HAL
open science

Flywheel energy storage system associated to the wind generators

Gabriel-Octavian Cimuca

To cite this version:

Gabriel-Octavian Cimuca. Flywheel energy storage system associated to the wind generators. Engineering Sciences [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2005. English. NNT : 2005ENAM0027 . pastel-00001955

HAL Id: pastel-00001955

https://pastel.hal.science/pastel-00001955

Submitted on 2 Mar 2007

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

N° d'ordre: 2005-27 ECOLE DOCTORALE 432

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Centre de Lille

THÈSE

présentée pour obtenir le titre de

DOCTEUR
de
L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE D'ARTS ET MÉTIERS

Spécialité: Génie Electrique

par

Gabriel-Octavian CIMUCA

SYSTEME INERTIEL DE STOCKAGE D'ENERGIE ASSOCIE A DES GENERATEURS EOLIENS

MM.	R.	CIUPA	Professeur à l'UT Cluj-Napoca, Roumanie	Président
	I.	BOLDEA	Professeur à l'UP Timisoara, Roumanie	Rapporteur
	A.	MIRAOUI	Professeur à l'UT Belfort-Montbéliard, France	Rapporteur
	M.M.	RADULESCU	Professeur à l'UT Cluj-Napoca, Roumanie	
	B.	ROBYNS	Professeur à HEI Lille, France	
	Ch.	SAUDEMONT	Enseignant-chercheur à HEI Lille, France	

L'ENSAM est un Grand Etablissement dépendant du Ministère de 'Education Nationale, composé de huit centres:
AIX-EN-PROVENCE ANGERS BORDEAUX CHÂLONS-EN-CHAMPAGNE CLUNY LILLE METZ PARIS

A Ramona,

à mes parents.

Remerciements

Au terme de ce travail, je tiens à remercier tous ceux qui y ont collaboré, directement ou indirectement, lors des trois années de thèse en cotutelle.

Je tiens tout particulièrement à remercier les Professeurs M.M. Radulescu et B. Robyns, promoteurs de cette thèse de doctorat en cotutelle et dont les idées, les conseils, les critiques, mais aussi les encouragements, m'ont été d'une aide précieuse. Les deux ont fait beaucoup plus que leur devoir comme directeurs de thèse et c'est pourquoi ils ont ma reconnaissance la plus profonde.

Je remercie Monsieur M. Vittu, Directeur de l'Ecole des Hautes Etudes d'Ingénieur (HEI) de Lille pour m'avoir accepté dans son établissement et pour l'accord qu'il a donné au financement de la plupart des stages effectués en France.

Je remercie également le Professeur J.P. Hautier, Directeur du Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance (L2EP) de Lille et professeur à l'ENSAM de Lille, pour son accord et pour son aide concernant le démarrage et le déroulement de cette thèse en cotutelle. Je le remercie aussi pour son accord concernant le financement de deux stages effectués à Lille.

Mes remerciements vont aussi à Christophe Saudemont, enseignant chercheur à HEI et co-encadrant de ma thèse. Son aide précieuse pour apprendre à travailler avec les cartes dSPACE, mais aussi les remarques pertinentes faites tout au long de ce travail, ont eu une contribution décisive sur la qualité et la quantité des résultats que je peux enfin présenter ici.

Pour leur participation à l'évaluation scientifique de ces travaux, je tiens également à remercier Messieurs I. Boldea, professeur à l'Université « Politehnica » de Timisoara, Roumanie, et A. Miraoui, professeur à l'Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, France, en tant que rapporteurs et puis en tant que membres dans le jury. Je les remercie aussi pour la rédaction des rapports dans des délais très contraignants.

Je remercie le Professeur R. Ciupa, Doyen de la Faculté de Génie Electrique de Cluj-Napoca, qui m'a fait l'honneur de présider mon jury de thèse.

Ma reconnaissance va également au Professeur R. Munteanu, Recteur de l'Université Technique de Cluj-Napoca et ancien Doyen de la Faculté de Génie Electrique. C'est lui qui m'a convaincu de continuer ma formation d'ingénieur en faisant une thèse de doctorat. Sa confiance en moi et ses encouragements ont beaucoup contribué à ma fermeté pour dépasser les obstacles rencontrés durant la période de thèse.

Je tiens aussi à remercier Madame M. Imecs, professeur à la Faculté de Génie électrique de Cluj-Napoca, qui m'a fait découvrir les secrets des entraînements électriques et des simulations des systèmes électromécaniques. Ses remarques très pertinentes ont eu une contribution importante à ma réussite dans la réalisation du banc d'essai.

Je n'oublie pas Ludovic Leclercq, doctorant français et ami avec qui j'ai beaucoup échangé lors du travail qu'on a mené en parallèle. C'est lui qui a été mon « prof » d'automatique.

Mes remerciements vont aussi aux messieurs M. Nasser, A. Ansel, A. Davigny (enseignants chercheurs à HEI), F. Gionco (technicien de laboratoire à HEI), et Y. Pankow (ancien doctorant à HEI), pour leur soutien moral et pour l'amabilité qu'ils ont montrée envers moi lors de mes stages de doctorat en cotutelle.

Je remercie également les Messieurs V. Trifa, I.Vadan, C. Rusu et I. Birou, professeurs à la Faculté de Génie électrique qui ont rapporté les trois rapports d'avancement des travaux de la thèse.

J'exprime aussi ma reconnaissance envers tous les membres du Département Machines électriques de l'Université Technique de Cluj-Napoca et pour tous mes collègues que j'ai côtoyés à Cluj-Napoca; ils se reconnaîtront. Je remercie tout particulièrement mes collègues du Groupe de Petits moteurs électriques et Traction électrique pour la chaleureuse ambiance dans laquelle se sont déroulées ces dernières années.

Si il y a une personne à ne pas oublier, c'est le Monsieur D. Bocsardi, mon ancien professeur d'électrotechnique pendant le lycée. C'est bien lui qui m'a fait plonger dans les secrets de l'électricité et qui m'a confié les clés du Laboratoire d'Electrotechnique, là où j'ai passé des jours entiers pour découvrir les miracles que les électrons peuvent produire.

Les meilleurs sentiments sont destinés pour la famille de Bruno et Emmanuelle Sato. Les week-ends passés avec eux ont fait que mes séjours à Lille soient beaucoup plus intéressants. Merci beaucoup pour tout l'amitié qu'ils ont manifestée envers moi. Je remercie également Victor Mester, mon ancien collègue de faculté et très cher ami, et Viorica, son épouse, pour leur amitié et pour le temps qu'on a passé ensemble. Ils ont beaucoup ensoleillé le gris du Nord. Mes remerciements vont aussi à Guillaume Seiller, James Flawn-Thomas (anciens élèves HEI et uns des premiers étudiants que j'ai co-encadré lors de leur projet fin d'étude) et leurs familles. Ils sont devenus mes amis et m'ont fait découvrir une partie de la France. Aussi, je n'oublie pas Pierre Silva, Felipe Costa, Jean-Philippe Scharf Zanella**,** Thierry Sato et leurs familles. Toutes ces personnes ont beaucoup contribué pour que je puisse m'habituer avec la vie française.

Je présente mes sincères remerciements à Madame Barbarie, responsable du Service logement de l'AEU. Elle m'a toujours trouvé une chambre, même dans des délais contraignants et sans jamais perdre son sourire éblouissant. Je remercie aussi les concierges des résidences Valentine Charendière, Saint Michel, Foyer International, Teilhard de Chardin et Franciscains de Lille pour leur amabilité lors de mes séjours à Lille.

Un grand merci à Madame Iepan, mon professeur de français.

Enfin, je remercie mes parents pour tout ce qu'ils ont fait pour moi. Ils se sont beaucoup sacrifiés pour m'offrir toutes les conditions nécessaires afin que je puisse devenir ce que je suis. Ma reconnaissance envers eux est inexprimable.

Si j'ai oublié quelqu'un, je le prie de me pardonner. Il y a tant de personnes qui sont intervenues dans ma vie pendant ces dernières années.

Sommaire

Avant-propos ……. **1**

Introduction générale ……..... **3**

Partie I - Système inertiel de stockage d'énergie (SISE) ……... 7

Chapitre 1 Présentation du contexte ……... 9

1.1 Contexte actuel sur le marché d'électricité …….. 10

1.2 Stockage de l'énergie dans les réseaux électriques …….. 12

1.2.1 Techniques de stockage à long terme …….. 12

1.2.2 Techniques de stockage à court terme ……..... 13

1.3 Conclusions …….. 14

1.4 Références …… 14

Chapitre 2 Système inertiel de stockage d'énergie …….…… 17

2.1 Introduction ……..…… 18

2.2 Le volant d'inertie …… 20

2.2.1 Considérations générales ……. 20

2.2.2 Eléments de calcul de résistance ……..…… 22

2.2.3 Dimensionnement des volants d'inertie pour les SISEs ……..…… 24

2.2.4 Matériaux utilisés et caractéristiques ……..……. 26

2.3 La machine électrique …….. 27

2.3.1 Considérations générales ……. 27

2.3.2 Machines électriques utilisées dans les SISEs ……...…….. 28

2.4 Conclusions …… 30

2.5 Références …… 31

Chapitre 3 Modélisation mathématique des composantes du SISE et contrôle de la machine électrique du SISE ……...…….. 35

3.1 Introduction sur la modélisation des machines électriques du SISE ….…….. 36

3.1.1 Axes de repères classiques …….. 36

3.1.2 Axes de repères *dq* ……... 37

3.1.3 Axes de repères *αβ* ……... 38

3.2 Equation dynamique de la machine électrique du SISE …….. 39

3.3 Modélisation mathématique de la machine asynchrone (MAS) …….. 40

3.3.1 Equations électriques de la MAS dans le repère *dq* …… 40

3.3.2 Equations électriques de la MAS dans le repère *αβ* …… 42

3.4 Commande vectorielle de la MAS ……... 43

3.5 Contrôle direct en couple (DTC) de la MAS ……... 47

3.6 Modélisation mathématique de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) .. 53
3.6.1 Equations mathématiques de la MSAP ……... 53
3.6.2 Fonctionnement de la MSAP au facteur de puissance unitaire ……... 53
3.7 Commande vectorielle de la MSAP ……. 57
3.8 Modélisation mathématique du convertisseur électroniques de puissance …….. 59
3.8.1 Onduleur de tension avec onde porteuse ……..... 59
3.8.2 Onduleur utilisé pour le DTC …….. 62
3.9 Modélisation mathématique du bus continu 63
3.10 Conclusions …… 65
3.11 Références …….. 65
Chapitre 4 Bilan énergétique du SISE …… 67
4.1 Introduction …….. 68
4.2 Pertes et rendement du convertisseur électronique de puissance 68
4.2.1 Pertes en commutation ……. 68
4.2.2 Pertes en conduction …… 69
4.3 Pertes et rendement énergétique du système MAS + volant d'inertie ……. 75
4.3.1 Estimation des pertes Joule dans la MAS …… 75
4.3.2 Estimation des pertes fer dans la MAS……. 76
4.3.3 Estimation des pertes par frottement ……... 77
4.4 Bilan de puissance du SISE avec MAS ……..... 79
4.5 Pertes et rendement du système MSAP + volant d'inertie ……..... 81
4.5.1 Estimation des pertes Joule dans la MSAP …… 81
4.5.2 Estimation des pertes fer …….. 81
4.5.3 Estimation des pertes par frottement ……... 81
4.6 Rendement du SISE avec MSAP ……... 83
4.7 Conclusions ……..... 84
4.8 Références …… 84

Partie II - SISE associé au générateur éolien ……...…….. 85

Chapitre 5 Association du SISE au générateur éolien ……... 87
5.1 Bref historique des générateurs éoliens ……... 88
5.2 Puissance fournie par les générateurs éoliens et contraintes …….…….. 89
5.3 Association du SISE au générateur éolien ……... 90
5.4 Conclusions ……..... 91
5.5 Références …… 92
Chapitre 6 Contrôle et supervision du SISE associé au générateur éolien ……. 93
6.1 Introduction sur le contrôle du SISE associé au générateur éolien ……. 95
6.2 Contrôle du SISE associé au générateur éolien ……... 95
6.2.1 Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le convertisseur coté réseau …….. 95

6.2.2 Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle de bus continu par le SISE …… 97
6.2.3 Contrôle en couple pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle de bus continu par le SISE …… 99
6.2.4 Contrôle en couple pour le SISE, contrôle direct en couple pour la MAS et contrôle de bus continu par le SISE …….. 101
6.2.5 Amélioration des performances énergétiques du DTC …….…... 103
6.3 Supervision du SISE associé au générateur éolien ……..…… 105
6.3.1 Superviseur à puissance lissée ……. 106
6.3.2 Superviseur à puissance constante ……... 107
6.3.3 Choix de la constante de temps du filtre et discussion sur les résultats obtenus avec les deux types de superviseurs ……. 108
6.3.4 Deuxième type de superviseur à puissance constante ……. 113
6.4 Conclusions …….. 115
6.5 Références …… 116

Partie III - Banc d'essai et résultats expérimentaux …… 117

Chapitre 7 Présentation du banc d'essai …… 119
7.1 Description du banc d'essai ……..... 120
7.1.1 L'émulateur de turbine éolienne (ETE) ……... 122
7.1.2 Le générateur synchrone à aimants permanents (GSAP) …… 123
7.1.3 Le système inertiel de stockage d'énergie (SISE) …….. 123
7.1.4 La connexion au réseau (CAR) ……... 123
7.2 Le GSAP ……. 124
7.2.1 Détermination des paramètres du GSAP ……. 124
7.2.2 Résolution des problèmes liés à l'index de l'encodeur incrémental …….. 124
7.2.3 Implantation du contrôle vectoriel pour le GSAP …….. 125
7.3 Problèmes de compatibilité électromagnétique ……... 127
7.4 Communication entre les cartes dSPACE DS 1103 et DS 1104 ……. 128
7.5 Conclusion ……... 128
7.6 Référence ……. 128
Chapitre 8 Résultats expérimentaux concernant les performances énergétiques du SISE ... 129
8.1 Rendement du SISE avec MAS et le contrôle vectoriel …….. 130
8.2 Rendement du SISE avec MAS et le DTC ……..... 133
8.3 Rendement du SISE avec MSAP et le contrôle vectoriel …… 134
8.4 Conclusion ……... 136
8.5 Références …… 136
Chapitre 9 Résultats expérimentaux concernant le SISE associé au générateur éolien …… 137
9.1 Introduction …….. 138
9.2 Démarrage du SISE associé au générateur éolien …… 139
9.3 Résultats expérimentaux concernant contrôle vectoriel de la MAS ……..... 140

9.3.1 Essai sans puissance réactive aux bornes du réseau …… 140
9.3.2 Essai avec puissance réactive aux bornes du réseau …… 142
9.4 Résultats expérimentaux concernant le DTC de la MAS …… 144
9.4.1 Essai sans puissance réactive aux bornes du réseau …… 144
9.4.2 Essai avec puissance réactive aux bornes du réseau …… 146
9.5 Comparaison du contrôle vectoriel et du DTC dans le cas du SISE associé au générateur éolien ……..…….. 147
9.6 Conclusions …….. 148
9.7 Références …… 149

Conclusions générales et perspectives …… 151

Annexes ……... 155

A.1 Applications spécifiques des SISEs et comparaison avec d'autres systèmes de stockage 157
A.2 Fabricants de systèmes inertiels de stockage d'énergie..... 158
A.3 Les classes de rendement adoptées en Europe pour les moteurs asynchrones à cage..... 159
A.4 Détermination du flux d'aimant permanent de la MSAP 160
A.5 Développement du superviseur à logique floue 162
A.6 Catalogue technique 'Leroy Somer' pour la MSAP..... 164
A.7 Curriculum Vitae ……. 168

Avant-propos

La recherche présentée dans cet ouvrage est le fruit des trois années de doctorat en cotutelle entre l'Université Technique de Cluj-Napoca, en Roumanie, et l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, en France. En Roumanie, le travail a été effectué à l'Université Technique de Cluj-Napoca, au sein du Groupe de Petits Moteurs Electriques et Traction Electrique. En France, le travail s'est déroulé au sein de l'équipe Réseaux Electriques et Systèmes Energétiques (RESE) du Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance (L2EP) de Lille, dans les locaux de l'Ecole des Hautes Etudes d'Ingénieur (HEI) de Lille.

Le contexte de cette thèse a été suggéré en 1998 quand la société Norelec (située à Verquin et devenue Forclum Ingénierie en 2001) posait le problème de l'augmentation du taux de pénétration des éoliennes à vitesse fixe dans les sites isolés, où les éoliennes sont souvent associées à des générateurs Diesel. Pour permettre cette augmentation, il est nécessaire de lisser la puissance générée par les éoliennes, ce qui nécessite l'ajout d'un système de stockage à court terme, très dynamique, et le développement d'une stratégie de commande de l'ensemble éolienne – système de stockage. Cette problématique a fait l'objet d'un projet de recherche, associant Norelec au L2EP, financé par la Région Nord-Pas de Calais.

Le contexte régional a encouragé le développement des travaux visant à augmenter le taux de pénétration des éoliennes dans les réseaux électriques. Cela à cause du développement important prévisible de l'éolien dans la Région Nord-Pas de Calais. Une étude de RTE (gestionnaire du réseau de transport d'électricité) a évalué la capacité d'accueil du réseau électrique de la Région en éoliennes classiques (ne participant pas aux services système) à environ 250 MW. Actuellement, plus de 600 MW d'installations éoliennes sont en cours d'étude dans la région. A moyen terme, les fermes éoliennes devront donc participer aux services système, si on veut dépasser les 250 MW dont on a parlé au-dessus. Ces constats ont donc incité la Région à financer, dans le cadre de son programme éolien, une thèse de doctorat sur cette problématique. Cette thèse de doctorat a démarré à la fin de l'année 2001, par le travail de Ludovic Leclercq [1], et a été soutenue à la fin de l'année 2004.

D'autres thèses se sont suivies dans le cadre du même programme en 2002, 2003 et 2004, mais basées sur d'autres sources de financement. L'ouvrage présent s'inscrit dans cette liste et a été démarré en 2002.

Le travail de recherche présenté dans cette thèse a été financé par plusieurs sources. C'est le Ministère Roumain de l'Education et de la Recherche qui a assuré la bourse mensuelle de doctorat durant la période de la thèse. Aussi, deux projets de recherche financés par le Conseil National de la Recherche scientifique universitaire (CNCSIS) ont permis l'obtention d'une partie des résultats théoriques présentés dans cette thèse et aussi le financement partiel des déplacements effectués à Lille [2] et [3]. Bien sûr, il ne faut pas oublier le coté français, car ce sont l'HEI de Lille et l'ENSAM de Lille qui ont participé alternativement au financement de mes séjours en France. En effet, j'ai effectué cinq stages de doctorat en cotutelle à Lille, chacun pour trois mois.

