

Titre: Le transformateur à fréquence variable
Title:

Auteur: Pierre Dugneton
Author:

Date: 2009

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Dugneton, P. (2009). Le transformateur à fréquence variable [Master's thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/242/>

Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/242/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Guy Olivier
Advisors:

Programme: génie électrique
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

LE TRANSFORMATEUR À FRÉQUENCE VARIABLE

PIERRE DUGNETON

DÉPARTEMENT DE GÉNIE ÉLECTRIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE ÉLECTRIQUE)

DÉCEMBRE 2009

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

LE TRANSFORMATEUR À FRÉQUENCE VARIABLE

Présenté par : DUGNETON Pierre.

Pour l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

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

M. ROY Gilles, M.Sc.A, Président,

M. OLIVIER Guy, Ph.D, membre et directeur de recherche,

M. MAHSEREDJIAN Jean, Ph.D, membre.

DÉDICACE

À ma famille sans qui je n'en serais pas là.

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de recherche, M. Guy Olivier, de m'avoir accepté et encadré au sein de son département ainsi que pour la confiance qu'il m'a accordée tout au long de ce travail. De plus, je remercie également M. Gilles Roy pour tout le temps qu'il m'a accordé et son aide précieuse.

Je remercie également le personnel de la section énergie électrique pour leur accueil et la bonne ambiance qu'il règne dans ce département.

D'autre part, je ne peux oublier les techniciennes du Laboratoire d'Électrotechnique, M^{lle} Julie Courville et M^{lle} Marie-Paule Bombardier, pour leur disponibilité et leur bonne humeur.

Je tiens également à remercier chaleureusement tous les colocataires avec qui j'ai vécu et toutes les personnes rencontrées pendant ces deux années à Montréal. C'est aussi grâce à eux que cette aventure québécoise restera à jamais gravée dans ma mémoire. J'aimerais plus particulièrement citer William, Vincent, Fanfan, Alexandre, Romain, petit Pierre, Christophe, Guillaume, Chloé, Laure, Mayssa, Hélène, Coralie, Loïc, Nadir, Géraldine. Un merci particulier à Alice et Many pour s'être si bien occupées de nous pendant la période de rédaction.

Je remercie enfin ma famille et mes amis de France qui ont toujours été présents malgré la distance et qui m'ont toujours soutenu dans mes projets.

RÉSUMÉ

Une alternative technologique pour l'interconnexion de deux réseaux électriques a récemment été développée par GE Energy : le transformateur à fréquence variable. Ce système est une application nouvelle d'éléments bien connus dans le domaine de l'électrotechnique, qui sont la machine à courant continu et la machine asynchrone à rotor bobiné.

L'objectif du présent projet est d'étudier le fonctionnement de ce système mais plus particulièrement le comportement de la machine asynchrone à rotor bobiné lorsqu'elle interconnecte deux réseaux électriques (un au stator et le second au rotor). Pour ce type de machine, c'est un régime de fonctionnement nouveau qui mérite attention. Que les fréquences des réseaux interconnectés soient identiques ou différentes, nous allons prendre en considération ces deux cas de figure à chaque étape de ce travail et nous nous limiterons à l'étude du régime permanent. Dans un premier temps, en raisonnant sur les champs magnétiques une analyse théorique du comportement de la machine asynchrone à rotor bobiné ainsi connectée sera présentée. Cette étude permettra de détailler pourquoi il est possible de réguler le flux de puissance en exerçant un couple sur le rotor de la machine à rotor bobiné via la machine à courant continu. Ensuite, nous présenterons les résultats expérimentaux obtenus en reproduisant un transformateur à fréquence variable avec un groupe de machines de 15 hp. Le comportement de la machine asynchrone à rotor bobiné observé permettra de confirmer l'étude théorique. Enfin après avoir identifié les paramètres de la machine utilisée grâce à une série d'essais expérimentaux, nous tenterons de simuler le fonctionnement en transformateur à fréquence variable. A l'aide de modèles mathématiques existants dans deux logiciels différents (Matlab et EMTP), l'objectif est vérifier si l'on peut retrouver les relevés expérimentaux en utilisant les modèles dans ces conditions particulières.

Les résultats fournis par les logiciels ne permettent pas de conclure que les modélisations utilisées simulent de manière efficace la machine asynchrone à rotor bobiné dans ces conditions. Ainsi, des recommandations pour les travaux futurs concernant ce système seront prodiguées à la fin de ce document.

ABSTRACT

A technological alternative for the interconnection of two electrical networks had recently been developed by GE Energy: the variable frequency transformer. This system is a new way of using well known components in electrical engineering, which are the direct current machine and the asynchronous machine with wounded rotor.

The point of this work is to study this system's working and more particularly the behavior of the asynchronous machine when it interconnects two electrical networks (one on the stator side and the other on rotor side). For this kind of machine, it's a new way of running which is worth paying more attention. Frequencies of the networks interconnected can be identical or different and we will consider these two cases at each step of this work. We'll confine ourselves to the study of steady state. First, by using magnetic fields, a theoretical analyze of the asynchronous machine's behavior in these conditions will be presented. This part will permit detail why it is possible to regulate the active power flow by applying a torque on the shaft with the direct current machine. Then, we'll present the experimental results obtained for a variable frequency transformer made with a group of machine of 15 hp. The behavior of the asynchronous machine observed while interconnecting two electrical networks will allow us to confirm the theoretical study. Finally, after having identified parameters of the asynchronous machine thanks to a series of experimental tests, we'll try to simulate the variable frequency transformer. With the help of existing mathematical models of asynchronous machine wounded rotor from two different software (Matlab and EMTP), the objective is to check if we can meet up with the experimental measures by using these models in these particular conditions.

Results from both of the software used don't enable us to conclude that these models simulate efficiently the asynchronous machine when it is connected to two three-phase sources. Thus, at the end of this document we'll give advices for future work on this system.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	iii
REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ	v
ABSTRACT	vi
TABLE DES MATIÈRES	vii
LISTE DES TABLEAUX	ix
LISTE DES FIGURES	x
LISTE DES ANNEXES	xvi
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1: MISE EN CONTEXTE	3
CHAPITRE 2: PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT	10
2.1 INSTALLATION DE LANGLOIS	10
2.2 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT	12
2.2.1 <i>Conventions</i>	12
2.2.2 <i>Rappel du fonctionnement d'une machine asynchrone</i>	13
2.2.3 <i>Connexion en transformateur à fréquence variable</i>	13
2.2.3.1 Comportement sans application de couple sur l'arbre	13
2.2.3.2 Action d'un couple sur l'arbre de la machine	15
2.2.3.3 Mode de fonctionnement de la machine à courant continu	17
2.2.3.4 Bilan des puissances	18
2.3 PARAMETRISATION D'UNE MACHINE ASYNCHRONE A ROTOR BOBINE	19
2.3.1 <i>Comparaison entre les différentes notations</i>	19
2.3.2 <i>Détermination expérimentale des paramètres de la machine asynchrone</i>	22
2.3.2.1 Méthode	22
2.3.2.2 Essai à vide	23
2.3.2.3 Essai en transformateur (rotor ouvert)	24
2.3.2.4 Essai à rotor bloqué ou en court-circuit	24
2.3.2.5 Essai à courant continu	25
2.3.2.6 Résultats	27
2.3.2.7 Vérification	29
2.4 CONCLUSION	31

CHAPITRE 3: ESSAIS EXPÉRIMENTAUX.....	33
3.1 OBJECTIFS	33
3.2 ESSAIS EN TRANSFORMATEUR A FREQUENCE VARIABLE	33
3.2.1 <i>Choix du groupe de machines.....</i>	33
3.2.2 <i>Essai avec deux fréquences identiques (60Hz)</i>	34
3.2.2.1 Présentation du montage.....	34
3.2.2.2 Séquences de démarrage et d'arrêt	36
3.2.2.3 Résultats et interprétations.....	37
3.2.2.4 Estimation du rendement.....	40
3.2.3 <i>Réseaux à fréquences différentes.....</i>	43
3.2.3.1 Modification du montage.....	43
3.2.3.2 Résultats et interprétations.....	46
3.3 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS POUR LES ESSAIS FUTURS	51
CHAPITRE 4: SIMULATION EN TRANSFORMATEUR À FRÉQUENCE VARIABLE.....	53
4.1 SIMULATION AVEC MATLAB	53
4.1.1 <i>Présentation du modèle utilisé</i>	53
4.1.2 <i>Fonctionnement en moteur (rotor court-circuité)</i>	54
4.1.3 <i>Fonctionnement en régime synchrone</i>	57
4.2 FONCTIONNEMENT EN TRANSFORMATEUR A FREQUENCE VARIABLE.....	60
4.2.1 <i>Fréquences identiques</i>	61
4.2.1.1 Comportement du modèle	61
4.2.1.2 Etude en régime permanent	65
4.2.2 <i>Fréquences différentes</i>	66
4.3 SIMULATION AVEC EMTP	67
4.3.1 <i>Présentation du modèle</i>	67
4.3.2 <i>Fonctionnement en régime moteur.....</i>	69
4.3.3 <i>Fonctionnement en transformateur à fréquence variable</i>	72
4.4 CONCLUSION	73
CONCLUSION.....	75
RÉFÉRENCES	79
ANNEXES.....	82

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Conventions de signe.....	12
Tableau 2.2 : Modes de fonctionnement suivant les fréquences.....	14
Tableau 2.3 : Expressions des inductances cycliques	22
Tableau 2.4 : Valeurs des paramètres trouvées expérimentalement	28
Tableau 2.5 : Paramètres supplémentaires calculés.....	29
Tableau 2.6 : Comparaison des paramètres	31
Tableau 4.1 : Paramètres utilisés dans EMTP	68
Tableau A.1 : Machine à courant continu de 15 hp	83
Tableau A.2 : Machine asynchrone à rotor bobiné de 15 hp.....	83
Tableau A.3 : Identification du tachymètre et du couple-mètre	84
Tableau A.4 : Machine à courant continu de 6kW.....	84
Tableau A.5 : Génératerice de 4 kW	84
Tableau A.6 : Valeurs mesurées des résistances	87
Tableau A.7 : Mesures sur la MAS-RB en transformateur	88
Tableau A.8 : Résultats de l'essai à vide.....	89
Tableau A.9 : Mesures sur la MAS-RB à rotor bloqué.....	90
Tableau A.10 : Mesures à fréquences identiques.....	92
Tableau A.11 : Mesures à fréquences différentes (60 Hz - 50 Hz).....	93
Tableau B.1 : Mesures effectuées par M.-A. Ouhrouche sur la machine asynchrone de 15 hp ...	94

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Schéma générique d'un transformateur à fréquence variable.....	4
Figure 1.2 : Réponses transitoires du TFV et du HTCC dos à dos pour un défaut triphasé [7]	6
Figure 1.3 : Configuration du système étudié dans [14].....	7
Figure 1.4 : Modèle utilisé pour l'étude en court-circuit et l'écoulement de puissance [15]	8
Figure 2.1: Vue en coupe de l'installation de Langlois [23]	11
Figure 2.2 : Schéma unifilaire de l'installation de Langlois [15].....	11
Figure 2.3 : Courbe caractéristique du couple d'une machine synchrone [24].....	15
Figure 2.4 : Comportement sous l'action d'un couple positif	16
Figure 2.5 : Comportement sous l'action d'un couple négatif.....	16
Figure 2.6 : Plan couple-vitesse pour la MCC.....	17
Figure 2.7 : Bilan des puissances	19
Figure 2.8 : Schéma équivalent par phase vu du stator avec les fuites totalisées au rotor [25] ...	23
Figure 2.9 : Schéma électrique équivalent à rotor ouvert ($g=0$).....	24
Figure 2.10 : Schéma équivalent à rotor bloqué ($g=1$).....	25
Figure 2.11 : Schéma électrique équivalent conventionnel.....	26
Figure 3.1 : Schéma du montage pour les essais à fréquences identiques (60Hz / 60Hz)	35
Figure 3.2 : Puissances en fonction du couple exercé par la MCC.....	38
Figure 3.3 : Courants statorique et rotorique en fonction du couple.....	39
Figure 3.4 : Puissances réactives statorique et rotorique en fonction du couple	39
Figure 3.5 : Pertes dans la machine asynchrone en fonction du couple exercé.....	40
Figure 3.6 : Rendement de la MAS-RB pour les différents points de fonctionnement ($f_S=f_R$).....	41

Figure 3.7 : Rendement du TFV superposé avec celui de la MAS-RB seule pour les différents points de fonctionnement ($f_S=f_R$)	42
Figure 3.8 : Schéma du montage pour les essais à fréquences différentes	44
Figure 3.9 : Puissances réelles en fonction du couple exercé	47
Figure 3.10 : Courants en fonction du couple exercé	47
Figure 3.11 : Puissance réactive en fonction du couple exercé	48
Figure 3.12 : Puissance réelle en fonction du couple, superposition des essais à fréquences identiques et à fréquences différentes	48
Figure 3.13 : Courants en fonction du couple, superposition des essais à fréquences identiques et à fréquences différentes	49
Figure 3.14 : Puissances réactives en fonction du couple, superposition des essais à fréquences identiques et à fréquences différentes	50
Figure 3.15 : Rendements pour différents points de fonctionnement ($f_S \neq f_R$)	51
Figure 4.1 : Modélisation dans l'espace de Park dans Matlab	54
Figure 4.2 : Réponse en vitesse de la machine en mode moteur (Matlab)	55
Figure 4.3 : Réponse en couple de la machine en mode moteur (Matlab)	55
Figure 4.4 : Réponse en courant de la machine en mode moteur (Matlab)	56
Figure 4.5 : Réponse en vitesse lors du passage en régime synchrone (Matlab)	58
Figure 4.6 : Réponse en couple lors du passage en régime synchrone (Matlab)	58
Figure 4.7 : Courbes en V , Q_S en fonction de I_r (Matlab)	59
Figure 4.8 : Courbes en V , I_S en fonction de I_r (Matlab)	60
Figure 4.9 : Réponse en vitesse avec deux sources alternatives (Matlab)	61
Figure 4.10 : Réponse en couple avec deux sources alternatives (Matlab)	62
Figure 4.11 : Courant efficace statorique avec deux sources alternatives (Matlab)	62

Figure 4.12 : Réponse en couple avec le coefficient de frottement visqueux augmenté (Matlab)	63
Figure 4.13 : Réponse en vitesse avec le coefficient de frottement visqueux augmenté (Matlab)	64
Figure 4.14 : Réponse des courants avec le coefficient de frottement visqueux augmenté	64
Figure 4.15 : Essai en TFV, puissance au stator et au rotor avec Matlab	65
Figure 4.16 : Essai en TFV, courants au stator et au rotor avec Matlab	66
Figure 4.17 : Modélisation dans l'espace de Park (d, q, 0) dans EMTP.....	67
Figure 4.18 : Schéma électrique équivalent dan EMTP	68
Figure 4.19 : Schéma EMTP	69
Figure 4.20 : Vitesse de rotation en régime moteur avec EMTP et Matlab	70
Figure 4.21 : Couple C_{em} en régime moteur avec EMTP et Matlab	70
Figure 4.22 : Courant efficace au stator I_S en régime moteur	71
Figure A.1 : Couple en fonction du courant d'induit dans la MCC.....	85
Figure A.2 : Tension induite en fonction de la vitesse de rotation de la MCC.....	86
Figure A.3: MEGGER AVO Multi-Amp 830280 Transformer Ohmmeter	86
Figure A.4 : Montage pour l'essai à rotor ouvert.....	87
Figure A.5 : Schéma électrique équivalent, rotor ouvert.....	88
Figure A.6 : Montage pour l'essai en court-circuit.....	89
Figure A.7 : Schéma électrique équivalent, essai à rotor bloqué	90
Figure B.1 : Définition des tensions et courants pour le rotor	94
Figure B.2 : Montage pour les mesures d'inductances au rotor.....	95
Figure B.3 : Montage pour la mesure d'inductance mutuelle entre le stator et le rotor	96
Figure C.4 : Schéma Simulink du modèle utilisé	102

LISTE DES NOTATIONS ET SYMBOLES UTILISÉS

P_s : Puissance réelle entrante au stator

P_r : Puissance réelle sortante au rotor

Q_s : Puissance réactive au stator

Q_r : Puissance réactive au rotor

V_s : Tension efficace statorique

V_r : Tension efficace rotorique

V_e : Tension d'excitation de la machine à courant continu

I_e : Courant d'excitation de la machine à courant continu

V_a : Tension d'induit de la machine à courant continu

I_a : Courant d'induit de la machine à courant continu

ω_s : Pulsation des courants statoriques

ω_r : Pulsation des courants statoriques

f_s : Fréquence des courants statoriques

f_r : Fréquence des courants rotoriques

\vec{B}_S : Champ magnétique statorique de la MAS-RB

\vec{B}_R : Champ magnétique rotorique de la MAS-RB

Ω_S : vitesse mécanique de rotation du champ magnétique statorique

Ω_R : vitesse mécanique de rotation du champ magnétique rotorique

Ω_m : vitesse de rotation mécanique du rotor

δ : Angle mécanique entre un enroulement du stator et un enroulement du rotor

θ : Angle entre le champ statorique et le champ rotorique

g : Glissement de la machine asynchrone

p : Nombre de paire de pôles de la machine asynchrone

J : Moment d'inertie du rotor

f : Coefficient de frottement visqueux

m : Rapport de transformation en tension de la machine asynchrone

C_{em} : Couple développé par la machine asynchrone

C_{MCC} : Couple exercé par le moteur à courant continu.

R_s : Résistance au rotor de la machine asynchrone

R_r : Résistance au rotor de la machine asynchrone

R_{fe} : Résistance représentant les pertes fer de la machine asynchrone

l_s : Inductance propre d'une phase statorique

M_s : Inductance mutuelle entre deux phases du stator

l_r : Inductance propre d'une phase rotorique

M_r : Inductance mutuelle entre deux phases du rotor

L_{ls} : Inductance de fuite d'une phase statorique

L_{ms} : Inductance de magnétisation d'une phase statorique

L_{lr} : Inductance de fuite d'une phase rotorique

L_{mr} : Inductance de fuite d'une phase rotorique

M_{sr} : Inductance mutuelle maximale

L_S : Inductance cyclique d'une phase statorique

L_R : Inductance cyclique d'une phase rotorique

$X'_{r,l}$: Réactance de fuites d'une phase rotorique, vu du stator

$X_{s,l}$: Réactance de fuites d'une phase statorique

M : Inductance mutuelle cyclique

N_s : Nombre d'enroulements au stator

N_r : Nombre d'enroulements au rotor

\mathcal{R}_m : Réductance de l'entrefer de la machine asynchrone

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A : CARACTÉRISTIQUES DES MACHINES UTILISÉES ET MESURES	83
A.1 PLAQUES SIGNALTIQUES.....	83
A.1.1 <i>Groupe de machine servant à reproduire le TFV</i>	83
A.1.2 <i>Groupe de machine pour créer le réseau 2</i>	84
A.2 VALIDATION DU COUPLE-METRE.....	84
A.3 ESSAIS DE CARACTERISATION DE LA MACHINE ASYNCHRONE A ROTOR BOBINE	86
A.3.1 <i>Mesures résistances</i>	86
A.3.2 <i>Essai à rotor ouvert ou en transformateur</i>	87
A.3.2.1 Schéma du montage.....	87
A.3.2.2 Résultats.....	87
A.3.3 <i>Essai à vide</i>	89
A.3.4 <i>Essai en court-circuit</i>	89
A.3.4.1 Schéma du montage.....	89
A.3.4.2 Résultats.....	89
A.4 MESURES ISSUES DES ESSAIS EN TRANSFORMATEUR A FREQUENCE VARIABLE	91
A.4.1 <i>Fréquences identiques</i>	91
A.4.2 <i>Fréquences différentes</i>	92
ANNEXE B : ÉQUIVALENCE DES PARAMÈTRES	94
B.1 CALCUL DE LA RESISTANCE PAR PHASE AU ROTOR :	94
B.2 CALCUL DES INDUCTANCES.....	94
ANNEXE C : MODÈLE SIMULINK.....	98
C.1 TRANSFORMATIONS DE PARK	98
C.2 ÉQUATIONS ELECTRIQUES	98
C.4 ÉQUATION DU COUPLE.....	100
C.5 ÉQUATION MECANIQUE.....	100
C.6 CALCUL DES PUISSANCES	100
C.9 COURANTS EFFICACES AU ROTOR ET AU STATOR	100
C.10 SCHEMA SIMULINK DU MODELE	101
ANNEXE D : PHOTOS DE L'INSTALLATION	103

INTRODUCTION

Les projets d'interconnexion entre réseaux électriques sont d'actualité depuis maintenant de nombreuses années. A l'origine, l'objectif était de créer des capacités de secours mutuel et d'améliorer la stabilité des réseaux. Depuis peu, l'ouverture des marchés de l'électricité permet aux compagnies d'acheter ou de revendre de l'énergie à leurs homologues, et donne lieu à des projets d'interconnexions "commerciales" de réseaux électriques. Cependant qu'elle qu'en soit la raison, ces projets nécessitent des technologies particulières pour interconnecter les deux réseaux en questions. Dans cette optique; GE Energy a récemment mis au point une nouvelle technologie permettant d'interconnecter deux réseaux asynchrones. Ce système appelé Transformateur à Fréquence Variable (TFV), est une nouvelle utilisation de la machine asynchrone à rotor bobiné (MAS-RB). De plus en plus utilisé, notamment pour la production d'énergie éolienne, ce type de machine permet maintenant d'interconnecter deux réseaux électriques, un connecté au stator et l'autre au rotor. Le flux de puissance active circulant d'un réseau à l'autre peut être contrôlé en exerçant un couple sur le rotor de la MAS-RB. Ce couple est appliqué via une machine à courant continu, qui elle-même est facilement commandable en courant et donc en couple. Ce système est donc une utilisation nouvelle de technologies d'hors et déjà bien établies dans le domaine de l'électrotechnique et de l'énergie.

Actuellement, relativement peu d'études ont été effectuées sur ce système qui a été mis en place pour la première fois en 2003. De plus, peu de données sont disponibles sur ce système. Le but de ce projet est d'étudier et de dégrossir le fonctionnement de ce transformateur à fréquence variable, en particuliers le comportement de la MAS-RB lorsqu'elle est connectée de cette manière. De plus, en théorie ce système permet également d'interconnecter deux réseaux de fréquences différentes et à notre connaissance très peu d'études se sont réellement penché sur ce mode de fonctionnement. Ainsi, tout au long de ce travail, nous nous allons nous intéresser aux deux modes de fonctionnement : fréquences identiques et fréquences différentes. Pour ce faire, le présent mémoire se compose de quatre chapitres.

Dans un premier temps, nous ferons un tour d'horizon des études déjà publiées sur ce sujet pour présenter le cadre de l'étude. Cette partie permet d'exposer les applications que peut

avoir un TFV. Les autres technologies permettant d'interconnecter deux réseaux seront comparées à ce système afin d'en préciser les avantages et inconvénients selon la littérature.

Ensuite, nous détaillerons le principe de fonctionnement du transformateur à fréquence variable, en se basant sur le comportement de la machine asynchrone à rotor bobiné lorsqu'elle est connectée de la sorte. Dans un objectif pédagogique, il est intéressant de préciser pourquoi ce type de machine permet de contrôler la puissance active entre deux réseaux via un couple exercé sur son arbre. D'autre part, nous effectuerons un parallèle entre deux méthodes de paramétrisation de la MAS-RB. Cette étude permettra de passer d'un jeu de paramètres à un autre ce qui est intéressant car suivant les auteurs, les modèles mathématiques de machine n'utilisent pas forcément les mêmes paramètres. Par la suite, nous présenterons les essais effectués au laboratoire pour déterminer les paramètres de la machine asynchrone à rotor bobiné que nous avons utilisée pour reproduire un transformateur à fréquence variable.

Puis dans une troisième partie, les deux montages effectués au laboratoire pour reproduire un TFV seront détaillés ainsi que leurs procédures de démarrage et d'arrêt. Un montage permet d'effectuer des essais dans le cas de deux réseaux à fréquence identique et l'autre pour deux fréquences différentes. Les résultats obtenus seront présentés et une comparaison entre les deux cas de fonctionnement sera effectuée. A la fin de ce chapitre, des suggestions pratiques pour les futurs essais seront exposées.

Enfin, nous consacrerons un dernier chapitre à l'aspect simulation de ce système. Nous testerons dans les conditions de fonctionnement d'un TFV, le comportement de modèles numériques de machine asynchrone à rotor bobiné tels qu'ils existent dans les logiciels Matlab et EMTP. A partir des paramètres mesurés et exposés dans le deuxième chapitre, l'objectif est de voir si ces modèles permettent d'obtenir des résultats concluants. Encore une fois, les deux cas de figure (fréquences identiques ou différentes) seront envisagés.

CHAPITRE 1: MISE EN CONTEXTE

Dans un contexte de mondialisation où de plus en plus l'énergie devient un élément central, les projets d'interconnexion de réseaux électriques prennent une part importante dans le développement des réseaux actuels. L'augmentation de la charge, le partage des sources d'énergie, l'optimisation ou encore la volonté de réduire les émissions de gaz à effet de serre peuvent être des facteurs à l'origine de tels projets. En effet, d'une part les ressources naturelles ne sont pas forcément bien réparties et il est alors plus rentable pour certains pays ou provinces d'acheter de l'énergie électrique à leurs voisins plutôt que d'augmenter leur capacité de production. Il peut être rentable également de créer de nouvelles liaisons au sein d'un même réseau pour accéder directement à des zones où le coût de production est faible. Par ailleurs, sous l'influence du protocole de Kyoto, des compagnies d'exploitation de réseaux électriques peuvent décider de fermer des centrales polluantes (par exemple celles fonctionnant au charbon) et d'acheter de l'énergie plus propre à leur homologue voisin.

GE Energy en collaboration avec TransÉnergie (Hydro-Québec) a développé une nouvelle technologie s'inscrivant dans cette dynamique actuelle: le transformateur à fréquence variable (TFV) qui permet d'interconnecter deux réseaux asynchrones et de réguler continuellement le flux de puissance réelle. La première installation d'un tel système, d'une puissance de 100 MW, a été mise en place avec succès au Québec au poste de Langlois en 2003. Il permet d'interconnecter le réseau d'Hydro-Québec avec ceux de l'Ontario et de l'état de New-York.

Bien que le concept soit nouveau, le transformateur à fréquence variable utilise des éléments bien connus dans le domaine de l'électrotechnique. En effet, il se compose principalement de deux machines électriques couplées sur le même rotor: une machine asynchrone à rotor bobiné (MAS-RB) et une machine à courant continu (MCC) commandée en couple. La machine asynchrone est utilisée ici dans un mode particulier car elle réalise l'interconnexion entre les deux réseaux, un connecté au stator et l'autre au rotor. Le rotor va alors tourner proportionnellement à la vitesse correspondant à la différence des fréquences des réseaux interconnectés. Ainsi, si les fréquences de chaque côté sont identiques, le rotor commun aux deux machines est à l'arrêt. Le moteur à courant continu quant à lui va être commandé en

couple pour réguler le flux de puissance réelle circulant entre les deux réseaux en forçant un décalage angulaire entre les tensions au stator et au rotor de la MAS-RB. Ainsi le transfert d'énergie s'effectue via le couplage magnétique entre le stator et le rotor. Cette configuration est présentée sur la figure 1.1.

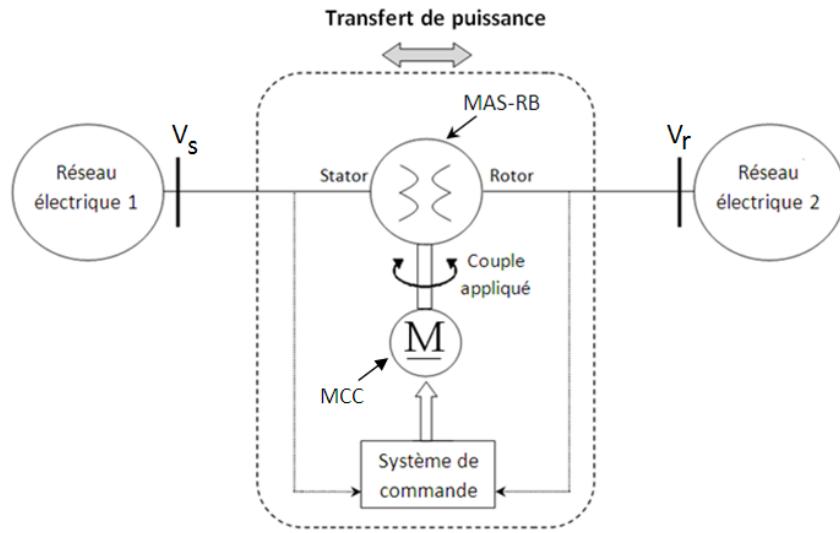


Figure 1.1 : Schéma générique d'un transformateur à fréquence variable

L'installation de Langlois est présentée dans [1]. Après avoir expliqué le principe de fonctionnement, les auteurs démontrent la viabilité de cette nouvelle technologie dans ce type de projet et exposent quelques résultats issus des tests sur site. En 2007, American Electric Power (AEP) a choisi cette technologie dans le cadre d'un projet à Laredo au Texas, pour interconnecter les réseaux électriques du Mexique et du Texas [2, 3]. Une vue d'ensemble de cette installation est présentée dans [4]. Ainsi, on peut avoir comme dans [1] un résumé des fonctions du TFV et le schéma de l'installation électrique. Ce nouveau lien permet au Texas d'importer ou d'exporter de la puissance avec le Mexique, mais aussi de fiabiliser et de stabiliser son réseau [5].

Dans ces deux installations (Langlois et Laredo), les fréquences des deux réseaux interconnectés sont identiques. Les deux machines vont donc fonctionner à l'arrêt ou à très faible vitesse suivant les variations de fréquence, ce qui nécessite des précautions concernant les problèmes

d'échauffement. P. Truman et N. Stranges [6] présentent les considérations qui ont été prises en compte lors de la conception des machines pour le VFT de Langlois, plus particulièrement pour le moteur à courant continu. En plus d'un imposant système de ventilation, ils soulignent qu'une attention particulière doit être prise au niveau des balais pour éviter des échauffements excessifs lorsque le rotor ne tourne pas.

Dans ce genre de projet d'interconnexion, le TFV constitue une nouvelle option technologique supplémentaire aux liens Haute Tension à Courant Continu (HTCC) dos-à-dos réalisé quant à lui avec de l'électronique de puissance. Jusqu'à présent, c'était la seule solution pour interconnecter deux réseaux asynchrones sans envisager la synchronisation de ces derniers. Une comparaison de ces deux technologies est effectuée [7] dans le cadre d'un projet d'interconnexion entre les réseaux de l'Ontario et celui du Manitoba. En effet, le gouvernement Ontarien envisage de fermer deux centrales représentant 500 MW de production et utilisant des ressources fossiles pour importer de l'énergie issue de l'hydroélectricité provenant du Manitoba [8]. Les auteurs analysent par simulation avec le logiciel PSS/E le comportement en régime établi et transitoire des deux systèmes dans le cadre de ce projet. Il s'avère alors que ces deux technologies sont viables et ont chacune leurs avantages et leurs inconvénients. En termes de puissance réactive absorbée le TFV est plus avantageux car il en consomme moins. Ensuite les réponses à divers défauts et à des variations brusques de la commande en puissance sont présentées. Le TFV réagit plus rapidement mais la présence d'oscillations détériore le temps mis pour rejoindre la consigne initiale tandis que le HTCC dos-à-dos rejoint plus rapidement cette consigne. Une courbe typique des réponses transitoires à un défaut triphasé de 4 cycles du côté ontarien extraite de [7] est présentée sur la figure 1.2 pour illustrer les propos.

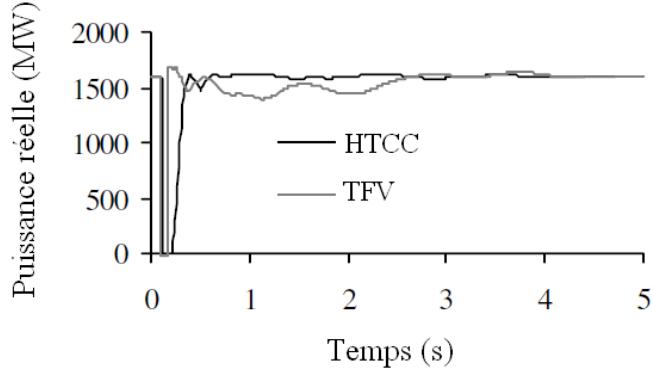


Figure 1.2 : Réponses transitoires du TFV et du HTCC dos à dos pour un défaut triphasé [7]

Cependant dans certains cas, ces oscillations suite à un défaut peuvent être utiles dans un souci de stabilité du réseau. De plus amples essais concernant le comportement du TFV durant divers défauts sont présentés et commentés dans [9]. D'autre part, le TFV n'émet pas d'harmoniques contrairement au HTCC dos-à-dos utilisant des redresseurs et des onduleurs qui sont des sources importantes d'harmoniques par leur fonctionnement par commutation de thyristors. Une installation de ce type nécessite une batterie de filtres pour ne pas trop « polluer » les réseaux connectés. C'est d'ailleurs une des raisons pour laquelle un projet d'installation de trois TFV devrait voir le jour en 2010 pour permettre d'échanger 300 MW de puissance supplémentaire entre le New Jersey et la ville de New-York. D'avantages de détails sur ce projet sont disponibles dans [10]. Le transformateur à fréquence variable possède un avantage majeur dans ce cas parce qu'il émet peu d'harmoniques mais également grâce au plus faible espace que nécessite son installation comparé à celle d'un lien HTCC [11]. Enfin, il est intéressant de noter que le TFV est comparable au HTCC en ce qui concerne la maintenance et le facteur de performance [12], étant donné les faibles vitesses de fonctionnement et l'utilisation de technologies bien connues.

