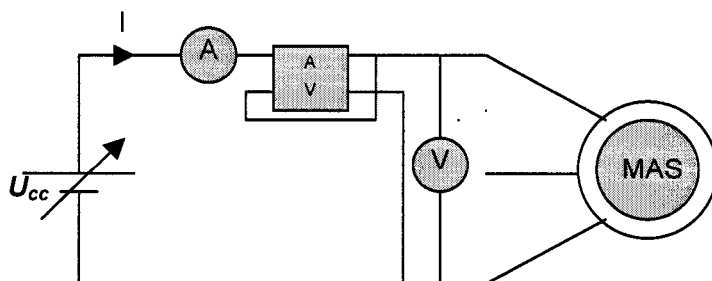
Plaque signalétique de la machine :

Fabricant	Tamper
N° de série	8-121713-8
Puissance mécanique	3 hp
Vitesse nominale	1725 (tr/min)
nombre de pôles	4 pôles
Courant nominal	17,9/10,3/8,3 (A)
Tension nominale	120/208/240 (V)
Fréquence	60 Hz
Courant nominal du rotor	11(A)
Tension nominale de rotor	125 (V)

C.1 Essai en courant continu

Il a pour but de mesurer la résistance statorique ou rotorique par phase. On utilise un montage voltampère métrique, en continu, et on mesure tension et courant (sans dépasser 10% du courant nominal). Par application de la loi d'Ohm on obtient la valeur de la résistance.

Schéma du montage



Tableaux de mesures

1. stator (3 essais).

	V_{dc} (V)	I_{dc} (A)	R_s (Ω)
essai 1	0.558	1	0.588
essai 2	0.655	1.2	0.546
essai 3	0.819	1.5	0.546
moyenne			0.56

2. Rotor (3essais).

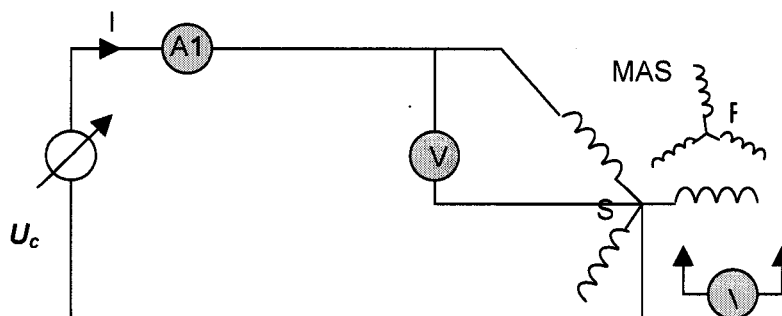
	V_{dc} (V)	I_{dc} (A)	R_r (Ω)
essai 1	1,457	4.1	0.3553
essai 2	1,632	4.6	0,3547
essai 3	1,742	4.4	0.3959
moyenne			0.368

Dans les deux cas, la résistance est calculée par la relation d'Ohm :

$$R(s,r) = \frac{V_{dc}}{I_{dc}}$$

C.2 Essai en courant alternatif (détermination des inductances propres et mutuelles) :

Schéma du montage



Tableaux de mesures :

Alimentation d'un enroulement statorique :

essai n°	1	2	3	Moy.
I_{sa} (A)	1,505	2,141	2,787	
V_{sa} (V)	24,77	36,72	49,09	
V_{sb} induite (V)	11,34	16,84	22,57	
V_{ra} induite (V)	12,77	18,95	25,38	
l_s (mH)	43,66	45,47	46,70	45,27
l_{ss} (mH)	-19,99	-20,85	-21,47	-20,77
l_{sr} (mH)	22,51	23,46	24,14	23,37