Références

[1] L. Leclercq, « Apport de stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », Thèse de doctorat soutenue au Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance de Lille, 14 décembre 2004.

[2] « Système inertiel de stockage d'énergie », Projet de recherche financé par le Conseil National de la Recherche scientifique universitaire - CNCSIS, 2002 – 2004, Roumanie; responsable de projet: Gabriel CIMUCA.

[3] « Contrôle direct en couple adapté à un système inertiel de stockage d'énergie associé à des générateurs éoliens », Projet de recherche financé par le Conseil National de la Recherche scientifique universitaire - CNCSIS, 2005, Roumanie; responsable de projet: Gabriel CIMUCA.

Introduction générale

L'objet de cette thèse concerne les sources à énergie renouvelable et plus particulièrement l'énergie éolienne, qui sont en plein développement en Europe. Suite au traité de Kyoto, l'Europe a décidé d'encourager fortement l'implantation des sources à énergie renouvelable et la production décentralisée d'électricité. Cela pose des vrais problèmes aux réseaux électriques du point de vue de leur gestion.

Actuellement, les éoliennes installées dans le monde ne participent pas aux services système. Elles sont considérées comme des charges négatives et ce sont les centrales classiques qui doivent assurer la stabilité des réseaux électriques. C'est pourquoi, le taux de pénétration des éoliennes est limité et ne peut pas dépasser 20 -30 % de l'énergie consommée. Pour faciliter l'intégration des éoliennes et l'augmentation du taux de pénétration, il faut trouver des solutions pour qu'elles puissent participer à la gestion du réseau. Cela change totalement la vision des réseaux électriques [1].

Lorsqu'on parle de la production classique d'énergie électrique, on pense à des grandes centrales (thermiques, nucléaires et grandes hydrocentrales) placées dans quelques points bien déterminés. Ces centrales sont interconnectées par le réseau de transport à haute tension (typiquement supérieure à 30 kV) [1] et sont commandées d'une manière coordonnée qui peut être considérée centralisée. Le réseau de transport forme des circuits maillés, afin d'assurer une bonne interconnexion des générateurs provenant des différentes centrales.

Les réseaux de distribution sont alimentés par un nombre restreint de postes de transformation à partir du réseau de transport. Ces réseaux ont des structures radiales et travaillent au dessous de 30 kV [1]. Actuellement, les réseaux de distribution ne comportent pratiquement pas des sources d'énergie. Ils sont utilisés seulement pour alimenter les consommateurs.

La production décentralisée concerne de nombreuses sources d'énergie, dont les puissances ne dépassent pas 100 MW, et dont la plupart sont connectées aux réseaux de distribution. Ces sources ne sont pas planifiées d'une manière centralisée. Elles sont installées par des producteurs indépendants et dans une multitude de sites. La pratique actuelle, de ne pas faire participer la production décentralisée aux services système, doit changer à cause du développement de ce type de production. Donc, les nouveaux types de sources d'énergie doivent être capables à assurer des services système: réglage de la tension, réglage de la fréquence, réglage de la puissance réactive, participation à la répartition de charge, capacité de démarrage en autonome ou 'black-start' et fonctionnement en îlotage.

En raison du caractère très fluctuant et aléatoire du vent, une éolienne seule ne peut pas participer aux services système. Il faut ajouter des systèmes de stockage d'énergie permettant d'avoir une réserve supplémentaire d'énergie. Afin d'assurer l'équilibre production / consommation, un système de stockage de type inertiel est envisagé [2] et [3]. Il y a plusieurs raisons pour ce choix: bonne dynamique, bon rendement, durée de vie similaire à l'éolienne, etc.

L'objectif général de cette thèse est d'étudier l'association d'un système inertiel de stockage d'énergie au générateur éolien afin de constituer un ensemble capable de fournir des services systèmes ou de fonctionner en îloté. Le travail de trois ans de recherche est présenté dans cette thèse, étant structuré en trois parties.

La première partie traite exclusivement le système inertiel de stockage d'énergie. On s'intéresse sur:

- le contexte actuel sur le marché de l'électricité et les besoins de stockage d'énergie;
- le système inertiel de stockage d'énergie (SISE); on présente les types de SISEs, les bases physiques, les problèmes concernant le dimensionnement du volant d'inertie et le choix de la machine électrique incorporée.
- la modélisation mathématique du SISE, les principes de commandes des machines électriques concernées et les modèles mathématiques des convertisseurs électroniques de puissance; on envisage deux types de SISE: avec machine asynchrone (MAS) et avec machine synchrone à aimants permanents (MSAP).
- bilan énergétique du SISE; on présente les modèles des pertes dans la machine électrique incorporée et dans le convertisseur électronique de puissance, et on fait une estimation du rendement du SISE.

La deuxième partie traite de l'association d'un SISE avec un générateur éolien. Dans cette partie on s'intéresse sur:

- les problèmes concernant la puissance générée par un générateur éolien seul, les possibilités d'associer un SISE avec le générateur éolien et les possibilités de contrôle de la puissance générée;
- les principes de contrôle et de supervision du SISE associé au générateur éolien; on présente des principes de contrôle du SISE et des résultats de simulation afin d'estimer les performances. Ensuite, on présente des principes de supervision du SISE, afin de le maintenir dans ses limites de fonctionnement normal. Des simulations sont faites pour estimer l'efficacité des méthodes de supervision.

Dans les premières deux parties, on présente des principes théoriques. Cependant, une grande partie du temps de recherche a concerné la réalisation d'une plateforme expérimentale destinée à l'implantation pratique des principes développés en théorie. Cette plateforme expérimentale a été réalisée à l'Ecole des Hautes Etudes d'Ingénieur (HEI) de Lille, dans le Laboratoire de l'Electrotechnique et de l'Electronique de Puissance (L2EP) de Lille. La troisième partie de la thèse porte sur:

- la plateforme expérimentale; on présente les composantes principales du banc d'essai et quelques problèmes spécifiques qui sont apparus durant le travail.
- les expérimentations réalisées pour valider les résultats de simulation présentés dans la première partie;
- les expérimentations réalisées pour valider les principes et les résultats de simulation présentés dans la deuxième partie.

La thèse finit par une conclusion générale réunissant les conclusions des touts les chapitres. On présent aussi les contributions originales et des perspectives de la thèse.

Références

[1] M. Crappe, « Commande et régulation des réseaux électriques », *Hermès Science*, Paris 2003.

[2] J. P. Barton and D. G. Infield, "Energy Storage and Its Use With Intermittent Renewable Energy", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, vol. 19, no. 2, June 2004, pp. 441 – 448.

[3] EUR 19978 Brochure: "Energy Storage - A Key Technology for Decentralized Power, Power Quality and Clean Transport", *Office for Official Publications of the European Communities*, Luxembourg, 2001, www.cordis.lu/eesd/src/lib_misc.htm.

Première partie

SYSTEME INERTIEL DE STOCKAGE D'ENERGIE (SISE)

Résumé – La première partie de la thèse concerne le système inertiel de stockage d'énergie (SISE). On présente le contexte actuel sur le marché de l'électricité et les possibilités actuelles de développement des systèmes de stockage d'énergie, notamment des SISEs. Ensuite, on continue avec la présentation des SISEs et on discute les problèmes technologiques concernant la construction de ces systèmes. Deux chapitres sont réservés qu développement des modèles mathématiques des composantes du SISE et des modèles de pertes d'énergie. Cette partie de la thèse finit par la présentation des simulations faites pour estimer les rendements énergétiques pour deux types de SISEs: le SISE avec machine asynchrone à cage et le SISE avec machine synchrone à aimants permanents.

Chapitre 1

Présentation du contexte

Résumé – Ce chapitre présente le contexte actuel sur le marché de l'électricité, les possibilités de développement pour les systèmes de stockage de l'énergie électrique et quelques méthodes utilisées pour stocker l'énergie électrique. Le développement des sources de production décentralisée met en évidence des problèmes nouveaux concernant les besoins de systèmes de stockage d'énergie. On a besoin de systèmes de stockage à court terme pour pouvoir assurer la régulation du réseau électrique et on a besoin de systèmes de stockage à long terme pour une meilleure utilisation des centrales électriques.

1.1. Contexte actuel sur le marché d'électricité

La libéralisation du marché de l'électricité et le développement de la production décentralisée exigent une nouvelle approche des problèmes concernant les réseaux électriques. Il y a de nombreux problèmes nouveaux engendrés par la multitude des nouvelles sources d'énergie, distribuées géographiquement et se développant rapidement. D'autres problèmes se posent aussi pour l'avenir de la gestion des réseaux électriques [1] - [3].

Le stockage d'énergie joue un rôle flexible et multifonctionnel dans le réseau d'alimentation d'énergie électrique, en assurant un management plus efficace des ressources disponibles. En combinaison avec les systèmes de production d'énergie électrique par la conversion des énergies renouvelables, les Systèmes de Stockage d'Energie (SSE) peuvent augmenter la valeur de l'énergie électrique générée par les centrales éoliennes ou solaires, en fournissant de l'énergie pendant les périodes de pointe et en accumulant l'énergie pendant les périodes où la demande d'énergie est réduite. De plus, les SSE facilitent l'intégration des sources d'énergie renouvelable, comme les éoliennes et panneaux photovoltaïques, dans le système énergétique.

Stratégiquement placés, les SSE peuvent augmenter l'efficacité du système existant de transmission et de distribution de l'énergie électrique. Les SSE peuvent être utilisés pour réduire les pointes de charge dans une station d'alimentation d'énergie électrique. Cela peut éliminer les centrales fonctionnant seulement pendant les périodes de pointe et permette une meilleure utilisation des centrales fonctionnant en régime permanent (Fig. 1.1). Aussi, les SSE servent pour augmenter la qualité de l'énergie électrique, en assurant un meilleur contrôle de la fréquence et de la tension.

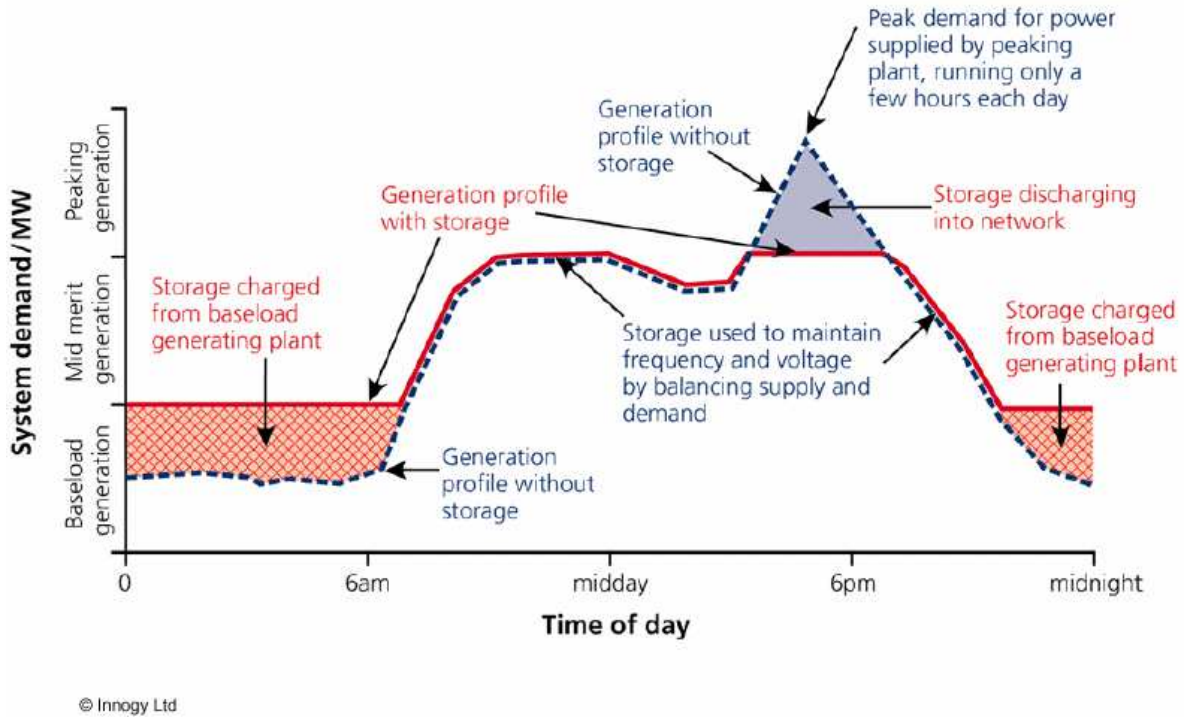


Fig. 1.1. Amélioration de la qualité d'énergie électrique et élimination des centrales de crête (source www.electricitystorage.org)

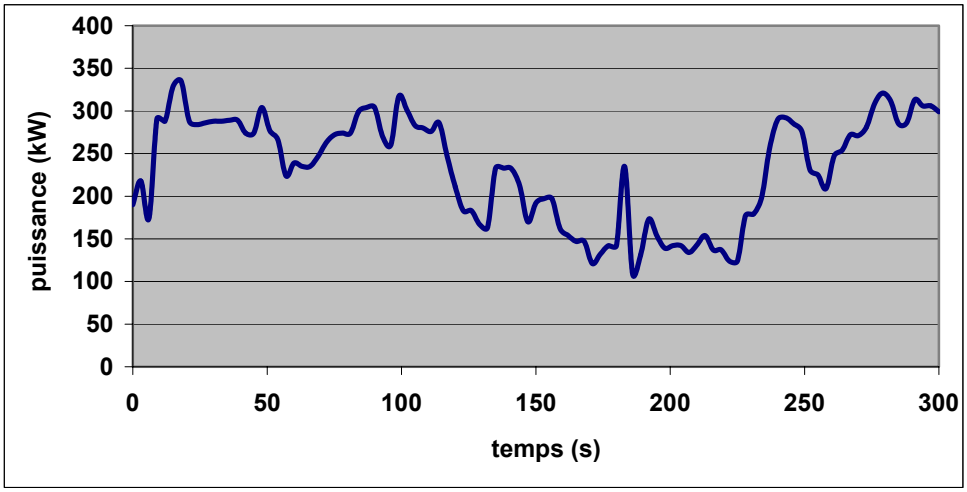


Fig. 1.2. Exemple de puissance générée par une éolienne à vitesse fixe de 300 kW

Le problème majeur associé aux sources d'énergie décentralisées est qu'elles ne participent en général pas aux services système (réglage de la tension, de la fréquence, démarrage en autonome ou black-start, possibilité de fonctionner en îlotage, etc.). Le fait de ne pas participer aux services système amène ce type de source à se comporter comme des générateurs passifs du point de vue électrique. Le réglage de la tension et de la fréquence est dès lors reporté sur les alternateurs classiques. Le taux de pénétration de la production décentralisée, c'est-à-dire la puissance qu'elle génère par rapport à la puissance consommée, doit alors être limité afin de pouvoir garantir la stabilité du réseau dans des conditions acceptables [3]. Ceci est particulièrement vrai pour les sources à énergie renouvelable dont la source primaire est difficilement prévisible et très fluctuante, comme c'est le cas de l'éolien pour lequel certains retours d'expérience indiquent que lors de taux de pénétration supérieur à 20 ou 30% des problèmes de stabilité peuvent apparaître [3]. La figure 1.2 montre un enregistrement de la puissance générée par une éolienne à vitesse fixe de 300 kW (ancien site éolien de Dunkerque) soumis à un vent moyen de 12 m/s. Cet enregistrement, qui illustre le caractère très fluctuant de la puissance générée par ce type d'éolienne, montre que cette puissance peut subir des variations de plus de 100 kW en 3 sec.

Les systèmes de production décentralisés sont fort sensibles aux perturbations du réseau. Les creux de tension ou les variations de fréquence entraînent souvent la déconnexion de la production lors d'un incident sur le réseau. Cette déconnexion peut aggraver un déséquilibre production / consommation et, par effet domino, accélérer l'avènement d'un incident majeur dans le réseau.

D'autre part, la possibilité de fonctionner en îloté permettrait à la production décentralisée de continuer à alimenter des consommateurs isolés du réseau suite à un défaut sur celui-ci, et ainsi de limiter le nombre de clients affectés par ce défaut. L'îlotage reste cependant interdit actuellement pour des raisons de sécurité des personnes et du matériel.

A ce jour, les éoliennes ne participent pas au réglage de la production. Cependant, ce fait doit être changé à cause de l'augmentation continue de leur taux de pénétration dans les réseaux électriques. En raison de la source primaire de ces systèmes de production d'énergie (le vent), qui est très aléatoire et imprévisible, une éolienne seule ne peut pas faire le réglage de la production. Donc, on a besoin d'un système de stockage jouant le rôle de tampon entre la source et le consommateur. Le système de stockage doit être assez dynamique afin qu'il soit capable d'agir en temps réel, en fonction des fluctuation de la puissance générée et consommée.

L'augmentation du taux de pénétration de la production décentralisée sera donc conditionnée à la participation aux services système de cette production. La participation au réglage de la tension en

absorbant ou en injectant de la puissance réactive tend à se développer, car elle est actuellement imposée, en France notamment, par la législation [4].

1.2. Stockage de l'énergie dans les réseaux électriques

L'électricité ne peut être stockée facilement et nécessite sa transformation sous une autre forme d'énergie (chimique, thermique, potentielle, mécanique, etc.). Le stockage de l'énergie électrique constitue une des composantes d'un futur développement durable. Il y a plusieurs méthodes de stockage d'énergie pouvant être différenciées en deux catégories :

- Stockage à long terme (temps de stockage supérieur à 10 min);
- Stockage à court terme (temps de stockage inférieur à 10 min).

Ensuite les techniques de stockage les plus connues sont présentées brièvement.

1.2.1. Techniques de stockage à long terme

Stockage d'énergie sous forme d'énergie potentielle de l'eau

Nommée aussi *stockage par pompage hydraulique*, est une méthode utilisée depuis 1929, étant la plus vieille technologie de stockage d'énergie dans les centrales. En effet, jusqu'à 1970, c'était la seule option disponible sur le marché pour stocker de grandes quantités d'énergie. Un tel système comporte deux grands réservoirs situés à des hauteurs différentes. L'eau est pompée du réservoir inférieur au réservoir supérieur, où elle est stockée. En fonction de la demande, l'eau peut revenir au réservoir inférieur, mais en traversant une ou plusieurs turbines hydrauliques transformant l'énergie potentielle de l'eau en énergie mécanique. Ensuite, des générateurs entraînés par les turbines transforment l'énergie mécanique en énergie électrique. De tels systèmes peuvent fournir jusqu'à 1000 MW, mais ils sont conditionnés par les contraintes géographiques, géologiques, environnementales et le coût assez élevé de leur construction. Cependant, en France, 4200 MW de stockage de ce type sont installés.