Le TFV n'est pas seulement intéressant dans le cadre d'interconnexions de réseaux asynchrones. Il peut aussi avoir d'autres applications, au sein d'un même réseau par exemple. John Marczewski [13] expose quelles peuvent être les autres applications de ce système et le compare aux technologies existantes pour les cas de figure en question. On retrouve les applications suivantes qui sont la régulation du flux de puissance réelle :

- au sein d'un même réseau,
- entre deux réseaux fonctionnant en synchronisme, d'hors et déjà connectés par d'autres liens,
- entre deux réseaux asynchrones.

Le TFV est alors comparé une nouvelle fois au HTCC dos-à-dos mais aussi au traditionnel transformateur déphaseur ou « phase angle regulating transformer ». En ce qui concerne le HTCC, on retrouve les mêmes idées que dans [7] en termes de temps de réponse et d'émission d'harmoniques. De plus, le transformateur à fréquence variable permet de réguler le flux de puissance de manière complètement continue jusqu'à zéro, autorisant ainsi un inversement du sens de l'écoulement de puissance sans discontinuité, ce qui n'est pas le cas avec le HTCC qui nécessite un courant minimum pour fonctionner. Cependant, au lieu d'être une alternative au HTCC, le TFV peut aussi être complémentaire et utilisé en parallèle à un lien HTCC existant afin d'augmenter la capacité de transmission et la performance du lien à courant continu. En effet, l'ajout d'un TFV évite les éventuelles interactions qui pourraient avoir lieu entre les commandes de deux liens HTCC [13] et permet de conjuguer les avantages des deux technologies.

La régulation continue du flux de puissance est aussi un avantage par rapport au conventionnel transformateur déphaseur qui est plus lent à actionner et fonctionne par incrément. Une étude comparative [14] entre le TFV et un transformateur déphaseur est effectuée pour une application au sein d'un réseau existant, dont la configuration est présentée sur la figure 1.3.

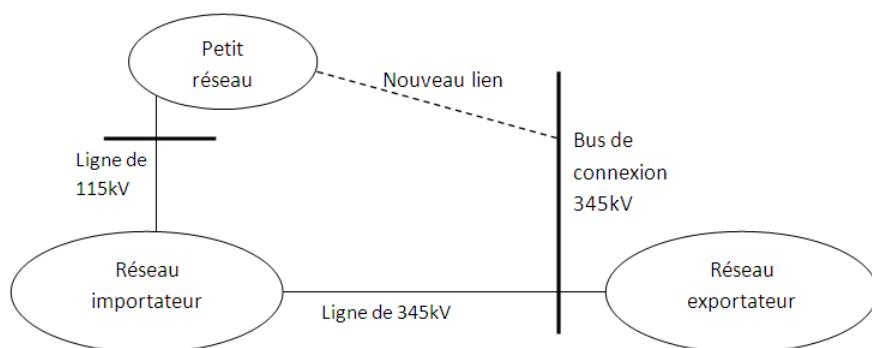


Figure 1.3 : Configuration du système étudié dans [14]

L'idée est de créer un second lien à l'aide soit d'un transformateur à fréquence variable ou d'un conventionnel transformateur déphaseur pour augmenter la capacité d'importation. Les auteurs étudient alors la réaction des deux systèmes lors de la perte de la ligne à 345kV. Ils en concluent que malgré son coût d'installation plus élevé, le TFV est un investissement plus rentable et tend à stabiliser le réseau.

Au travers de ces lectures, il semble donc que cette nouvelle technologie que représente le TFV suscite un intérêt dans le milieu industriel et mérite attention. A ce jour, peu d'études scientifiques ont été publiées sur ce système. Plusieurs articles [15], [16], [17], [18], [19] ont été publiés par des ingénieurs de GE Energy et d'Hydro-Québec TransÉnergie ayant participé au développement du projet de Langlois. Ils présentent l'installation en termes de contraintes et objectifs de développement et décrivent les principaux composants avec leurs caractéristiques, les fonctions de contrôle, ainsi que les divers essais de validation effectués. Ils ne donnent pas beaucoup de détails en ce qui concerne la modélisation du système. Le modèle utilisé pour des calculs de court-circuit et d'écoulement de puissance est celui d'un déphaseur comme illustré à la figure 1.4.

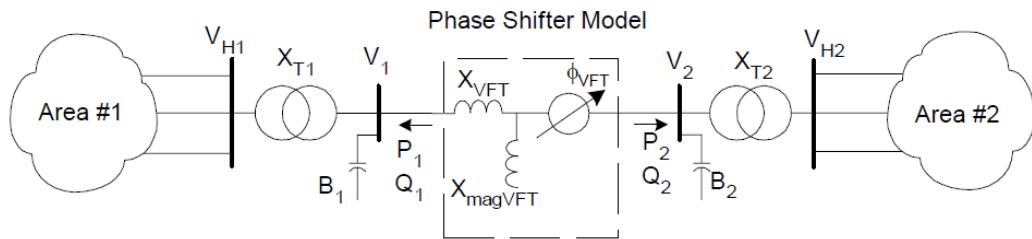


Figure 1.4 : Modèle utilisé pour l'étude en court-circuit et l'écoulement de puissance [15]

La théorie de base permettant d'expliquer le concept et le principe de fonctionnement est d'avantage développée dans [1] et [20]. Les auteurs démontrent qu'à fréquence et tension constante, le couple exercé par la machine à courant continu est directement proportionnel à la puissance au stator, d'où l'intérêt de la commande en couple de la MCC.

Cette série d'article est intéressante afin d'avoir une vue d'ensemble de l'installation de Langlois, mais elle ne permet pas de cerner ce qu'il se passe physiquement dans la machine asynchrone à rotor bobiné. Les auteurs n'expliquent pas pourquoi une MAS-RB connectée de la

sorte permet de réguler le flux de puissance réelle entre les deux réseaux auxquels elle est connectée.

D'autre part, il est intéressant de mentionner ici deux autres études sur le TFV effectuées dans un cadre universitaire. Ainsi, Gesong Chen et Xiaoxin Zhou [21] modélisent le TFV à l'aide du logiciel EMTP, en utilisant un modèle de la machine asynchrone à rotor bobinée connectée à deux sources indépendantes. Le modèle de la machine à courant continu n'est pas pris en compte dans cette étude. Les auteurs ont mis en place une commande en puissance et présente les résultats de leurs simulation pour diverses situations notamment: synchronisation, réponse à un échelon et en rampe, alimentation d'un système isolé et réaction à des défauts monophasé et triphasé. Une autre étude [22] effectuée par Brian C. Raczkowski et Peter W. Sauer se penche sur l'analyse de la machine asynchrone doublement alimentée utilisée pour contrôler la puissance réelle. Ils établissent un modèle électrique de la MAS-RB à partir des équations des tensions, des courants et des inductances. A l'aide de ce modèle, ils peuvent alors vérifier leurs résultats expérimentaux à l'aide du logiciel PowerWorld Simulator.

A notre connaissance, toutes les études ayant été effectuées sur le TFV porte sur le cas de figure où la machine est connectée à deux réseaux de fréquences identiques. Or étant donné que dans le monde les réseaux électriques ne sont pas tous à la même fréquence (60Hz ou 50Hz), il est probable que ce système soit impliqué dans des projets d'interconnexion de réseaux asynchrones à fréquences différentes. Il est donc intéressant de considérer ce cas de figure pour notre travail.

Nous allons en premier lieu présenter une approche pédagogique simple basée sur le principe de fonctionnement de la machine asynchrone. En effet, il est intéressant de comprendre ce qu'il se passe afin de mettre en avant pourquoi on peut contrôler le flux de puissance en jouant sur l'angle du rotor et donc en exerçant un couple sur ce dernier. Par la suite, nous présenterons le système mis en place en laboratoire permettant de reproduire un transformateur à fréquence variable, pour des fréquences identiques ou différentes. Enfin, après avoir exposé les résultats expérimentaux, nous tenteront de simuler le fonctionnement en TFV d'une MAS-RB à l'aide de modèles numériques de ce type de machine, afin de vérifier si ces modèles se comportent bien pour des fréquences identiques mais aussi pour des fréquences différentes.

CHAPITRE 2: PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Dans ce chapitre, nous allons dans un premier temps donner plus de détails à propos de l'installation de Langlois. Nous effectuerons par la suite quelques rappels à propos du principe de fonctionnement d'une machine asynchrone afin de pouvoir expliquer ce qu'il se passe lorsque l'on connecte deux réseaux au stator et au rotor d'une machine asynchrone à rotor bobiné. Enfin, nous traiterons de l'aspect paramétrisation d'une telle machine et nous présenterons les résultats des mesures effectuées au laboratoire pour déterminer ces paramètres.

2.1 Installation de Langlois

Avant d'être exploité à des fins commerciales, le transformateur à fréquence variable de Langlois a tout d'abord servi de plate forme à échelle réelle pour le développement de cette technologie et pour effectuer tous les tests nécessaires à l'accréditation. Les composants principaux de cette installation sont :

- une machine asynchrone à rotor bobiné à 4 pôles d'une puissance de 100 MW, 17 kV au stator et 17.5 kV au rotor,
- un moteur à courant continu de 3750 hp muni d'un système de contrôle, issus d'applications précédentes à faible vitesse,
- deux transformateurs adaptant la tension de 120 kV à 17 kV pour le stator et de 120 kV à 17.5 kV du côté du rotor,
- trois bancs de condensateurs de 25 Mvar,
- un transformateur associé à un redresseur pour alimenter la machine à courant continu à partir du réseau connecté au stator.

La figure en coupe ci-dessous permet de voir l'agencement des deux machines sur le site de Langlois.

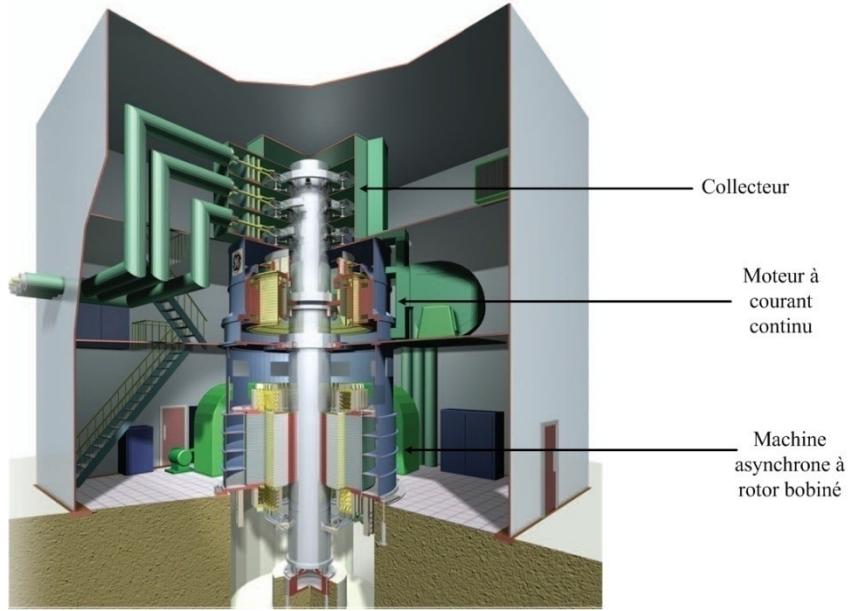


Figure 2.1: Vue en coupe de l'installation de Langlois [23]

Le schéma ci-dessous permet de visualiser comment sont connectés ces éléments :

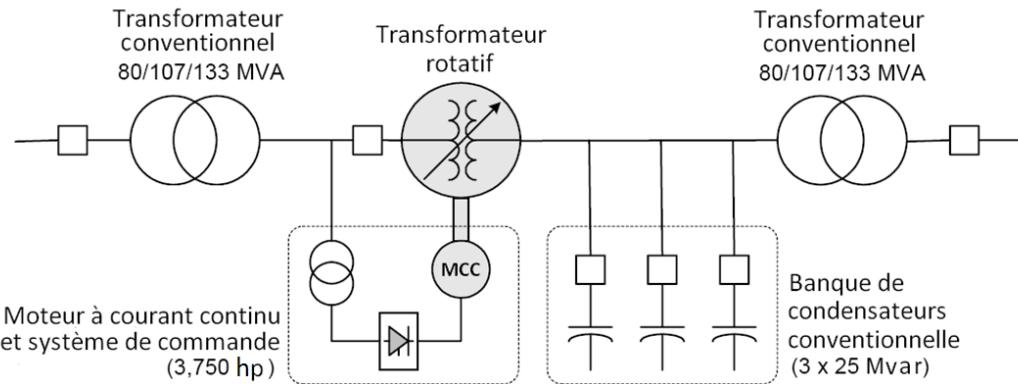


Figure 2.2 : Schéma unifilaire de l'installation de Langlois [15]

Les bancs de condensateurs sont connectés via des interrupteurs qui sont commandés pour réguler la puissance réactive consommée par le transformateur rotatif et les réseaux interconnectés. Les autres interrupteurs sont utiles aux étapes de démarrage, de synchronisation et d'arrêt du TFV.

Le rotor commun aux deux machines possède une très grande inertie, ce qui est un avantage pour ce type d'application car cela apporte un gain de stabilité au réseau lors des défauts.

2.2 Principe de fonctionnement

Pour le TFV, la machine asynchrone à rotor bobiné est utilisée dans un mode de fonctionnement inhabituel. On alimente le stator par une source triphasée de fréquence f_s et le rotor par une autre source triphasée de fréquence f_R . Avant de présenter le principe de fonctionnement de cette machine en tant que transformateur à fréquence variable, il est intéressant d'effectuer quelques rappels.

2.2.1 Conventions

Pour une meilleure compréhension de la suite de ce travail, il est important de présenter les conventions de signes. Le tableau ci-après est utile pour fixer ces conventions :

Tableau 2.1 : Conventions de signe

Grandeurs	Convention
Puissance P_s (W)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $P_s > 0$ si entrante ▪ $P_s < 0$ si sortante
Puissance P_R (W)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $P_R < 0$ si entrante ▪ $P_R > 0$ si sortante
Vitesse angulaire Ω (rad/s)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $\Omega > 0$ dans le sens trigonométrique ▪ $\Omega < 0$ dans le sens horaire
Couple C (N.m)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $C > 0$ dans le sens trigonométrique ▪ $C < 0$ dans le sens horaire

On suppose que le sens de rotation "naturel" en régime moteur des machines utilisées correspond au sens trigonométrique. De plus, les réseaux connectés au stator et au rotor seront appelés respectivement "réseau 1" et "réseau 2".

2.2.2 Rappel du fonctionnement d'une machine asynchrone

L'alimentation des enroulements statoriques par une source triphasée de fréquence f_S crée un champ magnétique tournant à la vitesse Ω_S dépendant du nombre de paire de pôles, p .

$$\Omega_S = \frac{\omega_S}{p} > 0$$

Ce flux tournant, balayant l'enroulement rotorique en court-circuit, y induit des courants. La fréquence de ces courants correspond à la fréquence à laquelle sont balayés les conducteurs du rotor. Ainsi, si le rotor est à l'arrêt la fréquence des courants rotoriques est celle du champ tournant statorique. C'est l'action du flux tournant dans l'entrefer sur les courants rotoriques qui créent le couple. Ce couple entraîne le rotor dans le même sens que le flux tournant statorique. En effet, les courants induits dans le rotor tendent à s'opposer à la cause qui leur a donné naissance (loi de Lenz). Le rotor va tourner dans le même sens que le flux statorique ce qui va diminuer la fréquence à laquelle sont balayés ses enroulements.

Les enroulements rotoriques se retrouvent parcourus par des courants alternatifs et créent à leur tour un champ magnétique tournant à la vitesse :

$$\Omega_R = \frac{\omega_r}{p} + \Omega_m = \frac{\omega_r}{p} + \frac{\omega_s - \omega_r}{p} = \Omega_S$$

On a donc la présence de deux champs magnétiques tournant à la même vitesse qui s'accrochent. Il faut bien distinguer la vitesse de rotation mécanique du rotor Ω_m et celle du champ magnétique rotorique Ω_R .

Ce type de machine ne développe aucun couple à la vitesse de synchronisme. Dans ce cas, les enroulements rotoriques ne sont plus balayés par le flux statorique puisqu'ils tournent à la même vitesse, il n'y a donc pas de courants induits et par conséquent aucun couple.

2.2.3 Connexion en transformateur à fréquence variable

2.2.3.1 Comportement sans application de couple sur l'arbre

Lorsque l'on connecte un réseau électrique de fréquence f_S au stator et un second au rotor de fréquence f_R , il se crée deux champs magnétiques tournants aux vitesses respectives Ω_S et Ω_R . Contrairement au cas de fonctionnement en moteur, la fréquence des courants rotoriques est

fixée à la valeur f_R par le réseau connecté au rotor. En imposant cette fréquence, on fixe également la vitesse de rotation qui doit être :

$$\Omega_m = \frac{\omega_S - \omega_R}{p}$$

Ainsi, si les fréquences f_S et f_R sont identiques, aucun couple n'est développé et le rotor ne tournera pas. Dans cette situation, les deux champs magnétiques tournent à la même vitesse et s'accrochent. On peut comparer ce cas de figure à deux aimants en rotation qui s'accrochent. En revanche, si les fréquences sont différentes, le champ rotorique va être en retard ou en avance et il va donc y avoir création d'un couple pour accélérer ou ralentir la rotation du champ rotorique afin d'aligner les deux champs magnétiques. La machine se comporte alors en quelques sortes comme une machine synchrone dont la vitesse de synchronisme dépend de f_S et f_R . Dans une machine synchrone, le champ rotorique est en rotation de par la rotation mécanique du rotor, ici il est en rotation grâce à l'alimentation des bobines du rotor qui créé un champ tournant. Le rotor va donc tourner toujours à la même vitesse quel que soit le couple exercé, tant que sa valeur est inférieure au couple de décrochage. Les modes de fonctionnement peuvent donc être résumés dans le tableau ci-après:

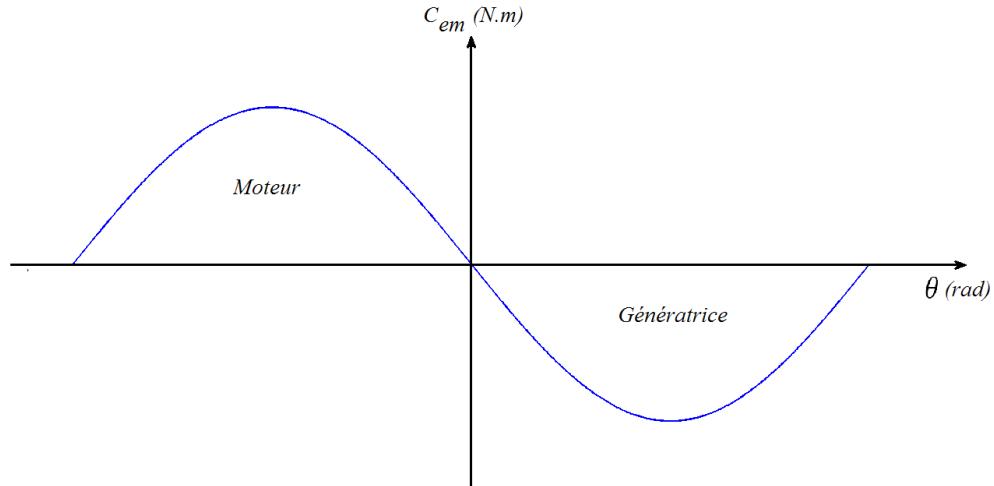
Tableau 2.2 : Modes de fonctionnement suivant les fréquences

Fréquences	$f_S = f_R$	$f_S > f_R$	$f_S < f_R$
Comportement	Le rotor ne tourne pas, les deux champs sont alignés.	Le champ rotorique est en retard sur celui du stator, le rotor tourne dans le <u>même sens</u> que les champs magnétiques pour les aligner.	Le champ rotorique est en avance sur celui du stator, le rotor tourne dans le <u>sens inverse</u> de celui des champs magnétiques pour les aligner.
Vitesse angulaire	$\Omega_m = 0$	$\Omega_m = \frac{\omega_S - \omega_R}{p} > 0$	$\Omega_m = \frac{\omega_S - \omega_R}{p} < 0$

2.2.3.2 Action d'un couple sur l'arbre de la machine

L'intérêt d'utiliser ce type de machine dans ce mode de fonctionnement est de pouvoir contrôler le flux de puissance réelle en exerçant un couple sur l'arbre de la machine. Contrairement au fonctionnement en mode moteur où l'on cherche à régler des paramètres mécaniques (vitesse, couple) à partir de grandeurs électriques, ici on règle les grandeurs électriques via le couple.

Dans ce mode de fonctionnement, la MAS-RB se comporte comme une machine synchrone. Ainsi, il est intéressant de rappeler l'allure de la courbe du couple d'une machine synchrone en fonction de l'angle θ (Fig. 2.3), qui représente l'angle entre le champ statorique et le champ rotorique comme illustré sur la figure 2.4.



En ce qui concerne la figure ci-dessus, on considère la convention "générateur" pour définir le signe du couple de la machine. Ainsi, si l'angle θ est positif, la MAS-RB va générer un couple résistant qui va s'opposer au couple appliqué au rotor.

Lorsque l'on exerce un couple sur le rotor, on force le champ magnétique rotorique à être en retard ou en avance sur le champ statorique, dépendamment du sens du couple. Les figures suivantes illustrent ce phénomène.

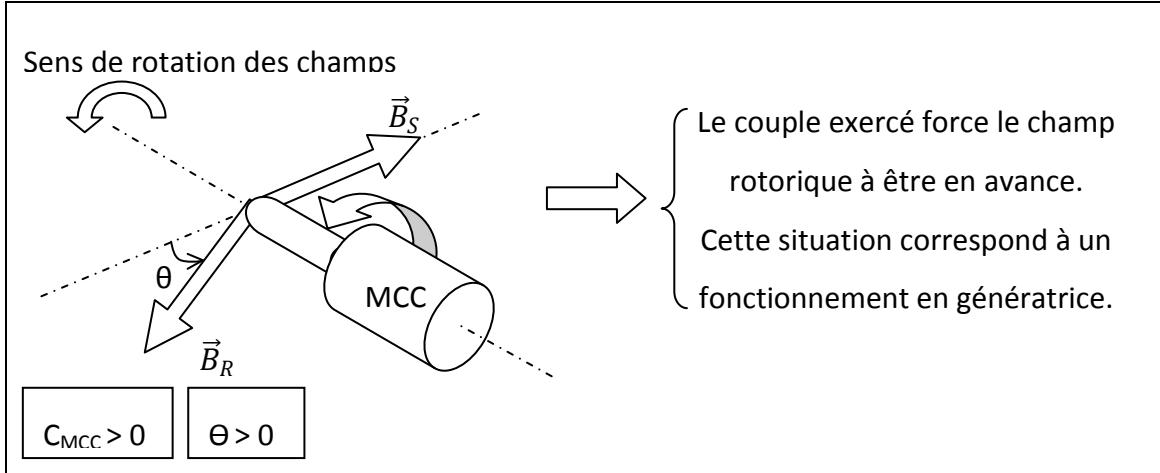


Figure 2.4 : Comportement sous l'action d'un couple positif

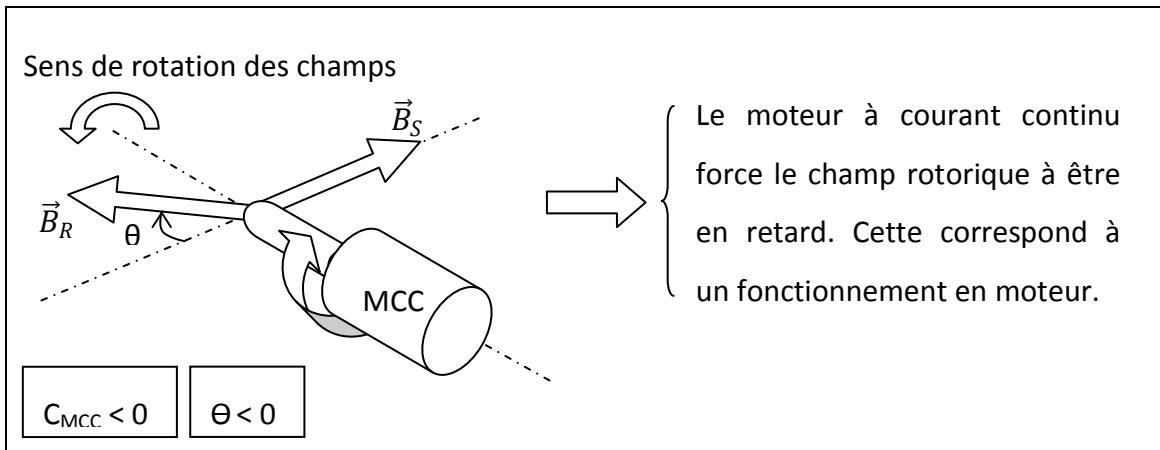


Figure 2.5 : Comportement sous l'action d'un couple négatif

À l'aide des figures ci-dessus et en raisonnant sur la puissance absorbée au stator P_S , on peut d'hors et déjà émettre des suppositions quant au sens du transfert de puissance en fonction du sens du couple appliqué. En effet, on compare à une machine synchrone en fonctionnement « normal ». Lorsque celle-ci est en mode moteur, elle va absorber de la puissance au stator (P_S sera positif). Si le couple exercé est négatif, θ le sera aussi et on peut supposer que le transfert de puissance du transformateur à fréquence variable va donc se faire du stator vers le rotor. A l'inverse, si le couple exercé par la MCC est positif (conformément aux conventions établies au tableau 2.1), la machine se comportera en génératrice. La puissance P_S sera négative et on peut supposer que le transfert de puissance du VFT se fera cette fois-ci du rotor vers le stator.

D'autre part, on peut également raisonner en termes de déphasage. Le fait de forcer un angle $\pm\theta$ entre \vec{B}_S et \vec{B}_R introduit un déphasage des tensions rotoriques de $\pm\theta$. Selon le principe de la transmission de puissance, c'est le déphasage entre deux tensions qui entraîne un transfert de puissance active. Cette dernière circule de la phase la plus élevée vers la plus faible. Si on exerce un couple positif, le champ rotorique est alors en avance sur le champ statorique d'un angle θ , le transfert de puissance va donc se faire du rotor vers le stator (mode génératrice). Ce raisonnement rejoint donc le précédent.

Nous vérifierons si ces suppositions sont valides à l'aide des expérimentations au laboratoire.

2.2.3.3 Mode de fonctionnement de la machine à courant continu

La machine à courant continu est alimentée de manière à pouvoir fonctionner dans les quatre quadrants du plan couple-vitesse. En effet, d'une part le rotor peut tourner dans un sens ou dans l'autre (Ω_m est positive ou négative), et ce sens est imposé par la MAS-RB dépendamment des fréquences f_S et f_R . D'autre part, la machine à courant continu doit pouvoir exercer un couple C_{MCC} dans les deux sens afin d'assurer un transfert de puissance bilatéral.

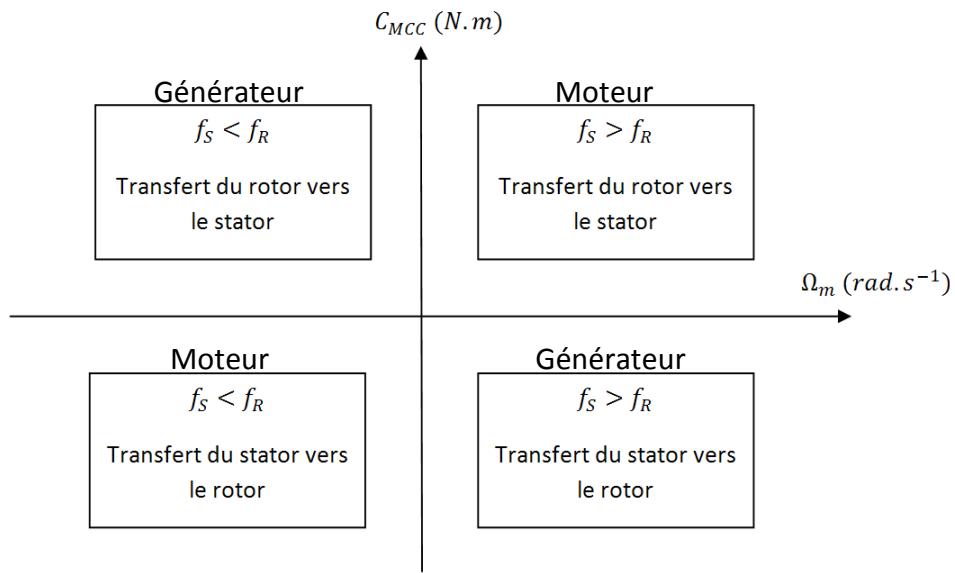


Figure 2.6 : Plan couple-vitesse pour la MCC

La machine à courant continu peut se comporter en moteur ou en frein suivant le quadrant dans lequel elle fonctionne, et va donc absorber ou restituer de la puissance électrique.

2.2.3.4 Bilan des puissances

Comme tout système, le transformateur à fréquence variable n'a pas un rendement unitaire. Il existe plusieurs phénomènes provoquant des pertes de puissance.

Tout d'abord, la machine asynchrone à rotor bobiné et le moteur à courant continu (MAS-RB et MCC) dissipent de l'énergie par effet Joule dus aux résistances des enroulements et elles sont aussi le siège de pertes magnétiques (par hystérésis et courants de Foucault) également appelées "pertes fer". Ces pertes sont notées respectivement P_{Joule} et P_{fer} .

Les enroulements rotoriques de la MAS-RB sont reliés au collecteur via des balais qui entraînent une chute de tension, ce qui est équivalent à une résistance supplémentaire sur chaque phase du point de vue schéma électrique. Ces pertes sont donc similaires à des pertes par effet Joule et sont notées P_{balais} .

D'autre part, si les fréquences des réseaux interconnectés sont différentes, le rotor va tourner, entraînant des pertes par rotation mécanique, P_{rot} . Elles proviennent de deux phénomènes distincts :

- le frottement sec du au contact entre deux solides en rotation (notamment au niveau des balais). Il est proportionnel à la vitesse de rotation,
- le frottement visqueux ou la ventilation, proportionnel au carré de la vitesse de rotation, qui est du au déplacement d'air lors du mouvement de rotation.

Le schéma qui suit est utile pour représenter les flux de puissances à travers le système.

