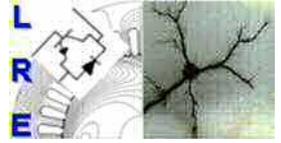




République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Ecole Nationale Polytechnique



Département d'Electrotechnique
Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

Thèse de Doctorat en Sciences

En Electrotechnique

Analyse Dynamique des Aérogénérateurs Intégrés au Réseau de Distribution Suite à des Perturbations Momentanées

Malika IMADOUCHENE

Sous la direction de **M. Saïd MEKHTOUB** Professeur

Présentée et soutenue publiquement le 05/12/2016

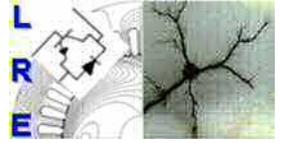
Composition du Jury

Président	Mr. Omar	TOUHAMI	Professeur	ENP
Rapporteur	Mr. Saïd	MEKHTOUB	Professeur	ENP
Examineurs	Mr. Yoycef	BOUTORA	MCA	UMMTO
	Mr. Salah	HADDAD	Professeur	UMMTO
	Mr. Mourad	HASNI	Professeur	USTHB
Invités	Mr. Rachid	IBTIOUEN	Professeur	ENP
	Mr. Ali	NESBA	Professeur	ENS Kouba

ENP 2016



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



Département d'Electrotechnique
Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

Thèse de Doctorat en Sciences

En Electrotechnique

Analyse Dynamique des Aérogénérateurs Intégrés au Réseau de Distribution Suite à des Perturbations Momentanées

Malika IMADOUCHENE

Sous la direction de **M. Saïd MEKHTOUB** Professeur

Présentée et soutenue publiquement le 05/12/2016

Composition du Jury

Président	Mr. Omar	TOUHAMI	Professeur	ENP
Rapporteur	Mr. Saïd	MEKHTOUB	Professeur	ENP
Examineurs	Mr. Yoycef	BOUTORA	MCA	UMMTO
	Mr. Salah	HADDAD	Professeur	UMMTO
	Mr. Mourad	HASNI	Professeur	USTHB
Invités	Mr. Rachid	IBTIOUEN	Professeur	ENP
	Mr. Ali	NESBA	Professeur	ENS Kouba

ENP 2016

ملخص:

التوربينات غير متزامن سرعة ثابتة ومتغيرة السرعة وتستخدم بشكل متزايد في إنتاج الطاقة الكهربائية. والهدف من هذه الرسالة هو دراسة مولدات توربينات الرياح إدراجها في توزيع شبكة الطاقة الكهربائية. وهذا هو في الواقع لدراسة نوعين من المولدات غير متزامن سرعة ثابتة ومتغيرة السرعة. في المرحلة الأولى سيكون لنموذج غير متزامن المولدات سرعة ثابتة باستخدام التحول من محورين ونموذج المشبعة من ميزة المغناطيسية. سيتم التحقق من صحة نموذج تجريبي لاستخدامها في تيار عابر عند إدراج شبكة توزيع الطاقة الكهربائية. وأجريت الاختبارات التجريبية لمقارنة سعة من التيارات مع النتائج التي حصل عليها المحاكاة. وتظهر الدراسة أيضا تحت أي ظروف هذه السعات ستكون أعلى. لسرعة متغيرة وقد تم تطوير نموذج المولد. في هذه الحالة نحن بالمقارنة مع مولد سرعة ثابتة قد استخدمت نموذجين هما النموذج الخطي ونموذج المشبعة. وقد أجريت عمليات المحاكاة عند الانخفاضات الجهد وأثارها على الجزء الثابت والدوار التيارات. عمق تراجع الجهد يلعب دورا هاما في التيارات الانتقالية وعزم الدوران ويفعل ما تجرى عمليات المحاكاة باستخدام نموذج لمدة أعماق مختلفة التوترات جوفاء. وقد أجريت مقارنة بين سعة التيارات لهذين النوعين من المولدات الكهربائية..

كلمات دلالية -آلة غير متزامن، تشخيص الأخطاء، ومعالجة الإشارات، التحليل الطيفي، الموجات، طريقة العناصر المحدودة.

Abstract

Asynchronous wind turbines fixed and variable speed are increasingly used in the production of electrical energy. The aim of the thesis is the study of wind turbine generators integrated into electric energy distribution network. In a first phase it will be to model the asynchronous generator fixed speed using the transformation of the two axes and the saturated model of the magnetic characteristic. The model will be validated experimentally for use in the current transients during insertion of the power distribution network. Experimental tests were conducted to compare the amplitudes of the currents with the results obtained by simulations. The study also shows under which conditions these amplitudes will be highest or not. For the generator to two variable speed models have been developed, compared to the fixed-speed generator. Simulations on the voltage dip of tensions and their impact on the stator and rotor currents were conducted. The depth of the voltage dip has an important effect on the transient current and torque. A comparison of the amplitudes of the currents for the two types of generators has been performed.

Résumé

Les aérogénérateurs asynchrones à vitesse fixe et variable sont de plus en plus utilisés dans la production d'énergie électrique. L'objectif de la thèse est l'étude des aérogénérateurs générateurs autonomes et intégrés au réseau de distribution d'énergie électrique. Dans une première phase il s'agit de modéliser le générateur asynchrone à vitesse fixe en utilisant la transformation des deux axes et le modèle saturé de la caractéristique magnétique. Le modèle est validé expérimentalement et utilisé pour analyser le transitoire des courants lors de la reconexion au réseau du générateur. Des essais expérimentaux sont effectués pour comparer les amplitudes des courants avec les résultats obtenus par des simulations. L'étude nous montre aussi dans quelles conditions ces amplitudes vont être maximales ou non. Pour le générateur à vitesse variable deux modèles sont développés comparativement au générateur à vitesse fixe. Des simulations sur les creux de tensions et leurs effets sur les courants statoriques et rotoriques sont menées. La profondeur du creux de tension joue un rôle important sur le transitoire des courants et du couple. Une étude comparative comparaison sur les amplitudes des courants pour les deux types de générateurs, a été effectuée.

Mots clés -Générateur asynchrone, Auto excitation, Générateur à double alimentation, Modélisation, Analyse, Creux de tension, Saturation.

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier très vivement Monsieur **Omar TOUHAMI**, Professeur à l'ENP, de m'avoir fait l'honneur de présider le jury de thèse.

Arrivant au terme de ce travail de thèse, je tiens à exprimer toute ma reconnaissance et ma gratitude envers mon directeur de thèse, Monsieur **Saïd MEKHTOUB**, Professeur à l'ENP pour l'appui scientifique, moral et administratif dont il a fait part tout au long de cette thèse. Outre l'aspect scientifique, j'ai particulièrement apprécié les qualités humaines dont il a fait preuve.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance à Monsieur **Salah HADDAD**, Professeur à l'UMMTO et Monsieur **Mourad HASNI**, Professeur à l'USTHB pour l'honneur qu'ils m'accordent en acceptant la charge d'examineurs.

J'adresse également mes sincères remerciements à Monsieur **Youcef BOUTORA**, Maître de Conférences, pour avoir accepté d'être examinateur dans ce jury.

Je suis très honorée que Monsieur **Rachid IBTIOUEN**, Professeur à l'ENP et Monsieur **Ali NESBA**, Professeur à l'ENS Kouba, aient accepté de faire partie du jury.

Je vous remercie tous pour le temps que vous avez consacré à l'évaluation de mon travail de thèse.

J'adresse mes sincères remerciements à **Seddik BACHA**, professeur au Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble, pour m'avoir chaleureusement accueilli au G2Elab durant mes séjours et m'avoir intégrée dans l'équipe SYREL ce qui m'a permis de travailler dans de très bonnes conditions.

Je tiens à remercier **Zaki GOUICHICHE** et **Alexandre TENINGE** doctorants et membres du G2Elab pour l'aide précieuse qu'ils m'ont apporté sur les plans scientifique et humain. Ce fut un plaisir de les avoir connus.

Je ne saurais terminer ces remerciements sans avoir une pensée à ma famille et à mes amies.

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE	9
CHAPITRE 1 CONTEXTE GENERAL DE L'ENERGIE EOLIENNE	
1.1. Introduction	13
1.2. Historique de l'éolien.....	14
1.3. Evolution de la filière éolienne et situation actuelle dans le monde.....	14
1.4. Descriptif de l'énergie éolienne.....	19
1.4.1. Constituants d'une 'éolienne.....	19
1.4.2. Principe de fonctionnement.....	20
1.5. Avantages et inconvénients de l'éolien.....	21
1.5.1. Avantages.....	21
1.5.2. Inconvénients.....	22
1.6. Conversion aérodynamique.....	23
1.6.1. Puissance extraite du vent - Limite de Betz.....	23
1.6.2. Modélisation du coefficient de puissance.....	23
1.7. Les structures éoliennes couplées au réseau électrique.....	24
1.7.1. Structures à vitesse fixe.....	24
1.7.2. Structures à vitesse variable.....	25
1.7.2.1. Machine asynchrone à cage.....	26
1.7.2.2. Machine asynchrone munie d'une résistance variable.....	27
1.7.2.3. Machine asynchrone à double alimentation- MADA.....	28
1.7.2.4. Machine synchrone à inducteur bobiné ou à aimants.....	30
1.8. Les systèmes éoliens autonomes.....	31
1.8.1. Auto-excitation par des condensateurs fixes.....	32
1.8.2. Auto-excitation par des convertisseurs de puissance.....	33
1.9. Contrôle de la puissance éolienne.....	34
1.9.1. Les systèmes à décrochage aérodynamique.....	34
1.9.2. Les systèmes à calage variable (pitch-control).....	25
1.10. Conclusion.....	35

CHAPITRE 2 MODELISATION ET ANALYSE DU MODE AUTONOME DU GENERATEUR ASYNCHRONE

2.1. Introduction.....	37
2.2. Modélisation de la machine asynchrone à rotor bobiné.....	37
2.2.1. Représentation schématique de la machine.....	38
2.2.2. Modèle en grandeurs de phases de la machine asynchrone.....	38
2.2.2.1. Equations électriques.....	39
2.2.2.2. Equations des flux.....	39
2.3. Théorie du référentiel arbitraire.....	41
2.4. Transformation des circuits statorique et rotorique au référentiel arbitraire.....	42
2.5. Transformation d'un système de tensions triphasé au référentiel arbitraire.....	43
2.6. Modèle de la machine dans le référentiel arbitraire.....	44
2.6.1. Equations des tensions.....	44
2.6.2. Equations des flux.....	45
2.7. Choix du référentiel.....	46
2.8. Equations d'auto-excitation.....	47
2.9. Equation mécanique.....	48
2.10. Simulation de l'auto-amorçage du générateur asynchrone en régime linéaire	48
2.11. Effet de la saturation.....	49
2.11.1. Extension du modèle linéaire au modèle saturé.....	50
2.11.2. Construction de la fonction "degré de saturation".....	50
2.11.3. Modélisation de la fonction S.....	52
2.12. Introduction de la saturation dans le modèle de la machine.....	53
2.13. Simulation du modèle saturé avec application à l'auto-amorçage.....	55
2.14. Conclusion.....	56

CHAPITRE 3 FONCTIONNEMENT EN GENERATEUR ASYNCHRONE AUTONOME ET INTEGRE AU RESEAU

3.1. Introduction.....	58
PARTIE 1. FONCTIONNEMENT EN GENERATEUR AUTONOME	
3.2. Rappel sur les notions de base du redressement.....	59
3.3. Modélisation de l'ensemble générateur asynchrone – redresseur.....	60
3.3.1. Modélisation du générateur asynchrone.....	60
3.3.2. Modélisation du redresseur mixte.....	60
3.3.3. Modélisation de la commande.....	62
3.4. Réalisation du redresseur avec sa commande.....	66
3.5. Résultats de la simulation et de l'expérimentation.....	67
3.5.1. Résultats obtenus suite à la connexion de la charge réelle.....	67
3.5.2. Résultats obtenus suite à des variations brusques de la charge.....	72
3.7. Conclusion.....	86
3.6. Influence de la charge sur le générateur asynchrone.....	79
PARTIE 2. FONCTIONNEMENT EN GENERATEUR INTEGRE AU RESEAU	
3.8. Introduction.....	87
3.9. Modélisation de la saturation en utilisant les courants comme variables d'état.....	87
3.10. Observation du processus d'auto excitation.....	87
3.11. Analyse du fonctionnement auto excité connecté au réseau suite à une perturbation de courte durée.....	89
3.12. Résultats de la simulation et de l'expérimentation.....	90
3.13. Généralisation des résultats obtenus par simulation.....	94
3.14. Modèle Analytique de la reconnexion du générateur au réseau.....	95
3.15. Simulation du modèle analytique de la reconnexion.....	95
3.16. Conclusion.....	97

CHAPITRE 4 ANALYSE DES EFFETS DES CREUX DE TENSION SUR UN GENERATEUR ASYNCHRONE A DOUBLE ALIMENTATION

4.1. Introduction.....	99
4.2. Définitions.....	100
4.2.1. Qualité de l'énergie électrique.....	100
4.2.1.1. Qualité de l'onde de tension.....	100
4.2.1.2. Qualité du courant.....	101
4.3. Perturbations électriques.....	101
4.3.1. Creux de tension – Définition.....	102
4.3.2. Coupure brève.....	103
4. 4. Classification des creux de tension.....	103
4.5. Effets des creux de tension sur le générateur asynchrone à double alimentation.....	104
4.6. Modèle dynamique de la machine asynchrone à double alimentation.....	106
4.7. Contrôle de la machine à double alimentation.....	107
4.8. Résultats des simulations et interprétation.....	110
4.8.1. Simulation de la variation de la profondeur des creux de tension de durée fixe.....	114
4.8.2. Simulation des creux de tension pour des durées variables - profondeur fixe	117
4.8.3. Simulation des creux de tension en fonction de la profondeur et de la durée..	121
4.9. Effet du modèle saturé sur les courants et le couple suite au creux de tension.....	125
4.10. Comparaison des résultats obtenus en régime linéaire et en saturé.....	128
4.11. Effet du creux de tension sur les puissances actives des deux machines.....	129
4.12. Conclusion.....	130
CONCLUSION GENERALE.....	132
BIBLIOGRAPHIE.....	136
ANNEXE 1.....	143
ANNEXE 2.....	147
ANNEXE 3.....	148

INTRODUCTION

GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

Les générateurs synchrones ont été pendant longtemps utilisés dans la production d'énergie électrique. Les générateurs asynchrones étaient moins présents du fait de leur alimentation en énergie réactive et de la difficulté de réguler celle-ci. Les générateurs asynchrones utilisés étaient au niveau des centrales hydrauliques dont l'énergie réactive est fournie par une batterie de condensateurs. Depuis l'avènement de la réduction des gaz à effet de serre et principalement depuis le protocole d'accord de Kyoto les énergies renouvelables ont pris un essor remarquable tant au plan solaire qu'éolien. Sur le plan éolien l'élément générateur le plus utilisé est la machine asynchrone, soit en générateur à vitesse fixe soit à vitesse variable.

Durant les années 1980 les études faites sur les générateurs asynchrones à vitesse fixe portent principalement sur le régime statique [1]. Le calcul de la capacité minimale d'amorçage a été longuement repris par les chercheurs [2-3]. Il en est de même pour le modèle tenant compte de la saturation ainsi que du phénomène d'inter saturation [4-6]. La machine à double alimentation a commencé à faire son apparition durant les 1990. Des études sur le modèle et la commande ont été menées. Les chercheurs se sont intéressés aussi à leur intégration au réseau et leur ilotage [7-9].

Les générateurs asynchrones raccordés au réseau de distribution d'énergie électrique sont souvent soumis à des perturbations qui influent sur leur comportement dynamique. Leur stabilité et les contraintes d'ordre électrique ou mécanique auxquelles ils sont soumis, dépendent en grande partie de la nature de la perturbation. Parmi ces perturbations nous pouvons citer les coupures brèves, les creux de tension, les court – circuits brusques ...etc. Des travaux de recherches sont menés sur les générateurs asynchrones utilisés dans la production d'énergie. Le générateur à double alimentation est une des options les plus utilisées en vitesse variable dans la génération d'énergie par des éoliennes [10]. Le comportement de celles-ci pendant les creux de tension, constitue un trouble très sévère et a reçu beaucoup d'attentions de la part des chercheurs [11-12]. En effet, dans le cas du générateur à double alimentation, un creux de tension augmente les courants dans les enroulements du stator et du rotor. Cet effet peut endommager les enroulements du générateur et de détruire les convertisseurs de puissance. D'autre part, la déconnexion soudaine de parcs éoliens du réseau pourrait causer un déséquilibre de puissance qui peut conduire à une

instabilité [13]. Par conséquent, en raison de la grande pénétration de parcs éoliens dans les réseaux électriques d'aujourd'hui, leur impact sur le réseau n'est plus négligeable. Ce fait a conduit les opérateurs dans plusieurs pays à examiner les codes du réseau de façon à éviter des effets inacceptables sur la sécurité du système et sa fiabilité [13-16]. Une de ces nouvelles exigences d'interconnexion, en ce qui concerne l'énergie éolienne, est la capacité de continuer la fourniture pendant le creux. Les parcs éoliens doivent rester branchés au réseau aussi longtemps que la tension au point de couplage commun PCC reste au-dessus de la limite fixée par les codes d'interconnexion de réseau [8,13,17-18]. Une commande en puissance permet de maintenir celles-ci à des valeurs fixées.

La commande vectorielle est l'une des techniques utilisées pour le contrôle de la machine asynchrone à double alimentation dans différentes applications et elle a été la plus citée dans de nombreux travaux scientifiques [8]. Dans cette technique, le courant du rotor est divisé en deux composantes, l'une responsable du couple et l'autre de la magnétisation de la machine.

Le travail mené dans le cadre de notre thèse consiste en l'intégration des générateurs asynchrones au réseau et les problèmes des creux de tension qui s'y produisent lors de leur exploitation. Pour cela nous avons scindé notre étude en quatre chapitres.

Le premier chapitre est consacré au rappel des systèmes éoliens. Nous avons rappelé les différentes éoliennes ainsi que les différents types de générateurs asynchrones utilisés dans les énergies éoliennes. Nous avons aussi rappelé la technique du MPPT qui consiste à extraire le maximum de puissance à partir de l'énergie cinétique du vent moyennant des algorithmes d'optimisation.

Le deuxième chapitre est consacré à la modélisation du générateur asynchrone pour un fonctionnement en linéaire puis en tenant compte de la saturation. La technique de la fonction degré de saturation est élaborée. Des simulations ont été menées pour les deux modèles linéaire et saturé. Des validations expérimentales ont été menées sur le modèle saturé.

Le troisième chapitre est consacré à un fonctionnement sur charge isolée du générateur autonome. Des essais en charge sont menés, des résultats sont obtenus et confrontés à ceux issus de l'expérience. Une modélisation de l'ensemble redresseur charge a été menée aussi. L'ensemble de ces résultats ont montré une bonne concordance avec les essais expérimentaux

Le quatrième chapitre est entièrement dédié à la machine à double alimentation fonctionnant en générateur relié au réseau. Des simulations sur les creux de tension avec différentes profondeurs et pour différentes durées de perturbations sont menées.

Les résultats ont montré que la profondeur des creux de tension a un effet significatif sur les courants statoriques et rotoriques de la machine. Enfin nous terminons par une conclusion.

CHAPITRE 1

GENERALITES SUR L'ENERGIE EOLIENNE

CHAPITRE 1

GENERALITES SUR L'ENERGIE EOLIENNE

1.1. Introduction

La consommation de l'énergie électrique a particulièrement augmenté ces dernières décennies à cause de l'industrialisation massive et de la dynamique démographique. Les deux modes de production, provenant exclusivement de la transformation des fossiles et de la filière nucléaire sont aujourd'hui compromis, et les prévisions laissent présager une situation de pénurie à l'échelle mondiale et de façon imminente.

En effet l'épuisement prévu des gisements des ressources d'origines fossiles et le problème environnemental crucial concernant le stockage des déchets radioactifs des centrales nucléaires et le réchauffement climatique dû au rejet de gaz à effet de serre a poussé les acteurs du secteur énergétique et les responsables politiques à chercher d'autres modes de production de l'énergie qui doivent être durables, propres et diversifiés. C'est ainsi que nous assistons depuis déjà quelques années à une croissance à la fois en nombre et en puissance des centrales de production d'énergie renouvelable.

Parmi ces énergies renouvelables, l'éolien est l'un des moyens de production les plus prometteurs en termes de compétitivité. Les progrès technologiques et scientifiques enregistrés dans plusieurs domaines comme l'aérodynamique, les matériaux, le rendement et la fiabilité des machines électriques tournantes, l'électronique de puissance et la météorologie ont permis un développement important des éoliennes. En effet leur exploitation est passée de la petite machine isolée de quelques kW aux grands projets éoliens de plusieurs MW intégrés au réseau électrique.

La crise pétrolière de 1973 qui a été suivie d'une ouverture au changement de la politique énergétique a permis de mener des recherches drastiques dans le domaine des énergies renouvelables. Les travaux visant à améliorer l'efficacité de la conversion et la qualité de l'énergie éolienne en particulier sont nombreux [14, 19-24].

Ce chapitre présente en premier lieu, un bref historique de l'éolien suivie de son évolution dans le monde en terme de puissance installée en passant par les différents organismes actifs dans le domaine. Un descriptif d'une éolienne, ainsi que son principe de fonctionnement sont exposés par la suite. Dans la dernière partie nous abordons les structures et le mode de connexion des éoliennes au réseau électrique.

1.2. Historique de l'éolien

L'énergie du vent est l'une des sources d'énergie utilisée par l'homme et ses premières utilisations remontent à environ 2000 ans avant J.C. Depuis des siècles, elle fut exploitée en mer pour la propulsion des navires et sur terre des moulins à vent à axe vertical étaient déjà placés dans les hautes terres afghanes 7 siècles avant J.C. En Europe, des moulins à vent ont fait leur apparition au début du moyen âge. D'abord, en Angleterre en 1180, vers 1190 en France, ensuite en Allemagne vers 1222. Entre le 12^{ème} et le 19^{ème} siècle des moulins à vent ont été progressivement perfectionnés en Europe et devinrent la principale source d'énergie. Ils étaient utilisés non seulement pour moulin des grains mais aussi pour le pompage de l'eau.

Vers le 19^{ème} siècle, le nombre de moulins fut estimé à plus de 30000 seulement au Pays-Bas et au Danemark et dans tout le continent à 200000. Ainsi dans un premier temps l'énergie cinétique du vent était transformée uniquement en énergie mécanique. Cependant, l'avènement de la machine à vapeur défavorisa leur utilisation causant ainsi leur disparition progressive.

Ce n'est qu'en 1891 avec l'arrivée de l'électricité que le Danois Poul La Cour pensa à associer à une turbine éolienne une génératrice. Ceci a permis la relance des turbines pour la production de l'énergie électrique et depuis, la technologie des éoliennes n'a cessé d'évoluer.

1.3. Evolution de la filière éolienne et situation actuelle dans le monde

De par la croissance fulgurante qu'a connu la production d'énergie éolienne à partir des années 90, il s'est avéré que c'est l'un des moyens les plus efficaces qui permet d'atteindre les objectifs fixés par le protocole de Kyoto. Les pays signataires de ce protocole se sont engagés à réduire les émissions de gaz à effet de serre d'au moins 5% par rapport à leur niveau de 1990. Contrairement au développement observé dans les années 70 et au début des années 80 dû principalement à la crise pétrolière, le progrès enregistré actuellement dans la production éolienne est encouragé par les avantages exceptionnels qu'elle présente sur le plan environnemental et économique. L'avancée technologique de l'électronique de puissance et les systèmes de commande a aussi contribué à ces progrès, pour preuve le nombre importants d'acteurs qui activent dans ce secteur :

 Les organismes publics comme l'ADEME (Agence 'Française' de l'Environnement et Maîtrise de l'Énergie), la CRE (Commission de régulation de l'énergie) et le RTE (gestionnaire du réseau de transport et de l'électricité).

Les industriels, nous citons en exemple GE Wind Energy (Etats-Unis), Nordex, Enercon et Siemens (Allemagne), Vestas (Danemark), Goldwind et United Power (Chine) et Gamesa (Espagne). À la mi-2013 Nordex a installé en Allemagne la génération delta, quatrième génération de turbines éoliennes multi-Mégawatts adaptées à de fortes et moyennes vitesses de vent. Munies de rotors plus imposants, avec les 3MW, la puissance nominale a augmenté de 20% comparé à la génération précédente [25].

Les principaux producteurs sont : Iberdrola (Espagne), Endesa (Espagne), NextEra Energy Resources (Etats-Unis), EDF Energie Nouvelles (France) et China Power Investement.

Les laboratoires de recherche et de développement

Les associations professionnelles traitant des énergies renouvelables comme L'EWEA (*European Wind Energy Association*) regroupant entreprises, associations et institutions de recherche de plus de 50 pays. Le GWEC (*Global Wind Energy Council*), basé à Bruxelles, regroupant aussi un grand nombre de compagnies, organisations et institutions de plus de 70 pays : fabricants, développeurs, fournisseurs de composants, instituts de recherche, associations nationales pour l'éolien et les renouvelables, fournisseurs d'électricité, compagnies financières et d'assurance. Elle représente le secteur auprès des organismes mondiaux comme IEA et IRENA (*Agence internationale de l'énergie renouvelable*), GIEC, ... Ainsi chaque année l'éolien s'introduit davantage dans le mixte énergétique mondial avec un rythme de croissance globalement soutenu.

Puissance installée dans le monde

Le marché éolien initié au début des années 1980 s'est fortement développé à partir des années 1990. En effet, la puissance installée est passée de 2278 MW en 1992 pour atteindre 17.542 GW fin 2000, soit une croissance de 3 à 4 GW par an. Durant cette période la contribution de l'énergie éolienne était de 0.2% de la production globale d'électricité.

Une dynamique de croissance généralement positive est enregistrée au cours de la décennie suivante pour totaliser 93.678 GW de la puissance installée en 2007 ensuite 193 GW vers la fin 2010. La production de l'énergie éolienne a fortement rebondi en 2012 après la croissance endiguée des deux années précédentes, pour cumuler un peu plus de 281 GW. Selon le rapport du GWEC (The Global Wind Energy Council) la puissance installée des parcs éoliens à l'échelle du globe a augmenté de 12.5% fin 2013 pour atteindre 318.137 GW soit une production de 35.467 MW.

Après avoir passé la barre des 50GW pour la première fois en 2014, le secteur éolien a enregistré un nouveau jalon en 2015 avec une production de plus de 63 GW, soit une augmentation de 22%. Le tableau (I-1) donne la répartition de la puissance éolienne dans les principales régions de production entre 2014 et 2015.

A la fin de l'année dernière, le cumul global était de 432.9 GW de puissance installée, ce qui représente une croissance de plus de 17%.

L'Europe seule détient 38.2% de la capacité éolienne mondiale avec plus de 121GW cumulée en 2013, année au cours de laquelle 12.03 GW ont été installées et dont 11.159 dans l'Union européenne. Avec une augmentation de 12.5%, la croissance globale européenne en 2013 a été moins forte qu'en 2012 où a été observée une croissance annuelle de 24.5% par rapport à 2011.

Si la filière éolienne a progressivement été intégrée en Europe, en Chine elle s'est rapidement développée particulièrement dans les régions fortement ventées et désertiques, ce qui a poussé les autorités à définir au milieu de l'année 2011, une législation « Wind Farm Development and Management Interim Rules and Regulations » qui permet de mieux contrôler le développement de cette filière et de renforcer ainsi les lignes en impliquant les gestionnaires de réseaux. Selon EurObservER et GEWEC l'apport du marché Européen a été estimé en 2015 à 21.6%, derrière le marché asiatique avec 53.3% et de loin celui de l'Amérique du Nord qui a chuté à 17,2% après avoir totalisé 21% en 2014. Vers la fin 2015 les estimations ont porté à 432.4 GW, soit une augmentation de 63GW en un an.

Le tableau (I-1) donne la puissance éolienne installée entre 2014 et 2015. La figure I11 donne la puissance installée par région entre 2007 et 2015.

Les figures 1-2 et 1-3 présentent respectivement la puissance installée par année et la puissance cumulée de 2000 à 2015 [78].

Pays producteurs	Fin 2014	Année 2015	Puissance totale fin 2015 (MW)
Allemagne	39 128	6 013	44 947
Espagne	23 025	----	23 025
U.K	12 633	975	13 603
France	9 285	1 073	10 603
Italie	8 663	295	8 958
Suède	5 425	615	6 025
Danemark	4 881	217	5 063
Europe	134 251	13 805	147 771
U.S.A	65 877	8 598	74 471
Canada	9 699	1 506	11 205
Nord Américain	77 935	10 817	88 749
Chine	114 609	30 753	145 362
Inde	22 465	2 623	25 088
Asie	141 973	33 859	175 831
Afrique et Moyen Orient	2 536	953	3 489
Total dans le monde	369 705	63 467	432 823

Tableau 1-1 : Puissance installée dans le monde 2014-2015 [78]

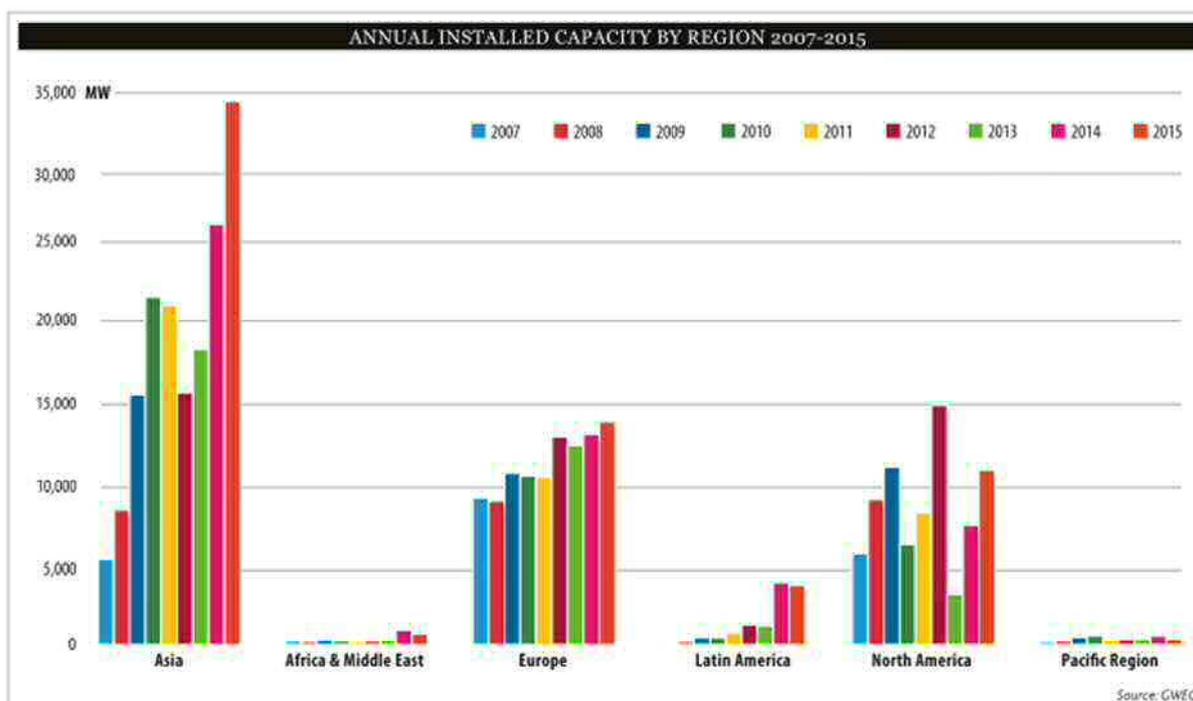


Figure 1-1 : Puissance installée par région 2007-2015 [78]

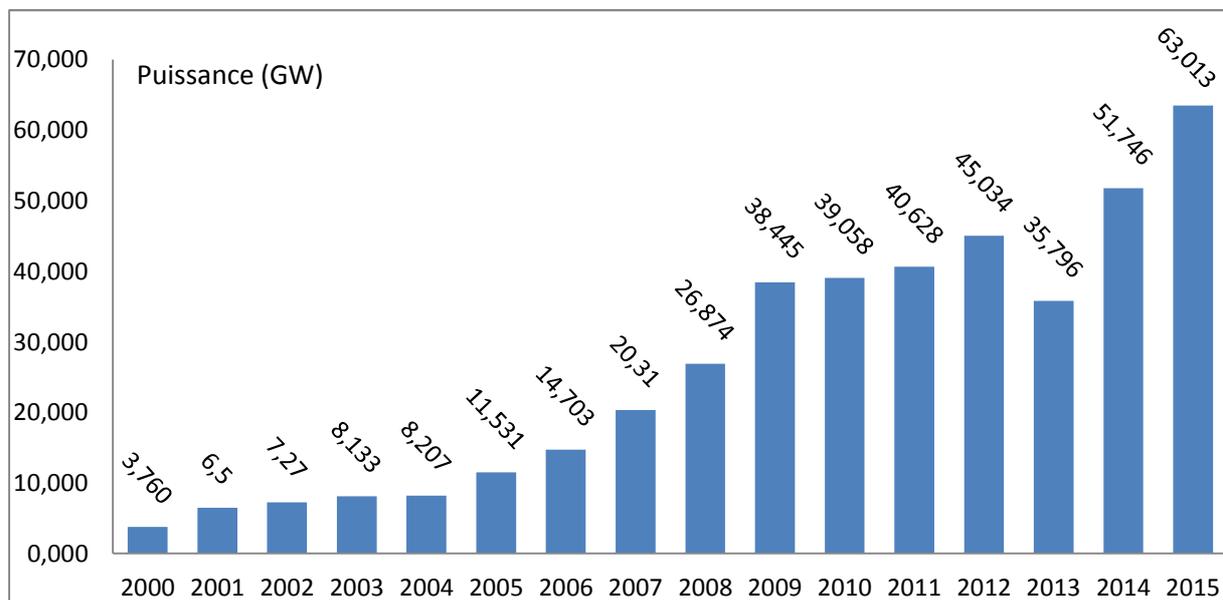


Figure 1-2 : Croissance annuelle de la production éolienne 2000-2015

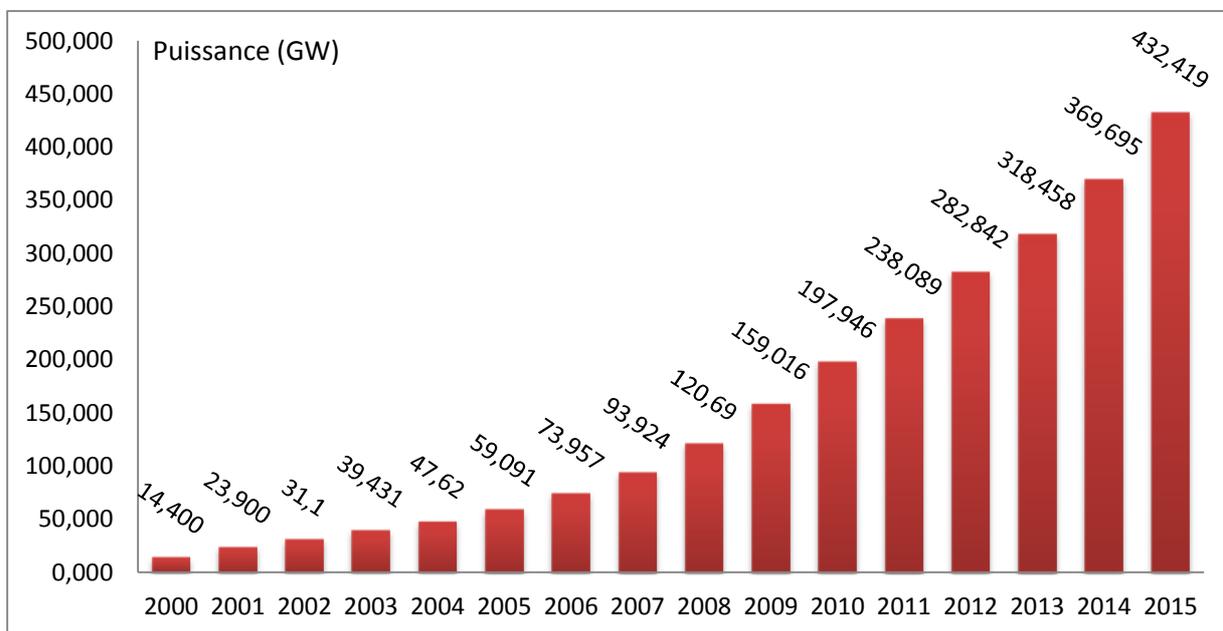


Figure 1-3 : Puissance installée cumulée 2000-2015

1.4. Descriptif de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est une énergie "renouvelable" non dégradée, géographiquement diffuse, et surtout en corrélation saisonnière (l'énergie électrique est largement plus demandée en hiver et c'est souvent à cette période que la moyenne des vitesses des vents est la plus élevée). De plus, c'est une énergie qui ne produit aucun rejet atmosphérique ni déchets radioactifs. Elle est toutefois aléatoire dans le temps et son captage reste assez complexe, nécessitant des mâts et des pales de grandes dimensions (jusqu'à 60 m pour des éoliennes de plusieurs MW) dans des zones géographiquement dégagées pour éviter les phénomènes de turbulences [26]. Ce caractère intermittent de la source primaire pose le problème de la régularité au niveau de la conversion et de la transmission. C'est pourquoi les spécialistes de l'éolien ont fait appel à des domaines différents notamment, la mécanique, l'électrotechnique, l'électronique et l'automatique.

1.4.1. Constituants d'une éolienne

Une éolienne est constituée de trois éléments principaux : le mât, la nacelle et rotor (le moyeu et les pâles):

Le mât, généralement un tube d'acier ou éventuellement un treillis métallique, doit être le plus haut possible pour éviter les perturbations près du sol. Toutefois, la quantité de matière mise en œuvre représente un coût non négligeable et le poids doit être limité. Un compromis consiste généralement à prendre un mât de taille très légèrement supérieure au diamètre du rotor de l'aérogénérateur.

La nacelle regroupe tous les éléments mécaniques permettant de coupler le rotor éolien au générateur électrique : arbres lent et rapide, roulements, multiplicateur. Le frein à disque, différent du frein aérodynamique, qui permet d'arrêter le système en cas de surcharge. Le générateur qui est généralement une machine synchrone ou asynchrone et les systèmes hydrauliques ou électriques d'orientation des pales (frein aérodynamique) et de la nacelle (nécessaire pour garder la surface balayée par l'aérogénérateur perpendiculaire à la direction du vent). A cela viennent s'ajouter le système de refroidissement par air ou par eau, un anémomètre et le système électronique de gestion de l'éolienne.

La figure 1-4 donne un aperçu des éléments qui composent la nacelle.

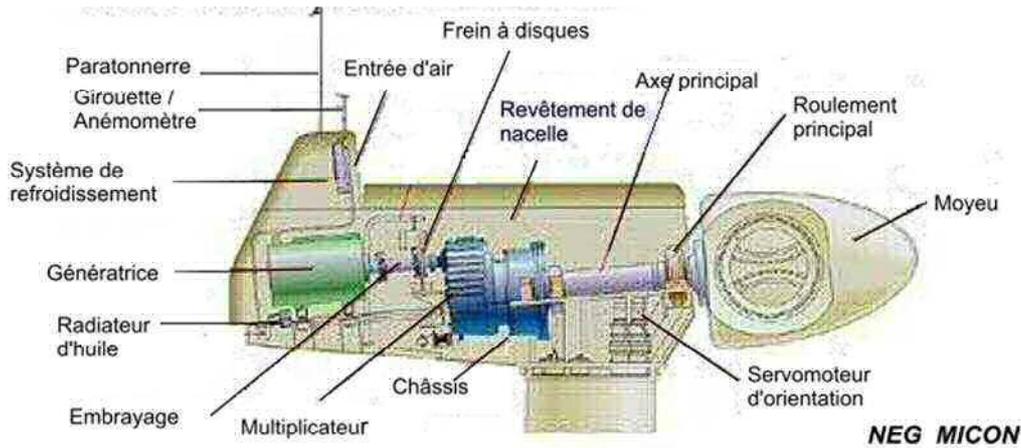


Figure 1-4 : Les composants de la nacelle MICON : Fiche technique NM750/48

Le rotor, formé par les pales assemblées dans leur moyeu. Pour les éoliennes destinées à la production d'électricité, le nombre de pales varie classiquement de 1 à 3, le rotor tripale (concept danois) étant de loin le plus répandu car il représente un bon compromis entre le coût, le comportement vibratoire, la pollution visuelle et le bruit. Les rotors à vitesse fixe sont souvent munis d'un système d'orientation de la pale permettant à la génératrice (généralement une machine asynchrone à cage d'écureuil) de fonctionner au voisinage du synchronisme et d'être connectée directement au réseau sans dispositif d'électronique de puissance. Ce système allie ainsi simplicité et faible coût.

Les rotors à vitesse variable sont souvent moins coûteux car le dispositif d'orientation des pales est simplifié voire supprimé (La société Jeumont Industrie utilise un rotor à pas fixe). Toutefois, une interface d'électronique de puissance entre le générateur et le réseau ou la charge est nécessaire. Les pales se caractérisent principalement par leur géométrie dont dépendront les performances aérodynamiques et les matériaux dont elles sont constituées (actuellement, les matériaux composites tels la fibre de verre et plus récemment la fibre de carbone sont très utilisés car ils allient légèreté et bonne résistance mécanique).

1.4.2. Principe de fonctionnement

Une éolienne ou un aérogénérateur est un système qui permet la conversion d'une partie de l'énergie cinétique du vent, la conversion se fait en deux étapes :

Au niveau de la turbine ; qui transforme l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique (le vent en mouvement fait tourner le rotor). Dans la nacelle le mouvement du

rotor est transmis à l'arbre lent, sa vitesse de rotation n'étant pas suffisante, un multiplicateur mécanique augmente cette vitesse et la transmet à un second arbre qui entraîne un générateur. Les trois pales du rotor pivotent pour capter un maximum d'énergie primaire et la nacelle s'oriente automatiquement pour être toujours face au vent.

Au niveau du générateur l'énergie mécanique reçue est convertie en énergie électrique. A partir de là, l'énergie électrique est acheminée soit vers les postes de transformation à travers des câbles souterrains pour être transportée ensuite dans les lignes haute tension du réseau, soit vers des charges isolées. Régulièrement, tous les composants de l'éolienne sont surveillés et contrôlés. Si le vent dépasse 90km/h, pour des questions de sécurité, l'éolienne s'arrête de fonctionner. La figure I-5 illustre la structure de chaîne de conversion.

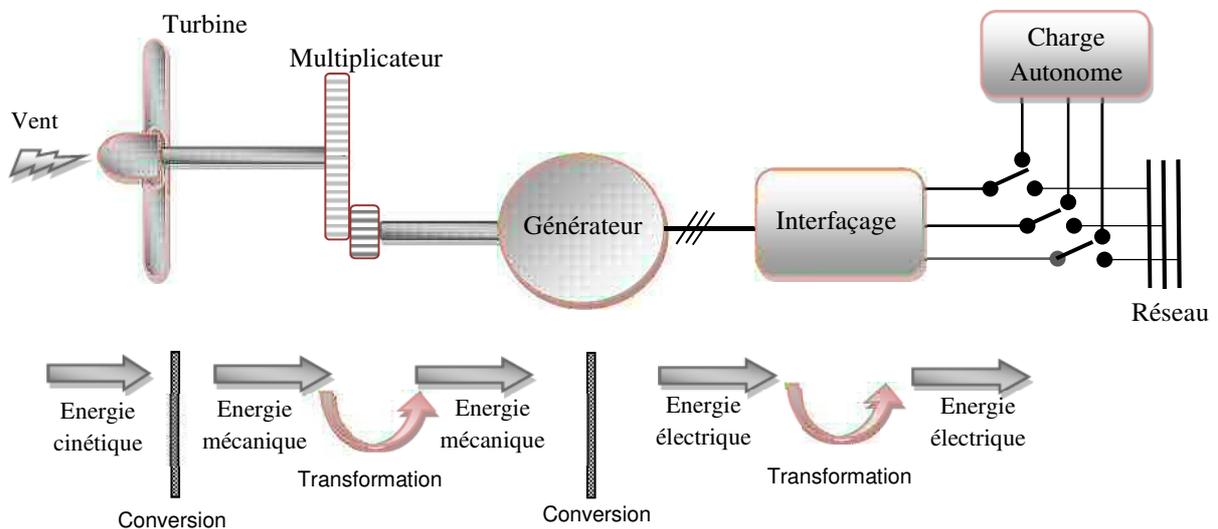


Figure 1-5 : Principe de la conversion d'énergie éolienne [29]

1.5. Avantages et inconvénients de l'éolien

1.5.1. Avantages

L'énergie éolienne possède des atouts majeurs pour étendre et développer sa participation à la production de l'électricité :

- Sur le plan environnemental

C'est une énergie non polluante et à moindre risque contrairement aux énergies fossile et nucléaire qui ont eu et continuent d'avoir des impacts néfastes sur l'environnement, notamment l'émission des milliers de tonnes de CO₂, SO₂ et NO_x responsables des pluies

acides et des déchets radioactifs dont on connaît la durée de vie [24], le réchauffement climatique plus que jamais atteint, dont la conséquence prévisible est la disparition des glaciers et une augmentation du niveau de mer. Aussi, On peut citer la catastrophe de la centrale nucléaire de Fukushima au Japon et le déversement de pétrole au golfe du Mexique dont les conséquences étaient largement diffusées.

- Sur le plan économique et technique

L'implantation des centrales éoliennes est une option très intéressante quand les méthodes conventionnelles de fourniture d'énergie électrique comme l'extension du réseau deviennent trop coûteuses ou difficile à implémenter ou quand les pertes en lignes dues aux longs transports d'énergie sont importantes.

Le coût d'investissement est relativement faible par rapport aux sources traditionnelles.

Le démantèlement des systèmes éoliens est facile et peu coûteux.

L'exploitation de ce type d'énergie n'est pas un procédé continu puisque les éoliennes en fonctionnement peuvent être arrêtées lorsqu'on n'en a pas besoin.

C'est une source d'énergie locale qui répond aux besoins locaux en énergie et ceci peut stimuler l'économie locale dans les zones rurales.

1.5.2. Inconvénients

L'inconvénient majeur de l'énergie éolienne provient du caractère intermittent et aléatoire de la source primaire. En effet, la puissance électrique produite par les aérogénérateurs n'est pas de très bonne qualité, alors lorsque l'apport de cette énergie dans le réseau électrique est faible son effet est moindre. Mais dans les régions à fort potentiel de vent, cet apport devient considérable. Ainsi, l'influence de la qualité de la puissance s'amplifie, raison pour laquelle les gérants du réseau électrique imposent des contraintes plus strictes.

Les nuisances sonores sont de plus en plus faibles. En effet, le progrès réalisé au niveau du multiplicateur a diminué le bruit mécanique et selon l'ADEME, le niveau sonore est de 50dB à 150mètres et devient imperceptible au-delà de 400 mètres.

1.6. Conversion aérodynamique

Les systèmes de conversion d'énergie éolienne transforment l'énergie cinétique contenue dans le vent en énergie mécanique au niveau de la turbine éolienne puis en énergie électrique via un aérogénérateur.

1.6.1. Puissance extraite du vent - Limite de Betz

Si l'énergie cinétique E d'une colonne d'air dl (m), de section $S(m^2)$, de masse volumique ρ ($kg.m^{-3}$) animée d'une vitesse v (m/s), pouvait être complètement récupérée, l'expression de la puissance de la masse d'air traversant la section S , serait [27] :

$$P_v = \frac{dE}{dt} = \frac{1}{2} \rho S v^3 \quad (I.1)$$

La loi de Betz stipule que la voile éolienne ne récupère pas la totalité de la puissance fournie par la masse d'air m par suite de la vitesse non nulle des masses d'air derrière le rotor. La puissance extraite est donné par l'expression:

$$P_t = C_p \frac{\rho S v^3}{2} \quad (I.2)$$

C_p est le coefficient de puissance; un paramètre sans dimension qui exprime l'efficacité de la turbine dans la transformation de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Il est donné en fonction de l'angle de calage des pales β et du rapport de vitesse λ défini par :

$$\lambda = \frac{R \Omega_t}{v} \quad (I.3)$$

Où Ω_t est la vitesse de rotation de la turbine (rd/s) et R le rayon de la turbine (m).

La valeur maximale de C_p est donnée par la limite de Betz [28] ($C_{p_max} = 16/27 \approx 0.593$).

L'expression du couple éolien s'obtient à partir de la puissance captée et de la vitesse de rotation de la turbine :

$$\Gamma_t = \frac{1}{2} \rho . S . \frac{C_p(\lambda, \beta)}{\lambda} . R . v^2 \quad (I.4)$$

1.6.2. Modélisation du coefficient de puissance

L'évolution du coefficient de puissance est une caractéristique spécifique à chaque éolienne. Le modèle le plus présenté dans la littérature scientifique est un modèle analytique approché sous forme d'une seule équation, valable quelque soient l'angle de calage et le rapport de vitesse. Un des modèles empiriques présenté dans [29] a pour expression :

$$C_p(\lambda, \beta) = 0.5 \left(\frac{116}{\lambda_i} - 0.4\beta - 5 \right) e^{-\frac{12.5}{\lambda_i}} \quad (I.5)$$

Les coefficients de la relation (I.5) dépendent de la turbine considérée. Le paramètre A est également fonction de β et λ .

$$\lambda_i = \left(\frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{1 + \beta^2} \right)^{-1} \quad (1.6)$$

La figure 1-6 ci-dessous représente l'évolution du coefficient de puissance en fonction de la vitesse pour différents angles de calage. Le modèle correspond à la turbine E-40 proposée par le constructeur Allemand ENERCON dont la puissance nominale est de 500 kW [29].

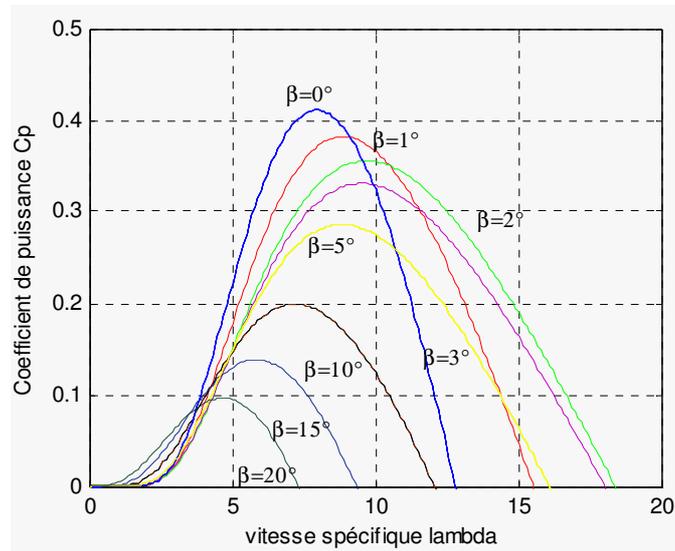


Figure 1-6 : Coefficient de puissance pour différentes valeurs d'angle de calage

1.7. Les structures éoliennes couplées au réseau électrique

Il existe actuellement trois types de systèmes éoliens; système à vitesse fixe avec machine asynchrone à cage, système à vitesse variable avec machine asynchrone à double alimentation et système à vitesse variable avec machine synchrone à aimants [29-30].

1.7.1. Structure à vitesse fixe

Les premiers systèmes éoliens mis en œuvre sont caractérisés par une vitesse de rotation pratiquement constante. Il repose sur l'utilisation de la machine asynchrone à cage directement couplée au réseau (Figure 1-7). Sa robustesse ainsi que l'absence de balais-collecteurs l'ont fortement approprié pour son adaptation à des conditions parfois sévères que présente l'énergie éolienne [36]. La fréquence du réseau détermine au glissement près la vitesse de la génératrice ainsi que celle de la turbine. Cette dernière, sous l'action du vent, produit un couple mécanique qui via un multiplicateur de vitesse entraîne la machine au-delà de sa vitesse de synchronisme Ω_s . Cette dernière fonctionne alors en hyper synchronisme et génère de la puissance électrique au réseau. Elle tourne à $\Omega_s (1-g)$ où g est le glissement ($g < 0$ dans ce cas).