Stockage d'énergie sous forme d'énergie potentielle de l'air comprimé

Le stockage d'énergie sous forme d'énergie potentielle de l'air comprimé (CAES, d'après le nom anglais : Compressed-Air Energy Storage) constitue une autre alternative, apparue un peu plus tard. Cette technologie de stockage comporte un grand réservoir souterrain, bien étanche, où l'on peut stocker de l'air comprimé. En fonction de la demande, l'air comprimé est délivré à une turbine à gaz entraînant un générateur électrique. Ainsi, l'énergie potentielle de l'air comprimé est transformée en énergie électrique. Le premier CAES commercial a été réalisé en Allemagne à Hundorf, en 1978, et peut fournir 290 MW. Comme pour le stockage hydraulique, la construction des CAES est conditionnée aux contraintes géographiques et géologiques. Toutefois, il y a déjà plusieurs CAES construits en Europe et aux Etats-Unis, en utilisant d'anciennes mines de charbon ou de sel, de vieux puits de pétrole et des cavernes souterraines étanches.

Stockage d'énergie sous forme d'énergie chimique

Le stockage d'énergie sous forme chimique dans les batteries électrochimiques est de loin la technique la plus répandue pour le stockage de l'énergie électrique. En fonction du type de batterie, différentes réactions chimiques sont provoquées en utilisant l'énergie électrique et en la stockant sous forme d'énergie chimique. En fonction de la demande, des réactions chimiques inversées produisent de l'électricité. Le premier et le plus utilisé sur le marché a été l'accumulateur au plomb dont plusieurs améliorations le rendent encore compétitif sur le marché. Etant disponibles sur une plage de puissance

très étendue (quelques watts jusqu'aux modules de quelques MW), les batteries électrochimiques peuvent être utilisées dans une large variété d'applications. En 1994, un système d'accumulateurs chimiques capable de fournir 20 MW sur 40 minutes a été installé à Puerto Rico pour améliorer le contrôle de la fréquence et de la tension du réseau électrique [5]. Un autre exemple de grande taille, constitué d'un accumulateur électrochimique pouvant fournir 40 MW sur 7 minutes (ou 27 MW durant 15 minutes), a été installé en Alaska en 2003 afin de soutenir le réseau électrique [6].

1.2.2. Techniques de stockage à court terme

Stockage d'énergie magnétique dans des bobinages supraconducteurs (SMES)

L'énergie peut être stockée sous forme d'énergie d'un champ magnétique créé par un courant circulant dans une bobine supraconductrice. Pour maintenir la bobine dans l'état supraconducteur, il faut l'introduire dans un cryostat rempli d'hélium liquide. Ces systèmes ont l'avantage d'une dynamique et d'une cyclabilité très élevées. Cependant, les coûts de fabrication et de maintenance sont très élevés et il y en a très peu de SMESs (d'après l'abréviation en anglais) en fonction. Même si les recherches envisagent des SMESs de l'ordre de 10 – 100 MW, les systèmes disponibles actuellement sont compris entre 1 et 10 MW.

Stockage d'énergie électrique dans des super-condensateurs

C'est la seule technologie où l'on peut parler vraiment du stockage d'électricité. Cependant, c'est une technique bien nouvelle qui se trouve encore en phase de recherche. En présent, on trouve fréquemment des super-condensateurs dans les produits électroménagers, mais leurs puissances ne dépassent pas les 7 – 10 W. Les recherches actuelles ont pour but l'obtention de super-condensateurs dont la puissance soit de l'ordre de dizaines ou même de centaines de KW, afin d'être utilisés dans des véhicules électriques.

Stockage d'énergie cinétique dans une masse tournante appelée volant d'inertie

Les systèmes inertiels de stockage d'énergie (SISE) ont été redécouverts depuis quelques années. Un SISE comporte un volant d'inertie couplé à une machine électrique pouvant fonctionner dans deux régimes : moteur ou générateur. Les SISEs ont des constantes de temps de quelques minutes jusqu'à plusieurs heures, en fonction de leur conception.

Les SISEs ont trouvé une application spécifique dans le domaine d'amélioration de la qualité de l'énergie électrique, pour maintenir la fréquence et la tension du réseau dans les limites imposées par les règlements. En raison de leur dynamique élevée, de leur bon rendement et de leur longue période de vie, les SISEs sont bien adaptés pour stocker l'énergie pendant des périodes courtes, ce qui suffit pour améliorer la qualité de l'énergie [7] et [8]. Dans [9], une analyse est faite sur la capacité du stockage à augmenter la pénétration des éoliennes dans le réseau. L'article montre que le plus rentable système de stockage est le SISE, si la période de stockage ne dépasse pas 10 min. De plus, il est montré que l'association d'un SISE de 300 kW à une éolienne de 1 MW peut augmenter le revenu de 14000 €/an.

Il y a encore d'autres techniques de stockage d'énergie [10] – [12]. Les tableaux 1.1 et 1.2 synthétisent les caractéristiques de quelques moyens de stockage à petite ou à grande échelle [12].

Tableau 1.1 Le bilan simplifié des caractéristiques des moyens de stockage à petite échelle

Technologie	Inductif supraconducteur	Super-condensateur	Electrochimique	Volant d'inertie	Air comprimé en bouteille	Hydrogène PAC réversible
Forme d'énergie	Magnétique	Electrostatique	Chimique	Mécanique	Air comprimé	Carburant
Densité d'énergie (accumulateur seul, hors équipements annexes)	de 1 à 5 Wh/kg	de 10 à 60 Wh/kg	de 20 à 120 Wh/kg	de 1 à 5 Wh/kg	8 Wh/kg (200 bars)	de 300 à 600 Wh/kg (de 200 à 350 bars) hors PAC
Capacité réalisable ou réalisée	qq kWh	qq kWh	de qq Wh à qq MWh	de qq kWh à qq 10 kWh	de qq kWh à qq 10 kWh	NA
Constantes de temps	de qq s à 1 min	de qq s à qq min	de 10 min (NiCd) à 10 h (Pb)	de qq min à 1 h	de 1 h à qq jours	de 1 h à qq jours
Cyclabilité	de 10000 à 100000 fatigue mécanique	de 10000 à 100000	de 100 à 1000 dégradation chimique	de 10000 à 100000 fatigue mécanique	de 1000 à 10000 fatigue mécanique	?
Rendement électrique	> 0,9	de 0,8 à > 0,9 selon régime	de 0,7 à 0,8 selon techno et régime	de 0,8 à > 0,9 selon régime	de 0,3 à 0,5 selon régime	de 0,3 à 0,5
Connaissance de l'état de charge	Aisée (courant)	Aisée (tension)	Difficile Paramètres variables	Aisée (vitesse)	Aisée (pression)	Aisée (remplissage H_2)
Coût €/kWh *	de 1M (1 kWh) à 300 (1 GWh)	de 50000 à 150000 (dimensionnement en puissance)	de 50 à 200 (Pb-acide) de 700 à 1000 (Lithium)	de 150 à 2000 (selon techno et performances)	?	de 500 à 1500
Remarques	Cryogénie	Grande cyclabilité	Technologie mature	Coût global compétitif sur la durée de vie	Rendement faible	Intéressant si contexte de réseau d'hydrogène

* Attention, le coût est intégralement rapporté à l'énergie stockée

Tableau 1.2 Le bilan simplifié des caractéristiques des moyens de stockage à grande échelle

Technologie	Hydraulique gravitaire	Air comprimé en caverne	Batteries électrochimiques	Batteries à circulation	Thermique à turbine
Densité d'énergie	1 kWh/m^3 pour une chute de 360	12 kWh par m^3 de caverne à 100 bars	Batterie au Pb: 33 kWh/t Batterie Li-ion: 100 kWh/t	33 kWh/m^3	200 kWh/m^3
Capacité réalisable	de 1 à 100 GWh	de 0,1 à 10 GWh	de 0,1 à 40 MWh	de 10 à 100 MWh	de 1 à 100 GWh
Puissance réalisable	de 0,1 à 1 GW	de 0,1 à 1 GW	de 0,1 à 10 MW	de 1 à 10 MW	de 10 à 100 MW
Rendement électrique	de 65% à 80%	50% (avec l'apport de gaz naturel)	70% ou moins en décharge rapide	70%	60%
Installations existantes	100000 MWh 1000 MW	600 MWh 290 MW	40 MWh 10 MW	120 MWh 15 MW	-
Coût €/kWh et €/kW *	de 70 à 150 de 600 à 1500	de 50 à 80 de 400 à 1200	de 200 (Pb) à 2000 (Li) de 300 (Pb) à 3000 (Li)	de 100 à 300 de 1000 à 2000	50 de 350 à 1000
Maturité	Très bonne	Plusieurs expériences dans le monde	Plusieurs expériences avec des technologies matures	En développement Prototypes en fonctionnement	A l'état de projet
Remarques	Sites avec dénivelés et retenus d'eau	Sites avec cavernes	Métaux lourds	Produits chimiques	Indépendant des contraintes géographiques

* Attention, le coût est intégralement rapporté à l'énergie stockée ou à la puissance maximale

1.3. Conclusions

Dans ce chapitre on a présenté le contexte actuel sur le marché de l'électricité en mettant en évidence les besoins de stockage de l'énergie.

La deuxième partie du chapitre fait une brève présentation des méthodes les plus utilisées pour le stockage de l'énergie électrique.

1.4. Références

[1] L. Leclercq, « Apport de stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », Thèse de doctorat soutenue au Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance de Lille, 14 décembre 2004.

[2] M.Crappe, « Commande et régulation des réseaux électriques », *Hermès Science*, Paris 2003.

[3] N. Jenkins, R. Allan, P. Crossley, D. Kirschen, G. Strbac, « Embedded generation », *The Institution of Electrical Engineers (IEE)*, London, 2000.

[4] Arrêtés du 17 mars 2003, du 22 avril 2003 et du 4 juillet 2003 « Prescriptions techniques de conception et de fonctionnement pour le raccordement à un réseau public de distribution d'une installation de production d'énergie électrique », *Ministère de l'économie, des finances et de l'industrie*.

[5] P.C. Butler, « Battery Energy Storage for Utility Applications: Phase I – Opportunities Analysis », *Report SAND95-2605*, Sandia National Laboratories, novembre 1995.

[6] Accumulateur : 40 MW pendant 7 minutes, *Revue de l'Electricite et de l'Electronique – REE*, n°10, novembre 2003, pp.8.

[7] R. Hebner, J. Beno, A. Walls, "Flywheel batteries come around again", *IEEE Spectrum*, April 2002, pp. 46 – 51.

[8] R. G. Lawrence, K. L. Craven, G. D. Nichols, "Flywheel UPS", *IEEE Industry Application Magazine*, May – June 2003, pp. 44 – 50.

[9] J. P. Barton and D. G. Infield, "Energy Storage and Its Use With Intermittent Renewable Energy", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, vol. 19, no. 2, June 2004, pp. 441 – 448.

[10] EUR 19978 Brochure: "Energy Storage - A Key Technology for Decentralized Power, Power Quality and Clean Transport", *Office for Official Publications of the European Communities*, Luxembourg, 2001, www.cordis.lu/eesd/src/lib_misc.htm.

[11] A. Marquet, C. Levillain, A. Davriu, S. Laurent, Ph. Jaud, « Stockage d'électricité dans les systèmes électriques », *Technique de l'ingénieur, traite Génie électrique*, D 4 030.

[12] H.B. Ahmed, B. Multon, G. Robin, M. Ruellan, « Le stockage d'énergie dans les applications stationnaires », *Technologie*, n°136, mars 2005, pp. 60 – 66.

Chapitre 2

Système inertiel de stockage d'énergie

Résumé – Ce chapitre porte sur les SISEs. Durant les dernières années, les SISEs ont été redécouverts par les industriels du à leurs avantages par rapport aux autres systèmes de stockage d'énergie [1] et [2]. Après une introduction sur les SISEs, on donne les bases physiques de ces systèmes. Ensuite, on présente le calcul de résistance pour les volants d'inertie et on propose une démarche analytique concernant leur dimensionnement. Les études montrent que les volants performants comportent des matériaux avec une grande résistance à la rupture et une petite masse volumique. Le chapitre finit par la présentation des machines électriques utilisées dans les SISEs. Ces machines doivent être capables de fonctionner à la puissance nominale sur une large plage de vitesse. Plusieurs types de machines électriques sont proposés, mais, pour l'instant, seulement la machine asynchrone et la machines synchrone à aimants permanent sont utilisées dans les SISEs disponibles sur le marché.

2.1. Introduction

Lorsqu'on parle de « système inertiel de stockage d'énergie » (SISE) ou de « batterie électromécanique », on comprend un système comportant un volant d'inertie, un moteur-générateur électrique et un convertisseur électronique de puissance. La figure 2.1 montre le principe de fonctionnement du SISE. Comme dans la majorité des systèmes de stockage d'énergie électrique, il y a une transformation réversible d'énergie. Lors du stockage, l'énergie électrique est convertie en énergie mécanique par l'intermédiaire du moteur électrique. L'énergie mécanique est stockée dans le volant d'inertie sous forme d'énergie cinétique d'une masse tournante. Lors de la décharge du SISE, l'énergie mécanique est reconvertie en énergie électrique par l'intermédiaire du générateur électrique. D'habitude, il y a une seule machine électrique qui peut fonctionner en moteur ou en générateur, en fonction du régime de fonctionnement du SISE. Le régime de fonctionnement est imposé par le convertisseur électronique de puissance, qui impose le sens de transfert de l'énergie à travers de la machine électrique.

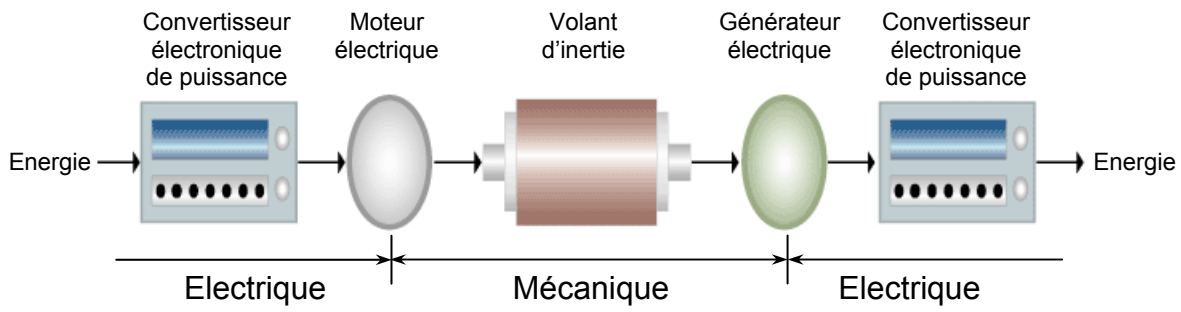


Fig. 2.1 Transfert de l'énergie dans un SISE

Durant les dernières années, les SISEs ont été redécouverts par les industriels en raison de leurs avantages par rapport aux autres systèmes de stockage d'énergie [1] et [2]. Les SISEs concourent avec les SMESs dans les applications nécessitant quelques MW pendant 1 – 2 s, et avec les batteries dans les applications exigeant des temps de stockage supérieures à 15 s [3].

Pour l'instant, les SISEs sont concernés par trois applications spécifiques:

- Sources ininterruptibles de tension (UPS : Uninterruptible Power Supply) pour protéger les consommateurs contre les chutes de tension accidentelles;
- Sources de tension embarquées sur les véhicules électriques ou sur les installations spatiales;
- Amélioration de la qualité de l'énergie électrique.

Une présentation plus détaillée des applications des SISEs est donnée dans l'annexe A.1., la source étant la revue *IEEE Spectrum*, Avril 2002, pp. 46 – 51. Aussi, l'annexe A.2. présente une liste avec les fabricants de SISEs.

Les SISEs peuvent être différentiés en fonction de la plage de vitesse et du matériau dont le volant d'inertie est fabriqué. Ainsi, il y a des SISEs à volants lents et des SISEs à volants rapides. Il n'y a pas encore une limite bien définie pour séparer les deux catégories de SISEs. D'après certains auteurs cette limite se trouve à 6000 T/min [4], mais d'autres parlent de 10000 T/min [3] ou même de 14000 T/min [2]. Il existe des SISEs à volants métalliques et des SISEs à volants de matériaux composites. D'habitude, les volants lents sont métalliques et les volants rapides comportent des matériaux composites.

Les SISEs sont capables de fournir des puissances très élevées, limitées seulement par les puissances nominales des générateurs et des convertisseurs électroniques de puissance. Le temps de réponse est limité à quelques millisecondes et le nombre de cycles charge / décharge est conditionné seulement par l'efficacité du système de refroidissement des composants électriques et électroniques [3].

Les frottements constituent la source principale des pertes dans les SISEs. C'est pourquoi les volants lents sont introduits dans des enceintes remplies d'hélium et les volants rapides sont situés dans des enceintes vidées afin de réduire les frottements. Cependant, les pertes d'autodécharge restent importantes, mais le rendement instantané est très élevé. La durée de vie dépend des paliers utilisés. Pour les volants lents, les roulements disponibles sur le marché ont des durées de vie allant au-delà de 10 ans et même plus. Les volants rapides nécessitent des paliers magnétiques, ce qui augmente le prix et la complexité des systèmes. C'est pourquoi les SISEs à volants rapides sont utilisés surtout dans les applications embarquées; ils offrent peu d'avantages dans les applications stationnaires [3].