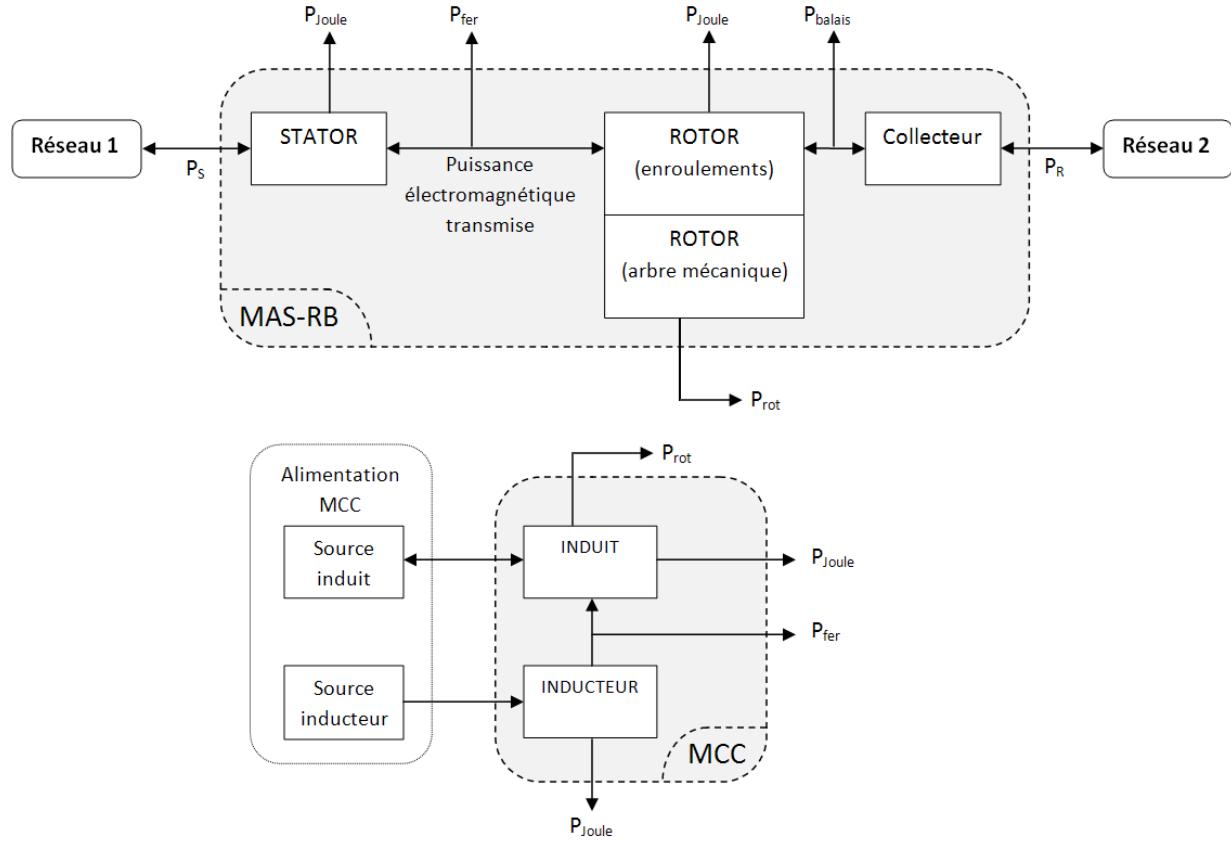


Figure 2.7 : Bilan des puissances

2.3 Paramétrisation d'une machine asynchrone à rotor bobiné

2.3.1 Comparaison entre les différentes notations

Suivant les modèles utilisés en simulation, les paramètres pris en compte ne sont pas forcément les mêmes. De plus, il y a des notations différentes entre l'Europe et l'Amérique du Nord. Pour cette raison, nous avons jugé utile d'effectuer un parallèle entre ces deux approches pour comprendre les correspondances entre les différents paramètres utilisés.

Si on se réfère à des ouvrages nord-américains [24], les matrices d'inductances pour une machine asynchrone seront écrites de la manière suivante :

$$\begin{aligned}
 [L_s] &= \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix} \quad [L_r] = \begin{bmatrix} L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{lr} + L_{mr} \end{bmatrix} \\
 [L_{sr}] &= [L_{rs}]^t = L_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\delta) & \cos\left(\delta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\delta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\delta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\delta) & \cos\left(\delta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\delta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\delta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\delta) \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

Sachant que :

- L_{ls} : inductance de fuites d'un enroulement statorique,
- L_{ms} : inductance de magnétisation d'un enroulement statorique ($L_{ms} = \frac{N_S N_S}{\mathcal{R}_m}$),
- L_{lr} : inductance de fuites d'un enroulement rotorique,
- L_{mr} : inductance de magnétisation d'un enroulement rotorique ($L_{mr} = \frac{N_R N_R}{\mathcal{R}_m}$),
- L_{sr} : inductance mutuelle maximale entre un enroulement statorique et un enroulement rotorique ($L_{sr} = \frac{N_S N_S}{\mathcal{R}_m}$),
- δ : angle entre un enroulement du stator et un enroulement du rotor.

Et :

- N_S : nombre d'enroulements au stator,
- N_R : nombre d'enroulements au rotor,
- \mathcal{R}_m : réluctance de l'entrefer.

Une particularité de cette notation est qu'il existe des relations entre certains paramètres via le rapport de transformation en tension de la machine, m . En particulier :

$$\begin{cases} L_{ms} = mL_{sr} \\ L_{ms} = m^2 L_{mr} \end{cases} \quad \text{avec } m = \frac{N_S}{N_R} = \frac{V_S}{V_R}$$

En revanche, dans la littérature européenne [25], on est plus susceptible de trouver l'approche suivante :

$$[L_s] = \begin{bmatrix} l_s & M_s & M_s \\ M_s & l_s & M_s \\ M_s & M_s & l_s \end{bmatrix} \quad [L_r] = \begin{bmatrix} l_r & M_r & M_r \\ M_r & l_r & M_r \\ M_r & M_r & l_r \end{bmatrix}$$

$$[\mathbf{M}_{sr}] = [\mathbf{M}_{rs}]^t = \mathbf{M}_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\delta) & \cos\left(\delta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\delta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\delta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\delta) & \cos\left(\delta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\delta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\delta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\delta) \end{bmatrix}$$

Où :

- l_s : inductance propre d'une phase au stator
- l_r : inductance propre d'une phase au rotor
- M_s : inductance mutuelle entre deux phases du stator
- M_r : inductance mutuelle entre deux phases du rotor
- M_{sr} : inductance mutuelle maximale entre une phase du stator et une phase du rotor

Lors des modélisations, ces inductances sont souvent ramenées à des inductances dites cycliques. Le but est de rendre ces matrices diagonales pour simplifier les calculs. Ces simplifications peuvent se faire en considérant un cas équilibré dans le domaine des phases abc, ou encore en effectuant un changement de base pour passer dans le domaine de Park (d, q, 0). Par exemple pour la phase a, le terme cyclique correspond au fait que l'inductance tient compte de la contribution des 3 phases, bien que le flux en question ne semble provenir que du courant de la phase a. Les matrices d'inductances deviennent alors :

$$[\mathbf{L}_s] = \begin{bmatrix} L_s & 0 & 0 \\ 0 & L_s & 0 \\ 0 & 0 & L_s \end{bmatrix} [\mathbf{L}_r] = \begin{bmatrix} L_r & 0 & 0 \\ 0 & L_r & 0 \\ 0 & 0 & L_r \end{bmatrix}$$

$$[\mathbf{L}_{sr}] = \begin{bmatrix} M & 0 & 0 \\ 0 & M & 0 \\ 0 & 0 & M \end{bmatrix}$$

Suivant les approches, ces inductances cycliques s'expriment de la manière suivante :

Tableau 2.3 : Expressions des inductances cycliques

$L_S = L_{ls} + \frac{3}{2}L_{ms}$	$L_S = l_s - M_s$
$L_R = L_{lr} + \frac{3}{2}L_{mr}$	$L_R = l_r - M_r$
$M = \frac{3}{2}L_{sr}$	$M = \frac{3}{2}M_{sr}$

2.3.2 Détermination expérimentale des paramètres de la machine asynchrone

2.3.2.1 Méthode

Afin de rendre notre travail plus concret, nous avons utilisé une machine asynchrone à rotor bobiné du laboratoire pour reproduire le fonctionnement en transformateur à fréquence variable. Dans le but de déterminer ses paramètres, nous avons dans un premier temps réalisé une série d'essais sur cette machine, en s'inspirant des normes américaines [26].

On réalise trois essais principaux :

- essai à vide,
- essai en transformateur ou à rotor ouvert,
- essai à rotor bloqué ou en court-circuit.

De plus, des essais à courant continu sur les enroulements au stator et au rotor sont réalisés pour déterminer la résistance des enroulements.

Pour le calcul des paramètres, on se base sur le schéma électrique équivalent par phase suivant:

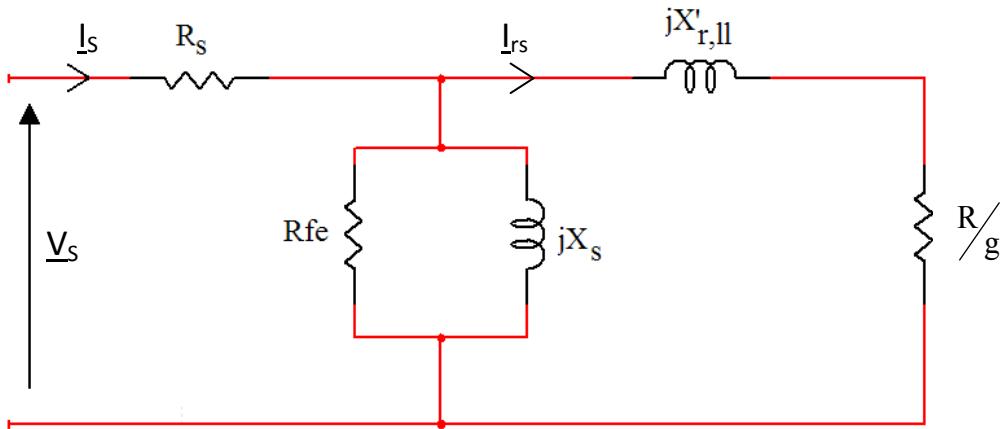


Figure 2.8 : Schéma équivalent par phase vu du stator avec les fuites totalisées au rotor [25]

Avec :

$$R = R_R \left(\frac{L_s}{M} \right)^2 \quad \text{et} \quad I_{rs} = \frac{M}{L_s} I_r$$

La réactance $X'_{r,II}$ représente l'inductance de fuites statorique et rotorique totalisées au rotor, puis ramenées au stator. D'avantage d'informations sur ce schéma sont disponibles dans [25]. Les inductances L_s et M sont des inductances cycliques. On obtient donc directement les inductances cycliques à partir de ce modèle.

Cette série d'essais a été pratiquée sur une MAS-RB de 15 hp du laboratoire qui va nous permettre de reproduire un TFV. La plaque signalétique de celle-ci est disponible en annexe A.

2.3.2.2 Essai à vide

La machine est alimentée à tension et fréquence nominales au stator et les enroulements du rotor sont court-circuités. Elle est entraînée sans aucune charge mécanique. Cet essai combiné avec l'essai à rotor ouvert permet de déterminer les pertes par rotation mécanique (par frottements et ventilation) de la machine. La puissance absorbée pendant le fonctionnement à vide correspond aux pertes Joule, aux pertes fer et aux pertes par rotation, alors que pour l'essai à rotor ouvert la puissance absorbée est celle consommée seulement par les pertes fer et les pertes Joule. Ainsi, on différencie les puissances absorbées dans ces deux essais pour obtenir une estimation des pertes rotationnelles.

2.3.2.3 Essai en transformateur (rotor ouvert)

Pour l'essai à rotor ouvert, la machine est alimentée au stator à tension et fréquence nominale et les enroulements au rotor sont ouverts afin de mesurer la tension induite au rotor. Cet essai permet de déterminer le rapport de transformation en tension m de la machine asynchrone. De plus, la puissance active absorbée par la machine à tension statorique nominale soustraite à celle consommé pour l'essai à vide donne les pertes mécaniques par rotation.

Aucun courant ne peut circuler dans le rotor, le schéma équivalent devient donc :

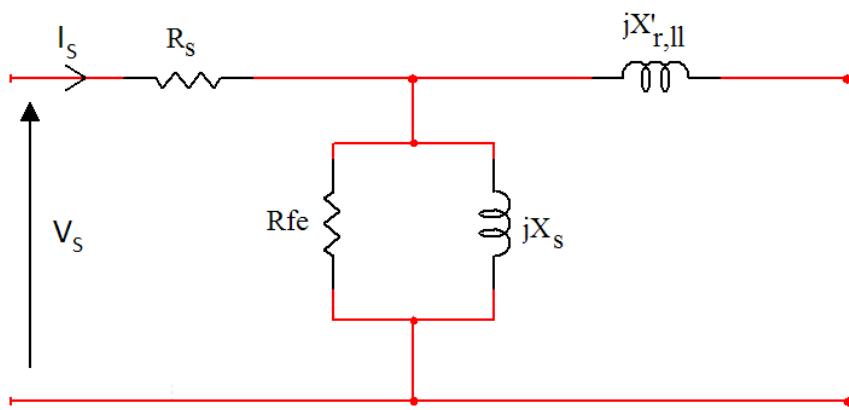


Figure 2.9 : Schéma électrique équivalent à rotor ouvert (g=0)

En mesurant le courant et la puissance absorbés, on peut déterminer R_{fe} , X_s et les pertes par rotation mécanique, P_{rot} . On néglige R_s devant la branche de magnétisation. De plus les pertes fer P_{fer} peuvent également être estimées sachant que l'on connaît R_s .

2.3.2.4 Essai à rotor bloqué ou en court-circuit

Pour l'essai à rotor bloqué, le rotor de la MAS-RB est bloqué par un dispositif mécanique. Les enroulements du rotor sont toujours court-circuités et on alimente à tension sinusoïdale réduite les enroulements statoriques en prenant garde de ne pas dépasser le courant nominal au rotor. Dans ces conditions, le glissement est unitaire et on peut négliger sur le schéma électrique la branche de magnétisation de par les faibles tensions appliquées. On a alors :

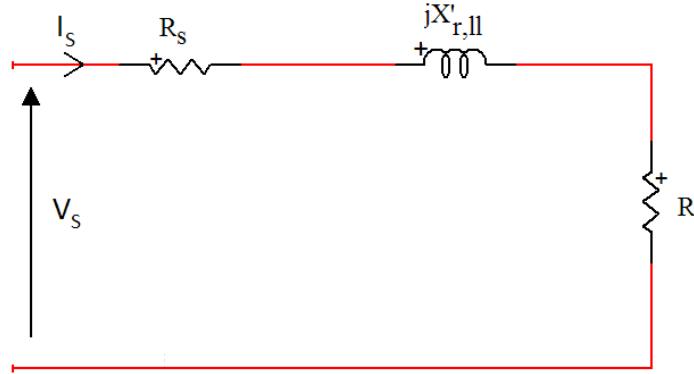


Figure 2.10 : Schéma équivalent à rotor bloqué ($g=1$)

Connaissant la valeur de R_s , on peut alors déterminer aisément $X'_{r,II}$ et R .

2.3.2.5 Essai à courant continu

Les essais à courant continu permettent de déterminer par la méthode voltampèbre-métrique la résistance par phase du côté du stator et du rotor, R_s et R_R . Les mesures sont effectuées à l'aide d'un MEGGER AVO Multi-Amp 830280 Transformer Ohmmeter (photo disponible en annexe A).

Le stator est composé de six bobines identiques, deux par phase qui peuvent être connectées en série ou en parallèle. Dans notre cas, elles sont connectées en parallèle. Les trois phases sont connectées en étoile et le neutre est accessible pour mesurer la résistance par phase au stator.

En ce qui concerne le rotor, les mesures sont effectuées via trois bornes de connexion situées après les balais. Les résultats prennent donc en compte la résistance supplémentaire introduite par le contact par balais. On a seulement accès aux trois phases et on ne sait pas si les enroulements sont connectés en étoile ou en triangle. On mesure alors la résistance entre deux phases, ce qui nous donne la résistance d'une phase (connexion en triangle) ou la résistance correspondant à deux phases en série (connexion en étoile). Nous allons développer par la suite comment il est possible de savoir si le rotor est en étoile ou en triangle à partir des mesures en court-circuit. En effet, on estime la valeur de la résistance rotorique par phase en se basant sur schéma électrique équivalent conventionnel ci-après.

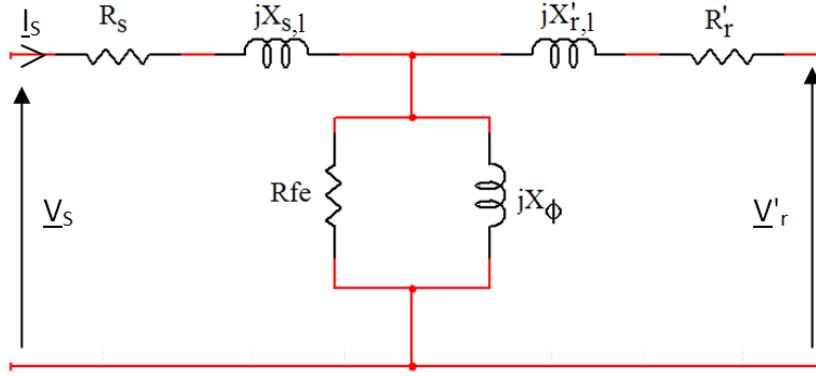


Figure 2.11 : Schéma électrique équivalent conventionnel

Sur le schéma ci-dessus, les inductances $X_{s,l}$ et $X'_{r,l}$ sont respectivement l'inductance de fuites par phase au stator et l'inductance de fuites par phase au rotor ramenée au stator. X_{ϕ} est l'inductance de magnétisation.

A partir des mesures en court-circuit (on néglige la branche de magnétisation), ce modèle permet d'estimer R'_r . En utilisant le rapport de transformation trouvé par l'essai à rotor ouvert, on obtient alors une valeur de R_r qui est la résistance par phase, donc pour un enroulement. Comparée à la mesure de résistance effectuée entre deux phases au rotor, cette valeur permet de conclure si le rotor est en étoile ou en triangle. Si la mesure est égale à la résistance par phase R_r calculée avec l'essai en court-circuit, cela signifie que le rotor est en triangle. En revanche, si la mesure donne une valeur égale au double de R_r calculée, le rotor est en étoile.

D'après la norme [26], les valeurs mesurées sont ajustées pour correspondre d'avantage à la température de fonctionnement de la machine suivant sa classe d'isolation. En théorie, on devrait utiliser la relation suivante :

$$R_{T_1} = R_{T_2} \frac{(T_2 + k)}{(T_1 + k)}$$

Par manque d'informations sur la machine utilisée, on ne connaît pas la classe d'isolation de celle-ci, nous conserverons donc les valeurs mesurées à température ambiante. De toute manière, les essais en transformateur à fréquence variable qui vont être effectués sur la machine le seront à couple réduit ce qui limite les échauffements.

2.3.2.6 Résultats

Les tableaux des mesures et le détail des calculs qui ont été effectuées sont disponibles en annexe A. Dans ce paragraphe, nous présentons les résultats obtenus pour les paramètres calculés.

L'essai à rotor ouvert donne le rapport de transformation en tension m :

$$m = 0,687$$

En se basant sur le schéma de la figure 2.11 et avec les mesures en court-circuit, on estime une valeur de R_r par phase autour de $0,407 \Omega$. Or par la méthode voltampère-métrique entre deux phases du rotor, on mesure une valeur de $0,890 \Omega$ ce qui correspond environ à deux fois la valeur de R_r par phase calculée. Ce résultat permet donc de conclure que le rotor est en étoile, ce qui confirme la tendance général de ce type de machine pour lesquelles le rotor est habituellement raccordé en étoile.

A partir des essais présentés dans le paragraphe précédent, on obtient directement les valeurs de : R_S , R_R , R_{fe} , R , L_S , $L'_{r,II}$, m , P_{rot} . Des calculs supplémentaires permettent de déterminer L_R , M , σ (coefficient de dispersion en %) et T_R (constante de temps rotorique en seconde). Ces derniers sont calculés à l'aide des formules suivantes [25]:

$$\sigma = \frac{L'_{r,II}}{L_S + L'_{r,II}}$$

$$T_R = \frac{L_S + L'_{r,II}}{R}$$

$$L_R = T_R R_R$$

$$M = \sqrt{(1 - \sigma)L_S L_R}$$

Les inductances L_S , L_R et M trouvées ici sont les inductances cycliques.

Le tableau qui suit résume les résultats. Pour le paramètre R_r , on prend en compte la mesure donnée par l'essai en courant continu qui est plus précise. Pour avoir la résistance par phase, on divise par deux cette valeur.

Tableau 2.4 : Valeurs des paramètres trouvées expérimentalement

R_S	0,057 Ω
L_S	24,73 mH
R_R	0,445 Ω
L_R	61,94 mH
R	0,192 Ω
R_{fe}	114 Ω
M	37,65 mH
$L'_{r,II}$	1,99 mH
σ	0,0746
T_R	0,1392 s
P_{rot}	463 W
P_{fer}	398 W
m	0,687

D'après la section 2.3.1, les paramètres correspondant aux différentes approches peuvent être calculés.

A partir de $L'_{r,II}$, on peut trouver l'inductance de fuites au stator L_{ls} et au rotor L_{lr} . Pour ce type de machine, on peut considérer que l'inductance de fuites au stator L_{ls} et l'inductance de fuites au rotor ramené au stator L'_{lr} sont égales. Ainsi :

$$L_{ls} = L'_{lr} = \frac{L'_{r,II}}{2}$$

$$L_{lr} = L'_{lr} \left(\frac{M}{L_S} \right)^2$$

De plus :

$$\begin{cases} L_S = L_{ls} + \frac{3}{2} L_{ms} \\ L_R = L_{lr} + \frac{3}{2} L_{mr} \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} L_{ms} = \frac{2}{3} (L_S - L_{ls}) \\ L_{mr} = \frac{2}{3} (L_R - L_{lr}) \end{cases}$$

Et :

$$\begin{cases} l_s = L_{ls} + L_{ms} \\ M_s = -\frac{1}{2}L_{ms} \end{cases} \quad \& \quad \begin{cases} l_r = L_{lr} + L_{mr} \\ M_r = -\frac{1}{2}L_{mr} \end{cases}$$

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

Les valeurs de ces paramètres calculés avec les formules précédentes sont résumées dans le tableau suivant :

Tableau 2.5 : Paramètres supplémentaires calculés

L_{ls}	0,99 mH
L_{lr}	2,3 mH
L_{ms}	15,82 mH
L_{mr}	39,76 mH
l_s	16,82 mH
M_s	-7,91 mH
l_r	42,06 mH
M_r	-19,88 mH
$L_{sr} = M_{sr}$	26,10 mH

2.3.2.7 Vérification

On peut vérifier les résultats en recalculant par exemple M avec les valeurs trouvées :

$$M_1 = \frac{3}{2}M_{sr} = \frac{3}{2}L_{sr} = \frac{3}{2}mL_{mr}$$

$$M_2 = \frac{3}{2}M_{sr} = \frac{3}{2}L_{sr} = \frac{3}{2}\frac{L_{ms}}{m}$$

Sachant que :

$$m = \frac{V_S}{V_R} = 0,687$$

On obtient :

$$M_1 = 40,97 \text{ mH}, \text{écart relatif : } 8,8 \%$$

$$M_2 = 34,54 \text{ mH}, \text{écart relatif : } 8,2 \%$$

On ne retombe pas exactement sur la même valeur de l'inductance mutuelle cyclique M , mais les résultats restent du même ordre de grandeur. Ces écarts peuvent être dus à la précision des mesures et au nombre de calculs effectués pour arriver au résultat qui peuvent amplifier les erreurs.

Pour confirmer les résultats, nous pouvons également comparer à ceux obtenus dans [27] où l'auteur a utilisé la même machine asynchrone. Ce dernier utilise le schéma électrique équivalent de la figure 2.11 pour déterminer ses paramètres, ce qui ne donne pas directement les inductances cycliques. Il a donc effectué des mesures supplémentaires sur les enroulements au stator et au rotor pour déterminer les inductances propres et mutuelles.

Encore une fois au stator, on peut mesurer directement l'inductance propre d'une seule phase l_s et l'inductance mutuelle entre deux phases M_s car on a accès au neutre, mais ce n'est pas le cas au rotor. Afin de pouvoir comparer nos résultats à ceux trouvés dans [27], il faut alors ajuster les valeurs mesurées au rotor. L'annexe B détaille le raisonnement effectué. Sans accès au neutre du rotor, on ne peut pas connaître directement par mesures l'inductance propre d'une phase l_r et l'inductance mutuelle entre deux phases, M_r . Ces deux paramètres peuvent néanmoins être estimés par la méthode de calcul donnée au 2.3.2.6.

Le tableau suivant récapitule les valeurs provenant de [27] à celle que nous avons obtenues.

Tableau 2.6 : Comparaison des paramètres

	Valeurs déterminées dans ce chapitre	Valeurs provenant de [27]
R_s (Ω)	0,057	0,062
R_r (Ω)	0,445	0,473
l_s (mH)	16,8	18,5
M_s (mH)	-7,9	-9
L_s (mH)	24,73	27,5
L_r (mH)	61,9	64
M_{sr} (mH)	26,1	26,4
R_{fe} (Ω)	114	121
m	0,687	0,687
P_{rot} (W)	463	533
P_{fer} (W)	398	370

Ce tableau confirme la validité de nos mesures.

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, le principe de fonctionnement du transformateur à fréquence variable a été développé. En raisonnant sur les champs magnétiques on a pu expliquer ce qu'il se passe lorsque l'on connecte une machine à rotor bobiné de la sorte et pourquoi il y a un transfert de puissance active quand on exerce un couple sur le rotor. On a pu alors prédire le sens de ce transfert dépendamment du sens du couple appliqué. Cette prédiction sera vérifiée dans le chapitre suivant avec les essais en laboratoire.

D'autre part, les correspondances entre deux manières de paramétrier une machine asynchrone à rotor bobiné ont été éclaircies. Grâce à ces correspondances, on a pu calculer tous les types de paramètres rencontrés dans la littérature à partir de nos essais de caractérisation au laboratoire. Toutes ces valeurs nous serviront plus tard pour simuler le système car, suivant les logiciels utilisées, les paramètres pris en compte ne sont pas forcément les mêmes.

Maintenant que l'on a bien explicité le fonctionnement du TFV, nous sommes en mesure d'effectuer des manipulations en laboratoire sur des machines permettant d'obtenir un comportement de TFV. C'est l'objet du prochain chapitre.

CHAPITRE 3: ESSAIS EXPÉRIMENTAUX

Dans ce chapitre, nous allons décrire comment nous avons pu mettre en place au laboratoire d'électrotechnique un système permettant de reproduire un transformateur à fréquence variable. Ainsi, après avoir vérifié que le comportement correspond bien à celui d'un TFV, nous présenterons les résultats expérimentaux obtenus avec ce montage pour des fréquences identiques et différentes.

3.1 Objectifs

L'objectif ici est donc de reproduire un comportement de TFV avec une machine à rotor bobiné du laboratoire pas forcément prévue pour ce type d'application. Les manipulations seront effectuées pour des fréquences identiques au stator et au rotor, puis dans un second temps nous simulerons un réseau à une fréquence différente de 60Hz pour effectuer des mesures avec deux fréquences distinctes. Étant donné qu'il s'agit d'une première étude de ce système, le but ici n'est pas de recréer un transformateur à fréquence variable au complet avec tout le dispositif de commande mais plutôt d'effectuer des mesures de valeurs significatives telles que le couple mis en jeu, la puissance transmise, les courants absorbés, la vitesse s'il y a lieu. Il n'y a donc pas pour l'instant d'asservissements mis en place sur le montage, les réglages se font manuellement. Dans le cadre de ce travail, nous nous limiterons donc à des mesures en régime permanent, le montage n'étant pas pour l'instant équipé de dispositif permettant d'observer les régimes transitoires avec précision. Ces mesures ont notamment pour but de vérifier la proportionnalité entre le couple exercé et la puissance réelle transférée, pour des fréquences identiques ou différentes.

3.2 Essais en transformateur à fréquence variable

3.2.1 Choix du groupe de machines

Nous avons besoin d'un groupe de machine constitué d'une machine asynchrone à rotor bobiné couplée avec une machine à courant continu pour exercer le couple de commande. Dans le cadre de ce projet, nous avons utilisé un groupe de machine de 15 hp qui possède une caractéristique intéressante car il est équipé d'un couple-mètre. Ainsi, lors des manipulations ce

capteur fournira une mesure directe du couple exercé sur l'arbre. Les plaques signalétiques des machines sont données en annexe A. Étant donné que ce groupe de machines n'a pas été utilisé depuis un certain temps, le bon fonctionnement de celle-ci et des appareils de mesure (capteurs de vitesse et de couple) a d'abord été validé.

Une fois assuré du bon fonctionnement du matériel, nous pouvons procéder à des essais en TFV. Tout d'abord, des essais pour deux réseaux à fréquence identique seront réalisés puis dans un second temps nous nous pencherons sur le cas à deux fréquences différentes.

3.2.2 Essai avec deux fréquences identiques (60Hz)

3.2.2.1 Présentation du montage

Les deux réseaux à 60 Hz correspondent ici à la source triphasée de 230 V disponible au laboratoire d'électrotechnique. Afin de pouvoir ajuster le couple appliqué par la machine à courant continu, un rhéostat de puissance est placé en série avec l'induit de la machine à courant continu. Étant donné qu'il s'agit d'un chariot de lampes, le couple exercé va être augmenté par échelons en ajoutant de plus en plus d'ampoules à l'aide des interrupteurs. Un transformateur Y-Δ (220 V / 320 V) permet d'adapter la tension du côté du rotor (le rapport de transformation de la machine asynchrone n'est pas unitaire). De plus, un jeu de trois ampoules en parallèle avec un interrupteur triphasé va permettre la synchronisation du transformateur à fréquence variable avant de coupler les deux réseaux en fermant ce même interrupteur. Le schéma du montage est présent sur la figure 3.1. Les analyseurs de puissance utilisés sont des Xitron 2553E-VAR, ils vont permettre de relever les puissances actives et les courants de lignes.

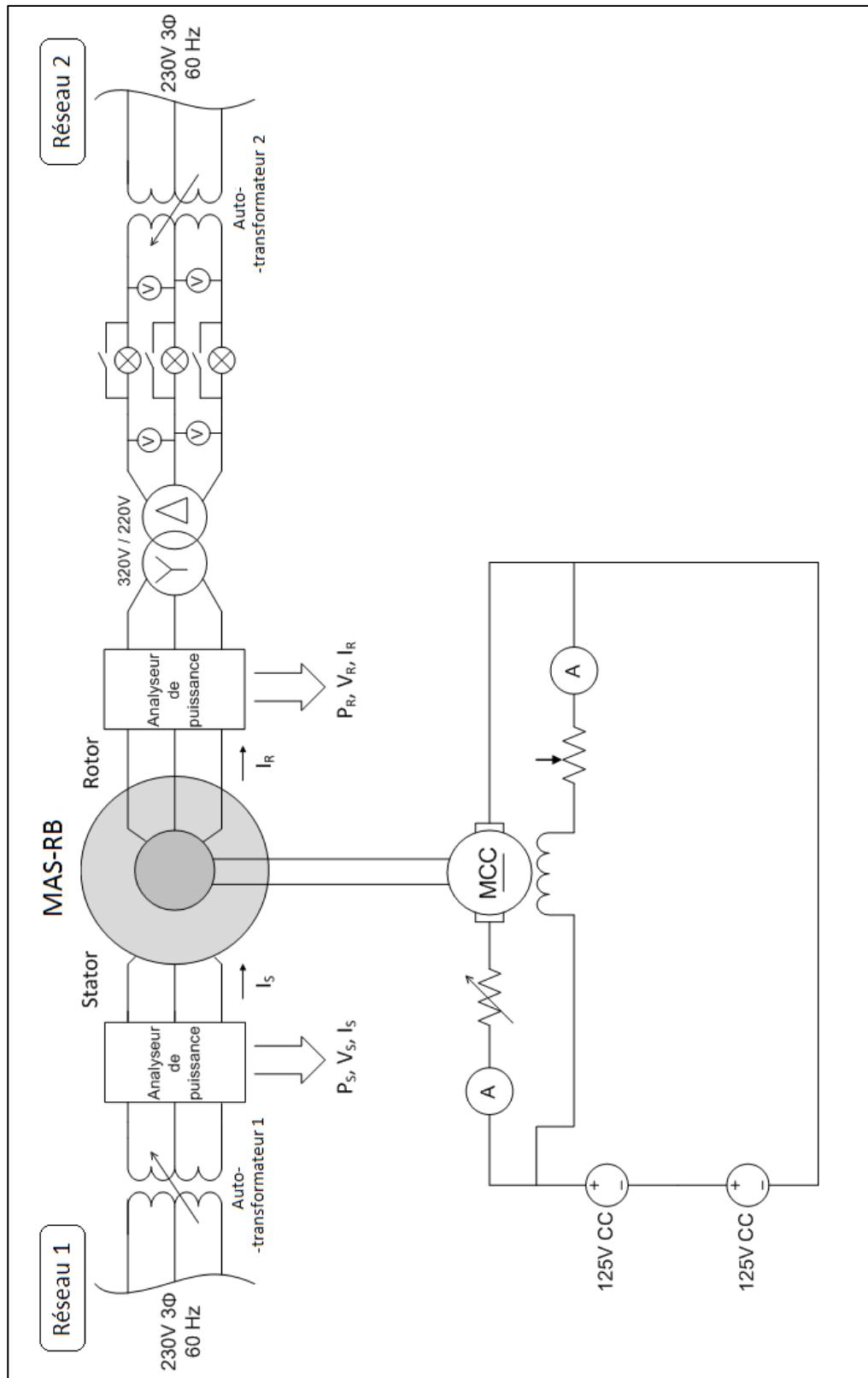


Figure 3.1 : Schéma du montage pour les essais à fréquences identiques (60Hz / 60Hz)

3.2.2.2 Séquences de démarrage et d'arrêt

Avant d'exercer un couple avec la MCC, il faut d'abord synchroniser puis coupler les deux réseaux mis en jeu. La synchronisation des phases du stator et du rotor s'effectue en faisant tourner manuellement le rotor de la MAS-RB afin d'annuler le déphasage avant d'interconnecter les deux réseaux. La séquence de démarrage peut donc s'exprimer de la manière suivante :

- Alimenter la MAS-RB du côté stator et ajuster avec l'autotransformateur variable (Autotransformateur 1) une tension V_S d'environ 130V (pour des tensions supérieures ce dernier commence à tourner lentement empêchant de synchroniser les deux réseaux).
- Alimenter l'autotransformateur variable (Autotransformateur 2) et ajuster la tension afin d'avoir le même niveau de tension des deux côtés de l'interrupteur triphasé.
- Ajuster manuellement la position angulaire du rotor afin que les trois lampes s'éteignent (les tensions au stator et au rotor sont alors en phase).
- Fermer l'interrupteur triphasé pour coupler les deux réseaux.
- Augmenter progressivement avec les autotransformateurs 1 et 2 les niveaux de tension jusqu'aux valeurs nominales du côté du stator et du rotor (L'idéal est d'augmenter par incrément chaque côté alternativement pour éviter des surintensités de courant).