L'inductance propre est calculée par l'application de la relation suivante :

$$V_{sa} \approx l_s w_s \cdot I_{sa}$$

Ce qui donne la valeur de l'inductance propre de l'enroulement

$$l_s = \frac{V_{sa}}{I_{sa} \cdot w_s}$$

Les inductances mutuelles stator/stator et stator/ rotor sont données respectivement par les relations suivantes :

$$\frac{V_{sb}}{V_{sa}} = \frac{|l_{ss}|}{l_s}$$

$$\frac{V_{ra}}{V_{sa}} = \frac{l_{sr}}{l_s}$$

Alimentation d'un enroulement rotorique :

essai n°	1	2	3	Moy
I_{ra} (A)	2,824	3,929	4,851	
V_{ra} (V)	14,68	20,59	25,54	
V_{rb} induite (V)	6,10	8,54	10,84	
V_{sa} induite (V)	24,67	34,60	43,60	
l_r (mH)	13,79	13,45	13,89	13,71
l_{rr} (mH)	-5,73	-5,58	-5,89	-5,73
l_{rs} (mH)	23,17	22,60	23,71	23,16

De même, comme ci-dessus, le calcul de l'inductance propre est donné de la relation suivante :

$$V_{ra} \approx l_r w_s \cdot I_{ra}$$

Ce qui donne l'expression de calcul de l'inductance propre de l'enroulement rotorique :

$$l_r = \frac{V_{ra}}{I_{ra} \cdot w_s}$$

Les inductances mutuelles rotor/rotor et rotor/stator sont données respectivement par les relations suivantes :

$$\frac{V_{rb}}{V_{ra}} = \frac{|l_{rr}|}{l_r}$$

$$\frac{V_{sa}}{V_{ra}} = \frac{l_{rs}}{l_r}$$

C.3 Essai à vide (charge mécanique nulle):

Schéma du montage :

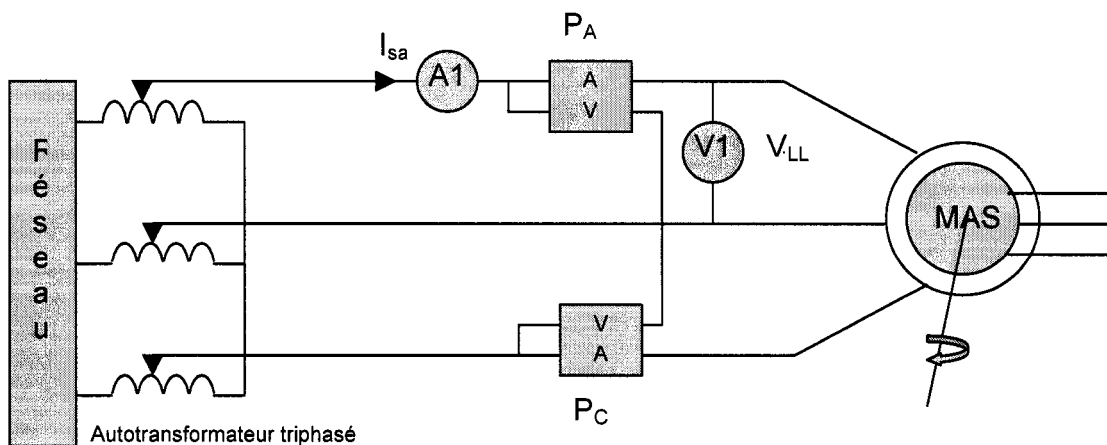


Tableau des mesures et de calculs :

I_{sa} (A)	1,81	2,35	3,04	3,71	4,15	5,05	5,76	6,55
V_{LL} (V)	70,50	100,32	130,82	156,13	171,60	200,60	220,00	238,60
$P_{3\phi}$ (W)	115,64	140,36	176,46	213,20	242,40	307,30	357,00	413,70
$Q_{3\phi}$ (Var)	188,18	383,80	667,70	983,40	1221,00	1725,00	2172,00	2679,00
n (tr/min)	1722	1760	1773	1781	1783	1786	1786	1788
$P_{3\phi} - 3R_s(I_A)^2$ (W)	114,87	139,06	174,28	209,96	238,34	301,29	349,19	403,60
$(V_{sa}/V_{sn})^2$ (%)	0,11	0,23	0,40	0,56	0,68	0,93	1,12	1,32
V_{sa}/V_{sn} (%)	0,34	0,48	0,63	0,75	0,83	0,96	1,06	1,15