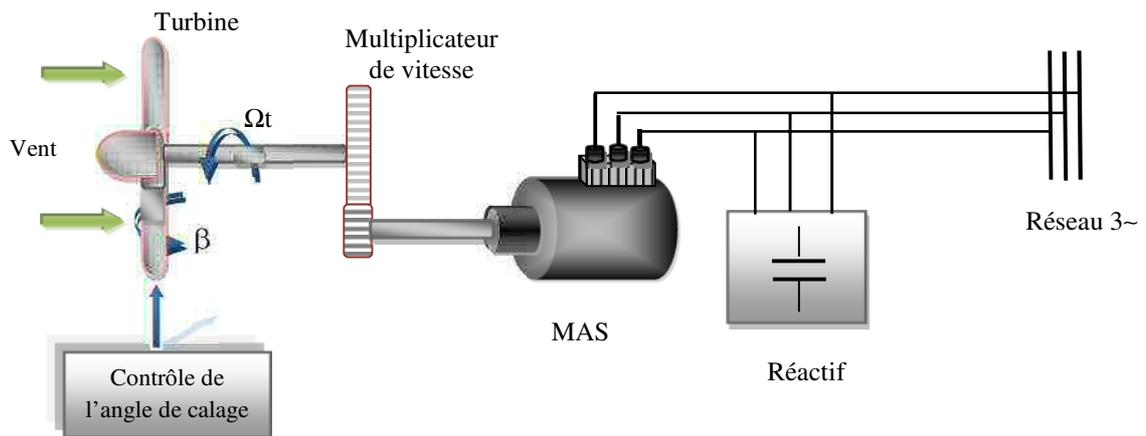


Figure 1-7 : Structure à vitesse fixe - MAS [36]

Notons, que l'adjonction des capacités permet la compensation de l'énergie réactive consommée pour la magnétisation de la génératrice, de plus qu'elles constituent la source d'énergie réactive dans le cas d'un fonctionnement autonome. D'autres systèmes de compensation peuvent être utilisés notamment les SVC (Static Var Compensator).

Malgré la robustesse et le faible coût de cette structure, la puissance extraite n'est pas optimisée et il n'y a pas de gestion de l'énergie réactive et de la magnétisation de la machine.

Connexion au réseau

La connexion au réseau est directe en fonctionnement normal. Toutefois, un convertisseur statique de type gradateur permet de limiter le fort appel de courant dû à la magnétisation brutale au moment du couplage. Il est court-circuité après établissement de la tension aux bornes de la génératrice.

1.7.2. Structures à vitesse variable

Intérêt du fonctionnement à vitesse variable

Nous avons vu que la puissance éolienne résulte de la vitesse de rotation de la turbine, de la vitesse du vent et du coefficient $C_p(\lambda)$. La figure I-8.a montre que la caractéristique de la puissance éolienne $P(\Omega_r)$ change en fonction de la vitesse du vent et le maximum de la puissance convertie ne peut être obtenue si la vitesse de la turbine reste constante. Donc, pour suivre constamment la courbe optimale qui relie les maxima des courbes $P_{max}=f(\Omega_{opt})$, la vitesse de la turbine doit s'adapter à chaque variation de la vitesse du vent (Figure 1-8.b). De cette façon la puissance captée sera toujours maximale.

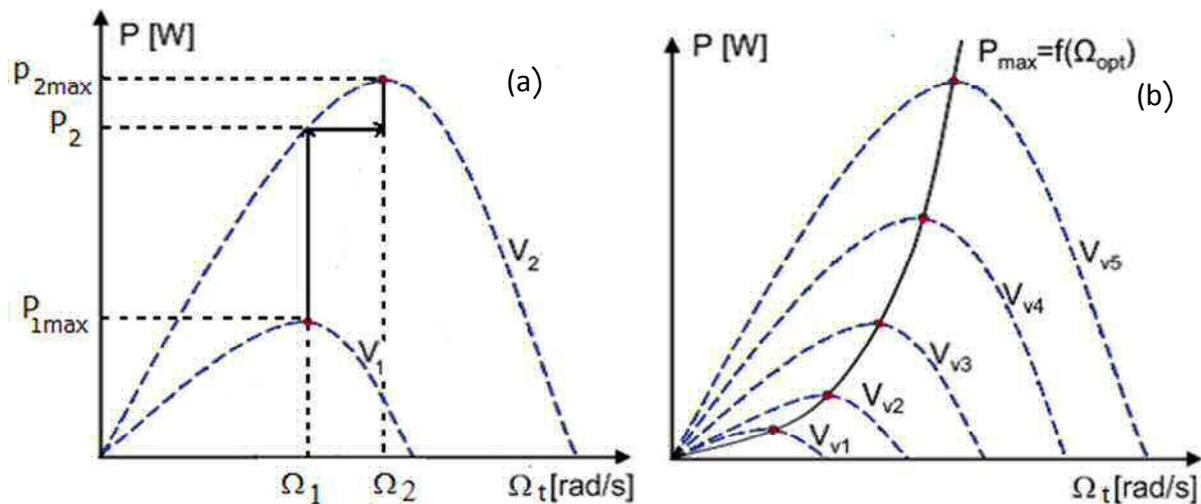


Figure 1-8 : Puissance éolienne en fonction de la vitesse de la turbine

De nombreuses études et recherches ont montré l'intérêt de la vitesse variable dans la production éolienne :

- ✚ sur le plan énergétique, l'augmentation de la limite de fonctionnement permet une meilleure exploitation de la puissance éolienne et une meilleure intégration dans les réseaux électriques.
- ✚ sur le plan économique, le surcoût occasionné par l'adjonction des équipements d'électronique de puissance et de réglage est souvent compensé par le supplément de production.
- ✚ sur le plan de la durée de vie, les chaînes à vitesse variable sont plus flexibles (réduction des efforts mécaniques), ce qui réduit les oscillations de la puissance engendrées par les turbulences. Ces turbulences sont nuisibles pour la partie mécanique.
- ✚ Réduction du rôle du système d'orientation des pales qui intervient uniquement à des vitesses de vent très élevées.

1.7.2.1. Machine asynchrone à cage

Cette structure autorise un fonctionnement à vitesse variable à condition d'introduire une interface d'électronique de puissance (variateur de fréquence) entre le stator et le réseau comme le représente la figure I-9. Cette interface permet de découpler la fréquence du réseau de la vitesse de rotation de la génératrice. En effet, quelle que soit la vitesse de rotation de la machine, la tension produite est transformée en tension continue via le redresseur. Une commande adéquate de l'onduleur permet de délivrer, avec un facteur unitaire, une tension alternative de fréquence correspondant à celle du réseau [32]. Les convertisseurs utilisés sont dimensionnés pour la totalité de cette puissance échangée entre la machine et le réseau. Ils représentent donc un coût important et des pertes non négligeables.

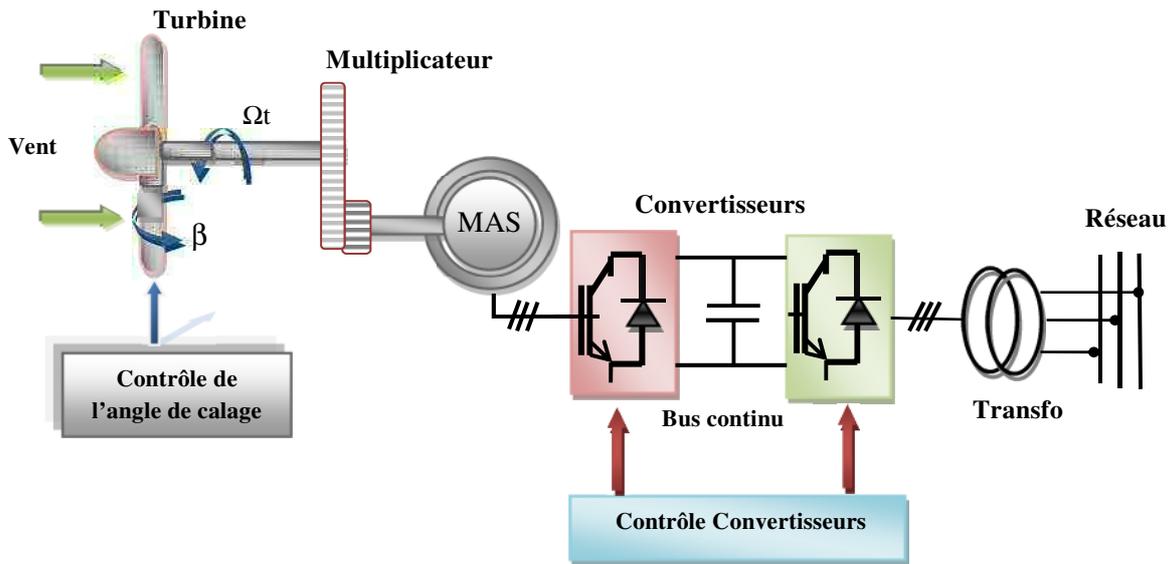


Figure 1-9 : Structure basée sur la MAS à cage à vitesse variable [32]

1.7.2.2. Machine asynchrone munie d'une résistance variable

Etant donné que le glissement est fonction de la résistance du circuit rotorique, il est possible pour la machine asynchrone de faire varier le glissement et par conséquent la vitesse mécanique en modifiant la résistance rotorique.

Dans ce cas de configuration la machine est à rotor bobiné non court-circuité (Figure I-10). Une résistance contrôlée par un dispositif d'électronique de puissance est embarquée sur le circuit rotorique afin de varier sa résistance. Ceci permet une variation de vitesse de l'ordre de 10% seulement au-delà de la vitesse de synchronisme [29], ce qui va accroître sensiblement la puissance captée. Le réglage limité de la vitesse offre peu de possibilité de réglage de la puissance générée.

Toutefois cette structure est considérée comme le précurseur des structures à vitesse variable modernes. Elle est proposée uniquement par le constructeur VESTAS.

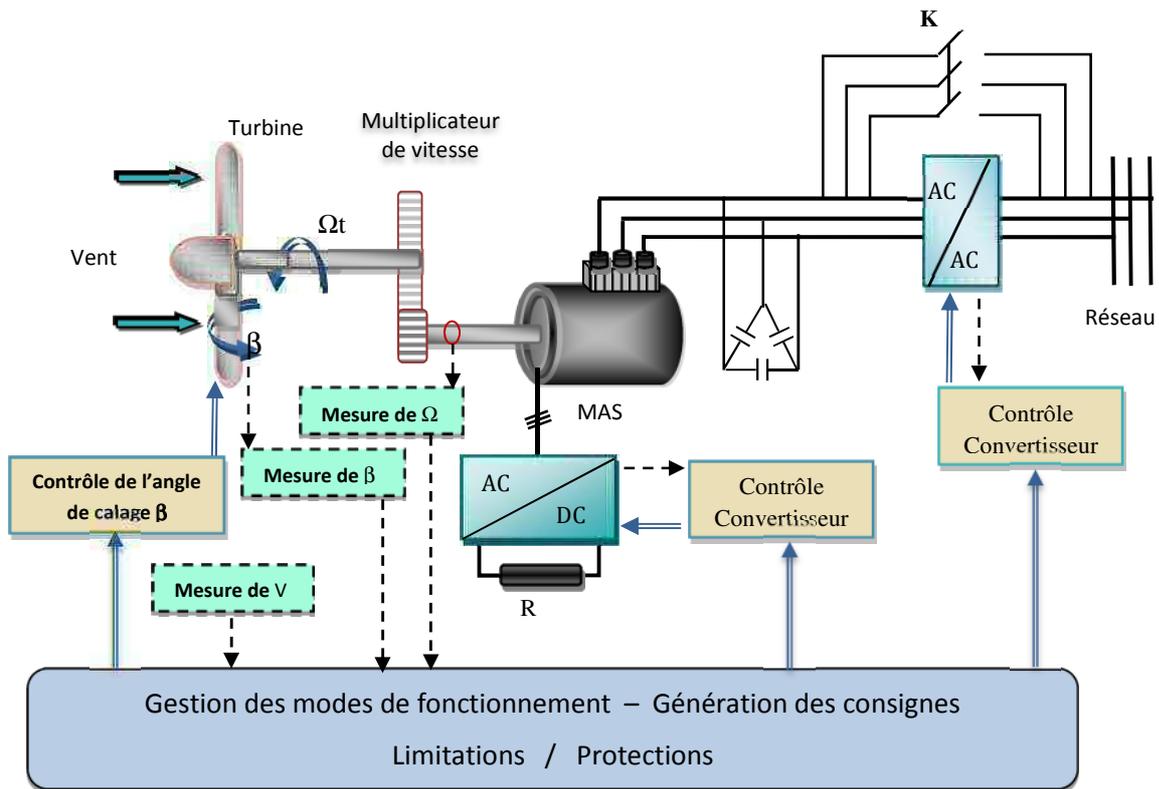


Figure 1-10 : Structure basée sur la MAS à rotor bobiné non court-circuité [29]

1.7.2.3. Machine asynchrone à double alimentation –MADA

Le retour d'expérience montre que la génératrice asynchrone à double alimentation avec la génératrice synchrone à aimants permanents sont des solutions compétitives dans les applications éoliennes à vitesse variable. Actuellement la majorité des installations éoliennes supérieures à 1MW reposent sur la machine asynchrone à double alimentation. À la différence de la machine asynchrone standard, son rotor contient un bobinage triphasé accessible par des bagues munies de contacts glissants.

Le circuit statorique est directement connecté au réseau alors que le circuit rotorique y est relié par l'intermédiaire d'une interface d'électronique de puissance et d'un transformateur. Ainsi, plutôt que de dissiper la puissance disponible au rotor, elle est renvoyée au réseau, ce qui améliore le rendement du système. Cette interface est généralement composée de deux convertisseurs à interrupteurs commandables à la fermeture et à l'ouverture fonctionnant en mode redresseur coté machine et en mode onduleur côté réseau [19, 21, 31].

Les convertisseurs sont dimensionnés pour transiter la puissance rotorique soit 30% de la puissance nominale (correspondant au glissement maximale autorisé).

Ce type d'éoliennes est retenu par les constructeurs à l'instar de NORDEX et VESTAS pour leurs projets de grande puissance. La structure MADA est représentée par la figure I-11.

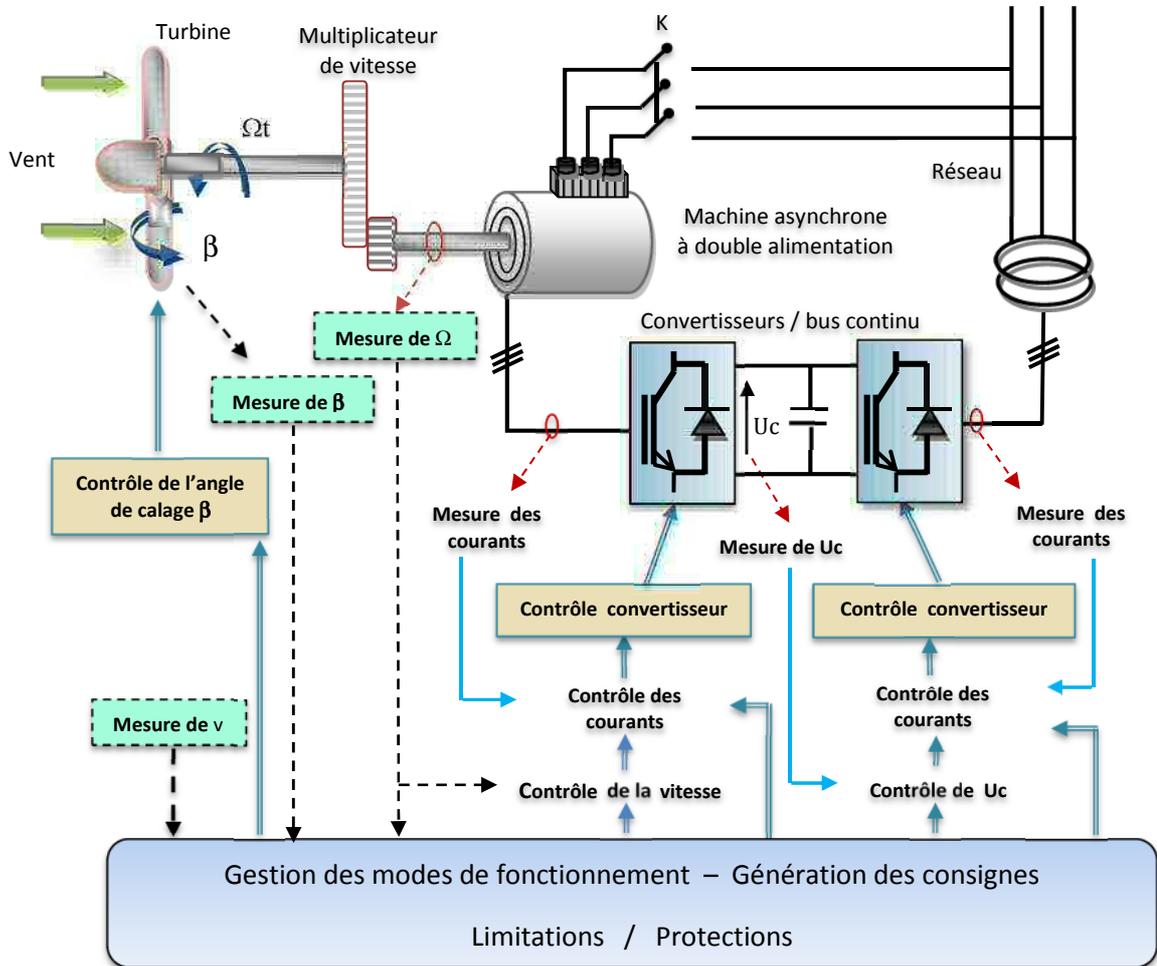


Figure 1-11 : Structure basée sur la MADA [29]

Contrôle de la puissance générée

La commande du convertisseur, connecté au rotor, permet de contrôler le couple de la génératrice afin d'obtenir la vitesse désirée. La consigne du couple découle d'un asservissement de vitesse dont la consigne peut être calculée pour un fonctionnement optimal aux faibles et moyennes vitesses du vent et pour un fonctionnement à vitesse constante et puissance limitée aux fortes vitesses de vent.

La commande du second convertisseur permet de contrôler l'écoulement de puissances active et réactive rotoriques sur le réseau en agissant sur la tension du bus continu.

1.7.2.4. Machine synchrone à inducteur bobiné ou à aimants

Bien que les génératrices asynchrones soient adaptées à des vitesses de rotation relativement importantes, leur couple reste insuffisant pour un couplage mécanique direct sur les voilures éoliennes. Par contre les génératrices synchrones, lorsqu'elles sont munies d'un très grand nombre de pôles, peuvent fournir des couples importants à des dimensions géométriques appropriées. Ceci leur permet d'être utilisées en entraînement direct sur les turbines éoliennes [33]. Les machines à entraînement direct étant toutes à vitesse variable, la fréquence de leurs grandeurs statoriques est alors incompatible avec celle du réseau. Dans ce cas, l'utilisation des convertisseurs de puissance s'impose.

La possibilité de réglage du courant inducteur peut offrir pour les éoliennes basées sur ce type de génératrices une solution complémentaire dans le contexte de l'optimisation énergétique, en plus, du courant induit qui peut être contrôlé via un onduleur souvent à MLI. Toutefois, les systèmes de ce type nécessitent un entretien régulier du mécanisme bagues-balais d'une part, et d'autre part, le circuit d'excitation inducteur sollicite la présence du réseau et une fourniture de la puissance réactive.

Pour des raisons de compacité et de rendement les génératrices à inducteur bobiné, dont le principal fabricant est ENERCON (des milliers de machines de 300kW, 600kW, 1.5kw et 1.8kW en service) sont progressivement remplacées par des machines à aimants permanents. Ce choix est consolidé par la difficulté à les équiper de plusieurs pôles d'un côté et le développement des aimants permanents d'un autre côté.

Les machines synchrones à aimants avec un nombre de pôles permettant de développer des couples mécaniques puissants sont déjà en exploitation ou en cours de développement avancé par (JEUMONT INDUSTRIE, MITSUBISHI, WINDWIND et LAGERWEY) [29].

L'intégration de ces machines dans l'éolien est un atout économiquement viable puisque la suppression de certaines sources de défauts, notamment le multiplicateur de vitesse et le système bagues - balais permet de réduire le taux de défaillance, donc de minimiser les frais d'entretien. Ceci si est très intéressant dans les applications éoliennes particulièrement dans les sites difficilement accessibles.

La structure générale est représentée sur la figure 1-12.

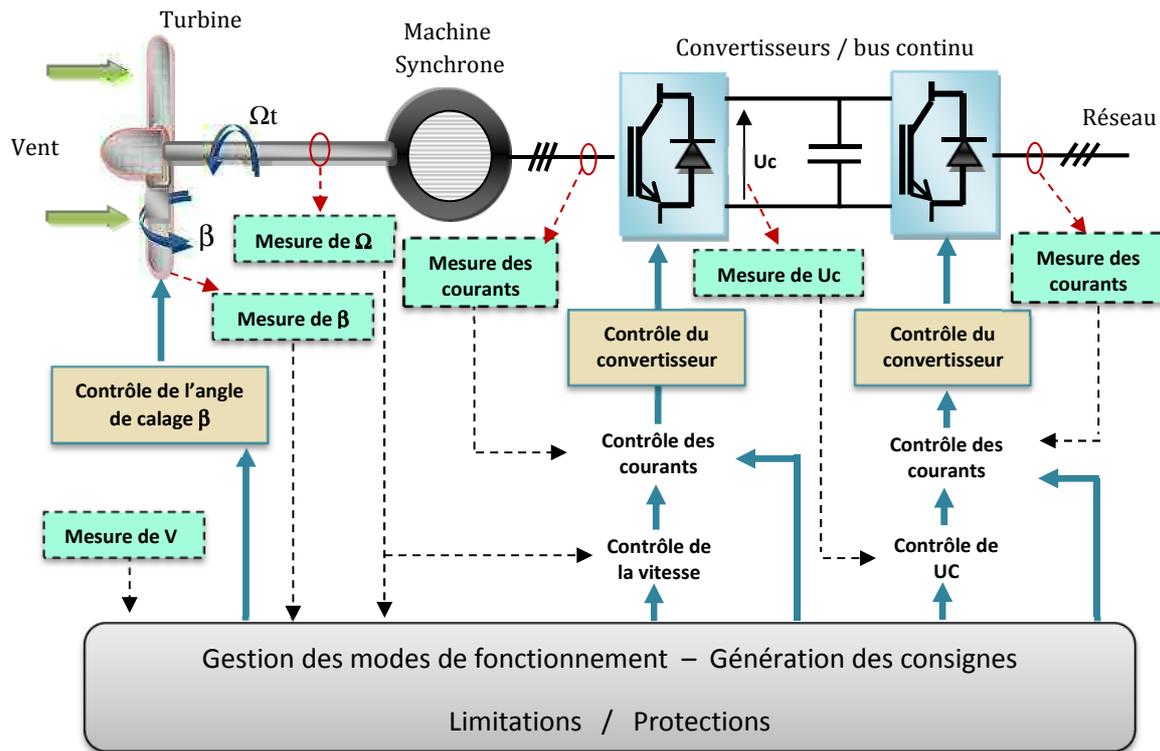


Figure 1-12 : Structure basée sur la machine synchrone [29]

Connexion au réseau

Le stator de la génératrice est connecté au réseau à travers deux convertisseurs d'électronique de puissances. Le convertisseur du côté de la machine fonctionne en redresseur, il contrôle la puissance générée par celle-ci limitant le control pitch à une simple fonction de sécurité pour des grands vents. Le convertisseur connecté au réseau fonctionne en mode onduleur, il contrôle le transfert de la puissance et la tension du bus continu. Ici les deux convertisseurs sont dimensionnés pour toute la puissance nominale de la génératrice, ce qui constitue le principal inconvénient de cette structure.

1.8. Les systèmes éoliens autonomes

Le prix prohibitif de l'extension du réseau électrique vers des régions isolées ou éloignées et le prix du combustible (qui augmente radicalement avec l'isolement) d'une part, la fiabilité croissante des aérogénérateurs de l'autre part, sont des facteurs déterminants pour l'utilisation des systèmes autonomes, basés sur les énergies renouvelables dans ces régions. L'intermittence des ressources primaires et les fluctuations de la charge selon les périodes, annuelles ou journalières qui ne sont pas toujours corrélées avec ces ressources, peuvent constituer une limite à une exploitation plus large des énergies renouvelables. La solution retenue dans ce cas est l'utilisation des systèmes appelés communément « systèmes

hybrides ». Ces systèmes autonomes associent au moins une source d'énergie renouvelable (l'éolien et/ou le photovoltaïque) à des sources d'énergie classique, principalement les générateurs diesel afin d'assurer la continuité de la production électrique.

Par ailleurs, les systèmes éoliens autonomes constituent une source d'énergie potentielle dans les régions isolées et fortement ventées. L'objectif recherché ici n'est pas de produire le maximum de puissance comme dans le cas des éoliennes connectées au réseau électrique, mais c'est de produire une quantité d'énergie suffisante pour alimenter toute une région et qui couvre l'investissement fait sur l'installation et les dispositifs auxiliaires de maintenance.

Les structures sollicitées pour la conversion éolienne autonome sont :

- Le générateur asynchrone à cage de par leur faible coût et leur robustesse.
- Le générateurs synchrone de par leur bon couple massique, de plus qu'ils peuvent se passer du multiplicateur de vitesse qui demande un travail d'entretien considérable.

Les génératrices asynchrones à cage restent sans conteste les plus sollicitées pour des applications éoliennes en fonctionnement autonome. Ses qualités de robustesse et de faible coût ainsi que l'absence de balais-collecteurs ou de contacts glissants sur des bagues les rendent tout à fait appropriées pour l'utilisation dans les conditions parfois extrêmes que présente l'énergie éolienne [36]. En revanche, l'amplitude et la fréquence des tensions produites par la génératrice asynchrone sont fortement sensibles aux variations de la vitesse d'entraînement et de la charge connectée. Aussi, il faut prévoir un dispositif de régulation qui permet de maintenir les caractéristiques électriques désirées dans les limites du fonctionnement normal.

La génératrice fournit de la puissance active, tout en absorbant de la puissance réactive nécessaire à sa magnétisation donc à son auto-amorçage. Pour évincer ce problème, des solutions plus au moins avantageuse sont proposées dans la littérature.

1.8.1. Auto-excitation par des condensateurs fixes

La connexion des condensateurs fixes aux bornes de la génératrice (Figure 1-13) présente l'avantage de la mise en œuvre et du faible cout dû à l'absence des convertisseurs de puissance [35]. Le couplage peut être en étoile ou en triangle.

L'utilisation des condensateurs seuls ne permet pas de maîtriser le flux de puissance réactive, donc de maintenir l'amplitude et la fréquence des tensions produites lors des variations de charge et de vitesse constantes. Pour surpasser cet inconvénient des solutions utilisant des systèmes de compensation sont proposées dans la littérature :

- ✚ Ajout d'un banc de capacités de compensation en série avec le stator de la machine. Cette solution permet de réduire les chutes de tension en charge mais elle limite la plage de régulation continue de la tension.
- ✚ Commande des condensateurs d'excitation par des interrupteurs GTO montés deux à deux en tête bêche sur les capacités. Dans ce cas, la valeur de la capacité est ajustée par le contrôle du temps de sa connexion au circuit, de façon à créer une source d'énergie réactive variable qui permet de réduire les variations de la tension.
- ✚ Ajout de générateurs statiques d'énergie réactive (en anglais : Static VAR generator) basés sur les convertisseurs d'électronique de puissance.

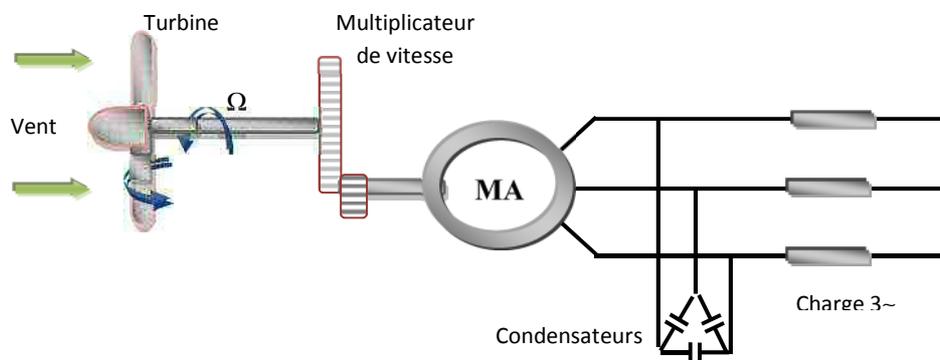


Figure 1-13 : Structure avec Machine asynchrone [36]

1.8.2. Auto-excitation par des convertisseurs de puissance

Une autre structure retenue comme source d'énergie réactive est le couplage de deux convertisseurs de puissance à MLI (redresseur et onduleur).

Cette structure permet le contrôle du niveau de la magnétisation et de la tension lors des variations de la vitesse et de la charge par une commande adaptée des deux convertisseurs.

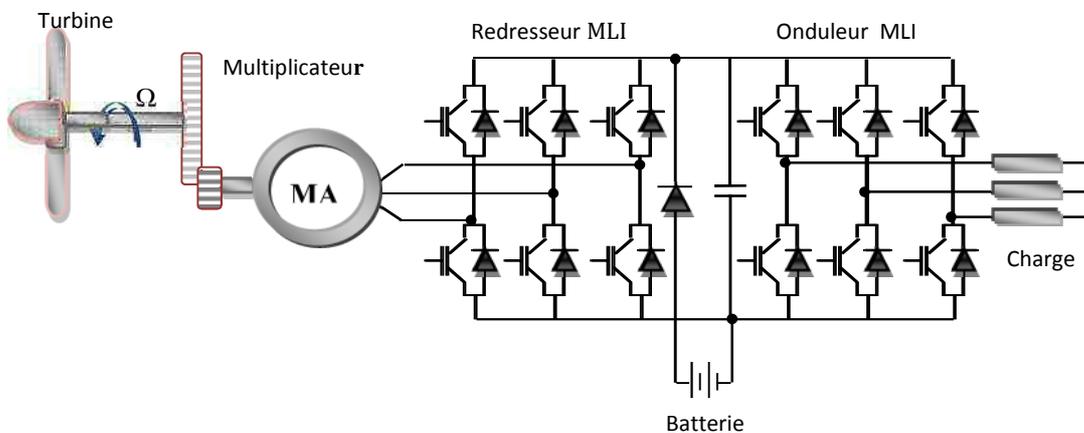


Figure 1-14 : Structure avec Machine asynchrone

1.9. Contrôle de la puissance éolienne

La puissance captée par la turbine est proportionnelle au cube de la vitesse du vent. Il existe une vitesse de vent à partir de laquelle la puissance transmise est supérieure à la puissance nominale de la machine électrique. Dans ce cas, les éléments de l'éolienne qui sont dimensionnés par rapport à des grandeurs nominales (vitesse de rotation, couple et puissance) peuvent ne pas supporter des valeurs de grandeurs supérieures à certaines limites. C'est pourquoi il faut limiter la puissance captée par la turbine lorsque la vitesse du vent devient trop importante. Il existe deux techniques de contrôle de la puissance

1.9.1. Les systèmes à décrochage aérodynamique

Ce type d'éolienne génère une puissance variable dont la valeur maximale est limitée à la puissance nominale de la machine. La figure 1-15 illustre le caractère très fluctuant de la puissance générée. En quelques secondes elle peut subir des variations de l'ordre de 100 kW et parfois même dépasser de 10% la puissance nominale [32].

Les pales (fixe dans ce cas) sont conçues avec un profil qui conduit à l'augmentation de la puissance avec la vitesse du vent jusqu'à atteindre la puissance nominale. Au-delà, une décroissance brusque de la portance conduit à un décrochage progressif des pales et la puissance diminue rapidement. Un fonctionnement à puissance nominale constante n'est donc pas possible.

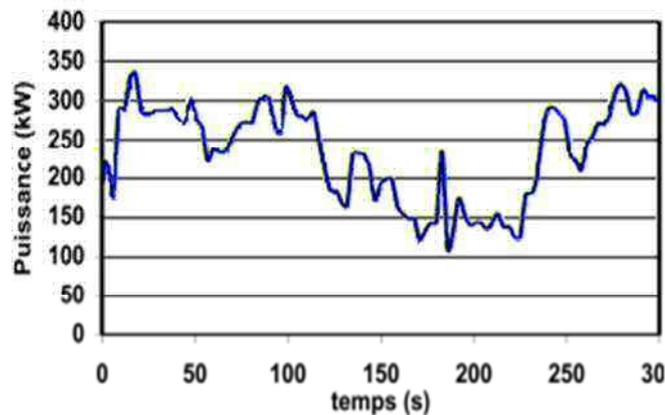


Figure 1-15 : Variation de la puissance générée par une éolienne à vitesse fixe [32]

1.9.2. Les systèmes à calage variable (pitch control)

La variation de l'angle de calage des pales permet d'une part de maintenir la puissance constante pour des vitesses de vent supérieures à la vitesse nominale et d'autre part de protéger l'éolienne contre les vents trop forts par la mise en drapeau des pales ($\beta=90^\circ$). Elle génère une puissance qui croît avec la vitesse du vent et peut être maintenue constante pour des vitesses supérieures à la vitesse nominale grâce au système d'orientation des pales.

Leur rotation permet l'augmentation de l'angle de calage β et la puissance peut être ainsi limitée à la puissance nominale de la machine. Pour des vents forts, le réglage de β à 90° permet la mise en drapeau des pâles.

Notons, que la génératrice asynchrone utilise le réactif du réseau pour magnétiser son rotor, ce qui dégrade le facteur de puissance global de celui-ci. Cependant l'adjonction des capacités permet la compensation de l'énergie réactive consommée, de plus elles constituent la source d'énergie réactive dans le cas d'un fonctionnement autonome.

1.10. Conclusion

Après un rappel des quelques notions élémentaires nécessaires à la compréhension de la chaîne de conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique, les données sur la croissance de la production éolienne sont présentées.

Dans la deuxième partie du chapitre sont présentées les trois principales structures d'éoliennes : structure à vitesse fixe, structure à vitesse variable et structure autonome. Compte tenu des deux principaux modes de fonctionnement d'une éolienne, à savoir :

La génération d'énergie électrique de façon autonome sur des charges isolées ou raccordement sur un réseau déjà existant, il nous a paru intéressant de pouvoir étudier chaque mode de fonctionnement. En ce qui concerne le fonctionnement autonome, la machine asynchrone à cage d'écureuil auto-excitée par un banc de capacités apparaît comme une solution intéressante du point de vue du coût relativement faible et de la maintenance facilitée grâce à l'absence de contacts glissants.

Pour le fonctionnement connecté sur un réseau, il est important que la génératrice puisse fonctionner à vitesse variable.

CHAPITRE 2

MODELISATION ET ANALYSE DU MODE AUTONOME DU GENERATEUR ASYNCHRONE

CHAPITRE 2

MODELISATION ET ANALYSE DU MODE AUTONOME DU GENERATEUR ASYNCHRONE

2.1. Introduction

Le développement des sources autonomes et des systèmes de récupération d'énergie a particulièrement favorisé l'utilisation des machines asynchrones en générateurs. Ces dernières, sont caractérisées par un fonctionnement à des vitesses variables et une capacité de surcharge. De ce fait, elles ont tendance à remplacer les alternateurs pour des applications particulières notamment l'alimentation des endroits ruraux et isolés. Ces générateurs sont appelés à fonctionner d'une façon autonome moyennant un apport externe de l'énergie réactive. A cet effet, beaucoup de chercheurs se sont consacrés à l'étude du fonctionnement de la machine asynchrone en mode autonome en vue de l'adapter pour la production de l'énergie électrique [37- 44].

2.2. Modélisation de la machine asynchrone à rotor bobiné

Les méthodes de modélisation, d'analyse et de simulation sont à l'heure actuelle, un outil qui permet de décrire et de prédire le comportement dynamique des machines électriques, mais aussi des systèmes plus complexes associant machines – convertisseurs et dispositifs de commande.

Les modèles utilisés pour l'analyse du mode autonome des générateurs asynchrones sont classés en deux catégories [45]. Le premier modèle, dédié à l'étude statique du phénomène d'auto-amorçage est basé sur l'approche du schéma équivalent par phase utilisant les impédances et les admittances, méthodes proposée par [46-49]. L'autre est le modèle généralisé d'axes d et q basé sur des notions mathématiques, des lois physiques et des hypothèses simplificatrices. Ce modèle est proposé par [45, 50-52].

La description différentielle est la plus utilisée pour caractériser le comportement dynamique de la machine et pour prédire les perturbations. D'un point de vue général, le processus de modélisation requiert au départ l'identification des paramètres de la machine (résistances et inductances). En fonction des données expérimentales obtenues et en tenant compte des considérations théoriques on pourra décrire l'évolution des grandeurs (courants, tensions et flux) de la machine à partir de l'écriture mathématique du système différentiel.

Le modèle linéaire du générateur asynchrone auto-excité en régime dynamique est présenté pour son intérêt théorique. Nous reprenons les équations de base de la machine asynchrone idéalisée, en utilisant la transformation d'axe arbitraire qui nous permet d'obtenir des équations différentielles simplifiées. Une application du modèle dynamique ainsi obtenue est dédiée à la tension de sortie du générateur.

2.2.1. Représentation schématique de la machine

La figure I-1 représente la position des axes des phases statoriques (as , bs , cs) et rotoriques (ar , br , cr) dans l'espace électrique. L'angle θ_r est la position angulaire instantanée de l'axe du rotor par rapport à l'axe du stator.

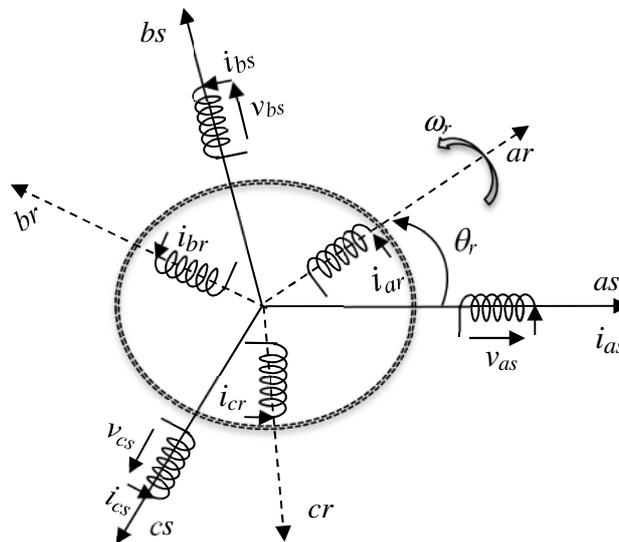


Figure 2-1 : Représentation électrique des enroulements de la machine asynchrone

2.2.2. Modèle en grandeurs de phases de la machine asynchrone

Le modèle de la machine asynchrone généralement retenu repose sur les hypothèses simplificatrices suivantes :

- les forces magnétomotrices sont à répartition sinusoïdale,
- le circuit magnétique est linéaire, le phénomène d'hystérésis est négligé, ainsi que les courants de Foucault,
- l'effet de peau est négligé,
- la machine est de construction symétrique.

Les enroulements de la machine sont ramenés à leur équivalent en étoile. Nous pouvons écrire par la suite les équations électriques et magnétiques par phase.

2.2.2.1. Equations électriques

Les équations générales des tensions s'obtiennent en écrivant que la tension appliquée à chacun des six enroulements est égale à la somme de la chute de tension ohmique et de la chute inductive due au flux total qui le traverse.

$$\begin{bmatrix} [v_{abcs}] \\ [v_{bcra}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [r_s] & 0 \\ 0 & [r_r] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [i_{abcs}] \\ [i_{bcra}] \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} p[\psi_{abcs}] \\ p[\psi_{bcra}] \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

p : opérateur dérivée par rapport au temps

v_{abcs} , i_{abcs} : vecteurs tensions respectivement courants statoriques,

Ψ_{abcs} , Ψ_{bcra} : vecteurs flux totaux respectivement statorique et rotorique.

r_s : résistance par phase du stator.

avec :

$$[v_{abcs}] = [v_{as} \quad v_{bs} \quad v_{cs}]^t, \quad [i_{abcs}] = [i_{as} \quad i_{bs} \quad i_{cs}]^t, \quad [\psi_{abcs}] = [\psi_{as} \quad \psi_{bs} \quad \psi_{cs}]^t$$

$$[r_s] = r_s [I_3]$$

On définit également les grandeurs rotoriques en remplaçant l'indice s par r .

2.2.2.2. Equations des flux

Les flux totaux au stator et au rotor ont pour expressions :

$$\begin{bmatrix} [\psi_{abcs}] \\ [\psi_{bcra}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [L_{ss}] & [L_{sr}] \\ [L_{sr}]^t & [L_{rr}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [i_{abcs}] \\ [i_{bcra}] \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$[L_{ss}]$, $[L_{rr}]$ représentent respectivement les matrices inductances propres des circuits statorique et rotorique.

$[L_{sr}]$ est la matrice des inductances mutuelles stator - rotor.

Les matrices inductances du système (2.2) sont données (voir annexe A).

$L_{\sigma s}$, $L_{\sigma r}$ sont respectivement les inductances de fuites des enroulements du stator et du rotor.

L_{ms} , L_{mr} sont les inductances magnétisantes du stator et du rotor.

Comme pour le transformateur, on substitue aux grandeurs rotoriques leurs équivalentes ramenées au stator en utilisant les relations suivantes [53] :

$$\begin{cases} [i'_{abcr}] = \frac{1}{m} [i_{abcr}] \\ [v'_{abcr}] = m [v_{abcr}] \\ [\psi'_{abcr}] = m [\psi_{abcr}] \end{cases} \quad (2.3)$$

Où m est le rapport de transformation. Il définit par :

$$m = \frac{n_s}{n_r} \quad (2.4)$$

n_s et n_r sont les nombres de spires connectées en série des phases statorique et rotorique.

Compte tenu des relations (2.3), les équations des tensions et des flux liées rotor qui interviennent dans les systèmes (2.1) et (2.2) deviennent alors :

$$[v'_{abcr}] = [r'_r][i'_{abcr}] + p [\psi'_{abcr}] \quad (2.5)$$

$$[\psi'_{abcr}] = [L'_{sr}]^t [i_{abcs}] + [L'_{rr}][i'_{abcr}] \quad (2.6)$$

Les inductances de magnétisation statoriques et rotoriques ainsi que la mutuelle inductance sont liées par les relations suivantes [53] :

$$\begin{cases} L_{ms} = mL_{sr} \\ L_{mr} = \frac{1}{m^2} L_{ms} \end{cases} \quad (2.7)$$

Les nouvelles matrices inductances s'écrivent :

$$\underline{L}'_{sr} = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r) \end{bmatrix}$$

$$\underline{L}'_{rr} = \begin{bmatrix} L'_{\sigma r} + L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & L'_{\sigma r} + L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} & L'_{\sigma r} + L_{ms} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

avec :

$$L'_{\sigma r} = m^2 L_{\sigma r} \quad (2.9)$$

Enfin, les équations des flux et des tensions en termes de variables de phases peuvent s'écrire sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{pmatrix} [\psi_{abcs}] \\ [\psi'_{abcr}] \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} [L_{ss}] & [L'_{sr}] \\ [L'_{sr}]^t & [L'_{rr}] \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_{abcs} \\ i'_{abcr} \end{pmatrix} \quad (2.10)$$

$$\begin{pmatrix} [v_{abcs}] \\ [v'_{abcr}] \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} [r_s] & 0 \\ 0 & [r'_r] \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [i_{abcs}] \\ [i'_{abcr}] \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} p[\psi_{abcs}] \\ p[\psi'_{abcr}] \end{pmatrix} \quad (2.11)$$

Le système défini par (2.10) et (2.11) représente le modèle de la machine asynchrone exprimé en grandeurs de phase. Tel qu'il est donné, ce système d'équations différentielles est à coefficients variables, ce qui complique sa résolution. Pour le rendre à coefficients constants, nous lui appliquons une transformation triphasé-biphasé.

2.3. Théorie du référentiel arbitraire

Les différentes inductances des machines synchrones et asynchrones sont fonction de la position rotorique, et nous constatons que les hypothèses classiques généralement adoptées ne simplifient pas pour autant le système d'équations différentielles (qui est à coefficients variables). Il est clair que la résolution numérique est actuellement possible grâce au développement de calculateurs puissants. Par ailleurs, les changements de variables qui rendent les équations différentielles à coefficients constants sont une approche intéressante, car elle réduit la complexité du système et le temps de calcul dans la résolution numérique.

Plusieurs méthodes d'analyse basées sur le changement de variables ont été traitées séparément par certains auteurs [53].

En 1920, R.H. Park introduisit cette approche dans l'analyse de la machine synchrone. Les variables (tensions, courants et flux.) statoriques sont transformées à un référentiel lié au rotor. Plus tard en 1930, H.C. Stanley utilisa un changement de variables pour l'analyse de la machine asynchrone ; il élimina en effet la variation des inductances en transformant les variables rotoriques à un référentiel stationnaire.

G. Kron quant à lui, remplaça les variables (statoriques) des deux circuits par des variables liées au champ tournant.

D.S. Brereton et al. Utilisèrent l'approche de Park pour l'analyse de la machine asynchrone.

Toutes les applications devinrent, selon la vitesse du référentiel choisi, des cas particuliers d'une transformation généralisée, introduite en 1965 par Krause pour l'analyse de la machine asynchrone uniquement. Cette transformation permet d'éliminer les variations d'inductances en substituant aux variables de phases d'un stator et du rotor des composantes relatives liées à un référentiel tournant à une vitesse arbitraire n'ayant aucune signification physique .

2.4. Transformation des circuits statorique et rotorique au référentiel arbitraire

La transformation arbitraire, fait correspondre aux variables réelles leurs composantes
homopolaire (indice o),
d'axe direct (indice d),
d'axe en quadrature (indice q).

Nous proposons dans ce qui suit de substituer aux enroulements des circuits statoriques et rotoriques de la figure 2-2, deux enroulements fictifs d'axes magnétiques ($q-d$) tournants et de déterminer par suite les nouvelles équations différentielles régissant le fonctionnement de la machine.

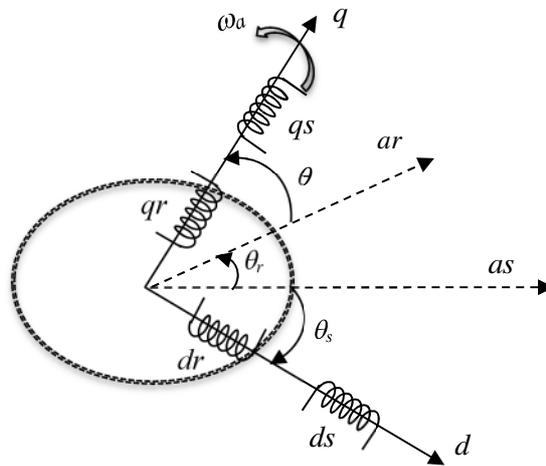


Figure 2-2 : Schéma de la machine dans le système d'axes d et q

En désignant par X un vecteur représentant l'une des grandeurs (tension, flux ou courant), les variables de phase sont transformées au système ($d-q$), tournant à une vitesse arbitraire ω_a .

Les composantes relatives des variables statoriques et rotoriques s'écrivent :

$$\begin{cases} [X_{dqos}] = [T_{as}(\theta_s)][X_{abcs}] \\ [X'_{dqor}] = [T_{ar}(\theta)][X'_{abcr}] \end{cases} \quad (2.12)$$

$[T_{as}(\theta_s)]$ et $[T_{ar}(\theta)]$ sont respectivement la matrice de transformation des circuits stationnaire et rotorique. Leurs expressions sont données à l'annexe A.

θ_s est l'abscisse angulaire du référentiel arbitraire par rapport à l'axe de la phase (a) du circuit statorique, elle est définie par :

$$\theta_s = \int_0^t \omega_a(\xi) d\xi + \theta_s(t=0) \quad (2.13)$$

L'angle θ est l'abscisse angulaire du référentiel arbitraire par rapport à l'axe de la phase (a) du circuit rotorique, $\theta = \theta_s - \theta_r$.

θ_r est définie par :

$$\theta_r = \int_0^t \omega_r(\xi) d\xi + \theta_r(t=0) \quad (2.14)$$

Nous aurons à utiliser les matrices de transformation inverses $[T_{as}(\theta_s)]^{-1}$ et $[T_{ar}(\theta)]^{-1}$ pour retrouver les variables réelles à partir de leurs composantes relatives, telles que:

$$[X_{abcs}] = [T_{as}(\theta_s)]^{-1} [X_{dqos}] \quad (2.15)$$

$$[X'_{abcr}] = [T_{ar}(\theta)]^{-1} [X'_{dgor}] \quad (2.16)$$

La propriété suivante nous permettra par la suite, de réduire les calculs :

$$\begin{cases} \underline{T}_{as}(\theta_s)^{-1} = \underline{T}_{as}(\theta_s)^t \\ \underline{T}_{ar}(\theta)^{-1} = \underline{T}_{ar}(\theta)^t \end{cases} \quad (2.17)$$

2.5. Transformation d'un système de tensions triphasé équilibré au référentiel arbitraire

En général, un système de tensions triphasé équilibré constitue la source d'alimentation des circuits stationnaires. Les tensions sont définies comme suit :

$$\begin{cases} v_{as} = V_m \cos(\omega t + \alpha) \\ v_{bs} = V_m \cos(\omega t + \alpha - \frac{2\pi}{3}) \\ v_{cs} = V_m \cos(\omega t + \alpha + \frac{2\pi}{3}) \end{cases} \quad (2.18)$$

où V_m et ω sont respectivement l'amplitude des tensions et leur pulsation.

Si on applique un changement de variables à ce système, on obtient :

$$\begin{cases} v_{qs} = -V_m \cos(\omega t + \alpha - \theta_s) \\ v_{ds} = V_m \cos(\omega t + \alpha - \theta_s) \\ v_{os} = 0 \end{cases} \quad (2.19)$$

Pour $\theta_s = \omega t$, les composantes relatives des tensions deviennent constantes. Le système d'axes lié au champ tournant est alors des plus simples.

2.6. Modèle de la machine dans le référentiel arbitraire

2.6.1. Equations des tensions

Pour trouver les expressions des tensions dans le référentiel arbitraire, multiplions au départ les équations du système (2.12) par les matrices de transformation inverses :

$$[T_{as}(\theta_s)]^{-1} [v_{dqos}] = [r_s] [T_{as}(\theta_s)]^{-1} [i_{dqos}] + p [T_{as}(\theta_s)]^{-1} [\psi_{dqos}] \quad (2.20)$$

$$[T_{ar}(\theta)]^{-1} [v'_{dqor}] = [r'_r] [T_{ar}(\theta)]^{-1} [i'_{dqor}] + p [T_{ar}(\theta)] [\psi'_{dqor}] \quad (2.21)$$

En multipliant à gauche ces équations par les matrices de transformation, le développement de leurs seconds membres (voir annexe A), nous conduit au système suivant :

$$[v_{dqos}] = [r_s] [i_{dqos}] + \omega_a [\psi_{qds}] + p [\psi_{dqos}] \quad (2.22)$$

$$[v'_{dqor}] = [r'_r] [i'_{dqor}] + (\omega_a - \omega_r) [\psi'_{qdr}] + p [\psi'_{dqor}] \quad (2.23)$$

avec :

$$[\psi_{qds}] = [\psi_{qs} \quad -\psi_{ds} \quad 0]^t, \quad [\psi'_{qdr}] = [\psi'_{dr} \quad -\psi'_{qr} \quad 0]^t$$

Les équations des systèmes (2.22) et (2.23), peuvent se mettre sous forme d'état (forme généralisée de l'équation différentielle du premier ordre) dans le référentiel arbitraire :

$$p [\psi_{dqos}] = [v_{dqos}] - [r_s] [i_{dqos}] - \omega_a [\psi_{qds}] \quad (2.24)$$

$$p [\psi'_{dqor}] = [v'_{dqor}] - [r'_r] [i'_{dqor}] - (\omega_a - \omega_r) [\psi'_{qdr}] \quad (2.25)$$

A partir de ces équations (2.22) et (2.23) on déduit le schéma équivalent en régime dynamique de la machine asynchrone (Figure 2-3).