Pour l'étape de synchronisation, on annule le décalage angulaire entre les phases des tensions statoriques et rotoriques. Ce réglage se fait en ajustant la position angulaire du rotor de la MAS-RB et permet d'éviter un à-coup brutal de celui-ci lors de la fermeture de l'interrupteur de couplage. En effet, si les tensions statoriques et rotoriques ne sont pas en phase, cela signifie que les deux champs tournants (statoriques et rotoriques) ne seront pas alignés. Si tel est le cas, lors du couplage, les deux champs vont s'aligner brutalement ce qui peut être impressionnant et surtout n'est pas souhaitable.

Il est judicieux de remarquer qu'il y a autant de positions angulaires du rotor annulant les phases que de paires de pôles dans la machine. Dans notre cas, disposant d'une machine à 2 paires de pôles, il y a deux positions éteignant les ampoules en parallèle avec l'interrupteur.

Une fois les réseaux couplés à tension nominale, le transfert de puissance réelle d'un réseau vers un autre se fait donc à l'aide de la machine à courant continu. Il suffit d'alimenter celle-ci et de soumettre au rotor des échelons de couple.

En ce qui concerne la séquence d'arrêt du système; celle-ci peut se résumer aux étapes suivantes :

- Ramener le couple exercé à une valeur nulle avant de couper l'alimentation du moteur à courant continu.
- Découpler les deux réseaux en ouvrant l'interrupteur.
- Couper l'alimentation du VFT.

3.2.2.3 Résultats et interprétations

Plusieurs grandeurs caractéristiques sont observées en fonction du couple exercé par la MCC. Les graphes correspondant à ces mesures sont présentés sur les figures 3.2 à 3.7.

Ces mesures n'ont pas été réalisées jusqu'aux conditions nominales de la machine asynchrone par précaution. En effet, ces machines ne sont pas prévues pour ce type d'application et avec deux fréquences identiques, le rotor est à l'arrêt. La ventilation naturelle par rotation prévues pour les conditions nominales n'est donc pas présente, et par soucis de précaution nous avons préféré éviter des échauffements excessifs des machines qui pourraient endommager les enroulements. Les grandeurs mesurées n'ont donc pas été exprimées en pu car on est loin du couple nominal. Ce dernier est de 61.7 N.m et les couples maximum exercés se situent autour de 20 N.m, soit 30% du couple nominal.

On rappelle que d'après le montage effectué, les puissances sont positives lorsqu'elles sont entrantes au stator et sortantes au rotor.

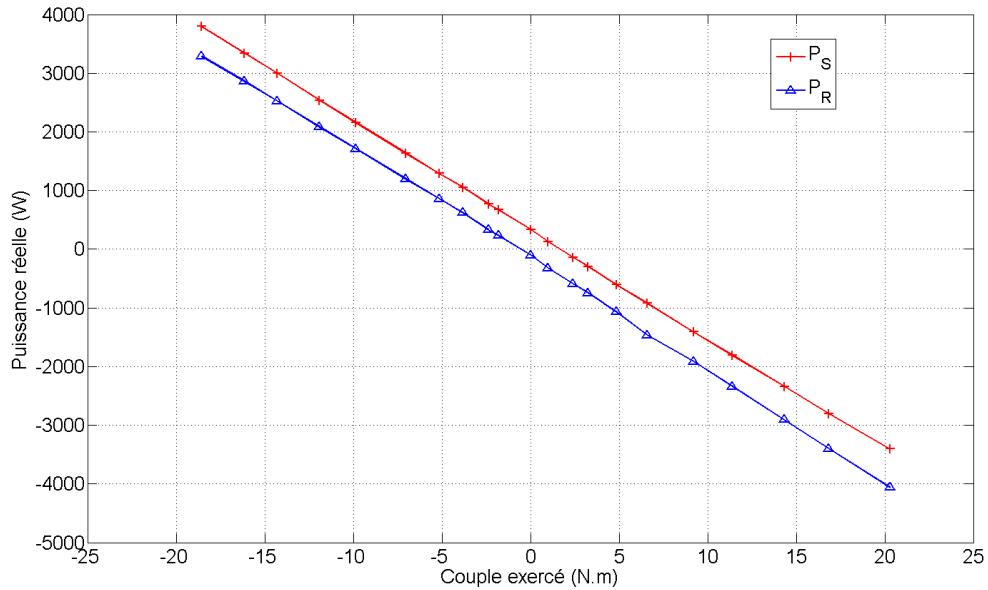


Figure 3.2 : Puissances en fonction du couple exercé par la MCC

Cet essai permet de confirmer la prédition quant au sens du flux de puissance réelle effectuée au chapitre 2. En effet, lorsque la MCC exerce un couple utile positif (correspondant au sens de rotation naturel de la MAS-RB en mode moteur d'après la convention de signe choisie), la MAS-RB va donc générer un couple résistant négatif en régime "générateur" (voir figure 3.2). Dans ce cas, le transfert de puissance s'effectue du rotor vers le stator car P_S et P_R diminuent et sont négatifs. Dans l'autre sens le transfert s'effectue donc du stator vers le rotor (à titre de rappel, P_S est la puissance entrante au stator et P_R la puissance sortante au rotor).

Les figures qui suivent représentent l'allure des courants et des puissances réactives au stator et au rotor. Les puissances réactives Q_s et Q_r sont calculées de la manière suivante :

$$Q_{s,r} = \sqrt{S_{s,r}^2 - P_{s,r}^2} \quad \text{avec : } S_{s,r} = \sqrt{3} \cdot V_{s,r} \cdot I_{s,r}$$

Les courants $I_{s,r}$ relevés sont les courants de lignes et $V_{s,r}$ les tensions ligne-ligne.

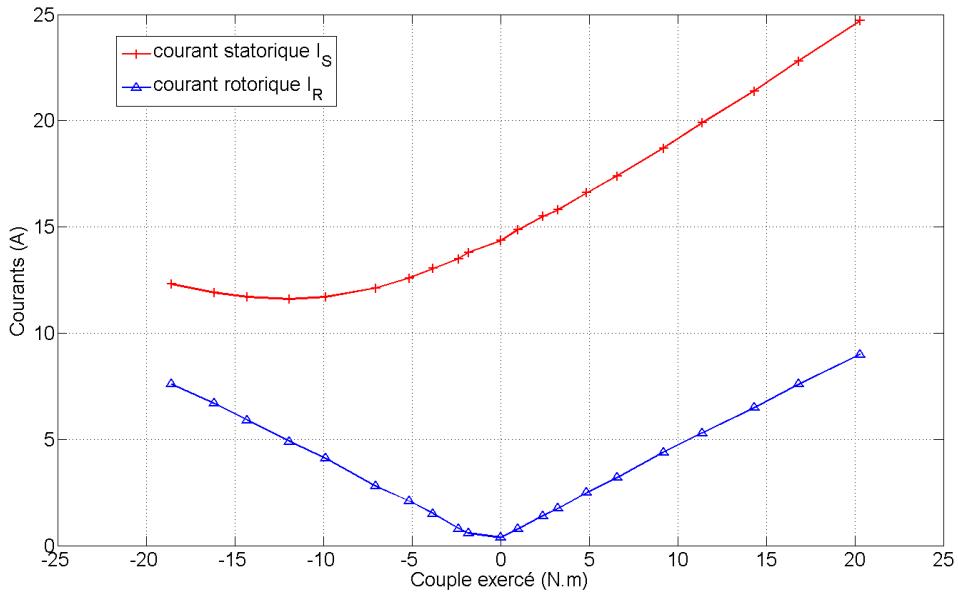


Figure 3.3 : Courants statorique et rotorique en fonction du couple

On remarque une dissymétrie du courant statorique I_S qui n'est pas minimum pour un couple nul. Ce phénomène est du à la présence de courants de magnétisation, comme dans le cas d'un transformateur.

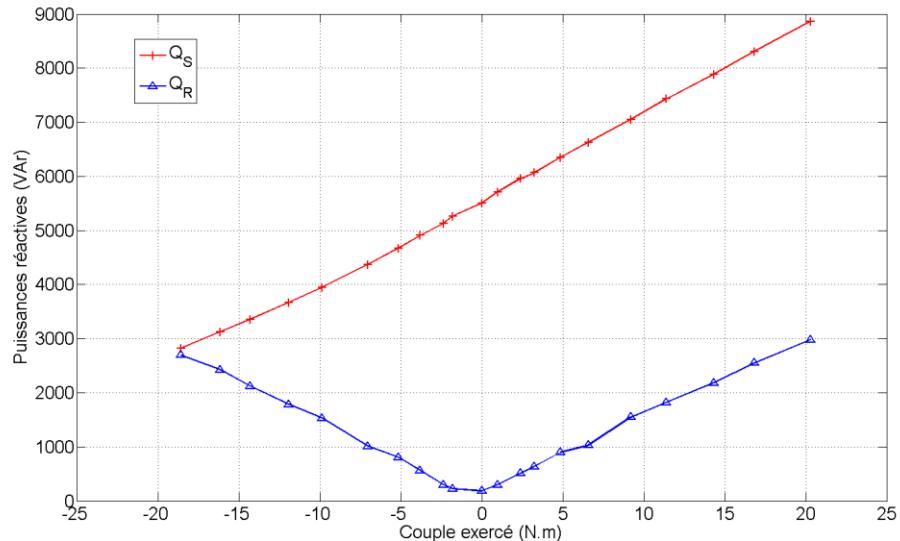


Figure 3.4 : Puissances réactives statorique et rotorique en fonction du couple

Les puissances réactives tracées ci-dessus sont les valeurs relatives. Comme nous l'avons précisé plus haut, Q_s est la puissance réactive absorbée au stator et Q_r , la puissance réactive sortante au rotor. Les valeurs varient de manière conséquente sur la plage de couple, d'où l'utilité des bancs de condensateurs sur le système réel.

Les pertes dans la MAS-RB peuvent être observées en traçant $(P_s - P_r)$.

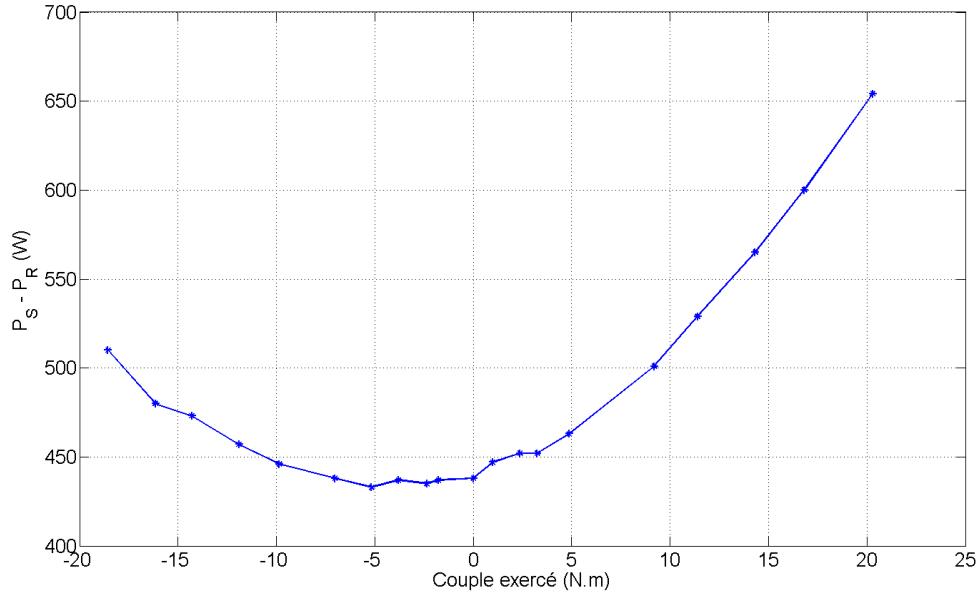


Figure 3.5 : Pertes dans la machine asynchrone en fonction du couple exercé

Plus le couple dans un sens ou dans l'autre est élevé, plus les pertes augmentent car les courants mis en jeu s'intensifient. Par conséquent, les pertes Joule augmentent ce qui justifie l'allure parabolique sur la figure 3.5. La courbe n'est pas non plus symétrique ce qui est une conséquence de l'asymétrie du courant I_s que l'on voit sur la figure 3.3. Ainsi, la croissance des pertes Joule est moins importante pour les couples négatifs que pour les couples positifs.

3.2.2.4 Estimation du rendement

On peut estimer le rendement de la machine asynchrone à rotor bobiné à l'aide des mesures effectuées. Dépendamment du sens de l'écoulement de puissance entre les deux réseaux, la grandeur d'entrée est la puissance électrique absorbée d'un côté par la MAS-RB et la grandeur de sortie est la puissance électrique transférée de l'autre côté.

La puissance d'entrée, qui est la puissance absorbée par la machine est définie de la manière suivante :

$$P_{absorbe} = \begin{cases} P_S, & \text{si } C_{mcc} < 0 \\ P_R, & \text{si } C_{mcc} > 0 \end{cases}$$

Pour calculer la puissance transférée d'un réseau à l'autre, les pertes dans la machine ne doivent pas être prises en compte. Il faut considérer la puissance de sortie, donc il s'agit soit de P_R , soit de P_S suivant le sens du transfert. Si le transfert s'effectue du stator vers le rotor, on tient compte de P_R et dans l'autre sens on tient compte de P_S . La puissance transférée est alors calculée comme suit :

$$P_{transfert} = \begin{cases} P_R, & \text{si } C_{mcc} < 0 \\ -P_S, & \text{si } C_{mcc} > 0 \end{cases}$$

Le rendement de la machine asynchrone est alors :

$$\eta_{MAS-RB} = \frac{P_{transfert}}{P_{absorbe}}$$

Ainsi, on peut tracer pour chaque valeur de couple appliquée par la MCC la valeur du rendement de la MAS-RB. On obtient la courbe suivante :

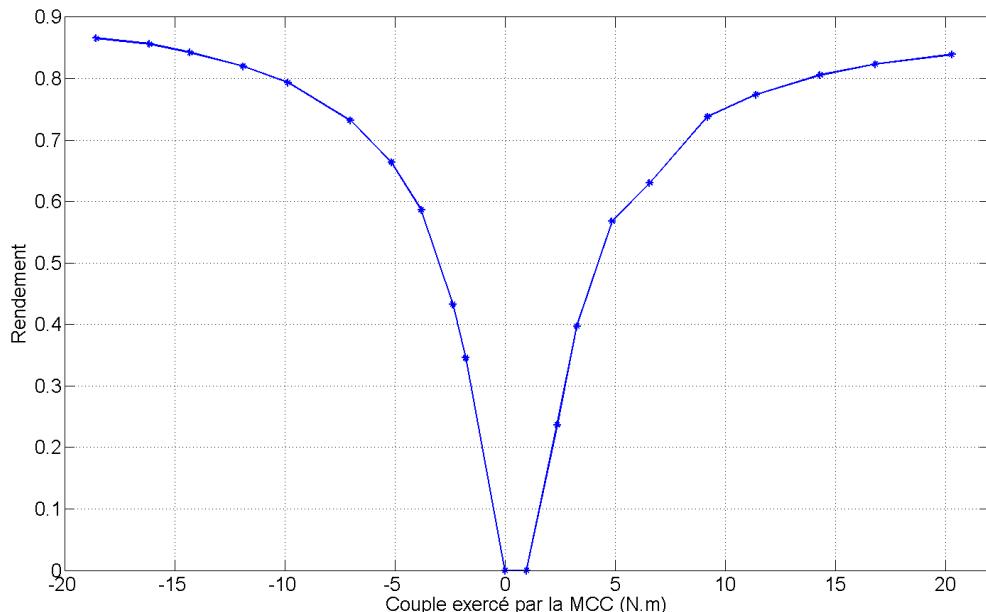


Figure 3.6 : Rendement de la MAS-RB pour les différents points de fonctionnement ($f_S=f_R$)

Naturellement, plus on se rapproche du couple nominal plus le rendement augmente et le rendement pour des couple proches de zéro est très mauvais. À partir d'environ 16 % du couple nominal, on atteint 80 % de rendement.

La MCC ne fournie pas de puissance mécanique à la MAS-RB (fréquences identiques), elle dissipe une puissance électrique (pertes Joule) proportionnelle au couple qu'elle exerce sur l'arbre de la MAS-RB. On peut estimer le rendement du transformateur à fréquence variable au complet en prenant en compte les pertes Joule dissipées dans l'induit de la machine à courant continu couplée avec la MAS-RB. Ces pertes sont très influencées par l'importance du couple généré par la MCC, que celle-ci tourne ou pas. Ainsi il est plus juste de les prendre en considération pour estimer le rendement du TFV, η_{TFV} . On a alors :

$$\eta_{TFV} = \frac{P_{transfer\ t}}{P_{absorbe} + P_{Joules\ -MCC}} \quad \text{avec} \quad P_{Joules\ -MCC} = R_a \cdot I_a^2$$

La valeur de la résistance provient des mesures de M.-A. Ouhrouche [27] qui a estimé sa valeur à $0.6\ \Omega$. On peut alors tracer la courbe suivante :

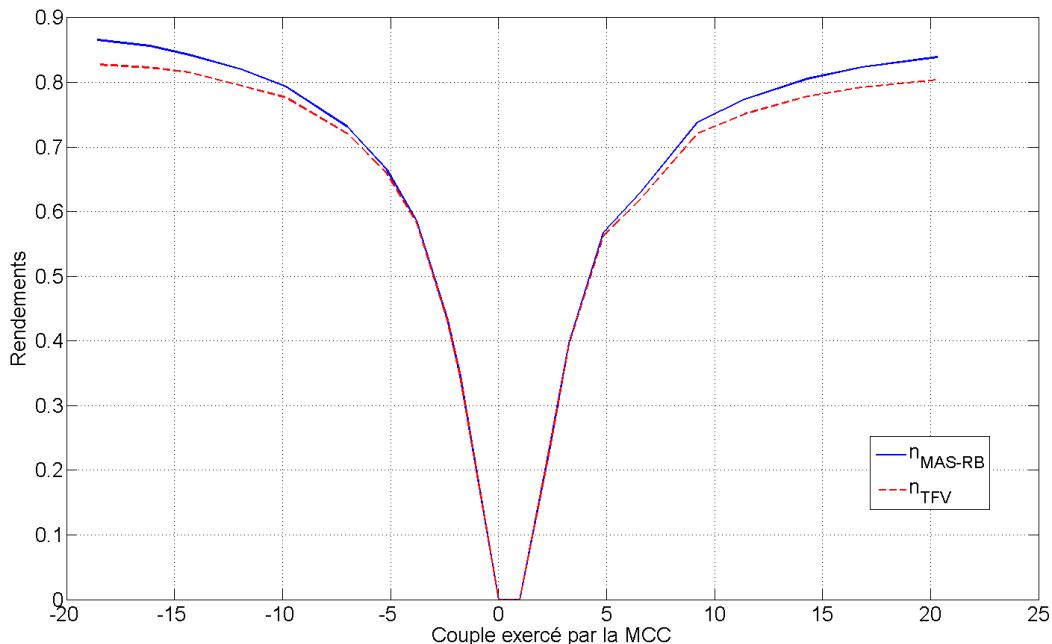


Figure 3.7 : Rendement du TFV superposé avec celui de la MAS-RB seule pour les différents points de fonctionnement ($f_S=f_R$)

3.2.3 Réseaux à fréquences différentes

3.2.3.1 Modification du montage

Pour simuler un transformateur à fréquence variable connecté à deux réseaux de fréquence différente, il est nécessaire de modifier le montage de la partie précédente.

Pour fabriquer le deuxième réseau à une fréquence différente de 60 Hz, nous avons utilisé un second groupe de machine composé d'une génératrice synchrone de 4 kW couplée avec un moteur à courant continu de 6 kW (plaques signalétiques en annexe A). En variant la tension d'alimentation du moteur à courant continu, on modifie la vitesse de rotation de celui-ci, ce qui permet de modifier la fréquence de la tension à la sortie de la génératrice. Il est important de noter qu'avec le montage réalisé, la machine à courant continu entraînant la génératrice ne peut fonctionner que dans un quadrant du plan tension-courant qui est celui d'une tension et d'un courant positifs. Le deuxième réseau ainsi fabriqué ("réseau 2" sur la figure 3.8) ne peut alors que fournir de l'énergie.

Une charge triphasée est ajoutée à la sortie de la génératrice dans un souci de stabilisation du réseau fabriqué, ce qui facilite les mesures en régime permanent. Cette charge est surtout présente pour absorber le retour d'énergie du rotor de la MAS-RB lorsque l'écoulement de puissance se fait du stator vers le rotor. Cependant, il ne faut pas non plus mettre une charge trop élevée car en plus d'alimenter cette charge, la génératrice doit pouvoir générer vers le réseau connecté au stator du VFT.

Les modifications apportées au montage sont visibles sur la figure 3.8 et une photo de l'installation au laboratoire est disponible en annexe C.

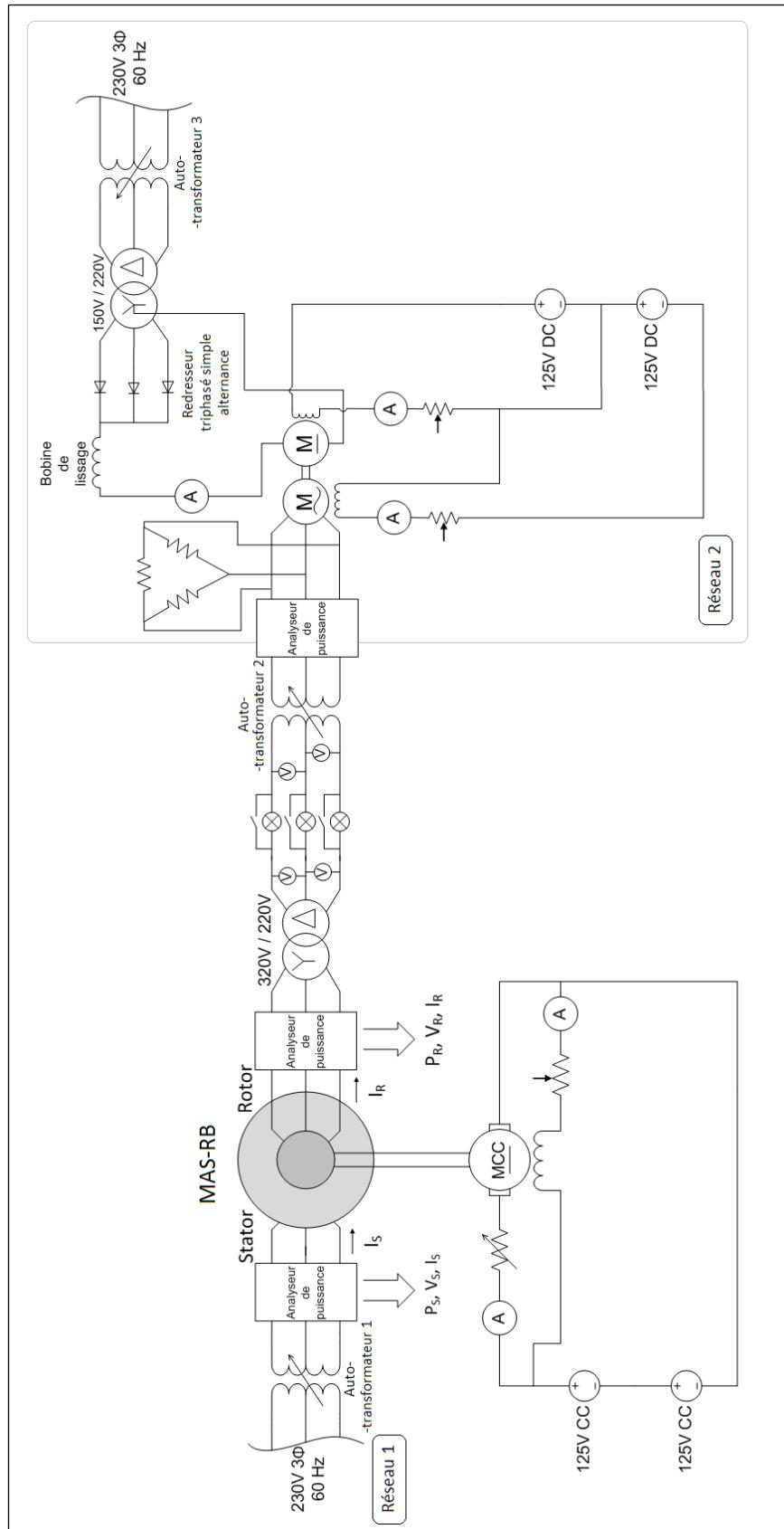


Figure 3.8 : Schéma du montage pour les essais à fréquences différentes

En ce qui concerne la séquence de démarrage, celle-ci n'est plus exactement la même :

- Alimenter avec l'autotransformateur variable VARIAC 1 la MAS-RB du côté stator et ajuster une tension V_S d'environ 130 V l'aide du VARIAC 1 (pour des tensions supérieures le rotor commence à tourner lentement empêchant de synchroniser les deux réseaux).
- Alimenter le moteur à courant continu qui entraîne la génératrice à l'aide du VARIAC 3 et ajuster la vitesse de rotation à 1200 tr/min afin de générer des tensions autour de 60Hz.
- Ajuster le VARIAC 2 afin d'avoir le même niveau de tension des deux côtés de l'interrupteur triphasé.
- Fermer l'interrupteur triphasé lorsque les trois ampoules s'éteignent simultanément (étant donné qu'il est difficile de générer à une fréquence exactement identique à celle du réseau connecté au stator, les ampoules vont se mettre à clignoter ensemble à cause de la différence de phase).
- Augmenter progressivement avec les VARIAC 1 et 2 les niveaux de tension jusqu'aux valeurs nominales du côté du stator et du rotor (l'idéal est d'augmenter par incrément chaque côté alternativement pour éviter des courants trop forts dus à des différences de tensions trop importantes).
- Ajuster une vitesse différente de 1200 tr/min (par exemple 1000 tr/min pour avoir 50 Hz) avec le VARIAC 3 pour obtenir la fréquence voulue à la sortie de la génératrice.

Le rotor de la MAS-RB se met à tourner à la différence des fréquences des réseaux interconnectés divisé par le nombre de paire de pôles. Enfin comme dans le cas de fréquences identiques, le transfert de puissance se fait en alimentant la machine à courant continu couplée avec la MAS-RB.

En ce qui concerne la séquence d'arrêt, elle est similaire à une différence près. Après avoir ramené le couple exercé à une valeur nulle, il faut ramener la fréquence au rotor à 60 Hz pour qu'il arrête de tourner avant de découpler les deux réseaux.

D'après le principe de fonctionnement du TFV, lorsque l'on exerce un couple sur le rotor on force un transfert de puissance dans un sens. Ainsi, suivant le sens du couple exercé, la puissance que doit fournir la génératrice du réseau 2 augmente ou diminue. Ne disposant pas

d'asservissement de vitesse pour le moteur à courant continu entraînant la génératrice, la vitesse de rotation de ces derniers va donc être modifiée lorsque l'on change la valeur du couple appliqué sur la MAS-RB. En effet, on modifie la charge que doit fournir le moteur à courant continu. Il est donc important de réajuster à chaque échelon de couple la tension d'alimentation du moteur à courant continu afin de préserver la fréquence f_R désirée.

3.2.3.2 Résultats et interprétations

Les résultats présentés ici ont été obtenus pour une fréquence de 60 Hz au stator et 50 Hz au rotor. La vitesse de rotation de la machine asynchrone est donc :

$$\Omega_m = \frac{\omega_s - \omega_r}{p} = \frac{2\pi(f_s - f_r)}{p} = 31,42 \text{ rad.} s^{-1} = 300 \text{ tr.} min^{-1}$$

Les mêmes essais que dans le cas précédent (fréquences identiques) ont été effectués, mais sur une plage de couples plus restreinte.

Sur les graphiques qui vont être présentés, le couple maximal exercé dans le sens positif est pratiquement deux fois plus élevé que celui dans le sens négatif. Cette limitation provient du fait que dans le sens négatif, c'est le réseau 1 (60 Hz) (Hydro-Québec) qui fournit de la puissance au réseau 2 (50 Hz) constitué de la génératrice et du moteur à courant continu. Comme nous l'avons précisé au 3.2.3.1, à chaque augmentation du couple exercé, on modifie la charge vue par le moteur à courant continu faisant tourner la génératrice. Lorsque le couple exercé sur le rotor de la MAS-RB est négatif, on force le réseau 1 à générer vers le réseau 2 et par conséquent le moteur à courant continu voit sa charge diminuer. La vitesse de ce dernier augmente ainsi que la fréquence à la sortie de la génératrice et si l'on veut garder la même fréquence f_R on doit diminuer la tension d'alimentation du moteur à courant continu.

Etant donné que la charge du réseau 2 est peu élevée, on arrive rapidement à un point de fonctionnement (autour de $C_{MCC} = -6 \text{ N.m}$) où le réseau 1 fournit suffisamment de puissance pour toute la charge ainsi que les pertes du réseau 2. A ce point, la tension d'alimentation du moteur à courant continu est quasiment nulle et on ne peut donc plus la diminuer pour garder la même fréquence f_R . Dans ce sens, on ne peut plus effectuer des mesures en dessous de ce

point de fonctionnement, car le montage ne permet pas à la machine à courant continu du réseau 2 de fonctionner dans un quadrant où elle est génératrice.