Les puissances triphasées active et réactive sont obtenues par les relations suivantes entre les puissances P_A et P_C , lues sur les analyseurs de puissance :

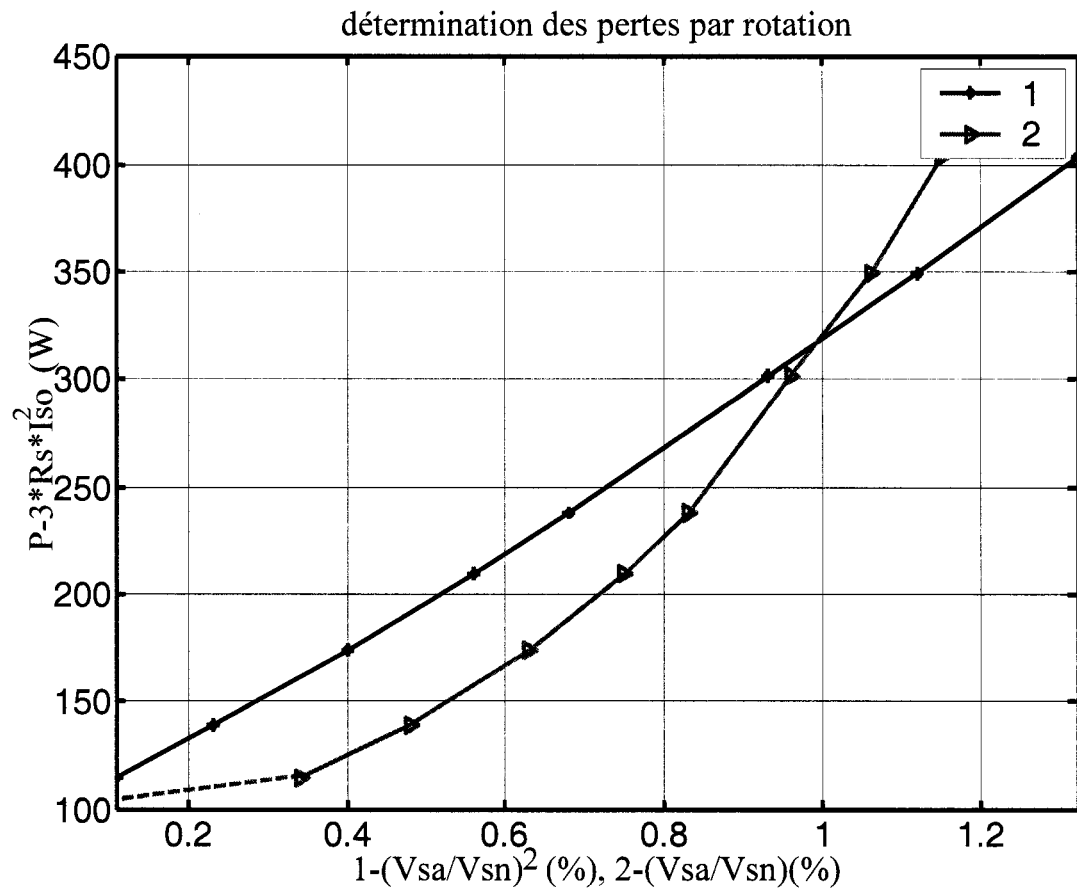
$$P_{3\phi} = P_A + P_C$$

$$Q_{3\phi} = \sqrt{3} \cdot (P_C - P_A)$$

L'extrapolation pour une tension nulle de la courbe à vide de la puissance consommée par la MAS, à tension d'alimentation et à fréquence nominale, et pour une vitesse sensiblement constante, permet de déterminer les pertes par rotation, c'est-à-dire la puissance mécanique requise pour le frottement et la ventilation.