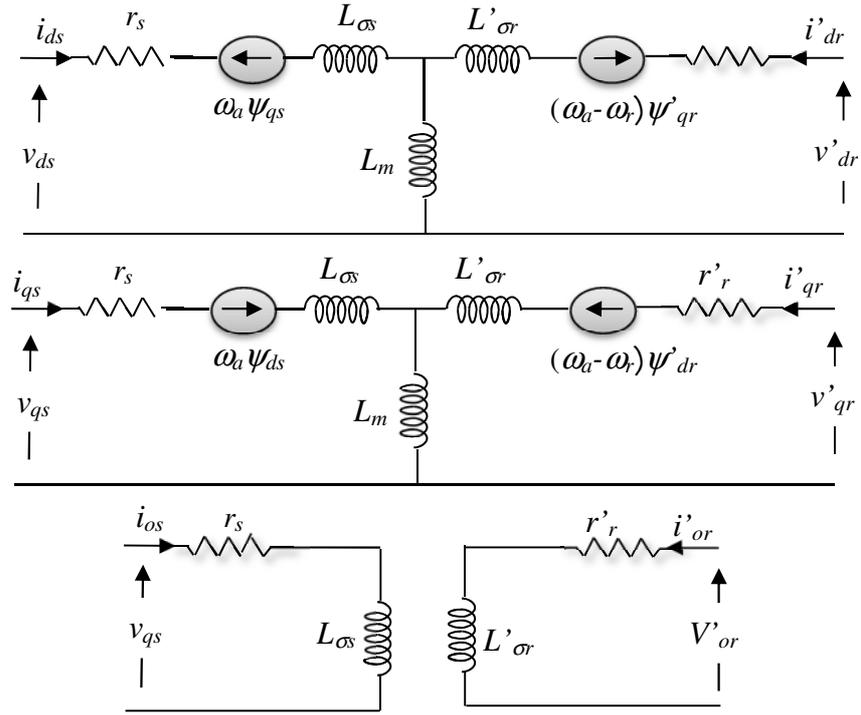


Figure 2-3 : Schéma équivalent en régime dynamique de la machine asynchrone dans le référentiel arbitraire.

2.6.2. Equations des flux

On représente également les équations des flux par phase dans le référentiel arbitraire en adoptant les mêmes transformations que pour les tensions :

$$\begin{bmatrix} \psi_{dqos} \\ \psi'_{dqor} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [T_{as}(\theta_s)][L_{ss}][T_{as}(\theta_s)]^{-1} & [T_{as}(\theta_s)][L'_{sr}][T_{ar}(\theta)]^{-1} \\ [T_{ar}(\theta)][(L'_{sr})]^{-1}[T_{as}(\theta_s)]^{-1} & [T_{ar}(\theta)][L'_{rr}][T_{ar}(\theta)]^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dqos} \\ i'_{dqor} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

Le développement des systèmes ci-dessus (voir annexe A), conduit à exprimer quatre flux du modèle équivalent dans le référentiel arbitraire :

$$\begin{cases} \psi_{dqos} = L_{\sigma s} i_{dqos} + \psi_{dqm} \\ \psi'_{dqor} = L'_{\sigma r} i'_{dqor} + \psi_{dqm} \end{cases} \quad (2.27)$$

ψ_{qm} et ψ_{dm} sont les composantes d'axes d et q du flux magnétisant. Elles sont définies comme suit :

$$\begin{cases} \psi_{dm} = L_m (i_{ds} + i'_{dr}) \\ \psi_{qm} = L_m (i_{qs} + i'_{qr}) \end{cases} \quad (2.28)$$

où :

$$L_m = \frac{3}{2} L_{ms} \quad (2.29)$$

Les expressions des courants en fonction des flux sont déduites à partir des équations (2.27).

$$\begin{cases} [i_{dqos}] = \frac{1}{L_{\sigma s}} ([\psi_{dqos}] - [\psi_{dqm}]) \\ [i'_{dqor}] = \frac{1}{L'_{\sigma r}} ([\psi'_{dqor}] - [\psi_{dqm}]) \end{cases} \quad (2.30)$$

En remplaçant ces courants par leurs expressions dans les équations (2.24) et (2.25), on aboutit enfin au système d'équations différentielles suivant :

$$\begin{cases} p[\psi_{dqos}] = [v_{dqos}] \pm \omega_a [\psi_{qds}] + \frac{r_s}{L_{\sigma s}} ([\psi_{dqm}] - [\psi_{qdos}]) \\ p[\psi'_{dqor}] = [v'_{dqor}] \pm (\omega_a - \omega_r) [\psi'_{qdr}] + \frac{r'_r}{L'_{\sigma r}} ([\psi_{dqm}] - [\psi'_{dqor}]) \end{cases} \quad (2.31)$$

Nous explicitons le flux magnétisant en fonction des flux statorique et rotorique :

$$\begin{cases} \psi_{dm} = \frac{L_d}{L_{\sigma s}} \psi_{ds} + \frac{L_d}{L'_{\sigma r}} \psi'_{dr} \\ \psi_{qm} = \frac{L_q}{L_{\sigma s}} \psi_{qs} + \frac{L_q}{L'_{\sigma r}} \psi'_{qr} \end{cases} \quad (2.32)$$

avec :

$$L_d = L_q = \left(\frac{1}{L_m} + \frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} \right)^{-1} \quad (2.33)$$

2.7. Choix du référentiel

Les f.e.m de transformation et de rotation présentes dans les équations électriques, ne sont pas des caractéristiques intrinsèques des enroulements, mais elles dépendent du choix du référentiel.

Le référentiel est le système d'axes (od , oq) associé à la vitesse de rotation choisie pour lui, cette vitesse est quelconque dans le référentiel arbitraire.

Trois types de référentiels sont intéressants en pratique, le choix se fait selon le problème étudié.

Référentiel immobile par rapport au stator

Ce référentiel est choisi en vue d'étudier des variations importantes de la vitesse de rotation, associées ou non avec des variations de la fréquence d'alimentation. Il se traduit par $\omega_a = 0$.

Référentiel immobile par rapport au rotor

Ce référentiel est intéressant dans les problèmes de régimes transitoires où la vitesse est considérée comme constante. Il se traduit par la relation $\omega_a = \omega_r$.

Référentiel lié au champ tournant

Il est particulièrement utilisé dans des problèmes où la fréquence d'alimentation est constante ($\omega_a = \omega$). Notons que ces référentiels sont tous déduits du référentiel arbitraire et ne diffèrent que par leurs vitesses de rotation.

2.8. Equations d'auto-excitation

Une batterie de condensateurs montée aux bornes statoriques du générateur asynchrone assure l'excitation de celui-ci à condition qu'ils soient correctement dimensionnés [45]. Les équations d'auto excitation correspondent aux équations des tensions de ces condensateurs.

En désignant par Q_c la charge des condensateurs connectés aux bornes du générateur asynchrone, le système triphasé de courants les traversant est donné sous la forme matricielle suivante :

$$[i_{cab}] = p [Q_{abc}] \quad (2.34)$$

Effectuons un changement de variable suivant la transformation (2.15) et multiplions ensuite par la matrice $[T_{as}(\theta_s)]$:

$$[i_{cdqo}] = [T_{as}(\theta_s)] p [T_{as}(\theta_s)]^{-1} Q_{cdqo} \quad (2.35)$$

Le calcul du produit matriciel donne :

$$[i_{cdqo}] = \omega_a [Q_{cqd}] + p [Q_{cdqo}] \quad (2.36)$$

La charge des condensateurs est liée aux tensions appliquées à leurs bornes par l'expression :

$$[Q_{cab}] = C [v_{abc}] \quad (2.37)$$

Le système (2.37) s'exprime dans le référentiel arbitraire par :

$$[Q_{cdqo}] = C [v_{dqos}] \quad (2.38)$$

En remplaçant la charge par son expression dans le système d'équations (2.37), on aboutit à l'expression suivante :

$$[i_{cdqo}] = C \omega_a [v_{qds}] + C p [v_{dqos}] \quad (2.39)$$

Sous la forme différentielle :

$$p[v_{dqos}] = \frac{1}{C} [i_{cdqo}] - \omega_a [v_{qds}] \quad (2.40)$$

Le générateur asynchrone est modélisé par le système d'équations (2.31) et les équations d'excitations (2.40). Ce système traduit le modèle dynamique des flux en régime linéaire du générateur asynchrone auto amorcé.

2.9. Equation mécanique

Si nous considérons que le générateur est entraîné par un dispositif extérieur, l'équation du mouvement s'écrit :

$$\frac{d}{dt} \omega_r = \frac{P}{J} (C_e - C_m) \quad (2.41)$$

où :

P : Nombre de paires de pôles de l'enroulement statorique,

J : Inertie équivalente de l'ensemble dispositif d'entraînement- générateur asynchrone,

C_m : Couple mécanique développé par le dispositif d'entraînement,

C_e : Couple électromagnétique résistant du générateur asynchrone.

2.10. Simulation de l'auto-amorçage du générateur asynchrone en régime linéaire

La simulation du fonctionnement du générateur asynchrone auto-amorcé à vide sur la base d'un modèle linéaire, donne des valeurs de la tension et du courant statorique, très élevées. En effet la tension statorique atteint quelques milliers de volts après le début de l'auto-amorçage (Figure 2-4). Aussi, Le courant atteint 150 A au bout de 0.35 s (Figure 2-5). Ces valeurs sont une conséquence directe de la variation linéaire du flux magnétisant avec le courant. D'où la nécessité de la prise en considération du phénomène de la saturation magnétique.

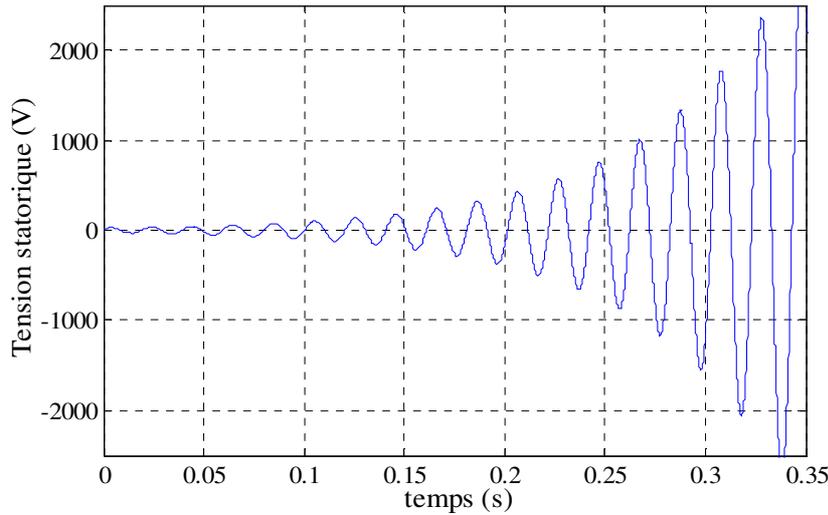


Figure 2-4 : Tension d'auto- amorçage à vide obtenue par simulation

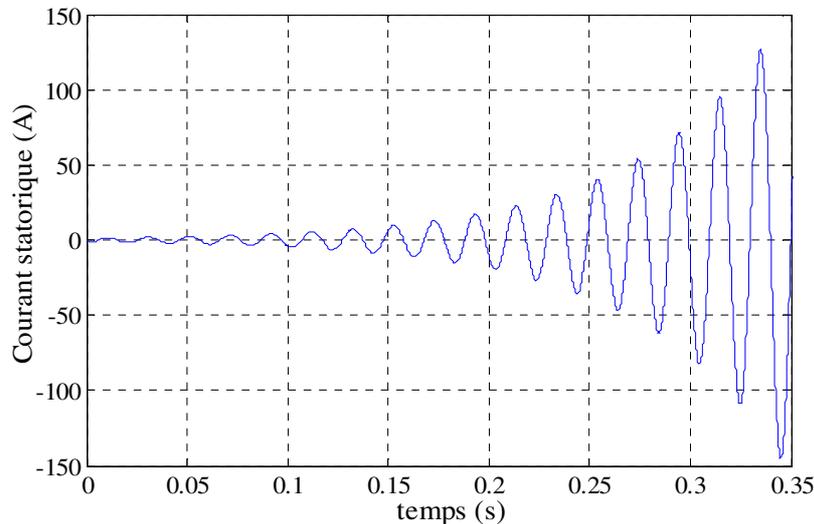


Figure 2-5 : Courant d'auto- amorçage à vide obtenu par simulation

2.11. Effet de la saturation

Dans leur fonctionnement normal, les machines asynchrones sont modérément saturées. L'analyse théorique de leur comportement dynamique par des modèles mathématiques simplifiés (saturation négligée) devient de moins en moins intéressante pour trouver des solutions à certains problèmes pratiques. Le phénomène de saturation du milieu magnétique est très important pour l'auto-amorçage du générateur asynchrone sur une batterie de condensateur. Plusieurs auteurs ont mis en évidence son effet dans le modèle du générateur [4, 5, 52, 55, 56].

2.11.1. Extension du modèle linéaire au modèle saturé

Lorsqu'on s'intéresse à l'effet de la saturation du circuit magnétique de la machine, l'inductance magnétisante statique du modèle linéaire devient variable à partir d'un certain niveau de saturation. La formulation de la caractéristique de magnétisation réelle n'est pas simple. Plusieurs travaux ont été consacrés à l'étude de la saturation. Différentes approches traduisant la relation entre le flux et le courant magnétisants, ou entre l'inductance magnétisante et le courant magnétisant ont été proposées. Nous citons à titre d'exemple les modèles suivants :

le modèle analytique.

Le modèle hyperbolique.

Le modèle qui consiste à décomposer la caractéristique de magnétisation en segments de droites mais de moins en moins utilisé.

le modèle exponentiel.

Etant donné que les deux premières approches ont été souvent utilisées, nous optons dans ce qui suit, pour une modélisation par la méthode utilisant la fonction "degré de saturation" que nous définissons par une série d'exponentielles.

2.11.2. Construction de la fonction "degré de saturation"

Sur la figure 2-6 sont représentées les caractéristiques réelle et linéaire de la machine utilisée. Nous avons relevé la première par un essai au synchronisme et la deuxième en supposant que la machine ne sature pas avec l'augmentation du courant magnétisant. Définissons pour tout point de fonctionnement, l'écart $\Delta\psi_m$ entre les flux magnétisants linéaire ψ_{m_lin} et saturé ψ_{m_sat} :

$$\Delta\psi_m = \psi_{m_lin} - \psi_{m_sat} \quad (2.42)$$

La figure 2-7 représente $\Delta\psi_m$ en fonction du flux ψ_{m_lin} .

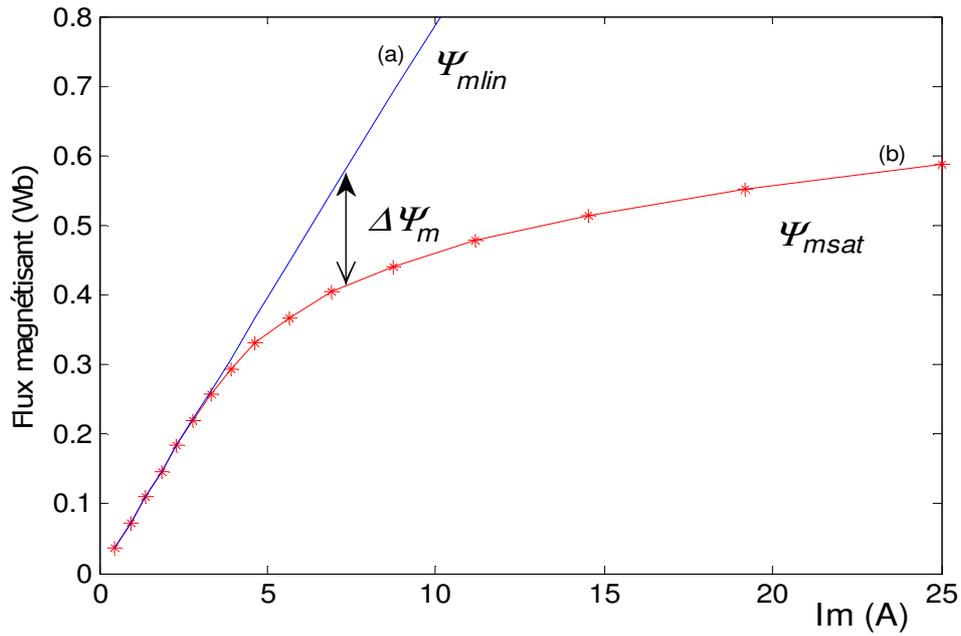


Figure 2-6 : Caractéristique de magnétisation en régime linéaire (a) et saturé (b) de la machine étudiée

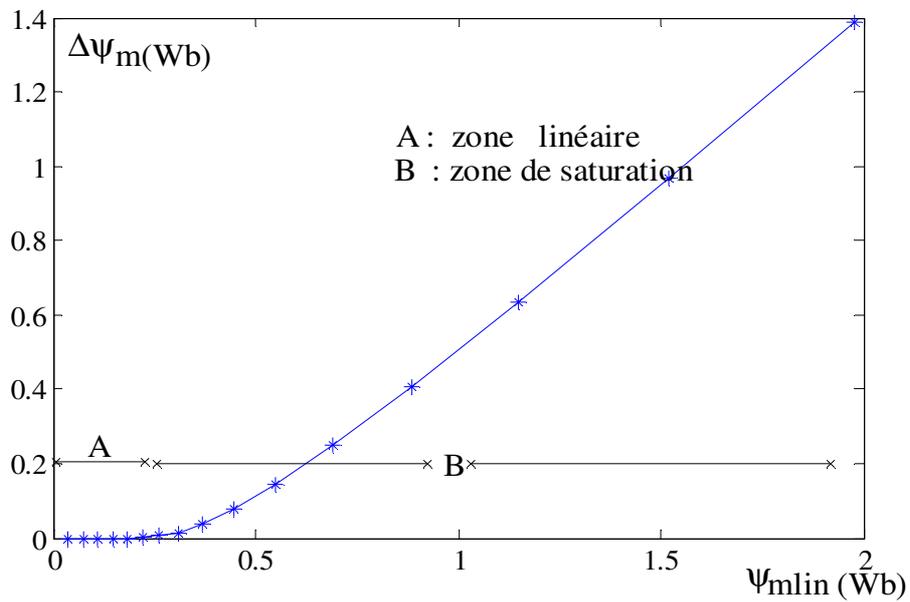


Figure 2-7 : Variation de l'écart $\Delta\psi_m$ en fonction du flux magnétisant linéaire

Définissons aussi la fonction « degré de saturation » par l'expression suivante :

$$F_{ds}(\psi_{m_lin}) = \frac{\Delta\psi_m}{\psi_{m_lin}} \tag{2.43}$$

2.11.3. Modélisation de la fonction S

La figure 2-6 montre que la fonction F_{ds} reste nulle tant que le flux est inférieur à la limite de la zone linéaire; point de séparation ψ_{mi} des deux caractéristiques de magnétisation, réelle est linéaire, d'où :

$$F_{ds} = \begin{cases} 0 & \text{si } \psi_m \leq \psi_{mi} \\ S > 0 & \text{si } \psi_m > \psi_{mi} \end{cases} \quad (2.44)$$

Nous avons modélisé la caractéristique réelle par une approche mathématique, exponentielle en utilisant la méthode des moindres carrés. La non linéarité peut être construite par une somme de deux fonctions exponentielles ou plus.

$$S = E_1 - E_2 - E_1^{\varepsilon_1}(\psi_{m_{lin}} - \psi_{mi}) + E_2^{\varepsilon_2} \left(\frac{\psi_{m_{lin}} - \psi_{mi}}{\psi_{m_{lin}} + \psi_{mi}} \right) \quad (2.45)$$

Les coefficients E_1 , E_2 , ε_1 et ε_2 sont donnés.

L'évolution de la F_{ds} est donnée par la figure 2-8.

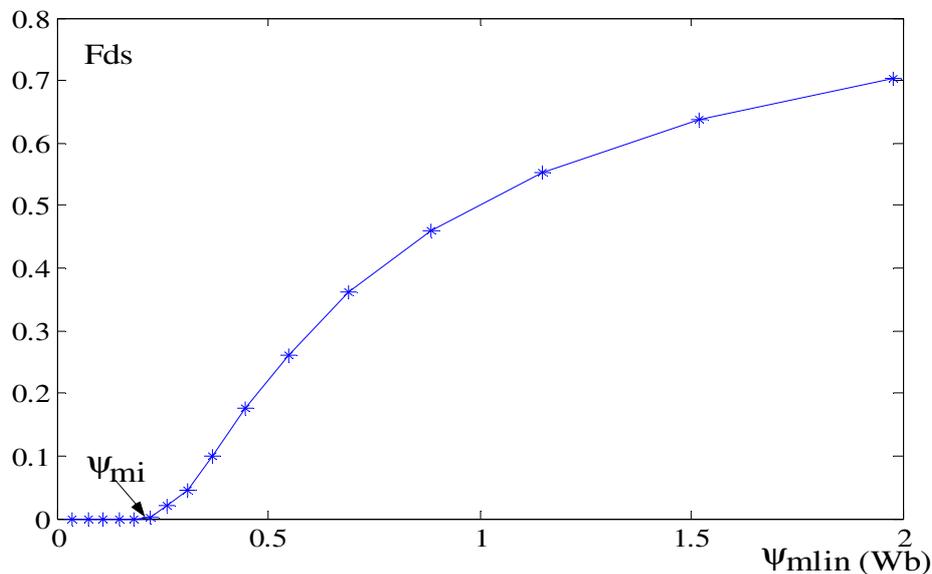


Figure 2-8 : Variation de la fonction « degré de saturation » en fonction du flux magnétisant linéaire

2.12. Introduction de la saturation dans le modèle de la machine

Les composantes ψ_{dm} et ψ_{qm} du flux magnétisant en chaque point de fonctionnement s'expriment par :

$$\psi_{dqm_sat} = \psi_{dqm_lin} - \Delta\psi_{dqm} \quad (2.46)$$

Où :

$$\begin{aligned} \psi_{dqm_sat} &= [\psi_{dm_sat} \quad \psi_{qm_sat}]^t, \psi_{dqm_lin} = [\psi_{dm_lin} \quad \psi_{qm_lin}]^t, \Delta\psi_{dqm} \\ &= [\Delta\psi_{dm} \quad \Delta\psi_{qm}] \end{aligned}$$

Le flux linéaire est donné par :

$$\psi_{m_lin} = \sqrt{\psi_{dm_lin}^2 + \psi_{qm_lin}^2} \quad (2.47)$$

A partir du diagramme des vecteurs flux suivant les axes d et q de la figure 2-9, nous établissons les relations trigonométriques suivantes :

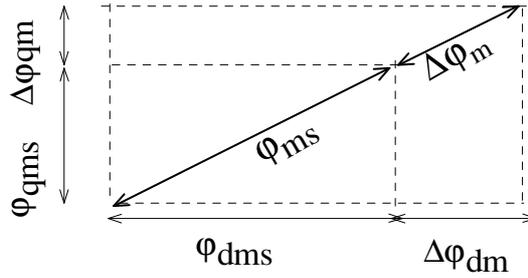


Figure 2-9 : Diagramme des vecteurs flux magnétisants d'axes d-q

$$\Delta\psi_{dqm_lin} = \Delta\psi_m \frac{\psi_{dqm_lin}}{\psi_{m_lin}} \quad (2.48)$$

Exprimons $\Delta\psi_{dm}$ et $\Delta\psi_{qm}$ en fonction de la fonction degré de saturation.

$$\Delta\psi_m \frac{\psi_{dqm_lin}}{\psi_{m_lin}} = \psi_{dqm_lin} \frac{\Delta\psi_m}{\psi_{m_lin}} \quad (2.49)$$

La relation (2.43), nous permet d'écrire :

$$\Delta\psi_{dqm} = \psi_{dqm_lin} \cdot F_{ds}(\psi_{m_lin}) \quad (2.50)$$

La combinaison des équations (2-46) avec les équations (2-50) donne :

$$\psi_{dqm_sat} = \psi_{dqm_lin} (1 - F_{ds}(\psi_{m_lin})) \quad (2.51)$$

Les flux magnétisants en linéaire suivant les axes d et q s'écrivent :

$$\psi_{dqm_lin} = L_m (i_{dqs} + i'_{dqr}) \quad (2.52)$$

Les courants s'expriment en fonction des flux magnétisants saturés par :

$$i_{dqs} = \frac{1}{l_{\sigma s}} (\psi_{dqs} - \psi_{dqm_sat}) \quad (2.53)$$

$$i'_{dqr} = \frac{1}{l'_{\sigma r}} (\psi'_{dqr} - \psi_{dqm_sat}) \quad (2.54)$$

En injectant les équations obtenues ci-dessus dans l'équation (2.52), on aura :

$$\psi_{dqm_lin} = L_m \left(\frac{\psi_{dqs}}{L_{\sigma s}} + \frac{\psi'_{dqr}}{L'_{\sigma r}} - \psi_{dqm_sat} \left(\frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} \right) \right) \quad (2.55)$$

En exprimant les flux ψ_{dm_sat} et ψ_{qm_sat} en fonction de ψ_{m_lin} , on aura :

$$\psi_{dqm_lin} \left(\frac{1}{L_m} + \frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} \right) = \Delta \psi_{dqm} \left(\frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} \right) + \left(\frac{\psi_{dqs}}{L_{\sigma s}} + \frac{\psi'_{dqr}}{L'_{\sigma r}} \right) \quad (2.56)$$

d'où :

$$\psi_{dqm_lin} = L_{dq} \left(\Delta \psi_{dqm} \left(\frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} \right) + \left(\frac{\psi_{dqs}}{L_{\sigma s}} + \frac{\psi'_{dqr}}{L'_{\sigma r}} \right) \right) \quad (2.57)$$

Nous utilisons encore les équations (2.47) pour déduire les expressions suivantes :

$$\psi_{dqm_sat} = \Delta \psi_{dqm} \left(L_{dq} \left(\frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} \right) - 1 \right) + L_{dq} \left(\frac{\psi_{dqs}}{L_{\sigma s}} + \frac{\psi'_{dqr}}{L'_{\sigma r}} \right) \quad (2.58)$$

on pose :

$$L_d \left(\frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} \right) - 1 = L_d \left(\frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L'_{\sigma r}} - \frac{1}{L_d} \right) = -\frac{L_d}{L_m} \quad (2.59)$$

En remplaçant la relation (2.59) dans les équations (2.58), on obtient aux expressions des flux magnétisants en saturation d'axes d et q suivantes :

$$\begin{cases} \psi_{dm_sat} = L_d \left(\frac{\psi_{ds}}{L_{\sigma s}} + \frac{\psi'_{dr}}{L'_{\sigma r}} \right) - \frac{L_d}{L_m} \Delta \psi_{dm} \\ \psi_{qm_sat} = L_q \left(\frac{\psi_{ds}}{L_{\sigma s}} + \frac{\psi'_{dr}}{L'_{\sigma r}} \right) - \frac{L_q}{L_m} \Delta \psi_{qm} \end{cases} \quad (2.60)$$

Le modèle dynamique des flux en régime saturé est obtenu en associant les équations des flux d'axes d et q du régime linéaire, les équations d'auto-excitation et le système d'équations (2.60)

2.13. Simulation du modèle saturé avec application à l'auto-amorçage

La simulation de l'auto-amorçage à vide du générateur asynchrone pour ce régime de fonctionnement consiste à résoudre un système d'équations différentielles non linéaires. Ce système constitue le modèle dynamique du générateur asynchrone. Pour la résolution du système nous avons choisi la méthode Runge-Kutta-Fehleberg d'ordre 4 à pas variable. Nous présentons les résultats de simulation, et ceux obtenus expérimentalement :

Les figures 2-10 et 2-11 représentent, pour la machine considérée, l'auto-amorçage à vide sur une batterie de condensateurs de $90 \mu\text{F}$, le rotor tourne à des vitesses distinctes.

La figure 2-10 représente la tension entre phases lorsque le rotor tourne à 1500 tr/min. Elle atteint à son régime permanent une amplitude de 360 V au bout de .024 sec.

La figure 2-11 représente le courant statorique qui atteint son régime permanent après 0.24 sec. Son amplitude est de 18 A.

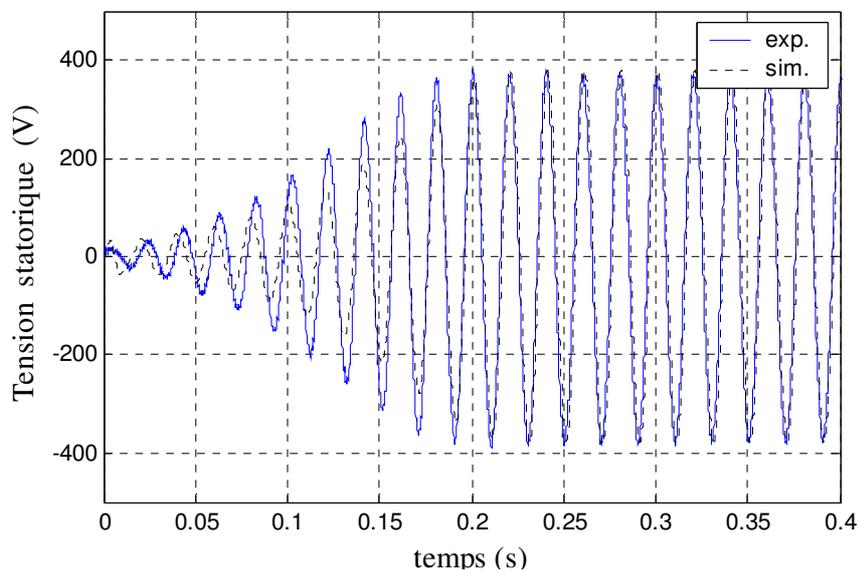


Figure 2-10 : Tension d'auto-amorçage à vide, pour $N=1500$ t/min et $C=90 \mu\text{F}$

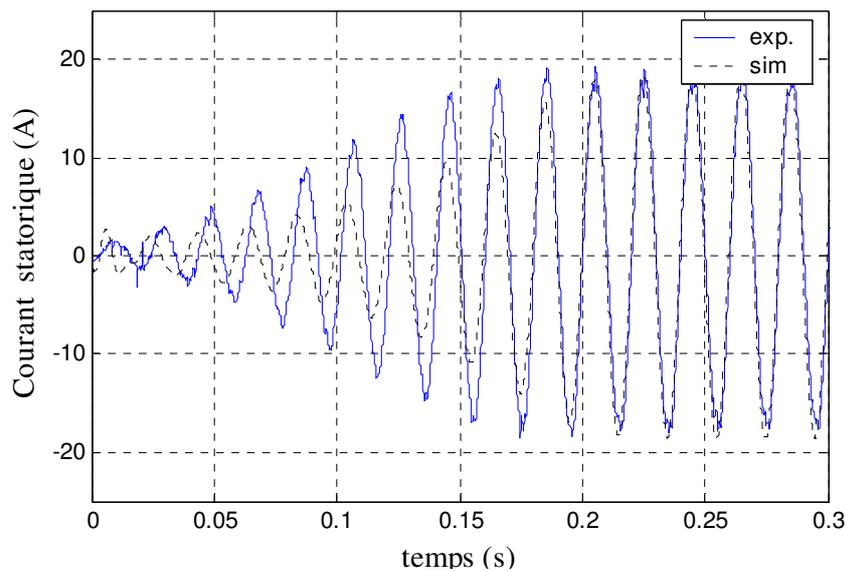


Figure 2-11 : Courant statorique d'auto-amorçage à vide, pour $N=1500\text{tr/min}$, $C=90\mu\text{F}$.

La comparaison entre les courbes simulées et expérimentales montre la validité du modèle de la machine pour un fonctionnement en générateur asynchrone auto-amorcé.

2.14. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons établi un modèle linéaire de la machine asynchrone en partant des équations des tensions, exprimées dans les axes réels puis ramenées à un système d'axes en quadrature. Pour cela nous avons utilisé la transformation triphasé-biphasé qui permet de rendre constants les coefficients dépendant du temps.

Lors de cette étude, nous avons négligé l'effet de la saturation du circuit magnétique. Le modèle développé sous cette hypothèse donne des résultats divergents qui ne reflètent aucune réalité physique pour un fonctionnement en générateur autonome.

La prise en compte de l'effet de la saturation du circuit magnétique dans le modèle de la machine est indispensable au fonctionnement autonome du générateur. La valeur des condensateurs d'excitation et de la vitesse, influent sur le comportement en régime dynamique et permanent de celui-ci.

Contrairement au modèle linéaire, l'application du modèle saturé en générateur asynchrone autonome à vide a donné des résultats convergents qui décrivent bien le comportement du générateur. L'expérimentation a ainsi permis de valider le modèle.

CHAPITRE 3

FONCTIONNEMENT EN GENERATEUR AUTONOME ET INTEGRE AU RESEAU

CHAPITRE 3

FONCTIONNEMENT EN GENERATEUR ASYNCHRONE AUTONOME ET INTEGRE AU RESEAU

3.1. Introduction

Le générateur asynchrone à vitesse fixe peut fonctionner soit en mode autonome soit connecté au réseau de distribution. Dans le premier cas il fournit de la puissance active à une charge isolée alors que dans le second cas il la fournit au réseau. Dans ces deux types de fonctionnement il a besoin d'être amorcé donc nécessité d'une puissance réactive. Elle est fournie par une source externe (condensateurs). Lorsque la charge isolée est trop inductive, il y'a un surplus de consommation d'énergie réactive ce qui peut provoquer l'écroulement de la tension. Dans ce fonctionnement il y a nécessité de réguler la tension et la fréquence.

Le fonctionnement du générateur couplé au réseau se fait souvent avec des gradateurs afin d'avoir une connexion douce [29]. Cela ressemble un peu au couplage d'un alternateur synchrone qui se fait avec un synchronoscope. Une fois couplé il fournit de la puissance active au réseau. Cependant il est soumis aux perturbations qui proviennent du réseau auquel il est couplé. Ces perturbations ont des répercussions sur le bon fonctionnement du générateur et peuvent être dangereuses si certaines conditions sont remplies. Dans ce chapitre nous étudierons les deux fonctionnements séparément. La première partie sera consacrée au fonctionnement autonome sur charge isolée, et la deuxième partie au fonctionnement intégré au réseau.

PARTIE 1. FONCTIONNEMENT EN GENERATEUR AUTONOME

Les structures possibles pour faire de la conversion d'énergie électromécanique sont nombreuses. Les outils théoriques seuls, ne peuvent pas prévoir de façon sûre le fonctionnement et les performances d'une machine électrique, encore moins lorsqu'elle est associée à un convertisseur statique. En fait, les solutions viennent de la convergence d'approches théoriques et expérimentales. D'importantes investigations sont menées sur l'association des convertisseurs et des machines électriques fonctionnant en générateurs pour améliorer leurs performances [57 - 60].

Les redresseurs de tension sont particulièrement destinés pour la conversion alternatif-continu, appliquée là où une source continue fixe ou variable est exigée. Ils sont utilisés comme étage d'entrée des onduleurs associés aux machines asynchrones dans les entraînements à vitesse variable. Mais aussi pour stocker de l'énergie électrique dans les batteries d'accumulateurs associées aux systèmes hybrides (photovoltaïques - éoliens). Cette énergie est restituée pendant les périodes naturellement défavorables à sa production.

Dans ce chapitre, il s'agit en premier lieu d'étudier le comportement de l'ensemble générateur asynchrone- redresseur sur charge isolée. Pour sa modélisation il y a lieu de décomposer le système complexe en différents blocs.

3.2. Rappels sur les notions de base du redressement

Les redresseurs à thyristors et à diodes se distinguent par leurs modes de commutation (la façon dont sont disposés les enroulements sièges des tensions alternatives). Ils opèrent en commutation, en modifiant périodiquement les connexions entre les bornes où apparaissent les tensions alternatives et celles où l'on recueille la tension redressée.

On trouve généralement trois types de montages redresseurs :

- les montages à commutation parallèle dits à point neutre ;

- les montages à commutation parallèle double appelés redresseur en pont « mixte ou tout thyristors » ;

- les montages à commutation série.

Dans ce qui suit, on s'intéressera uniquement au redresseur en pont mixte afin d'avoir moins de thyristors à commander, avec une plage de variation du retard à l'amorçage deux fois plus grande.

Si un redresseur en pont « tout thyristors » est réversible, c'est à dire qu'on peut voir le transfert de l'énergie s'inverser vers le côté alternatif à partir d'un certain retard à l'amorçage ($\pi/2$), un redresseur en pont « mixte » par contre, exclut ce fonctionnement quelque soit le retard à l'amorçage. En faisant varier l'angle d'amorçage α de 0 à π , la tension moyenne redressée chute de sa valeur maximale à zéro. Tant que α est inférieur à $\pi/3$ on trouve à chaque période deux portions de sinusoïdes.

Lorsque α devient supérieur à $\pi/3$, il y a des intervalles où les semi-conducteurs se trouvant sur le même bras débitent simultanément, ainsi les bornes du côté continu seront au même potentiel.

3.3. Modélisation de l'ensemble générateur asynchrone – redresseur

Il s'agit d'étudier le comportement de l'ensemble générateur asynchrone –redresseur-charge. La décomposition en différents blocs est indispensable pour sa modélisation. La figure 3-1 reproduit schématiquement le système à étudier avec ses différents blocs.

Les différents blocs se composent :

- d'une source de tension alternative délivrée par le générateur asynchrone autonome
- d'un redresseur triphasé en pont mixte
- d'une charge réelle

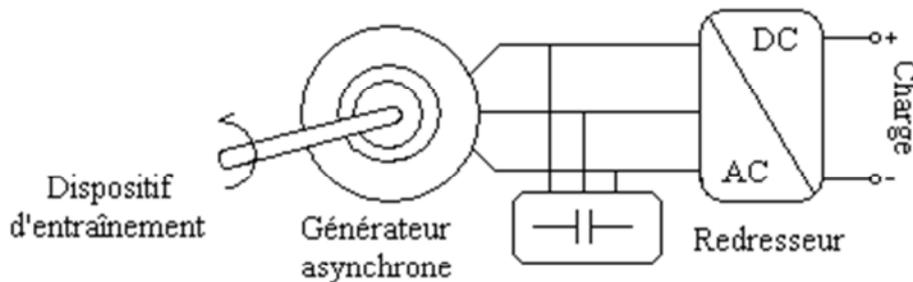


Figure 3-1 : Schéma synoptique du système générateur asynchrone - redresseur

3.3.1. Modélisation du générateur asynchrone

Le modèle utilisé est celui des flux. Pour l'extension du modèle linéaire au modèle saturé, nous avons utilisé la fonction caractérisant le degré de saturation. Le modèle a été élaboré au chapitre 2.

Ce même modèle sera appliqué ici pour le cas du générateur autonome alimentant une charge réelle à travers un redresseur.

3.3.2. Modélisation du redresseur mixte

Le redresseur est une interface entre la source et la charge. Sa modélisation, est étroitement liée au modèle choisi pour représenter les semi-conducteurs. La structure du redresseur triphasé en pont mixte avec son alimentation est représentée sur la figure 3-2. Le modèle idéal du redresseur prend en considération les hypothèses suivantes :

- les semi-conducteurs seront considérés comme parfaits
- la commutation est instantanée.

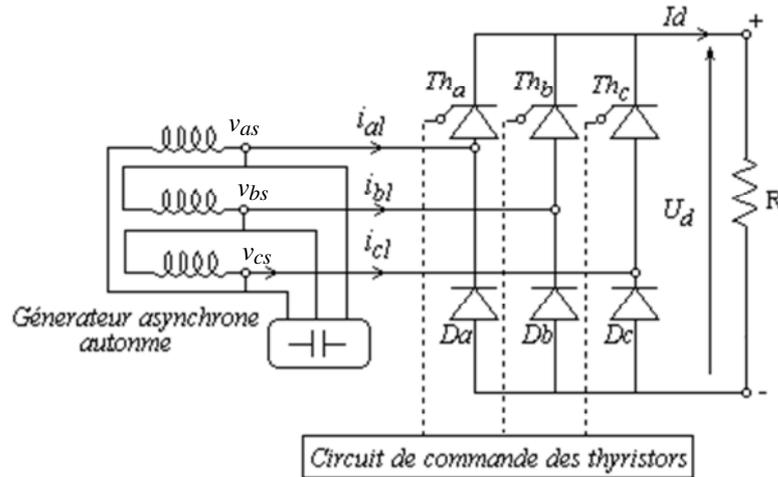


Figure 3-2 : Structure du redresseur triphasé en pont mixte

Les impulsions aux gâchettes des thyristors ont une durée voisine de la période de la tension redressée, la séquence de conduction est la suivante :

Le thyristor Th_a (Figure 3-2) correspondant à la phase a peut-être enclenché par une impulsion de gâchette et à partir du moment où la tension v_{as} est supérieure à v_{bs} et v_{cs} ;

La diode D_a conduit lorsque v_{as} est supérieure à v_{bs} et v_{cs} . Si celle-ci conduit avant le blocage de Th_a la tension redressée devient nulle. L'amorçage de Th_b par le même procédé, provoque le blocage de Th_a , en termes d'équation on peut écrire :

Th_i conduit lorsque :

$$v_{is} = \text{Max}(v_{js}) \text{ et } F_{ip} = u_c \tag{3.1}$$

Di conduit lorsque :

$$v_{is} = \text{Min}(v_{js}) \tag{3.2}$$

où :

$$i=a, b, c \text{ et } j=a, b, c$$

F_{ip} et u_c sont respectivement l'onde porteuse et la tension de commande dont l'intersection définit l'angle d'amorçage des thyristors.

La tension redressée est obtenue par l'équation suivante :

$$U_d = \text{Max}(v_{js}) - \text{Min}(v_{js}) \tag{3.3}$$

Le courant à la sortie du redresseur est donné par la relation suivante :

$$I_d = \frac{U_d}{R} \tag{3.4}$$

Le redresseur impose, durant la fermeture, un courant de charge triphasé :

$$i_{abcl} = \begin{cases} I_d & \text{lorsque } Th_{abc} \text{ et } (D_{bca} \text{ ou } D_{cab}) \text{ conduisent} \\ 0 & \text{si non} \end{cases} \quad (3.5)$$

Ces courants vérifient les équations suivantes :

$$\frac{d}{dt} v_{dqos} = \frac{1}{C_{ex}} (i_{dqos} - i_{dqol}) \pm \omega_a v_{qds} \quad (3.6)$$

avec :

$$i_{dqos} = T_a(\theta_s) i_{abcs} \quad (3.7)$$

$T_a(\theta_s)$ est la matrice de transformation du circuit stationnaire définie dans le chapitre 2.

3.3.3. Modélisation de la commande

Pour simuler le générateur d'impulsions, nous avons développé un programme qui compare à chaque instant l'onde porteuse, synchronisée sur les tensions d'alimentation du redresseur avec une tension de commande u_c . La loi de commande s'écrit :

$$F_{ip} = u_c \quad (3.8)$$

tel que :

$$\frac{d}{dt} F_{ip} = k f_i \quad (3.9)$$

f_i est une fonction discrète définie par :

$$f_i = \begin{cases} 1 & \text{si } v_{is} > 0 \\ 0 & \text{si non} \end{cases} \quad (3.10)$$

k est un coefficient choisi de façon à obtenir l'amplitude désirée de l'onde porteuse.

Le signal de commande u_c , proportionnel à l'angle de retard à l'amorçage, peut être élaboré de deux manières différentes:

soit réglable par un opérateur extérieur,

soit asservi par un dispositif de régulation.

L'intersection de la tension de commande avec la porteuse correspondant à la phase a provoque l'amorçage du thyristor Th_a . La commande des gâchettes des thyristors est illustrée par la figure 3-3.

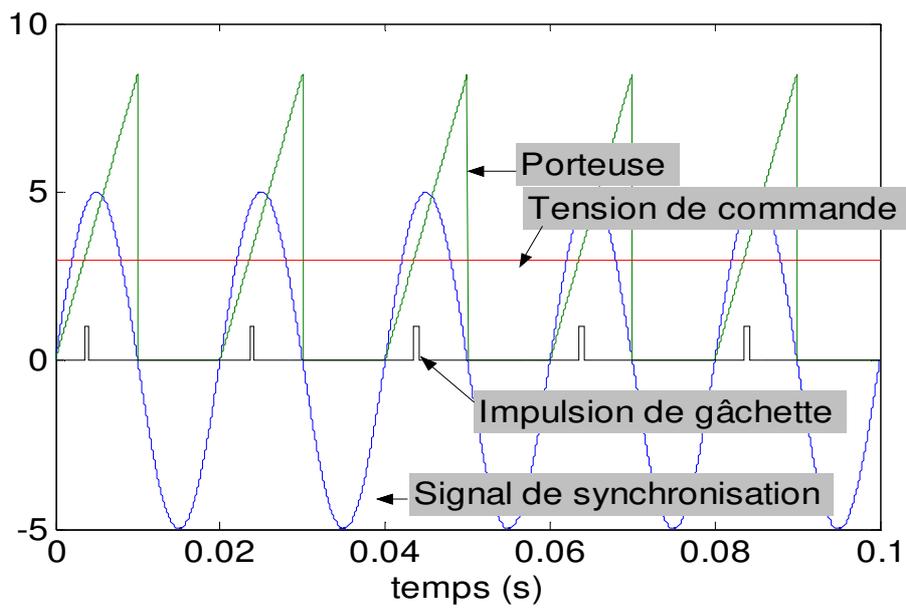


Figure 3-3 : Principe de la commande

La figure 3-4 ci-dessous montre l'ordre de succession des impulsions des gâchettes des thyristors.

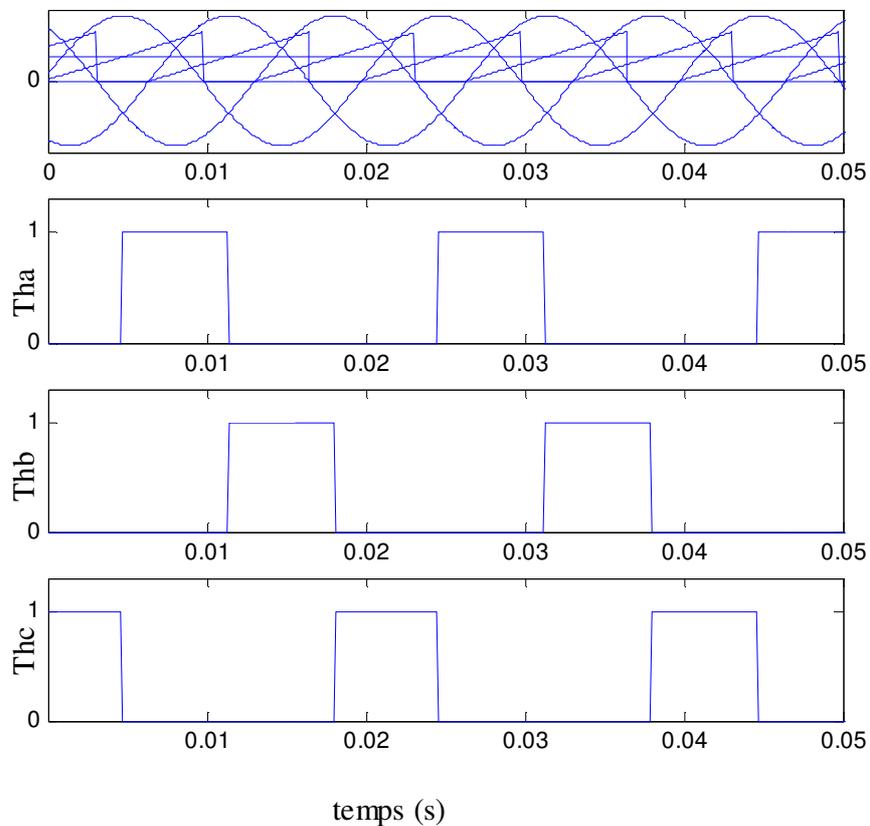


Figure 3-4 : Répartition des impulsions de gâchettes des thyristors

Pour la régulation de la tension de sortie du redresseur nous utilisons un régulateur schématisé par la figure 3-5 suivante :

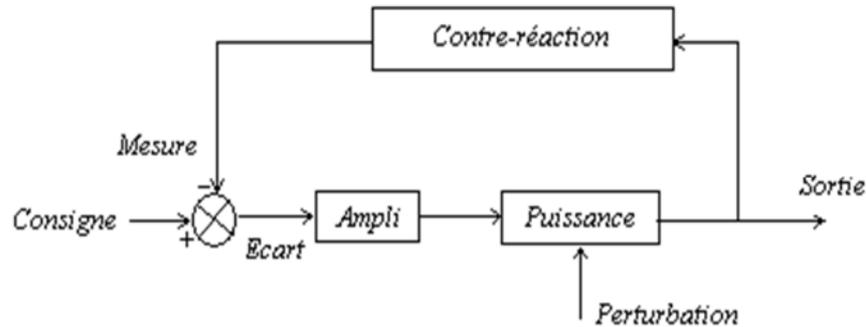


Figure 3-5 : Schéma de principe d'un régulateur

D'une manière générale, l'objectif de la régulation consiste à maintenir une ou plusieurs grandeurs physiques à une valeur de référence (consigne), indépendamment des perturbations extérieures. A chaque instant, la sortie que l'on souhaite contrôler est renvoyée via un circuit de contre-réaction vers un dispositif effectuant la différence entre la valeur de consigne et la sortie (à un coefficient constant près).

Un amplificateur est chargé d'amplifier l'écart donné par le comparateur afin d'apporter une correction à la grandeur mesurée. Lorsque l'écart est nul, la sortie reste invariante tant qu'aucune perturbation externe n'intervient.

Notre système est appelé à fonctionner à priori dans un environnement susceptible de présenter des perturbations qui sont généralement imprévisibles (variation brusque de la vitesse d'entraînement et/ ou de la charge). Dans notre cas, nous souhaitons maintenir la tension continue à un niveau de (200V), nous ajoutons alors au système donné par la figure 3-2, un circuit de réglage qui permet de corriger les écarts engendrés par les variations de la charge ou de la vitesse.

Pour la régulation, nous utilisons un filtre actif placé en cascade à l'entrée du régulateur PI à base d'amplificateurs opérationnels. Ce dernier agit, sur la tension de commande de façon à ajuster les angles d'amorçage des thyristors dès que la tension de sortie du redresseur tend à s'écarter de la valeur de consigne.

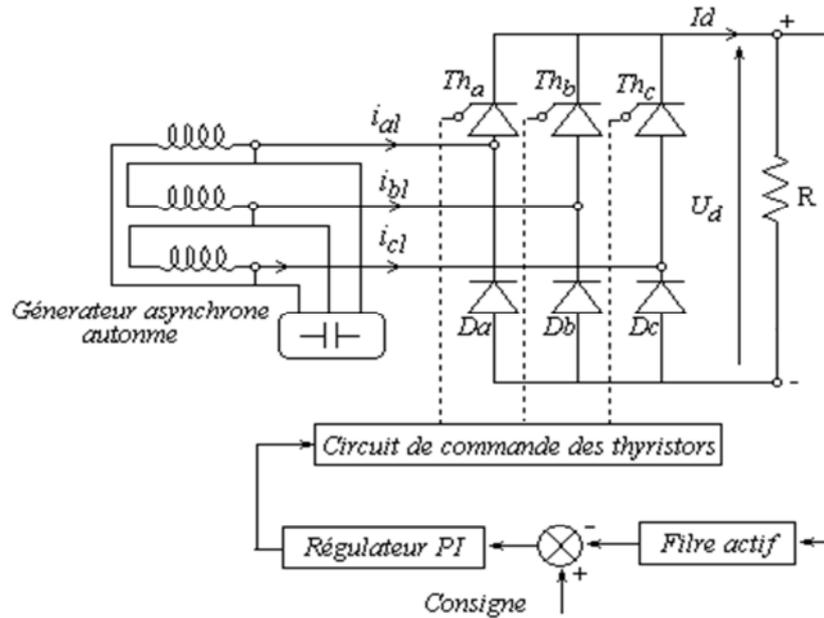


Figure 3-6 : Association du Générateur / Redresseur régulé en tension/Charge

Le filtre actif est à base d’amplificateur opérationnel. Sa fonction de transfert est la suivante :

$$G(p) = \frac{U_y}{U_{dr}} = - \frac{1 + \tau p}{1 + a \tau p} \tag{3.11}$$

où :

$$\tau = R_{f2} C_f \text{ et } a = \frac{R_{fe}}{R_{f1} R_{f2}} (R_{f1} + R_{f2})$$

La constante de temps τ du filtre dans le cas du dispositif étudié est de 0.005 s.

U_{dr} est la tension d’entrée du filtre redressée (réduite),

U_y est la tension de sortie du filtre.

Un régulateur PI présente deux actions combinées :

une action proportionnelle $k_p e(t)$, qui est à la base de la constitution de la boucle de régulation.

une action intégrale $k_i \int_0^t e(t) dt$, qui permet d’éliminer l’erreur statique.