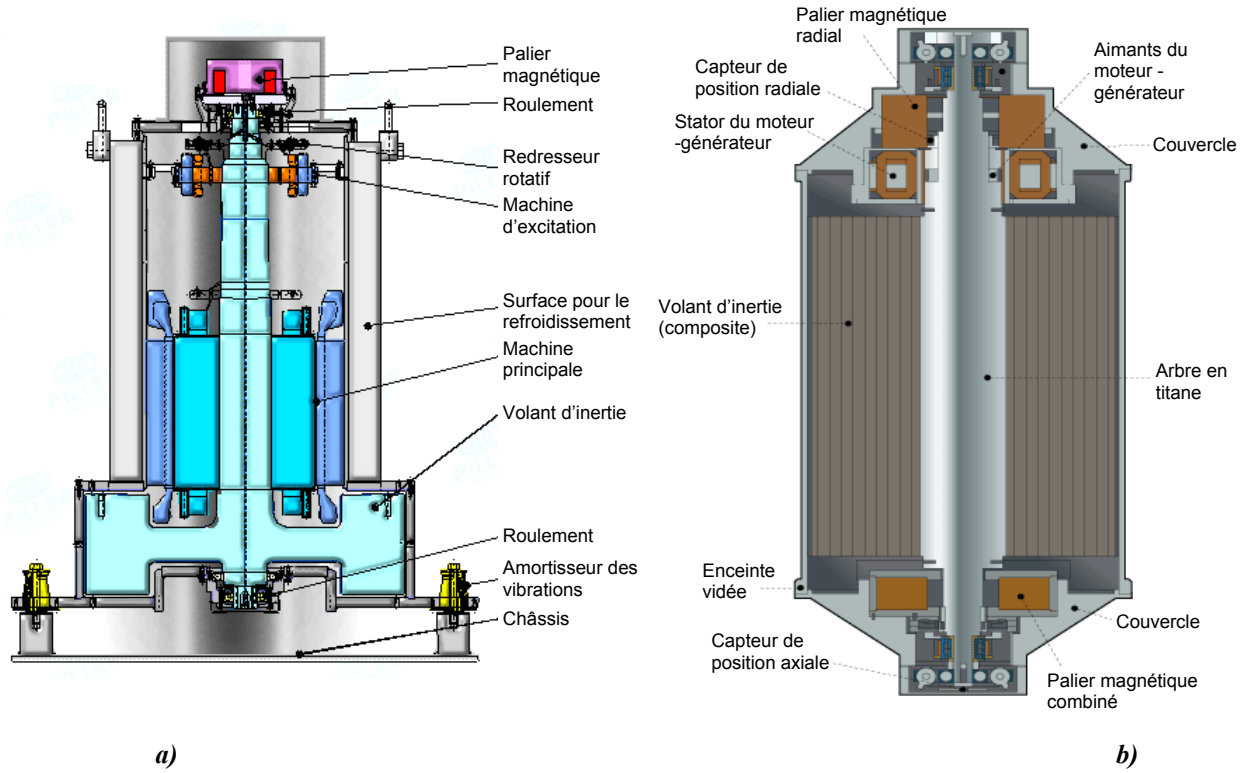


Fig. 2.2. Deux types de SISEs
a) SISE à volant lent (source www.piller.com)
b) SISE à volant rapide (source: www.spectrum.ieee.org)

Une étude récente montre que, parmi les fabricants de SISEs, Piller a pris la première place avec 47% du marché en 2003. On envisage que le marché européen des nouveaux systèmes de stockage d'énergie (SMES, super-condensateurs et SISEs) augmentera de 104 millions $ en 2002 à 215 millions $ en 2009, avec une croissance annuelle d'environ 11%. Actuellement, les SISEs représentent plus de 90% des ventes de nouvelles technologies de stockage et on envisage une croissance annuelle d'environ 8%. De telles prévisions sont dues aux perspectives de croissance du nombre des sources d'énergies renouvelables et le besoin d'UPS d'amélioration de la qualité de l'énergie électrique pour des différentes entreprises [4].

La figure 2.2 montre deux schémas de SISE. Le premier modèle (Fig. 2.2.a) provient de Piller et concerne le système POWERBRIDGE, déjà consacré sur le marché des UPSs. Ce système est disponible sur une large gamme de puissances (de 150 kVA à 1,67 MVA) et comporte un volant en

acier dont la vitesse maximale est de 3600 T/min. Le plus grand SISE de Piller peut fournir 1,67 MVA pour une durée de 12 s. La taille de ce système peut être approximée dans la figure 2.3.

Fig. 2.3 Le système POWERBRIDGE de Piller

Le deuxième modèle (Fig. 2.2.b) provient de la NASA. Il a été conçu pour être utilisé sur la Station Spatiale Internationale. 48 unités de SISE ont été fabriqués pour remplacer les batteries électrochimiques de la station [1]. Ce type de SISE comporte un volant composite dont la vitesse maximale est de 53000 T/min. Une seule unité peut fournir une puissance instantanée d'environ 4,1 kW. La NASA estime qu'une économie de plus de 200 millions $ suite au remplacement des batteries électrochimiques par les SISEs est réalisable.

Enfin, il ne faut pas oublier Beacon Power (www.beaconpower.com) qui propose des batteries de SISEs à volants rapides destinées à la régulation de la fréquence dans les réseaux électriques ou au réglage de la puissance fournie par les générateurs éoliens.

2.2. Le volant d'inertie

2.2.1. Considérations générales

Le fonctionnement des SISE est basé sur l'énergie cinétique, E_c, du volant d'inertie :

$$E_c = J \cdot \frac{\Omega^2}{2}, \tag{2.1}$$

où J est le moment d'inertie du volant et Ω sa vitesse de rotation.

Le moment d'inertie peut être calculé par :

$$J = k \cdot M \cdot R^2, \tag{2.2}$$

où M est la masse tournante, R est la rayon maximal du volant et k est un coefficient de forme qui prend les valeurs :

- $k = 1$, pour un anneau mince;
- $k = 0.5$, pour un disque à épaisseur uniforme;
- $k = 0.4$, pour un bille;
- $k = 2/3$, pour une sphère.

L'énergie stockée dans le volant d'inertie est limitée par la résistance du matériau dont celui-ci est fabriqué. La vitesse du volant ne peut pas être augmentée à l'infini en raison de la force centrifuge qui mène à la désintégration du volant, si la vitesse dépasse les limites imposées par le matériau de fabrication. La résistance à la rupture et la masse volumique du matériau de fabrication du volant d'inertie jouent un rôle essentiel dans la détermination de la capacité de stockage de l'énergie. Les matériaux idéaux doivent avoir une résistance à la rupture la plus grande possible et une petite masse volumique. Actuellement, des volants d'inertie très performants sont fabriqués en Kevlar. Ce matériau

a une résistance à rupture d'environ 4,8 GPa et une masse volumique d'environ 1800 kg/m^3. Avec ce matériau on peut construire des volants d'inertie capables d'emmagasiner l'énergie à une densité d'environ 181 Wh/kg, beaucoup plus grande que dans les batteries électrochimiques [5].

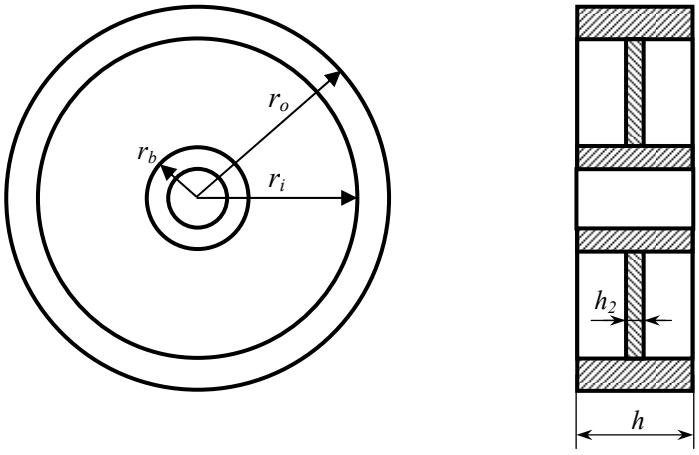


Fig. 2.4 Paramètres géométriques du volant d'inertie

Un volant d'inertie ne peut pas tourner jusqu'à la vitesse maximale, où la force centrifuge devient égale à la résistance du matériau dont il est fabriqué. En raison de la sûreté de l'exploitation, on recommande que la vitesse du volant d'inertie ne dépasse pas 70% de la vitesse maximale [5]. Parce que l'énergie est proportionnelle au carré de la vitesse, l'énergie stockée dans le volant d'inertie ne dépassera pas 50% de l'énergie maximale.

Dans la figure 2.4 sont présentés les paramètres géométriques du volant d'inertie. Pour augmenter le moment d'inertie, on désire qu'une partie la plus grande possible de la masse du volant soit distribuée vers l'extérieur de celui-ci. L'inertie du volant est donnée par la relation suivante :

$$J = \frac{1}{2} \cdot \left[m_1 \left(r_i^2 + r_o^2 \right) + m_2 \left(r_i^2 + r_b^2 \right) + m_3 \cdot r_b^2 \right], \tag{2.3}$$

où:
m_1 est la masse du cylindre extérieur;
m_2 est la masse du disque faisant la liaison entre le cylindre extérieur et le moyeu du volant;
m_3 est la masse du moyeu du volant et de la partie de l'arbre qui se trouve dedans.

Les trois masses sont calculées comme suit:

$$m_1 = \rho_1 \cdot V_1 = \rho_1 \cdot \pi \cdot h \cdot \left(r_o^2 - r_i^2 \right), \tag{2.4.a}$$

$$m_2 = \rho_2 \cdot V_2 = \rho_2 \cdot \pi \cdot h_2 \cdot \left(r_i^2 - r_b^2 \right), \tag{2.4.b}$$

$$m_3 = \rho_3 \cdot V_3 = \rho_3 \cdot \pi \cdot h \cdot r_b^2, \tag{2.4.c}$$

où: ρ_1, ρ_2, ρ_3 sont les masses volumiques dont les différentes parties du volant sont fabriquées.

Si le volant est fabriqué d'un seul matériau (cas des volants en acier), le moment d'inertie peut s'exprimer par :

$$J = \frac{\rho \cdot \pi}{2} \cdot \left[h \cdot \left(r_o^4 - r_i^4 + r_b^4 \right) + h_2 \cdot \left(r_i^4 - r_b^4 \right) \right]. \tag{2.5}$$

En introduisant la relation (2.5) en (2.1), l'énergie cinétique de volant peut s'exprimer par

$$E_c = \frac{\rho \cdot \pi}{4} \cdot \left[h \cdot \left(r_o^4 - r_i^4 + r_b^4 \right) + h_2 \cdot \left(r_i^4 - r_b^4 \right) \right] \cdot \Omega^2 . \tag{2.6}$$

2.2.2. Eléments de calcul de résistance

En considérant un volant d'épaisseur uniforme et de masse volumique ρ (Fig. 2.5), la force centrifuge agissant sur un élément du disque peut être écrite comme suit [6, 7]:

$$dF_c = dm \cdot r \cdot \Omega^2 = \rho \cdot h \cdot r^2 \cdot d\varphi \cdot dr \cdot \Omega^2 . \tag{2.7}$$

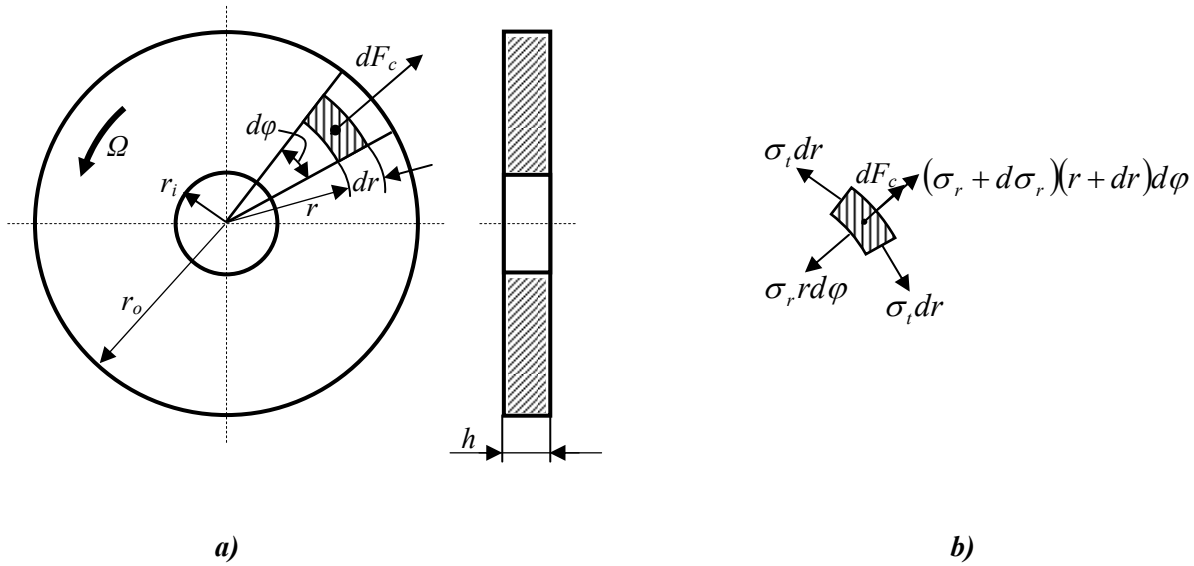


Fig. 2.5 Forces et contraintes dans un volant à épaisseur uniforme

En considérant l'élément séparé du disque (Fig. 2.5.*b*), on obtient la relation suivante:

$$(\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr)d\varphi - \sigma_r \cdot r \cdot d\varphi - 2 \cdot \sigma_t \cdot dr \cdot \sin\frac{d\varphi}{2} + \rho \cdot h \cdot r^2 \cdot d\varphi \cdot \Omega^2 = 0 . \tag{2.8}$$

où: σ_r est la contrainte normale à la distance r de centre du volant;
σ_t est la contrainte tangentielle agissant sur l'élément de volant.

En faisant les calculs, les contraintes sur un contour de rayon r peuvent s'exprimer [7]:

$$\sigma_r = \frac{3+\mu}{8} \cdot \rho \cdot \Omega^2 \left(r_i^2 + r_o^2 - r^2 - \frac{r_i^2 r_o^2}{r^2} \right), \tag{2.9}$$

$$\sigma_t = \frac{3+\mu}{8} \cdot \rho \cdot \Omega^2 \left(r_i^2 + r_o^2 - \frac{1+3\mu}{3+\mu} r^2 + \frac{r_i^2 r_o^2}{r^2} \right), \tag{2.10}$$

où μ est le coefficient de Poisson pour le matériau dont le volant est fabriqué. Sur les contours extérieur ($r = r_o$) et intérieur ($r = r_i$) du volant, les contraintes deviennent:

$$\sigma_{ri} = \sigma_{ro} = 0\,, \tag{2.11}$$

$$\sigma_{ti} = \frac{3+\mu}{4} \cdot \rho \cdot \Omega^2 \left(\frac{1-\mu}{3+\mu} r_i^2 + r_o^2 \right), \tag{2.12}$$

$$\sigma_{to} = \frac{3+\mu}{4} \cdot \rho \cdot \Omega^2 \left(r_i^2 + \frac{1-\mu}{3+\mu} r_o^2 \right), \tag{2.13}$$

où: σ_{ri}, σ_{ro} sont les contraintes normales sur les contours de rayon r_i, respectivement r_o ;
σ_{ti}, σ_{to} sont les contraintes tangentielles sur les contours de rayon r_i et r_o .

En comparant les relations (2.12) et (2.13) on observe que la contrainte σ_t est plus grande à l'intérieur qu'à l'extérieur. Par conséquent, la condition de résistance pour le volant s'écrit comme suit:

$$\sigma_{\max} = \sigma_{ti} \leq \sigma_{adm}\,, \tag{2.14}$$

où σ_{adm} représente la contrainte maximale admissible pour le matériau dont le volant est fabriqué.

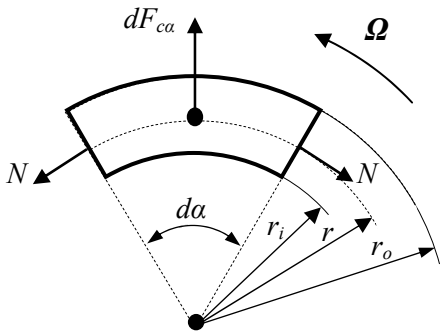


Fig. 2.6 Esquisse explicative au calcul simplifié de résistance

Pour le cas où le volant est de type couronne mince (Fig. 2.6), puisque la différence entre les rayons extérieur et intérieur est beaucoup plus petite que le rayon intérieur, le calcul de résistance peut être simplifié, en négligeant les rayons et le moyeu [7].

Ainsi, en considérant un élément de couronne de largeur h, la force centrifuge agissant sur celui-ci est donnée par :

$$dF_{c\alpha} = dm \cdot r \cdot \Omega^2 = \frac{\rho \cdot h \cdot d\alpha}{2} \left(r_o - r_i \right) \cdot r \cdot \Omega^2\,, \tag{2.15}$$

où

$$r = \frac{4 \cdot \left(r_o^3 - r_i^3\right) \cdot \sin\frac{d\alpha}{2}}{3 \cdot \left(r_o^2 - r_i^2\right) \cdot d\alpha} . \tag{2.16}$$

En négligeant le poids propre de l'élément de couronne, on peut écrire l'équation d'équilibre pour les forces agissant sur celui-ci:

$$dF_{c\alpha} = 2N \sin\frac{d\alpha}{2} \approx N \cdot d\alpha . \tag{2.17}$$

Il en résulte:

$$N = \frac{dF_{c\alpha}}{d\alpha} = \rho \cdot S \cdot r^2 \Omega^2 = \rho \cdot S \cdot v^2 , \tag{2.18}$$

où: $S = h \cdot (r_o - r_i)$ est l'aire de la section de la couronne;
$v = r \cdot \Omega$ est la vitesse moyenne de la couronne.

La contrainte dans le volant est alors :

$$\sigma = \frac{N}{S} = \rho \cdot v^2 . \tag{2.19}$$

On observe, selon la relation (2.19), que la contrainte dans le volant ne dépend pas de sa section. Ainsi, on peut déduire facilement la vitesse périphérique admissible du volant :

$$v_{adm} = r_o \cdot \Omega_{adm} = \sqrt{\frac{\sigma_{adm}}{\rho}} . \tag{2.20}$$

2.2.3. Dimensionnement des volants d'inertie pour les SISEs

Lorsqu'on veut fabriquer un volant d'inertie pour un SISE, il y a deux conditions initiales dont il faut tenir compte. Premièrement, il faut connaître *la vitesse maximale de rotation* du volant. Cette vitesse est choisie en fonction de la vitesse maximale de la machine électrique qui entraînera le volant d'inertie, car il est recommandable d'exploiter au maximum la plage de vitesse de la machine électrique. La deuxième condition concerne *la capacité* du volant d'inertie, c'est-à-dire l'énergie maximale qu'il doit stocker. En partant de ces conditions initiales, une démarche analytique peut être établie pour calculer les dimensions du volant.

En considérant un volant d'épaisseur uniforme (Fig. 2.5), il faut tout d'abord choisir le rayon intérieur r_i. Ce rayon est choisi en fonction de l'arbre du volant et des contraintes technologiques concernant la fabrication. L'arbre fait le couplage entre le volant et la machine électrique, et doit supporter le couple maximal de la machine. Ainsi, l'arbre doit soutenir le poids du volant.

En connaissant la vitesse maximale de la machine électrique, Ω_{max}, la vitesse maximale que le volant doit supporter est calculée par

$$\Omega_{vol} = k \cdot \Omega_{max}, \tag{2.21}$$

où k représente le coefficient de sûreté pour le volant. D'habitude, $k = 1{,}4$ [5].

A partir des relations (2.12) et (2.14), le rayon extérieur doit respecter la condition suivante:

$$r_o \leq r_{o\max} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{adm}}{(3+\mu) \cdot \rho \cdot \Omega_{vol}^2} - \frac{1-\mu}{3+\mu} r_i^2} \ , \tag{2.22}$$

où σ_{adm}, ρ et μ sont les caractéristiques du matériau utilisé pour la fabrication du volant. On voit qu'il est possible de choisir une multitude de valeurs pour r_o tant qu'on respecte la condition $r_i < r_o \leq r_{o\max}$.