Pour le fonctionnement à vide de la MAS, la vitesse reste constante pour une tension d'alimentation allant de la tension nominale au tiers de la tension nominale. Selon la norme [15], on peut réduire la tension tant que cette diminution est accompagnée d'une baisse de courant absorbé par le moteur.

L'intersection de la courbe de la puissance absorbée à vide moins les pertes Joule dans le stator en fonction de la tension, ou en fonction du carré de la tension donnée par la figure ci-dessous avec l'axe des ordonnées, nous donne la valeur des pertes par rotation.



On peut conclure que les pertes rotationnelles qui sont dues au frottement et à la ventilation sont autour de 105 (W).

C.4 essai à rotor ouvert (en transformateur)

Le stator était couplé en étoile et les bobines étaient en série, donc une tension nominale d'alimentation de 208V. Le rotor était aussi couplé en étoile.

Schéma du montage :

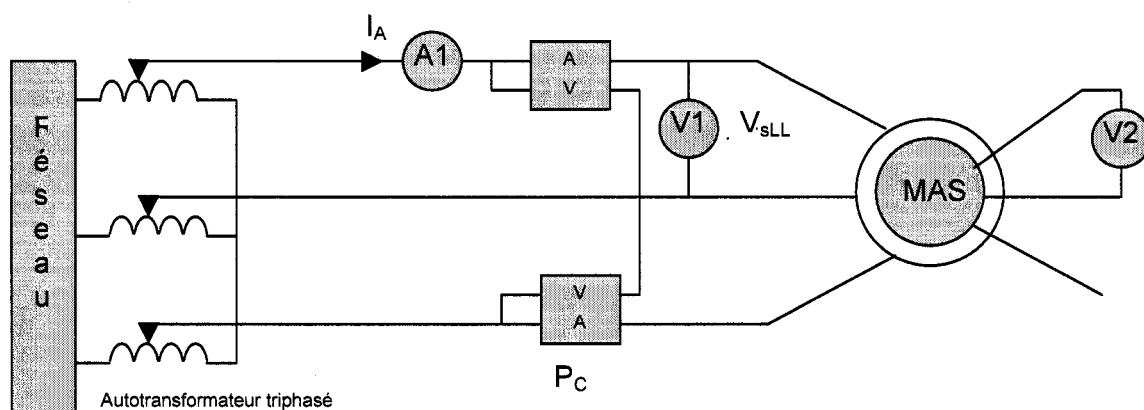


Schéma équivalent :

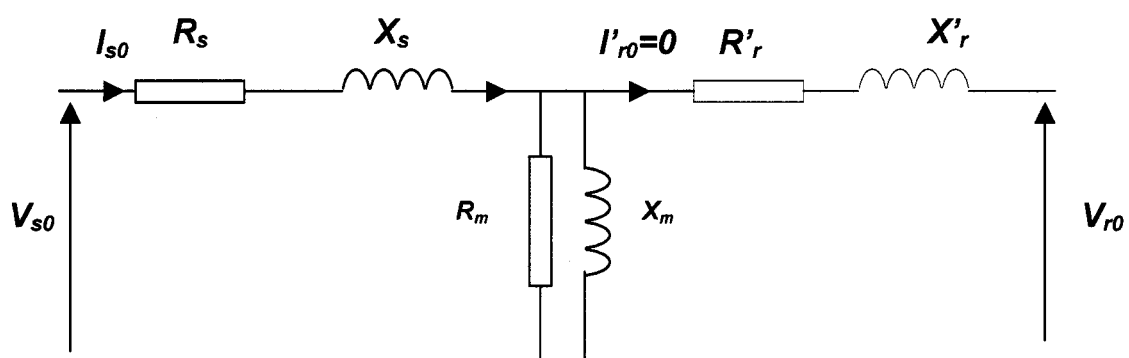
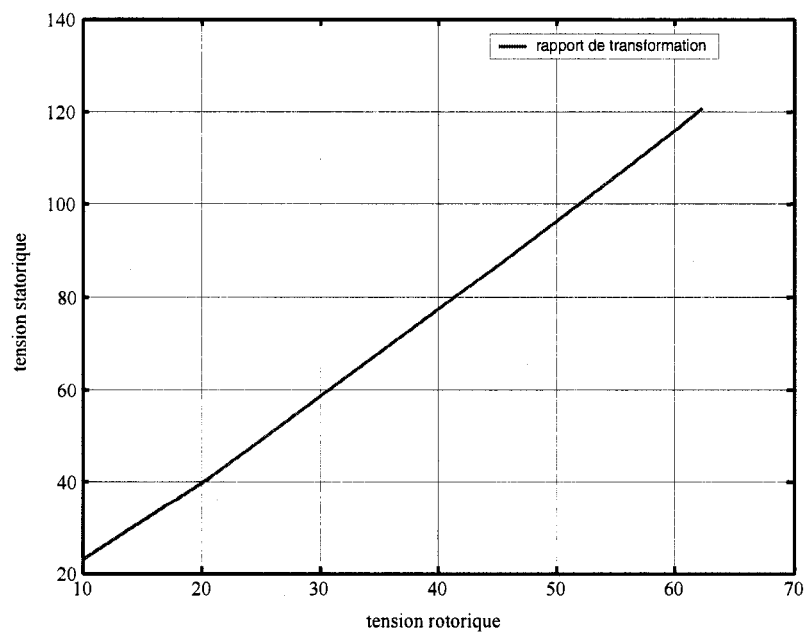