La commande u_c donnée par le régulateur PI, dans sa forme classique est décrite par l’expression [61] :

$$u(t) = k_p \left(e(t) + \frac{1}{T_i} \int_0^t e(t) dt \right) \tag{3.12}$$

$e(t)$ représente la différence entre la consigne et la valeur mesurée.

T_i est la constante de temps du régulateur.

$$T_i = \frac{k_p}{K_i}$$

Les actions du régulateur s'expriment par un gain k_p proportionnel à l'erreur et une constante de temps T_i nécessaire pour que la variation de la sortie u_c soit égale à celle de l'entrée e .

3.4. Réalisation du redresseur avec sa commande

Pour la mise en œuvre du système, nous utilisons :

- une source de tensions alternatives, qui est le générateur asynchrone,
- Un redresseur triphasé avec un montage en pont mixte,
- Un transformateur à point milieu, 220/15 V,
- Une alimentation stabilisée du laboratoire,
- Un filtre actif,
- Un régulateur PI.

Le redresseur comprend deux parties :

Une carte « puissance » qui est le redresseur. Sur cette carte on trouve les semi-conducteurs de puissance (trois thyristors à cathode commune et trois diodes à anode commune) et les opto- coupleurs assurant le découplage entre la commande et la puissance. Les diodes et les thyristors seront choisis en fonction des tensions directe et inverse maximales qui leur seront appliquées

Une carte « commande analogique » qui génère les impulsions d'amorçage des trois thyristors.

Les principales contraintes concernant la commande sont relatives à l'isolement galvanique, compte tenu des niveaux de tension différents et la synchronisation qui doit être particulièrement soignée. Pour générer les signaux de gâchettes, nous utilisons un circuit intégré à commande synchronisé du type TCA 785. Il est caractérisé par une reconnaissance précise du passage par zéro des tensions et un fonctionnement possible en triphasé (3 TCA).

3.5. Résultats de la simulation et de l'expérimentation

Nous présentons dans ce qui suit, les résultats de la simulation numérique du fonctionnement en charge et ceux issus de l'expérimentation. Nous présentons les transitoires des différentes grandeurs électriques lors de la connexion d'une charge donnée ainsi que les variations brusques de la charge, à partir du régime établi. Notons que lors de l'expérience, nous avons utilisé un interrupteur classique et cela peut conduire à une mise sous tension non simultanée des trois phases pendant un laps de temps. Toutefois nous ne nous intéressons pas à l'étude du régime transitoire particulièrement. Le problème que nous avons rencontré réside dans la difficulté à capter la période transitoire du signal relevé. A ce propos, nous donnons les résultats obtenus en régime permanent.

3.5.1. Résultats obtenus suite à la connexion de la charge réelle

Nous avons utilisé quatre résistances : $R_1 = 177 \Omega$; $R_2 = 88.5 \Omega$; $R_3 = 59 \Omega$; $R_4 = 44 \Omega$. Les figures 3-7 représentent les tensions redressées simulées et expérimentales, en régime établi suite à l'application d'un échelon de résistance R_1 , la vitesse est à 1500 tr/min.

Les figures 3-8 représentent les tensions à la sortie du filtre actif, ramenées à la valeur réelle, simulées et expérimentales, en régime établi suite à l'application d'un échelon de résistance R_1 .

Les figures 3-9 représentent les tensions redressées simulées et expérimentales, en régime établi suite à l'application d'un échelon de résistance R_2 , la vitesse est à 1458tr/min.

Les figures 3-10 représentent les tensions redressées simulées et expérimentales, en régime établi suite à l'application d'un échelon de résistance R_3 , la vitesse est à 1427tr/min. A partir des données des courbes expérimentales, on a calculé les valeurs moyennes des tensions redressées en utilisant un filtre butter Worth qui est un filtre digital passe-bas de fréquence de coupure correspondant à 4.10^{-4} s.

Nous constatons que la valeur crête et la fréquence de la tension continue varient en fonction de la charge. Cependant, elle garde pratiquement la même valeur moyenne (200 V). Cette remarque trouve son explication :

Etant donné que nous avons réglé la consigne à un échelon de 200 V, le régulateur agit sur la tension redressée instantanée de façon à ramener sa valeur moyenne à la valeur de consigne et ce pour différentes résistances de charge.

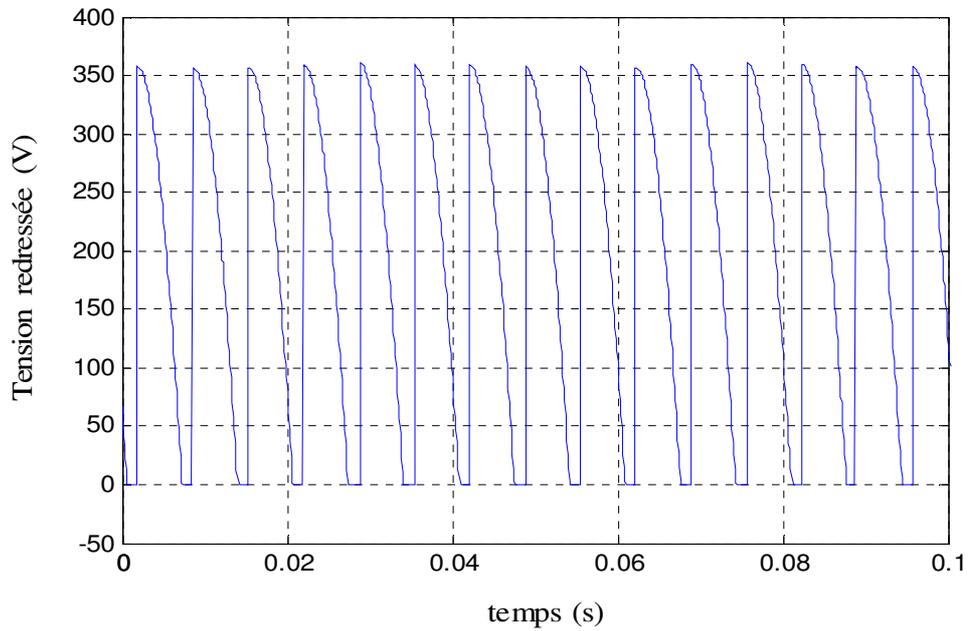


Figure 3-7.a : Tension redressée simulée, avec l'échelon de charge R_1

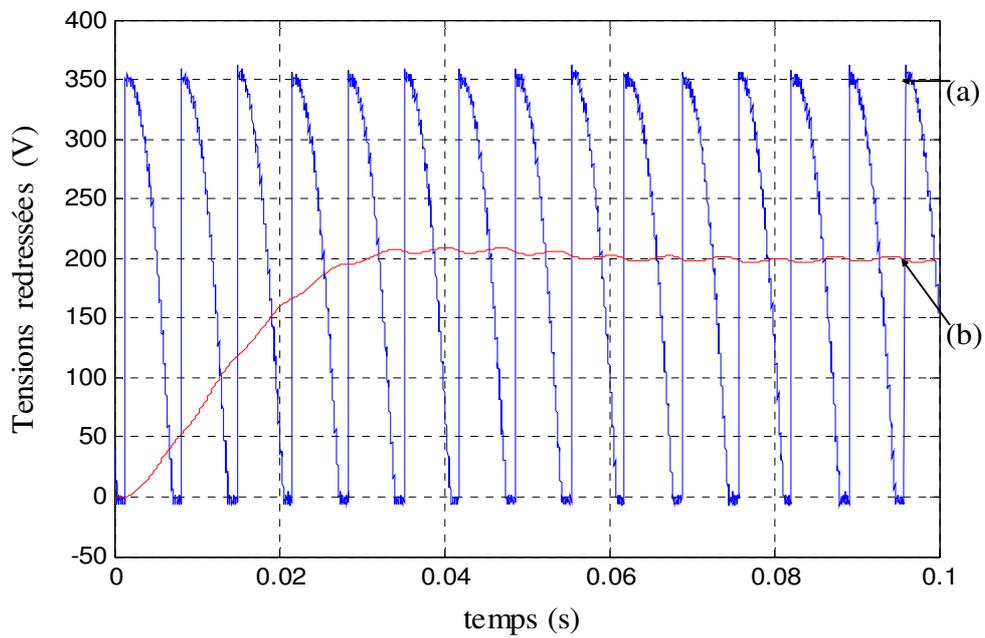


Figure 3-7.b : Tension redressée expérimentale, avec l'échelon de charge R_1

- (a) - tension redressée instantanée
- (b) - tension moyenne reconstituée

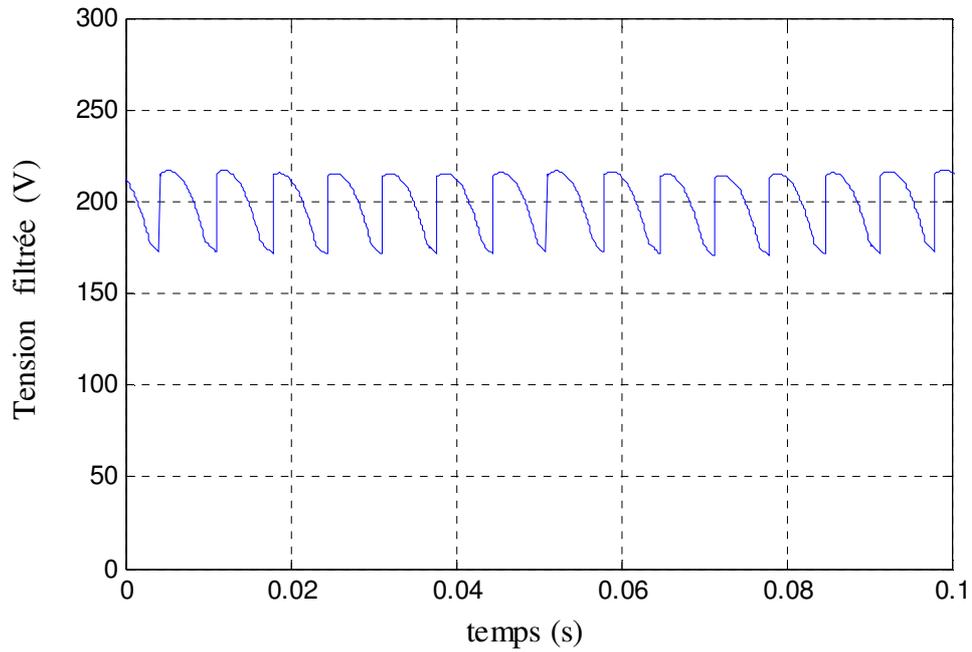


Figure 3-8.a : Tension simulée à la sortie du filtre actif, ramenée à la valeur réelle avec un échelon de charge R_1

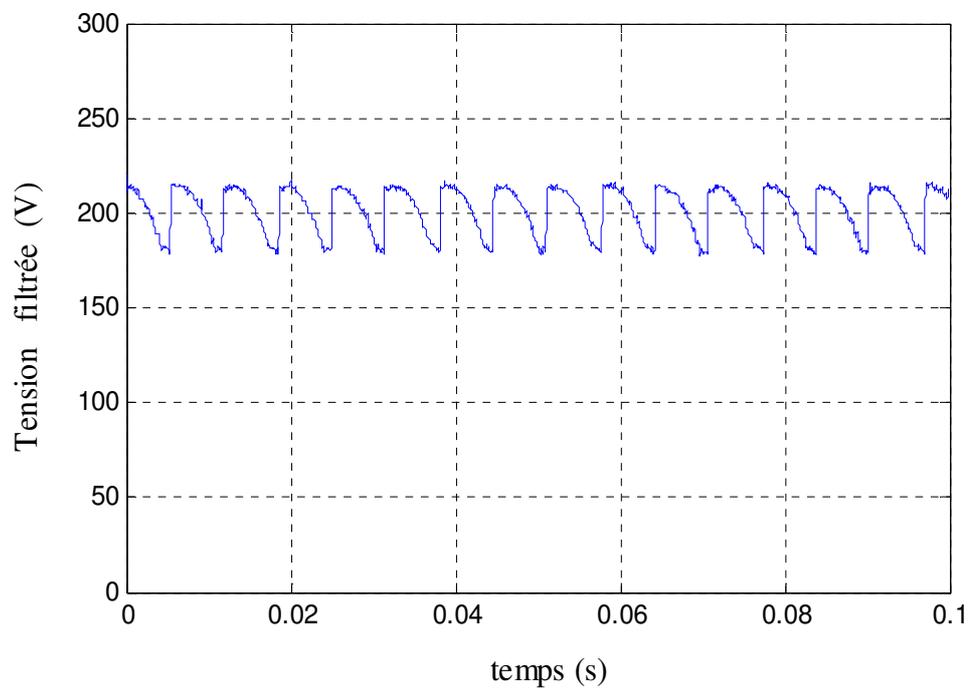


Figure 3-8.b : Tension expérimentale à la sortie du filtre actif, ramenée à la valeur réelle avec un échelon de charge R_1

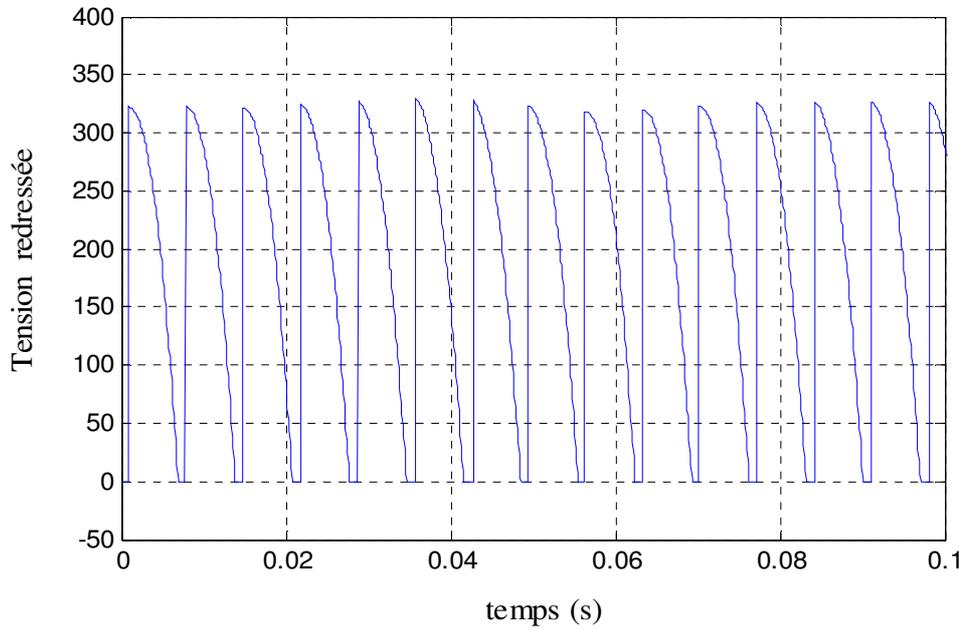


Figure 3-9.a : Tension redressée simulée avec un échelon de charge R_2

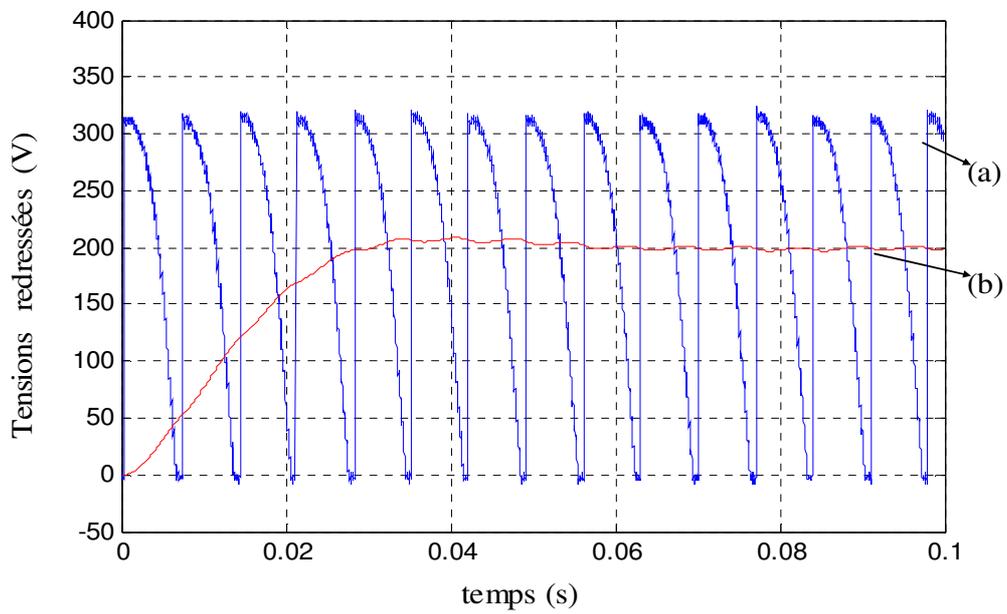


Figure 3-9.b : Tension redressée expérimentale avec un échelon de charge R_2

- (a) - tension redressée instantanée
- (b) - tension moyenne reconstituée

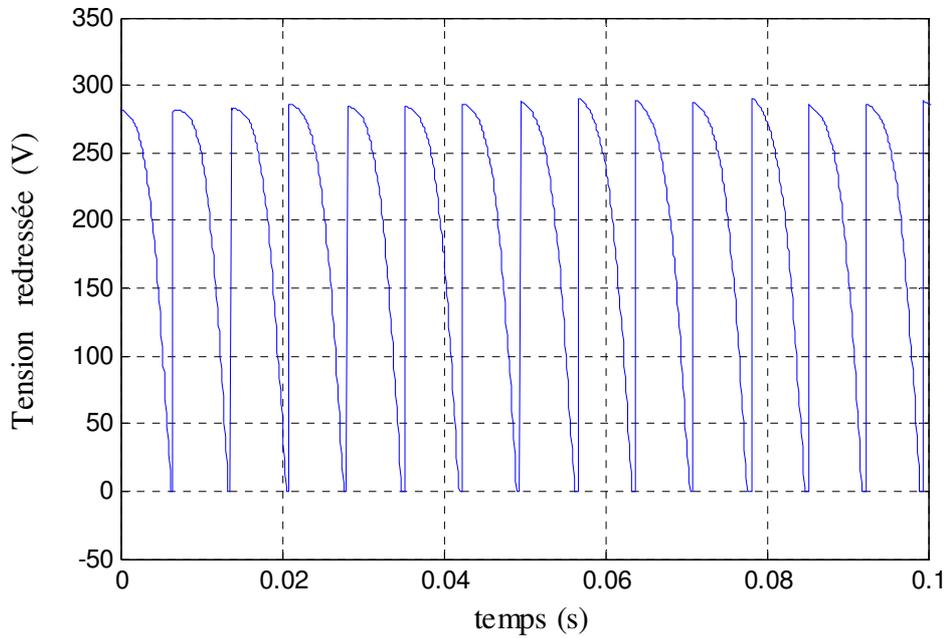


Figure 3-10.a : Tension redressée simulée avec un échelon de charge R_3

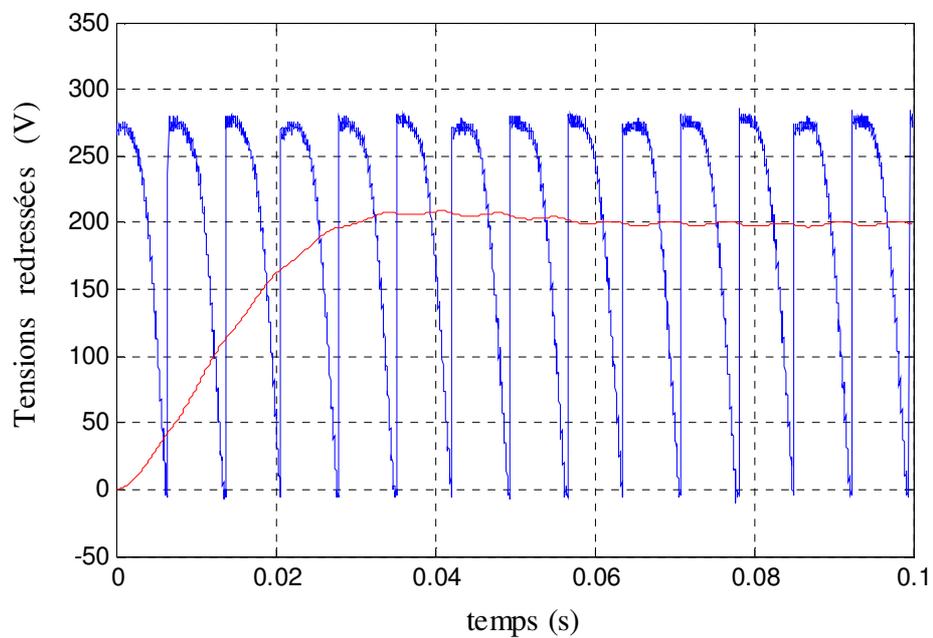


Figure 3-10.b : Tension redressée expérimentale avec un échelon de charge R_3

- (a) - tension redressée instantanée
- (b) - tension moyenne reconstituée

3.5.2. Résultats obtenus suite à des variations brusques de la charge

Les figures 3.11 à 3.15 représentent la réponse du système en boucle fermée suite à des augmentations brusques de la résistance de charge.

La figure 3-11.a et la figure 3-11.b donnent les tensions obtenues par simulation et expérimentalement, suite à une augmentation de la valeur de la charge (de R_2 à R_1), la vitesse d'entraînement passe de 1410 tr/min à 1458tr/min. L'amplitude de la tension redressée augmente d'environ 30V.

Bien que l'amplitude de la tension redressée varie en fonction de la charge, nous constatons que sa valeur (Figure 3-12.a) reconstituée à partir de l'acquisition des données reste à un niveau de 200V.

Nous donnons à la figure 3-12.b, la courbe simulée de la variation de l'angle d'amorçage des thyristors. Pour garder la tension à une valeur moyenne fixe, l'angle d'amorçage augmente d'environ 7° .

La figure 3-13.a et la figure 3-13.b donnent respectivement les tensions obtenues par simulation et expérimentalement, suite à une augmentation de la valeur de la charge R_4 à R_2 , la vitesse d'entraînement passe de 1510 tr/min à 1560tr/min. L'amplitude de la tension redressée augmente de 70V.

Nous donnons aux figures 3-14. a et 3-14.b les tensions réelles simulée est expérimentale, à la sortie du filtre actif.

Les figures 3-15.a et 3-15.b représentent le transitoire des tensions redressées simulée et expérimentale, suite à une diminution brusque de la résistance (de R_1 à R_3), la vitesse passe de 1458tr/min à 1387tr/min. Les tensions moyennes sont reconstituées à partir de l'acquisition des données en utilisant un filtre passe-bas.

La figure 3-6 montre le régime permanent de la tension redressée obtenu par simulation et expérimentalement.

La figure 3-17 présente le transitoire de la tension simulée et le relevé expérimental lorsque l'échelon de charge passe de R_1 à R_3 .

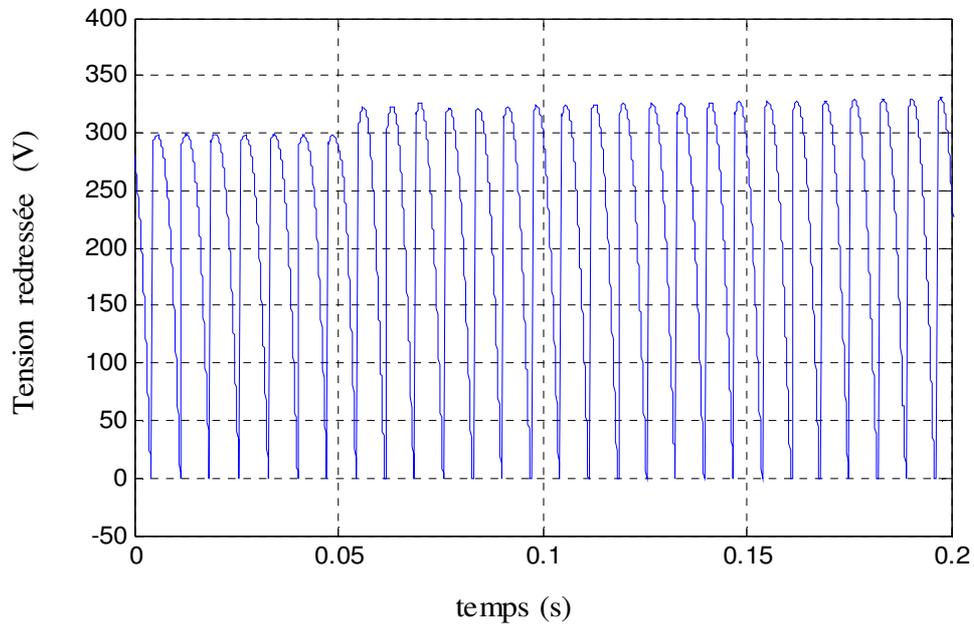


Figure 3-11.a : Tension redressée simulée avec un échelon de charge R_2 à R_1 et une vitesse de $N=1410$ à 1458 tr/mn

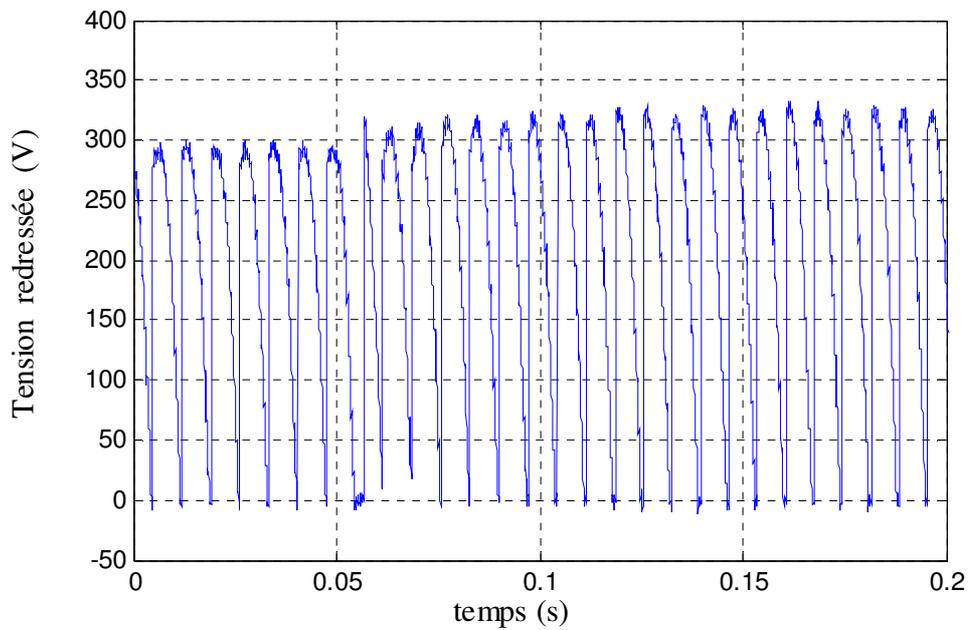


Figure 3-11.b : Tension redressée expérimentale avec une variation de la charge R_2 à R_1 et une vitesse de $N=1410$ à 1458 tr/mn

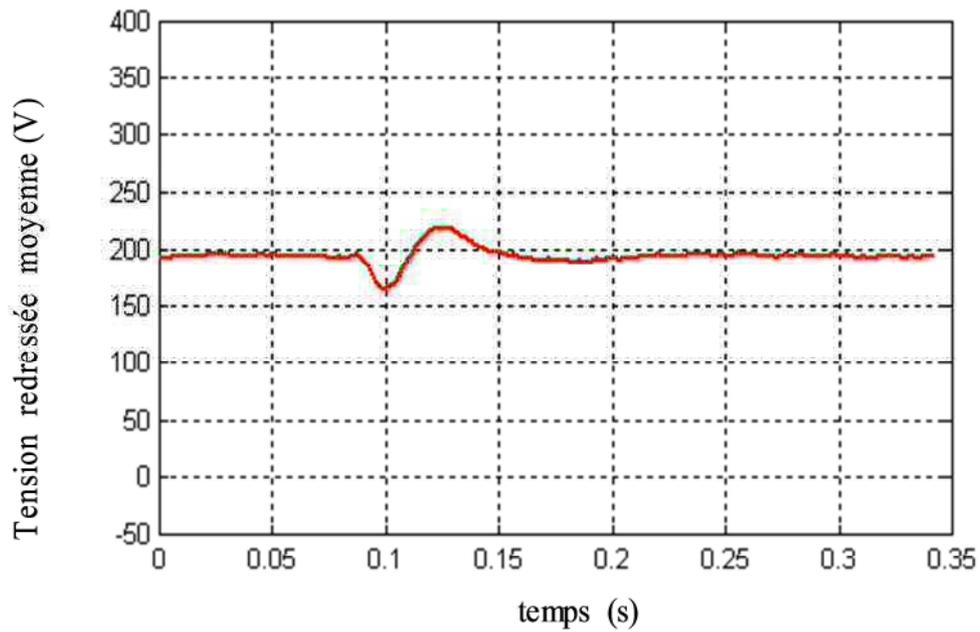


Figure 3-12.a : Tension redressée moyenne reconstituée avec une variation de charge de R_2 à R_1 et une vitesse N de 1410 à 1458 tr/min

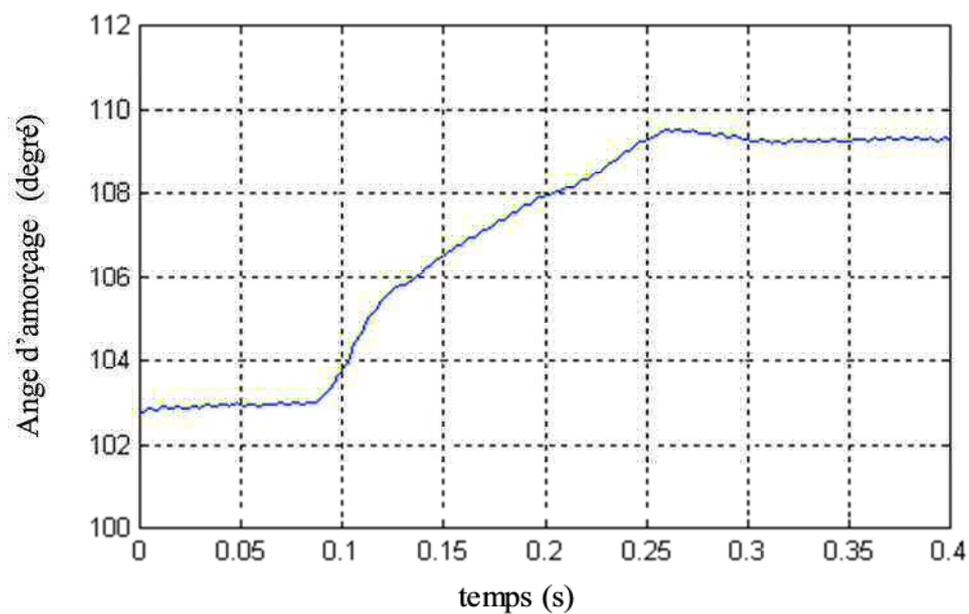


Figure 3-12.b : Angle d'amorçage des thyristors simulés avec une variation de charge de R_2 à $R_1 \Omega$ et, $N=1410$ à 1458 tr/min

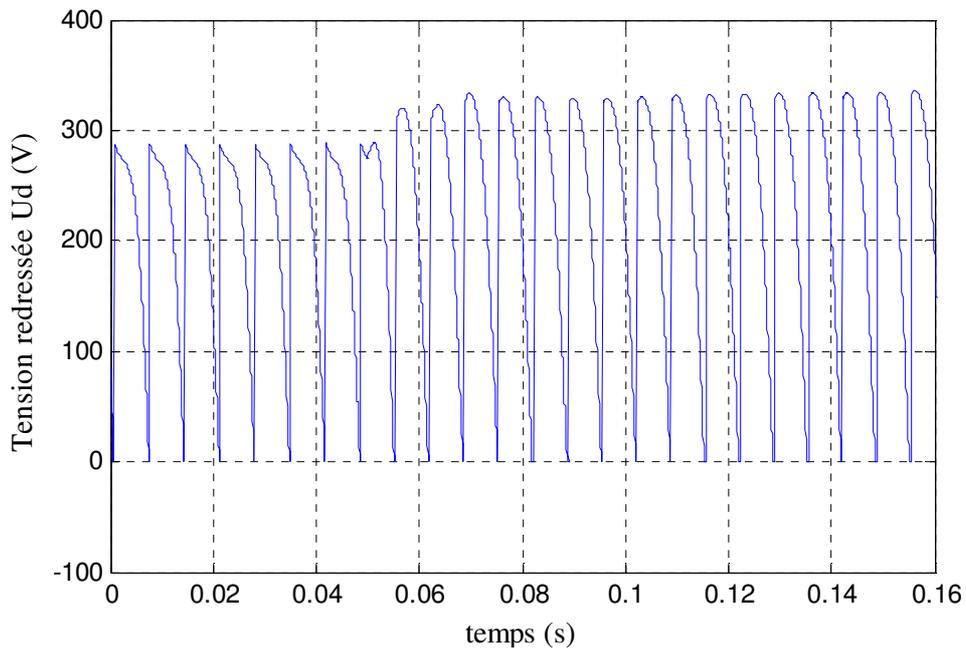


Figure 3-13.a : Tension redressée simulée avec un échelon de charge de R_4 à R_2

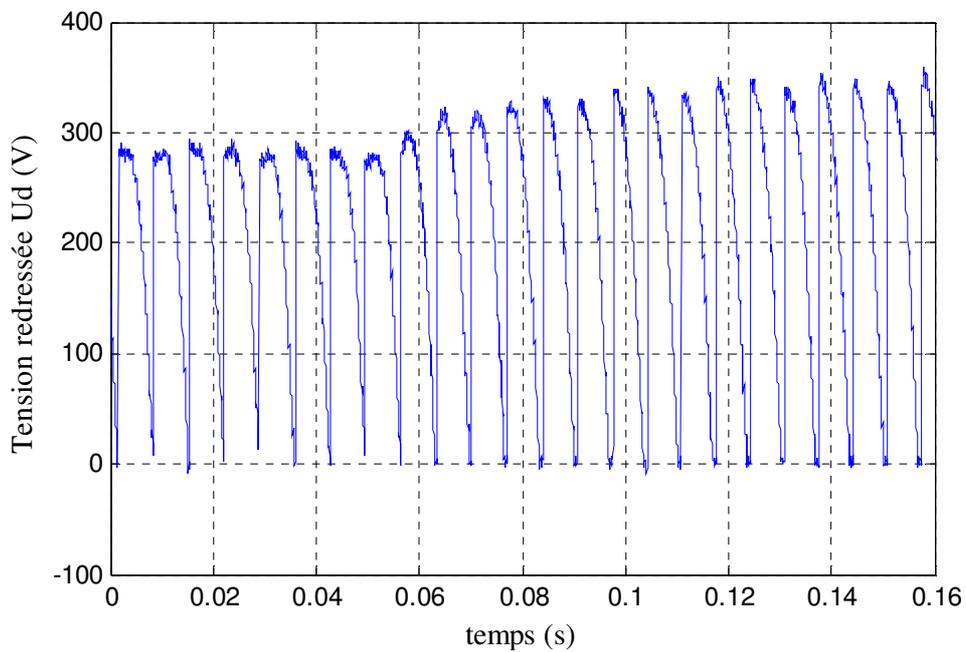


Figure 3-13.b : Tension redressée expérimentale avec un échelon de charge de R_4 à R_2

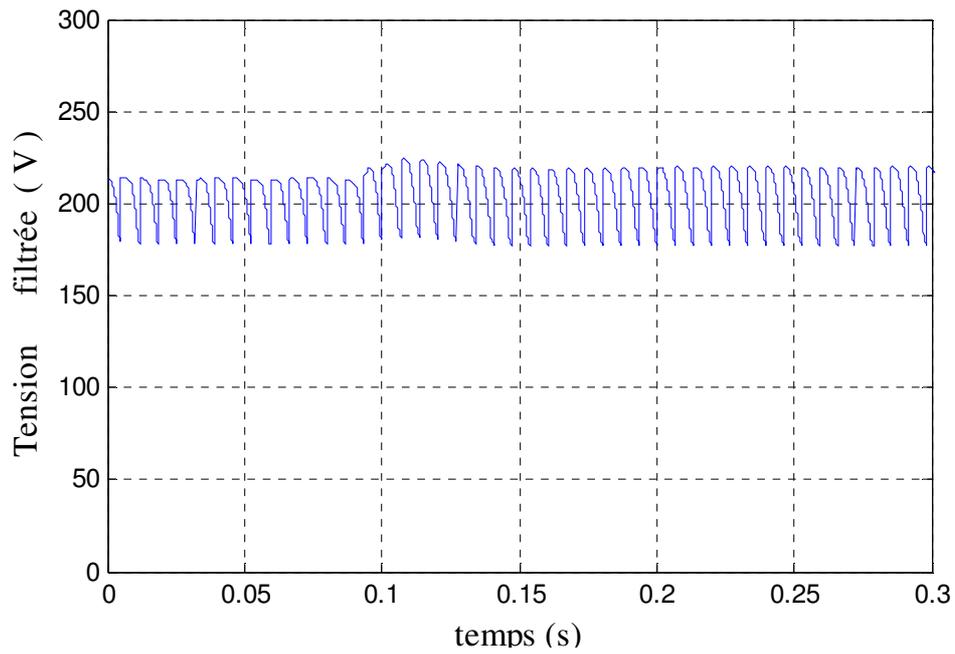


Figure 3-14.a : Tension filtrée simulée ramenée à la valeur réelle, avec un échelon de charge de R_4 à R_2

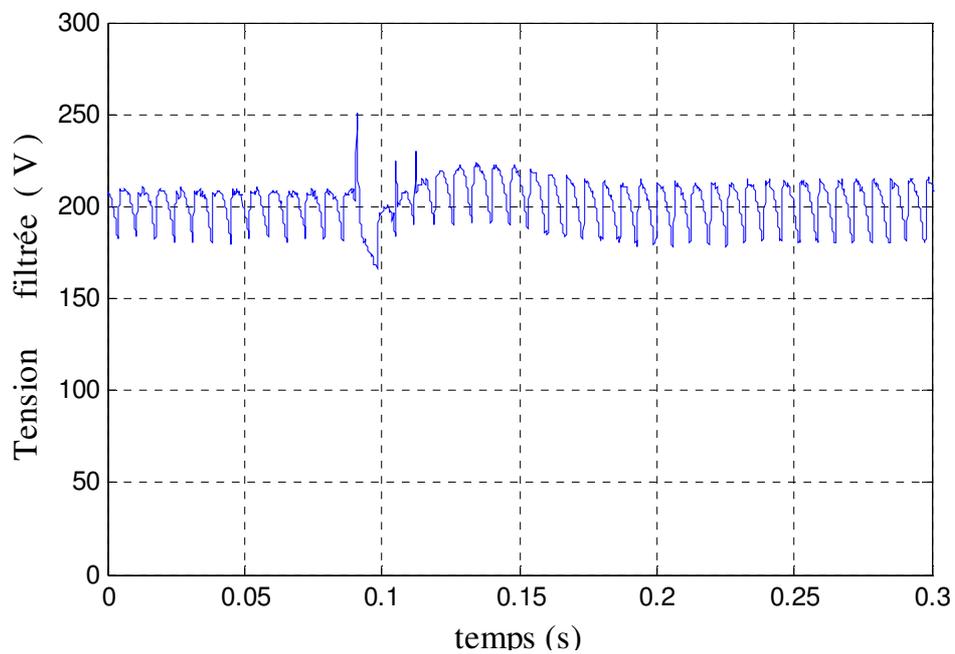


Figure 3-14.b : Tension filtrée expérimentale ramenée à la valeur réelle, avec un échelon de charge de R_4 à R_2

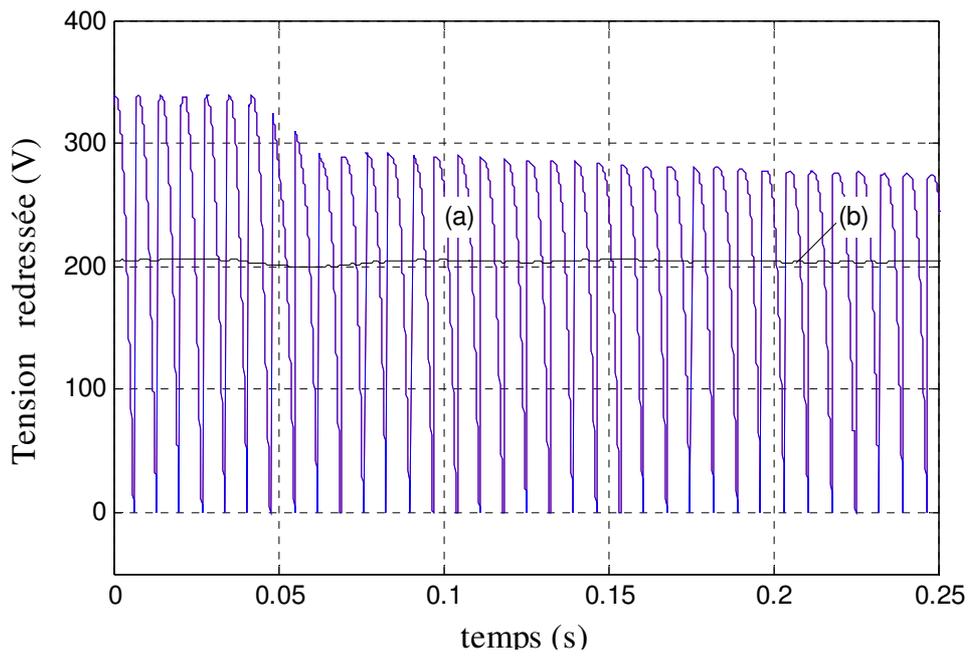


Figure 3-15.a : Réponse du système à un échelon de charge de R_1 à R_3 .

(a) - tension redressée simulée
 (b) - tension redressée moyenne

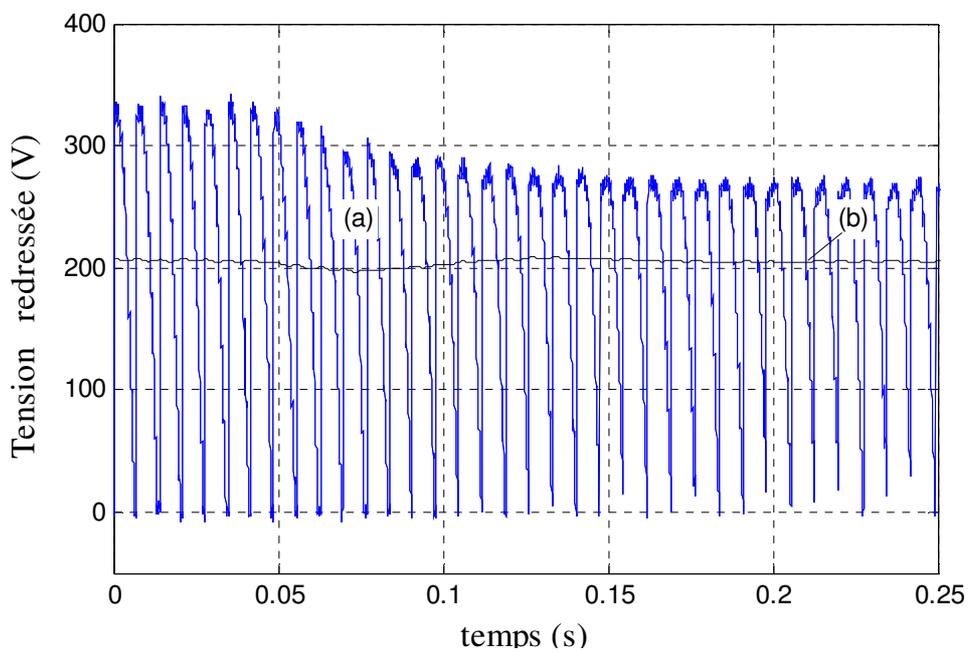


Figure 3-15.b : Réponse du système à un échelon de charge de R_1 à R_3

(a) - tension redressée expérimentale
 (b) - tension redressée moyenne

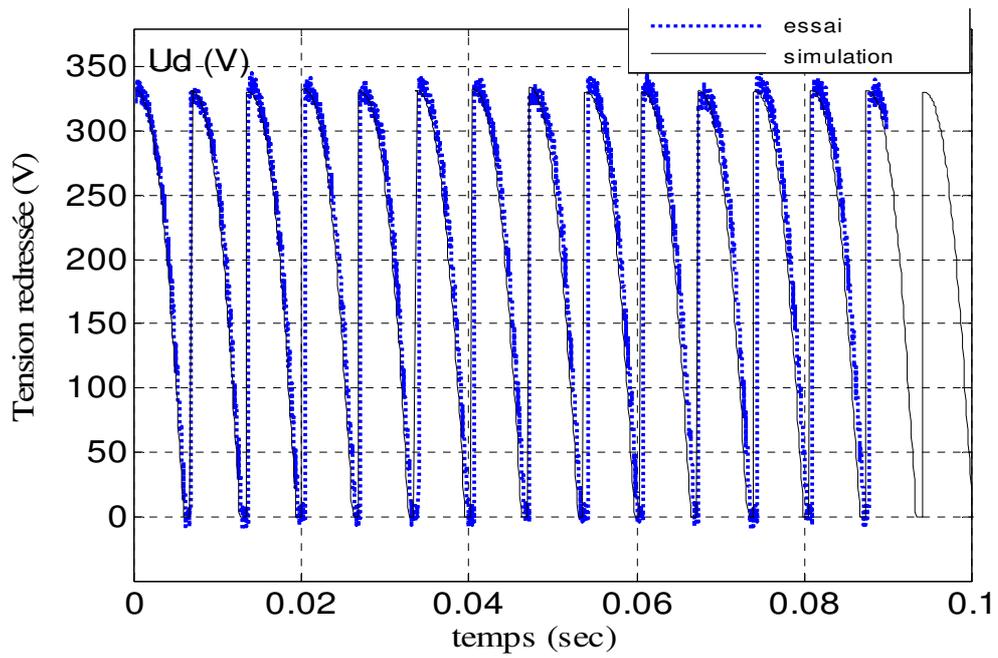


Figure 3-16 : Régime permanent de la tension redressée simulée et expérimentale suite à la connexion de charge R_1

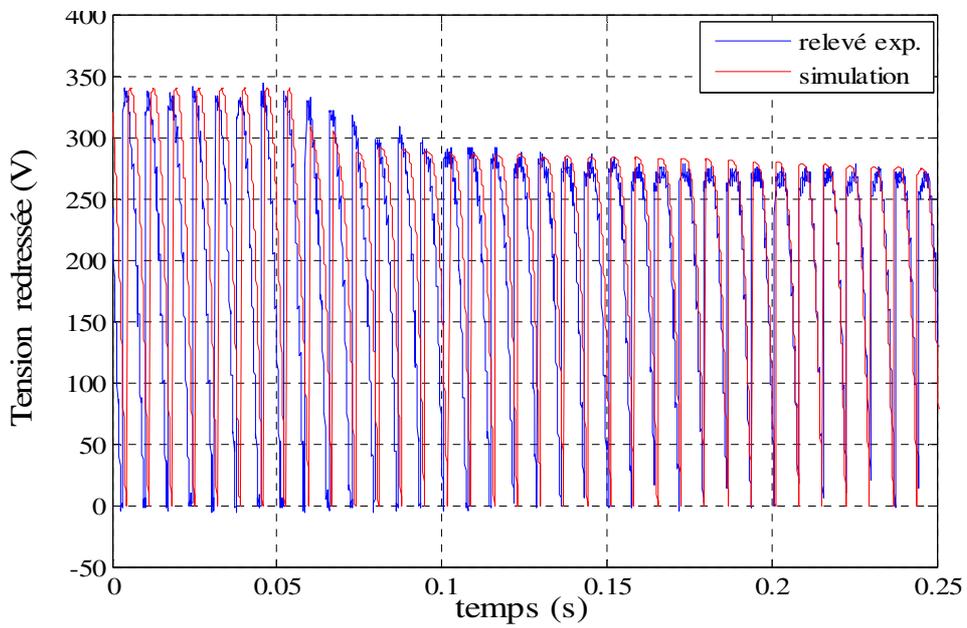


Figure 3-17 : Réponse du système à une variation de l'échelon de charge, de R_1 à R_3

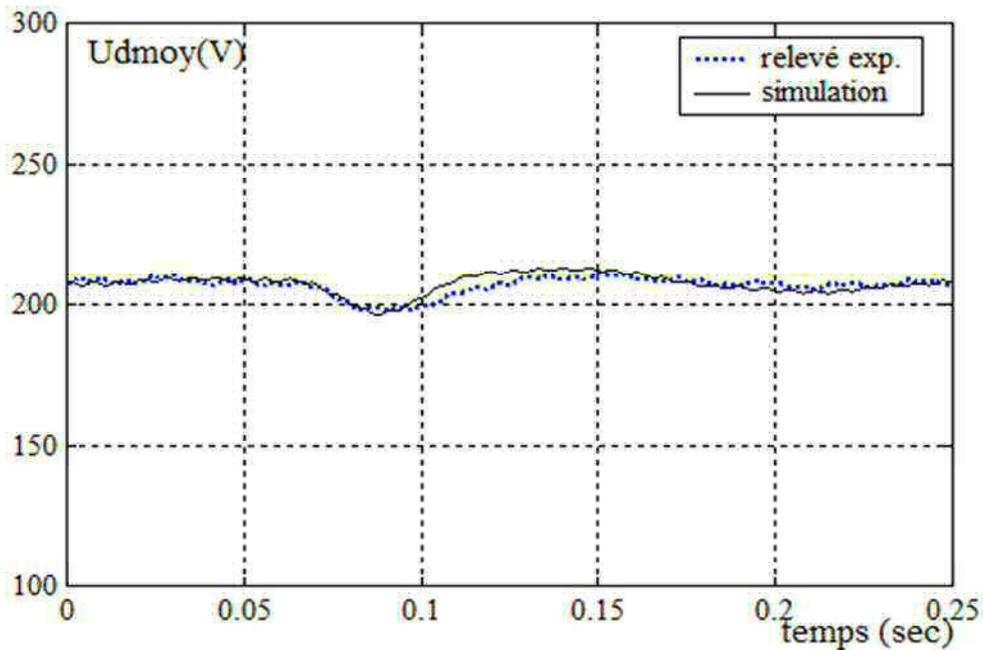


Figure 3-18 : Tension redressée moyenne suite à une variation de l'échelon de charge, de R_1 à R_3

3.6. Influence de la charge sur le générateur asynchrone

Dans les paragraphes précédents, nous avons étudié les régimes transitoires des tensions continues, lors des variations brusques de la charge résistive. On a remarqué que la variation de la tension continue instantanée n'inclut pas la variation de sa valeur moyenne.

Dans ce qui suit, nous étudions l'effet de connexion et de la variation brusque de la charge sur le générateur asynchrone.

Les figures 3-19.a et 3-19.b donnent respectivement le régime permanent de la tension simulée et expérimentale et du courant simulé et expérimental statoriques en charge.

On distingue une nette différence en amplitude entre le courant statorique simulé et celui obtenu par l'expérience, à notre avis cela est dû au fait que dans le modèle du redresseur, nous avons négligé la chute de tension aux bornes des semi-conducteurs de puissance.

Sur les figures 3-20 et 3-21 sont données les transitoires de la tension et du courant statoriques simulés et expérimentaux, suite à la connexion de charge R_2 .

Nous remarquons que plus la valeur de résistance de charge diminue, plus la chute de tension augmente. Cette chute de tension est due à la sous excitation du générateur asynchrone.

En effet plus la résistance diminue plus le courant de charge augmente. Ce courant fait augmenter les chutes de tension inductives et résistives de la machine.

Le courant d'excitation dépend de la tension aux bornes des condensateurs, qui eux, sont branchés parallèlement aux bornes statoriques de la machine. D'où la diminution de l'énergie d'excitation.