L'expression (2.22) est assez compliquée, mais indispensable si on veut faire un calcul bien précis. Toutefois, si on envisage un volant de type couronne mince, on peut trouver le rayon extérieur à partir de l'expression (2.20):

$$r_o \leq r_{o\max} = \frac{1}{\Omega_{vol}} \sqrt{\frac{\sigma_{adm}}{\rho}} \ . \tag{2.23}$$

L'épaisseur du volant est donnée en fonction de l'énergie maximale qu'il faut y stocker. L'inertie du volant d'épaisseur uniforme est donnée par

$$J = \frac{\rho \cdot \pi \cdot h}{2} \left(r_o^4 - r_i^4 \right). \tag{2.24}$$

A partir des équations (2.1) et (2.24), l'épaisseur du volant d'inertie est exprimée par

$$h = \frac{4 \cdot E_{\max}}{\rho \cdot \pi \cdot \Omega_{\max}^2 \cdot \left(r_o^4 - r_i^4 \right)}, \tag{2.25}$$

où E_{max} représente l'énergie maximale que l'on veut stocker dans le volant.

Une autre discussion intéressante sur le dimensionnement des volants d'inertie est présentée dans [53].

2.2.4. Matériaux utilisés et caractéristiques

Dans le tableau 2.1 sont donnés quelques types de matériaux utilisés pour la construction des volants d'inertie et les caractéristiques de ces volants. En considérant un volant avec la forme donnée dans la Fig. 2.5 et ayant les dimensions r_o = 25 cm, r_i = 20 cm et h = 40 cm, son moment d'inertie aura la valeur

$$J = 144{,}9 \cdot 10^{-5} \cdot \rho \ [\text{kg}\cdot\text{m}^2].$$

Pour déterminer les caractéristiques des volants, on a considéré les mêmes dimensions, la différence étant donnée par le matériau dont ils sont fabriqués. On observe que les volants ayant une grande résistance spécifique (le rapport entre la résistance à rupture et la masse volumique) présentent des caractéristiques supérieures.

Tableau 2.1 Matériaux utilisés pour la construction des volants et caractéristiques de ces volants

	Kevlar	Fibres de charbon + résine	Fibres de verre + résine	Alliage de titan	Aciers de grande résistance	Alloy (alliage d'aluminium)
Masse volumique ρ [kg/m^3]	1800	1500	2000	4500	7800	2700
Masse du volant [kg]	50,9	42,4	56,5	127,2	220,5	76,3
Résistance à rupture σ [MN/m^2]	4800	2400	1600	1215	1300 – 2100	594
Résistance spécifique [MNm/kg]	2,66	1,6	0,8	0,27	0,16 – 0,27	0,22
Moment d'inertie J [kg·m^2]	2,6082	2,1735	2,898	6,5205	11,3022	3,9123
Vitesse périphérique maximale v_{max} [m/s]	1632,99	1264,91	894,42	519,61	400 – 519,61	469
Vitesse maximale n_{max} [T/min]	62375	48316	34164	19847	15278 – 19847	17914
Vitesse angulaire maximale Ω [rad/s]	6531,96	5059,64	3577,68	2078,44	1600 – 2078,44	1876
Energie cinétique à 70% de la vitesse maximale	27,26 [MJ] 7,57 [kWh]	13,63 [MJ] 3,79 [kWh]	9,08 [MJ] 2,52 [kWh]	6,9 [MJ] 1,92 [kWh]	7,08 – 11,96 [MJ] 1,96 – 3,32 [kWh]	3,37 [MJ] 0,93 [kWh]
Densité d'énergie [Wh/kg]	148,7	89,3	44,6	15,1	8,9 –15,1	12,2

2.3. La machine électrique

2.3.1. Considérations générales

La machine électrique est une composante essentielle du SISE, donc son choix est un problème important de dimensionnement du SISE. Les machines électriques destinées aux SISEs doivent être capables de fonctionner à puissance constante sur une large plage de vitesse. C'est la différence entre ce type d'application et les applications conventionnelles. Du point de vue de la plage de vitesse, les machines électriques destinées aux SISEs sont similaires aux machines électriques utilisées dans la traction électrique [8]. Plusieurs types de machines électriques peuvent être intégrées dans un SISE; le choix de la machine est fait en tenant compte de quelques critères:

- le type de SISE: mobile ou stationnaire;
- l'application: amélioration de la qualité de l'énergie électrique, Alimentation Statique Ininterruptible (ASI), alimentation des charges isolées, etc. ;
- le coût total du système;
- les performances souhaitées du système;
- la plage de vitesse du système;
- l'environnement où le système sera placé, etc.

Pour les machines électriques alimentées par l'intermédiaire des convertisseurs électroniques de puissance, on n'utilise plus le terme *vitesse nominale* car « nominal » signifie quelque chose qu'on ne peut pas dépasser en régime normal d'exploitation. Par contre, on utilise le terme *vitesse de base* qui signifie la vitesse où il faut commencer le défluxage de la machine, si on veut augmenter encore sa vitesse. La *vitesse maximale* concerne la limitation en vitesse de la machine. Cette limitation peut être imposée par différentes contraintes électromagnétiques ou technologiques.

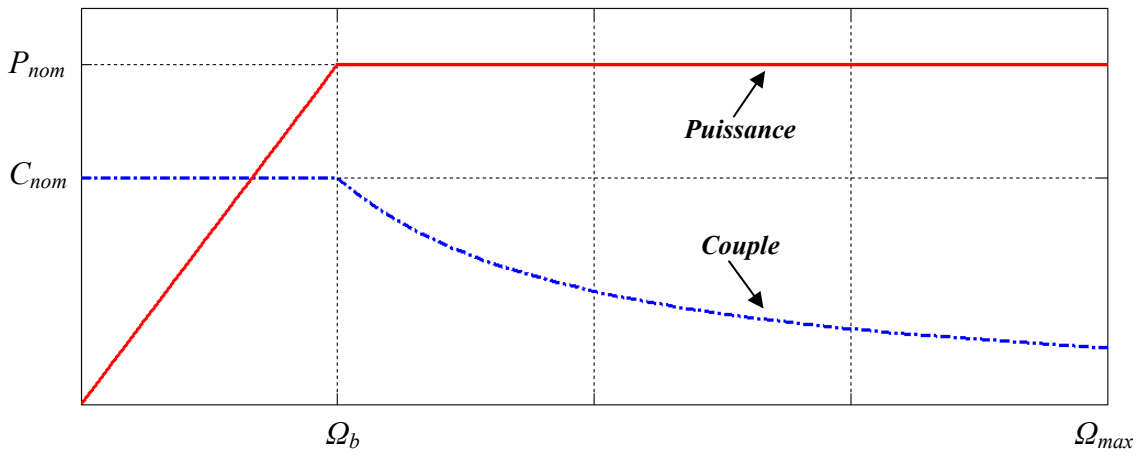


Fig. 2.7 Enveloppes de couple et de puissance d'une machine électrique

La figure 2.7 montre les enveloppes de couple et de puissance d'une machine électrique. Sur cette figure on distingue deux zones de fonctionnement pour la machine:

- Fonctionnement au-dessous de la vitesse de base, Ω_b. Dans cette zone, le couple nominal de la machine est disponible, mais la puissance maximale est variable, en fonction de la vitesse, et plus petite que la puissance nominale. Cette zone ne présente pas beaucoup d'intérêt pour les SISEs.

- Fonctionnement au-dessus de la vitesse de base, Ω_b. Dans cette zone, le couple est diminué afin de limiter la puissance de la machine à la valeur nominale. C'est la zone de

fonctionnement utilisée dans les SISEs parce qu'ici la puissance nominale de la machine est disponible pour n'importe quelle vitesse.

En considérant la vitesse de base, Ω_b, et la vitesse maximale, Ω_{max}, d'une machine électrique, le rapport

$$X = \frac{\Omega_{\max}}{\Omega_b}, \tag{2.26}$$

caractérise la machine du point de vue du fonctionnement à puissance constante. Pour les SISEs, il est souhaitable que X soit le plus grand possible afin de profiter au maximum de l'énergie stockée dans le volant tournant à la vitesse maximale. Par exemple:

- Une machine ayant X = 2, permet un fonctionnement à puissance constante entre 50% et 100% de la vitesse maximale. Cela veut dire qu'on peut profiter de 75% de l'énergie stockée dans le volant d'inertie, si on veut fonctionner à la puissance nominale de la machine électrique.

- Une machine ayant X = 5, permet un fonctionnement à puissance constante entre 20% et 100% de la vitesse maximale. Donc, 96% de l'énergie stockée dans le volant est disponible même si la machine électrique fonctionne toujours à sa puissance nominale.

Il n'y a pas une relation directe entre les dimensions du volant d'inertie et la puissance nominale de la machine électrique. Si les dimensions du volant donnent la capacité du SISE, la puissance nominale de la machine électrique impose la puissance maximale de charge ou de décharge. Donc, le choix de la puissance nominale de la machine électrique est fait seulement en fonction de la puissance nominale du SISE.

2.3.2. Machines électriques utilisées dans les SISEs

Machine synchrone à réluctance variable

Ce type de machine a été proposé en 1996 par une équipe américaine de Berkeley, Université de Californie [9] – [11], pour des SISEs à volant rapide (48000 T/min). Des études préliminaires ont été faites sur la machine synchrone à réluctance variable en montrant ses avantages par rapport aux autres machines [12] et [13]. Les calculs théoriques estiment des performances supérieures pour cette machine par rapport aux machines asynchrones à cage (les plus utilisées), mais à condition d'avoir des rapports de saillance élevés. On estime qu'une machine dont la saillance est autour de 10, donne des performances similaires à une machine asynchrone à cage. Des rapports supérieurs amènent à des performances meilleures par rapport aux machines asynchrones. Par exemple, le prototype présenté dans [13] a un rapport de saillance égal à 16, ce qui permet d'obtenir un rendement d'environ 84% et un facteur de puissance $cos\varphi$ = 0,91 (puissance de la machine: 1,15 kW). Toutefois, cette machine reste encore dans la phase de prototype et les performances prédites s'avèrent très difficiles à mettre en pratique.

Machine synchrone homopolaire

Il y a deux équipes qui ont proposé cette machine pour les SISEs. C'est toujours l'équipe américaine de Berkeley, Université de Californie qui propose une machine synchrone homopolaire à entrefer radial pour les SISEs à volants rapides (jusqu'à 100000 T/min) [14] et [15]. Un prototype de 30 kW à été réalisé et les essais ont démontré un rendement d'environ 83% pour une accélération à puissance constante entre 30000 et 60000 T/min.

Une autre équipe, française, de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, propose une machine synchrone homopolaire à entrefer axial destinée aux SISEs à volants lents (jusqu'à 10000 T/min) [16] et [17]. L'invention a été protégée par un brevet français et les auteurs espèrent réaliser un SISE ayant une puissance nominale de 3 kW, une capacité de 3 kWh et des long cycles charge / décharge (jusqu'à 24 h). Pour l'instant, seul un prototype de 60 W et 20 Wh a été réalisé afin de continuer la recherche expérimentale.

Machine à réluctance variable et double saillance

Connue aussi sous le nom de SRM (Switched Reluctance Machine), cette machine a été proposée pour les SISEs par plusieurs auteurs [8], [18] – [22]. L'avantage souligné pour cette machine consiste dans une plage de vitesse très étendue pour le fonctionnement à puissance constante (X = 8) [8]. Cependant, celle-ci n'existe actuellement qu'à l'état de prototype. Une réalisation notable est décrite dans [19], où on montre des résultats expérimentaux obtenus avec un SISE contenant une SRM de 50 kW et fonctionnant entre 5000 et 30000 T/min. Toutefois, après les premiers résultats publiés en 2002, l'équipe n'a plus fait d'autres publications.

Machine synchrone à aimants permanents

Ce type de machine est le plus restrictif du point de vue de la plage de vitesse à puissance constante. Théoriquement, X = 2, mais, en pratique, des valeurs inférieures sont disponibles (X = [1,5 – 1,6]) [8] et [28]. De plus, pour augmenter la vitesse au-dessus de la vitesse de base, il faut affaiblir le flux de l'aimant permanent, ce qui provoque une diminution du rendement de la machine. Selon certains auteurs, cette machine est plus appropriée pour le fonctionnement au-dessous de la vitesse de base [8], mais cela n'est pas envisageable pour les SISEs car le fonctionnement à puissance constante n'est plus possible.

Malgré ces désavantages, les machines synchrones à aimants permanents sont très utilisées dans les SISEs et il y a beaucoup de papiers traitant ce type de SISE [23] – [36]. Les principales raisons pour choisir ce type de machine sont: rendement très élevé, grande puissance massique, simplicité du contrôle. Plusieurs entreprises, comme Beacon Power, ont déjà mis sur le marché des SISEs équipés avec des machines synchrones à aimants permanents.

Machine asynchrone

Actuellement, c'est la machine la plus utilisée dans les SISE [37] – [49]. Des réalisations vraiment notables ont été déjà annoncées concernant ce type de machine. En 1996, un SISE comportant une machine asynchrone à double alimentation de 20 MW et un volant d'inertie de 74000 kg et 4 m de diamètre, a été installé en Japon pour réguler la fréquence dans une ligne électrique à 132 kV [43] et [44]. Les mêmes articles présentent un autre projet japonais dont un SISE, contenant une machine asynchrone à double alimentation de 70 MVA et ayant une capacité de 40 MJ, conçu pour alimenter un synchrotron. Les deux réalisations comportent des volants lents, au-dessous de 1000 T/min.

Une autre réalisation remarquable a été annoncée aux Etats-Unis [48]. Un SISE a été conçu pour équiper des locomotives. Ce SISE comporte une machine asynchrone à cage d'une puissance nominale de 2 MW à 12000 T/min. Le système de refroidissement a été spécialement conçu pour permettre le fonctionnement continu à la puissance nominale sur une plage de vitesse comprise entre 7500 T/min et 15000 T/min. Le volant d'inertie est fabriqué en matériau composite ayant 1,6 m en diamètre, 1,9 m en longueur et une masse de 8600 kg. La capacité du volant est de 360 MJ ou 100 kWh; il peut fournir 2 MW pendant 3 min.

Le fabricant d'UPSs, Piller, utilise aussi la machine asynchrone dans son système POWERBRIDGE (www.piller.com).

Les premières applications des SISEs dans le domaine éolien ont considéré la machine asynchrone à cage et des volants d'inertie lents [37] et [40]. La majorité des SISEs avec machine asynchrone sont des SISEs à volants lents, mais les convertisseurs électroniques de puissance permettent la réalisation des SISEs à volants rapides même avec les machines asynchrones [38], [39], [47] et [48].

Malgré la concurrence des machines synchrones à aimants permanents, les machines asynchrones restent encore compétitives grâce aux normes récemment adoptées pour les constructeurs de machines électriques [50] et [51]. De plus, un avantage très important des machines asynchrones, par rapport aux machines synchrones à aimants permanents, réside dans la plage de vitesse à puissances constantes. Avec un dimensionnement approprié, cette machine peut aboutir à un rapport $X = 5$ [52].

Par un dimensionnement et une fabrication soigneusement faits, le rendement des machines asynchrones peut être augmenté considérablement et leurs performances se rapprochent bien aux performances des machines synchrones à aimants permanents. Dans l'Annexe A.3, sont données les classes de rendement adoptées en 1999 par l'Association des fabricants européens de moteurs (European Motor Manufacturer Association – CEMEP) et la Commission européenne DG TREN (Direction générale de l'Energie et des transports). Ce sont des informations trouvées sur l'Internet à l'adresse http://energyefficiency.jrc.cec.eu.int/eurodeem/newfeat.htm .

Deux types de SISE ont été considérés au début de cette thèse de doctorat: SISE avec machine asynchrone à cage (MAS) et SISE avec machine synchrone à aimants permanents (MSAP).

2.4. Conclusions

Dans ce chapitre, une présentation des systèmes inertiels de stockage d'énergie (SISEs) est faite. On décrit les différents types de SISEs et leurs domaines d'application.

Un autre problème traité dans ce chapitre concerne le calcul de résistance des volants d'inertie et on propose une démarche analytique pour le dimensionnement des volants.

Enfin, la dernière partie du chapitre met en évidence les problèmes liés au choix de la machine électrique du SISE. On présente les contraints que cette machine doit supporter et on fait une étude bibliographique sur les machines utilisées dans les SISEs.

2.5. Références

[1] R. Hebner, J. Beno, A. Walls, "Flywheel batteries come around again", *IEEE Spectrum*, April 2002, pp. 46 – 51.

[2] R. G. Lawrence, K. L. Craven, G. D. Nichols, "Flywheel UPS", *IEEE Industry Application Magazine*, May – June 2003, pp. 44 – 50.

[3] EUR 19978 Brochure: "Energy Storage - A Key Technology for Decentralized Power, Power Quality and Clean Transport", *Office for Official Publications of the European Communities*, Luxembourg, 2001, www.cordis.lu/eesd/src/lib_misc.htm.

[4] A. Ruddell, "Investigation on Storage Technologies for Intermittent Renewable Energies: Evaluation and recommended R&D strategy", *INVESTIRE-NETWORK*, Storage Technology Report: WP-ST6 Flywheel, Contract no. ENK5-CT-2000-20336, 2003.

[5] Jerry Dinkins, Kerry Lee, Sam Mahserjian, Bryon Pinkoski, Ground-Based Energy Storage, *Texas Space Grant Consortium, Texas Tech University*, http://www.tsgc.utexas.edu/archive/design/sps_storage/ .

[6] ***, *HUTE – Manuel de l'ingénieur. Fondements*, Editura Tehnică, Bucureşti, 1995 (en roumain).

[7] D. R. Mocanu, *Résistance des matériaux*, Editura Tehnică, Bucureşti, 1980 (en roumain).

[8] Y. Gao, S.E. Gay, M. Ehsani, R.F. Thelen, R.E. Hebner, "Flywheel Electric Drive Characterization for Hybrid Vehicles", *International Journal of Electrical Engineering in Transportation*, vol. 1, no. 1, 2005.

[9] H. Hofmann and S. R. Sanders, "Synchronous reluctance motor/alternator for flywheel energy storage systems," in *Proc. 1996 IEEE Power Electronics in Transportation Workshop*, 1996, pp. 199–206.

[10] H. Hofmann, S. R. Sanders, "High-Speed Synchronous Reluctance Machine with Minimized Rotor Losses", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Volume 36, Issue 2, Mar.-Apr. 2000 Page(s): 119 – 125.

[11] H. Hofmann, S. R. Sanders, A. EL-Antably, "Stator-Flux-Oriented Vector Control of Synchronous Reluctance Machines With Maximized Efficiency", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Volume 51, Issue 5, October 2004, Pp. 1066 – 1072.

[12] T. Fukao, A. Chiba, M. Matsui, "Test results on a super-high-speed amorphous-iron reluctance motor", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Volume 25, Issue 1, Jan.-Feb. 1989 Page(s): 119 – 125.

[13] I. Boldea, Z.X. Fu, S.A. Nasar, "Performance evaluation of axially-laminated anisotropic (ALA) rotor reluctance synchronous motors", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Volume 30, Issue 4, July-Aug. 1994 Page(s): 977 – 985.