On obtient les résultats suivants :

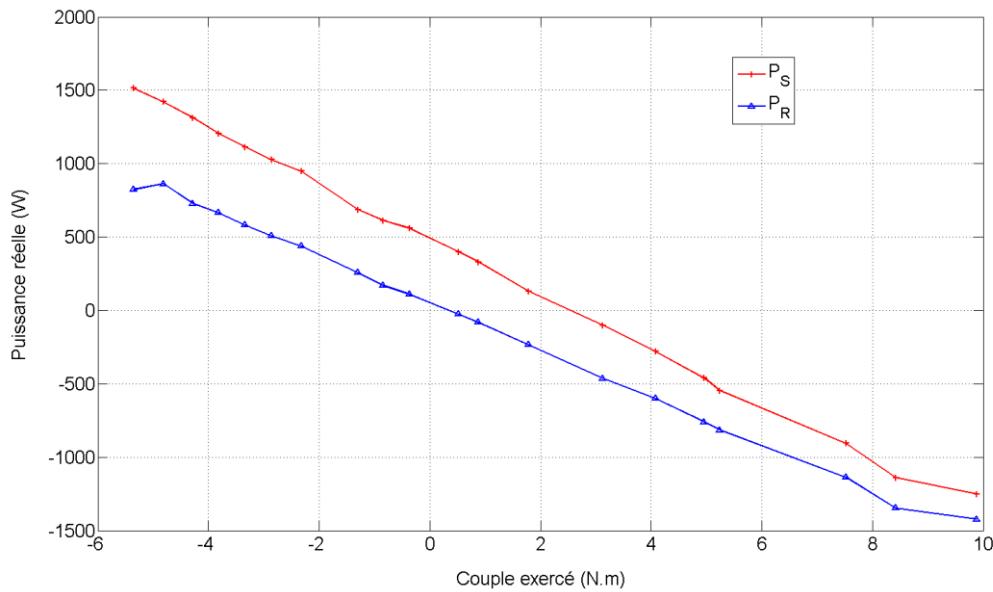


Figure 3.9 : Puissances réelles en fonction du couple exercé

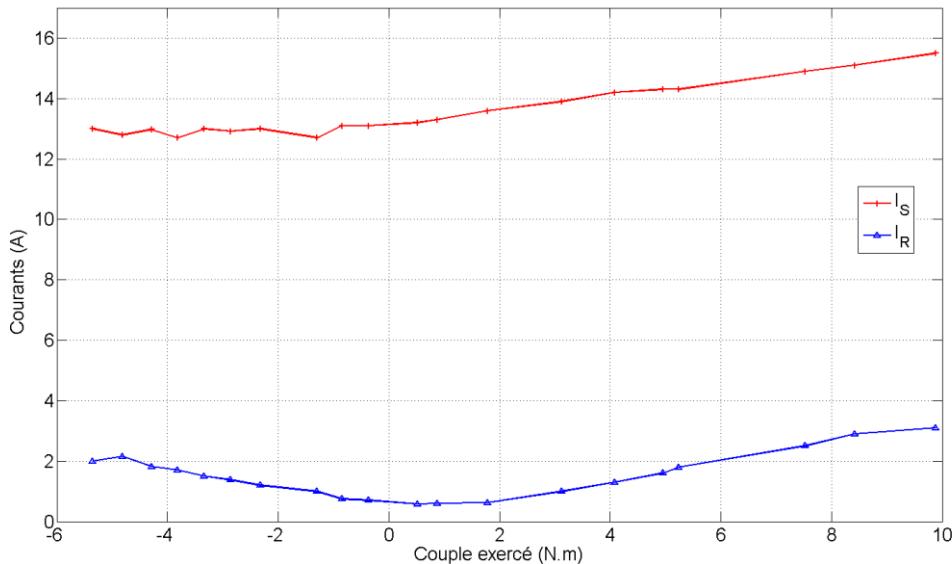


Figure 3.10 : Courants en fonction du couple exercé

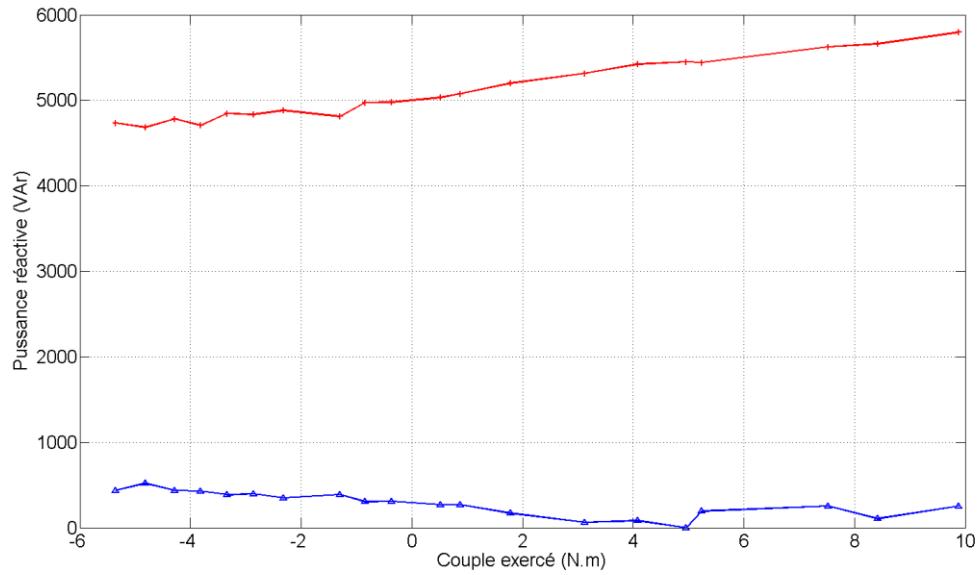


Figure 3.11 : Puissance réactive en fonction du couple exercé

Etant donné que la plage de couple n'est pas très étendue, il est difficile de se rendre compte de l'allure des courbes de courants et de puissance réactives. Il est alors intéressant de tracer les mêmes courbes superposées aux essais à fréquences identiques correspondant à cette plage de couple.

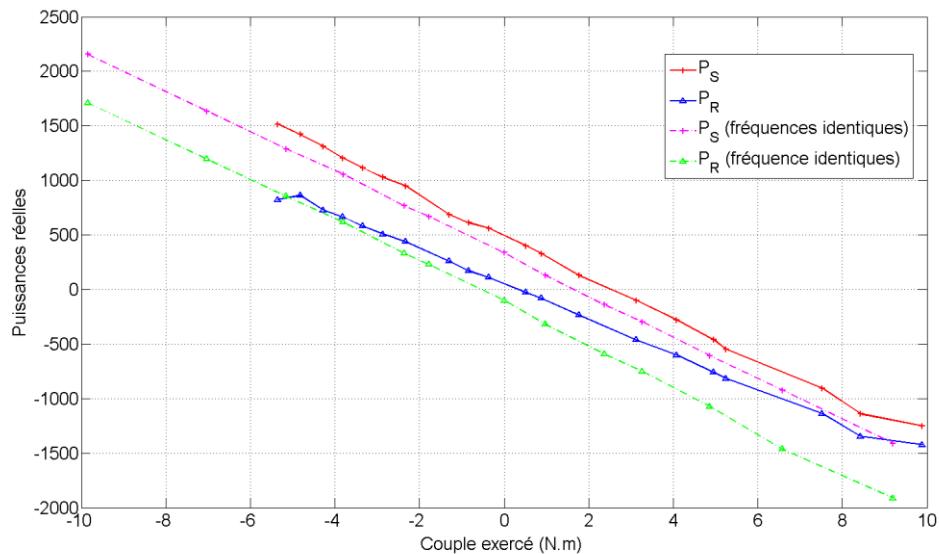


Figure 3.12 : Puissance réelle en fonction du couple, superposition des essais à fréquences identiques et à fréquences différentes

Les deux courbes représentant P_S et P_R ont tendance à se rapprocher pour des couples positifs et à s'éloigner pour les couples négatifs. Ce n'est pas le cas pour deux fréquences identiques, où les deux droites restent parallèles. On peut interpréter ce phénomène en considérant les puissances mécaniques mises en jeu et l'influence de la machine à courant continu. En effet, lorsque l'on exerce un couple dans le sens positif avec la MCC, celle-ci va apporter un couple moteur supplémentaire. Le couple, et donc la puissance mécanique, que doit fournir la MAS-RB pour maintenir le rotor à la vitesse synchrone est alors d'autant plus faible. On retrouve la situation inverse pour un couple C_{MCC} négatif. Cela se justifie par l'équation mécanique de rotation suivante :

$$J \frac{d\Omega_m}{dt} = C_{em} + C_{MCC} - f\Omega_m \Rightarrow C_{em} = J \frac{d\Omega_m}{dt} + f\Omega_m - C_{MCC}$$

Si C_{MCC} est positif, C_{em} est donc d'autant plus faible pour Ω_m fixée et vice et versa.

Les mesures des courants et des puissances réactives au stator et au rotor sont les suivantes :

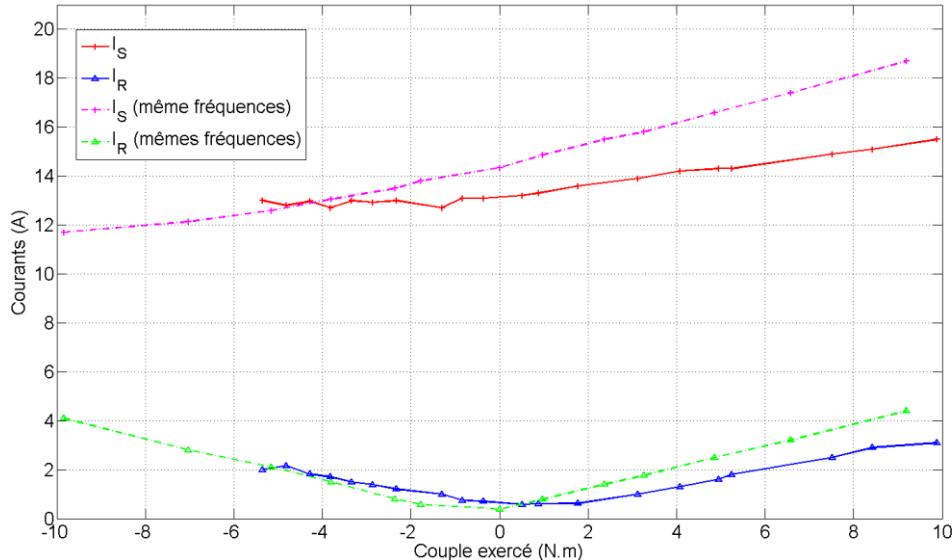


Figure 3.13 : Courants en fonction du couple, superposition des essais à fréquences identiques et à fréquences différentes

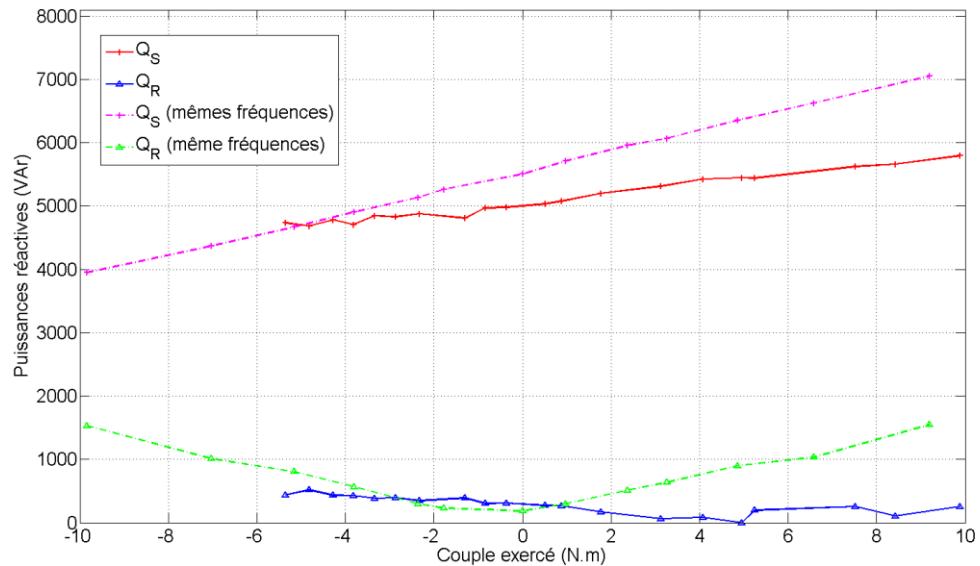


Figure 3.14 : Puissances réactives en fonction du couple, superposition des essais à fréquences identiques et à fréquences différentes

Comparé aux courbes de puissances réelles, l'allure des courbes pour les courants et les puissances réactives est moins fidèle au cas à deux fréquences identiques. On peut expliquer cet écart par le fait que les conditions d'essais n'étaient pas exactement les mêmes. En effet, il était impossible d'atteindre le niveau de tension nominale au rotor (320 V) pour une fréquence de 50 Hz, même en réglant une excitation maximale sur la génératrice. Les conditions en tension n'était donc pas le même. De plus, même si une charge a été placée aux bornes de la génératrice, le système se stabilisait difficilement ce qui complique les relevés sur les analyseurs de puissance.

Enfin, le rendement peut être calculé pour certains points de fonctionnement avec la même méthode que dans le cas à fréquences identiques.

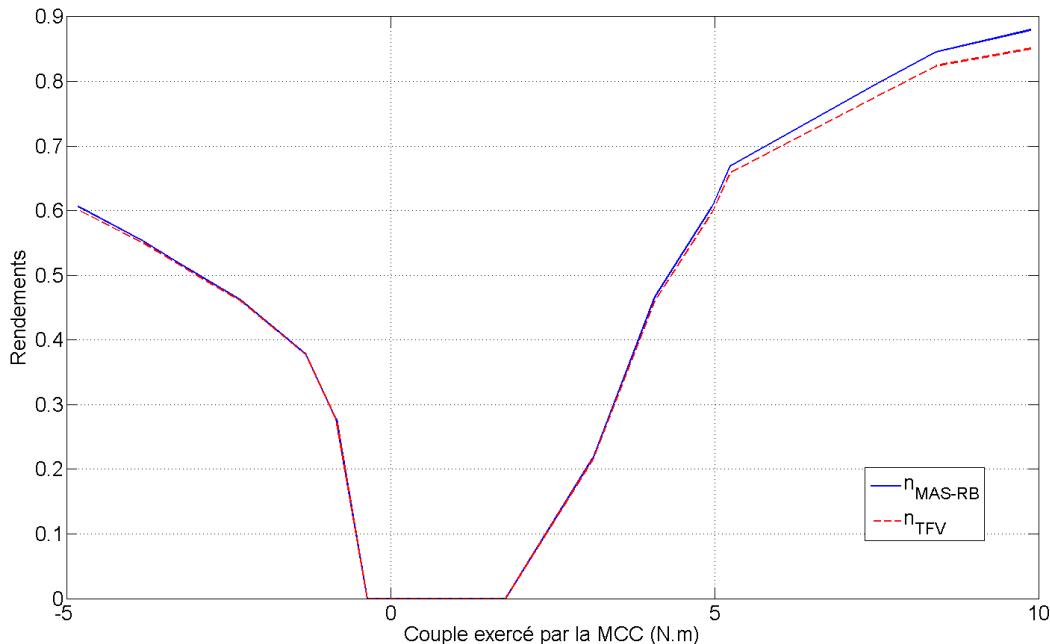


Figure 3.15 : Rendements pour différents points de fonctionnement ($f_S \neq f_R$)

3.3 Conclusion et recommandations pour les essais futurs

Ces essais au laboratoire ont permis d'obtenir des résultats cohérents par rapport à l'étude du fonctionnement effectuée au chapitre 2. Les prédictions quant aux sens du transfert de puissance active par rapport au sens du couple exercé ont été confirmées. Nous disposons maintenant au laboratoire d'un montage permettant d'étudier le comportement d'un transformateur à fréquence variable. Il peut également être utilisé à des fins académiques comme maquette de démonstration.

Pour les essais à fréquence identiques, le montage fonctionne bien et donne de bons résultats. Si l'on veut exercer des couples plus importants et atteindre les conditions nominales, il faudrait mettre un système de ventilation conséquent, comme c'est le cas à Langlois. En effet, ces machines ne sont pas construites pour fonctionner dans les conditions nominales à l'arrêt.

En ce qui concerne les essais à fréquences différentes, même si les mesures n'étaient pas pratiques à effectuer, les résultats sont cohérents et on a pu mettre en évidence l'influence de

la puissance mécanique. Cependant, pour ces essais il serait intéressant de disposer d'un groupe de machine plus puissant pour simuler le réseau à 50 Hz. On serait alors en mesure d'atteindre la tension nominale de 320 V au rotor même à 50 Hz. De plus, une plus grande charge pourrait être utilisée ce qui stabilisera d'autant plus le réseau 2 et faciliterait les mesures. Par ailleurs, la plage de couple pour laquelle on effectue les mesures serait plus large. Il serait également utile de mettre en place un asservissement de vitesse pour le moteur à courant continu alimentant la génératrice ce qui permettrait de simplifier la procédure d'essai. Il suffirait alors de régler la vitesse désirée et il n'y aurait pas besoin d'ajuster la tension d'alimentation à chaque échelon de couple. Enfin, il serait intéressant d'utiliser une alimentation autorisant la MCC du réseau 2 à fonctionner en génératrice pour être en mesure d'effectuer de plus amples mesures (en particuliers pour les couples négatifs) lorsque le réseau 1 génère vers le réseau 2.

Ces relevés expérimentaux vont être utiles pour la partie simulation. Nous pouvons désormais nous appuyer sur ces mesures pour valider ou non les résultats obtenus avec un modèle numérique de machine asynchrone à rotor bobiné.

CHAPITRE 4: SIMULATION EN TRANSFORMATEUR À FRÉQUENCE VARIABLE

Dans cette partie, nous allons nous pencher sur l'aspect simulation et tenter de reproduire les résultats obtenus au laboratoire pour un fonctionnement en transformateur à fréquence variable de la MAS-RB utilisée. L'objectif ici est de vérifier si des modèles de machine asynchrone à rotor bobiné existant déjà dans un environnement de simulation permettent de simuler ce type de machine fonctionnant en transformateur à fréquence variable. Tout d'abord, avant d'utiliser les modèles en TFV, les paramètres calculés au chapitre 2 doivent être testés en régime moteur. Les valeurs obtenues doivent dans ce mode de fonctionnement doivent être cohérentes avec la plaque signalétique. Enfin, le modèle est testé en transformateur à fréquence variable. Les résultats seront alors comparés à ceux obtenus en laboratoire.

4.1 Simulation avec Matlab

4.1.1 Présentation du modèle utilisé

Le modèle numérique utilisé ici a été développé dans l'environnement Matlab/Simulink [28] lors de travaux de maitrisés précédents. Ce n'est pas le modèle présent dans boîte à outils "SimPower systems". Il a été mis au point dans [29] et validé (comparaison au modèle de SimPower systems et d'EMTP) une seconde fois dans une autre étude dans [30]. Il se base sur une modélisation par équations d'états de la machine asynchrone à rotor bobiné, le tout dans le domaine de Park. Les matrices d'états et le schéma Simulink du modèle sont disponibles en annexe B.

En ce qui concerne les conventions de signe, le modèle a été élaboré en considérant des courants entrants au stator et au rotor (convention récepteur). Si l'on se place dans le domaine de Park (axes d, q), les enroulements peuvent être schématisés comme sur la figure 4.1.

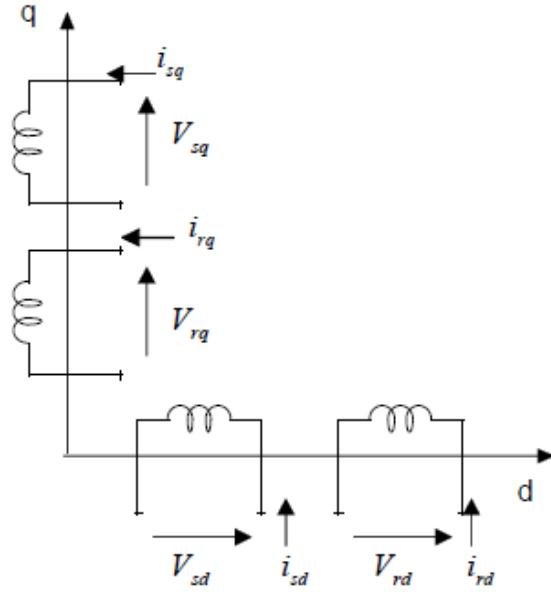


Figure 4.1 : Modélisation dans l'espace de Park dans Matlab

Ainsi, les puissances réelles au stator et au rotor P_S et P_R calculées seront positives si elles sont entrantes.

Le modèle générique de machine asynchrone nécessite seulement les paramètres constructifs de la machine, $[R_S, L_S, \sigma, T_R]$. Cependant pour le modèle de MAS-RB que nous avons utilisé, nous avons également besoin des paramètres M et L_R qui figurent dans les matrices $[B]$ (matrice de commande) et $[C]$ (matrice d'observation) de la représentation par équations d'états (Annexe C). Les valeurs utilisées sont celle calculées dans le chapitre 2. Pour les paramètres mécaniques, nous allons utiliser dans ce chapitre les paramètres utilisés dans [27] qui a travaillé avec le même groupe de machine :

$$J = 1,250 \text{ kg.m}^2$$

$$f = 0,018 \text{ N.m.rad}^{-1} \cdot \text{s}$$

Afin de vérifier la validité de ces paramètres avec le modèle, plusieurs essais sont effectués.

4.1.2 Fonctionnement en moteur (rotor court-circuité)

Dans un premier temps, on effectue un démarrage à vide de la machine en mode moteur, puis on applique un échelon de couple $C_R = 1$ pu à $t = 4,5$ s. Une fois ce couple appliqué, on observe

les grandeurs caractéristiques telles que de la vitesse de rotation, le courant absorbé au stator pour vérifier le comportement du modèle par rapport à la plaque signalétique.

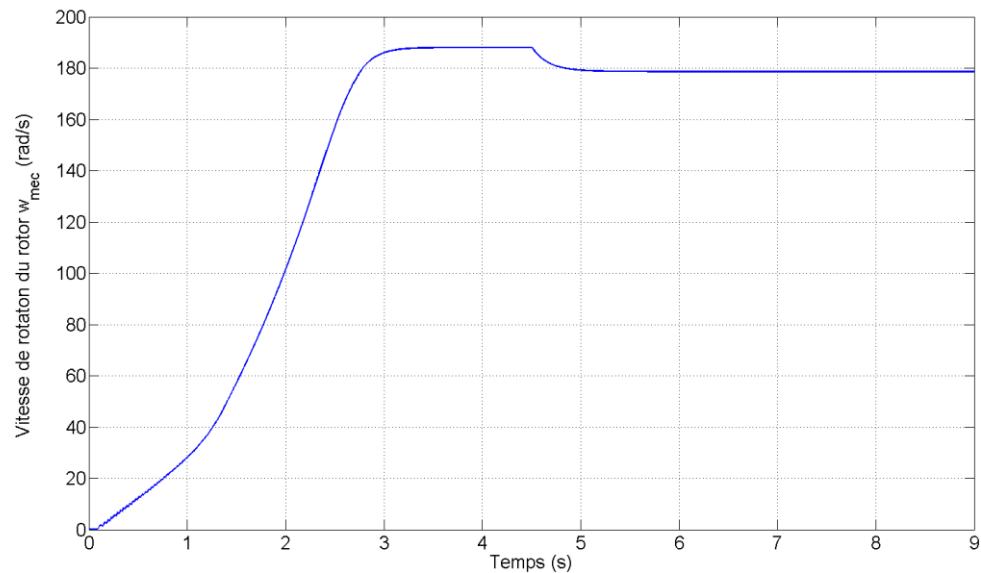


Figure 4.2 : Réponse en vitesse de la machine en mode moteur (Matlab)

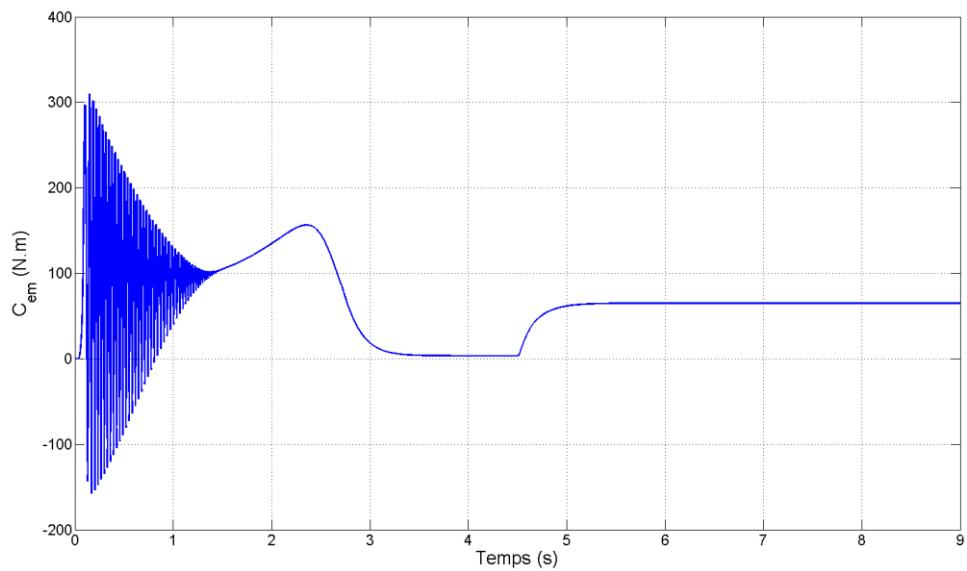


Figure 4.3 : Réponse en couple de la machine en mode moteur (Matlab)

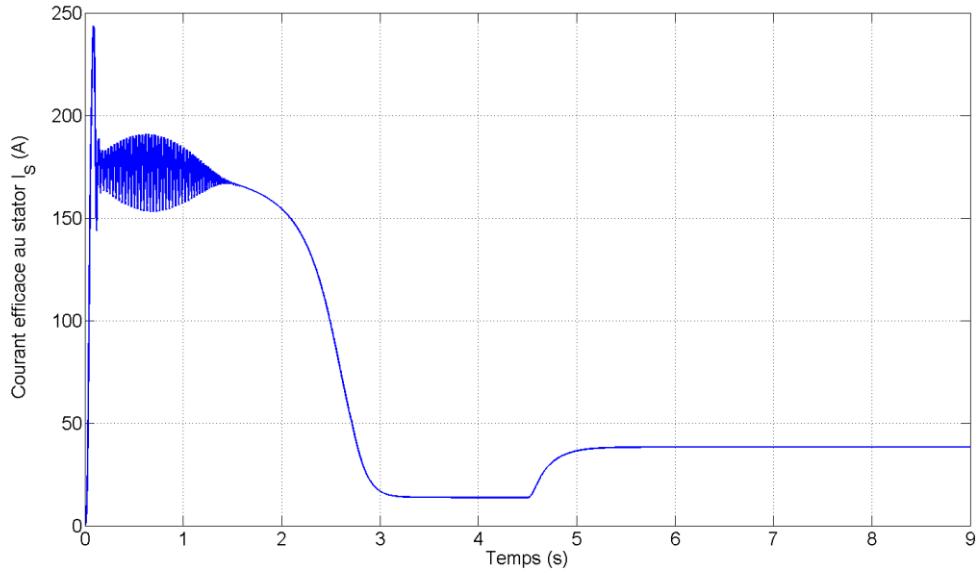


Figure 4.4 : Réponse en courant de la machine en mode moteur (Matlab)

La vitesse de rotation et les courants dans les conditions nominales sont :

$$\Omega_m = 1707 \text{ tr. min}^{-1} = 178,7 \text{ rad. s}^{-1}$$

$$I_s = 38,3 \text{ A et } I_R = 21,8 \text{ A}$$

La puissance absorbée P_s et la puissance (mécanique) utile calculées par le logiciel sont :

$$P_s = 12\,490 \text{ W}$$

$$P_{\text{utile}} = C_R \Omega_m = 11\,030 \text{ W}$$

Le modèle ne prend pas en compte les pertes fer. Pour avoir la valeur "réelle" de P_s , il faudrait ajouter au résultat précédent les pertes fer :

$$P_{s,\text{réel}} = 12\,490 + P_{\text{fer}}$$

Ces valeurs sont proches des valeurs indiquées sur la plaque signalétique de la machine, en particulier pour le courant, ce qui valide les paramètres utilisés pour ce modèle. Aussi la machine fournit une puissance mécanique de 11 030 W ce qui correspond à 14,8 hp.

4.1.3 Fonctionnement en régime synchrone

Si l'on réussit à faire fonctionner le modèle en mode synchrone, nous aurions une confirmation du bon fonctionnement du modèle. De plus, on pourrait avoir une première idée de la sensibilité de la machine relativement à la présence d'une source rotorique. Cet aspect est important car l'objectif est de simuler la machine en transformateur à fréquence variable ce qui sous-entend la présence d'une source alternative triphasée connectée au rotor.

Pour ce faire, on applique une tension continue sur les enroulements rotoriques. Cette source continue va créer un flux constant au rotor. Si la tension continue est suffisamment élevée pour que ce flux soit supérieur au flux moyen oscillant d'induction, le rotor va s'accrocher sur le champ tournant du stator et la machine va donc passer en mode synchrone. Lors du passage du mode asynchrone à synchrone, il y a une inversion des rôles du stator et du rotor : le stator passe d'inducteur à induit et le rotor passe d'induit à inducteur.

Un premier test va être de vérifier si la machine passe en mode synchrone. On lance cette dernière à vide, puis une fois la vitesse stabilisée, on injecte à $t = 4$ s une tension continue au rotor ($+V_{DC}$ sur la phase A, 0 sur la phase B et $-V_{DC}$ sur la phase C). On applique ensuite le couple nominal à $t = 6$ s. Sachant que notre machine est à deux paires de pôles, la vitesse synchrone théorique à 60 Hz est :

$$\Omega_s = \frac{2\pi \cdot f_s}{2} = 188,49 \text{ rad.s}^{-1}$$

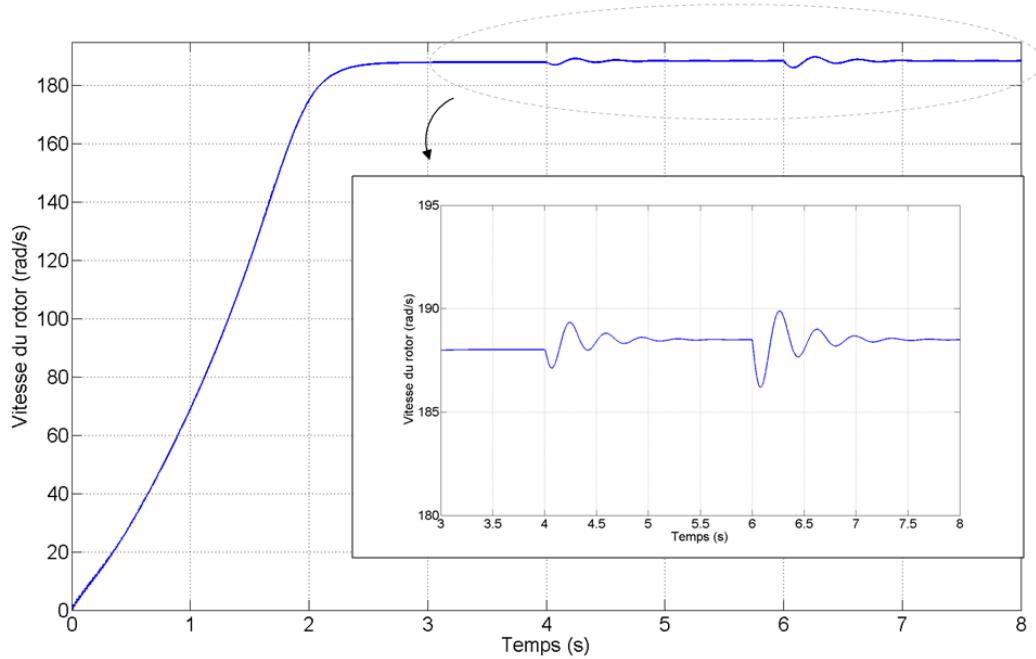


Figure 4.5 : Réponse en vitesse lors du passage en régime synchrone (Matlab)

À $t = 4$ s, la vitesse passe de 188 rad/s à 188,5 rad/s, qui est la vitesse de synchronisme en mode synchrone. Ensuite lorsque l'on applique le couple nominal à $t = 6$ s, la vitesse reste identique et le couple réagit correctement comme on le voit sur la figure 4.6.

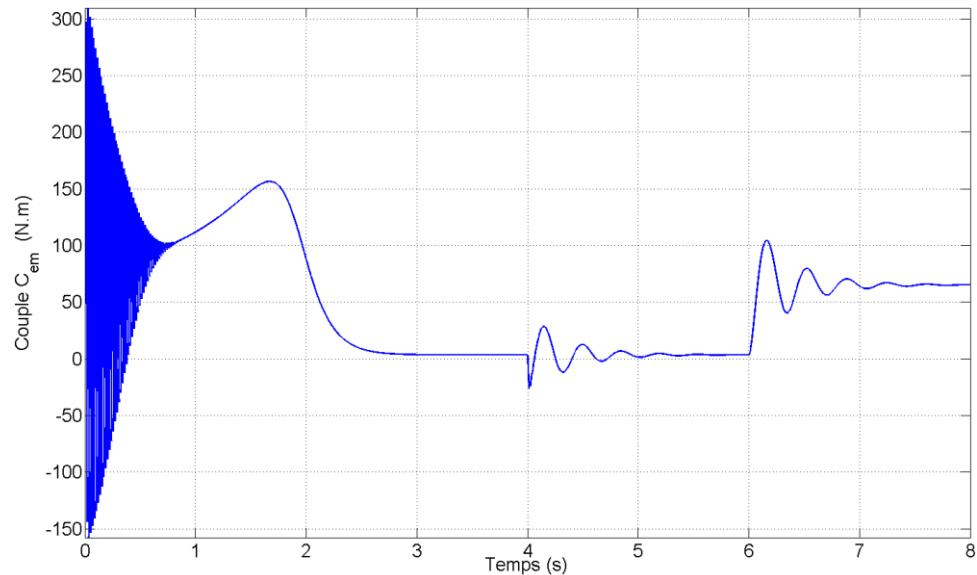


Figure 4.6 : Réponse en couple lors du passage en régime synchrone (Matlab)

Au regard de ces résultats, on peut affirmer que le modèle se comporte bien en mode de fonctionnement synchrone.

D'autre part, il est intéressant de tracer les courbes en V de la machine asynchrone à rotor bobiné, afin de complètement valider le fonctionnement en régime synchrone. Pour tracer ces courbes, on fait varier le courant continu injecté au rotor pour différentes valeurs fixées du couple de charge ($C_R = 0$ pu, $C_R = 0.5$ pu et $C_R = 1$ pu) et on observe la valeur absolue de la puissance réactive $|Q_S|$ et le courant efficace statorique I_S , en fonction de I_R . Pour $|Q_S|$, la partie à gauche du minimum correspond à un comportement inductif (puissance réactive absorbée), et la partie droite à un comportement capacitif.