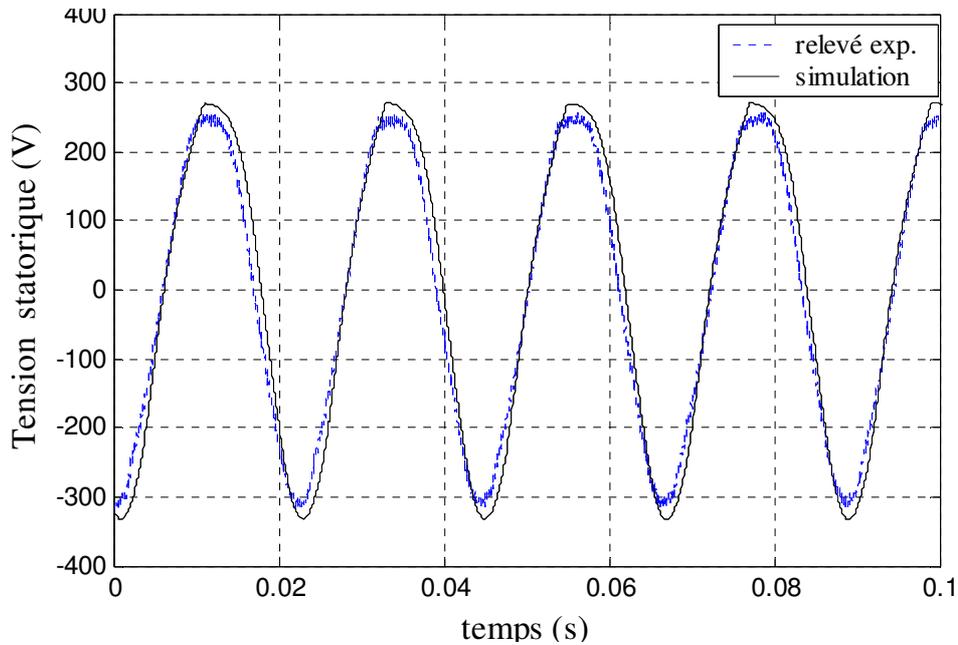


Figure 3-19.a : Tension statorique avec un échelon de charge R3 et une vitesse $N=1387\text{tr/min}$.

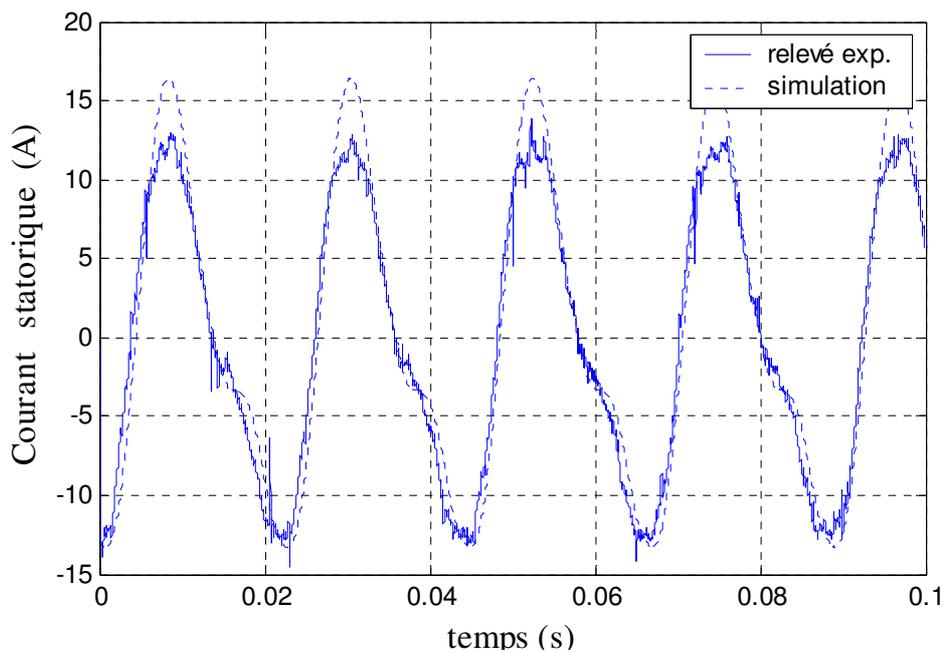


Figure 3-19.b : Courant statorique avec un échelon de charge R3 et une vitesse $N=1387\text{tr/min}$.

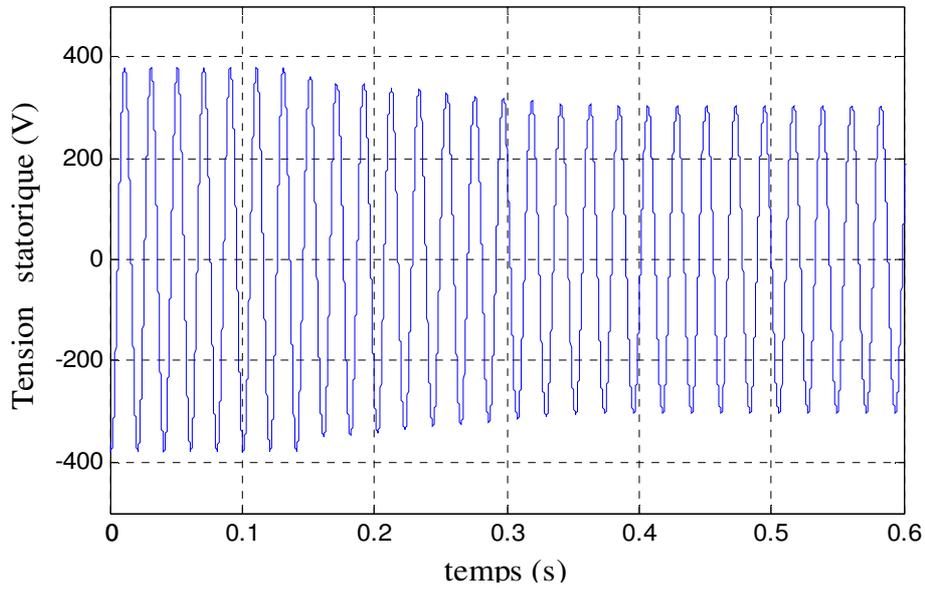


Figure 3-20.a : Tension statorique simulée avec un échelon de charge R1, et une vitesse $N=1410\text{tr/min}$

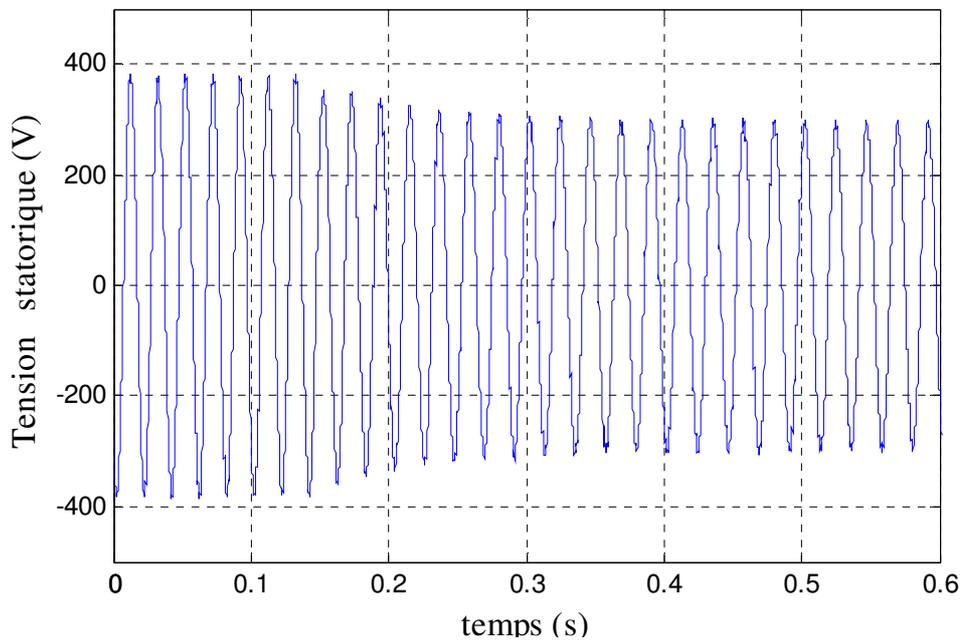


Figure 3-20.b : Tension statorique expérimentale avec un échelon de charge R1 et une vitesse $N=1410\text{tr/min}$

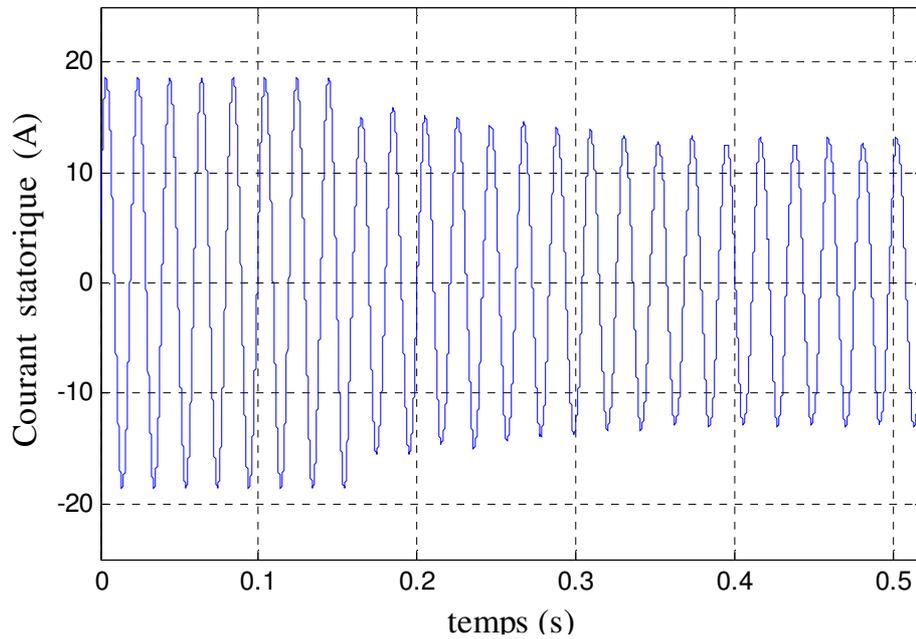


Figure 3-21.a : Courant statorique simulé avec un échelon de charge R2 et une vitesse $N=1380\text{tr/min}$

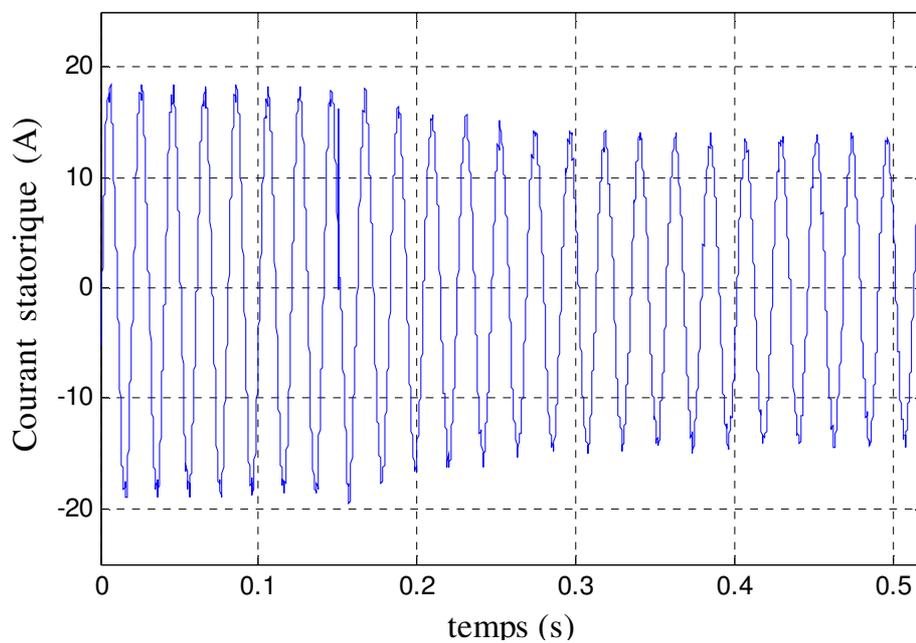


Figure 3-21.b : Transitoire du courant statorique expérimental avec un échelon de charge R2, et une vitesse $N=1380\text{tr/min}$

La qualité de l'énergie électrique est d'une importance capitale dans tous les systèmes de production. Elle est évaluée par le facteur de puissance. La forme d'un signal donné est un critère d'appréciation indispensable pour une analyse de la qualité d'énergie [62]. Avec l'apport de l'électronique, les charges même soumises à des tensions sinusoïdales, appellent des courants déformés, dont l'onde n'est plus sinusoïdale. Ces courants sont alors composés d'harmoniques de fréquences multiples de celle du fondamentale, où seul ce dernier apporte la puissance active, les harmoniques contribuent à augmenter inutilement l'intensité efficace du courant. Ce type de charge est dit non linéaire car il n'y a plus proportionnalité entre courant et tension. Les figures que nous illustrons, vont nous renseigner sur le comportement du générateur asynchrone en présence de la charge dite non linéaire. Nous pouvons obtenir le spectre discret en ajoutant au programme de simulation, un module qui effectue la transformation de Fourier. Les taux de distorsion sont donnés avec les spectres.

Les figures 3-22.a et 3-22.b représentent l'allure et le spectre du courant de charge à l'entrée du redresseur, pour la valeur R_2 , le courant efficace est de 3.5 A.

Les figures 3-23.a et 3-23.b représente l'allure et le spectre du courant statorique, pour la même charge. Le courant efficace est de 9.24 A.

Les figures 3-24.a à 3.25.b représentent les allures et les spectres de la tension statorique en charge.

pour R_4 la valeur efficace de la tension est de 185 V.

pour R_2 la tension efficace est de 220 V.

La présence des composantes harmoniques paires est due au montage redresseur que nous avons utilisé, l'utilisation d'un pont tout thyristor éliminera cette composante. Le taux de distorsion dans les tensions diminue lorsque la résistance augmente. En effet l'amplitude du courant appelé par la charge devient faible, ce qui donne naissance à des tensions harmoniques négligeables et n'affectant pas l'onde de tension.

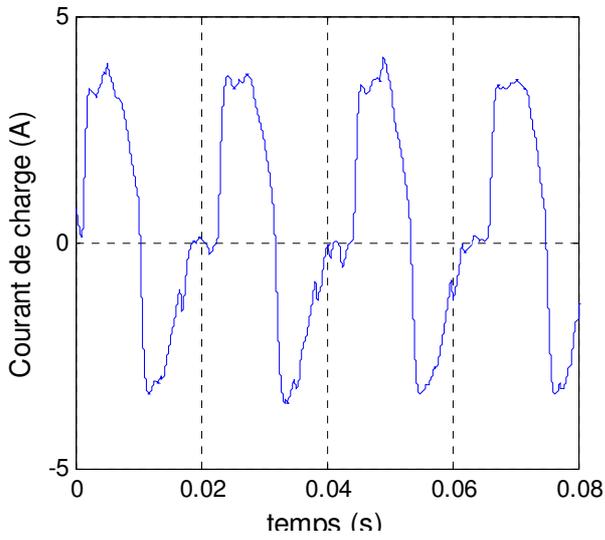


Figure 3-22.a : Courant de charge après connexion la charge R2,

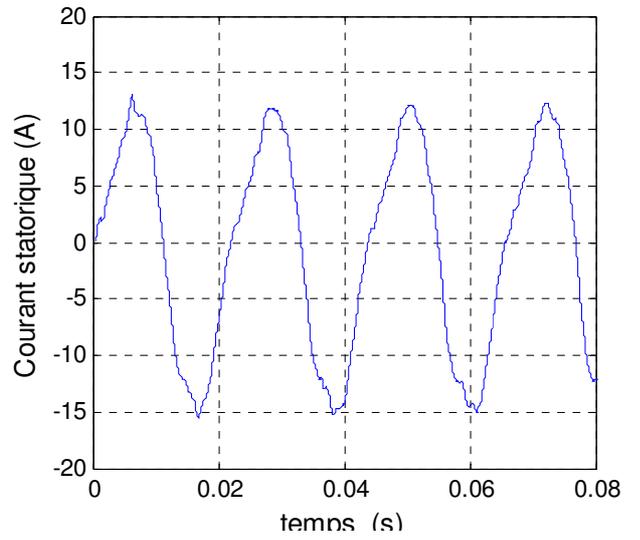


Figure 3-23.a : Courant statorique après connexion de la charge R2

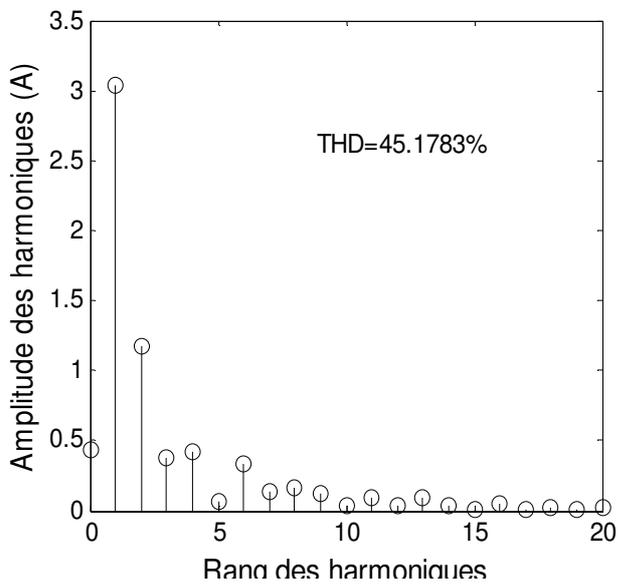


Figure 3-22.b: Spectre du courant de charge

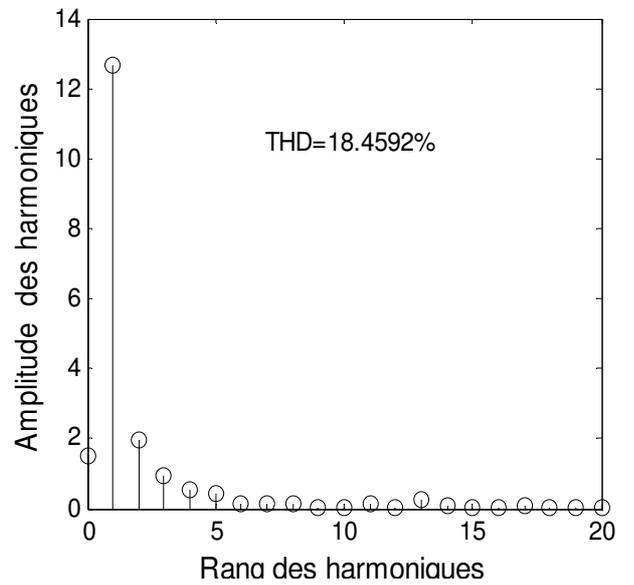


Figure 3-23.b: Spectre du courant Statorique

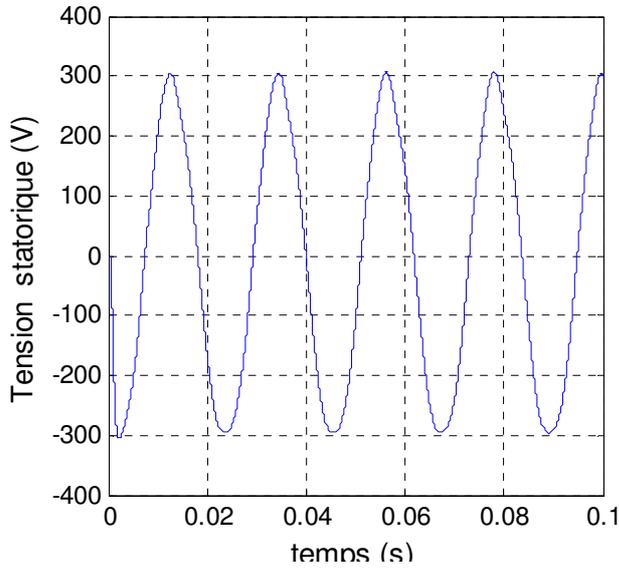


Figure 3-24.a : Tension statorique avec un échelon de charge R_2 et une vitesse $N=1410\text{tr/min}$

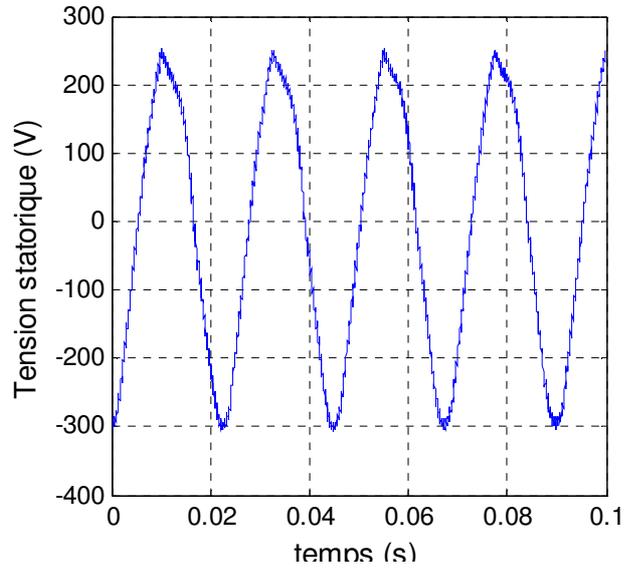


Figure 3-25.b: Tension statorique avec un échelon de charge R_4 et une vitesse $N=1340\text{tr/min}$

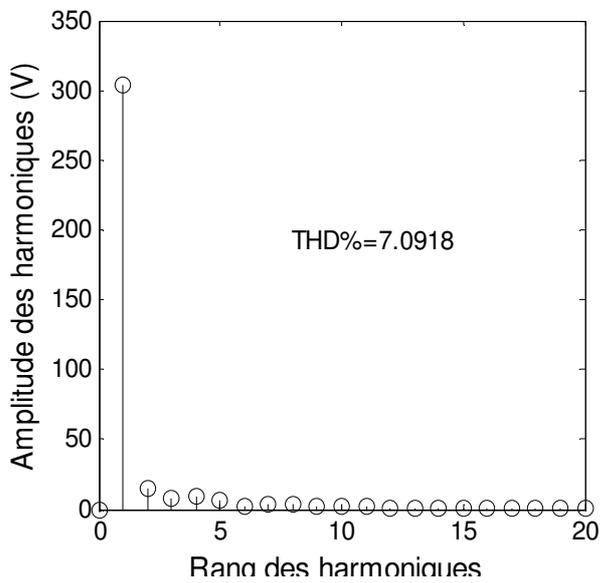


Figure 3-24.a : Spectre de la tension statorique

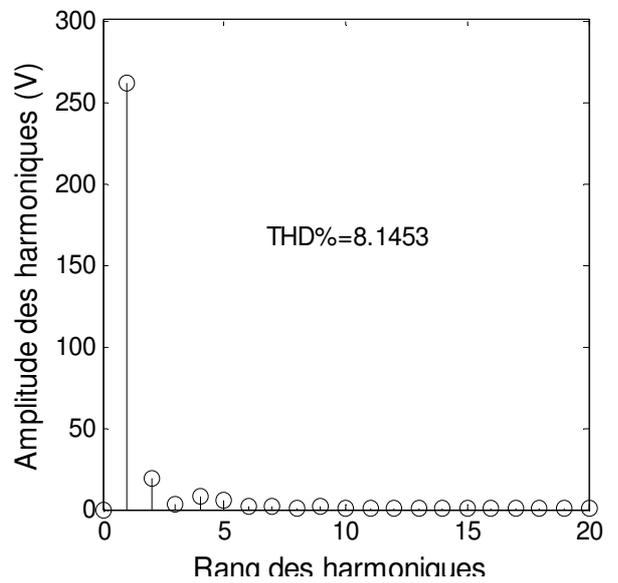


Figure 3-25.b : Spectre de la tension statorique

3.7. Conclusion

Dans cette partie nous avons étudié le fonctionnement en charge du générateur asynchrone redressé. Pour la modélisation, nous avons procédé à la décomposition du système générateur -redresseur -charge en blocs indépendants. Le comportement du générateur asynchrone est tributaire de la charge. Dans le cas où le générateur débite directement sur une charge à caractère passif, c'est la nature de celle-ci qui définit le facteur de puissance, mais la forme d'onde sinusoïdale de la tension est conservée. Bien que nous ayons obtenu des résultats satisfaisants pour la tension continue, les grandeurs électriques du générateur présentent une distorsion relative.

La qualité de l'énergie fournie par le générateur asynchrone est liée à l'aspect sinusoïdal de l'onde de la tension. Avec la présence du redresseur, cette forme d'onde n'est plus conservée du fait de la non linéarité des semi-conducteurs.

PARTIE 2. FONCTIONNEMENT EN GÉNÉRATEUR INTÉGRÉ AU RÉSEAU

3.8. Introduction

Un générateur à vitesse fixe est soumis à des perturbations liées aux défauts qui apparaissent pendant l'exploitation du réseau électrique. Ces défauts sont soit de courte durée comme des coupures brèves ou alors de longue durée ce qui sous-entend une coupure du réseau. On s'intéresse dans ce qui suit à une reconnexion du réseau suite à une coupure de quelques millisecondes. Pendant la microcoupure le générateur fonctionne à vide en mode auto amorcé avec une batterie de condensateurs à ses bornes. Ce phénomène est en réalité un creux de tension de 100%. En simulation on s'intéressera à une reconnexion du réseau suite à cette microcoupure. On supposera que les tensions du générateur sont équilibrées au moment de la réapparition du réseau. Pour les simulations nous avons développé un modèle non linéaire du générateur.

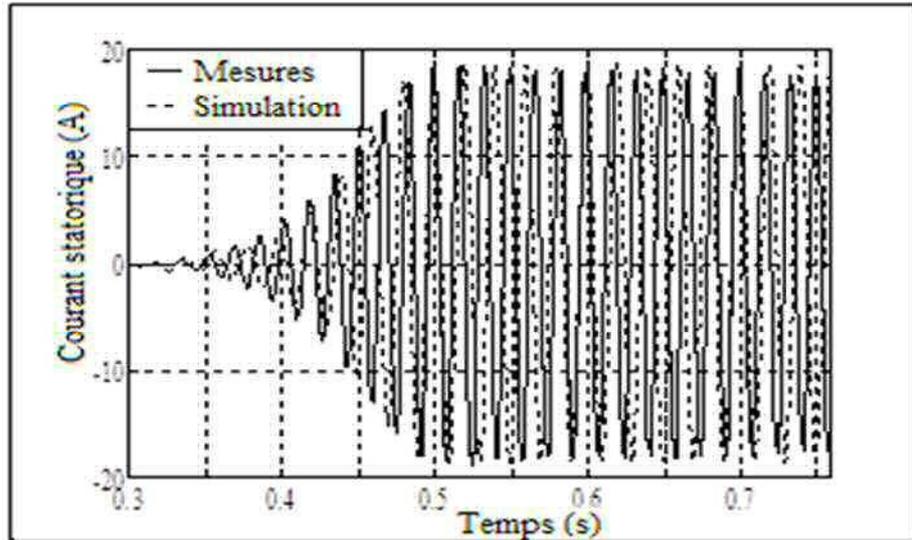
3.9. Modélisation de la saturation en utilisant les courants comme variables d'état

Dans le chapitre 2 nous avons vu comment on pouvait faire l'extension du modèle linéaire à la saturation. Cette modélisation de la saturation est basée sur la construction de la fonction degré de saturation. Dans ce qui suit, nous avons opté pour le modèle des courants et la saturation est considérée à travers la variation de l'inductance magnétisante en fonction du courant magnétisant. Celle-ci est obtenue à partir de la caractéristique de magnétisation de la machine asynchrone par un essai au synchronisme. Le modèle du générateur asynchrone repose essentiellement sur les équations exprimées dans le repère de R.H Park auxquelles on ajoute généralement la prise en compte de la saturation et les équations d'autoamorçage. Le détail du modèle non linéaire de la machine fonctionnant en générateur asynchrone est développé en annexe C.

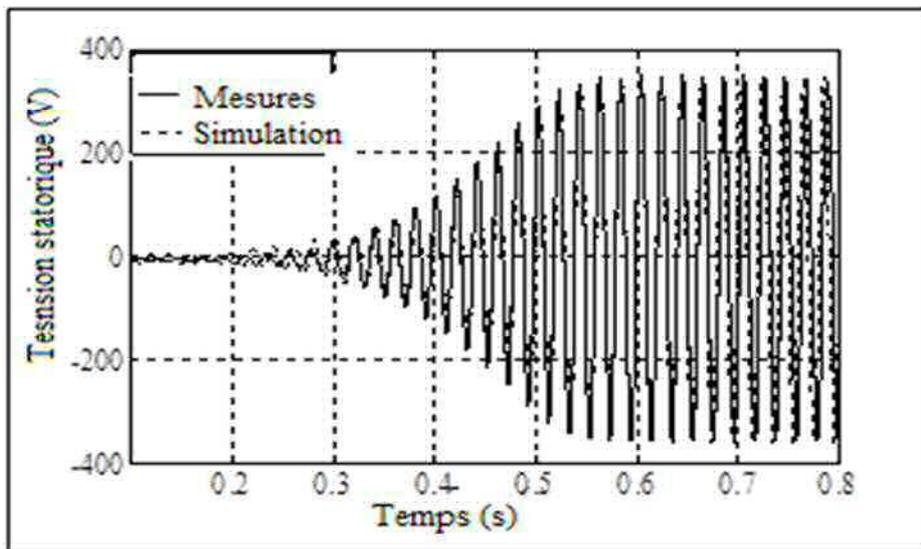
3.10. Observation du processus d'auto excitation

Le générateur asynchrone est entraîné par un moteur à courant continu pour lui donner la puissance mécanique nécessaire à son fonctionnement. La batterie de condensateurs d'excitation est utilisée pour fournir l'énergie réactive nécessaire. La vitesse du rotor détermine l'amplitude de la tension générée, le courant et la fréquence. Nous avons choisi une vitesse synchrone pour avoir une fréquence industrielle. Le test expérimental a donc été

effectué en utilisant un générateur asynchrone à vide à la vitesse synchrone avec un banc de condensateurs connecté aux bornes au stator. Les figures 3-26 suivantes montrent le résultat expérimental et celui de la simulation du courant et de la tension statoriques.



(a)



(b)

Figure 3-26 : Courant (a) et tension(b) statoriques simulés et mesurés

La figure 3-26 (b) montre la montée en tension jusqu'à la valeur constante qui est limitée par la saturation et bien entendu avec des valeurs fixes de la vitesse et des condensateurs. On remarque une bonne concordance entre les essais expérimentaux et les résultats de la

simulation. Les figures 3-26 (a) et (b) montrent également la validité du modèle non linéaire mis au point.

3.11. Analyse du fonctionnement du générateur connecté au réseau suite à une perturbation de courte durée

Les générateurs qu'ils soient synchrone ou asynchrone fournissent toujours de la puissance active au réseau électrique. L'accrochage au réseau du générateur à vitesse fixe après son auto amorçage est identique à celui d'un alternateur classique. Il délivre une puissance active au réseau électrique. La tension et la fréquence sont ainsi imposées par le réseau. Pendant son exploitation le réseau est soumis à des perturbations qui affectent l'ensemble des équipements qui lui sont connectés. Suivant la nature de la perturbation, celle-ci peut avoir des effets plus ou moins dangereux sur l'équipement connecté. Nous pouvons citer parmi les perturbations, les courts circuits, les coupures et les creux de tensions...etc.

Dans cette partie nous nous sommes intéressés à des perturbations instantanées et de courte durée qui peuvent être dangereuses. Il s'agit en fait d'une coupure momentanée du réseau suite à un défaut. Pendant cette microcoupure le générateur fonctionne à vide en auto amorcé. On retrouve le fonctionnement indiqué sur les figures 3-26 (a) et (b). Au moment où le réseau réapparaît le générateur peut-être soumis à un régime transitoire très sévère si certaines conditions sont remplies. On peut comparer ce phénomène à un faux couplage d'un alternateur synchrone classique. C'est précisément ce cas qui nous intéresse pour voir son effet sur le générateur à vitesse fixe suite à la réapparition du réseau. Nous avons ainsi simulé la réapparition du réseau suite à une coupure très brève de quelques millisecondes. Nous sommes intéressés aux amplitudes des courants électriques qui circulent dans les enroulements du générateur.

Le banc d'essai disponible (Figure 3-27) permet d'obtenir une déconnexion momentanée de la tension du générateur de celle du réseau. Le disjoncteur K (Figure 3-28) est utilisé pour reproduire pratiquement l'interruption momentanée de la tension du réseau.

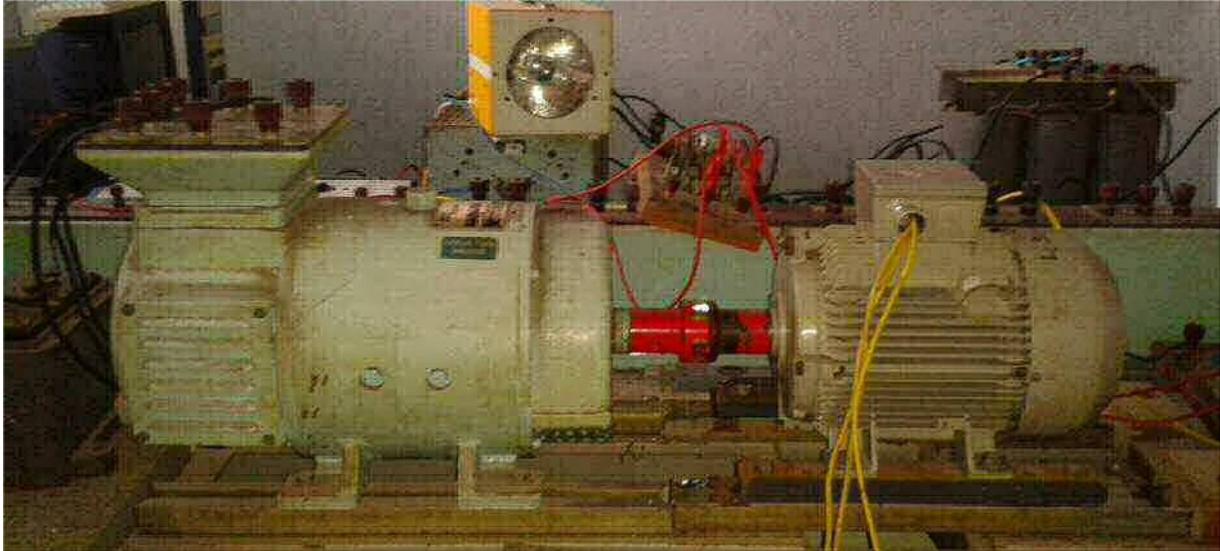


Figure 3-27 : Banc d'essai expérimental

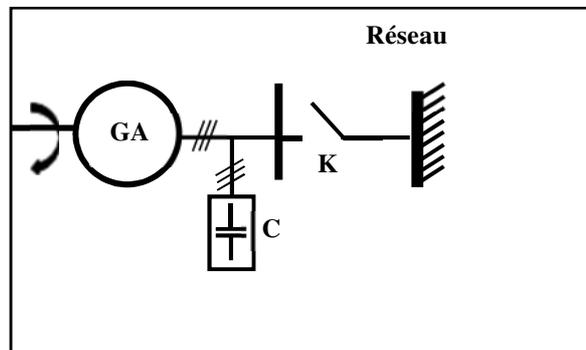


Figure 3-28 : Représentation schématique du banc d'essais

Le générateur asynchrone utilisé est de puissance 3,5 kW dont les caractéristiques techniques sont données en annexe B.

3.12. Résultats de la simulation et de l'expérimentation

Nous présentons les résultats de simulation et ceux obtenus à partir des essais expérimentaux. Les essais expérimentaux sont menés de la façon suivante : On entraîne le générateur à la vitesse synchrone, on l'excite en branchant la batterie de condensateurs aux bornes du stator. On vérifie l'amorçage en constatant que les grandeurs électriques sont bien présentes au niveau du générateur. La reconnexion est menée ensuite en fermant l'interrupteur K (Figure 3-28), on enregistre alors les grandeurs des courants. Les figures ci-dessous montrent les valeurs des courants obtenues.

Les figures 3-29 à 3-31 présentent les courants transitoires suite à une reconnexion au réseau du générateur après une coupure. La reconnexion de la tension du réseau est appliquée à l'instant $t = 0.32s$ et la valeur du courant a atteint environ 130 A, ce qui met en évidence

l'intensité du transitoire du courant. Cette valeur dépasse neuf (9) fois le courant nominal du stator (Figures 3-29.a et b) et douze (12) fois la valeur du courant nominal du rotor (Figures 3-31.a et b). Nous avons aussi représenté les enregistrements expérimentaux obtenus qui correspondent à chaque figure. On remarque une bonne concordance entre les résultats de simulation et les enregistrements expérimentaux.

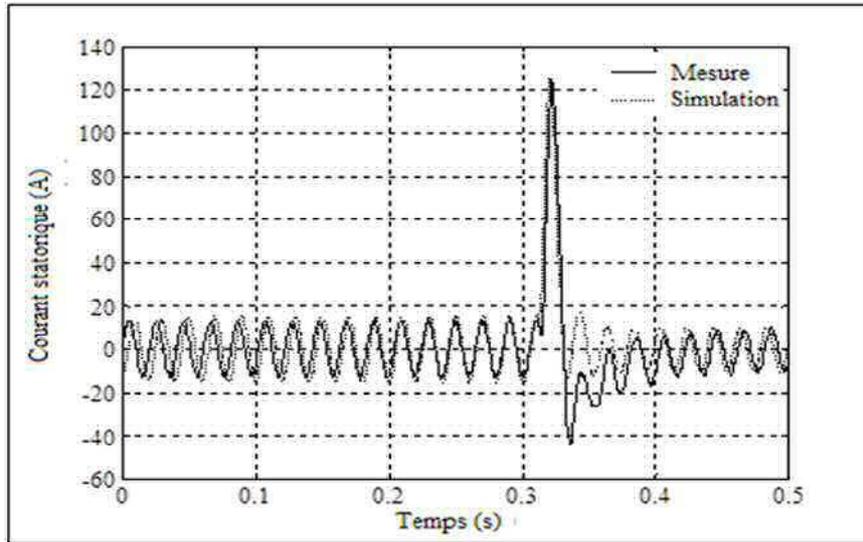


Figure 3-29.a : Courant statorique avec une pointe positive suite à une reconexion de la tension au générateur

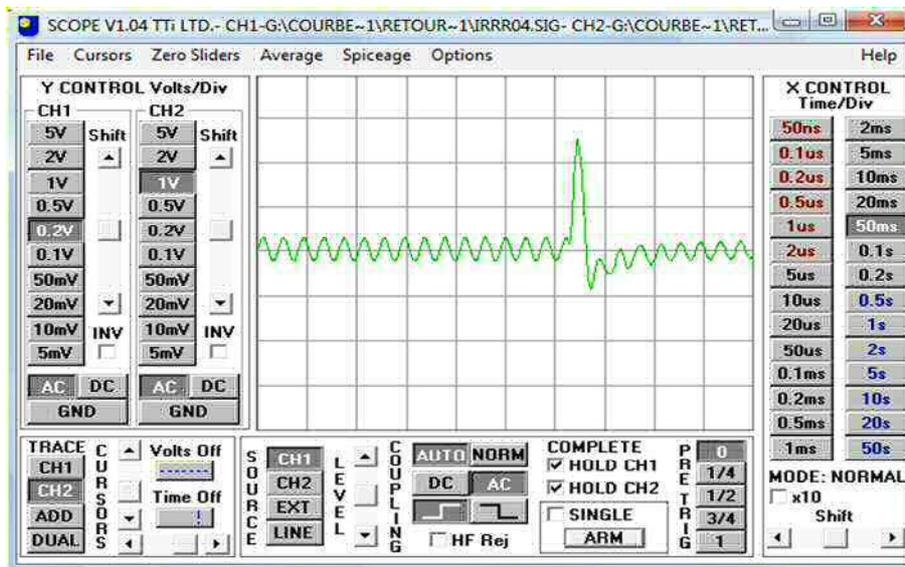


Figure 3-29.b : Enregistrement expérimental correspondant à la figure 3-29.a

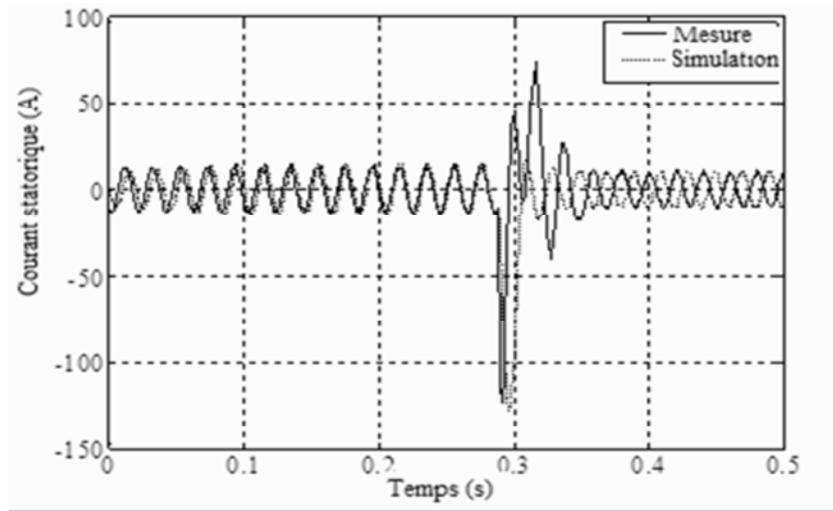


Figure 3-30.a : Courant statorique avec une pointe négative suite à une reconnexion de la tension au générateur

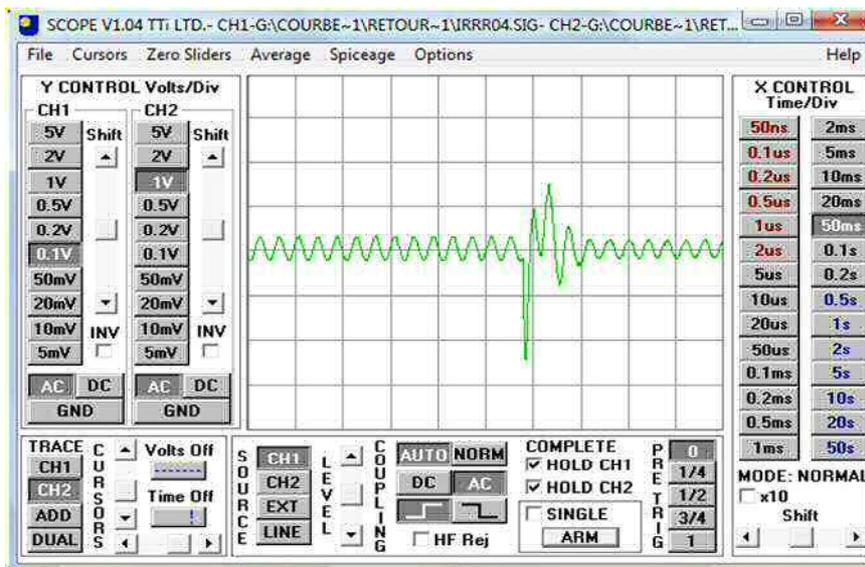


Figure 3-30.b : Enregistrement expérimental correspondant à la figure 3-30.a

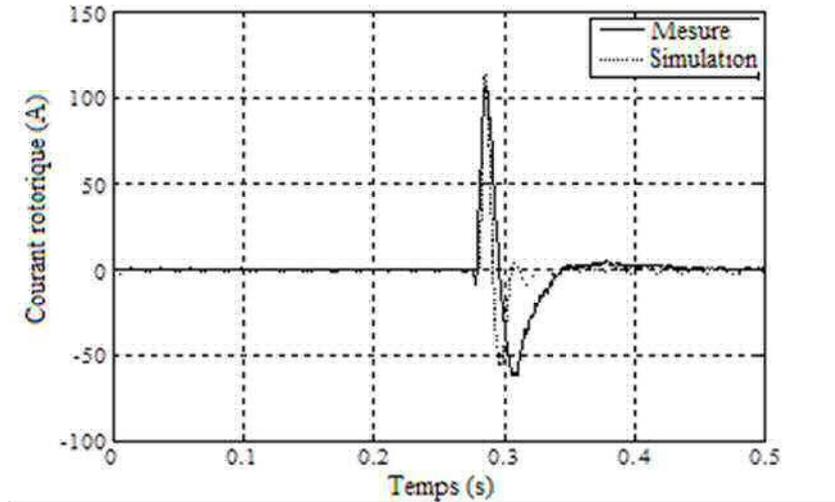


Figure 3-31.a : Courant rotorique après une reconnexion de la tension du réseau

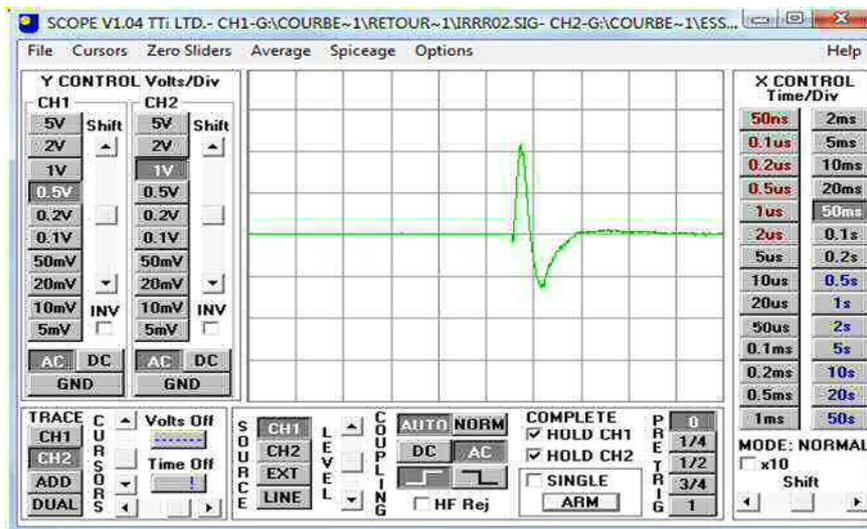


Figure 3-31.b : Enregistrement expérimental correspondant à la figure 3-31.a

A la reconnexion ou au rétablissement de la tension, les amplitudes des courants statoriques et rotoriques peuvent atteindre des valeurs élevées évaluées à plusieurs fois leurs valeurs nominales comme le montre les figures 3-29 à 3-31. Les amplitudes des courants dépendent des conditions initiales, notamment le déphasage de la tension du générateur avec celle du réseau lorsque le disjoncteur K est fermé. Ils dépendent aussi de l’instant de reconnexion du réseau au générateur. En pratique il est impossible de couvrir tous les cas pour obtenir l’amplitude maximale du courant. Pour cela, les résultats simulés sont généralisés et présentés dans la section suivante.

3.13. Généralisation des résultats obtenus par simulation

Les maxima des courants dépendent également des grandeurs électriques correspondant au fonctionnement autonome (avant la reconnexion). Ces grandeurs dépendent principalement de la capacité des condensateurs, de la vitesse et des paramètres de la machine. La prise en compte de tous les cas possibles pour une vitesse et une capacité données sont présentés sur les figures suivantes à divers temps de reconnexion et divers déphasages (voir Figures 3-32 à 3-34).

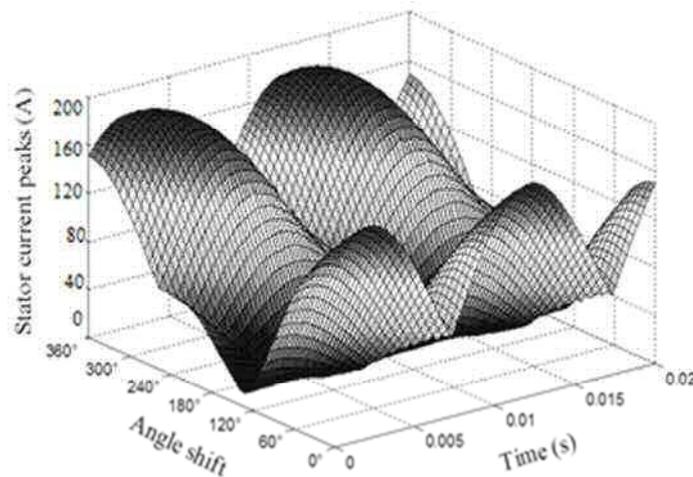


Figure 3-32 : Simulation des courants statoriques après une reconnexion de la tension du réseau

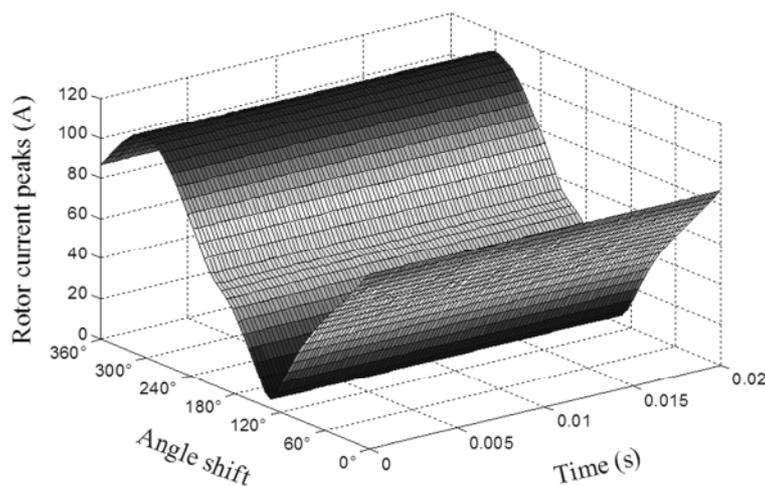


Figure 3-33 : Simulation des courants rotoriques après une reconnexion de la tension du réseau

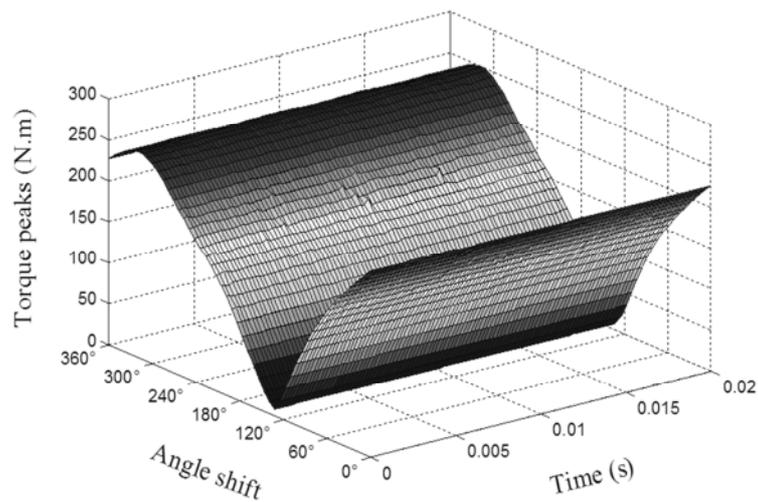


Figure 3-34 : Simulation des pics de couple après une reconnexion

Les figures 3-32 et 3-33 montrent les amplitudes des courants à la fois du stator et du rotor pour des déphasages et des temps de reconnexion adéquats. Les pics des courants ainsi que celui du couple électromagnétique comme indiqué sur la figure 3-34 peuvent atteindre dans certaines conditions plusieurs fois la valeur nominale. Ces transitoires violents peuvent causer des dommages au générateur si une protection adéquate n'est pas installée.

3.14. Modèle Analytique du générateur reconnecté au réseau

Les modèles analytiques sont largement utilisés dans l'étude des machines électriques. Plusieurs modèles développés sont linéaires pour simplifier leur élaboration [57, 63, 64]. Ces modèles sont moins précis que les modèles numériques, mais nécessitent moins de temps de calcul. Dans cette section, un modèle analytique est élaboré pour l'étude des phénomènes transitoires du courant du stator et du couple suite à une reconnexion de la tension du réseau au générateur. Pour cela des expressions analytiques des courants du stator et du couple sont développées. Les hypothèses communes c'est-à-dire les différentes résistances et inductances considérées comme étant des constantes, sont adoptées. Dans le cadre du référentiel lié au stator, le détail des équations du modèle est donné en annexe C.