[14] P. Tsao, M. Senesky, and S. R. Sanders, "A synchronous homopolar machine for high-speed applications," in *Conf. Rec. IEEE-IAS Annu. Meeting,* 2002, pp. 406–416.

[15] P. Tsao, S.R. Sanders, "An Integrated Flywheel Energy Storage System With Homopolar Inductor Motor/Generator and High-Frequency Drive", *IEEE Transaction on Industry Application*, Vol. 39, No. 6, November / December 2003.

[16] O. Gergaud, H.B. Ahmed, B. Multon, N. Bernard, "Nouvelle architecture électromagnétique à reluctance variable excite pour accumulateur d'énergie", *Revue Internationale de Génie Electrique,* Vol. 4, no. 3 – 4, 2001, pp. 367 – 389.

[17] N. Bernard, H.B. Ahmed, , B. Multon "Design and modeling of a slotless and homopolar axial-field synchronous machine for a flywheel accumulator", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Volume 40, Issue 3, May-June 2004 Page(s): 755 – 762.

[18] I.J. Iglesias, L. Garcia-Tabares, A. Agudo, I. Cruz, L. Arribas, "Design and simulation of a stand-alone wind-diesel generator with a flywheel energy storage system to supply the required active and reactive power", *IEEE 31st Annual Conference on Power Electronics Specialists – PESC*, 18-23 June 2000, Volume 3, Page(s): 1381 - 1386.

[19] I.J. Iglesias, L. Garcia-Tabares, M. Lafoz, J. Calero, S. Portillo, I. Cruz, F. Toral, P. Abramiam, "A Flywheel Switched Reluctance Motor Drive for Winding Energy Application", *ICEM 2002*, Bruges, Belgium, 25 – 28 August 2002.

[20] L.G.B. Rolim, A.C. Ferreira, G.G. Sotelo, R. de Andrade Jr., "Flywheel Generator with Switched Reluctance Machine", *ICEM 2002*, Bruges, Belgium, 25 – 28 August 2002.

[21] J.L. da Silva Neto, L.G.B. Rolim, G.G. Sotelo, "Control of power circuit interface of a flywheel-based energy storage system", *2003 IEEE International Symposium on Industrial Electronics - ISIE '03*, 9-11 June 2003, Volume 2, Page(s): 962 – 967.

[22] R. de Andrade, A.C. Ferreira, G.G. Sotelo, J.L. SilvaNeto, L.G.B. Rolim, W.I. Suemitsu, M.F. Bessa, R.M. Stephan, R. Nicolsky, "Voltage Sags Compensation Using a Superconducting Flywheel Energy Storage System", *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, Volume 15, Issue 2, June 2005 Page(s): 2265 – 2268.

[23] T.S. Davies, N. Larsen, "A regenerative drive for incorporating flywheel energy storage into wind generation systems", *Proceedings of the 24th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference - IECEC-89*, 6-11 Aug. 1989, Page(s): 2065 – 2069, vol.4.

[24] U. Schaible, B. Szabados, "A torque controlled high speed flywheel energy storage system for peak power transfer in electric vehicles", *Conference Record of the 1994 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, 2-6 Oct. 1994, Page(s): 435 – 442, vol.1.

[25] B. Szabados, U. Schaible, "Peak power bi-directional transfer from high speed flywheel to electrical regulated bus voltage system: a practical proposal for vehicular technology", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Volume 13, Issue 1, March 1998, Page(s): 34 – 41.

[26] P.P. Acarnley, B.C. Mecrow, J.S. Burdess, J.N. Fawcett, J.G. Kelly, P.G. Dickinson, "Design principles for a flywheel energy store for road vehicles", *Conference Record of the 1995 IEEE Industry Applications Conference*, 8-12 Oct. 1995, Page(s): 672 – 678, vol. 1.

[27] P.P. Acarnley, B.C. Mecrow, J.S. Burdess, J.N. Fawcett, J.G. Kelly, P.G. Dickinson, "Design principles for a flywheel energy store for road vehicles", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Volume 32, Issue 6, Nov.-Dec. 1996, Page(s): 1402 – 1408.

[28] H. Weh, A. Steingrover, H. May, C. Wrede, "Highly efficient inertial energy storage", Symposium on Power electronics, Industrial Drives, Power Quality, Traction System – SPEEDAM, 5 – 7 June 1996, Capri, Italy.

[29] P.P. Acarnley, B.C. Mecrow, J.S. Burdess, J.N. Fawcett, P.G. Dickinson, J.G. Kelly, "An integrated flywheel/machine energy store for road vehicles", *IEE Colloquium on New Topologies for Permanent Magnet Machines (Digest No: 1997/090)*, 18 June 1997.

[30] J.A. Kirk, G.C. Walsh, L.P. Hromada, R.B. Zmood, G.E. Sullivan, "The open core composite flywheel", *Intersociety Energy Conversion Engineering Conference*, 1997.

[31] F. Sahin, A.M. Tuckey, A.J.A. Vandenput, "Design, development and testing of a high-speed axial-flux permanent-magnet machine", *Conference Record of the 2001 IEEE Industry Applications Conference*, 30 Sept. – 4 Oct. 2001, Page(s): 1640 – 1647, vol. 3.

[32] F. Sahin, A.M. Tuckey, A.J.A. Vandenput, "High-Speed Axial-Flux Permanent-Magnet Machine", *EPE – 2001*, 27 – 29 August 2001, Graz, Austria.

[33] H. Huisman, E.J.F.M. Smits, "Power scheduling of the Emafer high-speed flywheel using coupled voltage source inverters", *EPE – 2001*, 27 – 29 August 2001, Graz, Austria.

[34] J. Wang, "Modelling and Control of a Flywheel Powered Ultra Light Rail Bus", *EPE – 2001*, 27 – 29 August 2001, Graz, Austria.

[35] B.H. Kenny, P.E. Kascak, R. Jansen, T. Dever, "A flywheel energy storage system demonstration for space applications", *IEEE International Electric Machines and Drives Conference - IEMDC'03*, Page(s): 1314 – 1320, vol.2.

[36] W. Wensen, Z. Danhong, H. Hofmann, J. Noland, C.E. Bakis, "Design of high-speed permanent magnet machines with anisotropic electromagnetic and structural continuum formulations", *IEEE International Electric Machines and Drives Conference - IEMDC'03*, 1 – 4 June 2003, Page(s): 37 – 43, vol. 1.

[37] T.S. Davies, C.M. Jefferson, "Wind-power flywheel integration", *Proceedings of the 24th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference – IECEC'89*, 6 – 11 Aug. 1989, Page(s): 2071 – 2076, vol.4.

[38] I. Takahashi, Y. Itoh, I. Andoh, "Development of a new uninterruptible power supply using flywheel energy storage techniques", *Conference Record of the 1989 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, 1-5 Oct. 1989, Page(s): 711 - 716 vol.1.

[39] I. Takahashi, K. Amei, Y. Itoh, "High performance and long life uninterruptible power source using a flywheel energy storage unit", *Conference Record of the 1990 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, 7-12 Oct. 1990, Page(s): 1049 – 1055, vol.2.

[40] J.A.M. Bleijs, L.L. Freris, D.G. Infield, A.J. Ruddell, G.A. Smith, "A Wind/diesel System With Flywheel Energy Buffer", *Proceedings of Joint International Power Conference Athens Power Tech*, September 5-8, 1993, Page(s): 995 – 999.

[41] F. Hardan, J.A.M. Bleijs, R. Jones, P. Bromley, "Bi-directional power control for flywheel energy storage system with vector-controlled induction machine drive", *IEE conference publication*, pp. 456-477, 1998.

[42] F. Hardan, J.A.M. Bleijs, R. Jones, P. Bromley, A.J. Ruddell, "Application of a power-controlled flywheel drive for wind power conditioning in a wind/diesel power system", *Ninth International Conference on (Conf. Publ. No. 468) Electrical Machines and Drives*, 1-3 Sept. 1999, Page(s): 65 – 70.

[43] H. Akagi, H. Sato, "Control and performance of a flywheel energy storage system based on a doubly-fed induction generator-motor for power conditioning", *30th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference - PESC 99*, 27 June-1 July 1999, Page(s): 32 – 39, vol.1.

[44] H. Akagi, H. Sato, "Control and performance of a doubly-fed induction machine intended for a flywheel energy storage system", *IEEE Transactions on Power Electronics*, Vol. 17, Issue 1, Jan. 2002, Page(s): 109 – 116.

[45] Seung-Yong Hahn, Woo-Seok Kim, Ji Hoon Kim, Chang-Seop Koh, Song-Yop Hahn, "Low speed FES with induction motor and generator", *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, Volume 12, Issue 1, March 2002, Page(s): 746 – 749.

[46] Zhang Jiancheng, Huang Lipei, Chen Zhiye, Wu Su, "Research on flywheel energy storage system for power quality", *Proceedings of International Conference on Power System Technology - PowerCon 2002*, Volume 1, 13-17 Oct. 2002, Page(s): 496 – 499.

[47] I. Alan, T.A. Lipo, "Induction machine based flywheel energy storage system", *IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems*, Volume 39, Issue 1, Jan. 2003, Page(s): 151 – 163.

[48] R.F. Thelen, J.D. Herbst, M.T. Caprio, "A 2 MW flywheel for hybrid locomotive power", *IEEE 58th Vehicular Technology Conference - VTC 2003*, Volume 5, 6-9 Oct. 2003, Page(s): 3231 – 3235.

[49] S. Samineni, B.K. Johnson, H.L. Hess, J.D. Law, "Modeling and analysis of a flywheel energy storage system for voltage sag correction", *IEEE International Electric Machines and Drives Conference – IEMDC'03*, Volume 3, 1-4 June 2003, Page(s): 1813 – 1818.

[50] J. C. Andreas, *Energy-Efficient Electric Motors. Selection and Application*, Second Edition, Marcel Dekker Inc., New York, 1992.

[51] I. Boldea, S. A. Nasar, *Induction Machines Handbook*, CRC Press, Boca Raton, Florida, U.S.A., 2002.

[52] M. Ehsani, K.M. Rahman, H.A. Tolyat, "Propulsion System Design of Electric and Hybrid Vehicles", *IEEE Transaction on Industrial Electronics*, Vol. 44, No. 1, February 1997.

[53] M. Poloujadoff, C. Rioux, M.M. Radulescu, "On the flywheel design for energy storage systems", *Proceedings of the 6th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems, ELECTROMOTION 2005*, Lausanne, Suisse, 27 – 29 septembre 2005.

Chapitre 3

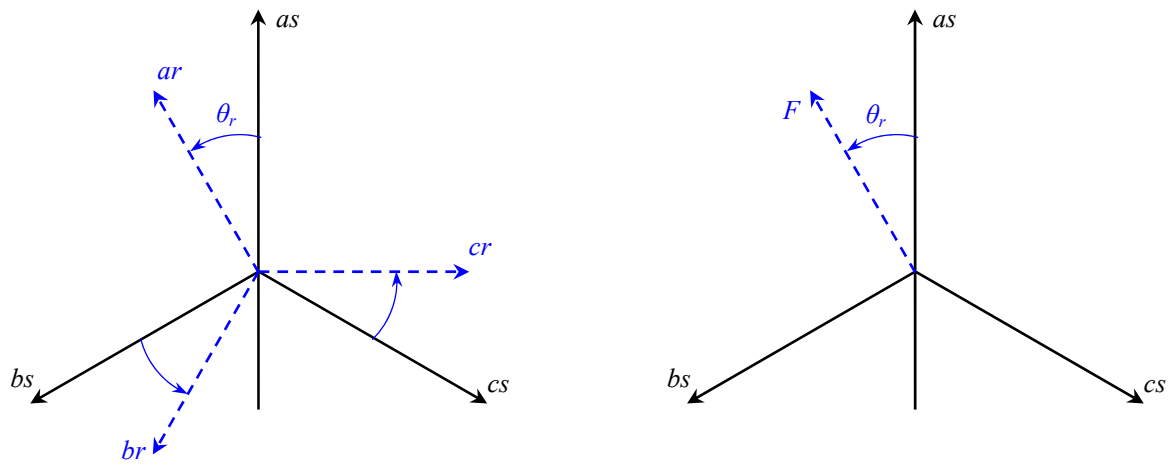
Modélisation mathématique des composantes du SISE et contrôle de la machine électrique du SISE

Résumé – Les modèles mathématiques des deux types de SISEs sont présentés dans ce chapitre, ainsi que les méthodes de contrôle pour les machines électriques utilisées. On considère le SISE avec machine asynchrone (MAS) à cage et le SISE avec machine synchrone à aimants permanents (MSAP). Deux méthodes de contrôle sont prises en compte pour la MAS: le contrôle vectoriel et le contrôle direct en couple (DTC). Les deux méthodes de contrôle donnent des performances similaires, mais le DTC exige moins de temps de calcul sur les cartes à microprocesseur. Pour la MSAP on utilise seulement le contrôle vectoriel. Pour cette machine on étudie la commande à $i_d = 0$ et la commande à facteur de puissance unitaire. Le chapitre traite ensuite les modèles des convertisseurs électroniques de puissance utilisés dans les SISEs et finit par la présentation du modèle du bus continu. Tous ces modèles sont nécessaires pour pouvoir simuler le fonctionnement du SISE sous Matlab/Simulink.

3.1. Introduction sur la modélisation des machines électriques du SISE

Les modèles des machines électriques les plus utilisés sont basés sur la théorie unifiée des machines électriques. Cette théorie est basée sur la transformation de Park, qui rapporte les équations électriques statoriques et rotoriques à un système cartésien d'axes, *dq* [1] – [5].

3.1.1. Axes de repères classiques

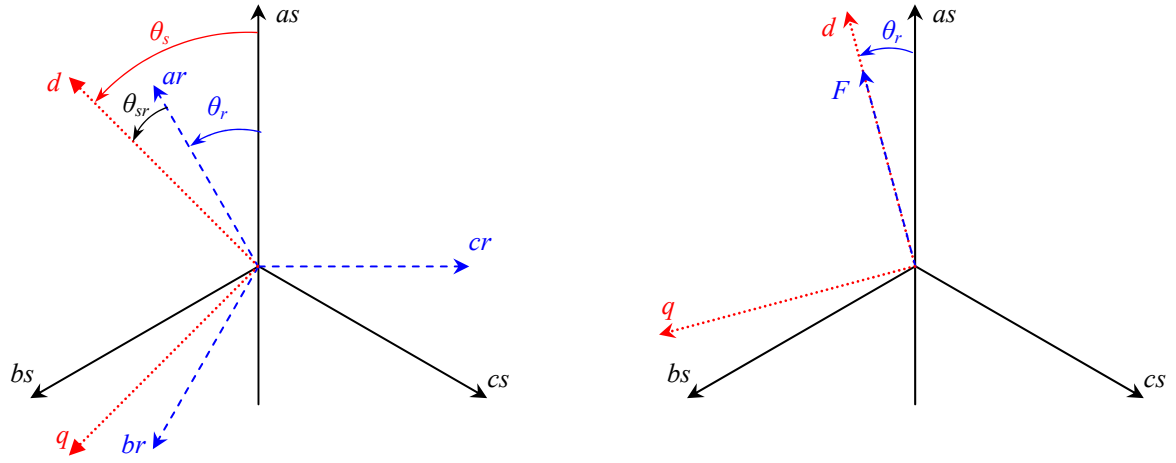


a) ***b)***

Fig. 3.1 Axes de repères classiques
a) machine asynchrone
b) machine synchrone à aimants permanents

Dans le repère classique il y a trois axes (*as, bs, cs*) orientés suivant les axes des trois enroulements statoriques de la machine. D'habitude, l'axe *as* est considéré comme référence pour les transformations ultérieures. Comme les stators des machines asynchrones et synchrones sont pareils, les repères statoriques pour les deux types de machine sont identiques. Quant aux rotors, on a toujours trois axes (*ar, br, cr* – correspondant aux trois enroulements rotoriques) pour la machine asynchrone (MAS), mais un seul axe (*F* – correspondant à la direction de l'aimantation) pour la machine synchrone à aimants permanents (MSAP). L'angle θ_r donne la position du rotor par rapport au stator.

3.1.2. Axes de repères *dq*



a) ***b)***

Fig. 3.2 Axes de repères *dq*
a) machine asynchrone
b) machine synchrone à aimants permanents

Les trois enroulements du stator peuvent être remplacés par deux enroulements fictifs à π/2 dans l'espace et alimentés par des courants à π/2 dans le temps. Les deux enroulements virtuels sont disposés sur les axes *d* et *q*.

Dans le cas de la MAS (Fig. 3.2.*a*), les trois enroulements rotoriques peuvent aussi être remplacés par deux enroulements fictifs disposés sur le même repère *dq*. Ayant toujours l'axe *as* comme référence, on définit les angles θ_r, θ_s et θ_{sr} comme dans la figure 3.2.*a*.

Dans le cas de la MSAP (Fig. 3.2.*b*), l'axe *d* est orienté suivant le rotor, c'est-à-dire suivant la direction de l'aimantation.

Pour passer du système triphasé, *abc*, au système biphasé, *dq*, (et réciproquement) il faut utiliser les transformations de Park:

$$\begin{bmatrix} x_d \\ x_q \\ x_h \end{bmatrix} = [P] \cdot \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}; \qquad \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix} = [P]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} x_d \\ x_q \\ x_h \end{bmatrix}, \tag{3.1}$$

où: x_a, x_b, x_c sont les valeurs instantanées des grandeurs triphasées;
x_d, x_q sont les valeurs instantanées des grandeurs biphasées;
x_h est la composante homopolaire;
$[P]$ est la matrice directe de Park;
$[P]^{-1}$ est la matrice inverse de Park.

Les matrices de Park sont données ensuite:

$$[P]=\sqrt{\frac{2}{3}}\cdot\begin{bmatrix}\cos\theta & \cos\left(\theta-\frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta-\frac{4\pi}{3}\right)\\ -\sin\theta & -\sin\left(\theta-\frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta-\frac{4\pi}{3}\right)\\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}}\end{bmatrix}, \tag{3.2.a}$$

$$[P]^{-1}=\sqrt{\frac{2}{3}}\cdot\begin{bmatrix}\cos\theta & -\sin\theta & \frac{1}{\sqrt{2}}\\ \cos\left(\theta-\frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta-\frac{2\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}}\\ \cos\left(\theta-\frac{4\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta-\frac{4\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}}\end{bmatrix}, \tag{3.2.b}$$

où θ est l'angle entre l'axe d et l'axe de référence dans le système triphasé (as pour les grandeurs statoriques et ar pour les grandeurs rotoriques).

Le système dq sera utilisé dans la commande vectorielle des machines électriques. Dans le système dq, les grandeurs électriques sont de type continues, ce qui donne la possibilité de faire une commande similaire à la commande des machines à courant continu.