Dans le modèle utilisé, la puissance réactive Q_S est calculée à l'aide des tensions et courants dans le domaine de Park :

$$Q_S = V_{sq} \cdot i_{sd} - V_{sd} \cdot i_{sq}$$

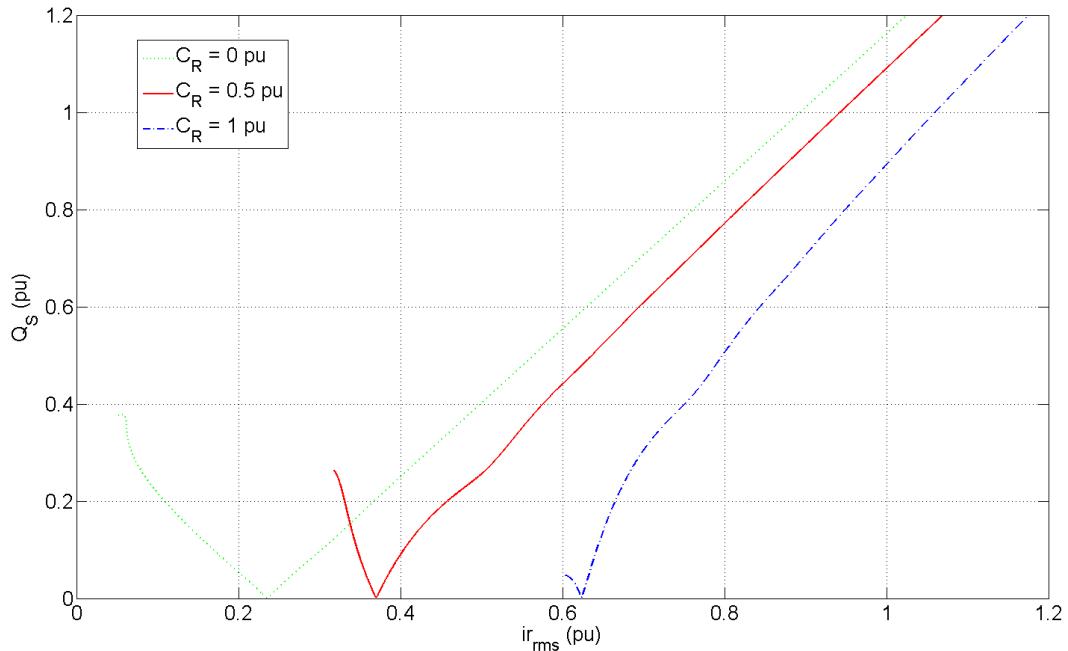


Figure 4.7 : Courbes en V, Q_S en fonction de I_R (Matlab)

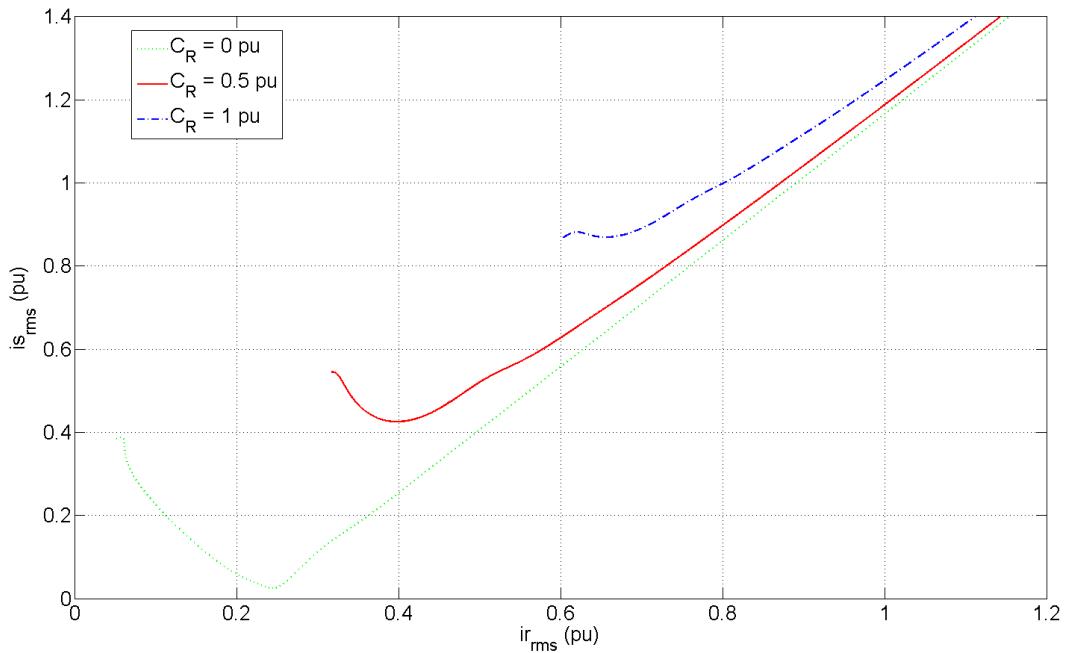


Figure 4.8 : Courbes en V, I_s en fonction de I_r (Matlab)

Pour un couple de charge identique, la puissance réactive et le courant au stator passent par le même minimum lorsque l'on fait varier le courant au rotor. Ce comportement est bien celui d'une machine synchrone dont on fait varier l'excitation. Lorsqu'elle est surexcitée, elle fournit de la puissance réactive, comme dans le cas d'un compensateur synchrone. On peut donc affirmer que le modèle permet de faire fonctionner la machine aussi bien en mode asynchrone qu'en mode synchrone. De plus, cela garantit la validité des paramètres mesurés au laboratoire.

4.2 Fonctionnement en transformateur à fréquence variable

Afin de vérifier si le modèle se comporte correctement en TFV, une source alternative triphasée alimente maintenant les enroulements rotoriques pour simuler le réseau électrique connecté au rotor. On applique la tension efficace nominale de 220 V au stator. D'après les travaux de A. Benzine [29] et l'annexe A, le modèle prend en compte le rapport de transformation et donc on applique une tension efficace de 320 V au rotor. Dans un premier temps, la source connectée au rotor est de même fréquence que celle au stator.

4.2.1 Fréquences identiques

4.2.1.1 Comportement du modèle

On effectue en premier lieu un essai à vide (sans exercer de couple), juste en alimentant la MAS-RB au stator et au rotor par deux sources alternatives à 60 Hz. Dans ce cas, la vitesse de rotation Ω_m et le couple C_{em} devraient être nuls. Les graphiques suivants présentent les résultats obtenus pour une simulation pendant 20 secondes dans ce cas de figure avec le modèle.

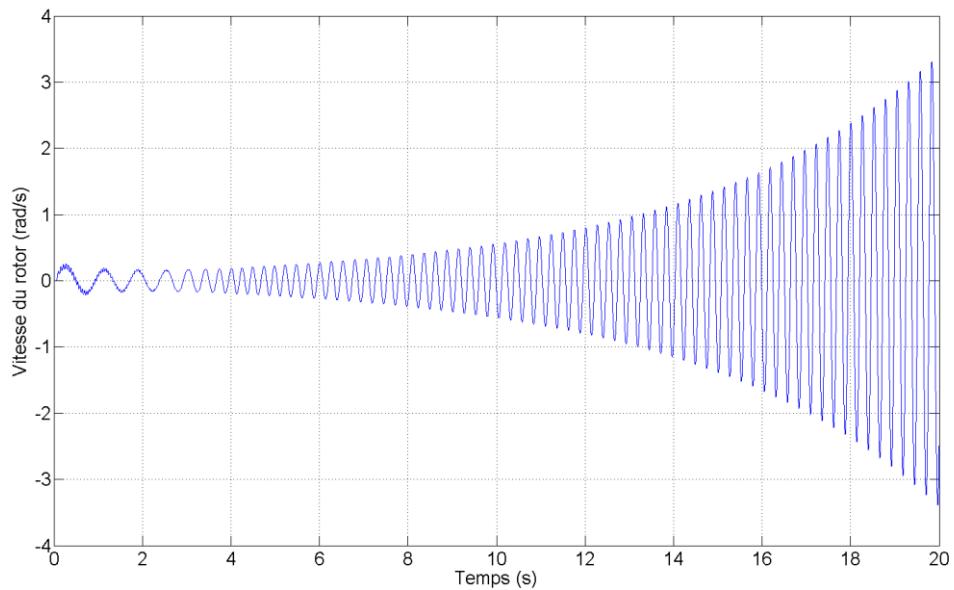


Figure 4.9 : Réponse en vitesse avec deux sources alternatives (Matlab)

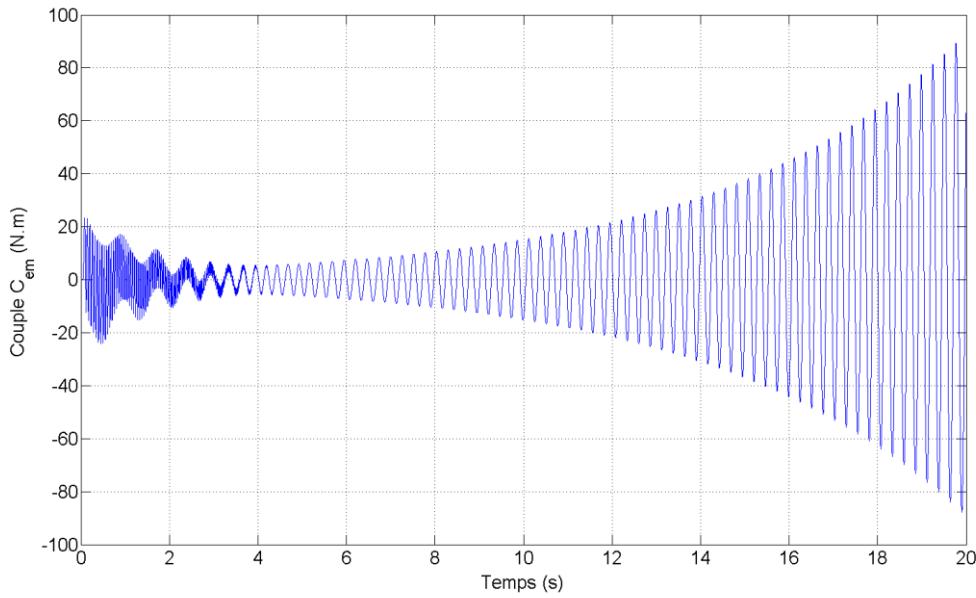


Figure 4.10 : Réponse en couple avec deux sources alternatives (Matlab)

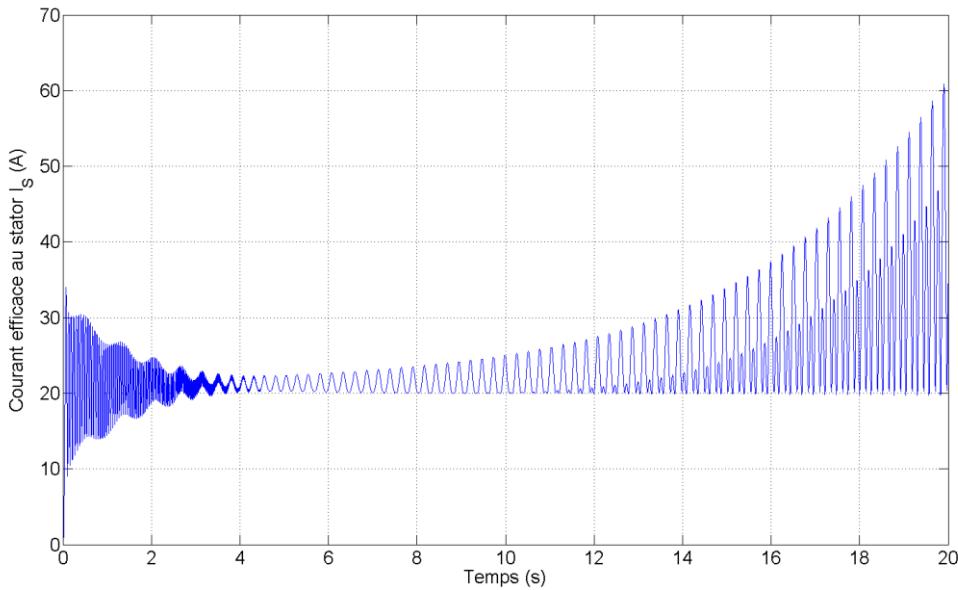


Figure 4.11 : Courant efficace statorique avec deux sources alternatives (Matlab)

Le système tend à se stabiliser pendant les premières secondes mais finalement diverge. Ce comportement peut s'expliquer car à $t = 0$ s, les courants au stator et au rotor ne sont pas forcément en phase ce qui entraîne des oscillations de couple dans la machine. Comme nous l'avons vu expérimentalement, il est important que les deux réseaux soient en phase au

moment de la synchronisation pour éviter un à-coup brutal lors du couplage. C'est ce qu'il se passe ici car lorsque l'on lance la simulation, dès le début les deux réseaux sont couplés mais ils ne sont pas en phase d'après les graphes précédents. Il faudrait donc s'assurer qu'ils soient en phase dès le début.

Cependant, on peut augmenter le coefficient de frottement visqueux f afin de stabiliser le système. Dans cette étude c'est le régime permanent qui nous intéresse et sachant que dans ce mode de fonctionnement la vitesse va être nulle, cette modification n'introduira pas d'erreurs en régime permanent même si la valeur utilisée n'est pas réaliste. Par exemple, en multipliant ce coefficient par 200, il n'est pas surprenant que le système se stabilise. Une fois le système stabilisé (à $t = 5$ s), on exerce le couple nominal dans le sens négatif (opposé au sens naturel de rotation). Pour cet essai, la vitesse Ω_m , le couple C_{em} , les courants I_S et I_R sont présentés sur les graphiques ci-dessous.

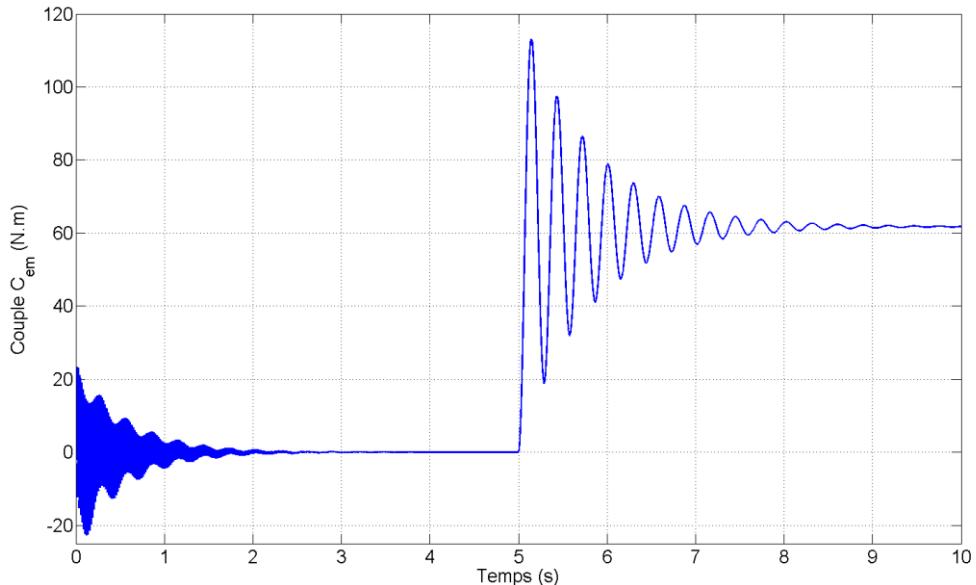


Figure 4.12 : Réponse en couple avec le coefficient de frottement visqueux augmenté (Matlab)

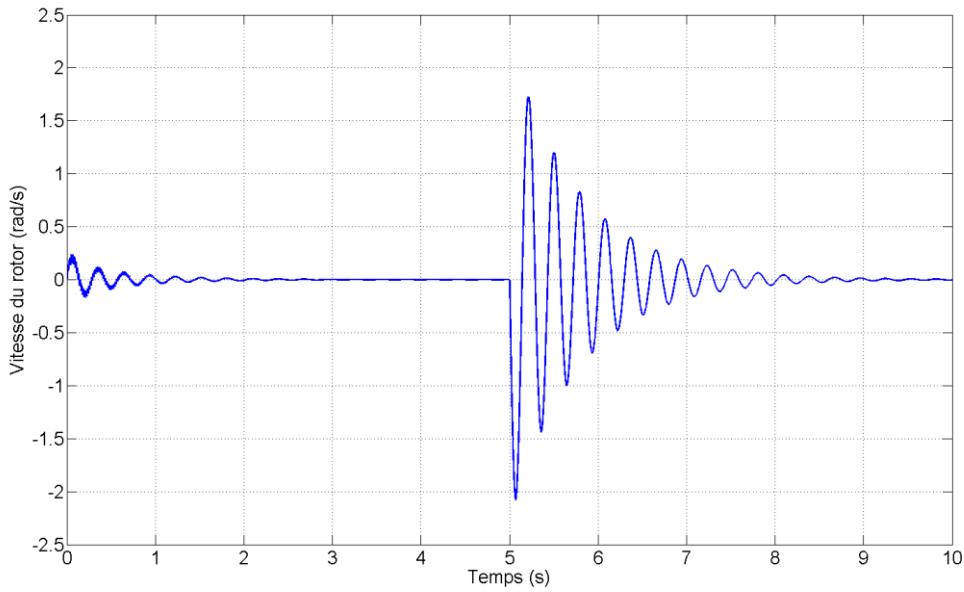


Figure 4.13 : Réponse en vitesse avec le coefficient de frottement visqueux augmenté (Matlab)

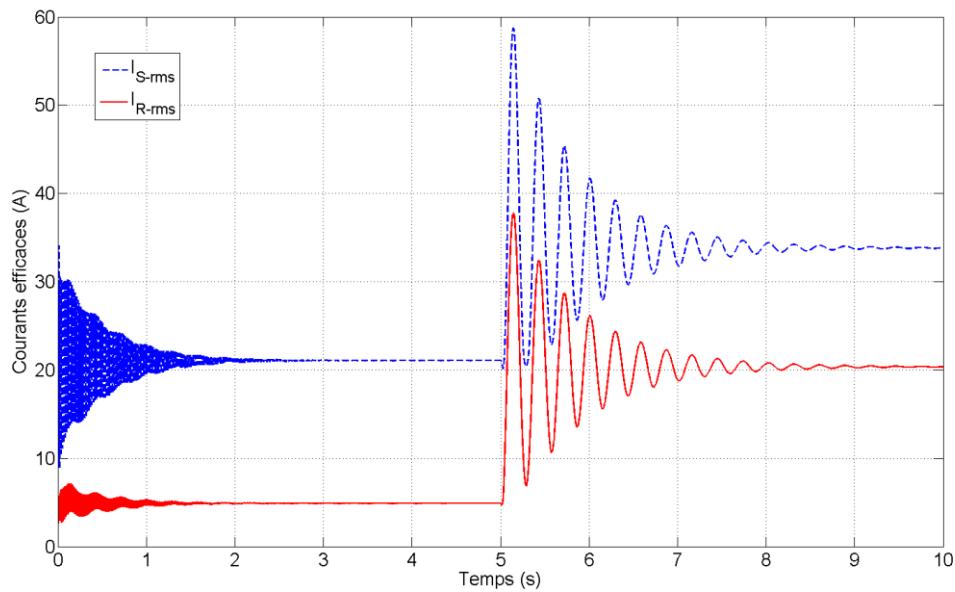


Figure 4.14 : Réponse des courants avec le coefficient de frottement visqueux augmenté

Dans cette configuration, la vitesse et le couple se stabilise à zéro, c'est le comportement attendu pour cette simulation à deux fréquences identiques. De plus, les courants efficaces au stator et au rotor se stabilisent autour de valeurs acceptables comparées à la plaque signalétique de la machine. Pour $t = 10$ s, on a :

$$\begin{cases} I_S = 33,8 \text{ A} \\ I_R = 20,4 \text{ A} \end{cases}$$

Le transfert de puissance s'effectue dans le bon sens car après application du couple nominal, P_S est positive et P_R est négative.

$$\begin{cases} P_S = 11,85 \text{ kW} \\ P_R = -11,1 \text{ kW} \end{cases}$$

La puissance absorbée au stator est égale à la puissance nominale de la machine. La machine génère 11,1 kW et il y a donc 750 W de pertes Joule. Ce modèle ne prend pas en compte les pertes fer.

4.2.1.2 Etude en régime permanent

Cette modification du coefficient de frottement f n'est pas réaliste mais elle permet de stabiliser le modèle pour permettre une comparaison des résultats en régime permanent avec les mesures effectuées au laboratoire. Une fois le régime permanent établi, on exerce une rampe de couple de -20 N.m à 20 N.m afin de comparer les résultats.

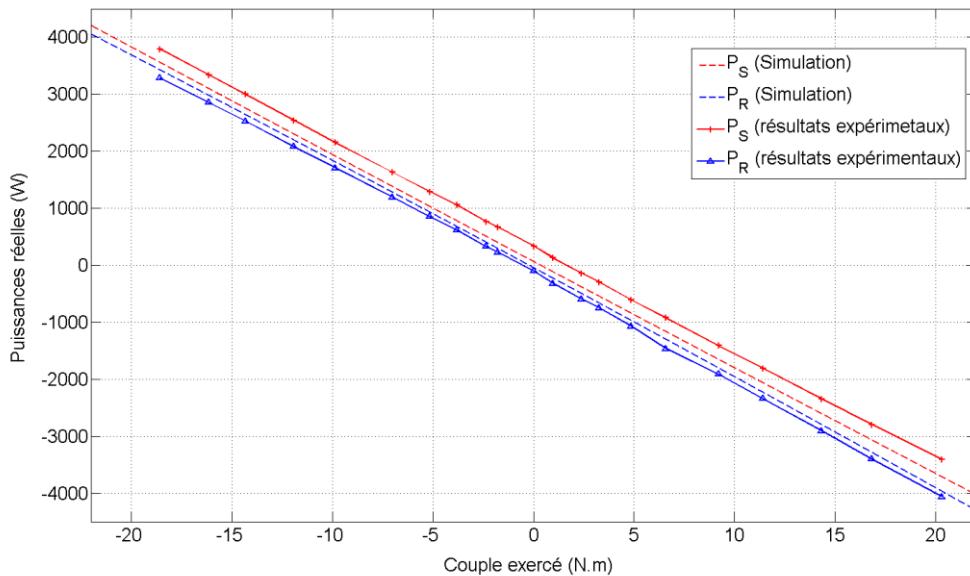


Figure 4.15 : Essai en TFV, puissance au stator et au rotor avec Matlab

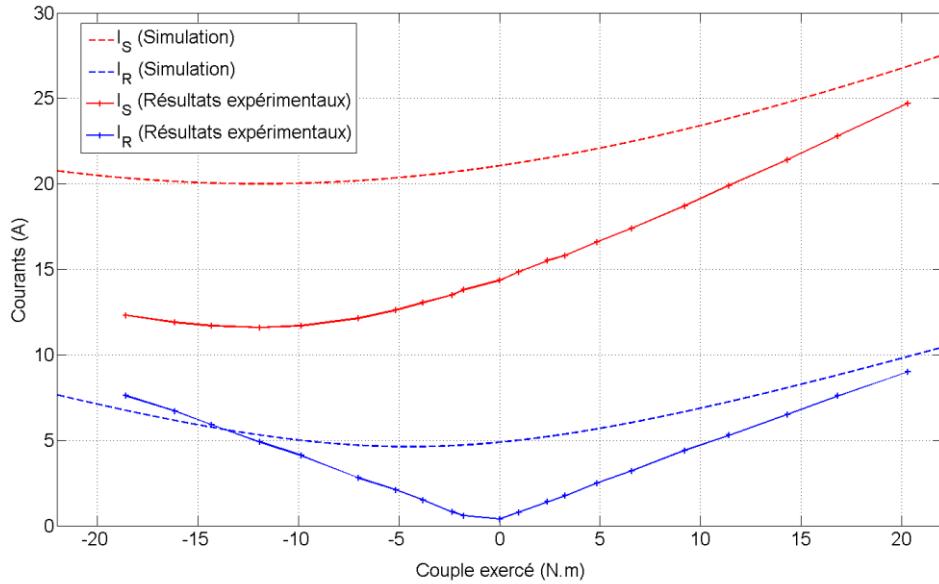


Figure 4.16 : Essai en TFV, courants au stator et au rotor avec Matlab

Les courants obtenus expérimentalement et par simulation ont globalement la même allure mais les valeurs restent différentes. On ne peut pas conclure que l'on ait pu simuler de manière efficace la machine asynchrone à rotor bobiné dans ce mode de fonctionnement. Cependant, ces écarts peuvent provenir d'une différence de phase entre les courants induits au rotor et ceux que l'on injecte. On remarque que pour les essais expérimentaux, le courant mesuré au rotor est quasi-nul lorsqu'aucun couple n'est exercé. Pour la simulation, il faudrait donc initialiser la phase et l'amplitude du signal injecté dans les enroulements du rotor de manière à obtenir un courant rotorique nul à couple nul.

Les résultats pour les puissances réactives ne sont pas présentés car les résultats ne sont pas valables.

4.2.2 Fréquences différentes

La source connectée au rotor est maintenant à une fréquence différente, 50 Hz. Dans cette configuration, la vitesse de l'arbre est donc :

$$\Omega_m = \left(\frac{f_s - f_R}{p} \right) * 2\pi = 31,42 \text{ rad.s}^{-1} = 300 \text{ tr.} \text{ min}^{-1}$$

Dans ce cas de figure, nous n'avons pas pu obtenir de résultats concluants. Il est difficile de simuler le TFP fonctionnant avec deux fréquences différentes en utilisant ce modèle sans le perfectionner. C'est un mode de fonctionnement particulier, et en plus de ne pas prendre compte la saturation magnétique, il semble être sensible à l'ajout d'une source alternative au rotor.

4.3 Simulation avec EMTP

Nous allons maintenant tenter de simuler le transformateur à fréquence variable à l'aide d'EMTP (ElectroMagnetic Transient Program) [31] [32] qui est un logiciel de simulation de réseaux électriques reconnu et utilisé dans l'industrie. Ce logiciel comprend un modèle de machine asynchrone à rotor bobiné dans la bibliothèque "machines.clf".

4.3.1 Présentation du modèle

Le modèle implémenté dans EMTP utilise également la transformation de Park pour résoudre les équations de la machine asynchrone. Les enroulements dans le domaine de Park sont représentés comme suit :

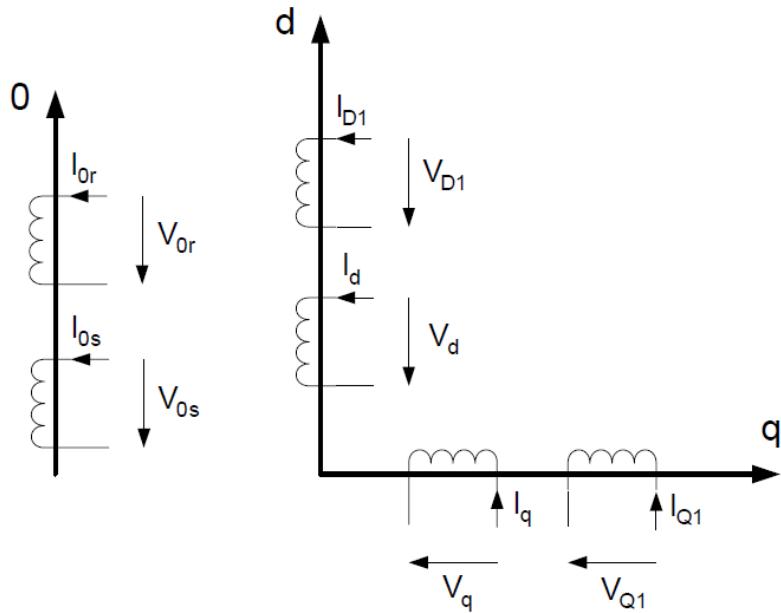


Figure 4.17 : Modélisation dans l'espace de Park (d, q, 0) dans EMTP

Contrairement au modèle dans Matlab, c'est la convention générateur qui a été choisi pour établir le modèle. En régime permanent, le schéma électrique équivalent pour l'axe d est le suivant :

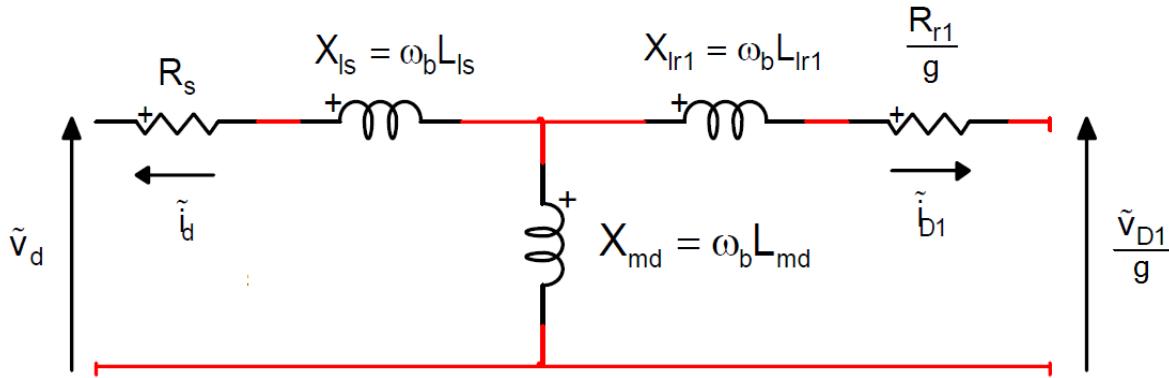


Figure 4.18 : Schéma électrique équivalent dan EMTP

Sur le schéma ci-dessus, on retrouve :

- les résistances par phase R_s et R_r ,
- le glissement g ,
- les inductances de fuites L_{ls} et L_{lr} ,
- l'inductance mutuelle entre les deux bobines sur l'axe d, L_{md} .

L'inductance L_{md} correspond à l'inductance mutuelle cyclique, c'est-à-dire M défini au 2.3.1.

Étant donné que la machine est supposée symétrique, les inductances L_{md} et L_{mq} sont identiques et le schéma équivalent pour l'axe q est similaire à celui de la figure 4.18.

Parmi les paramètres calculés à la section 2.3.2.6, ceux que nous utilisons dans EMTP sont les suivants :

Tableau 4.1 : Paramètres utilisés dans EMTP

R_s (Ω)	0,057
R_r (Ω)	0,445
L_{ls} (mh)	0,99
L_{lr} (mH)	2,3
L_{md} (mH)	37,65
L_{mq} (mH)	37,65

La figure ci-après représente le schéma réalisé sous EMTP pour effectuer les simulations.