3.15. Simulation du modèle analytique de la reconnexion

Les figures 3-33 et 3-34 représentent les transitoires du courant du stator et du couple électromagnétique suite à la reconnexion de la tension du réseau au générateur. La reconnexion de la tension du réseau est appliquée à l'instant $t = 0.84s$. Avant cela, le générateur fonctionne en mode d'auto-excité à vide. Sur la figure 3-35, le courant atteint 12

fois la valeur du courant nominal. La figure 2-36 montre un pic élevé du couple électromagnétique qui atteint 25 fois la valeur du couple nominal

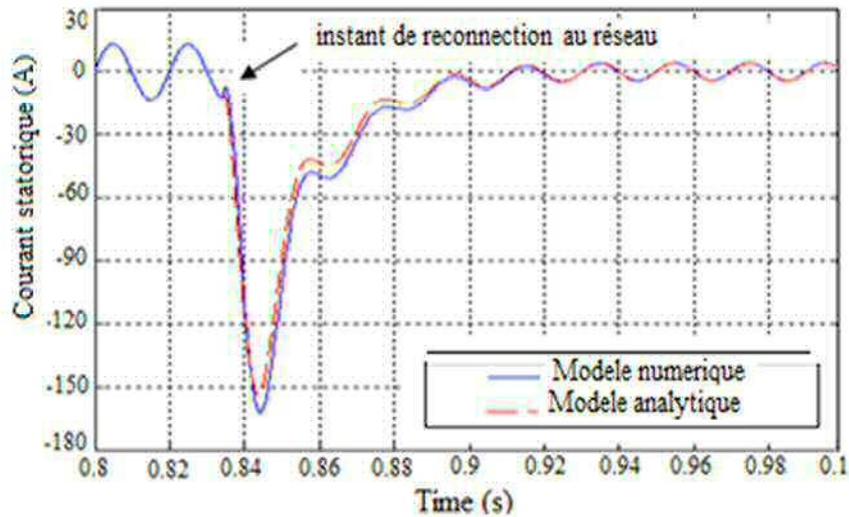


Figure 3-35 : Courant statorique à la reconnexion de la tension du réseau

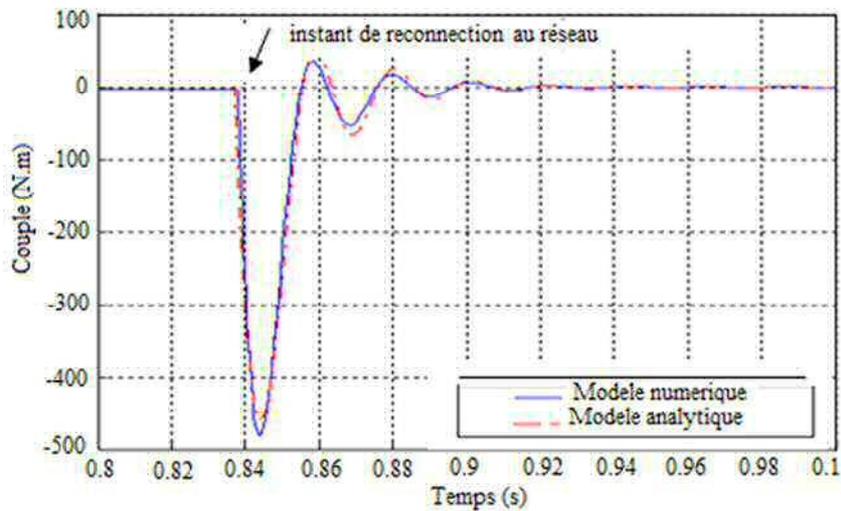


Figure 3-36 : Couple électromagnétique à la reconnexion de la tension du réseau

On applique à l'instant $t = 0.84s$ la reconnexion de la tension du réseau au générateur après une courte coupure. Un modèle analytique du courant est utilisé pour le calcul du courant et de couple transitoire après la reconnexion de la tension. Le courant obtenu en utilisant le modèle analytique est légèrement inférieur à celui obtenu par l'utilisation du modèle numérique. Les résultats montrent une légère différence entre les deux modèles ceci est due aux hypothèses formulées. Lorsque la période transitoire se termine le courant du stator atteint une valeur imposée par le réseau.

3.16. Conclusion

Le travail présenté dans la première partie du chapitre constitue une approche à l'étude des systèmes comportant des générateurs associés à des dispositifs d'électronique de puissance commandés. L'utilisation d'un redresseur en pont mixte présente l'avantage de rendre sa réalisation plus facile par rapport au redresseur tout thyristors.

La tension aux bornes de la charge reste constante grâce à un régulateur de type PI qui agit sur les instants d'amorçage des thyristors pour ramener la tension de sortie du filtre à une valeur de consigne, suite à des variations de la charge ou de la vitesse. Néanmoins ce type de régulation n'agit pas directement sur les tensions délivrées par le générateur, donc aucun contrôle sur celui-ci.

Les résultats obtenus par simulation concordent avec ceux obtenus expérimentalement.

La deuxième partie du chapitre une application particulière du creux de tension de 100% c'est-à-dire une coupure. Là aussi les résultats obtenus concordent avec l'expérience. L'expérience comme la simulation montrent que les courants obtenus sont relativement importants. Ces valeurs peuvent atteindre plusieurs fois la valeur nominale si les conditions sont remplies (l'instant du rétablissement et la phase). Le modèle analytique donne lui aussi des résultats acceptables. Il est facile à mettre en œuvre et permet d'avoir l'idée sur l'ordre de grandeur des valeurs du courant et du couple.

CHAPITRE 4

ANALYSE DES EFFETS DES CREUX DE TENSION SUR UN GENERATEUR ASYNCHRONE A DOUBLE ALIMENTATION

CHAPITRE 4

ANALYSE DES EFFETS DES CREUX DE TENSION SUR UN GÉNÉRATEUR ASYNCHRONE A DOUBLE ALIMENTATION

4.1. Introduction

La question de la qualité de l'énergie électrique est devenue incontournable dans l'enseignement de l'électrotechnique d'aujourd'hui. Ces dernières années elle est devenu un sujet de grand intérêt pour tous les acteurs du domaine énergétique, qu'ils soient chercheurs, gestionnaires de réseaux, producteurs ou consommateurs d'électricité. Les contraintes économiques et l'essor des équipements sensibles aux perturbations et/ou générateurs eux-mêmes de perturbations ainsi que la libéralisation du marché de l'électricité sont à l'origine de cet intérêt.

Le concept « **qualité d'énergie** » utilisé par l'un des principaux organismes de normalisation internationaux dans le domaine de l'électrotechnique, IEEE (Institute of Electrical and Electronics Engineers), détermine les paramètres définissant les propriétés de l'électricité en conditions normales, en termes de continuité d'alimentation et des caractéristiques de la tension : amplitude, fréquence, symétrie et forme d'onde [65]. Ce concept est attaché au niveau de satisfaction des consommateurs, particulièrement dans les pays affiliés à la politique de libéralisation du marché de l'électricité.

En industrie, la garantie de la qualité de l'énergie électrique fournie constitue un critère de choix d'un fournisseur plutôt qu'un autre. En effet, les perturbations électriques entraînent le dysfonctionnement ou même l'arrêt des outils de production, la perte de matières premières et le vieillissement précoce des équipements, d'où une baisse de la qualité de production.

Ces contraintes sont devenues d'autant plus importantes que la généralisation des équipements où l'électronique de puissance prend une place prépondérante dans les systèmes de commande et de contrôle ; en dépit de leurs divers avantages et leurs performances (souplesse de fonctionnement et excellent rendement), ils restent à la fois particulièrement sensibles aux perturbations et dégradent la qualité de la tension [66, 67].

Ces dispositifs se trouvent dans toutes les catégories d'utilisateurs :

- dans le domaine industriel par l'emploi de composants d'électronique de puissance,
- dans le domaine tertiaire avec le développement de l'informatique,

dans le domaine privé par l'usage en grand nombre de téléviseurs, magnétoscopes, lampes à économie d'énergie par exemple.

Les performances des équipements électriques sont directement liées à la qualité de la tension d'alimentation. Par exemple, une variation de 10 % de l'amplitude de la tension se traduira par une perte de couple de 19 % pour une machine asynchrone.

Les équipements d'un utilisateur peuvent apporter des perturbations sur le réseau susceptibles de gêner les autres utilisateurs. Le distributeur (système d'alimentation) et l'utilisateur (Installations) sont l'un et l'autre concernés par la qualité de l'électricité.

4.2. Définitions

4.2.1. Qualité de l'énergie électrique

La qualité de l'énergie électrique est définie comme son aptitude à alimenter de façon continue et satisfaisante les appareils électrique et électronique. Elle dépend de la qualité de la tension et de celle du courant.

4.2.1.1. Qualité de l'onde de tension

Le produit électricité est livré sous la forme d'un système triphasé de tensions définies par trois ondes sinusoïdales d'amplitude et de fréquence constantes équilibrées entre elles. Tout phénomène modifiant les caractéristiques principales de ces ondes (amplitude, fréquence, forme d'onde et symétrie) est considéré comme une perturbation.

L'amplitude

L'amplitude de la tension est un facteur déterminant de la qualité de l'électricité. Selon la norme EN 50 160, elle doit être maintenue à 10% autour de la valeur nominale ($V_n \pm 10\%$). Néanmoins, plusieurs types de perturbations peuvent l'influer.

La fréquence

C'est le taux de répétition de l'onde fondamentale de la tension sur un intervalle de temps donnée. La fréquence d'un réseau alternatif de distribution est directement liée à la vitesse de rotation des alternateurs. Elle est caractérisée par de très faibles variations (moins de 1%) au sein du réseau et ne causent généralement pas de dommage pour les équipements électriques ou électroniques. A noter que ce n'est pas le cas des réseaux autonomes où des variations de fréquence bien plus importantes peuvent se produire.

La forme d'onde

L'onde des tensions doit être la plus proche possible d'une sinusoïde. La distorsion de l'onde signifie la présence d'autres ondes (composantes harmoniques) dont les fréquences correspondent à des multiples entiers de la fréquence fondamentale (50 Hz ou 60 Hz selon le pays). Elles sont principalement engendrées par des charges non linéaires telles que les convertisseurs de l'électronique de puissance et les fours à arc. Ces charges provoquent une distorsion dans le courant, et donc dans la tension, ce qui peut affecter le fonctionnement des autres dispositifs raccordés au même réseau.

La symétrie du système triphasé

Un système triphasé est symétrique (appelé communément équilibré) lorsque les trois tensions sont égales en amplitude et sont déphasées les unes par rapport aux autres de 120° en régime permanent. Dans le cas contraire on dit que le système est déséquilibré.

4.2.1.2. Qualité du courant

La qualité du courant est strictement associée à la qualité de la tension et à la nature de la charge. Elle est déterminée par les mêmes caractéristiques que la tension : amplitude, fréquence forme d'onde et symétrie.

4.3. Perturbations électriques

L'objectif fondamental des réseaux électriques est de fournir aux clients de l'énergie avec une parfaite continuité, sous forme de tensions sinusoïdales, avec des amplitudes et des fréquences préétablies. Tout écart à cet objectif qui dépasse le seuil établi dans les normes représente une perturbation qui peut être gênante pour les charges connectées.

D'une manière générale, les perturbations en électrotechnique appartiennent à la basse fréquence dont la transmission est conduite. Les phénomènes susceptibles d'altérer le bon fonctionnement des équipements et des procédés industriels sont les creux de tension et les coupures brèves, les fluctuations de tension ou Flicker, les surtensions temporaires et transitoires, le déséquilibre du système triphasé, les harmoniques et les inter-harmoniques [65]

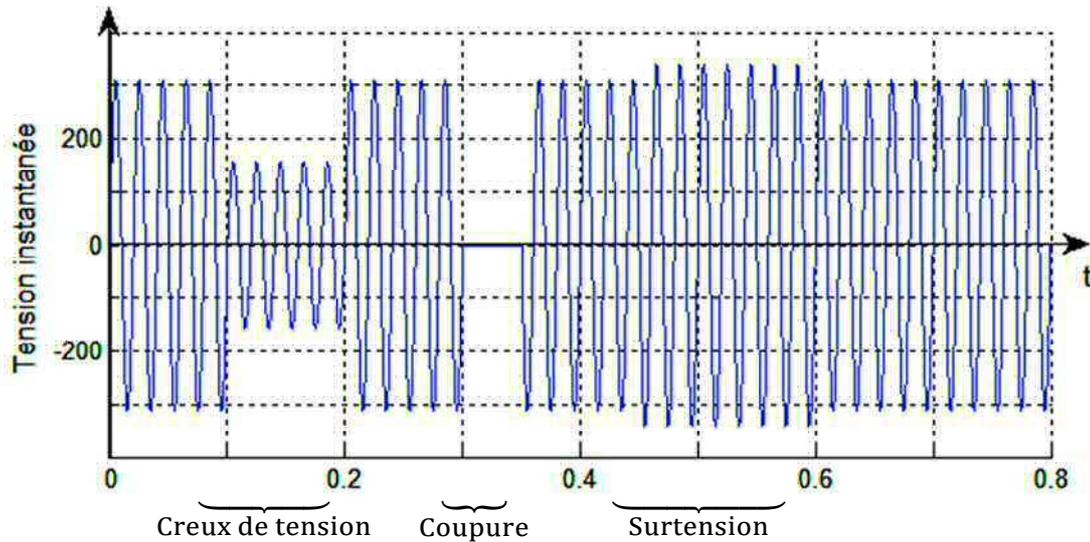


Figure 4-1 : Représentation des perturbations liées à l'onde de tension

On s'intéresse essentiellement à deux perturbations agissant sur la valeur efficace de la tension, les creux de tension et les coupures brèves.

4.3.1. Creux de tension – Définition

Un creux de tension est une chute brutale de l'amplitude de la tension en un point du réseau électrique, suivie de son établissement après une courte durée allant d'une demi-période à quelques secondes. Il est caractérisé par :

- 1- Sa profondeur (ΔU)
- 2- Sa durée (Δt)

Les deux principaux organismes internationaux dans le domaine électrotechnique (la CEI : Commission électrotechnique Internationale, et IEEE) n'ont pas les mêmes critères en ce qui concerne la définition des interactions entre le réseau et les charges connectées notamment les perturbations électriques [20].

La norme EN50160 fixe la diminution de la tension à une valeur située entre 1% et 90 % de la tension nominale pendant une durée de $\frac{1}{2}$ période à 50 Hz soit 10 ms jusqu'à une minute.

La norme IEEE 1159 délimite le creux entre 10% et 90% sur une durée de $\frac{1}{2}$ période à 30 périodes. La mesure d'un creux de tension s'effectue par la détermination de la valeur efficace de la tension toutes les $\frac{1}{2}$ périodes (avec recouvrement d'une $\frac{1}{2}$ période).

La figure 4-2 représente la forme d'un creux de tension et ses deux principales caractéristiques à savoir la profondeur et la durée.

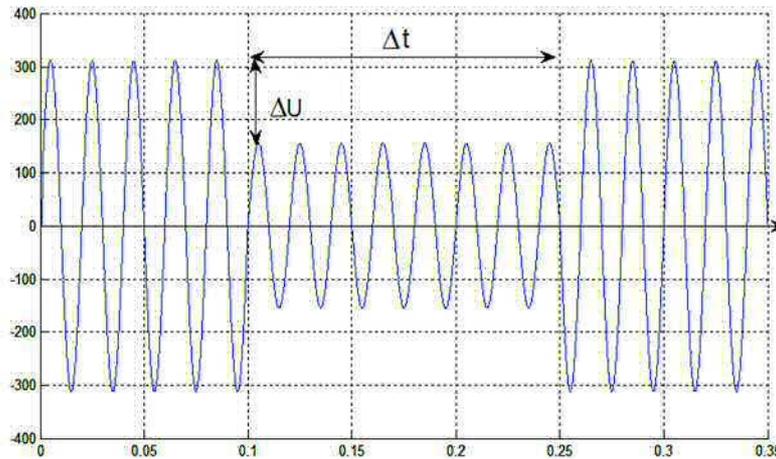


Figure 4-2 : Représentation du creux de tension

4.3.2. Coupure brève

La coupure brève est un cas particulier d'un creux de tension. Sa profondeur est supérieure à 99% et elle est caractérisée uniquement par sa durée (inférieure à 3 minutes); entre 10ms et 1s on parle de « coupure très brève », de 1s à 1mn de « coupure brève », les coupures longues sont supérieures à 3 minutes.

Lorsque la durée est inférieure à 10 ms, la coupure est généralement due à des « phénomènes transitoires » ou volontaires, par exemple à l'emploi de gradateurs.

Les courts-circuits et le démarrage de machines de forte puissance sont à l'origine des creux de tension et des coupures brèves. En effet un court-circuit engendre une augmentation cruciale du courant dans la ligne où il se produit, et la chute de tension aux bornes de l'impédance source-point de raccordement (p) fait que la tension vue par les autres utilisateurs raccordés au même point diminue.

4.4. Classification des creux de tension

Il existe 7 types de creux de tension dénotés par les lettres A à G [67, 68] :

Les creux de tension de **type A** sont dus à des défauts triphasés. Ils présentent des chutes de tension de la même profondeur sur les trois phases sans déphasages supplémentaires. Ce type de creux de tension se propage en aval du réseau sans modifier sa signature (relation entre les phaseurs dans le plan complexe).

Les creux de tension **de type B** sont occasionnés par des défauts monophasés. Ils se caractérisent par une chute de tension sur une des phases, les phases non affectées par le défaut n'étant pas modifiées. Ce type de creux de tension se propage en aval du réseau en modifiant sa signature. Par exemple, en passant par un transformateur de type Dy il se transforme en creux de tension biphasé de type C.

Les creux de tension de **type C** sont produits soit par des défauts biphasés entre deux phases, soit par la propagation des creux de tension de type B ou D via les transformateurs. Ils se caractérisent par des chutes de tensions avec déphasages supplémentaires pour deux des phases, la troisième n'étant pas modifiée. En se propageant en aval du réseau, ces creux de tension se transforment en type D.

Les creux de tension **de type D** doivent leur origine à la propagation des creux de tension de type C via les transformateurs. Ils se caractérisent par une chute principale sur une des phases et de faibles chutes de tension et déphasages supplémentaires pour les deux autres phases. En se propageant en aval du réseau, ces creux de tension se transforment en type C.

Les creux de tension de **type E** proviennent de défauts entre deux phases et la terre, et présentent des chutes de tension sans déphasage sur deux des phases. Ils se propagent en aval du réseau en générant des creux de tension de type F.

Les creux de tension de **type F** surviennent suite à la propagation des creux de type E via les transformateurs. Ils se caractérisent par une chute de tension sur une des phases et de faibles chutes de tension avec déphasage pour les deux autres phases. Leur propagation via un transformateur donne naissance à des creux de type G.

Les creux de tension de **type G** présentent des chutes de tension avec déphasages supplémentaires pour deux des phases et une faible baisse de tension pour la troisième phase. Ce type de creux de tension est assez rare, car il provient de la double transformation d'un creux de tension de type E.

4.5. Effets des creux de tension sur le générateur asynchrone à double alimentation

Les générateurs asynchrones à double alimentation est une des options les plus utilisées dans la génération de l'énergie éolienne [10]. Plusieurs travaux de recherches sont menés sur ces générateurs afin de déterminer leurs performances. Leur comportement face aux creux de tension, « ce qui est considéré comme un trouble très sévère » a reçu un intérêt

particulier [11, 13, 69-72]. En effet, dans le cas du générateur à double alimentation, un creux de tension augmente les courants dans les enroulements du stator et du rotor. Cet effet peut endommager les enroulements du générateur et détruire les convertisseurs de puissance [13, 72, 76].

En outre, l'insertion grandissant de parcs éoliens dans les réseaux électrique est à l'origine de divers problèmes impactant d'un côté le fonctionnement du réseau et d'un autre côté celui du générateur. Par exemple, la déconnexion soudaine de parcs éoliens du réseau pourrait causer un déséquilibre de puissance qui peut conduire à une instabilité [13]. Ce fait a conduit les opérateurs dans plusieurs pays pour examiner les codes du réseau de façon à éviter des effets inacceptables sur la sécurité du système et sa fiabilité [7, 13, 15, 73 et 77].

Une des exigences techniques de raccordement les plus contraignantes pour les générateurs éoliens est la capacité de continuer la fourniture pendant le creux. Elle impose à ces générateurs de rester branchés au réseau aussi longtemps que la tension au point de couplage commun PCC reste au-dessus de la limite fixée par les codes d'interconnexion de réseau comme le montre la figure 4-3 [8, 13, 22, 57 et 74]. Mais aussi de retrouver un fonctionnement normal suite à un tel défaut. On définit cette capacité par le terme de « **reprise au vol** », ou en anglais : « **Low Voltage Ride Through** ».

Il existe en Europe une grande diversité de gabarits de creux de tension définis par différents gestionnaires ou différentes législations [Arr.1 08] [SEI.1 08] [ESB 07] [Eon 06] [Min 06] [Ene.1 04] [18]. A titre d'exemple, dans le cas du code de réseau représenté sur la figure 4-3, un générateur doit rester connecté au réseau dans des conditions de défaut lorsque la tension au PCC reste dans la zone A. le générateur est déconnecté du réseau lorsque la tension tombe dans la zone B (Figure 4-4).

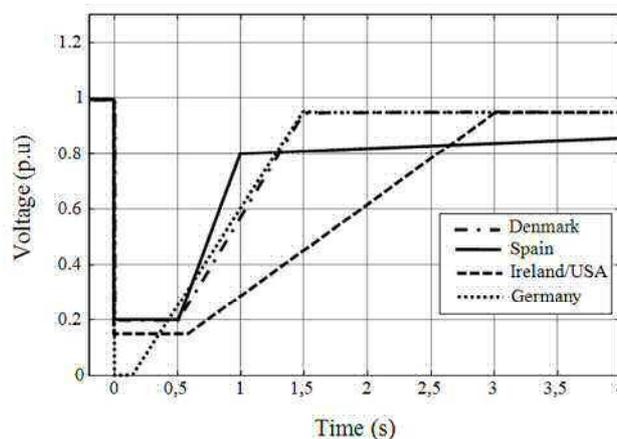


Figure 4-3 : Profil du maintien d'alimentation requis par les codes ci-dessus

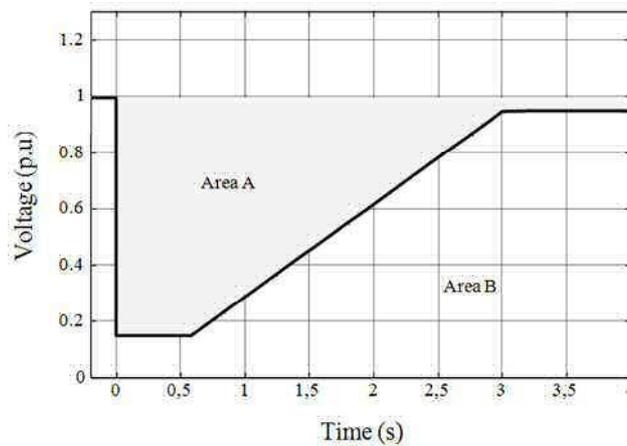


Figure 4-4 : Profil du maintien d'alimentation requis par le code Irlandais

Dans ce chapitre, le comportement dynamique de la machine asynchrone à double alimentation face à une perturbation est analysé. Nous montrerons l'effet de la profondeur et de la durée d'un creux de tension sur les transitoires des courants statorique et rotorique. Aussi un creux de tension de 100% de profondeur correspond à une interruption momentanée de la tension du réseau.

Dans ce qui suit, le modèle de la machine avec sa commande sera présenté. Le modèle développé est utilisé pour simuler un creux de tension triphasé équilibré avec des profondeurs variables.

4.6. Modèle dynamique de la machine asynchrone à double alimentation

Le modèle de la machine à double alimentation repose sur le modèle de RH Park. Le stator et le rotor sont triphasés et de ce fait la transformation sera appliquée au deux enroulements et les équations seront exprimées suivant les axes d-q comme indiqué au système d'équations (4-1). Plusieurs auteurs ont décrit la modélisation des machines à double alimentation. Dans ce qui suit, seuls les aspects les plus importants de la modélisation seront présentés. Le générateur utilisé est une machine asynchrone à rotor bobiné, dont les équations qui régissent le fonctionnement sont données par les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
V_{ds} &= r_s I_{ds} + \frac{d}{dt} \varphi_{ds} - \omega_s \varphi_{qs} \\
V_{qs} &= r_s I_{qs} + \frac{d}{dt} \varphi_{qs} + \omega_s \varphi_{ds} \\
V_{dr} &= r_r I_{dr} + \frac{d}{dt} \varphi_{dr} - (\omega_s - \omega_r) \varphi_{qr} \\
V_{qr} &= r_r I_{qr} + \frac{d}{dt} \varphi_{qr} + (\omega_s - \omega_r) \varphi_{dr}
\end{aligned} \tag{4.1}$$

Les équations présentées sont dans un repère lié au synchronisme de vitesse ω_s . Les indices s et r dénotent les quantités relatives au stator et au rotor et ω_r la vitesse du rotor. Les relations entre les flux et les courants des deux armatures sont données par :

$$\begin{aligned}
\varphi_{ds} &= L_s I_{ds} + M I_{dr} \\
\varphi_{qs} &= L_s I_{qs} + M I_{qr} \\
\varphi_{dr} &= L_s I_{dr} + M I_{ds} \\
\varphi_{qr} &= L_r I_{qr} + M I_{qs}
\end{aligned} \tag{4-2}$$

Où :

$$\begin{aligned}
L_s &= L_{\sigma s} + M \\
L_r &= L_{\sigma r} + M
\end{aligned} \tag{4.3}$$

M est la mutuelle inductance, $L_{\sigma s}$ et $L_{\sigma r}$ sont respectivement le flux de fuites au stator et au rotor. Les autres quantités intervenant dans les systèmes d'équations sont données en annexe.

4.7. Contrôle de la machine à double alimentation

La commande vectorielle a été la première technique utilisée pour le contrôle de la MADA dans ses différentes applications [57]. Elle a été la plus citée dans de nombreux travaux scientifiques [8]. Dans cette technique, le courant de rotor est divisé en deux composantes, l'une responsable du couple et l'autre de la magnétisation de la machine. Le but est d'émuler la structure d'une machine à courant continu de contrôle simple [13]. La technique du contrôle vectoriel est utilisée ici dans le but d'assurer une régulation indépendante de la puissance active et réactive. Cela est similaire au principe du contrôle de l'excitation et découplé du courant d'induit dans des machines à courant continu [75].

Afin de réaliser la loi de commande, nous choisissons d'orienter le flux statorique suivant l'axe d . Par conséquent, les composantes directe et en quadrature du flux statorique s'écrivent :

$$\begin{cases} \varphi_{ds} = \varphi_s \\ \varphi_{qs} = 0 \end{cases} \tag{4.4}$$

Les composantes d'axes d et q des tensions statoriques sont données les relations :

$$V_{ds} = r_s I_{ds} + \frac{d\varphi_s}{dt} \quad (4.5)$$

$$V_{qs} = r_s I_{qs} + \omega_s \varphi_s \quad (4.6)$$

Les enroulements du stator de la MADA sont directement connectés au réseau. Par conséquent, pendant le fonctionnement stable du réseau électrique, la tension du stator de la MADA est supposée constante, le flux statorique sera également constant. Le choix de ce repère rend le couple électromagnétique produit par la machine et par conséquent la puissance active dépendante de la composante en quadrature du courant rotorique uniquement.

En négligeant la résistance statoriques r_s , ce qui constitue une approximation acceptable dans le cas des machines à induction de taille moyenne utilisées dans les éoliennes, la relation (4.5) devient :

$$v_{ds} \approx \frac{d\varphi_s}{dt} \quad (4.7)$$

L'expression (4.7) montre qu'un repère lié au flux statorique tourne à la même vitesse que le vecteur tension statorique et qu'il est en avance de $\pi/2$ sur ce même vecteur.

Avec l'hypothèse du flux statorique constant, on aura :

$$\begin{cases} V_{ds} = 0 \\ V_{qs} = \omega_s \varphi_s = V_s \end{cases} \quad (4.8)$$

Ainsi les courants statoriques s'expriment en fonction des courants rotoriques comme suit :

$$\begin{cases} I_{ds} = \frac{\varphi_s}{L_s} - \frac{M}{L_s} I_{dr} \\ I_{qs} = -\frac{M}{L_s} I_{qr} \end{cases} \quad (4.9)$$

En remplaçant les courants statoriques par leurs expressions, les flux rotoriques deviennent :

$$\begin{cases} \varphi_{dr} = \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{dr} - \frac{M V_s}{\omega_s L_s} \\ \varphi_{qr} = \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{qr} \end{cases} \quad (4.10)$$

On exprime les tensions rotoriques appliquées à la machine en fonction des courants rotoriques d'axe direct et en quadrature. Soient :

$$\begin{cases} V_{dr} = r_r I_{dr} + \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \frac{dI_{dr}}{dt} - g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{qr} \\ V_{qr} = r_r I_{qr} + \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \frac{dI_{qr}}{dt} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{dr} + g \omega_s \frac{M V_s}{\omega_s L_s} \end{cases} \quad (4.11)$$

En utilisant les équations (4.8) et (4.9), les puissances active et réactive statoriques P_s et Q_s peuvent s'écrire respectivement:

$$\begin{cases} P_s = V_{ds} I_{qs} + V_{qs} I_{ds} = -\frac{M V_s}{L_s} I_{qr} \\ Q_s = V_{qs} I_{ds} - V_{ds} I_{qs} = \frac{V_s^2}{\omega_s L_s} - \frac{M V_s}{L_s} I_{dr} \end{cases} \quad (4.12)$$

Il est clair à partir de la relation (4.10), avec l'orientation du flux du stator, la puissance active peut être contrôlée par le courant rotorique I_{qr} . De même, le flux de puissance réactive peut être commandé par la composante du courant rotorique I_{dr} .

Le schéma de principe de la MADA qui dérive des équations (4.11) et (4.12) est illustré par la figure 4-5. Les puissances actives et réactives de la MADA sont utilisées comme variables de contrôle.

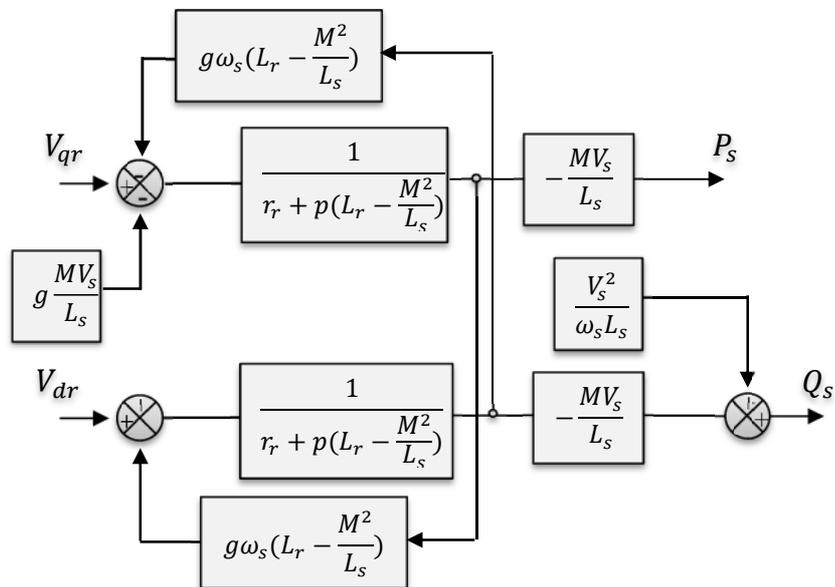


Figure 4-5 : Bloc diagramme de la MADA

Le système de contrôle de la MADA basé sur le schéma présenté ci-dessus est représenté dans la figure 4-6. Les puissances actives et réactives de MADA sont utilisées comme variables de contrôle.

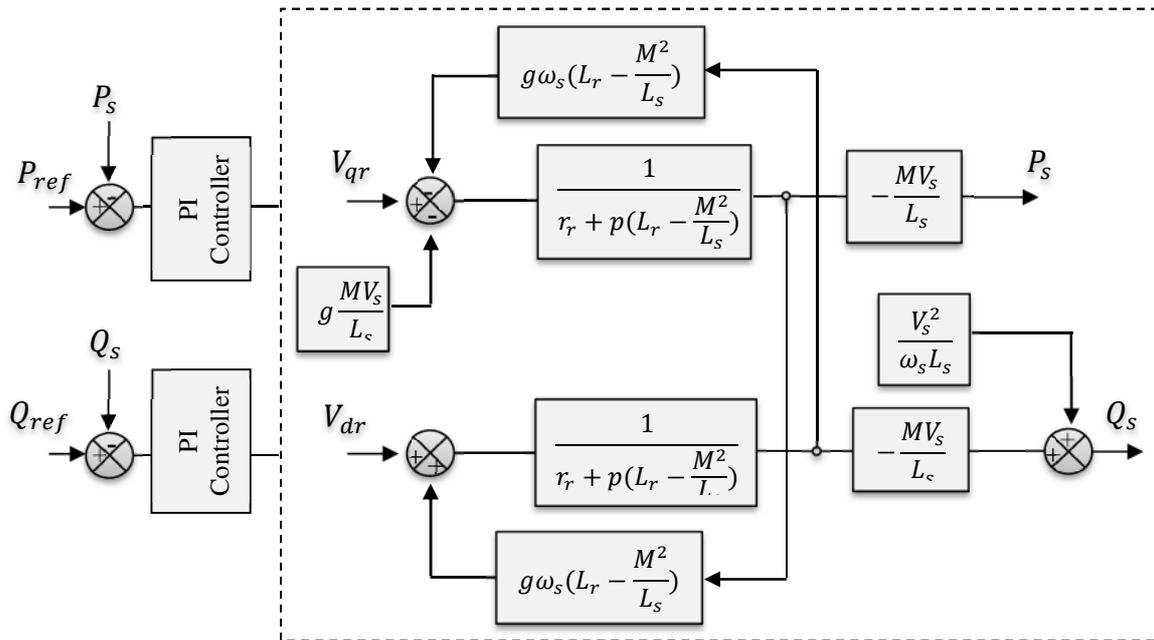


Figure 4-6 : Schéma bloc du contrôle de la MADA

La commande en puissance est réalisée par le régulateur PI couramment utilisé, notamment pour sa simplicité et ses bonnes performances.

4.8. Résultats des simulations et interprétation

Dans un premier temps nous avons mené des simulations sur deux machines de puissances différentes 3,5 kW et 300 kW. Nous avons utilisé le modèle linéaire du fait que nous ne disposons pas de la caractéristique magnétique de la machine de 300 kW pour établir un modèle saturé de celle-ci. Nous avons utilisé un creux de tension de 30% sur les deux machines et nous avons obtenus les résultats suivants pour les courants et les couples.

Courants statoriques

Nous représentons sur les figures 4-8 et 4-9 ci-dessous les résultats obtenus pour les courants statoriques des deux machines 3,5 kW et 300 kW, suite à l'application du creux de tension de 30% et de durée 10 ms.

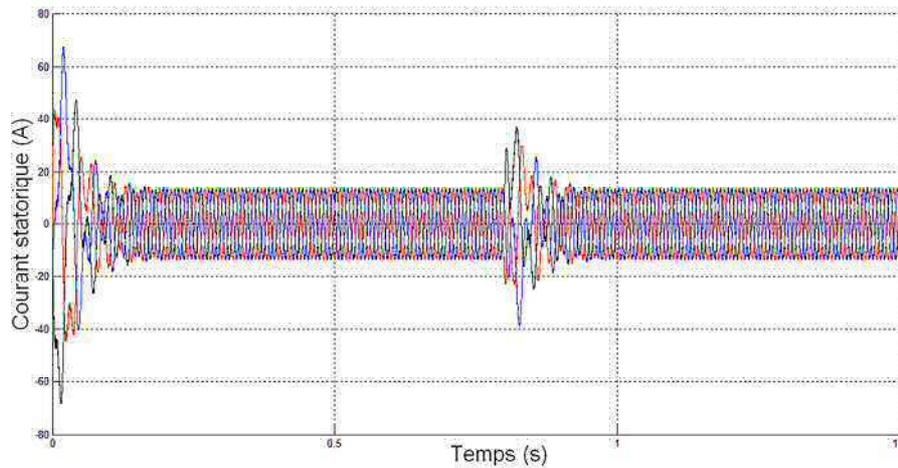


Figure 4-8 : Courant statorique de la machine de 3.5 kw pour un creux de tension de 30%-10ms

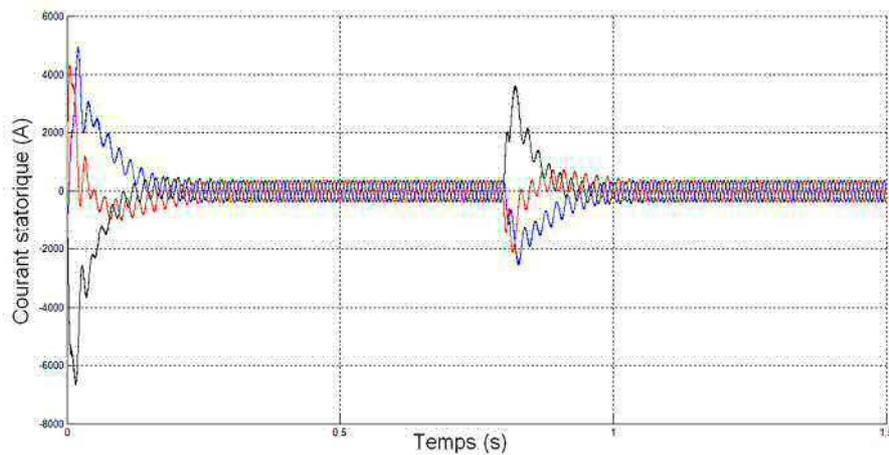


Figure 4-9 : Courant statorique de la machine de 300kw pour un creux de tension de 30%-10ms

Courants rotoriques

Il en est de même pour les courants rotoriques, nous représentons sur les figures 4-10 et 4-11 ci-dessous les résultats obtenus pour les deux machines 3,5 kW et 300 kW, suite à l'application du creux de tension de 30% et de durée 10 ms.

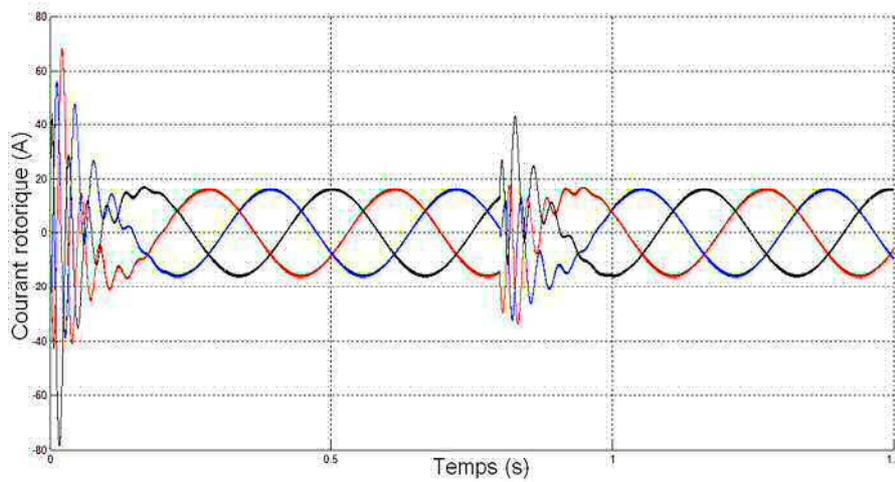


Figure 4-10 : Courant rotorique de la machine de 3.5 kw pour un creux de tension de 30%-10ms

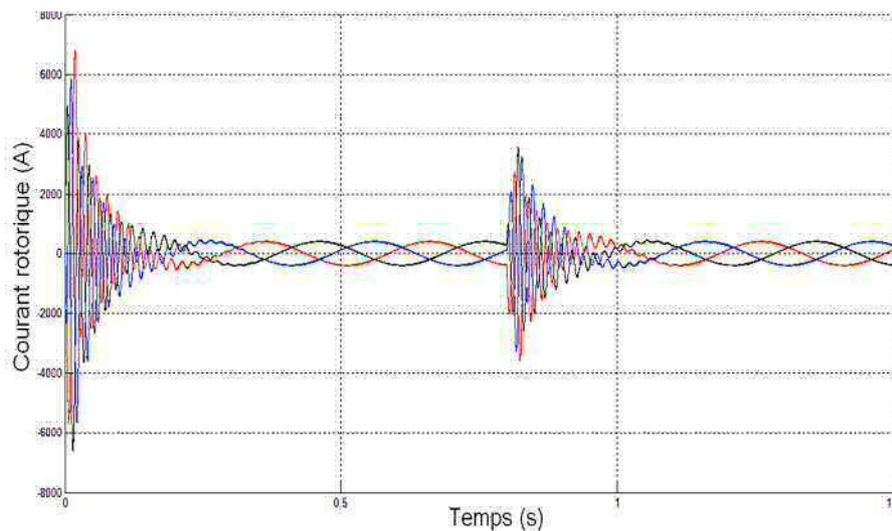


Figure 4-11 : Courant rotorique de la machine de 300 kw pour un creux de tension de 30%-10ms

Couples électromagnétiques

Les figures 4-12 et 4-13 représentent respectivement les résultats obtenus pour les couples électromagnétiques sur les machine de 3,5 kW et 300 kW, suite à l'application du creux de tension de durée 10 ms.

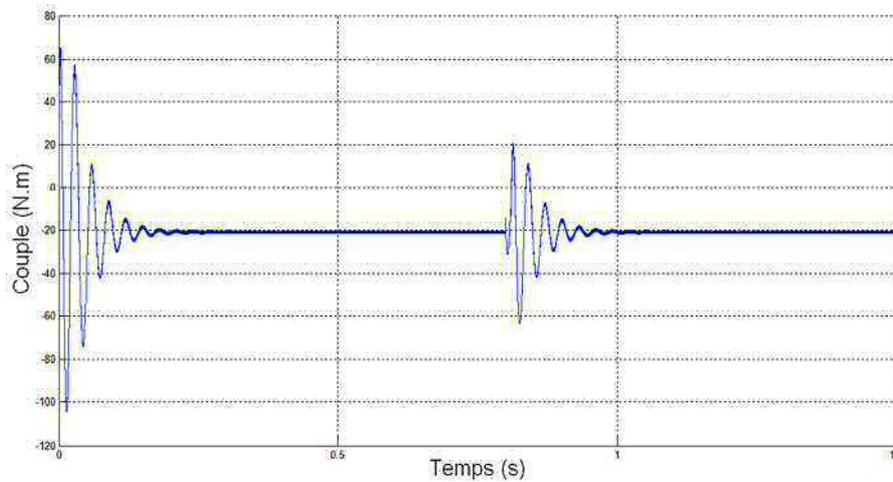


Figure 4-12 : Couple de la machine de 3.5 kw pour un creux de tension de 30%-10ms

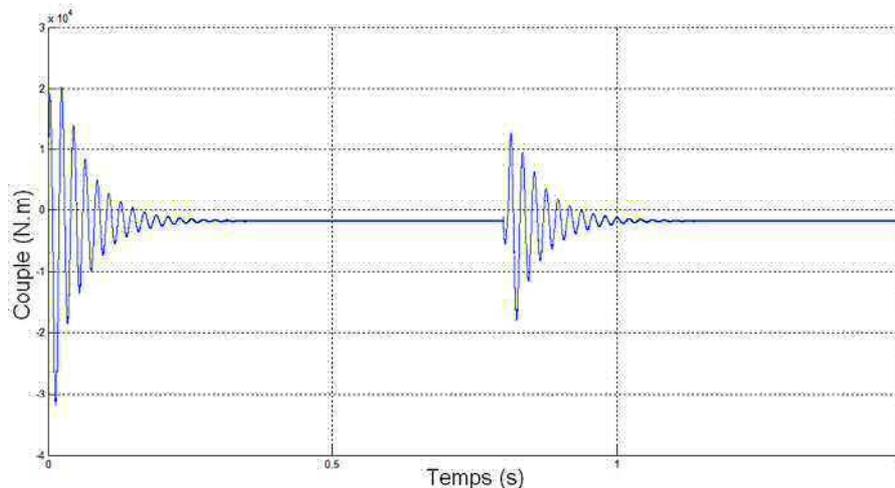


Figure 4-13 : Couple de la machine de 300kw pour un creux de tension de 30%-10ms

Observations et commentaires sur les résultats obtenus

Les courants statoriques présentent des pics importants pouvant aller de 2 fois le courant nominal pour la machine 3,5 kW et jusqu'à 10 fois pour la machine de 300 kW. Les courants rotoriques présentent plus d'oscillations avec des pics pouvant aller de 2 fois pour la machine 3,5 kW et 4 fois pour la machine de 300kW. Les couples présentent des variations et des valeurs pouvant aller de 4 fois pour la première machine et 8 fois pour la deuxième machine. On notera que le transitoire est plus long pour la plus grande machine que pour la petite machine. Nous remarquons que la machine de grande puissance subit un transitoire relativement sévère par rapport à la petite puissance.

4.8.1. Simulation de la variation de la profondeur des creux de tensions de durée fixe

Nous avons jusque-là utilisé une profondeur du creux fixe (30%) et une durée fixe de (10 ms). Dans ce qui suit nous allons voir de quelle manière la profondeur du creux de tension pourrait-elle influencer sur les pics et le transitoire sur les deux machines.

Plusieurs simulations sont réalisées avec des creux de tension de profondeurs différentes à l'aide d'un modèle linéaire pour les deux machines. La profondeur des creux de tension varie de 10% jusqu'à 100% de durée constante égale à 20 ms comme indiqué sur les figures (4-14) à (4-17).

Courants statoriques

Nous représentons les résultats obtenus pour différentes profondeurs et une durée fixe pour les deux machines.

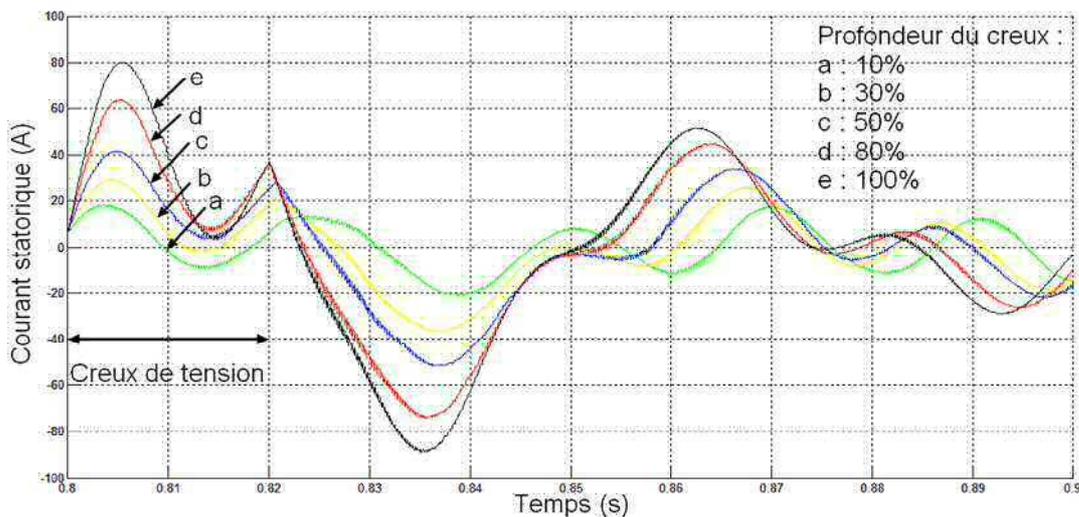


Figure 4-14 : Représentation du courant statorique pour des creux de tension allant de 10% à 100% -20ms pour la machine de 3.5 kW

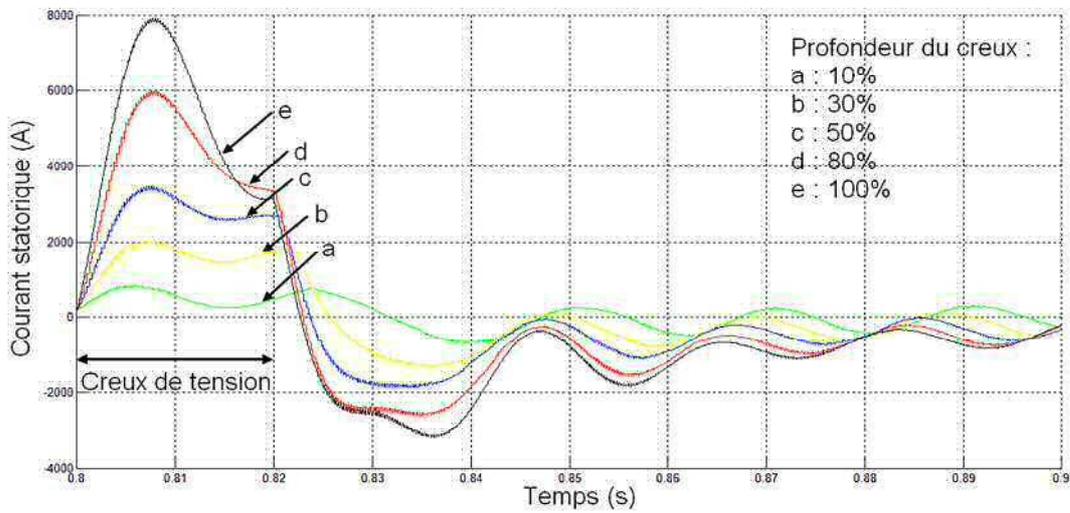


Figure 4-15 : Représentation du courant statorique pour des creux de tension allant de 10% à 100% -20ms pour la machine de 300 kW

Courants rotoriques

Nous représentons également les variations du courant rotorique pour différentes profondeurs et une durée fixe pour les deux machines (Figures 4-16 et 4-17).

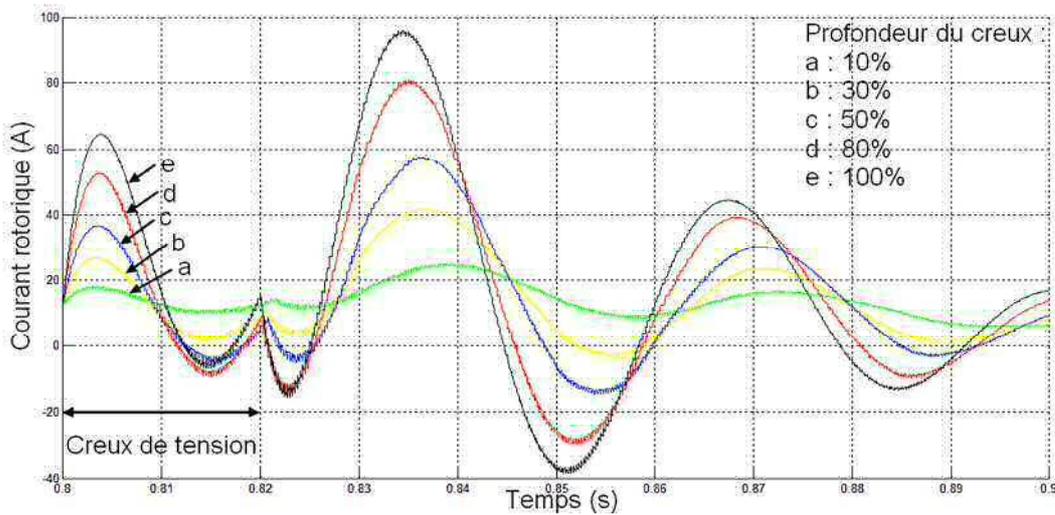


Figure 4-16 : Représentation du courant rotorique pour des creux de tension allant de 10% à 100%-20ms pour la machine de 3.5 kW

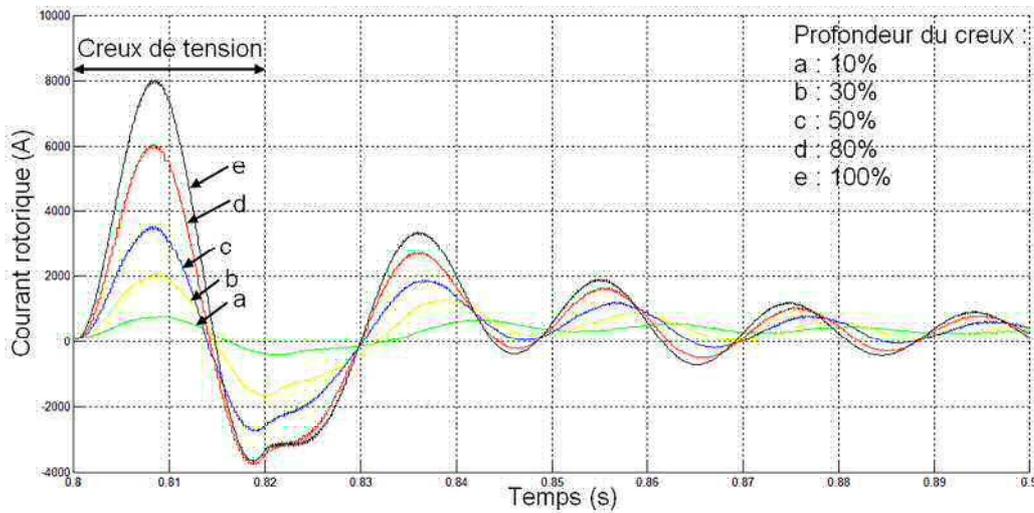


Figure 4-17 : Représentation du courant rotorique pour des creux de tension allant de 10% à 100% -20ms pour la machine de 300 kw.