3.1.3. Axes de repères $\alpha\beta$

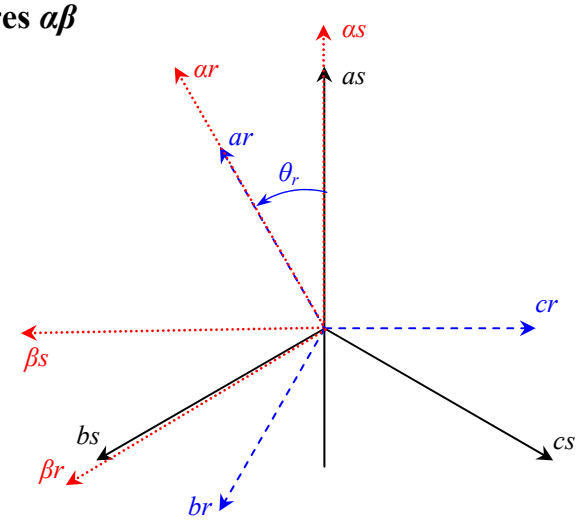


Fig. 3.3 Axes de repères $\alpha\beta$

Si on pose $\theta = 0$ dans les équations (3.2), les matrices de Park deviennent les matrices de Concordia:

$$[C]=\sqrt{\frac{2}{3}}\cdot\begin{bmatrix}1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2}\\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2}\\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}}\end{bmatrix}, \tag{3.3.a}$$

$$[C]^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}. \tag{3.3.b}$$

Les transformations de Concordia sont utilisées pour faire le passage entre le système triphasé, *abc*, et un système fictif, *αβ*. La figure 3.3 montre les deux systèmes d'axes et on voit que l'axe *α* est superposé sur l'axe *a*. En remplaçant (3.3) dans (3.1) on obtient les transformations de Concordia:

$$\begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \\ x_h \end{bmatrix} = [C] \cdot \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}; \qquad \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix} = [C]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \\ x_h \end{bmatrix}. \tag{3.4}$$

Ces transformations seront utilisées dans le contrôle direct en couple (DTC – direct torque control) de la MAS. Dans le système *αβ*, on a toujours des grandeurs électriques alternatives, mais les équations de la MAS sont fortement simplifiées.

On a choisi le coefficient $\sqrt{2/3}$ pour les matrices Park et Concordia afin de conserver la puissance pendant le passage entre les deux référentiels. Ainsi, la puissance active sera:

$$P = v_a \cdot i_a + v_b \cdot i_b + v_c \cdot i_c = v_d \cdot i_d + v_q \cdot i_q = v_\alpha \cdot i_\alpha + v_\beta \cdot i_\beta .$$

3.2. Equation dynamique de la machine électrique du SISE

L'équation dynamique fait la liaison entre la partie mécanique et la partie électromagnétique de la machine:

$$J \cdot \frac{d\Omega}{dt} = C_{em} - B \cdot \Omega - C_s , \tag{3.5}$$

où: Ω – vitesse mécanique de la machine;
J – moment d'inertie du SISE;
B – coefficient de frottement visqueux;
C_{em} – couple électromagnétique;
C_s – couple de frottement sec.

Dans le cas des SISE, il n'y a pas de couple de charge pour la machine électrique.

3.3. Modélisation mathématique de la machine asynchrone (MAS)

3.3.1. Equations électriques de la MAS dans le repère *dq*

En raison des difficultés engendrées par le couplage entre stator et rotor, le contrôle de la machine asynchrone impose un changement de référentiel [1] – [5], où interviennent deux angles (Fig. 3.2.*a*):

- pour les grandeurs du stator un angle θ_s, a priori arbitraire;
- pour les grandeurs rotoriques, un angle $\theta_{sr} = \theta_s - \theta_r$.

En posant

$$\omega_s = \frac{d}{dt}\theta_s,\ \omega_r = \frac{d}{dt}\theta_r,\ \Omega = \frac{d}{dt}\theta_m$$

et

$$\omega_{sr} = \frac{d}{dt}\theta_s - \frac{d}{dt}\theta_r = \frac{d}{dt}\theta_s - p\frac{d}{dt}\theta_m,$$

où p est le nombre de paires de pôles et θ_m est la position mécanique du rotor, on obtient les équations de la machine asynchrone dans le référentiel *dq* :

$$\frac{d}{dt}\Phi_{sd} = \omega_s \cdot \Phi_{sq} - R_s \cdot i_{sd} + u_{sd}\ ; \tag{3.6.a}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{sq} = -\omega_s \cdot \Phi_{sd} - R_s \cdot i_{sq} + u_{sq}\ ; \tag{3.6.b}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{rd} = \omega_{sr} \cdot \Phi_{rq} - R_r \cdot i_{rd}\ ; \tag{3.6.c}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{rq} = -\omega_{sr} \cdot \Phi_{rd} - R_r \cdot i_{rq}\ ; \tag{3.6.d}$$

$$C_{em} = p\frac{M}{L_r}\left(i_{sq}\Phi_{rd} - i_{sd}\Phi_{rq}\right), \tag{3.7}$$

où: R_s et R_r – les résistances statorique et rotorique de la machine ;
M – l'inductance mutuelle cyclique entre stator et rotor ;
L_s et L_r – les inductances cycliques statorique et rotorique ;
C_{em} – le couple électromagnétique ;
Φ_{sd}, Φ_{sq}, Φ_{rd} et Φ_{rq} – les flux statoriques et rotoriques ;
ω_s – la vitesse du champ dans le repère statorique ;
ω_{sr} – la vitesse du champ dans le repère rotorique.

Les relations entre les courants et les flux sont données ci-dessous :

$$\Phi_{sd} = L_s \cdot i_{sd} + M \cdot i_{rd}, \tag{3.8.a}$$

$$\Phi_{sq} = L_s \cdot i_{sq} + M \cdot i_{rq}, \tag{3.8.b}$$

$$\Phi_{rd} = L_r \cdot i_{rd} + M \cdot i_{sd}, \tag{3.8.c}$$

$$\Phi_{rq} = L_r \cdot i_{rq} + M \cdot i_{sq}. \tag{3.8.d}$$

A partir d'expressions (3.8.c) et (3.8.d), on déduit les expressions des courants rotoriques :

$$i_{rd} = \frac{1}{L_r}\Phi_{rd} - \frac{M}{L_r} i_{sd}\,, \tag{3.9.a}$$

$$i_{rq} = \frac{1}{L_r}\Phi_{rq} - \frac{M}{L_r} i_{sq}\,. \tag{3.9.b}$$

En introduisant (3.9.a) et (3.9.b) dans (3.8.a) et (3.8.b), on obtient les composantes du flux statorique:

$$\Phi_{sd} = \sigma \cdot L_s \cdot i_{sd} + \frac{M}{L_r} \cdot \Phi_{rd}\,, \tag{3.10.a}$$

$$\Phi_{sq} = \sigma \cdot L_s \cdot i_{sq} + \frac{M}{L_r} \cdot \Phi_{rq}\,, \tag{3.10.b}$$

où

$\sigma = 1 - \dfrac{M^2}{L_s \cdot L_r}$, est le coefficient de dispersion.

Enfin, en remplaçant dans (3.6) les composantes du flux statorique et celles du courant rotorique, on obtient le modèle mathématique de la machine asynchrone, utilisé pour la commande vectorielle à flux rotorique orienté:

$$\sigma L_s \frac{d}{dt} i_{sd} = -R_s \cdot i_{sd} + \omega_s \cdot \sigma L_s \cdot i_{sq} - \frac{M}{L_r}\frac{d}{dt}\Phi_{rd} + \omega_s \frac{M}{L_r}\Phi_{rq} + v_{sd} \tag{3.11.a}$$

$$\sigma L_s \frac{d}{dt} i_{sq} = -\omega_s \cdot \sigma L_s \cdot i_{sd} - R_s \cdot i_{sq} - \omega_s \frac{M}{L_r}\Phi_{rd} - \frac{M}{L_r}\frac{d}{dt}\Phi_{rq} + v_{sq} \tag{3.11.b}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{rd} = -\frac{R_r}{L_r}\Phi_{rd} + \omega_{sr} \cdot \Phi_{rq} + \frac{R_r \cdot M}{L_r} i_{sd} \tag{3.11.c}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{rq} = -\omega_{sr} \cdot \Phi_{rd} - \frac{R_r}{L_r}\Phi_{rq} + \frac{R_r \cdot M}{L_r} i_{sq} \tag{3.11.d}$$

La position du référentiel est choisie afin d'annuler la composante d'axe *q* pour le flux rotorique, c'est-à-dire $\Phi_{rd} = \Phi_r$ est $\Phi_{rq} = 0$. Ainsi, les équations (3.11) deviennent :

$$v_{sd} = R_s \cdot i_{sd} + \sigma L_s \frac{di_{sd}}{dt} + \frac{M}{L_r}\frac{d\Phi_r}{dt} - \omega_s \cdot \sigma L_s \cdot i_{sq}\,, \tag{3.12.a}$$

$$v_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + \sigma L_s \frac{di_{sq}}{dt} + \omega_s \cdot \frac{M}{L_r} \cdot \Phi_r + \omega_s \cdot \sigma L_s \cdot i_{sd}\,, \tag{3.12.b}$$

$$M i_{sd} = \Phi_r + \frac{L_r}{R_r}\frac{d\Phi_r}{dt}\,, \tag{3.12.c}$$

$$\omega_s = p \cdot \Omega + \frac{M R_r}{L_r}\frac{i_{sq}}{\Phi_r} = p \cdot \Omega + \omega_{sr}\,, \tag{3.12.d}$$

et l'expression du couple électromagnétique sera :

$$C_{em} = p\frac{M}{L_r}\Phi_r i_{sq}\,. \tag{3.13}$$

On a opté pour le contrôle vectoriel à flux rotorique orienté parce que les équations sont plus simples par rapport au contrôle à flux statorique ou à flux d'entrefer orienté.

3.3.2. Equations électriques de la MAS dans le repère *αβ*

Les équations de la machine asynchrone dans le référentiel *αβ* sont (Fig. 3.3):

$$\frac{d}{dt}\Phi_{s\alpha} = -R_s \cdot i_{s\alpha} + u_{s\alpha}\ ; \tag{3.14.a}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{s\beta} = -R_s \cdot i_{s\beta} + u_{s\beta}\ ; \tag{3.14.b}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{r\alpha} = -\omega_r \cdot \Phi_{r\beta} - R_r \cdot i_{r\alpha}\ ; \tag{3.14.c}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{r\beta} = \omega_r \cdot \Phi_{r\alpha} - R_r \cdot i_{r\beta}\ ; \tag{3.14.d}$$

$$C_{em} = p\left(i_{s\beta}\Phi_{s\alpha} - i_{s\alpha}\Phi_{s\beta}\right). \tag{3.15}$$

Les relations entre les courants et les flux sont données ci-dessous :

$$\Phi_{s\alpha} = L_s \cdot i_{s\alpha} + M \cdot i_{r\alpha}\,, \tag{3.16.a}$$

$$\Phi_{s\beta} = L_s \cdot i_{s\beta} + M \cdot i_{r\beta}\,, \tag{3.16.b}$$

$$\Phi_{r\alpha} = L_r \cdot i_{r\alpha} + M \cdot i_{s\alpha}\,, \tag{3.16.c}$$

$$\Phi_{r\beta} = L_r \cdot i_{r\beta} + M \cdot i_{s\beta}\,. \tag{3.16.d}$$

A partir d'expressions (3.16.c) et (3.16.d), on déduit les expressions des courants rotoriques:

$$i_{r\alpha} = \frac{1}{L_r}\Phi_{r\alpha} - \frac{M}{L_r}i_{s\alpha}\,, \tag{3.17.a}$$

$$i_{r\beta} = \frac{1}{L_r}\Phi_{r\beta} - \frac{M}{L_r}i_{s\beta}\,. \tag{3.17.b}$$

En introduisant (3.17.a) et (3.17.b) dans (3.16.a) et (3.16.b), on obtient les composantes du flux statorique :

$$\Phi_{s\alpha} = \sigma \cdot L_s \cdot i_{s\alpha} + \frac{M}{L_r} \cdot \Phi_r\,, \tag{3.19.a}$$

$$\Phi_{s\beta} = \sigma \cdot L_s \cdot i_{s\beta} + \frac{M}{L_r} \cdot \Phi_{r\beta}\,, \tag{3.19.b}$$

où

$\sigma = 1 - \dfrac{M^2}{L_s \cdot L_r}$, est le coefficient de dispersion.

Enfin, en remplaçant dans (3.14) les composantes du flux statorique et celles du courant rotorique, on obtient le modèle mathématique de la MAS utilisé pour le contrôle direct de couple :

$$\sigma L_s \frac{d}{dt} i_{s\alpha} = -R_s \cdot i_{s\alpha} - \frac{M}{L_r}\frac{d}{dt}\Phi_{r\alpha} + v_{s\alpha}, \tag{3.20.a}$$

$$\sigma L_s \frac{d}{dt} i_{s\beta} = -R_s \cdot i_{s\beta} - \frac{M}{L_r}\frac{d}{dt}\Phi_{r\beta} + v_{s\beta}, \tag{3.20.b}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{r\alpha} = -\frac{R_r}{L_r}\Phi_{r\alpha} - \omega_r \cdot \Phi_{r\beta} + \frac{R_r \cdot M}{L_r} i_{s\alpha}, \tag{3.20.c}$$

$$\frac{d}{dt}\Phi_{r\beta} = \omega_r \cdot \Phi_{r\alpha} - \frac{R_r}{L_r}\Phi_{r\beta} + \frac{R_r \cdot M}{L_r} i_{s\beta}. \tag{3.20.d}$$

$$C_{em} = p\left(i_{s\beta}\Phi_{s\alpha} - i_{s\alpha}\Phi_{s\beta}\right). \tag{3.21}$$

3.4. Commande vectorielle de la MAS

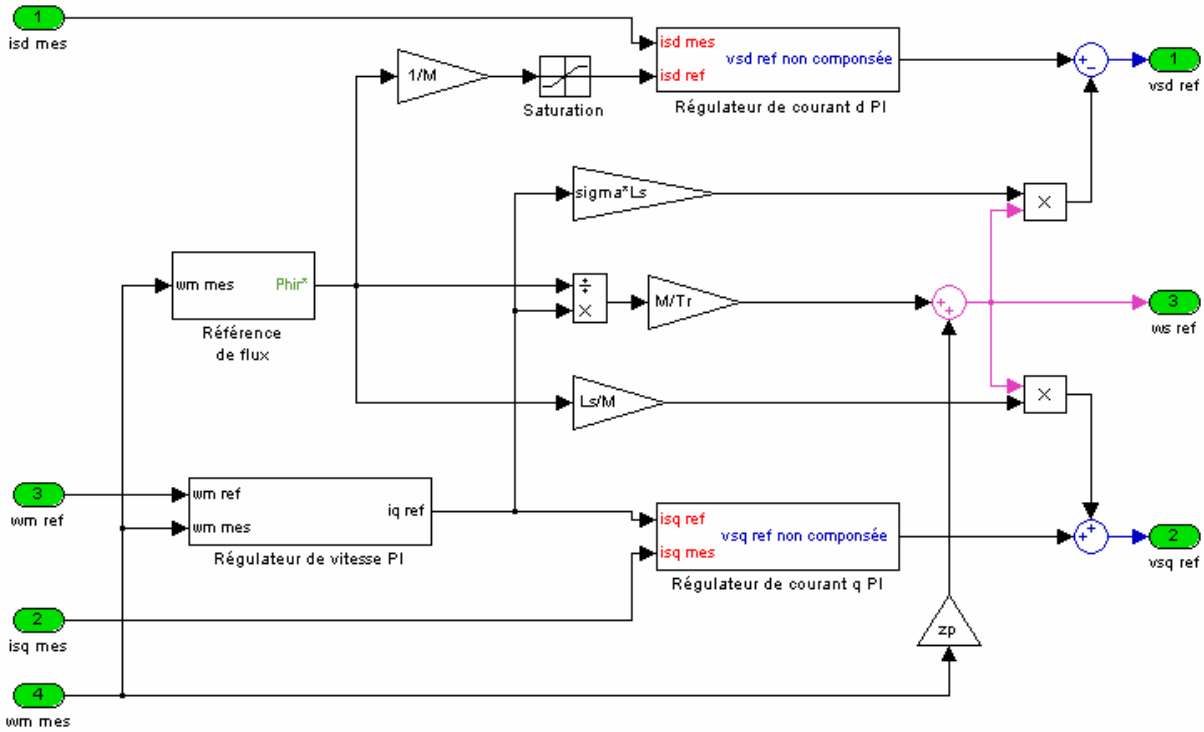


Fig. 3.5 Commande vectorielle à flux rotorique orienté de la machine asynchrone

En régime permanent de la MAS, à partir des équations (3.12), on déduit [2]:

$$v_{sd} = R_s \cdot i_{sd} - \omega_s \cdot \sigma L_s \cdot i_{sq} \tag{3.22.a}$$

$$v_{sq} = \omega_s \cdot \sigma L_s \cdot i_{sd} + R_s \cdot i_{sq} + \omega_s \cdot \frac{M}{L_r} \cdot \Phi_r \tag{3.22.b}$$

$$i_{sd} = \frac{1}{M} \Phi_r \tag{3.22.c}$$

$$i_{sq} = \frac{\omega_{rs} \cdot L_r}{M \cdot R_r} \Phi_r \tag{3.22.d}$$

Les expressions (3.22) ont servi pour développer le schéma de contrôle vectoriel à flux rotorique orienté. Les relations suivantes ont servi pour faire le schéma de contrôle:

$$v_{sd\,ref} = R_s^* \cdot i_{sd\,ref} - \omega_{s\,ref} \cdot \sigma^* L_s^* \cdot i_{sq\,ref} \tag{3.23.a}$$

$$v_{sq\,ref} = \omega_{s\,ref} \cdot \sigma^* L_s^* \cdot i_{sd\,ref} + R_s^* \cdot i_{sq\,ref} + \omega_{s\,ref} \cdot \frac{M^*}{L_r^*} \cdot \Phi_{r\,ref} \tag{3.23.b}$$

$$i_{sd\,ref} = \frac{1}{M^*} \Phi_{r\,ref} \tag{3.23.c}$$

$$\omega_{rs\,ref} = \frac{M^* \cdot R_r^* \cdot i_{sq\,ref}}{L_r^* \cdot \Phi_{r\,ref}} = \frac{M^* \cdot i_{sq\,ref}}{T_r^* \cdot \Phi_{r\,ref}} \tag{3.23.d}$$

$$\omega_{s\,ref} = p \cdot \Omega_{ref} + \omega_{sr\,ref} = p \cdot \Omega_{ref} + \frac{M^* \cdot R_r^* \cdot i_{sq\,ref}}{L_r^* \cdot \Phi_{r\,ref}} \tag{3.23.e}$$

Dans les expressions (3.23), l'astérisque représente un paramètre estimé et l'indice « *ref* » dénote une grandeur de référence. A partir de ces expressions, on a développé le schéma Simulink présenté dans la figure 3.5, pour la machine asynchrone. Ce schéma a été prévu pour une commande en vitesse de la MAS.