Tableau des mesures

V_{sa} (V)	23,02	41,19	59,06	86,77	102,7	116,65	120,8
V_{sb} (V)	23,17	41,11	58,98	86,84	102,5	116,42	120,8
V_{sc} (V)	22,59	40,8	58,04	85,55	101,07	115,14	119,5
V_{ra} (V)	10	20,86	30,36	44,97	53,2	60,3	62,29
V_{sLL} (V)	39,60	71,20	101,55	149,75	177,18	200,60	208,00
I_{s0} (A)	0,86	1,57	2,27	3,48	4,22	5,04	5,30
$P_{3\phi}$ (W)	7,83	25,67	49,70	102,71	142,71	185,28	200,00
$Q_{3\phi}$ (Var)	57,44	192,28	396,4	900,9	1293	1744	1900
V_{ra}/V_{sa}	0,4344	0,5064	0,5141	0,5183	0,5180	0,5169	0,5156

Le rapport de transformation en tension $m = \frac{E_r}{E_s}$ moyen est autour de 0.52, donné par la courbe de la figure suivante :



La puissance active P_{s0} absorbée par la MAS lors de cet essai est dissipée sous forme de pertes électromagnétiques (courants de Foucault et pertes d'Hystérésis) dans le circuit magnétique et pertes Joule dans les bobines statoriques. D'après le schéma équivalent elle peut être exprimée par la formule suivante :

$$P_{S0} = (3R_M \frac{X_M^2}{X_M^2 + R_M^2} + 3R_s) I_{s0}^2$$

La puissance réactive absorbée à vide Q_{s0} est donnée par l'expression suivante :

$$Q_{S0} = (3X_M \frac{R_M^2}{X_M^2 + R_M^2} + 3X_s) I_{s0}^2$$

La résistance et la réactance statoriques sont déterminées à partir des essais en courant continu et en court-circuit.

Par conséquent les paramètres de la branche magnétique X_M et R_M peuvent être obtenus avec une grande précision à partir de cet essai.

Du tableau de mesure, on peut calculer les pertes fer à tension nominale en appliquant l'expression suivante :

$$P_{fer} = P_{S0} - (3R_s) I_{s0}^2.$$

La réactance et la résistance de la branche magnétique sont déterminées à partir des relations suivantes :

$$\frac{R_M X_M^2}{X_M^2 + R_M^2} = \frac{P_{S0} - (3R_s) I_{s0}^2}{3 I_{s0}^2}$$

$$\frac{X_M R_M^2}{X_M^2 + R_M^2} = \frac{Q_{S0} - (3X_s) I_{s0}^2}{3 I_{s0}^2}$$

Le rapport entre les deux relations précédentes nous donne une relation directe entre X_M et R_M .