Couples électromagnétiques

De la même manière que pour les courants nous représentons sur les figures 4-18 et 4-19, les résultats obtenus pour les couples électromagnétiques des deux machines.

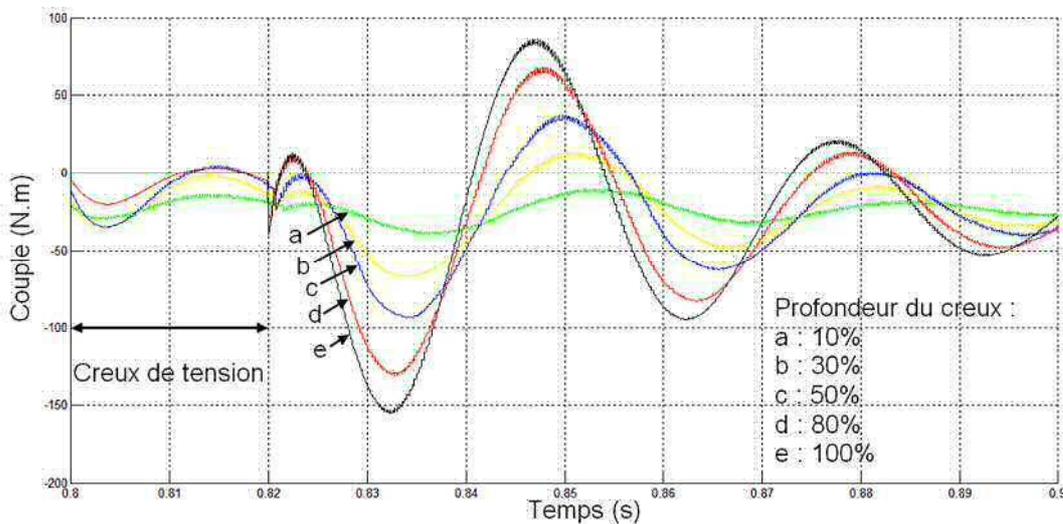


Figure 4-18 : Représentation du couple pour des creux de tension allant de 10% à 100% -20ms pour la machine de 3.5 kW

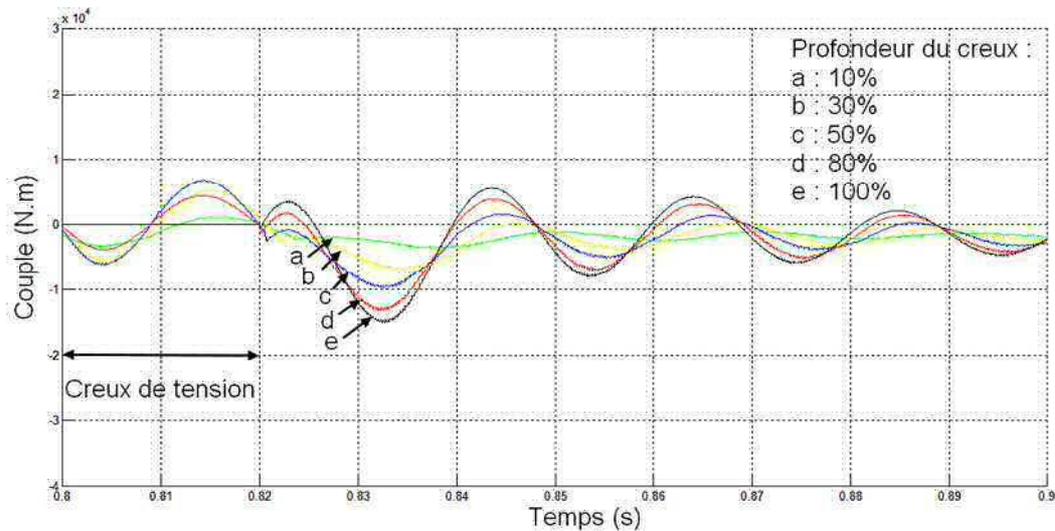


Figure 4-19 : Représentation du couple pour des creux de tension allant de 10% à 100% -20ms pour la machine de 300 kW

Constatations

L'apparition du premier régime transitoire dû à l'application du creux se produit à l'instant ($t=0.8s$) et d'un autre transitoire à la disparition du creux ($t=0.82s$). Ce qui est tout à fait normal puisque ces deux instants correspondent au début du défaut et à la fin du défaut. Les pics de courants peuvent se présenter soit au début du creux ou à la disparition de celui-ci. Les amplitudes des creux de tensions augmentent avec la profondeur du creux de tension. Les courants peuvent atteindre 20 fois le courant nominal pour la puissance de 300kW et 6 fois pour la puissance de 3,5kW. Pour les couples ils présentent des pics élevés et des transitoires relativement longs.

Dans la partie suivante nous allons voir de quelle manière l'instant de l'apparition du creux peut-il influencer sur les pics, mais aussi sur la dynamique des machines.

4.8.2. Simulation des creux de tension pour des durées variables - profondeur fixe

Dans cette partie on va s'intéresser à l'influence de la durée des creux de tension pour une profondeur fixée à 70%. Nous avons choisi un intervalle de temps de 5-10-15-20-25ms comme indiqué sur la figure 4-20. On simulera pour les deux machines et on observera les pics de courants et du couple pour les deux machines.

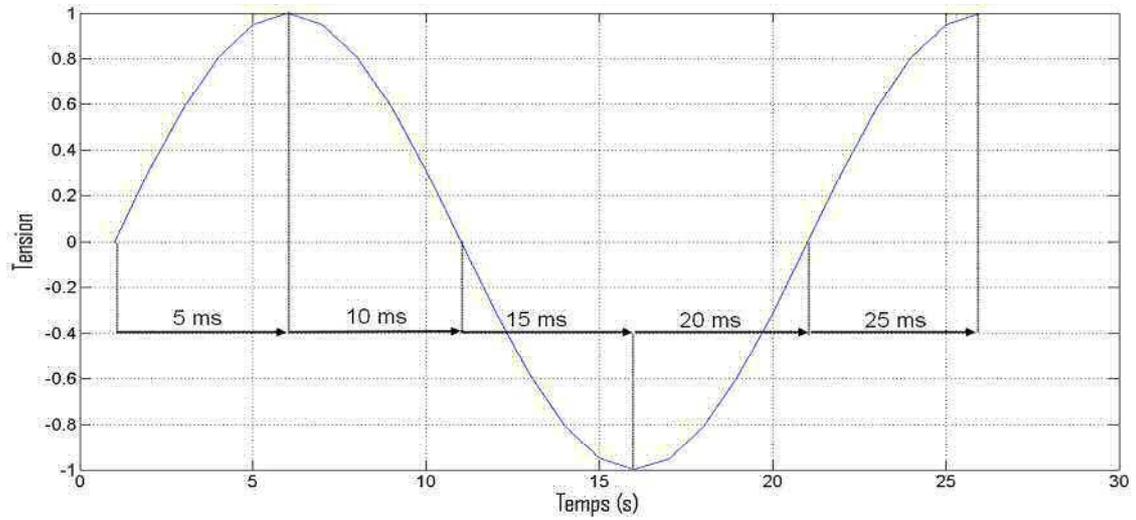


Figure 4-20 : Représentation des temps de simulation utilisés pour la phase statorique

Courant statoriques

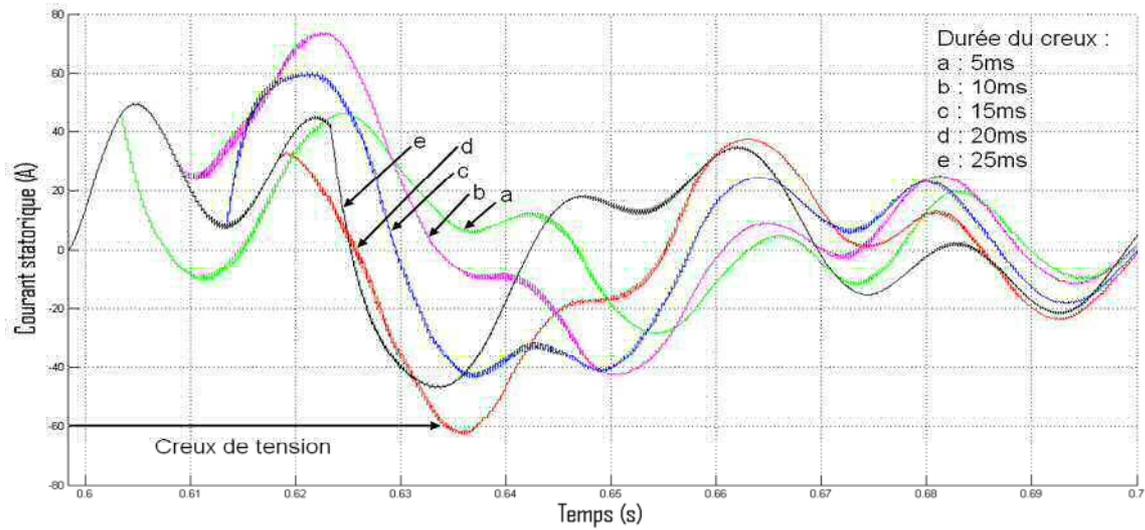


Figure 4-21 : Représentation du courant statorique pour des creux d'une profondeur de 70% et des durées variables - machine de 3.5 kW

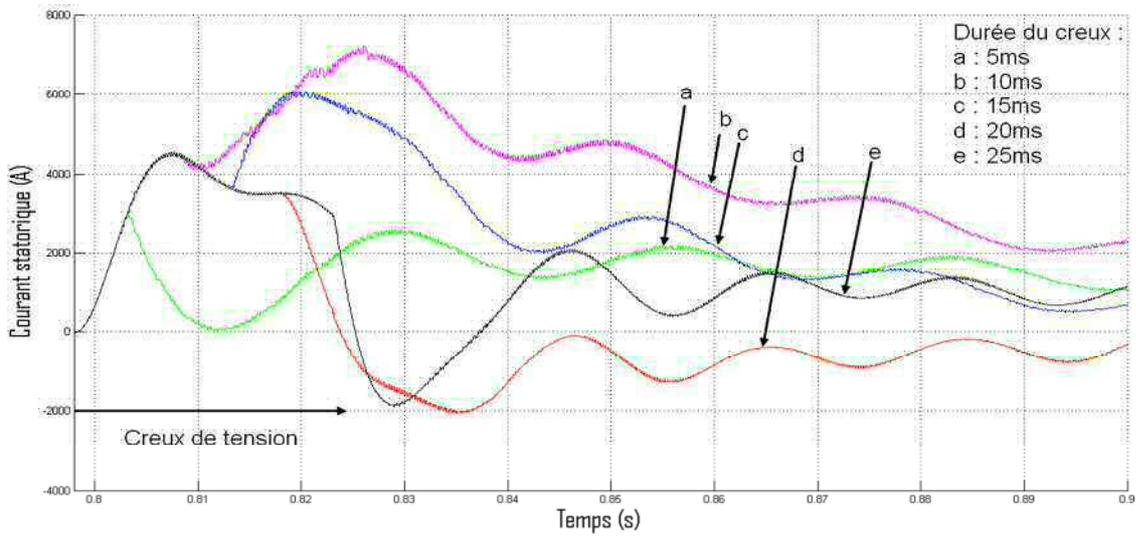


Figure 4-22 : Représentation du courant statorique pour des creux d'une profondeur de 70% et des durées variables - machine de 300 kW

Courants rotoriques

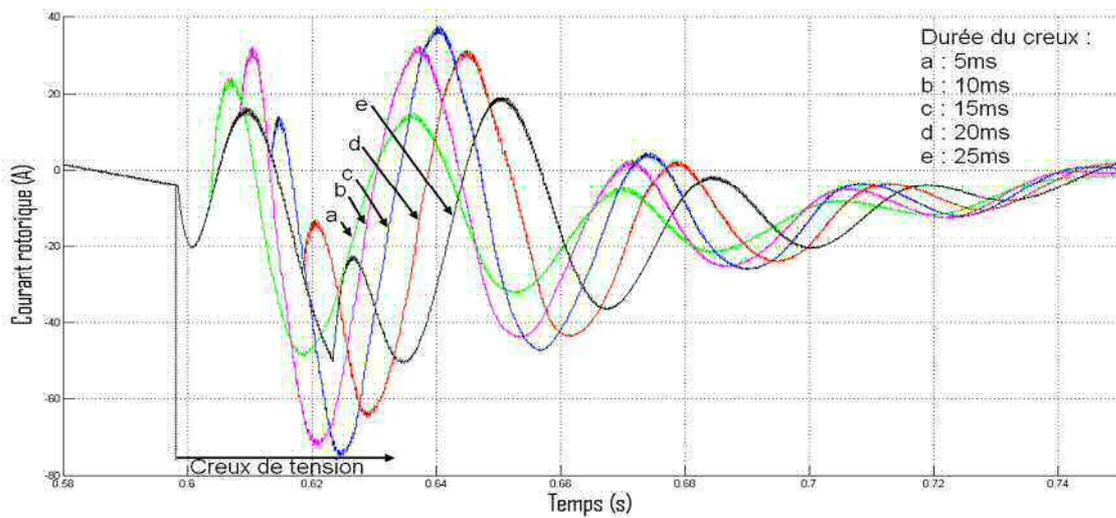


Figure 4-23 : Représentation du courant rotorique pour des creux d'une profondeur de 70% et des durées variables - machine de 3.5 kW

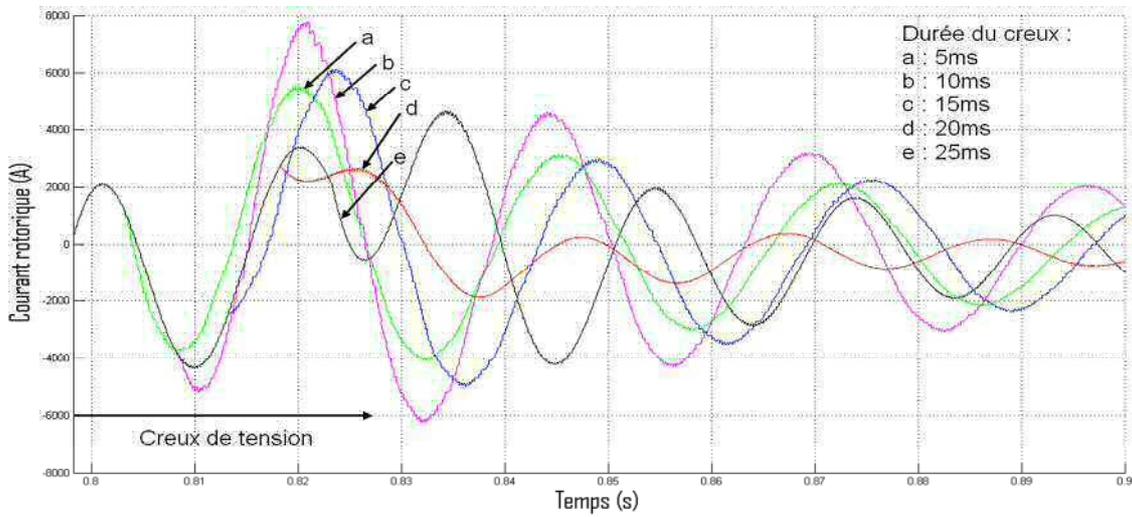


Figure 4-24 : Représentation du courant rotorique pour des creux d'une profondeur de 70% et des durées variables - machine de 300 kW

Couples

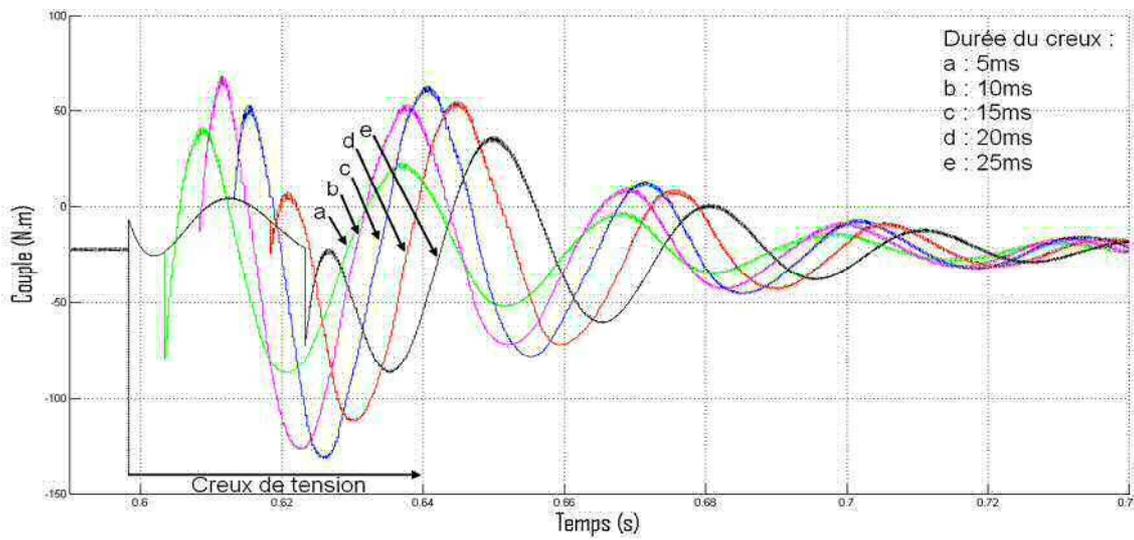


Figure 4-25 : Représentation du couple pour des creux d'une profondeur de 70% et des durées variables - machine de 3.5 kW

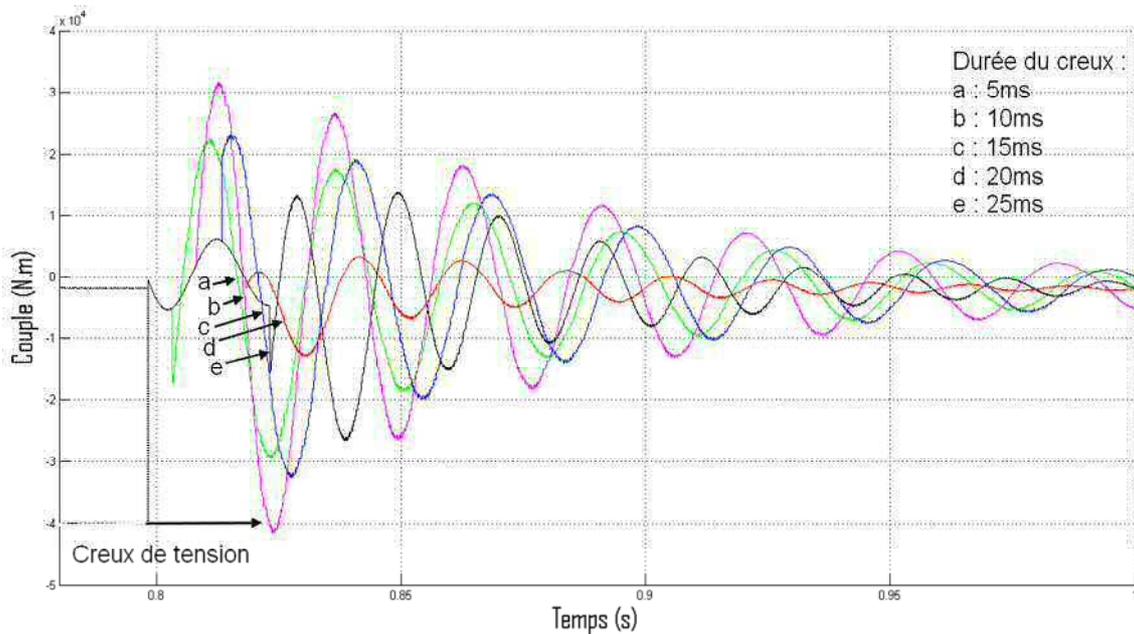


Figure 4-26 : Représentation du couple pour des creux d'une profondeur de 70% et des durées variables - machine de 300kW

Observations et commentaires

- A $t_1=5\text{ms}$ après l'apparition du creux, un premier pic de courant se produit. Il est dû au rétablissement de la tension pour le creux de 5ms.
- Le même phénomène est ensuite successivement observé pour tous les creux.
- Les simulations montrent que le moment où la tension revient au nominal influe sur la forme du régime transitoire des courants statoriques et rotoriques.
- Ces simulations, effectuées sur une phase, expliquent pourquoi les pics de courant qui se produisent sur trois phases de la machine au même moment ne sont pas identiques. Le déphasage explique ce phénomène.

4.8.3. Simulation des creux de tension en fonction de la profondeur et de la durée

Précédemment nous avons simulé l'effet de la profondeur du creux ainsi que la variation de la durée de la durée du creux sur les courants et les couples. Nous représentons sur ces courbes les courants et les couple pour une profondeur allant de 0 à 100% et pour des durées d'applications allant de 0 à 2 T (soit de 0 à 40ms)

Courants statoriques

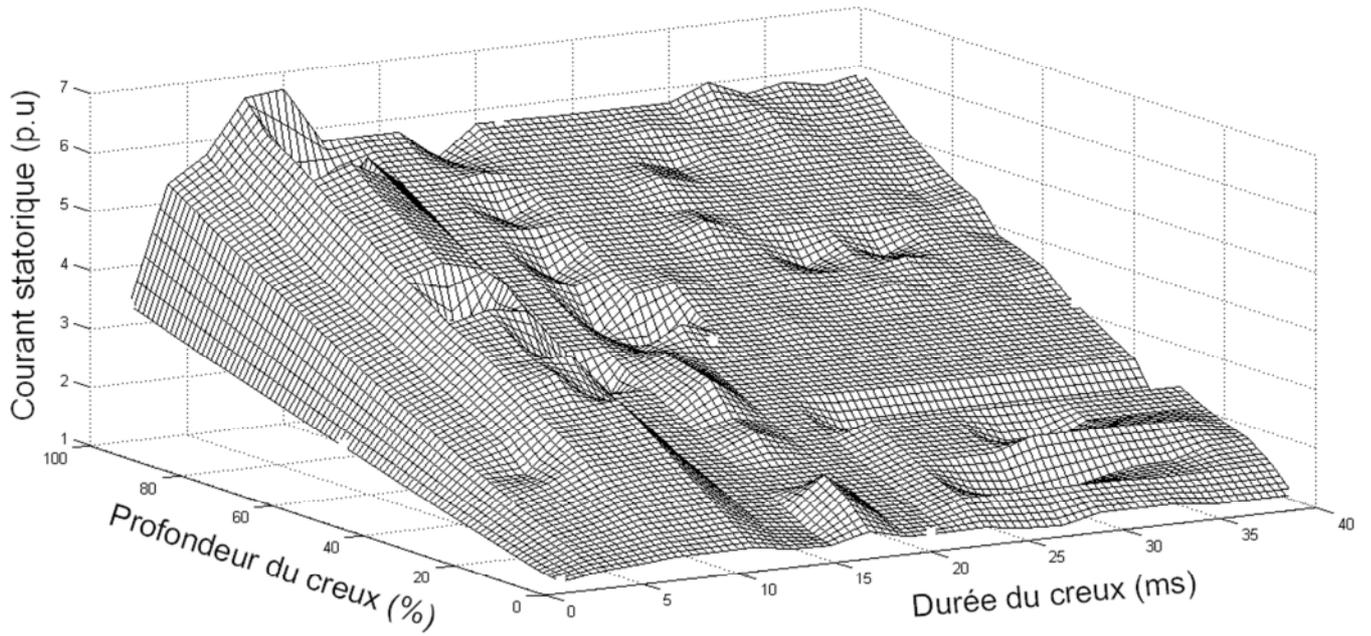


Figure 4-27 : Courant statorique de la machine de 3.5 kW

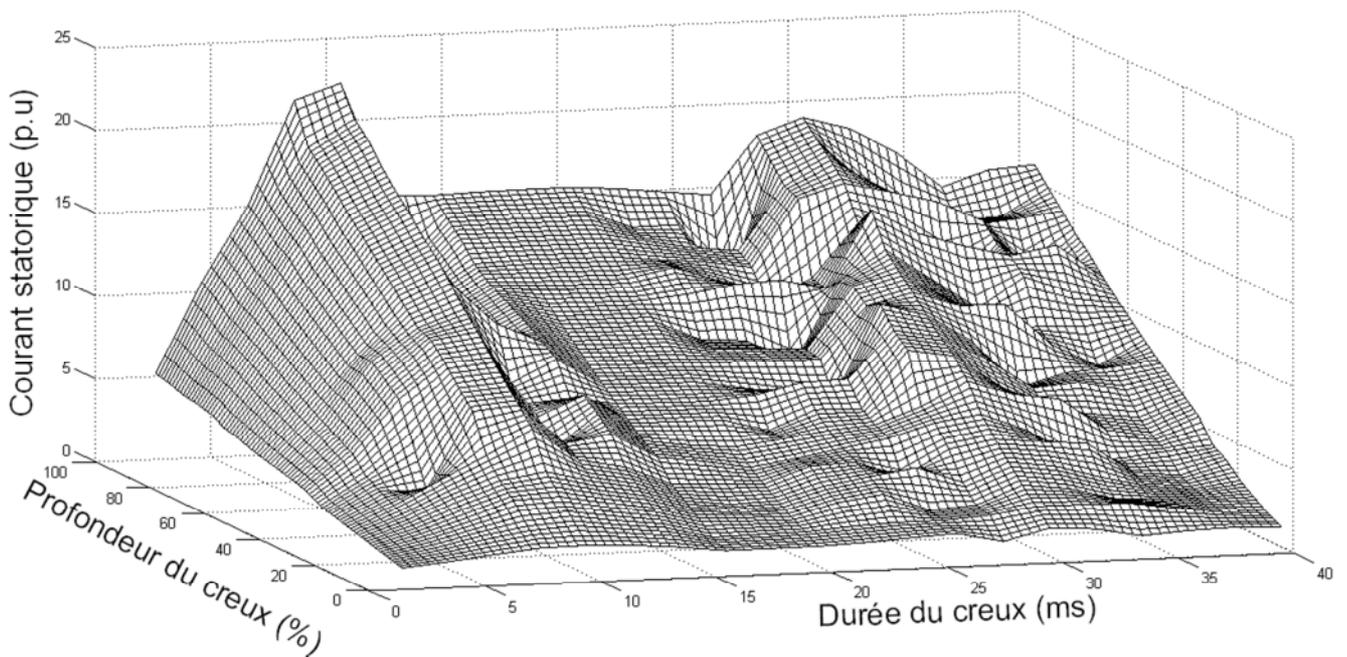


Figure 4-28 : Courant statorique de la machine de 300 kW

Courants rotoriques

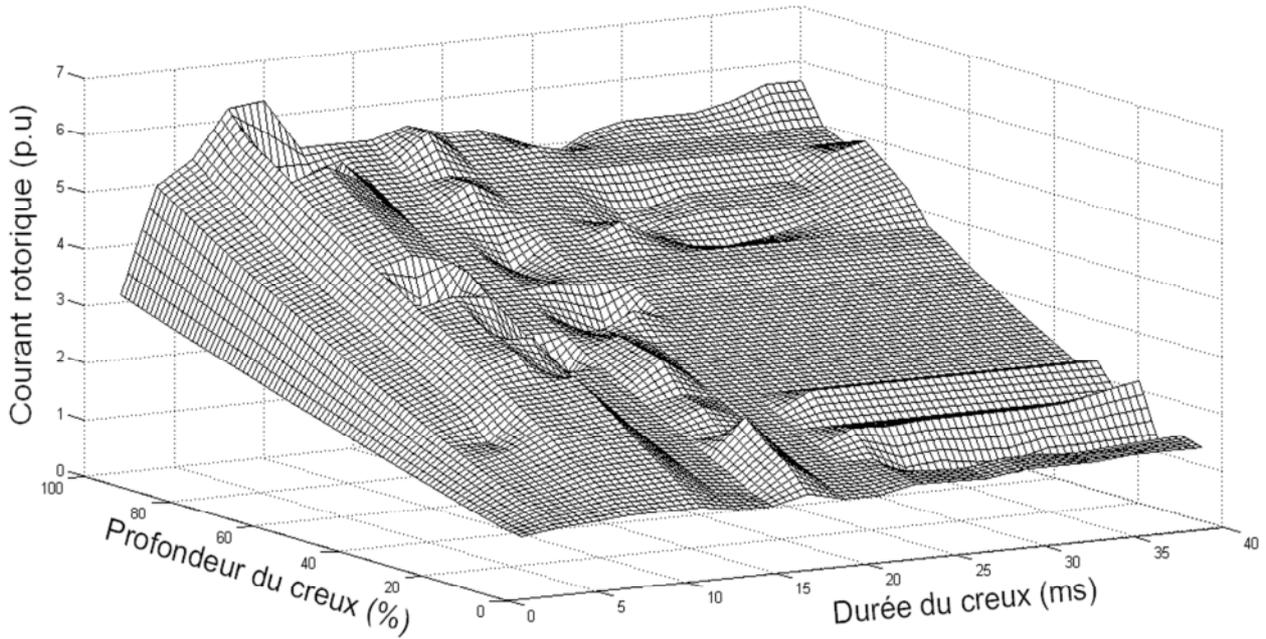


Figure 4-29 : Courant rotorique de la machine de 3.5 kW

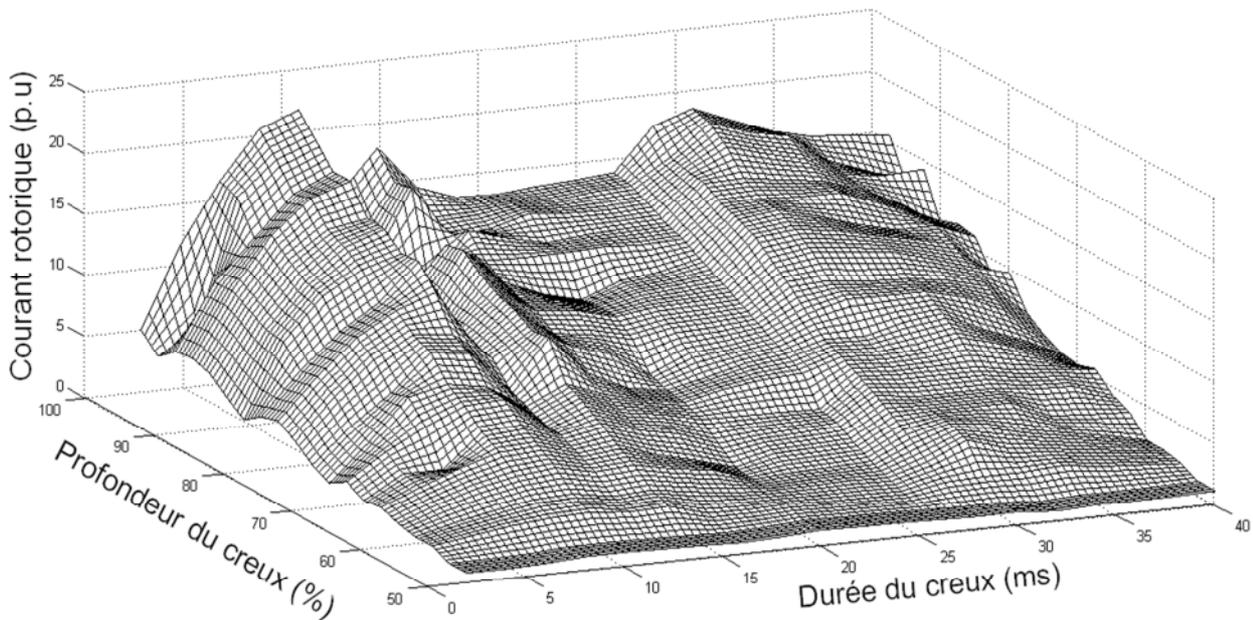


Figure 4-30 : Courant rotorique de la machine de 300 kW

Couples

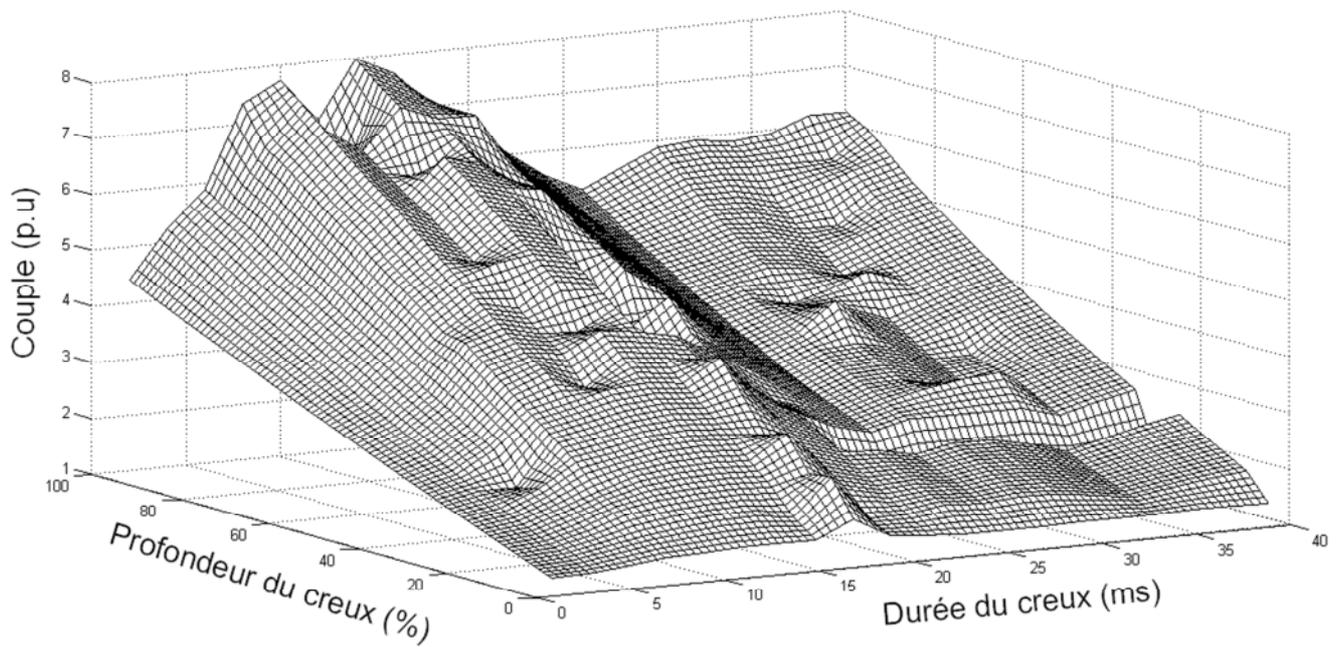


Figure 4-31 : Couple de la machine de 3.5 kW

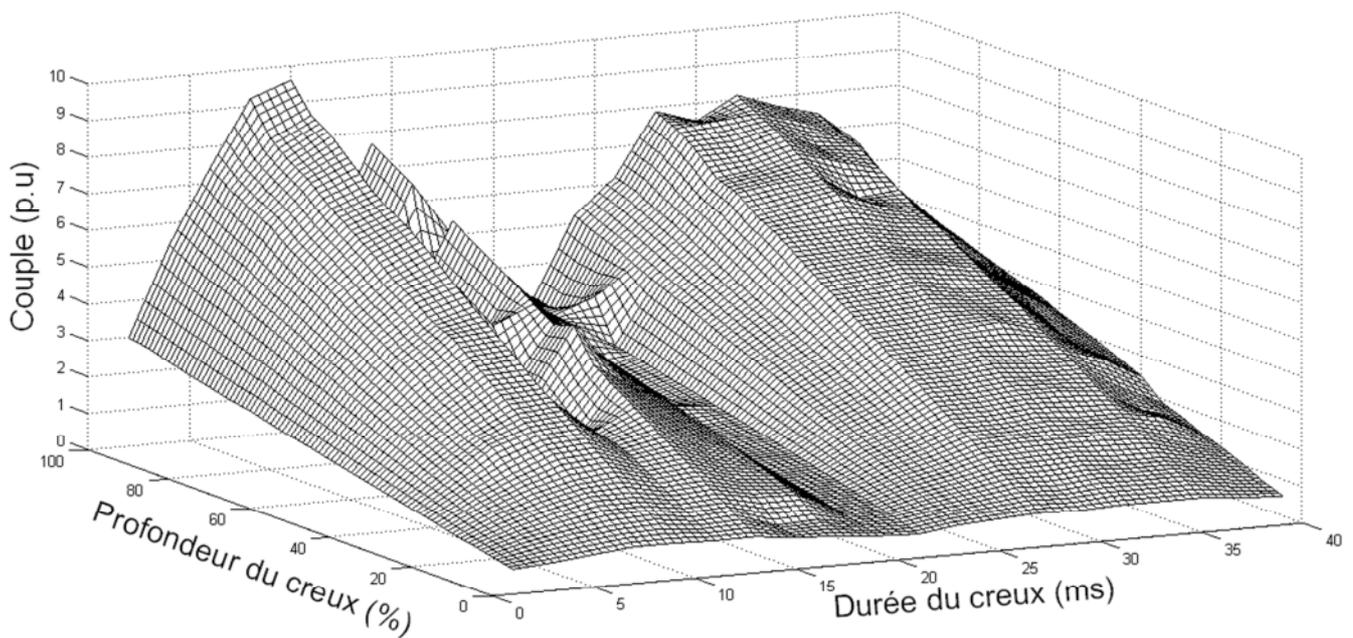


Figure 4-32 : Couple de la machine de 300 kW

Constatations

- Les pics pour toutes les grandeurs étudiées sont plus importants quand le creux est plus profond pour les deux machines. Elles réagissent qualitativement de la même manière aux creux de tension.
- Les courants statoriques atteignent des valeurs très importantes qui peuvent endommager les enroulements, jusqu'à 7 fois le courant nominal pour la machine de 3.5kW et 25 fois le courant nominal pour la machine de 300kW.
- On n'observe pas de grandes fluctuations sur le rotor de la petite machine (environ 6 fois le courant nominal pour les creux les plus profonds), contrairement à la machine de 300kW ou le courant rotorique peut atteindre 21 fois le courant rotorique nominal.
- Le comportement des deux machines est similaire vis-à-vis du couple, on remarque que les variations en amplitude sont plus faibles, ils n'atteignent que 10 fois le couple nominale pour la machine de 300kW et 8 fois le nominal pour la machine de 3.5kw.
- Enfin, quelle que soit la machine, les pics de courant restent trop importants et ne permettent pas de la laisser connectée au réseau lorsqu'un creux de tension survient. Elle engendrerait en effet une détérioration des convertisseurs de la cascade hyposynchrone et elle se détruirait elle-même si jamais ces creux venaient à durer.

4.9. Effet de la saturation sur les courants et le couple suite au creux de tension

On applique les creux de tension de profondeurs variables dans le cas d'un modèle saturé. Ceci ne s'applique qu'à la machine de 3,5 kW, pour l'autre machine de 300 kW nous ne disposons pas de modèle non linéaire. Nous avons maintenu la durée du creux de tension fixe (20ms) et nous faisons varier la profondeur de 10% à 100%. Nous avons aussi appliqué le creux de tension à $t=0,8s$. Les résultats obtenus pour les courants et le couple sont représentés sur les figures ci-dessous.

Courants statoriques

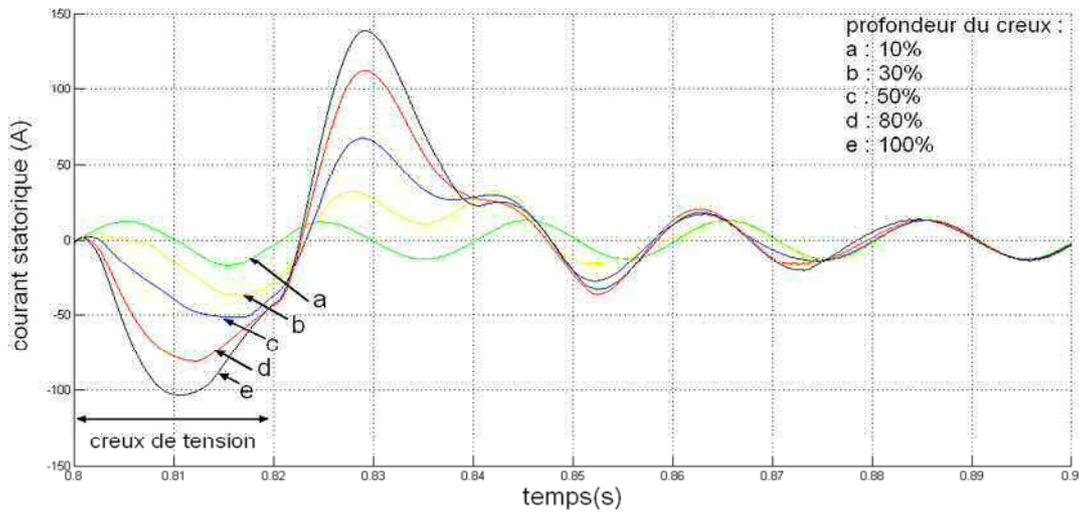


Figure 4-33 : Représentation du courant statorique pour des creux de tension allant de 10% à 100% pour la machine de 3.5 kW en régime saturé

Courants rotoriques

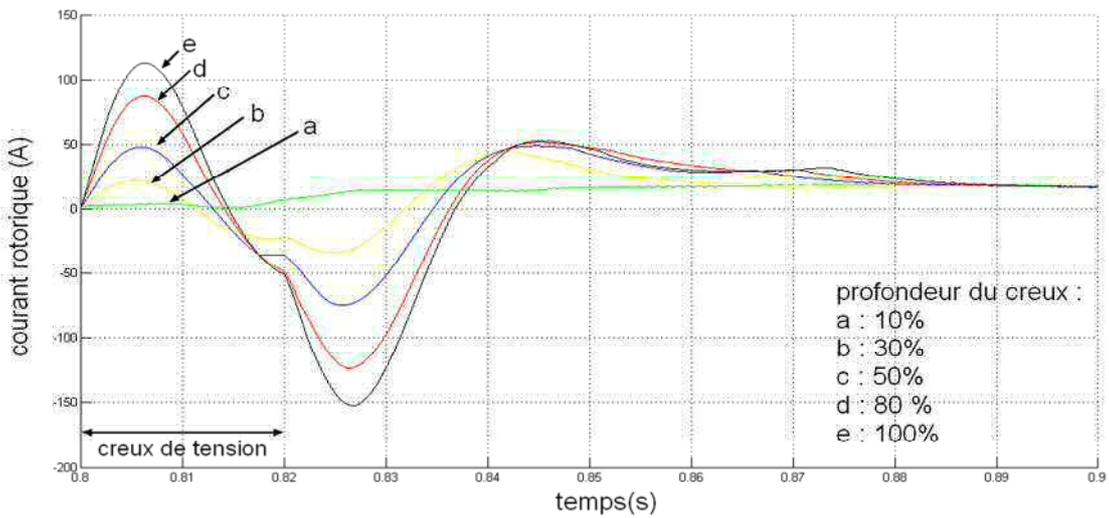


Figure 4-34 : Représentation du courant rotorique pour des creux de tension allant de 10% à 100% pour la machine de 3.5 kW en régime saturé

Couples

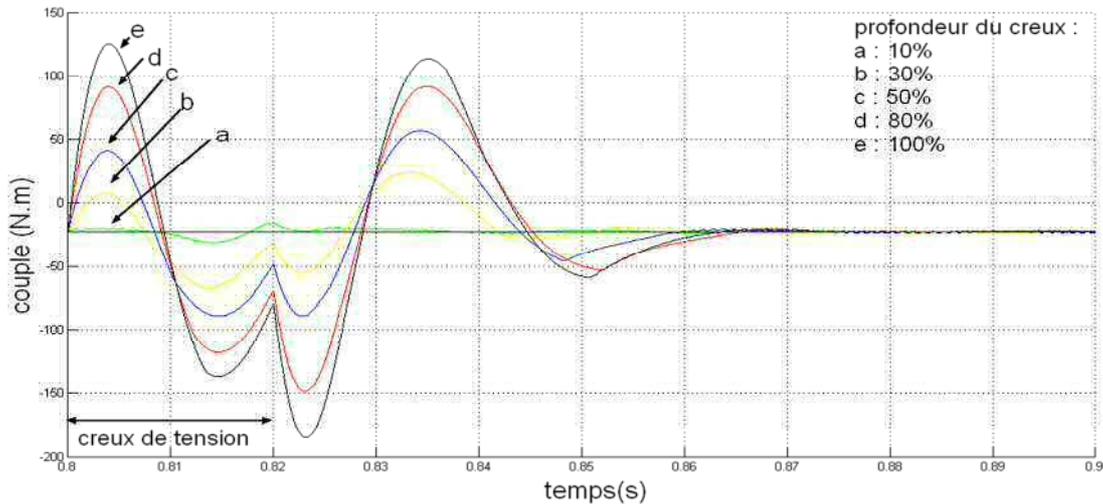


Figure 4-35 : Représentation du couple pour des creux de tension allant de 10% à 100% pour la machine de 3.5 kW en régime saturé

Interprétation

Le comportement global de la machine est semblable à celui observé en régime linéaire

- Il y a apparition de deux pics, le premier juste après 0.8s (instant d'application du creux, 1^{er} régime transitoire) et le second juste après 0.82s (instant de disparition du défaut, 2nd régime transitoire).
- 2. Les pics les plus importants sont ceux qui se produisent lors du rétablissement de la tension nominale.
- Une discontinuité dans l'évolution des courants apparaît à 0.82 seconde et amorce le second pic du 2nd régime transitoire.
- Nous constatons que plus l'intensité des creux de tension augmente plus l'amplitude des pics de courant augmente.
- Le couple s'annule pour un creux de tension de 100 % (coupure), cela jusqu'à la disparition du creux pour les deux machines.

4.10. Comparaison des résultats en linéaire et en saturé

Nous avons superposé les courants statoriques et rotoriques d'une même phase pour des essais effectués en régime linéaire et saturé pour des creux de tension de 30% et 70%. Les creux de tension ont tous été appliqués à l'instant $t=0.8s$, pour une même durée d'application de 20ms.

Courant statorique

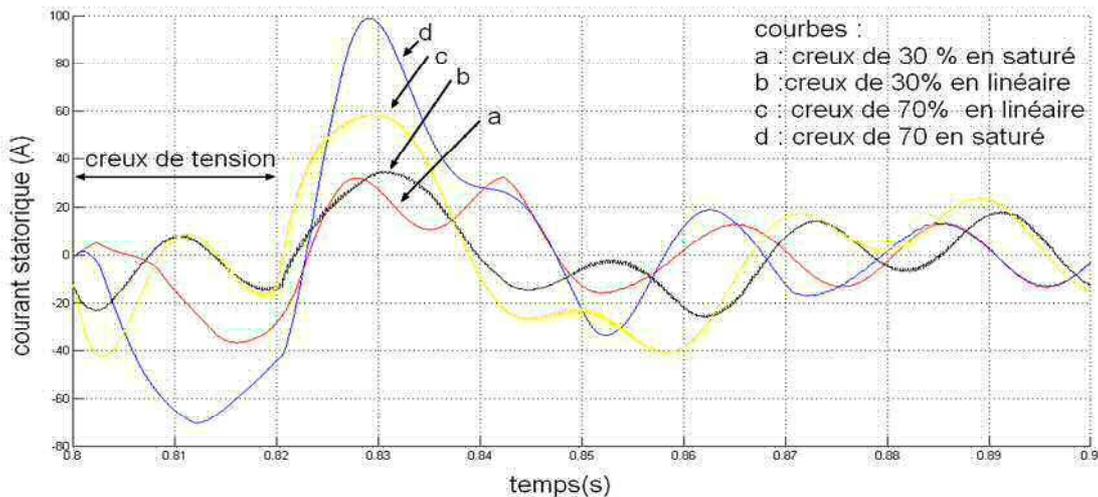


Figure 4-36 : Représentation des courants statoriques en régime linéaire et saturé pour des creux de tension de 30% et 70%

Courants rotoriques

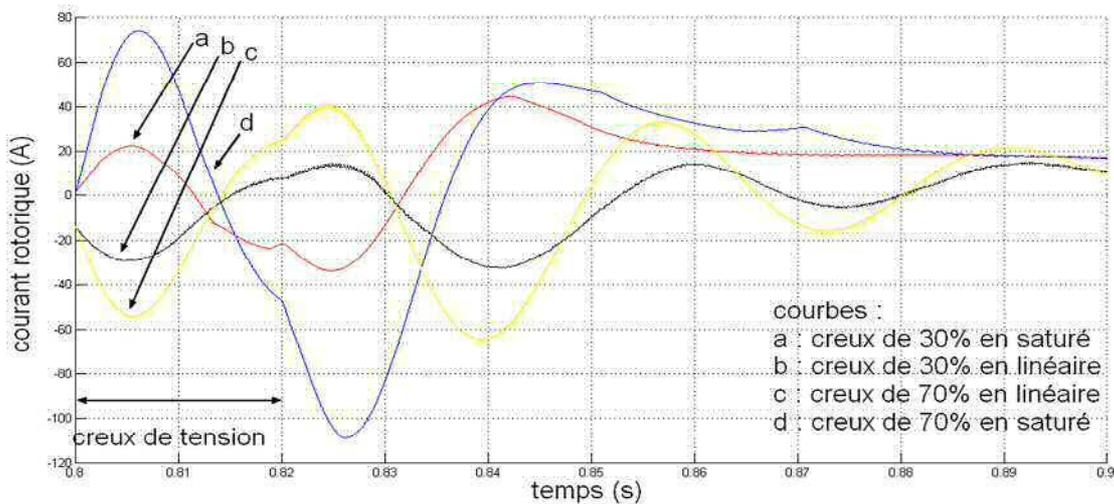


Figure 4-37 : Représentation des courants rotoriques en régime linéaire et saturé pour des creux de tension de 30% et 70%

Observations

- Les pics de courants sont plus importants en régime saturé.
- Les signaux représentant la même phase, ils se confondent après retour au régime nominal, le retour au nominal est beaucoup plus rapide en régime saturé.

4.11. Effet du creux de tension sur les puissances actives des deux machines

Pour voir l'effet du creux de tension sur les puissances nous avons simulé un creux de tension de durée 600ms et d'une profondeur de 70%. Les puissances obtenues dans le cas linéaire et pour les deux machines sont donnée sur les figures suivantes.