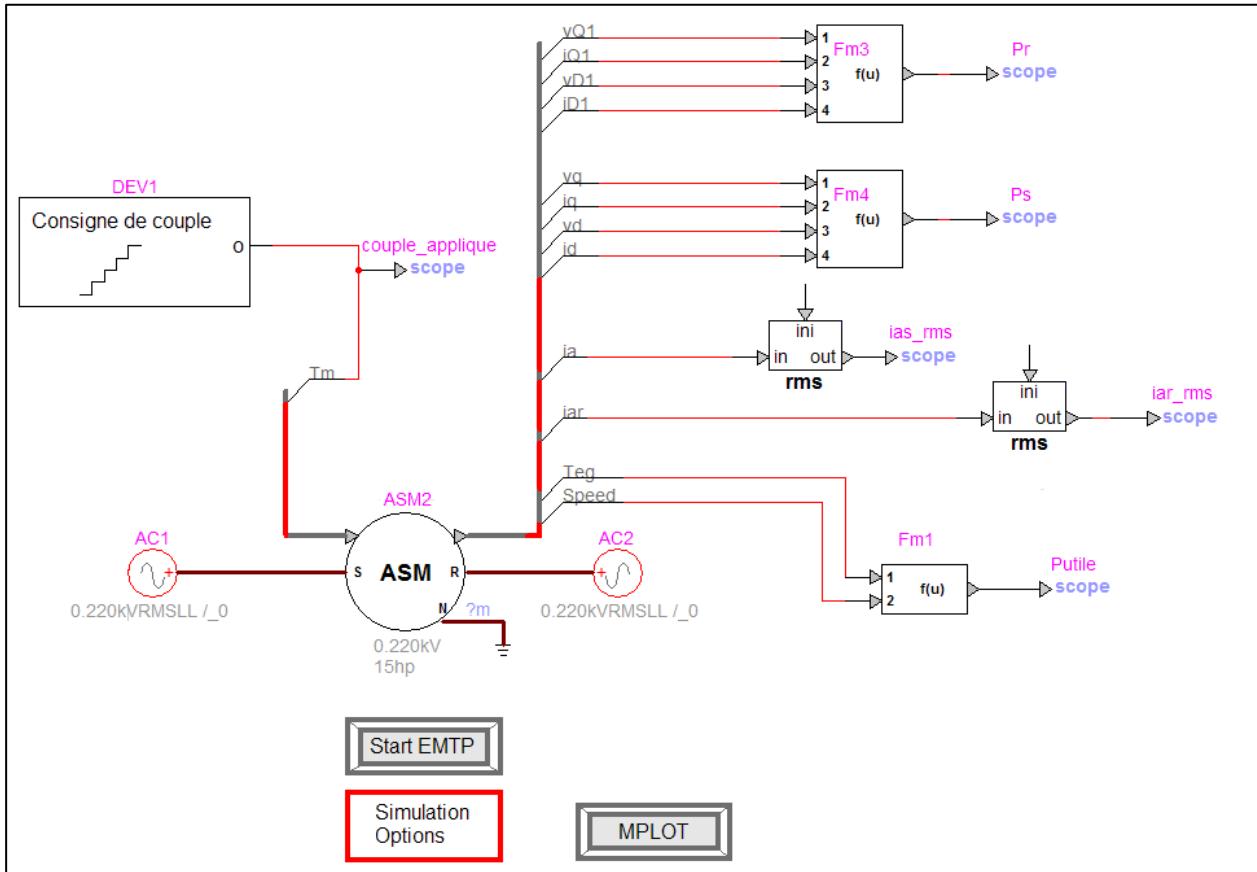


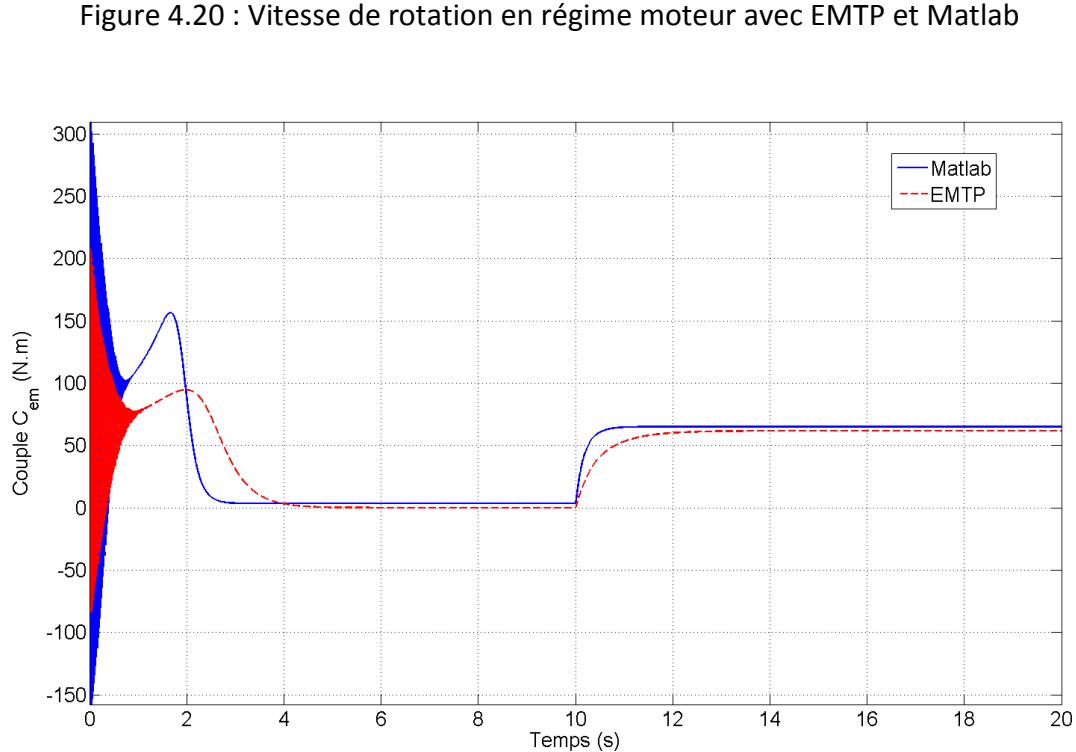
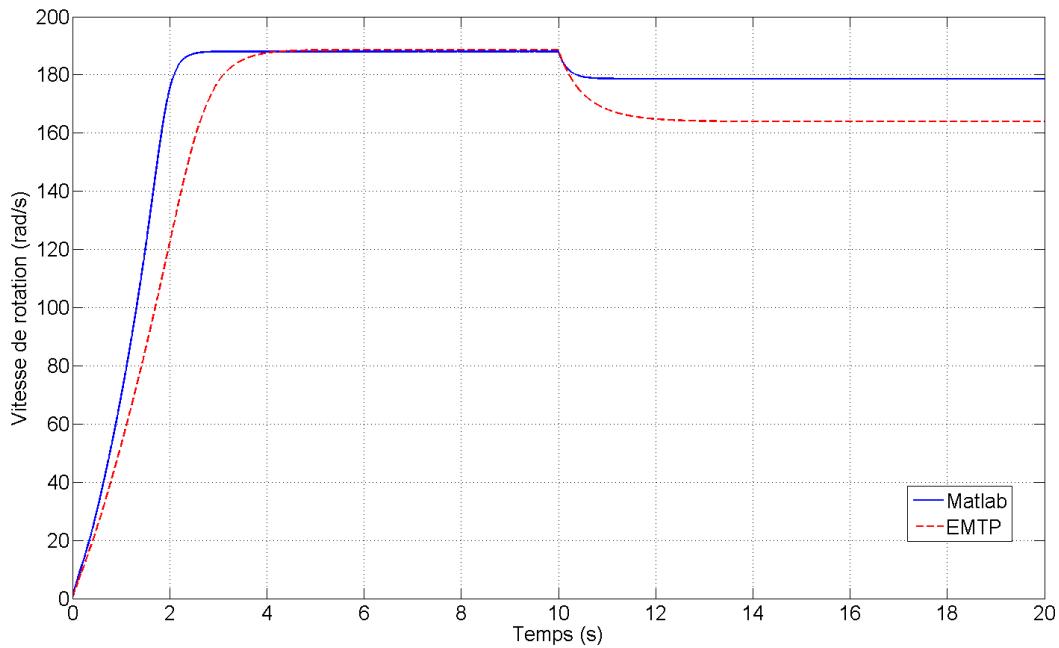
Figure 4.19 : Schéma EMTP

4.3.2 Fonctionnement en régime moteur

Dans le but de vérifier le comportement du modèle et les paramètres utilisés par rapport à la plaque signalétique, nous simulons d'abord la machine en régime moteur en appliquant le couple nominal $C_n = 61,7 \text{ N.m}$ et on analyse la réponse des différentes grandeurs.

À la vue des résultats (figures 4.20 à 4.22), un problème de cohérence existe entre les paramètres des modèles Matlab et EMTP. En effet, les temps de réponses sont différents et avec le modèle EMTP, les résultats semblent moins corrects.

Les figures 4.20 à 4.22 représentent l'allure de la vitesse de rotation, le couple et le courant efficace statorique superposées aux résultats obtenus avec le modèle Matlab.



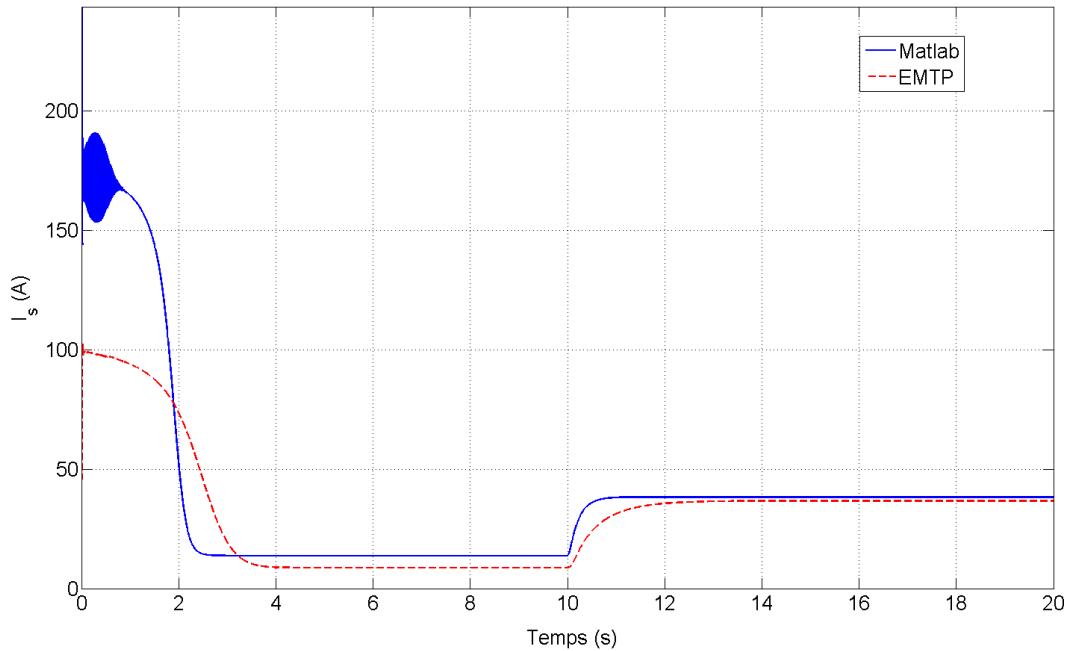


Figure 4.22 : Courant efficace au stator I_s en régime moteur

Les réponses provenant des deux logiciels ne sont donc pas identiques. Le comportement du modèle est correct mais comparé aux résultats sous Simulink, les grandeurs caractéristiques dans les conditions nominales sont moins fidèles aux valeurs figurant sur la plaque signalétique.

D'après les travaux effectués par G. Dumur dans [30], il est possible d'ajuster les paramètres rentrés dans le modèle Matlab pour faire en sorte que le modèle Simulink donne les mêmes réponses qu'EMTP. Cependant, il n'y a pas lieu dans notre cas d'effectuer ces modifications car les résultats obtenus avec Matlab en régime moteur sont meilleurs. Néanmoins, cela confirme le fait que pour la non-cohérence des résultats ce ne sont pas les modèles comme tel qui sont en cause mais bel et bien l'intégrité des paramètres.

À couple nominal, le glissement est très élevé et le couple dynamique généré est plus faible qu'avec Matlab. Si on estime le coefficient de dispersion équivalent avec les paramètres utilisés dans EMTP, on a :

$$\sigma_{EMTP} = 1 - \frac{L_{md}^2}{(L_{md} + L_{ls})(L_{md} + L_{lr})} = 0,0817$$

Cette valeur est près de 10 % supérieure à celle utilisée pour le modèle Matlab, ce qui confirme le glissement élevé à couple nominal dans EMTP car il y a d'avantage de fuites.

Il est donc possible qu'une des causes des écarts dans les résultats provenant d'EMTP soit une mauvaise estimation des inductances de fuites. Dans son travail, G. Dumur [30] a pu estimer d'une façon plus efficace les inductances de fuites L_{ls} et L_{lr} car un accès au neutre était présent côté stator et côté rotor. Ainsi, il était possible de mesurer directement les inductances l_s , l_r , M_{sr} ainsi que le rapport de transformation m pour calculer les inductances de fuites avec les formules suivantes :

$$\begin{cases} L_{ls} = l_s - mM_{rs} \\ L_{lr} = l_r - \frac{1}{m}M_{sr} \end{cases}$$

Toutefois, dans notre cas c'était impossible de déterminer directement par des mesures les paramètres l_r et M_{sr} . Les paramètres L_{ls} et L_{lr} ont donc été estimés via plusieurs calculs détaillés dans la section 2.3.2.6, ce qui peut introduire des erreurs supplémentaires.

Ainsi, une investigation plus poussée serait nécessaire pour identifier la ou les causes de comportements différents entre les deux modèles.

4.3.3 Fonctionnement en transformateur à fréquence variable

Les résultats en régime transformateur à fréquence variable avec EMTP ne seront pas exposés car ils ne sont pas concluants.

Avant d'effectuer des simulations en TFV, il est important de résoudre les problèmes de cohérence des paramètres entre les deux modèles (EMTP et Matlab). Les paramètres utilisés dans EMTP nécessitent une rectification et cette étude plus approfondie sort du cadre de notre projet.

Une fois ces erreurs corrigées, il sera alors possible d'effectuer de plus amples simulations avec EMTP ce qui est intéressant étant donné que le modèle présent dans ce logiciel permet de prendre en compte la saturation magnétique dans la machine asynchrone à rotor bobiné.

4.4 Conclusion

Les résultats présentés dans ce chapitre permettent de conclure quant à la validité des simulations que nous avons pu effectuer pour une machine asynchrone à rotor bobiné fonctionnant en transformateur à fréquence variable.

Le modèle Matlab/Simulink utilisé "tel quel" ne se stabilise pas autour des valeurs de vitesse correspondant à la théorie, que ce soit pour des fréquences identiques ou différentes. Pour des fréquences identiques, il est possible de le stabiliser en augmentant le coefficient de frottement visqueux. Les résultats en régime permanent sont alors cohérents en ce qui concerne les puissances actives. Par contre, les résultats obtenus pour les puissances réactives sont loin d'être satisfaisants. En ce qui concerne les courants, ils ont globalement la même allure, mais il y a toujours des écarts non négligeables entre les valeurs simulées et celles mesurées expérimentalement. Comme nous l'avons mentionné, ces écarts proviennent probablement d'une différence de phase initiale entre les courants induits et injectés au rotor. Ainsi, même si l'on arrive à stabiliser le système dans ce cas, on ne peut pas conclure que nous sommes parvenus à des résultats satisfaisants pour les simulations.

En ce qui concerne EMTP, une étude plus approfondie est nécessaire afin d'améliorer les résultats en régime moteur du modèle.

Pour les études futures, on ne peut donc pas affirmer que nous avons pu simuler de manière efficace une MAS-RB connectée en TFV et il serait intéressant de creuser d'avantage. L'analyse détaillée de cette partie simulation sort du cadre du projet, mais quelques suggestions sont les bienvenues. Afin de stabiliser le système, il faudrait optimiser les modèles ou la commande associée à ceux-ci de manière à s'assurer que les courants statoriques et rotoriques soient en phase dès le début de la simulation à $t = 0$ s. De plus, cette amélioration pourrait également aider à stabiliser le modèle à la bonne vitesse car cela permettrait de réaliser la synchronisation des deux réseaux à $t = 0$ s, comme lors des essais en laboratoire. Il serait également intéressant d'ajouter la saturation magnétique au modèle s'il le permet (c'est le cas dans EMTP). D'autre part, le modèle de la machine à courant continu couplé à la MAS-RB pourrait être pris en compte pour plus de cohérence avec le modèle réel. Il est d'ailleurs possible que l'ajout de la

machine à courant continu dans la simulation apporte un effet stabilisant car lorsqu'elle est excitée elle apporterait un couple résistant. Enfin, les frottements secs pourraient également être pris en compte dans l'équation mécanique pour apporter un gain de stabilisation au démarrage.

CONCLUSION

Le transformateur à fréquence variable est un système récent qui suscite l'intérêt des industriels pour des projets tels que l'interconnexion de réseaux électriques asynchrones. En plus de fournir une nouvelle option technologique pour ce genre de projets, ce système confère à la machine asynchrone à rotor bobiné une nouvelle application. Ce type de machine, ayant connu un regain d'attention ces dernières années avec l'apparition et le développement de la production d'énergie éolienne, permet désormais d'interconnecter deux réseaux électriques. Ce mode de fonctionnement de la machine asynchrone n'est pas commun et il est intéressant d'en étudier le comportement dans ces conditions.

Au cours de ce projet, nous avons pu réaliser une étude globale du transformateur à fréquence variable et en particuliers de la machine asynchrone à rotor bobiné connectée à deux réseaux. Ce travail est une première approche et permet de dégrossir le problème afin de constituer une base pour les futures recherches sur ce sujet.

Dans un premier temps, nous avons consulté la littérature scientifique concernant ce sujet. Les lectures effectuées ont permis de mettre en avant les avantages et inconvénients du transformateur à fréquence variable comparé à d'autres technologies, en particuliers les liens HTCC. D'autre part, il s'est avéré que la plupart voir toutes les études qui ont été effectuées sur ce système portent sur un fonctionnement à deux fréquences identiques au stator et au rotor. Une contribution de notre étude a donc été d'envisager à chaque étape du travail les deux cas de figure pour les fréquences des réseaux interconnectés.

En se basant sur la théorie de fonctionnement de la machine asynchrone à rotor bobiné, nous avons dans un premier temps expliqué ce qu'il se passe si on connecte ce type de machine à deux sources triphasée, quelle que soit la fréquence de ces deux dernières. Nous avons également mis en évidence pourquoi le flux de puissance active peut être contrôlé en exerçant

un couple sur le rotor de la machine lorsqu'elle est connectée de la sorte. De plus, ce raisonnement nous a permis d'effectuer des prédictions théoriques quant au sens du transfert de puissance en fonction du sens du couple appliqué.

D'autre part, après avoir remarqué l'utilisation de paramètres différents selon les auteurs en matière de modélisation mathématique de la machine asynchrone, nous avons jugé judicieux d'effectuer un parallèle entre les deux méthodes de paramétrisation les plus répandues. Ainsi, après avoir déterminé expérimentalement un jeu de paramètres, nous étions en mesure de calculer tous les paramètres correspondant aux deux approches. Suivant les logiciels, et c'est le cas entre Matlab et EMTP, les paramètres pris en compte dans le modèle diffèrent. Il était donc intéressant de disposer de tous les paramètres pour notre machine.

De plus, nous avons pu connaître le type de connexion des enroulements rotoriques, qui se sont avérés être câblés en étoile. A partir de ce point, les paramètres calculés ont été validés en comparant les résultats à ceux obtenus par M.-A. Ouhrouche [27] qui a travaillé avec la même machine asynchrone.

Ensuite, afin de donner une dimension pratique à notre travail, nous avons réalisé avec succès au laboratoire des montages permettant de reproduire un transformateur à fréquence variable, à l'aide d'un groupe de machine d'une puissance de 15 hp. Nous avons envisagé les deux cas de figure possible pour les fréquences (identiques et différentes). Les résultats sont concluants et correspondent au raisonnement théorique que nous avons effectué auparavant. Nous avons d'ailleurs pu vérifier les prédictions effectuées quant au sens du transfert de puissance active en fonction du sens du couple exercé. Les résultats à fréquences identiques et à fréquences différentes ne sont pas exactement les mêmes car nous n'avons pas pu reproduire les mêmes conditions de fonctionnement dans les deux cas.

Étant donné la complexité de ces montages et le fait qu'ils puissent servir d'un point de vue académique à des fins de démonstrations par exemple, nous avons détaillé les séquences de démarrage et d'arrêt pour les deux cas. Que ce soit dans un cadre de recherche ou de

démonstration, le personnel qui sera amené à se servir de ces montages disposera alors d'un descriptif détaillé pour l'utilisation de ces derniers.

Un point intéressant soulevé par les résultats à fréquences différentes est le rôle que joue la machine à courant continu sur les mesures de puissances actives. En effet, elle a une influence sur la puissance mécanique que doit fournir la machine asynchrone à rotor bobiné. En plus de la puissance électrique qu'elle doit transférer, cette dernière voit alors la puissance mécanique qu'elle doit fournir augmenter ou diminuer suivant le sens du couple appliqué. Ainsi, ce serait un aspect à prendre en compte dans le cas du dimensionnement d'un transformateur à fréquence variable pour deux réseaux à fréquences différentes car dans un sens, la machine à courant continu augmente la puissance mécanique que doit fournir la machine asynchrone ce qui limite la puissance électrique maximale que cette dernière peut transférer.

Enfin, un objectif était de tester des modèles mathématiques de machine asynchrone à rotor bobiné dans ces conditions de fonctionnement, afin de voir si l'on pouvait retrouver les résultats expérimentaux. Nous avons ciblé deux modèles existant déjà dans deux environnements de simulation différents : Matlab/Simulink et EMTP. Il s'est avéré que dans les deux cas, les modèles ne donnent pas de résultats concluants que ce soit pour des fréquences identiques ou différentes.

Les recommandations et perspectives sur ce projet sont variées, que ce soit à propos des essais expérimentaux ou des simulations.

Tout d'abord, nous nous sommes limités dans ce travail à l'étude en régime permanent. L'étude des régimes transitoires pourraient donc être abordée dans les futurs travaux.

En ce qui concerne le montage pour deux fréquences différentes, il serait utile de disposer d'un groupe machine plus puissant pour simuler le réseau à fréquence variable. L'intérêt est de pouvoir appliquer une charge plus importante à ce dernier pour le stabiliser et ainsi faciliter les mesures, mais aussi pour être en mesure d'appliquer la tension nominale au rotor ce que le montage actuel ne permet pas. De plus, un asservissement de vitesse permettant de régler la

vitesse de rotation (et donc la fréquence) de la génératrice à une valeur fixe faciliterait les mesures. Enfin, en ce qui concerne la MCC qui entraîne la génératrice, une alimentation à plusieurs quadrants la permettant de fonctionner en régime générateur serait la bienvenue car on serait alors en mesure d'effectuer des mesures sur une plus grande plage de couple dans le cas de fréquences différentes, en particuliers pour les couples négatifs.

En ce qui concerne les simulations, il est nécessaire d'effectuer des études plus détaillée sur la cohérence des paramètres entre ceux de Matlab et ceux d'ETMP afin d'obtenir des résultats concluants et identiques pour les deux modèles, ne serait-ce qu'en régime moteur. Par ailleurs, il serait intéressant de prendre en compte dans le modèle de machine asynchrone la saturation magnétique. Il est possible que cela permette de stabiliser le modèle dans ces conditions particulières de fonctionnement. Aussi, les futurs travaux devraient prendre en compte le modèle de la machine à courant continu couplée sur la machine asynchrone. En plus de simuler le transformateur à fréquence variable dans sa totalité, cette considération pourrait également apporter un gain de stabilité au modèle de la machine asynchrone. Enfin, il serait judicieux d'améliorer la commande des modèles afin d'avoir les réseaux interconnectés en phase dès le début de la simulation pour éviter les oscillations et les écarts au niveau des courants que nous avons pu observés.

RÉFÉRENCES

- [1] A. Merkouf, S. Upadhyay, et P. Doyon, "Variable frequency transformer - An overview," in *2006 IEEE Power Engineering Society General Meeting, PES, Montreal, QC, Canada*, 2006.
- [2] "The Laredo VFT Project," *Electric Transmission Texas Projects & Project Plans The Laredo VFT Project*, vol. 2008, no. June, 2008. [En ligne]. Disponible: <http://www.ettexas.com/projects/vft.asp>.
- [3] D. Murphy, "GE Energy's VFT Technology Chosen By AEP For Texas Grid Reliability Project," *GE Energy - 2006 Press releases*, vol. 2008, no. June, 2006. [En ligne]. Disponible: http://www.gepower.com/about/press/en/2006_press/083106.htm. [Consulté le August 31].
- [4] E. R. Pratico, C. Wegner, E. V. Larsen, R. J. Piwko, D. R. Wallace, et D. Kidd, "VFT operational overview -the Laredo project," in *2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting, PES, Tampa, FL, United states*, 2007.
- [5] P. Hassink, P. E. Marken, R. O'Keefe, et G. R. Trevino, "Improving power system dynamic performance in Laredo, TX," in *2008 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference & Exposition, Chicago, IL*, 2008.
- [6] P. Truman et N. Stranges, "A direct current torque motor for application on a variable frequency transformer," in *2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting, PES, Tampa, FL, United states*, 2007.
- [7] B. Bagen, D. Jacobson, G. Lane, et H. M. Turanli, "Evaluation of the performance of back-to-back HVDC converter and variable frequency transformer for power flow control in a weak interconnection," in *2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting, PES, Tampa, FL, United states*, 2007.
- [8] D. Jacobson, "Hydro One Interconnection Study-Manitoba to Ontario Transfer Capacity of 400 MW," 2006. [En ligne]. Disponible: http://oasis.midwestiso.org/documents/Mheb/impact_study.html.

- [9] D. Nadeau, "A 100-MW Variable Frequency Transformer (VFT) on the hydro- Québec Transénergie network - the behavior during disturbance," in *2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting, PES, Tampa, FL, United states*, 2007.
- [10] J. J. Marczewski, "VFT interconnection study process with ISOs/RTOs and grid managers/operators," in *2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting, Tampa, FL*, 2007, pp. 5.
- [11] P. E. Marken, J. J. Marczewski, R. D'Aquila, P. Hassink, J. H. Roedel, et R. L. Bodo, "VFT - a smart transmission technology that is compatible with the existing and future grid," in *2009 IEEE/PES Power Systems Conference and Exposition (PSCE 2009), Seattle, WA*, 2009, pp. 7.
- [12] P. Marken, J. Roedel, D. Nadeau, D. Wallace, et H. Mongeau, "VFT maintenance and operating performance," in *IEEE Power and Energy Society 2008 General Meeting: Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, PES, Pittsburgh, PA, United states*, 2008.
- [13] J. J. Marczewski, "VFT applications between grid control areas," in *2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting, Tampa, FL*, 2007, pp. 4.
- [14] N. W. Miller, K. Clark, R. J. Piwko, et E. V. Larsen, "Variable Frequency Transformer: Applications for Secure Inter-regional Power Exchange," ed. Abu Dhabi: PowerGen Middle East 2006, 2006, pp. 10.
- [15] R. J. Piwko, E. V. Larsen, et C. A. Wegner, "Variable frequency Transformer - A new alternative for asynchronous power transfer," in *Inaugural IEEE PES 2005 Conference and Exposition in Africa, Durban, South Africa*, 2005.
- [16] P. Doyon, D. McLaren, M. White, Y. Li, P. Truman, E. Larsen, C. Wegner, E. Pratico, et R. Piwko, "Development of a 100 MW Variable Frequency Transformer," in *Canada Power, Toronto, Ontario, CANADA*, 2004.
- [17] M. Dusseault, D. Galibois, J.-M. Gagnon, M. Granger, D. McNabb, D. Nadeau, J. Primeau, E. Larsen, S. Fiset, C. Wegner, et E. Pratico, "First VFT Application and Commissioning," in *Power Canada, Toronto, Ontario, CANADA*, 2004.

- [18] D. McNabb, D. Nadeau, A. Nantel, E. Pratico, E. Larsen, G. Sybille, Van Que Do, et D. Paré, "Transient and Dynamic Modeling of the New Langlois VFT Asynchronous Tie and Validation with Commissioning Tests," in International Conference on Power Systems Transients (IPST'05), vol., Ed.^Eds., ed. Montréal, Québec, CANADA, 2005, pp. 6.
- [19] J.-M. Gagnon, D. Galibois, D. Mc Nabb, D. Nadeau, E. Larsen, D. Mc Laren, R. Piwko, C. Wegner, et H. Mongeau, "A 100 MW Variable Frequency Transformer (VFT) on the Hydro-Québec Network A new technology for connecting asynchronous networks," in *CIGRE, Paris, FRANCE*, 2008.
- [20] A. Merkouf, P. Doyon, et S. Upadhyay, "Variable frequency transformer - Concept and electromagnetic design evaluation," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 23, no. 4, pp. 989-996, 2008.
- [21] G. Chen et X. Zhou, "Digital simulation of variable frequency transformers for asynchronous interconnection in power system," in *2005 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition: Asia and Pacific, Dalian, China*, 2005.
- [22] B. C. Raczkowski et P. W. Sauer, "Doubly-fed induction machine analysis for power flow control," in *Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo, 2005, Indianapolis, IN, United states*, 2005.
- [23] "Variable Frequency Transformer," *Brochure GE Energy, 4200 Wildwood Parkway Atlanta, GA 30339*.
- [24] O. W. Paul C. Krause, *Electromechanical Motion Devices*, Éditions McGraw-Hill, New-York, 1989.
- [25] J.-P. H. J-P. Caron, *Modélisation et Commande de la Machine Asynchrone*, Éditions Technip, Paris, 1995.
- [26] I. Standards, "IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators," IEEE Std 112™-2004 (Revision of IEEE Std 112-1996), 2004.
- [27] M.-A. Ouhrouche, "Identification des paramètres d'un groupe de machines pilote par un convertisseur," M.Sc.A., École Polytechnique, Montreal (Canada), 1992.

- [28] *Simulink, User's Guide, The MathWorks Inc., version 7*, [Logiciel]: Matlab, 2009.
- [29] A. Benzine, "Amélioration du Comportement Réactif d'une Machine Asynchrone à Rotor Bobiné Sans Aucun Apport Externe d'Énergie," M.Sc.A., École Polytechnique, Montréal (Canada), 2005.
- [30] G. Dumur, "Caractérisation du Comportement Réactif de la Machine Asynchrone à Rotor Bobiné par Variation de sa Tension Rotorique," M.Sc.A., École Polytechnique, Montréal (Canada), 2006.
- [31] S. D. J. Mahseredjian, L. Dubé, B. Khodabakhchian and L. Gérin-Lajoie, "On a new approach for the simulation of transients in power systems", Electric Power Systems Research, Volume 77, Issue 11, September 2007, pp. 1514-1520.
- [32] A. J. Mahseredjian and C. Dewhurst: "EMTP-RV documentation".

ANNEXE A : CARACTÉRISTIQUES DES MACHINES UTILISÉES

ET MESURES

A.1 Plaques signalétiques

A.1.1 Groupe de machine servant à reproduire le TFV

Tableau A.1 : Machine à courant continu de 15 hp

Puissance mécanique	15 hp (11 185 W)
Vitesse nominale	1750 tr/min
Tension nominale induit	240 V
Courant nominal induit	54 A
Tension d'excitation nominale	240 V
Courant nominal d'excitation	0,97 A (1,37 max)

Tableau A.2 : Machine asynchrone à rotor bobiné de 15 hp

Puissance mécanique	15 hp (11 185 W)
Vitesse nominale	1730 tr/min (181,2 rad/s)
Fréquence	60 Hz
Nombre de pôles	4
Tension nominale (stator)	220 V / 460 V
Courant nominal (stator)	38,2 A/ 19,1 A
Tension nominale (rotor)	320 V
Courant nominal (rotor)	19 A
Couple nominal	61,74 N.m

Tableau A.3 : Identification du tachymètre et du couple-mètre

	Référence	Précision
Tachymètre	Daytronic frequency conditioner Model 3240A	0,05 %
Couple-mètre	Daytronic strain gage conditioner/indicator Model 3270	

A.1.2 Groupe de machine pour créer le réseau 2

Tableau A.4 : Machine à courant continu de 6kW

Puissance mécanique	6 kW
Vitesse nominale	1800 tr/min
Tension nominale d'induit	120 V
Courant nominal d'induit	40,5 A
Tension nominale d'excitation	120 V
Courant nominal d'excitation	1,6 A

Tableau A.5 : Génératerice de 4 kW

Puissance mécanique	4 kW
Vitesse nominale	1200 tr/min
Tension nominale	110 V / 220 V
Courant nominal	26,2 A / 13,1 A
Tension d'excitation	125 V
Courant d'excitation	3,5 A (max)

A.2 Validation du couple-mètre

Pour valider le couple-mètre, on effectue deux essais sur la machine à courant continu. L'idée est de vérifier que l'on obtient la même valeur pour la constante K_ϕ , qui relie d'une part le courant d'induit I_a avec le couple C_{mcc} et d'autre part la tension induite E avec la vitesse de rotation Ω_m .

$$\begin{cases} C_{mcc} = K_\phi I_a \\ E = K_\phi \Omega_m \end{cases}$$

Lors d'un premier essai, on relève le courant d'induit et le couple appliqué par la machine à courant continu pour différentes charges. Le second essai consiste à entraîner la machine à courant continu en rotation et pour différentes vitesses et on relève la vitesse de rotation et la tension induite.

Ces deux essais sont réalisés pour le même courant d'excitation qui est la valeur nominale de celui-ci.

Le bon fonctionnement du tachymètre a été validé car qu'il affiche une vitesse de synchronisme de 1800 tr/min pour la machine asynchrone. Il suffit donc que la constante K_ϕ trouvée à l'aide du couple-mètre soit la même que celle fournie par l'essai avec le tachymètre.