Le tableau résume tout le calcul et donne les valeurs de X_M et de R_M

$P_{fer} = P_{S0} - (3R_s)I_{s0}^2$	152(W)
$\frac{R_M X_M^2}{X_M^2 + R_M^2} = \frac{P_{S0} - (3R_s)I_{s0}^2}{3I_{s0}^2}$	1.71 (Ω)
$\frac{X_M R_M^2}{X_M^2 + R_M^2} = \frac{Q_{S0} - (3X_s)I_{s0}^2}{3I_{s0}^2}$	21.51 (Ω)
$\frac{X_M}{R_M}$	0.08
R_M	270 (Ω)
X_M	21.64 (Ω)

La deuxième méthode qui est plus simple, qui suppose que la chute de tension, dans la résistance et la réactance de fuite statorique est faible. Alors la tension d'alimentation est appliquée directement à la branche magnétisante. Ce qui conduit aux relations suivantes :

$$R_M = \frac{V_{SLL}^2}{P_{S0}} = 216.32\Omega$$

$$X_M = \frac{V_{SLL}^2}{Q_{S0}} = 22.77\Omega$$

C.5 Essai en court circuit (à rotor bloqué)

Il consiste à effectuer des mesures à rotor bloqué (glissement égal à 1) sous tension réduite. Dans ces conditions, vu que la tension d'alimentation est réduite, l'effet de la branche magnétisante est négligeable.

Le circuit équivalent de la MAS à rotor bobiné est alors donné par la figure suivante :

Schéma équivalent

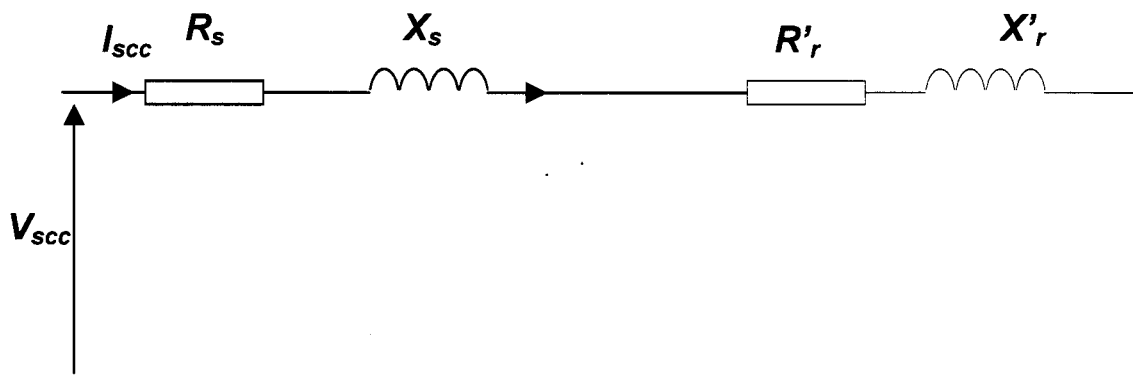


Schéma du montage :

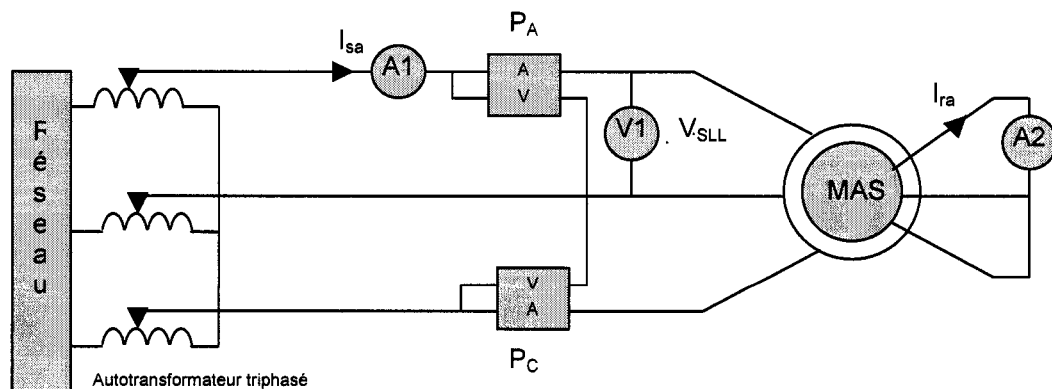


Tableau de mesures :