Puissances

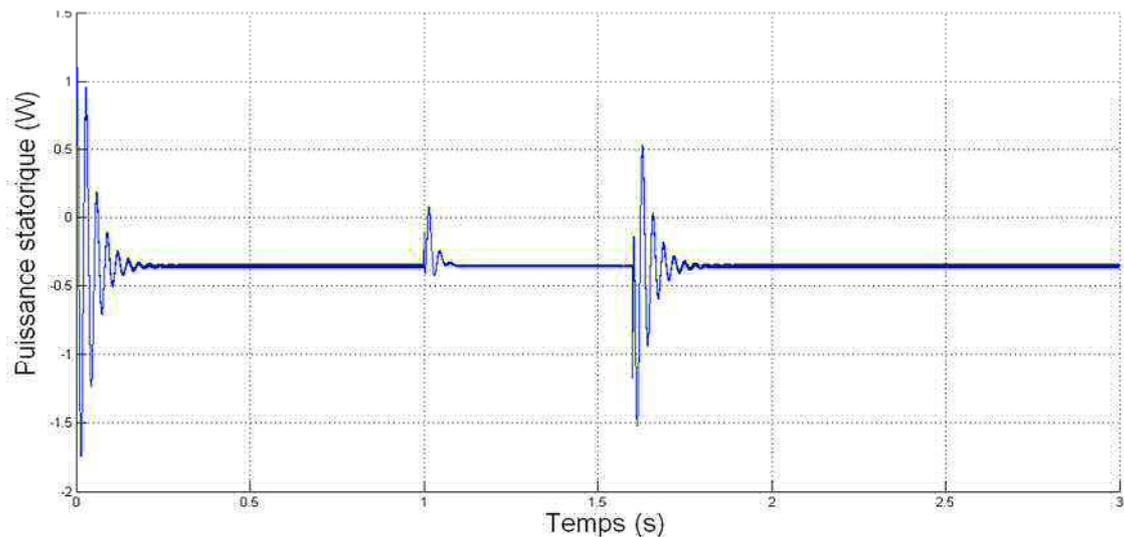


Figure 4-38 : Puissance de la machine de 3.5 kW pour un creux de tension de 70% et une durée de 600ms

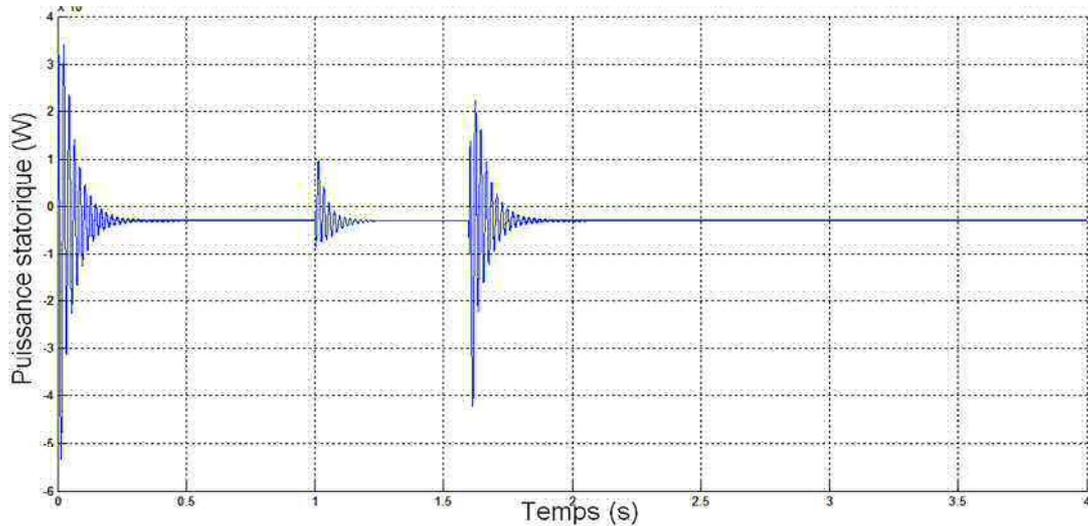


Figure 4-39 : Puissance de la machine de 300kW pour un creux de tension de 70% et une durée de 600ms

Pour les puissances on constate le même comportement que celui des courants. Après un transitoire du au creux de tension la puissance reprend sa valeur initiale. Le pic de puissance dépend de la profondeur du creux de tension et de l'instant de son apparition.

4.12. Conclusion

Dans ce travail le comportement transitoire de la MADA sous les creux de tension a été étudié. Le modèle dynamique ainsi que la stratégie de contrôle de la MADA a été présenté. Les résultats de la simulation montrent de forts courants transitoires à la fois dans le stator et côté rotor. En fonction de la profondeur du creux de tension et de l'instant du défaut, les courants transitoires peuvent atteindre des valeurs très élevées. Il est clair à partir de ces résultats qu'un système de protection approprié doit être utilisé afin de réduire les effets des creux de tension sur le générateur et sur les convertisseurs de puissance. La capacité de la MADA à fonctionner doit être garantie comme l'exige actuellement la quasi-totalité des codes du réseau. Pendant le creux de tension de 100% les courants du stator et du rotor peuvent dépasser huit fois leurs valeurs nominales. Les courants statoriques et rotoriques augmentent lorsque la profondeur des creux de tension augmente.

CONCLUSION

GENERALE

CONCLUSION GENERALE

Le travail présenté dans cette thèse a concerné l'étude du comportement dynamique du générateur asynchrone face aux variations de la charge et de la vitesse d'entraînement, lorsqu'ils fonctionnent en mode autonome et face à des perturbations momentanées lorsqu'ils sont intégrés au réseau électrique. L'objectif dans le premier cas était de maintenir la tension à la sortie du redresseur à une valeur de consigne assignée. Dans le deuxième cas il s'agissait d'analyser le transitoire des courants statoriques et rotoriques du générateur suite au retour du réseau après une coupure momentanée.

Dans la première partie de ce travail, nous avons développé un modèle des flux du générateur asynchrone. Nous avons opté pour l'approche des circuits électriques qui offre un bon compromis précision/temps de calcul. La modélisation est basée essentiellement, sur la théorie des deux axes. Les équations sont exprimées dans le système d'axes d et q pour les deux enroulements. Sous l'hypothèse de linéarité du circuit magnétique, ce modèle conduit à des résultats théoriques. En effet, la considération de la saturation magnétique est absolue dans le cas du fonctionnement de la machine asynchrone en générateur autonome. La modélisation de la saturation magnétique a été réalisée en utilisant la technique de la fonction degré de saturation et introduite dans le modèle des flux développé. Les relevés expérimentaux ont montré une bonne concordance avec les résultats obtenus par simulation pour un fonctionnement à vide, ce qui confirme la validité de la technique utilisée dans le modèle développé.

Dans la deuxième partie, deux études ont été effectuées :

La première, c'est le fonctionnement en charge du générateur asynchrone autonome. La charge est constituée d'un redresseur commandé alimentant une résistance. Les résultats obtenus par simulation et par des relevés expérimentaux concordent également. Ce qui confirme une fois de plus la validité du modèle développé pour un fonctionnement sur charge linéaire.

Par ailleurs, nous avons constaté que le comportement du générateur asynchrone dépend de la puissance et éventuellement de la nature de la charge; plus le courant de charge est important plus la tension générée est affectée (chute de tension apparente par rapport au fonctionnement à vide).

Dans la deuxième partie, un modèle des courant tenant compte de la saturation en utilisant la variation des inductances statique et dynamique (responsable de l'apparition du phénomène de l'inter-saturation) a été développé. Le modèle est ensuite validé et appliqué à la reconnexion au réseau suite à des perturbations sur un générateur fonctionnant à vitesse fixe en autoamorcé. Nous avons pris le cas particulier d'un creux de tension de 100% qui correspond à une brève coupure. L'aspect qui nous a intéressé était le maximum de courant qui se produirait à la reconnexion. L'étude a montré que certaines conditions doivent être remplies pour que le maximum puisse avoir lieu. En effet le transitoire du courant ou le couple dépend des conditions initiales. Si en simulation le temps de reconnexion peut être fixé en pratique il est aléatoire et dépend des conditions d'essais.

Toutefois après une série de tests expérimentaux, nous avons pu recouper les résultats théoriques avec ceux issus de l'expérimentation. L'expérimentation comme la théorie, ont montré que ces maximums se produisent lorsque les tensions du générateur et du réseau sont en opposition de phase pour un temps de reconnexion fixé. Il en est de même pour les valeurs du couple qui sont aussi élevées que celle des courants. Des dommages peuvent être occasionnés au système d'accouplement mécanique si des précautions ne sont pas prises.

La modélisation analytique a toujours constitué une approche pour l'étude des machines électriques. Il constitue un moyen simple et rapide pour arriver à des solutions. Dans notre cas, un modèle analytique a été aussi élaboré et les résultats obtenus sont comparés au modèle numérique issu des simulations. Les résultats obtenus sont acceptables et la différence est justifiée par les hypothèses de travail utilisées dans le modèle analytique.

Dans la troisième partie de ce travail, d'autres types de perturbations ont été étudié. Il s'agit des creux de tensions inhérents au générateur asynchrone à double alimentation. Nous nous sommes intéressé au transitoires des courants et du couple en présence de ces perturbations. Nous avons pris deux machines de même type mais de puissances différentes (3,5 kW, 300 kW), afin d'étudier le comportement des grandeurs électriques en fonction de la puissance de la machine. Toutefois en électrotechnique la généralisation des résultats en fonction de la puissance doit se faire avec prudence.

Nous avons simulé l'effet des creux de tension principalement la profondeur des creux sur les courants et le couple. Les résultats ont montré que plus la profondeur du creux est importante plus les valeurs du courants et du couple sont importantes. Elles sont plus accentuées pour la machine de grande puissance. Dans autre côté, on s'est intéressé à l'instant où se produit la perturbation pour les deux machines là aussi les amplitudes des courants et du couple

changent en fonction de l'instant où se produit la perturbation. Pour la petite puissance nous avons aussi utilisé le modèle non linéaire pour voir l'effet de saturation.

Dans un autre volet nous avons simulé à la fois la variation de la profondeur et du temps pour les deux machines. Les résultats montrent que les amplitudes des courants et du couples peuvent atteindre plusieurs fois la valeur nominale auquel cas il faut déconnecter la machine du réseau.

Des perspectives pour des travaux futurs porteront sur la partie protection en cas de creux de tension avec toutes les variantes. On pourra aussi voir du côté de la reprise en vol de l'éolienne suite à une perturbation (LVRT).

Bibliographie

BIBLIOGRAPHIE

- [1] MALIK, N.H., HAQUE, S.E. Steady State Analysis and Performance of an Isolated Self-Excited Induction Generator. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, September 1986, vol. EC-1, n° 3, p. 134-140.
- [2] MALIK, N.H., Mazi, A.A. Capacitance requirements for isolated self excited induction generators. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, March 1987, vol. 2, n° 1, p. 62- 69.
- [3] MALIK, N.H., AL-BAHRANI, A.H. Influence of the terminal capacitor on the performance characteristics of a self excited induction generator. *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, March 1990, vol. 137, n° 2, p. 168-173.
- [4] LEVI, E. Impact of Cross-Saturation on Accuracy of Saturated Induction Machine Models. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, September 1997, vol.12, n° 3, p.211- 216.
- [5] FERREIRA DE JESUS, J.M. A Model for Saturation Induction Machines. *IEEE Trans. on Energy Conversions*, September 1988, vol. 3, n° 3, p. 682-688.
- [6] KOVACS, K.P. On the theory of cylindrical rotor AC machines including main flux saturation. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, April 1984, vol. PAS-103, n° 4, p. 754-761.
- [7] ABAD, G., MARROYO, L., IWANSKI, L. et al. Doubly Fed Induction Machine : Modeling and Control for Wind Energy Generation. In : *Introduction to A Wind Energy Generation System*. Wiley-IEEE Press, 2011, p. 209-239. ISBN 9781118104965
- [8] CARDENAS, R., PENA, R., ALEPUZ, S., ASHER, G. Overview of Control Systems for the Operation of DFIGs in Wind Energy Applications. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, July 2013, vol. 60, n° 7, p. 2776 - 2798.
- [9] PROTSENKO, K., DEWEI, X. Modeling and Control of Brushless Doubly Fed Induction Generators in Wind Energy Applications. *IEEE Transactions on Power Electronics*, May 2008, vol. 23, n° 3, p. 1191-1197.
- [10] RENDERS, B., DE GUSSEME, K. et al. Distributed Generation for Mitigating Voltage Dips in Low-Voltage Distribution Grids. *IEEE Transactions on Power Delivery*. July 2008, vol. 23, n° 3, p. 1581-1588.
- [11] LOPEZ, J., SANCJIS, P., ROBOAM, X. and MARROYO, L. Dynamique Behavior of the Doubly Fed Induction Generator During Three-Phase Voltage Dip. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. September 2007, vol. 22, n° 3, p. 709-717.
- [12] METATLA, S., MEKHTOUB, S., IBTIOUEN, R., NESBA, A. *Dynamic behavior of doubly fed induction generator during network voltage dips*. International Conference on Electrical Sciences and Technologies in Maghreb (CISTEM), 3-6 Nov. 2014, Tunis, Tunisia, April 2015, p. 1-6. 978-1-4799-7300-2
- [13] RAHIMI, M., PARNIANI, M. Grid-fault ride-through analysis and control of wind turbines with doubly fed induction generators. *Electric Power Systems Research*, February 2010, vol. 80, n° 2, pp.184-195.

- [14] ABD, G., MARROYO, L., IWANSKI G. et al. Analysis of the DFIM Under Voltage Dips, In : *Doubly Fed Induction Machine : Modeling and Control for Wind Energy Generation*. Wiley-IEEE Press, 2011, p. 265-302. ISBN 9781118104965
- [15] ARULAMPALAM, A., RAMTHARAM, G. et al. *Trends in wind power technology and grid code requirements* : Second International Conference on Industrial and Information Systems, 9-11 August 2007, Penadeniya, Sri Lanka, Power Electronics and Motion Control : IEEE, July 2008, p. 129-133. 978-1-4244-1151-1
- [16] MARGOSSIAN, H., DECONINCK, G., SACHU, J. Distribution network protection considering grid code requirements for distributed generation. *IET Generation, Transmission and Distribution*, August 2015, vol. 9, n° 12, p. 1377-1381.
- [17] NG, Chong H., RAN, L., BUMBY, J. Unbalanced-Grid-Fault Ride-Through Control for a Wind Turbine Inverter. *IEEE Transactions on Industry Applications*. May 2008, vol. 44, n° 3, p. 845-856.
- [18] HANSEN, Anca D., MICHALKE, G. Fault ride-through capability of DFIG wind turbines. *Renewable Energy*, July 2007, vol. 32, n° 9, pp. 1594–1610.
- [19] BHOWMIK, S., SPEE, R., ENSLIN, J.H.R. Performance optimization for doubly fed wind power generation systems. *IEEE Transactions on Industry Applications*. Jul/Aug 1999 vol. 35, n° 4, p. 949-958.
- [20] ETXEBERRIA-OTADUI, Ion. *Sur les Systèmes de l'Electronique de Puissance dédiés à la Distribution Electrique : Application à la Qualité de l'Energie*. 240 p. Thèse de Doctorat : Grenoble, Institut National Polytechnique : 2003.
- [21] BAHARATHI, Sankar. *Performance Analysis of PWM Inverter for Wind Driven Doubly Fed Induction Generator* : IEEE-International Conference On Advances In Engineering, Science And Management (ICAESM), 30-31 March 2012, Nagapattinam, India, June 2012. p. 651-661. 978-1-4673-0213-5
- [22] TENINGE, Alexandre. *Participation aux Services Systèmes de Parcs Eoliens Mixtes: Application en Milieu Insulaire*. 165 p. Thèse de Doctorat : Génie Electrique : Grenoble, Institut National Polytechnique : 2009.
- [23] CARDENAS, R., PENE, R., TOBAR, G., CLARE, J., WHEELER, P. and ASHER, G. Stability analysis of a wind energy conversion system based on a doubly fed induction generator fed by a matrix converter. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. October 2009, vol. 56, n° 10, p. 4194-4206.
- [24] CAMBLONG, Haritza. *Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'électricité par des aérogénérateurs à vitesse variable*. 252 p. Thèse de Doctorat : Automatique : Bordeaux, École Nationale d'Arts et Métiers : 2003.
- [25] Wind turbines. Disponible sur :
< www.nordex-online.com/en/products-services/wind-turbines.html >
- [26] MARTIN, J. Energies éoliennes. *Techniques de l'Ingénieur, traité de Génie énergétique*, B1 360 V1, Mai, 1987, p. 1-21.
- [27] LECONTE P., RAPIN, M. and SZECHENYI, E. Éoliennes. *Technique de l'ingénieur, traité Génie mécanique*, BM 4 640 V1, avril, 2001, p. 1-24.

- [28] DANISH WIND IND. ASS. Disponible sur : < <http://www.windpower.org> >.
- [29] LAVERDURE, Nicolas. *Sur l'intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires*. 282 p.
Thèse de Doctorat : Génie Electrique : Institut National Polytechnique : 2005.
- [30] EL AIMANI, Salma. *Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension*. 217 p.
Thèse de Doctorat : Génie Electrique : Lille, Ecole Centrale et Université des Sciences et Technologies : 2004.
- [31] RODRIGUEZ-AMENDO, J.L., ARNALTE, S., BURGOS, J.C. Automatic Generation Control of a Wind Farm with Variable Speed Wind Turbines. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, August 2002, vol. 17, n° 2, p. 279-284.
- [32] DAVIGNY, Arnaud. *Participation aux services systèmes de fermes éoliennes à vitesse variable intégrant du stockage inertiel d'énergie*. 216 p.
Thèse de Doctorat : Génie Electrique : Lille, Université des Sciences et Technologies : 2007.
- [33] MULTON, B., ROBOAM, X., DAKYO, B., NICHITA C., GERGAUD, O., BEN AHMED, H. Aérogénérateurs électriques. *Technique de l'ingénieur, traité de Génie énergétique*, D3960 V1, November, 2004, p.1-18.
- [34] MULJADI, E., GREGORY, B. and BROAD, D. *Self-excited Induction Generator for Variable-Speed Wind Turbine Generation* : Power systems World'96 Conference, September 7-13 1996, Las Vegas, Nevada, Alternative Energy Session. p. 343-352.
- [35] NESBA, A., IBTIOUEN, R., TOUHAMI, O. Dynamic Performance of self-excited induction generator feeding different static loads. *Serbian Journal of Electrical Engineering*, June 2006, vol.3, n° 1, p. 63-76.
- [36] POITIERS, Frédéric. *Etude et Commande de Génératrices Asynchrones pour l'Utilisation de l'Energie Eolienne : Machine asynchrone à cage autonome – Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau*. 159 p.
Thèse de Doctorat : Electronique et Génie Electrique : Nantes, Ecole des Sciences et Technologies : 2003.
- [37] SHILPAKAR, L.B., SINGH, B. Dynamic bavoir of a three-phase self-excited induction generator for single-phase power generation. *Electric Power Systems Research*, December 1998, vol. 48, n° 1, p. 37-44.
- [38] MURTHY, S.S., BHUVANESWARI, G., GAO, S., AHUJA, R.K. *Self-excited induction generator for renewable energy applications to supply single-phase loads in remote locations* : IEEE International Conference on Sustainable Energy Technologies (ICSET), 6-9 December 2010, Kandy, Sri Lanka, January 2011, p. 1-8. 978-1-4244-7192-8
- [39] NESBA, A., IBTIOUEN, R., MEKHTOUB, S., TOUHAMI, O., BACHA, S., RIU, D., BENHADDADI, M. *Analysis of self-excited induction generator feeding DC loads for low-cost renewable energy applications* : IEEE International Electric Machines and Drives Conference, 3-6 May 2009, Miami, FL, USA, June 2009, p. 812-817. 978-1-4244-4251-5
- [40] PALLE, B., SIMOES, M.G., FARRET, F.A. Dynamic simulation and analysis of parallel self-excited induction generators for islanded wind farm systems. *IEEE Transactions on Industry Applications*, July 2005, vol. 41, n° 4, p. 1099-1106.

- [41] VIEIRA, R.J., SHARAF, A.M., ELGAMMAL, A. *Design of self-excited induction generators for wind applications* : 24th Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering(CCECE), 8-11 May 2011, Niagara Falls, ON, Canada, September 2011, pp. 195-200. 978-1-4244-9788-1
- [42] LEVI, E., RAUSKI, D. Modelling of deep-bar and double-cage self-excited induction generators for wind-electricity generation studies. *Electric Power Systems Research*, May 1993, vol. 27, n° 1, p. 73-81.
- [43] MASAUD, T.M., SEN, P.K. *Modeling and analysis of self-excited induction generator for wind energy conversion* : 2015 IEEE Power & Energy Society Innovative Smart Grid Technologies Conference (ISGT), 18-20 Feb. 2015, Washington, DC, USA, p.1-5. 978-1-4799-1785-3
- [44] SINGH, G. K. *Steady-state performance analysis of six-phase self-excited induction generator for renewable energy generation* : IEEE - International Conference on Electrical Machines and Systems ICEMS, 17-20 Oct. 2008, Wuhan, China, Feb. 2009, p. 2255-2260. 978-1-4244-3826-6
- [45] WANG, L., LEE, C-H. A novel analysis on the performance of an isolated self-excited induction generator. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Jun 1997, vol.12, n° 2, p.109- 117.
- [46] ALGHUWAINEM, S.M. Steady-state analysis of a self-excited induction generator including transformer saturation. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, September 1999, vol. 14, n° 3, p. 667- 672.
- [47] MURTHY, S.S., MALIK, O.P. and TANDON, A.K. Analysis of self excited induction generator. *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, November 1982 vol.129, n° 6, p. 260-265.
- [48] WIK, N.H., AL-BAHRANI, A.H. Influence of the terminal capacitor on the performance characteristics of a self excited induction generator. *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, March 1990, vol. 137, n° 2, p.168-173.
- [49] ELDER, J.M., BOYS, J.T. and WOODWARD, J.L. Self-excited induction machine as a small low-cost generator. *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, March 1984, vol. 131, n° 2, p. 33-41.
- [50] WANG, L. and DENG, R.Y. Transient performance of an isolated induction generator under unbalanced excitation capacitors. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, December 1999, vol. 14, n° 4, p. 887-893.
- [51] SHILPAKAR, L.B. and SINGH, B. Dynamic behavior of a three phase self-excited induction generator for single phase power generation. *Electric Power Systems Research*, December 1998, vol. 48, n° 1, p. 37-44.
- [52] LEVI, E. A Unified Approach to Main flux Saturation Modelling in D-Q Axis Models of Induction Machines. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, September 1995, vol.10, n° 3, p. 455-461.
- [53] KRAUSE, P. C. *Analysis of Electric Machinery*. McGraw-Hill Series in Electrical Engineering. New York, 1987.

- [54] LEVI, E. General method of magnetising flux saturation modelling in d-q axis models of double-cage induction machines. *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, March 1997, vol. 144, n° 2, p. 101-109.
- [55] NESBA, Ali : *Caractérisation du phénomène de la saturation magnétique de la machine asynchrone*. 106 p
Thèse de Doctorat : Electrotechnique : Alger, Ecole National Polytechnique : 2007.
- [56] MARGATO, E., FARIA J., RESENDE, M.J., PALMA, J. A new control strategy with saturation effect compensation for an autonomous induction generator driven by wide speed range turbines. *Energy Conversion and Management*, May 2011, vol. 52, n° 5, p. 2142-2152.
- [57] IMADOUCHE M., MEKHTOUB, S., NESBA, A., IBTIOUEN R. Analyse d'un générateur autonome alimentant une charge isolée variable reliée à un redresseur commandé. *Revue des énergies renouvelables*, 2015, vol.18, n° 3, p. 407-415.
- [58] MAGUIRE, T.L., GOLE, A.M. Apparatus for supplying an isolated dc load from a variable speed self-excited induction generator. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, September 1993, vol. 8, n° 3, p. 468-475.
- [59] BONERT, R., RAJAKARUNA, S. Self-excited induction generator with excellent voltage and frequency control. *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, January 1998, vol. 145, n° 1, p. 33-39.
- [60] LIAO, Y. W. and LEVI, E. Modeling and simulation of a stand-alone induction generator with rotor flux oriented control. *Journal of Electric Power System Research*, June 1998, vol. 46, n° 2, p. 141- 153.
- [61] NOUGATET, M. Principes généraux de correction : *Technique de l'ingénieur, Traité Informatique industrielle*. Avril, 1984, R7405 V1.
- [62] FELICE, Eric. Perturbations harmoniques : effets, origine, mesures, diagnostic, remèdes. Paris : Dunod, 2000. 179 p. EEA. Electrotechnique. ISBN 978-2-10-003870-1
- [63] KAIROUS, Djilali. *Calcul analytique du courant et du couple d'une machine asynchrone auto amorcée*. 62 p.
Mémoire de Magister : Electrotechnique : Alger, Ecole Nationale Polytechnique : 2004.
- [64] MEKHTOUB, S., KHALDI, T., IVANES, M. *Amplitude des Courants et du Couple de Reconnexion d'une Machine Asynchrone Auto-Amorcée*. RIGE – 4/2001, Numélec. 2000, p. 149-172.
- [65] IEEE STD 1159-1995, IEEE Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality, 1995, 70 p. 1-55937-549-3
- [66] FERRACCI, P. La qualité de l'énergie électrique. Schneider Electric, cahier technique n°199, Octobre 2001, 32 p.
- [67] BOLLEN, M.H. Understanding Power Quality Problems : Voltage Sags and Interruptions. Wiley-IEEE Press, 1999, p. 1-34.
- [68] IGNATOVA, Vanya. *Méthodes d'analyse de la qualité de l'énergie électrique : Application aux creux de tension et à la pollution harmonique*. 169 p.
Thèse de Doctorat : Génie Electrique : Grenoble, Institut National Polytechnique : 2006.

- [69] GARCÍA-GARCIA, M., COMECH, M.P., SALLÁN, J., LÓPAZ-ANDÍA, D., ALANSO, O. Voltage dip generator for wind energy systems up to 5 MW. *Applied Energy*, April 2009, vol. 86, n°4, p. 565-574.
- [70] KYAW, Min Min, RAMACHANDARAMURTHY, K. Fault ride through and voltage regulation for grid connected wind turbine. *Renewable Energy*, January 2011, vol. 36, n° 1, p. 206-215.
- [71] TOHODO, S., TAVNER, P., MCMAHON, R., ORAEE, H., ZOLGHADRI, M.R., SAHO, S. and ABDI, E. Low voltage ride-through of DFIG and brushless DFIG : Similarities and differences. *Electric Power Systems Research*, May 2014, vol. 110, p. 64-72.
- [72] MUYEEN, S.M., TAKAHASHI, R., MURATA, T., TAMURA, J., AL, M.H., MATSUMURA, Y., KUWAYAMA, A., MATSUMOTO, T. Low voltage ride through capability enhancement of wind turbine generator system during network disturbance. *IET Renewable Power Generation*. March 2009, vol. 3, n° 1, p. 65-74.
- [73] AMARÍS, H. *Power Quality Solutions for Voltage dip compensation at Wind Farms* : In IEEE Power Engineering Society General Meeting, 24-28 June 2007, Tampa, Florida, July 2007, p. 1- 3.
- [74] JADHAV, H.T. and ROY, R. A comprehensive review on the grid integration of doubly fed induction generator. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, July 2013, vol. 49, p. 8-18.
- [75] JIA-HU, G., LU-HUA, Z., XU, C. *Dynamic Response of Wind Power Generation Based on DFIG under Grid Fault*. IEEE 6th International Power Electronics and Motion Control Conference IPEMC'09, 17-20 May 2009, Wuhan, China, p. 2275-2278. 978-1-4244-3556-2
- [76] OKEDU K.E., MUYEEN, S.M., TAKAHASHI, R. and TAMURA, J. Wind farms fault ride through using DFIG with new protection scheme. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, April 2012, vol. 3, n° 2, p. 242-254.
- [77] SASI, C. and MOHAN, G. Power quality improvement of grid connected wind energy conversion system during transient fault. *International Journal on Energy Conversion IRECON*, January 2013, vol. 1, n°1, p. 28- 34.
- [78] GLOBAL WIND ENERGY REPORT 2015 . Disponible sur :< <http://www.gwec.net>>

Annexes

ANNEXE 1

1.1 Les matrices inductances

Les matrices inductances du système (2.2) s'écrivent :

$$[L_{ss}] = \begin{pmatrix} L_{asas} & L_{asbs} & L_{ascs} \\ L_{bsas} & L_{bsbs} & L_{csbs} \\ L_{csas} & L_{csbs} & L_{cscs} \end{pmatrix}; [L_{rr}] = \begin{pmatrix} L_{arar} & L_{arbr} & L_{arcr} \\ L_{brar} & L_{brbr} & L_{brcr} \\ L_{crar} & L_{crbr} & L_{crer} \end{pmatrix}; [L_{rs}] = \begin{pmatrix} L_{asar} & L_{asbr} & L_{ascr} \\ L_{bsar} & L_{bsbr} & L_{csbr} \\ L_{csar} & L_{csbr} & L_{cscr} \end{pmatrix}$$

L_{asas} , L_{bsbs} , L_{cscs} sont les inductances propres du circuit statorique,

L_{arar} , L_{brbr} , L_{crer} , sont les inductances propres du circuit rotorique,

La machine ayant ses deux armatures symétriques, les inductances propres et mutuelles entre enroulements d'une même armature sont égales.

$$L_{asas} = L_{bsbs} = L_{cscs}$$

$$L_{asbs} = L_{ascs} = L_{bscs}$$

L'inductance de chaque enroulement se décompose en une inductance principale dite de magnétisation et d'une inductance de fuites :

$$L_{asas} = L_{ms} + L_{\sigma s}$$

L'inductance mutuelle entre deux phases statoriques distinctes a pour expression :

$$L_{asbs} = L_{ms} \cos\left(\frac{2\pi}{3}\right) = -\frac{1}{2}L_{ms}$$

De même pour les grandeurs rotoriques :

$$L_{arar} = L_{brbr} = L_{crer}$$

$$L_{arbr} = L_{arcr} = L_{brer}$$

$$L_{arar} = L_{mr} + L_{\sigma r}$$

$$L_{arbr} = \cos\left(\frac{2\pi}{3}\right)L_{mr} = -\frac{1}{2}L_{mr}$$

La matrice inductance $[L_{sr}]$ dépend de l'écart angulaire θ_r entre la phase a du stator et celle du rotor. L'écart entre la phase de rang j du rotor et celle de rang k du stator a pour

expression :

$$\theta_r + \frac{2}{3}(k-1)\pi - \frac{2}{3}(j-1)\pi$$

En désignant par M la valeur de la mutuelle inductance entre ces phases lorsque leurs axes magnétiques coïncident, l'expression condensée de l'inductance mutuelle stator-rotor s'écrit alors :

$$L_{sr} = M \cos\left(\theta_r + \frac{2}{3}(k-1)\pi - \frac{2}{3}(j-1)\pi\right)$$

avec $j = 1, 2, 3$ correspondant respectivement aux phases a, b et c du stator,

$k = 1, 2, 3$ correspondant respectivement aux phases a, b, c du rotor.

avec :

$$L_{asar} = L_{bsbr} = L_{cscr} = L_{sr} \cos(\theta_r)$$

$$L_{asbr} = L_{bscr} = L_{csar} = L_{sr} \cos\left(\theta_r + 2\frac{\pi}{3}\right)$$

$$L_{ascr} = L_{csnr} = L_{bsar} = L_{sr} \cos\left(\theta_r - 2\frac{\pi}{3}\right)$$

D'où :

$$[L_{ss}] = \begin{pmatrix} L_{\sigma s} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{\sigma s} + L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{\sigma s} + L_{ms} \end{pmatrix}, \quad [L_{rr}] = \begin{pmatrix} L_{\sigma r} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{\sigma r} + L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{\sigma r} + L_{mr} \end{pmatrix}$$

$$[L_{sr}] = M \begin{pmatrix} \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r + 2\frac{\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - 2\frac{\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r - 2\frac{\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r + 2\frac{\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r + 2\frac{\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - 2\frac{\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) \end{pmatrix}$$

1.2 Les matrices de transformation

La matrice de transformation de Park d'angle θ_s appliquée aux grandeurs statorique

$$[T_{as}(\theta_s)] = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} \cos(\theta_s) & \cos\left(\theta_s - 2\frac{\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_s + 2\frac{\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta_s) & -\sin\left(\theta_s - 2\frac{\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_s + 2\frac{\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{pmatrix}$$

$$[T_{as}(\theta_s)]^{-1} = \begin{pmatrix} \cos(\theta_s) & -\sin(\theta_s) & 1 \\ \cos(\theta_s - 2\frac{\pi}{3}) & -\sin(\theta_s - 2\frac{\pi}{3}) & 1 \\ \cos(\theta_s + 2\frac{\pi}{3}) & -\sin(\theta_s + 2\frac{\pi}{3}) & 1 \end{pmatrix}$$

La matrice de transformation de Park d'angle θ appliquée aux grandeurs rotoriques

$$[T_{ar}(\theta)] = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta - 2\frac{\pi}{3}) & \cos(\theta + 2\frac{\pi}{3}) \\ -\sin(\theta) & -\sin(\theta - 2\frac{\pi}{3}) & -\sin(\theta + 2\frac{\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{pmatrix}$$

$$[T_{ar}(\theta)]^{-1} = \begin{pmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 1 \\ \cos(\theta - 2\frac{\pi}{3}) & -\sin(\theta - 2\frac{\pi}{3}) & 1 \\ \cos(\theta + 2\frac{\pi}{3}) & -\sin(\theta + 2\frac{\pi}{3}) & 1 \end{pmatrix}$$

On a :

$$\underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s) \underline{v}_{qdos} = \underline{r}_s \underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s) \underline{i}_{qdos} + p \underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s) \underline{\psi}_{qdos}$$

$$\underline{T}_{ar}^{-1}(\theta) \underline{v}'_{qdor} = \underline{r}'_r \underline{T}_{ar}^{-1}(\theta) \underline{i}'_{qdor} + p \underline{T}_{ar}^{-1}(\theta) \underline{\psi}'_{qdor}$$

Multiplions ces équations par les matrices de transformation.

$$\underline{v}_{qdos} = \underline{T}_{as}(\theta_s) \underline{r}_s \underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s) \underline{i}_{qdos} + \underline{T}_{as}(\theta_s) (p \underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s)) \underline{\psi}_{qdos} + \underline{T}_{as}(\theta_s) \underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s) p \underline{\psi}_{qdos}$$

$$\underline{v}'_{qdor} = \underline{T}_{ar}(\theta) \underline{r}'_r \underline{T}_{ar}^{-1}(\theta) \underline{i}'_{qdor} + \underline{T}_{ar}(\theta) (p \underline{T}_{ar}^{-1}(\theta)) \underline{\psi}'_{qdor} + \underline{T}_{ar}(\theta) \underline{T}_{ar}^{-1}(\theta) p \underline{\psi}'_{qdor}$$

$$\underline{T}_{as}(\theta_s) \underline{r}_s \underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s) = \underline{r}_s \underline{I}_3$$

$$\underline{T}_{ar}(\theta) \underline{r}'_r \underline{T}_{ar}^{-1}(\theta) = \underline{r}'_r \underline{I}_3$$

\underline{I}_3 étant la matrice identité d'ordre 3.

En utilisant des relations trigonométriques, on montre que :

$$\underline{T}_{as}(p\underline{T}_{as}^{-1}) = \begin{bmatrix} 0 & \omega_a & 0 \\ -\omega_a & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \underline{T}_{ar}(p\underline{T}_{ar}^{-1}) = (\omega_a - \omega_r) \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Ce qui permet d'écrire :

$$\underline{T}_{as}(\theta_s)(p\underline{T}_{as}^{-1}(\theta_s))\underline{\psi}_{qdos} = \omega_a [\psi_{ds} \quad -\psi_{qs} \quad 0]^t$$

$$\underline{T}_{ar}(\theta)(p\underline{T}_{ar}^{-1}(\theta))\underline{\psi}_{qdos} = (\omega_a - \omega_r) [\psi'_{dr} \quad -\psi'_{qr} \quad 0]^t$$

ANNEXE 2

Paramètres de la machine asynchrone à rotor bobiné 3,5 kW

Paramètres	Valeurs
Puissance	$P = 3.5 \text{ kW}$
Tension	$U = 220/380 \text{ V}$
Vitesse	$N = 1410 \text{tr/mn}$
Fréquence	$f = 50 \text{ Hz}$
Nombre de pôles	4 pôles
Courant nominal stator	$I_s = 14/8 \text{ A}$
Courant nominal rotor	$I_r = 9 \text{ A}$
Résistance d'une phase du stator	$R_s = 0,76 \Omega$
Résistance du rotor ramenée	$R_r = 0,74 \Omega$
Inductance mutuelle	$M = 0,074 \text{ H}$
Capacité par phase	$C = 100 \mu\text{F}$
Inductance de fuite	$L_{\sigma} = L_{\sigma r} = 0,003 \text{ H}$

Paramètres de la machine asynchrone à rotor bobiné 300 kW

Paramètres	Valeurs
Puissance	$P = 300 \text{ kW}$
Tension	$U = 400 \text{ V}$
Vitesse	$N = 1425 \text{tr/mn}$
Fréquence	$F = 50 \text{ Hz}$
Nombre de pôles	4 pôles
Résistance d'une phase du stator	$R_s = 0,0063 \Omega$
Résistance du rotor ramenée	$R_r = 0,0048 \Omega$
Inductance mutuelle	$M = 0,0116 \text{ H}$
Inductance de fuite	$L_{\sigma} = L_{\sigma r} = 0,0118 \text{ H}$

ANNEXE 3

A3.1 Modélisation de la saturation en utilisant les courants comme variables d'état

Les équations dans un repère absolu de vitesse ω_a s'expriment par :

$$\begin{cases} v_{ds} = r_s i_{ds} + \frac{d\phi_{ds}}{dt} - \omega_a \phi_{qs} \\ v_{qs} = r_s i_{qs} + \frac{d\phi_{qs}}{dt} + \omega_a \phi_{ds} \\ v_{dr} = r_r i_{dr} + \frac{d\phi_{dr}}{dt} - g\omega_a \phi_{qr} \\ v_{qr} = r_r i_{qr} + \frac{d\phi_{qr}}{dt} + g\omega_a \phi_{dr} \end{cases} \quad (\text{A3.1})$$

Les différents flux s'expriment par les relations suivantes :

$$\begin{aligned} \phi_{ds} &= L_s i_{ds} + M i_{dr} \\ \phi_{qs} &= L_s i_{qs} + M i_{qr} \\ \phi_{dr} &= L_r i_{dr} + M i_{ds} \\ \phi_{qr} &= L_r i_{qr} + M i_{qs} \end{aligned} \quad (\text{A3.2})$$

On ajoute les équations qui permettent l'auto-amorçage comme suit :

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} v_{ds} = \frac{1}{C} i_{ds} \\ \frac{d}{dt} v_{qs} = \frac{1}{C} i_{qs} \end{cases} \quad (\text{A3.4})$$

$$\Phi_m = 0.63 \arctan(0.15 I_m) \quad (\text{A3.5})$$

Le relevé de la caractéristique de magnétisation s'est effectué par un essai à vide à la vitesse synchrone. La courbe obtenue ainsi que son approximation par un modèle mathématique est représenté par la figure A3-1.

La dérivée du flux magnétisant est exprimée par :

$$\frac{d\bar{\Phi}_m}{dt} = e^{j\alpha} \frac{d\Phi_m}{dt} + j e^{j\alpha} \Phi_m \frac{d\alpha}{dt} \quad (\text{A3.6})$$

Avec:

$$\begin{cases} \bar{\Phi}_m = \Phi_m e^{j\alpha} \\ \bar{i}_m = i_m e^{j\alpha} \end{cases} \quad (\text{A3.7})$$

En utilisant les relations obtenues à partir de la figure 2-9 du chapitre 2:

$$I_{md} = I_m \cos \alpha; I_{mq} = I_m \sin \alpha; \Phi_{md} = \Phi_m \cos \alpha; \Phi_{mq} = \Phi_m \sin \alpha; \alpha = \arctg \frac{I_{mq}}{I_{md}} \quad (\text{A3.8})$$

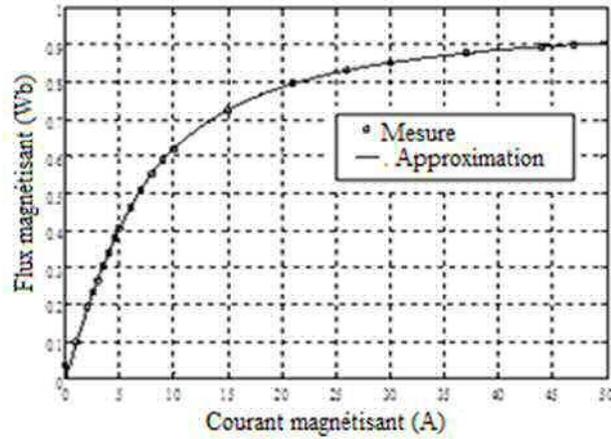


Figure A3-1 : Evolution du flux en fonction du courant magnétisant

Nous obtenons les expressions des dérivées de la vitesse du vecteur flux et du courant

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{1}{I_m^2} \left(i_{md} \frac{di_{mq}}{dt} - i_{mq} \frac{di_{md}}{dt} \right) \quad (\text{A3.9})$$

$$\frac{dI_m}{dt} = \frac{1}{I_m} \left(i_{md} \frac{di_{md}}{dt} + i_{mq} \frac{di_{mq}}{dt} \right) \quad (\text{A3.10})$$

En exprimant le flux en termes d'inductance magnétisante dans les axes d-q nous obtenons :

$$\frac{d\bar{\Phi}_m}{dt} = L_{md} \frac{di_{md}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{mq}}{dt} + j \left(L_{mq} \frac{di_{mq}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{md}}{dt} \right) \quad (\text{A3.11})$$

Où

$$\left\{ \begin{array}{l} L_{dq} = (M_{dy} - M_{st}) \frac{i_{md} i_{mq}}{I_m^2} \\ L_{md} = M_{dy} - (M_{dy} - M_{st}) \left(\frac{i_{mq}}{i_{md}} \right)^2 = M_{dy} - L_{dq} \frac{i_{mq}}{i_{md}} \\ L_{mq} = M_{dy} - (M_{dy} - M_{st}) \left(\frac{i_{md}}{i_{mq}} \right)^2 = M_{dy} - L_{dq} \frac{i_{md}}{i_{mq}} \end{array} \right. \quad (\text{A3.12})$$

Avec:

$$M_{st} = \frac{\Phi_m}{I_m} \quad \text{et} \quad M_{dy} = \frac{d\Phi_m}{dI_m} \quad (\text{A3.13})$$

M_{st} et M_{dy} sont respectivement des inductances statiques et dynamiques.

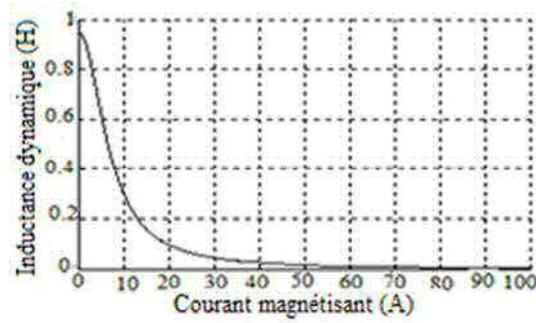


Figure A3-2 : Inductance dynamique en fonction du courant magnétisant

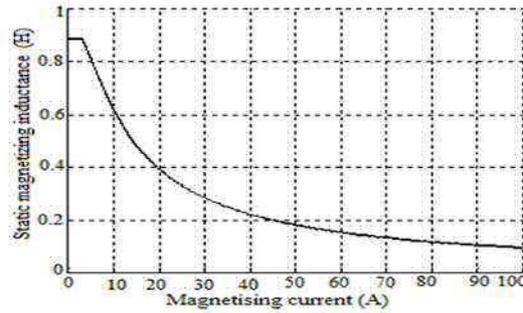


Figure A3-3 : Inductance statique en fonction du courant magnétisant

Les courbes des figures A3-2 et A3-3 sont obtenues à partir de la courbe de la figure A3-1.

Finalement le système d'équation (A3.1) peut s'écrire dans les axes d-q comme suit :

$$\begin{cases} v_{ds} = r_s i_{ds} + L_{\sigma s} \frac{di_{ds}}{dt} + L_{md} \frac{di_{md}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{mq}}{dt} \\ v_{qs} = r_s i_{qs} + L_{\sigma s} \frac{di_{qs}}{dt} + L_{mq} \frac{di_{mq}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{md}}{dt} \\ v'_{dr} = r'_r i'_{dr} + L'_{\sigma r} \frac{di'_{dr}}{dt} + L_{md} \frac{di_{md}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{mq}}{dt} + \omega_r (L'_{\sigma r} i'_{qr} + M_{st} i_{mq}) \\ v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + L'_{\sigma r} \frac{di'_{qr}}{dt} + L_{mq} \frac{di_{mq}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{md}}{dt} - \omega_r (L'_{\sigma r} i'_{dr} + M_{st} i_{md}) \end{cases} \quad (\text{A3.14})$$

Le couple électromagnétique s'exprime par :

$$\Gamma_e = p(\Phi_{dr} i_{qs} - \Phi_{qr} i_{ds}) \quad (\text{A3.15})$$

A3.2 Modèle Analytique de la reconnexion du générateur au réseau

En utilisant $v_d = jv_q$ et $i_d = ji_q$ les composantes des tensions suivant l'axe q deviennent:

$$\begin{cases} v_{qs} = \left(r_s + \frac{d}{dt} L_s \right) i_{qs} + \frac{d}{dt} M i_{qr} \\ v_{qr} = 0 = r_r i_{qr} + \frac{d}{dt} (L_r i_{qr} + M i_{qs}) - j\omega_r (L_r i_{qr} + M i_{qs}) \end{cases} \quad (\text{A3.16})$$

En utilisant la transformée de Laplace le système (A3-16) devient :

$$\begin{cases} V_{qs} = (r_r + pL_s)I_{qs} + pMI_{qr} - L_s i_{qso} - Mi_{qro} \\ 0 = M(p - j\omega_r)I_{qs} + [r_r + L_r(p - j\omega_r)]I_{qr} - Mi_{qso} - L_r i_{qro} \end{cases} \quad (\text{A3.17})$$

Ce qui donne :

$$\begin{cases} V_{qs} + L_s i_{qso} + Mi_{qro} = (r_s + pL_s)I_{qs} + pMI_{qr} \\ Mi_{qso} + L_r i_{qro} = M(p - j\omega_r)I_{qs} + [r_r + L_r(p - j\omega_r)]I_{qr} \end{cases} \quad (\text{A3.18})$$

Avec :

$$\begin{aligned} I_{qs} &= \mathcal{L}\{i_{qs}\}, \quad I_{qr} = \mathcal{L}\{i_{qr}\} \\ \mathcal{L}\left\{\frac{d}{dt}i_{qs}\right\} &= pI_{qs} - i_{qso}, \quad \mathcal{L}\left\{\frac{d}{dt}i_{qr}\right\} = pI_{qr} - i_{qro} \\ V_{qs} &= \mathcal{L}\{v_{qs}\} = \mathcal{L}\{V_m e^{j(\omega_s t + \varphi)}\} \end{aligned}$$

Où i_{qso} et i_{qro} sont les composantes initiales des courants suivant l'axe q et φ le déphasage entre la tension de la machine et celle du réseau.

Nous avons deux équations à deux inconnues à résoudre en utilisant le calcul matriciel :

$$\begin{aligned} \Delta &= (r_s + pL_s)[r_r + L_r(p - j\omega_r)] - pM^2(p - j\omega_r) \\ \Delta I_{qs} &= (V_{qs} + L_s i_{qso} + Mi_{qro})[r_r + L_r(p - j\omega_r)] - pM(Mi_{qso} + L_r i_{qro}) \\ I_{qs} &= \frac{\Delta I_{qs}}{\Delta} = \frac{(V_{qs} + L_s i_{qso} + Mi_{qro})[r_r + L_r(p - j\omega_r)] - pM(Mi_{qso} + L_r i_{qro})}{(r_s + pL_s)[r_r + L_r(p - j\omega_r)] - pM^2(p - j\omega_r)} \quad (\text{A3.19}) \\ I_{qs} &= \frac{[r_r + L_r(p - j\omega_r)]V_{qs} + p(L_s L_r - M^2)i_{qso} + L_s i_{qso}(r_r - j\omega_r L_r) + Mi_{qro}(r_r - j\omega_r L_r)}{(r_s + pL_s)[r_r + L_r(p - j\omega_r)] - pM^2(p - j\omega_r)} \end{aligned}$$

En posant $\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_s L_r} \Rightarrow \sigma L_s L_r = L_s L_r - M^2$ I_{qs} devient :

$$I_{qs} = \frac{[r_r + L_r(p - j\omega_r)]V_{qs} + p\sigma L_s L_r i_{qso} + (r_r - j\omega_r L_r)[L_s i_{qso} + Mi_{qro}]}{(r_s + pL_s)[r_r + L_r(p - j\omega_r)] - pM^2(p - j\omega_r)} \quad (\text{A3.20})$$

Le dénominateur peut se mettre sous la forme :

$$Dn = \sigma L_s L_r \left[p^2 + \left(\frac{1}{\sigma \tau_s} + \frac{1}{\sigma \tau_r} - j\omega_r \right) p + \frac{1}{\sigma \tau_s} \left(\frac{1}{\tau_r} - j\omega_r \right) \right]$$

L'expression de I_{qs} peut alors s'écrire comme suit :

$$I_{qs} = \frac{[r_r + L_r(p - j\omega_r)]}{Dn} V_{qs} + \frac{\sigma L_s L_r}{Dn} p i_{qso} + \frac{K_s}{Dn} \quad (\text{A3.21})$$

Avec :

$$K_s = (r_r - j\omega_r)(L_s i_{qso} + Mi_{qro}), \quad \tau_s = \frac{L_s}{r_s}, \quad \tau_r = \frac{L_r}{r_r}$$

En appliquant la transformation inverse de Carson-Laplace on trouve :

$$\begin{aligned}
i_{qs} = & \left(\frac{1}{\sqrt{D}} \right) \left[\left(\frac{K_s}{\sigma L_s L_r} - s_1 i_{qso} \right) e^{-s_1 t} - \left(\frac{K_s}{\sigma L_s L_r} - s_2 i_{qso} \right) e^{-s_2 t} \right] - \\
& - \left(\frac{1}{\sqrt{D}} \right) \frac{V_m (r_r - j\omega_r L_r)}{\sigma L_s L_r} e^{j\varphi} \left[\left(\frac{1}{j\omega_s - s_1} \right) (e^{-s_1 t} - e^{-j\omega_s t}) - \left(\frac{1}{j\omega_s - s_2} \right) (e^{-s_2 t} - e^{-j\omega_s t}) \right] \\
& + \left(\frac{1}{\sqrt{D}} \right) \frac{V_m L_r}{\sigma L_s L_r} e^{j\varphi} \left[\left(\frac{1}{j\omega_s - s_1} \right) (s_1 e^{-s_1 t} - j\omega_s e^{-j\omega_s t}) - \left(\frac{1}{j\omega_s - s_2} \right) (s_2 e^{-s_2 t} - j\omega_s e^{-j\omega_s t}) \right]
\end{aligned} \tag{A3.22}$$

$$\text{Où : } \begin{cases} D = \left(\frac{1}{\sigma\tau_s} + \frac{1}{\sigma\tau_r} - j\omega_r \right)^2 - 4 \frac{1}{\sigma\tau_s} \left(\frac{1}{\tau_r} - j\omega_r \right) \\ s_1 = \frac{\left(\frac{1}{\sigma\tau_s} + \frac{1}{\sigma\tau_r} - j\omega_r \right) + \sqrt{D}}{2}, \quad s_2 = \frac{\left(\frac{1}{\sigma\tau_s} + \frac{1}{\sigma\tau_r} - j\omega_r \right) - \sqrt{D}}{2} \end{cases}$$

De manière analogue, on calcule l'expression de i_{qr} .

$$\begin{aligned}
\Delta I_{qr} = & (r_s + pL_s)(Mi_{qso} + L_r i_{qro}) - M(p - j\omega_r)(L_s i_{qso} + Mi_{qro} + V_{qs}) \\
I_{qr} = & \frac{\Delta I_{qr}}{\Delta} = \frac{(r_s + pL_s)(Mi_{qso} + L_r i_{qro}) - M(p - j\omega_r)(L_s i_{qso} + Mi_{qro} + V_{qs})}{(r_s + pL_s)[r_r + L_r(p - j\omega_r)] - pM^2(p - j\omega_r)} \\
I_{qr} = & \frac{-M(p - j\omega_r)}{Dn} V_{qs} + \frac{\sigma L_s L_r}{Dn} p i_{qro} + \frac{K_r}{Dn}
\end{aligned} \tag{A3.23}$$

Avec :

$$\begin{aligned}
K_r = & r_s(Mi_{qso} + L_r i_{qro}) + j\omega_r M(L_s i_{qso} + Mi_{qro}) \\
i_{qr} = & \frac{1}{\sqrt{D}} \left[\left(s_1 i_{qro} - \frac{K_r}{\sigma L_s L_r} \right) e^{-s_1 t} - \left(s_2 i_{qro} - \frac{K_r}{\sigma L_s L_r} \right) e^{-s_2 t} \right] \\
& + \frac{MV_m e^{j\varphi}}{\sqrt{D}\sigma L_s L_r} \left[\frac{s_1}{s_1 - j\omega_s} e^{s_1 t} - \frac{j\omega_s}{s_1 - j\omega_s} e^{-j\omega_s t} - \frac{s_2}{s_2 - j\omega_s} e^{-s_2 t} + \frac{j\omega_s}{s_2 - j\omega_s} e^{-j\omega_s t} \right] \\
& - \frac{j\omega_r MV_m e^{j\varphi}}{\sqrt{D}\sigma L_s L_r} \left[\left(\frac{1}{j\omega_s - s_1} \right) (e^{-s_1 t} - e^{-j\omega_s t}) - \left(\frac{1}{j\omega_s - s_2} \right) (e^{-s_2 t} - e^{-j\omega_s t}) \right]
\end{aligned} \tag{A3.24}$$

Finalement le courant stator réel s'exprime par :

$$i_{as} = \sqrt{\frac{2}{3}} i_{ds} = j \sqrt{\frac{2}{3}} i_{qs} \tag{A3.25}$$