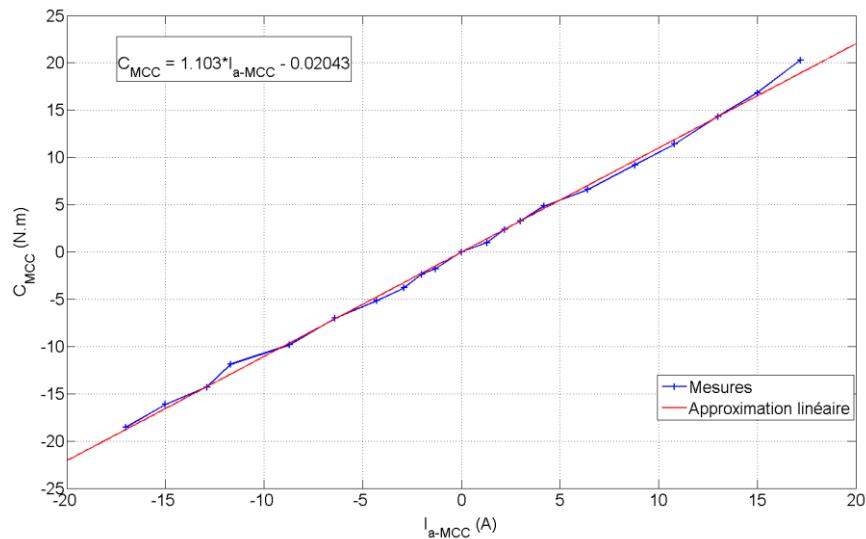


Figure A.1 : Couple en fonction du courant d'induit dans la MCC

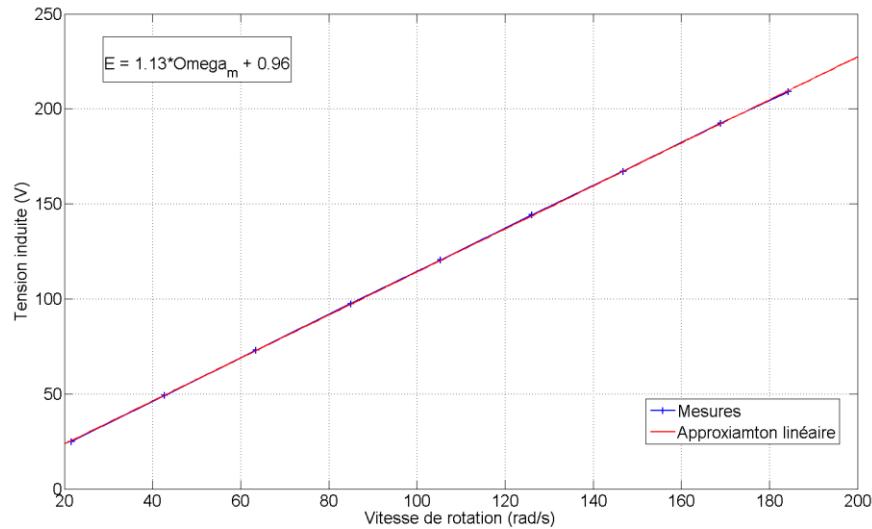


Figure A.2 : Tension induite en fonction de la vitesse de rotation de la MCC

$$\begin{cases} K_{\phi 1} = 1,10 \\ K_{\phi 2} = 1,13 \end{cases}$$

Les deux essais nous donnent une constante K_{ϕ} relativement proche ce qui permet de valider le fonctionnement du couple-mètre.

A.3 Essais de caractérisation de la machine asynchrone à rotor bobiné

A.3.1 Mesures résistances

Ces mesures ont été effectuées directement avec un appareil de mesures de résistances.



Figure A.3: MEGGER AVO Multi-Amp 830280 Transformer Ohmmeter

Au stator on a accès à toutes les bornes des enroulements connectés en étoile. En revanche au rotor, on a seulement accès aux trois bornes des trois phases. La valeur lue sur l'appareil comprend la résistance supplémentaire due au contact par balais et elle a été divisée par deux sachant que le rotor est également connecté en étoile.

Les résultats sont les suivants :

Tableau A.6 : Valeurs mesurées des résistances

Au stator (par phase)	$R_s = 0,057 \Omega$	
Au rotor	Entre deux phases (mesure brute)	0,890 Ω
	Par phase	$R_r = 0,445 \Omega$

A.3.2 Essai à rotor ouvert ou en transformateur

A.3.2.1 Schéma du montage

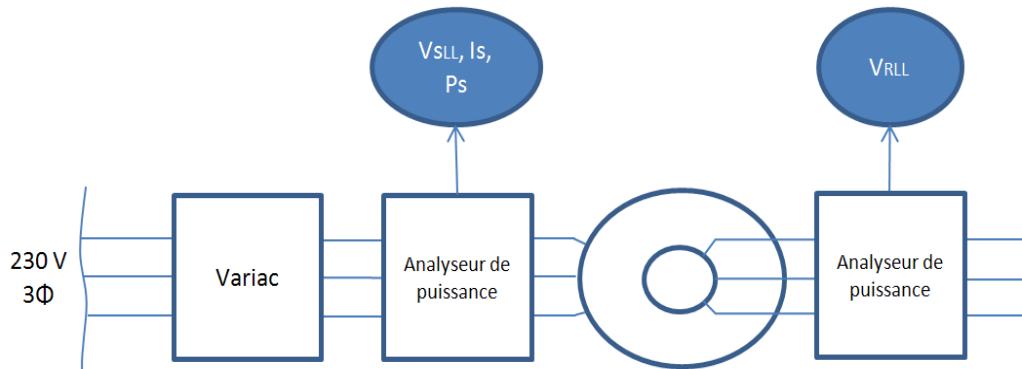


Figure A.4 : Montage pour l'essai à rotor ouvert

A.3.2.2 Résultats

Dans ces conditions on relève :

Tableau A.7 : Mesures sur la MAS-RB en transformateur

	Nominal							
V_{sLL} (V)	30,2	60,1	87,5	120,2	150,5	182,3	200,1	220,1
V_{rLL} (V)	43,9	87,5	127,5	175,2	219,3	265,4	291,3	320,0
I_{s0} (A)	1,7	3,1	4,5	6,2	7,9	10,0	11,5	13,8
$P_{3\Phi}$ (W)	12,5	39,7	74,6	128,6	191,4	274,8	335,7	430,5
$Q_{3\Phi}$ (Var)	87,0	324,3	679,6	1289,0	2056,1	3147,8	3982,0	5257,6
V_{sLL}/V_{rLL} = m	0,688	0,687	0,686	0,686	0,686	0,687	0,687	0,687
	Moyenne							

Le circuit électrique équivalent dans ces conditions est le suivant :

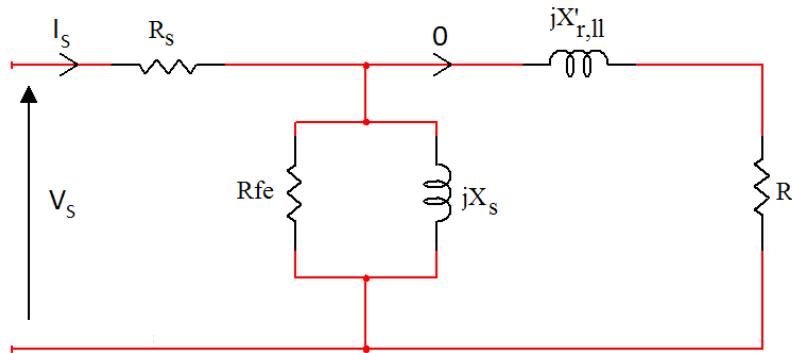


Figure A.5 : Schéma électrique équivalent, rotor ouvert

R_{fe} et X_s peuvent alors être calculés :

$$R_{fe} = \frac{V_s^2}{P_s} = \frac{\left(\frac{V_{sLL}}{\sqrt{3}}\right)^2}{\left(\frac{P_{3\Phi}}{3}\right)} = 114 \Omega$$

$$X_s = \frac{V_s^2}{Q_s} = \frac{V_s^2}{\left(Q_{3\Phi}/3\right)} = 9,32 \Omega$$

Donc :

$$L_s = \frac{X_s}{2\pi f} = 24,73 \text{ mH}$$

De plus dans cet essai, les pertes fer peuvent être calculées :

$$P_{fer} = P_{S3\Phi} - 3 * R_S * I_S^2 = 398 \text{ W}$$

A.3.3 Essai à vide

Tableau A.8 : Résultats de l'essai à vide

Ω (rad/s)	N (tr/min)	V _{sLL} (V)	I _s (A)	P _s 3Φ (W)	S _s (VA)	Q _s 3Φ (Var)
187,4	1790	220,55	13,96	893,40	5332,77	5257,40

On peut alors estimer les pertes par rotation mécanique :

$$P_{rot} = P_{s-\text{à vide}} - P_{s-\text{rotor ouvert}} = 463 \text{ W}$$

A.3.4 Essai en court-circuit

Dans cet essai, la rotation du rotor est bloquée par un dispositif mécanique. On alimente le stator à tension réduite et fréquence nominale jusqu'à atteindre le courant nominal au rotor. Les enroulements du rotor sont court-circuités dans cet essai.

A.3.4.1 Schéma du montage

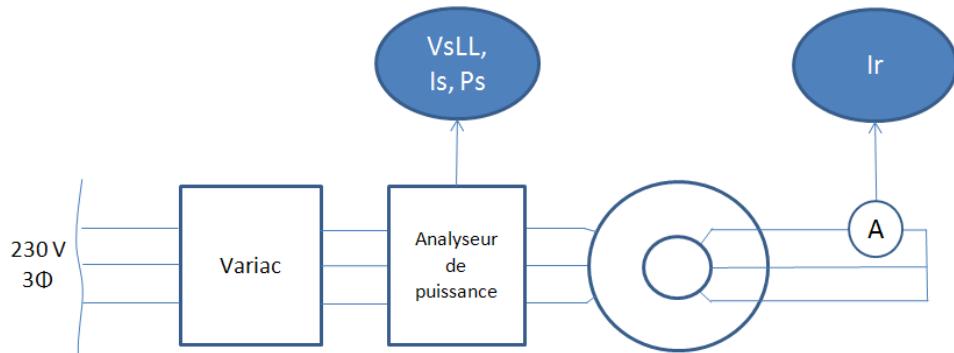


Figure A.6 : Montage pour l'essai en court-circuit

A.3.4.2 Résultats

Le tableau de mesures est le suivant :

Tableau A.9 : Mesures sur la MAS-RB à rotor bloqué

V_{SLL} (V)	I_S (A)	I_r (A)	P_S 3Φ (W)	Q_S 3Φ (Var)
11,50	8,50	5,40	60,90	157,98
21,10	15,40	9,80	189,00	530,13
31,00	22,60	14,30	389,00	1149,43
40,10	29,30	18,70	761,00	1887,40
48,00	35,20	22,30	920,00	2778,10
52,40	38,20	24,40	1091,00	3290,88

Etant donné la faible tension d'alimentation, la branche magnétisante est négligeable. Pour cet essai le schéma électrique équivalent est alors :

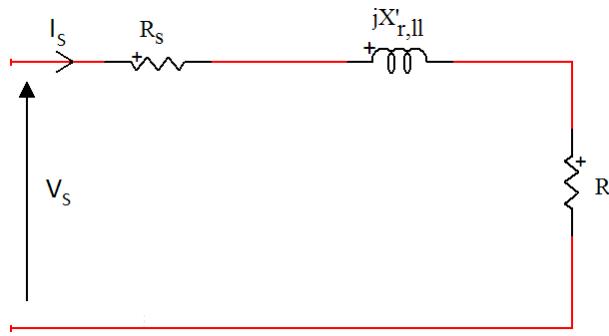


Figure A.7 : Schéma électrique équivalent, essai à rotor bloqué

Les paramètres X'_r,ll et R sont calculés avec les valeurs mesurées lorsque le courant au stator est nominal. Les résultats sont les suivants :

$$X'_r,ll = \frac{Q_S}{I_S^2} = \frac{\left(\frac{Q_{S3\Phi}}{3}\right)}{I_S^2} = 0,75 \Omega$$

$$\Rightarrow L'_{rll} = 1,99 \text{ mH}$$

$$R = \frac{P_S}{I_S^2} - R_S = \frac{\left(\frac{P_{S3\Phi}}{3}\right)}{I_S^2} - R_S = 0,192 \Omega$$

Les paramètres constructifs Tr et σ peuvent alors être calculés :

$$\sigma = \frac{L'_{r,ll}}{L_S + L'_{r,ll}} = 0,0745$$

$$T_R = \frac{L_S + L'_{r,ll}}{R} = 139,2 \text{ ms}$$

Ainsi, si $R_r = 0,445 \Omega$:

$$L_R = T_R * R_R = 61,94 \text{ m} \text{ et } M = \sqrt{(1 - \sigma)L_S L_R} = 37,65 \text{ mH}$$

A.4 Mesures issues des essais en transformateur à fréquence variable

A.4.1 Fréquences identiques

Le montage mis en place nous a permis d'effectuer les relevés suivants. Les conditions en tension pour cet essai sont les conditions nominales, c'est-à-dire 220 V au stator et 320 au rotor (tension ligne-ligne efficaces).

Le tableau sur la page suivante présente ces résultats :

Tableau A.10 : Mesures à fréquences identiques

Couple exercé (N.m)	Puissance entrante au stator Ps (W)	Puissance sortante au rotor Pr (W)	Courant efficace au stator Is (A)	Courant efficace au rotor Ir (A)
-18,56	3795	3285	12,3	7,6
-16,14	3340	2860	11,9	6,7
-14,3	3000	2527	11,7	5,9
-11,9	2540	2083	11,6	4,9
-9,84	2156	1710	11,7	4,1
-7,02	1633	1195	12,13	2,8
-5,16	1289	856	12,6	2,1
-3,8	1056	619	13,05	1,5
-2,36	767	332	13,5	0,8
-1,78	668	231	13,8	0,58
0	337	-101	14,35	0,38
0,98	129	-318	14,86	0,78
2,38	-140	-592	15,5	1,4
3,26	-298	-750	15,8	1,76
4,86	-608	-1071	16,6	2,5
6,58	-922	-1463	17,4	3,2
9,2	-1412	-1913	18,7	4,4
11,4	-1811	-2340	19,9	5,3
14,32	-2343	-2908	21,4	6,5
16,82	-2800	-3400	22,8	7,6
20,3	-3405	-4059	24,7	9

A.4.2 Fréquences différentes

Les mesures figurent dans le tableau de la page suivante :

Tableau A.11 : Mesures à fréquences différentes (60 Hz - 50 Hz)

Couple exercé (N.m)	Puissance entrante au stator Ps (W)	Puissance sortante au rotor Pr (W)	Courant au stator Is (A)	Courant au rotor Ir (A)
5,35	1515	824	13	2
-4,82	1422	862	12,8	2,16
-4,28	1312	729	12,97	1,82
-3,82	1205	667	12,7	1,7
-3,34	1114	583	13	1,5
-2,86	1028	508	12,92	1,38
-2,32	948	438	13	1,2
-1,3	687	259	12,7	1
-0,84	613	170	13,1	0,75
-0,36	560	110	13,1	0,7
0,52	400	-25	13,2	0,58
0,88	330	-80	13,3	0,6
1,78	130	-234	13,6	0,62
3,12	-100	-462	13,9	1
4,08	-280	-600	14,2	1,3
4,96	-460	-760	14,3	1,6
5,24	-546	-816	14,3	1,8
7,52	-906	-1137	14,9	2,5
8,42	-1139	-1347	15,1	2,9
9,88	-1251	-1422	15,5	3,1

ANNEXE B : ÉQUIVALENCE DES PARAMÈTRES

Les mesures d'inductances pour le rotor présentées par M.-A. Ouhrouche [27] figurent dans le tableau suivant :

Tableau B.1 : Mesures effectuées par M.-A. Ouhrouche sur la machine asynchrone de 15 hp

$R_{r-[27]} (\Omega)$	$l_{r-[27]} (mH)$	$M_{r-[27]} (mH)$	$M_{sr-[27]} (mH)$
0,946	128	-64	45,7

B.1 Calcul de la résistance par phase au rotor :

La résistance donnée dans le tableau B.1 a été déterminée à partir de mesure entre deux phases au rotor. La résistance par phase est donc :

$$R_r = \frac{R_{r-[27]}}{2} = 0,473 \Omega$$

B.2 Calcul des inductances

On rappelle la relation liant les tensions et les courants au rotor avec les notations suivantes (convention récepteur) :

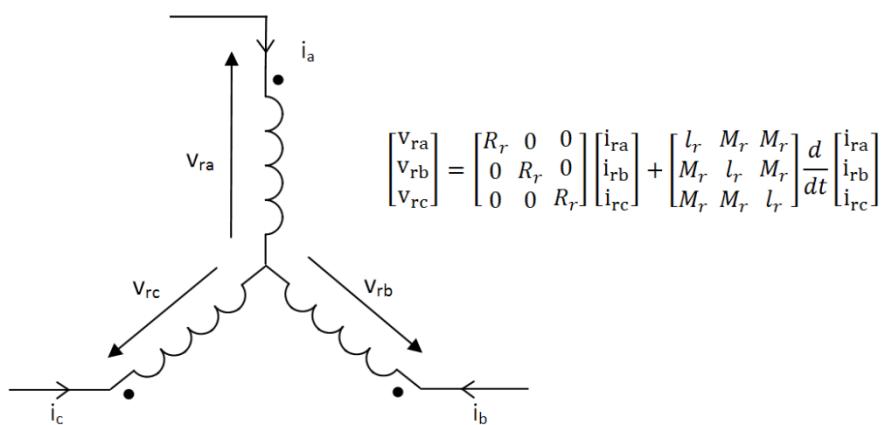


Figure B.1 : Définition des tensions et courants pour le rotor

Pour mesurer les valeurs d'inductance l_r et M_r ci-dessus, M.-A. Ouhrouche a effectué ses mesures avec le montage suivant :

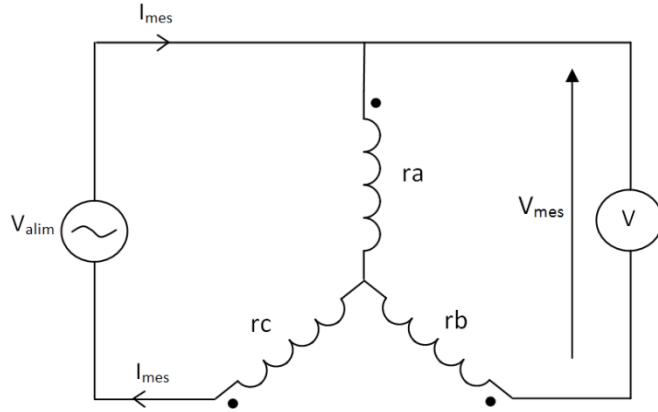


Figure B.2 : Montage pour les mesures d'inductances au rotor

Étant donné les faibles tensions appliquées, on peut négliger l'effet de la résistance des enroulements. Pour trouver les valeurs de $l_{r-[27]}$ et $M_{r-[27]}$ dans le tableau B.1, l'auteur de [27] a effectué les calculs comme si le rotor était câblé en triangle, c'est-à-dire :

$$l_{r-[27]} = \left| \frac{V_{alim}}{j\omega I_{mes}} \right| \text{ et } M_{r-[27]} = \left| \frac{V_{mes}}{j\omega I_{mes}} \right|$$

Pour un câblage en étoile, si on remplace les grandeurs mesurées dans la relation qui lie les tensions et les courants on obtient :

$$\begin{bmatrix} V_{ra} \\ V_{rb} \\ V_{rc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l_r & M_r & M_r \\ M_r & l_r & M_r \\ M_r & M_r & l_r \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{ra} \\ i_{rb} \\ i_{rc} \end{bmatrix} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} V_{ra} \\ 0 \\ V_{rc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l_r & M_r & M_r \\ M_r & l_r & M_r \\ M_r & M_r & l_r \end{bmatrix} j\omega \begin{bmatrix} I_{mes} \\ 0 \\ -I_{mes} \end{bmatrix}$$

Or d'après les schémas et les relations précédents :

$$V_{alim} = |V_{ra} - V_{rc}| \text{ et } V_{mes} = |V_{ra}|$$

Et donc :

$$V_{alim} = |j\omega l_r I_{mes} - j\omega M_r I_{mes} - j\omega M_r I_{mes} + j\omega l_r I_{mes}| = \omega(l_r - M_r)2I_{mes} = 2\omega L_r I_{mes}$$

$$V_{mes} = \frac{V_{alim}}{2} = |j\omega l_r I_{mes} - j\omega M_r I_{mes}| = \omega L_r I_{mes}$$

Finalement, les inductances trouvées avec les formules utilisées dans [27] ne correspondent pas à l_r et M_r . Le paramètre $M_{r-[27]}$ est en fait l'inductance cyclique L_r et $l_{r-[27]}$ est le double de celle-ci.

$$L_r = \left| \frac{V_{alim}}{2j\omega I_{mes}} \right| = \left| \frac{V_{mes}}{j\omega I_{mes}} \right|$$

D'où :

$$L_r = M_{r-[27]} = \frac{l_{r-[27]}}{2} = 64 \text{ mH}$$

Ce raisonnement révèle que si l'on n'a pas accès au neutre du rotor, les essais effectués dans [27] ne permettent pas de déterminer l'inductance propre d'une phase l_r ou l'inductance mutuelle entre deux phases M_r . On peut seulement obtenir l'inductance cyclique.

L'inductance mutuelle $M_{sr-[27]}$ mesurée dans [27] est déterminée à partir de l'essai suivant :

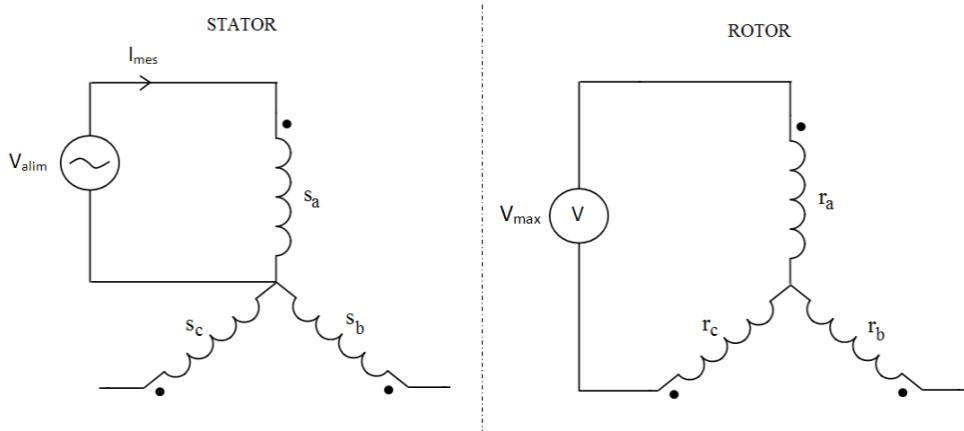


Figure B.3 : Montage pour la mesure d'inductance mutuelle entre le stator et le rotor

La valeur V_{max} mesurée au rotor est la tension induite maximale.

L'équation liant les grandeurs du rotor à celle du stator est la suivante :

$$\begin{bmatrix} \underline{V}_{ra} \\ \underline{V}_{rb} \\ \underline{V}_{rc} \end{bmatrix} = [M_{sr}]^t \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \underline{i}_{sa} \\ \underline{i}_{sb} \\ \underline{i}_{sc} \end{bmatrix} \text{ avec : } [M_{sr}] = M_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\delta) & \cos(\delta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\delta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\delta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\delta) & \cos(\delta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\delta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\delta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\delta) \end{bmatrix}$$

La valeur de $M_{sr-[27]}$ a été calculé de la manière suivante :

$$M_{sr-[27]} = \left| \frac{V_{max}}{j\omega I_{mes}} \right|$$

Or d'après la figure B.3 et les équations précédentes :

$$\begin{bmatrix} \underline{V}_{ra} \\ \underline{V}_{rb} \\ \underline{V}_{rc} \end{bmatrix} = [M_{sr}]^t j\omega \begin{bmatrix} I_{mes} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$\Rightarrow V_{max} = |V_{ra} - V_{rc}| = \left| j\omega M_{sr} \left(\cos(\delta) - \cos\left(\delta - \frac{2\pi}{3}\right) \right) I_{mes} \right|$$

Cette fonction est maximale pour $\delta = -\frac{\pi}{6}$ et on a alors :

$$\left| \frac{V_{max}}{j\omega I_{mes}} \right| = \sqrt{3} M_{sr}$$

L'inductance mutuelle maximale entre une phase du stator et une phase du rotor M_{sr} est donc :

$$M_{sr} = \frac{M_{sr-[27]}}{\sqrt{3}} = 26,4 \text{ mH}$$

ANNEXE C : MODÈLE SIMULINK

Le modèle mis en place dans [29] utilise une représentation par vecteurs d'état d'une machine et passe par la transformation de Park. Les équations et matrices sont détaillées dans cette annexe.

C.1 Transformations de Park

Pour modéliser la machine asynchrone à rotor bobiné, ce modèle utilise la transformation de Park avec conservation d'énergie, et l'axe d en retard sur l'axe q. Les matrices de passage sont :

$$[P] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos \beta & \cos \left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos \left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\sin \beta & -\sin \left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \sin \left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

$$[P]^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos \beta & -\sin \beta & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin \left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos \left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin \left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

C.2 Équations électriques

Le modèle utilisé est un modèle d'état du type :

$$[\dot{I}] = [A] \cdot [I] + [B] \cdot [V]$$

$$[Y] = [C][I]$$

Les composantes de cette équation sont détaillées ci-dessous.

$$[V] = \begin{bmatrix} v_{sd} \\ v_{sq} \\ v_{s0} \\ v_{rd} \\ v_{rq} \\ v_{r0} \end{bmatrix} \quad et \quad [I] = \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{s0} \\ i'_{rd} \\ i'_{rq} \\ i_{r0} \end{bmatrix} \quad (i_{rd} = \frac{M}{L_r} i'_{rd}, \quad i_{rq} = \frac{M}{L_r} i'_{rq})$$

$$[A] = \begin{bmatrix} -R_s & \frac{\omega_s - \omega_r(1-\sigma)}{\sigma} & 0 & \frac{1-\sigma}{\sigma T_r} & \frac{(\omega_s - \omega_r)(1-\sigma)}{\sigma} & 0 \\ \frac{\omega_s - \omega_r(1-\sigma)}{\sigma} & -R_s & 0 & \frac{(\omega_s - \omega_r)(1-\sigma)}{\sigma} & \frac{1-\sigma}{\sigma T_r} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-R_s}{L_s \sigma} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{R_s}{L_s \sigma} & \frac{-(\omega_s - \omega_r)}{\sigma} & 0 & \frac{-1}{\sigma T_r} & \frac{\omega_r - \omega_s(1-\sigma)}{\sigma} & 0 \\ \frac{(\omega_s - \omega_r)}{\sigma} & \frac{R_s}{L_s \sigma} & 0 & -\frac{\omega_r - \omega_s(1-\sigma)}{\sigma} & \frac{-1}{\sigma T_r} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{-1}{\sigma T_r} \end{bmatrix}$$

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

$$[C] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{M}{L_R} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{M}{L_R} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

C.4 Équation du couple

Le couple électromagnétique C_{em} produit par la machine asynchrone est calculé de la manière suivante :

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

C.5 Équation mécanique

On utilise l'équation suivante :

$$J \frac{d\Omega_m}{dt} = C_{em} - C_r - f\omega$$

C.6 Calcul des puissances

Les calculs effectués pour trouver les différentes puissances électriques sont les suivants :

$$\begin{cases} P_S = V_{sd} \cdot i_{sd} + V_{sq} \cdot i_{sq} \\ Q_S = V_{sq} \cdot i_{sd} - V_{sd} \cdot i_{sq} \\ P_R = V_{rd} \cdot i_{rd} + V_{rq} \cdot i_{rq} \\ Q_R = V_{rq} \cdot i_{rd} - V_{rd} \cdot i_{rq} \end{cases}$$

C.9 Courants efficaces au rotor et au stator

Avec une transformation de Park à conservation d'énergie, les courants efficaces sont calculés de la manière suivante :

$$I_{max} = \sqrt{\frac{2}{3}} (i_d^2 + i_q^2)$$

Donc on calcule les courants efficaces au stator et au rotor par :

$$I_s = \frac{1}{\sqrt{3}}(i_{sd}^2 + i_{sq}^2)$$

$$I_r = \frac{1}{\sqrt{3}}(i_{rd}^2 + i_{rq}^2)$$

C.10 Définition des paramètres pour le modèle Simulink

```
% Données sur une machine asynchrone à rotor bobiné
% 15 hp, 220 V / 320 V, 3-ph, 60 Hz, 4 pôles, 1730 tr/min

%paramètres de la source
Vns=220*sqrt(2)/sqrt(3); Vnr=320*sqrt(2)/sqrt(3);
fs = 60; fr = 60;
ws = 2*pi*fs; wr = 2*pi*fr;
Cn = 61.74;

% paramètres électriques
Rs=0.057;
Rr=0.445;
Rfe=114;
Ls=24.73e-3;
Lrl1p=1.994e-3;
R=(1091/3)/38.2^2-Rs;
sigma=Lrl1p/(Lrl1p+Ls);
Tr=(Ls+Lrl1p)/R;
Lr=Tr*Rr;
M=sqrt((1-sigma)*Ls*Lr);

%nombre de paires de pôles
p=2;

%moment inertie et coefficient de frottement visqueux
J=1.250;
f=0.018;

% matrice B du modèle d'état
B=[1/(Ls*sigma) 0 0 (sigma-1)/(M*sigma) 0 0
  0 1/(Ls*sigma) 0 0 (sigma-1)/(M*sigma) 0
  0 0 1/Ls 0 0 0
  -1/(Ls*sigma) 0 0 1/(M*sigma) 0 0
  0 -1/(Ls*sigma) 0 0 1/(M*sigma) 0
  0 0 0 0 0 1/Lr];

%matrice C du modèle d'état
C=eye(6);C(4,4)=M/Lr;C(5,5)=M/Lr;
```

C.11 Schéma Simulink du modèle

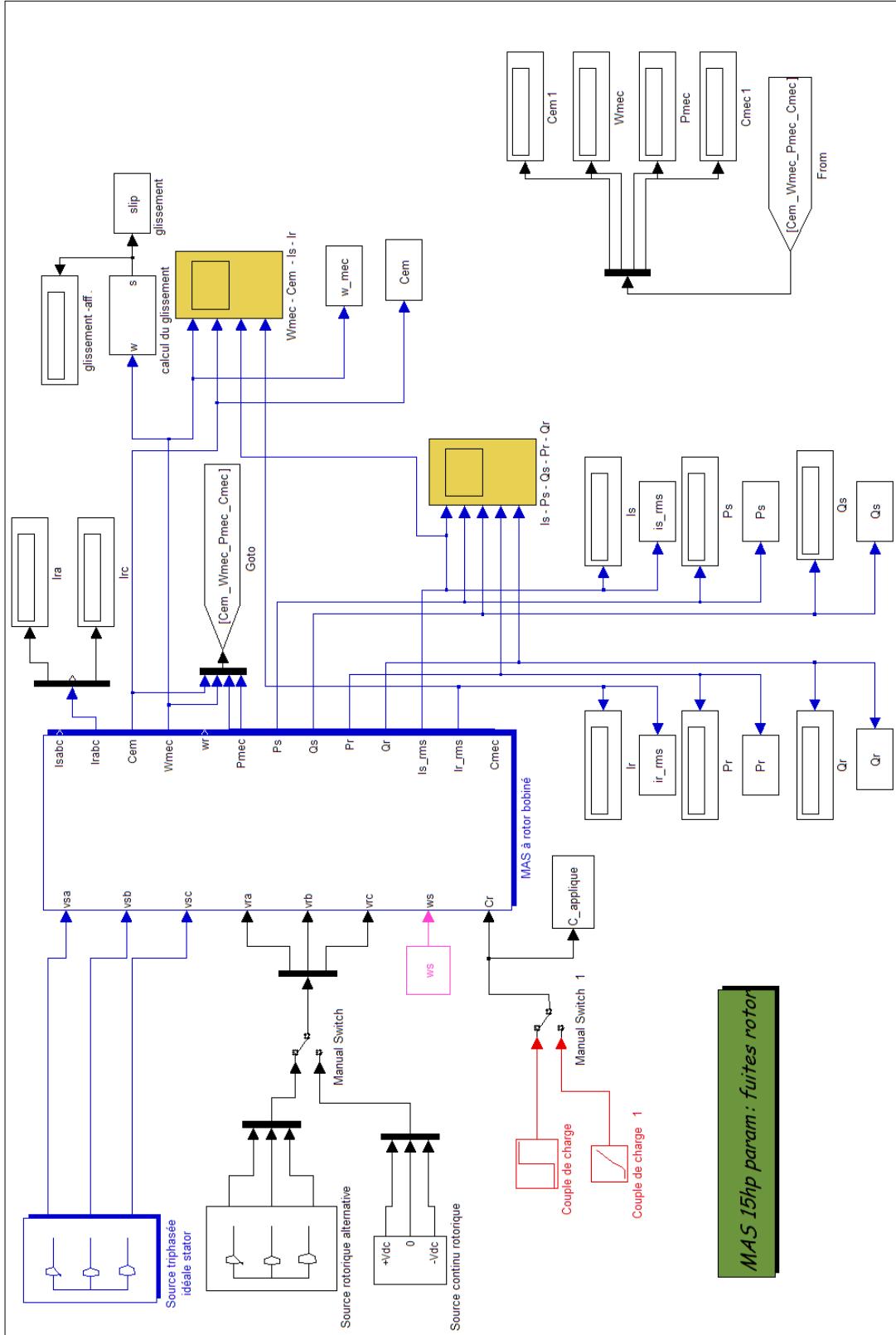


Figure C.1 : Schéma Simulink du modèle utilisé

ANNEXE D : PHOTOS DE L'INSTALLATION