Afin de déterminer le rapport de transformation en courant nous avons fait varier la tension d'alimentation et nous avons mesuré les courants statorique et rotorique, la résistance équivalente et la réactance équivalente sont déterminées lorsque le courant statorique nominal est atteint.

V_{SLL} (V)	I_{sa} (A)	I_{ra} (A)	I_{sa}/I_{ra}
24,1	2,73	4,4	0,62
29,3	4,40	7,9	0,56
30,7	5,25	9,0	0,58
32,0	5,70	10,0	0,57
38,6	8,07	14,0	0,58
45,4	10,16	18,0	0,56

	V_{SLL} (V)	I_{sa} (A)	$P_{3\phi}$ (W)	$Q_{3\phi}$ (Var)	Z_{eq} (Ω)	R_{eq} (Ω)	X_{eq} (Ω)
essai 1	44,11	10,22	445,3	636,5	2,4919	1,4211	2,0469
essai 2	43,95	10,02	436,7	629,3	2,5324	1,4499	2,0763
moyenne					2,5121	1,4355	2,0616

Le rapport de transformation en courant vient appuyer le rapport de transformation en tension trouvé lors de l'essai en transformateur. L'essai en transformateur a donné un rapport de 0.52, proche de celui donné par cet essai qui est autour de 0.56. Rappelons que les deux rapports sont des valeurs approximatives, vu les simplifications appliquées pour les calculer.

L'impédance, la résistance et l'inductance du circuit équivalent sont calculées à partir du tableau de mesures en appliquant respectivement les expressions suivantes :

$$Z_{eq} = \frac{V_{SLL}}{\sqrt{3}I_{sa}}$$

$$R_{eq} = \frac{P_{3\phi}}{3I_{sa}^2}$$

$$X_{eq} = \sqrt{Z_{eq}^2 - R_{eq}^2}$$

À partir des valeurs de Z_{eq} , R_{eq} et X_{eq} trouvées et des valeurs des résistance trouvées lors de l'essai en courant continu, on peut déterminer les résistances statorique et rotorique en appliquant la relation suivante :

$$R_{eq} = R_s + m^2 R_r$$

La réactance équivalente est décomposée selon les relations génériques entre X_s et X'_r , qui sont associées à la construction du rotor. Pour une MAS à rotor bobiné on a :

$$X_s = X'_r.$$

On a :

$$X_{eq} = X_s + m^2 X_r$$

Avec m rapport de transformation en tension.

Nous savons à partir de l'essai à rotor ouvert que $m = \frac{E_r}{E_s} = 0.51$, donc on peut déterminer la résistance et la réactance de chaque enroulement. On peut les comparer aussi avec les valeurs trouvées par l'essai en courant continu.

Nous avons à partir des essais en courant continu les valeurs des résistances à une température de 20°C :

$R_s (\Omega)$	0.56
$R_r (\Omega)$	0.37

Si on les ramène à une température de fonctionnement qui est donné par sa classe d'isolation B, on peut admettre que notre machine peut fonctionner à une température de 60 °C.

$R_s (\Omega)$	0.64
$R_r (\Omega)$	0.42

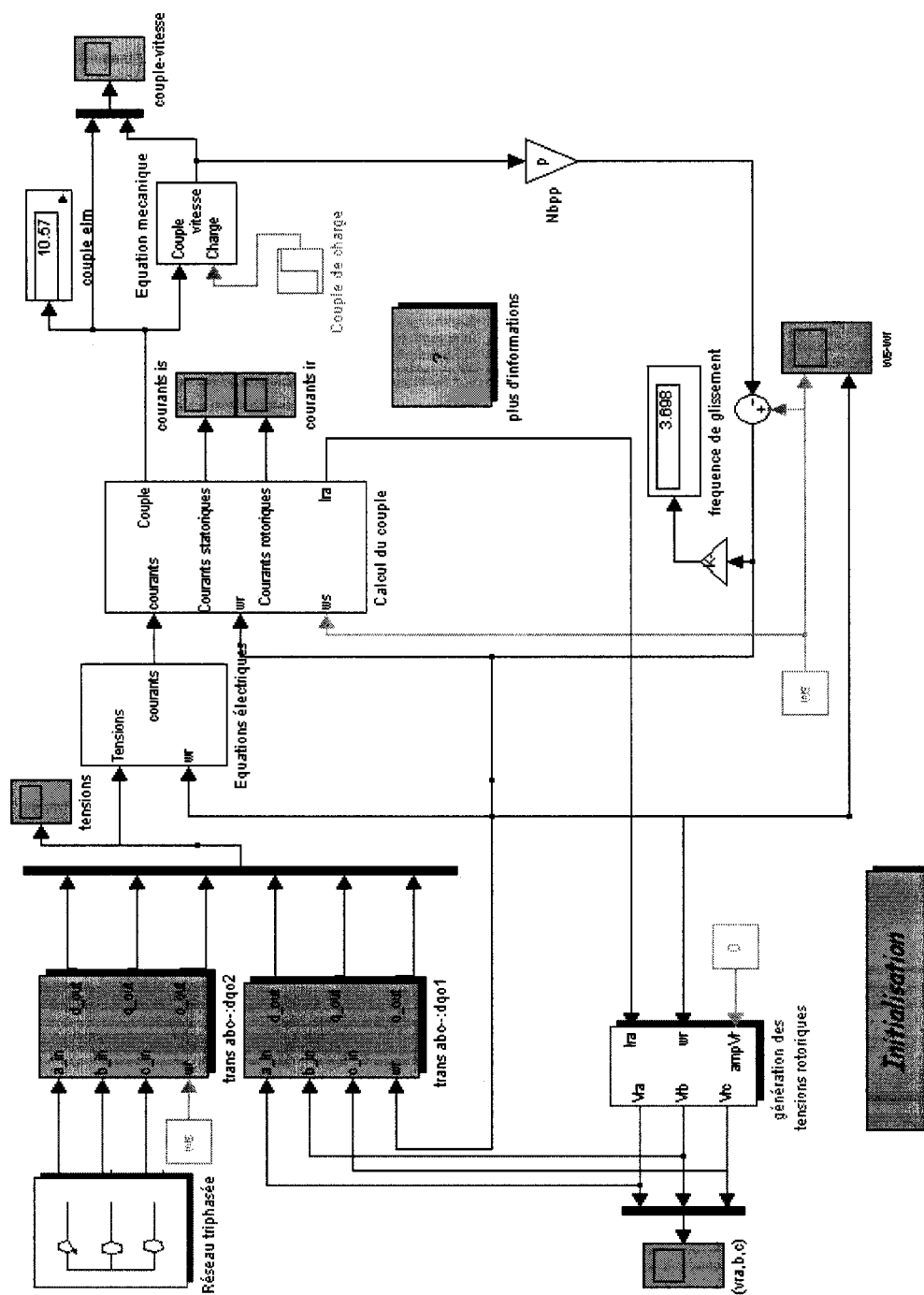
D'après les mesures nous avons trouvé les valeurs suivantes :

$R_{eq} \text{ (mesurée)} (\Omega)$	1.41
$R_{eq} \text{ (calculée)} (\Omega)$	0.74

Le calcul des réactances cycliques du rotor et du stator nous a donné les valeurs suivantes :

$X_s (\Omega)$	1.03
$X_r (\Omega)$	0.27

Annexe D : Modèle numérique d'une MAS à rotor bobiné 3HP



Initialisation

initialiser avant de commencer la simulation :