Les trois correcteurs PI présents dans la figure 3.5 ont la même structure, comme on peut le voir dans la figure 3.6 pour le correcteur du courant i_q. Ils sont prévus avec des boucles « anti windup ».

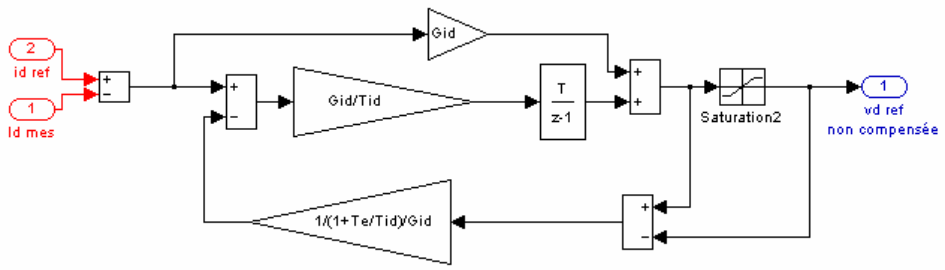


Fig. 3.6 Correcteur PI de courant

Dans le schéma de la figure 3.5, le flux de référence est déterminé par l'intermédiaire du bloc « *Référence de flux* », dans lequel est implémentée une loi de défluxage de la MAS; on sait que, pour obtenir des vitesses supérieures à la vitesse de base de la MAS, il faut réduire le flux. Pour des vitesses inférieures à la vitesse de base, on impose la valeur nominale du flux et pour des vitesses supérieures il faut défluxer la MAS en fonction de sa vitesse.

La loi de défluxage a été déterminée en fonction de la puissance nominale de la MAS. Pour des vitesses inférieures à la vitesse de base, la puissance de la MAS est limitée par le courant nominal (ou par le couple nominal). Pour des vitesses supérieures à la vitesse de base, on ne peut pas charger la MAS au couple nominal parce que sa puissance dépasserait la valeur nominale et la machine chaufferait. Il faut, donc, limiter la puissance de la MAS à sa valeur nominale.

En négligeant les frottements et les pertes dans la machine électrique, on peut exprimer la puissance en fonction du couple électromagnétique de (3.13) et de la vitesse:

$$P \approx C_{em} \cdot \Omega = p \cdot \frac{M}{L_r} \Phi_r \cdot i_{sq} \cdot \Omega \tag{3.24}$$

Donc, le flux de référence peut être calculé comme suit:

$$\Phi_{ref1} = \frac{P \cdot L_r^*}{p \cdot M^* \cdot i_{sq\max}} \cdot \frac{1}{\Omega_{mes}}, \tag{3.25}$$

où, $i_{sq\ \max}$ est le courant maximal d'axe q, Ω_{mes} est la vitesse mesurée de la MAS et P est la puissance nominale de la MAS.

Ensuite, le flux de référence est imposé par:

$$\Phi_{r\,ref}(\Omega) = \begin{cases} \Phi_{rn}, & \text{pour } \Omega \le \Omega_b \\ \Phi_{ref1}, & \text{pour } \Omega > \Omega_b \end{cases}, \tag{3.26}$$

où : Ω_b – vitesse de base de la MAS ;

$\Phi_{rn} \approx \dfrac{L_r \cdot \Phi_{sn}}{M}$ – flux rotorique nominal (en négligeant les fuites statoriques);

$\Phi_{sn} = \sqrt{3} \cdot \Phi_{sn}^{ef} = \dfrac{\sqrt{3} \cdot V_{sn}}{\omega_{sb}} = \dfrac{\sqrt{3} \cdot 230}{314{,}16} = 1{,}27$ [Wb] – flux statorique nominal.

Le modèle mathématique de la MAS, basé sur les relations (3.11), et la commande vectorielle à flux rotorique orienté, basé sur les relations (3.23), ont été implantés sur le logiciel MATLAB/Simulink pour simuler la MAS. Le premier schéma de simulation est donné dans la figure 3.7 et les résultats de simulation sont donnés dans la figure 3.8.

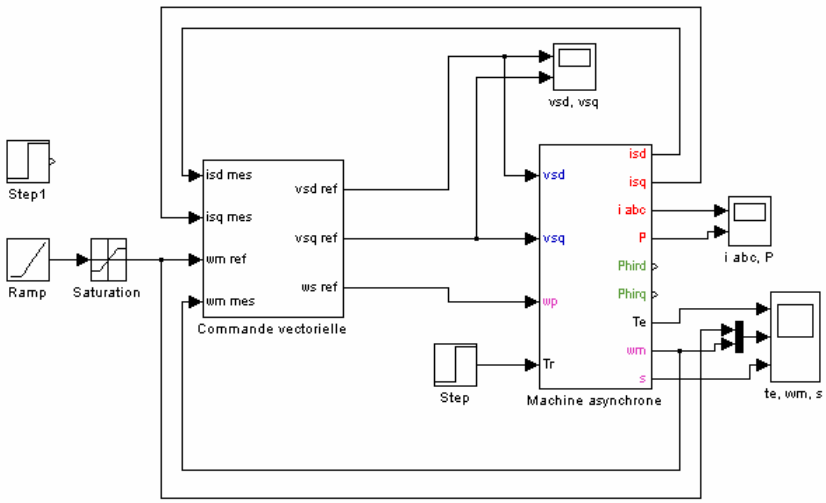


Fig. 3.7 Schéma de simulation de la commande vectorielle à flux rotorique orienté

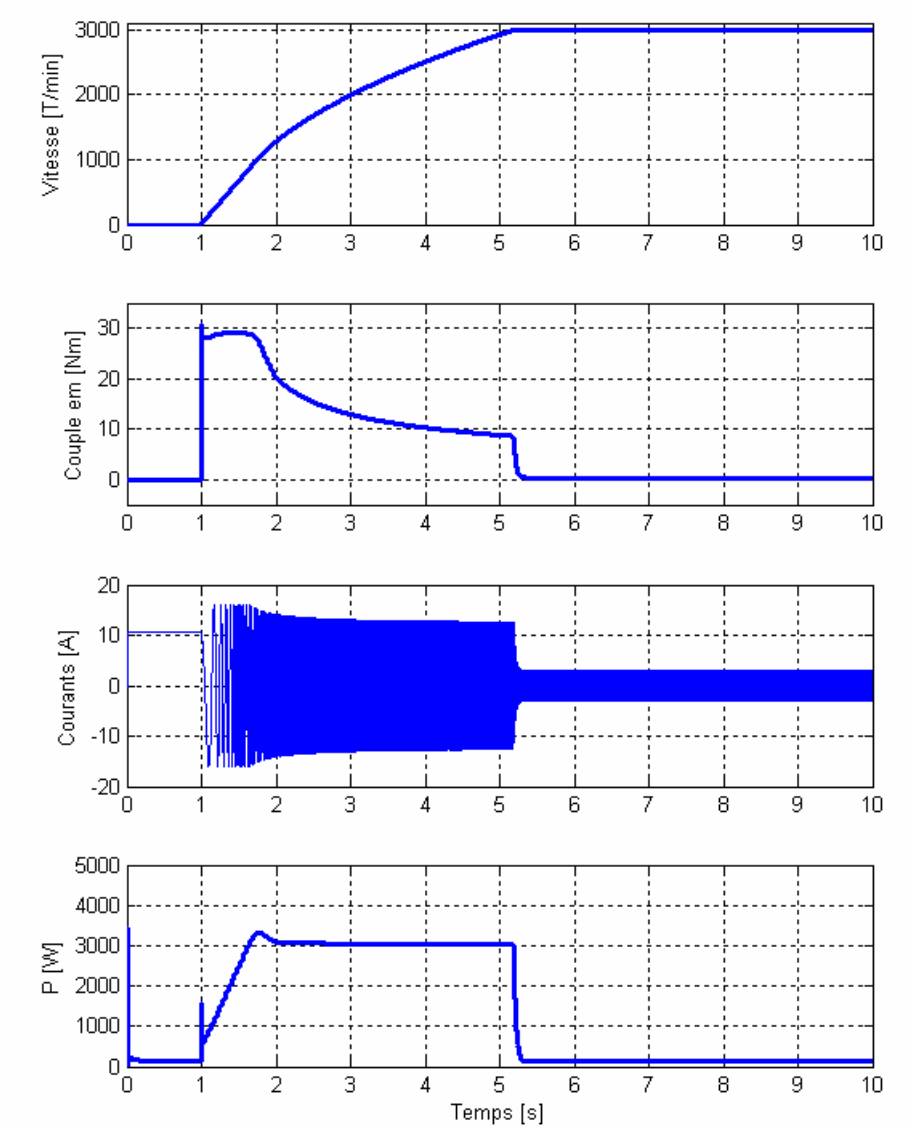


Fig. 3.8 Résultats de simulation pour la commande vectorielle de la MAS

La figure 3.8 montre le comportement d'une MAS à 2 paires de pôles (3 kW à 1500 T/min). Au début, la MAS ne tourne pas et seulement le flux est maintenu à la valeur nominale. Après une seconde, un échelon de vitesse de 350 rad/s est donné comme référence pour la vitesse de la MAS. La MAS démarre au flux nominal, mais dès que la vitesse dépasse 157 rad/s, on commence le défluxage; cela se voit sur les allures du couple et du courant. Grâce au défluxage, la puissance de la MAS est limitée à la valeur nominale.

La machine ne subit aucun couple de charge, mais elle entraîne un volant d'inertie dont $J = 0{,}2$ kg·m^2.

Ces premiers résultats de simulation ont permis de valider le modèle implanté dans Simulink.

3.5. Contrôle direct en couple de la MAS

Le contrôle direct de couple (DTC) est basé sûr la commande de flux et de couple en utilisant des régulateurs à hystérésis [1].

Le flux statorique est estimé à partir de l'équation de tension statorique de la MAS:

$$\frac{d\overline{\Phi}_s}{dt} = \overline{V}_s - R_s \overline{I}_s \,, \tag{3.27}$$

où: R_s – résistance statorique;
$\overline{I}_s$ – courant statorique;
$\overline{V}_s$ – tension statorique d'alimentation.

Dans le référentiel $\alpha\beta$, les composantes du flux statorique, $\Phi_{s\alpha}$ et $\Phi_{s\beta}$, sont déterminés comme suit:

$$\Phi_{s\alpha} = \int (-R_s^* \cdot i_{s\alpha\, mes} + v_{s\alpha})dt \,, \tag{3.28.a}$$

$$\Phi_{s\beta} = \int (-R_s^* \cdot i_{s\beta\, mes} + v_{s\beta})dt \,, \tag{3.28.b}$$

où l'astérisque dénote le paramètre estimé et l'indice « *mes* » indique les grandeurs mesurées.

Les courants et les tensions dans le système $\alpha\beta$ sont déterminés à partir des grandeurs triphasées en utilisant la transformation de Concordia. Etant très difficile de mesurer les tensions aux bornes triphasées d'un onduleur de tension, les tensions d'alimentation sont estimées en fonction de la tension du bus continu et des états de commutation des bras de l'onduleur. Donc, les tensions de phase de la MAS sont déterminées comme suit:

$$v_a = \frac{V_{dc}}{3}(2S_a - S_b - S_c) \,, \tag{3.29.a}$$

$$v_b = \frac{V_{dc}}{3}(-S_a + 2S_b - S_c) \,, \tag{3.29.b}$$

$$v_c = \frac{V_{dc}}{3}(-S_a - S_b + 2S_c) \,. \tag{3.29.c}$$

où: V_{dc} – tension de bus continu;
S_a, S_b, S_c – états de commutation des bras d'onduleur.

Les états des bras de l'onduleur sont donnés par le groupe (S_a S_b S_c). Chacune des trois variables peut prendre deux valeurs: 1 ou 0.

Par exemple, pour le bras *a* :

- Si le transistor supérieur est en conduction, la variable $S_a = 1$,
- Si le transistor inférieur est en conduction, la variable $S_a = 0$.

Un onduleur triphasé peut produire huit combinaisons différentes comme suit: V_0(0 0 0), V_1(1 0 0), V_2(1 1 0), V_3(0 1 0), V_4(0 1 1), V_5(0 0 1), V_6(1 0 1), V_7(1 1 1). Les huit combinaisons engendrent huit vecteurs de tension qui peuvent être appliqués aux bornes de la MAS. Il y a six vecteurs actifs et deux vecteurs nuls. Les positions spatiales (dans le plan $\alpha\beta$) des vecteurs actifs de tensions sont montrées dans la figure 3.9.

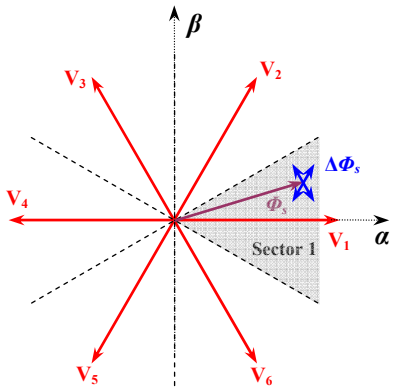


Fig. 3.9 Positions spatiales des vecteurs de tension et variations possibles du flux dans le premier secteur

La magnitude du flux statorique peut être calculée à partir des relations (3.28):

$$\Phi_s = \sqrt{\Phi_{s\alpha}^2 + \Phi_{s\beta}^2}\ . \tag{3.30}$$

Le couple électromagnétique de la MAS est estimé par la relation:

$$C_{em} = p\left(i_{s\beta\,mes}\Phi_{s\alpha} - i_{s\alpha\,mes}\Phi_{s\beta}\right). \tag{3.31}$$

Les vecteurs actifs de tension déterminent six secteurs dans le plan $\alpha\beta$ (Fig. 3.9). Pour faire le DTC, il est nécessaire de connaître à chaque instant de commutation le secteur où se trouve le vecteur du flux statorique. Les composantes $\Phi_{s\alpha}$, $\Phi_{s\beta}$ et la magnitude Φ_s du flux statorique sont utilisées pour déterminer le secteur, comme il est montré dans le Tableau 3.1.

Tableau 3.1 Détermination des secteurs en fonction des composantes du flux statorique

Secteur	Condition sur $\Phi_{s\alpha}$	Condition sur $\Phi_{s\beta}$
1	$\Phi_{s\alpha} > 0$	$-\frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s < \Phi_{s\beta} < \frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s$
2	$\Phi_{s\alpha} > 0$	$\Phi_{s\beta} > \frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s$
3	$\Phi_{s\alpha} < 0$	$\Phi_{s\beta} > \frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s$
4	$\Phi_{s\alpha} < 0$	$-\frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s < \Phi_{s\beta} < \frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s$
5	$\Phi_{s\alpha} < 0$	$\Phi_{s\beta} < -\frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s$
6	$\Phi_{s\alpha} > 0$	$\Phi_{s\beta} < -\frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\Phi_s$

L'implantation physique du DTC se fait avec des systèmes discrèts (microcontrôleurs, cartes à DSP, etc.) ayant une période d'échantillonnage T_e. A des vitesses élevées de la MAS, le terme $R_s \cdot \overline{I}_s$ de la relation (3.27) peut être négligée par rapport aux autres deux termes. Cela est bien valable pour l'application du SISE, où la MAS fonctionne toujours au-dessus de la vitesse de base. Donc, la relation (3.27) peut être changée comme suit:

$$\Delta\overline{\Phi}_s = \overline{V}_s \cdot T_e \,. \tag{3.32}$$

La relation (3.32) montre que l'erreur de flux est directement proportionnelle au vecteur de tension appliqué aux bornes de la MAS.

A chaque instant il y a quatre vecteurs actifs de tension et les deux vecteurs nuls qui permettent d'agir sur le couple électromagnétique et sur le flux statorique de la MAS. Le vecteur du secteur où se trouve le flux et le vecteur opposé ne sont pas pris en compte.

Par exemple, si le flux se trouve dans le premier secteur (Fig. 3.9), on peut se servir des vecteurs V_2, V_3, V_5 et V_6. Donc, comme on voit sur la figure, l'erreur de flux peut prendre quatre directions possibles. Les vecteurs V_2 et V_6 provoquent l'augmentation de la magnitude du flux statorique et les vecteurs V_3 et V_5 en provoquent la diminution. Si la MAS fonctionne en moteur tournant dans le sens trigonométrique, V_2 et V_3 provoquent l'augmentation du couple électromagnétique tandis que V_5 et V_6 amènent à la diminution du couple.

Si l'erreur de flux $\Delta\overline{\Phi}_s$ est projetée sur la direction du flux statorique et sur une direction perpendiculaire, les composantes agissant sur le couple et sur le flux sont mises en évidence. La figure 3.10 montre que les deux composantes de l'erreur de flux ($\Delta\Phi_{sc}$ et $\Delta\Phi_{sf}$) changent en fonction de la position du flux et du vecteur de tension appliqué. Cela engendre des variations sur la de commutation des transistors de l'onduleur.

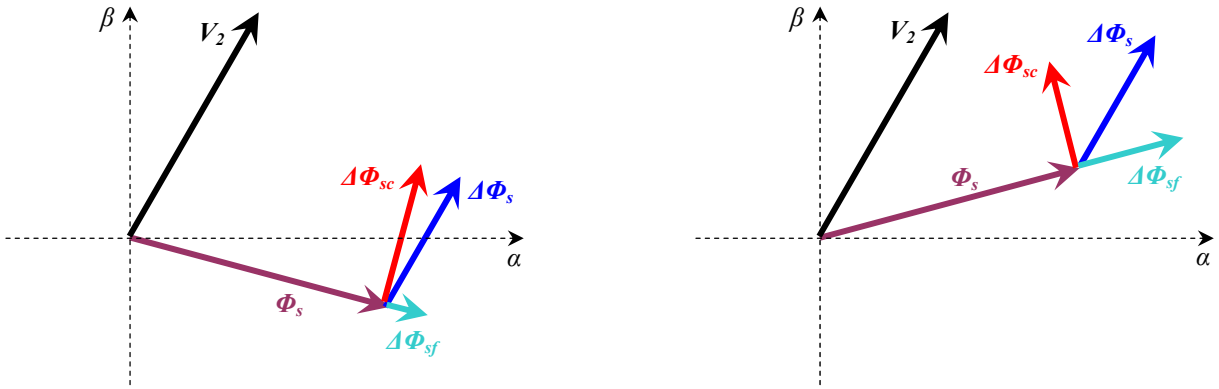


Fig. 3.10 Composantes de l'erreur de flux lors de l'application du vecteur de tension V_2 et pour deux positions du flux statorique

Dans la figure 3.10, la composante $\Delta\Phi_{sc}$ donne le couple électromagnétique de la MAS en temps que la composante $\Delta\Phi_{sf}$ modifie la magnitude du flux statorique.

Le but du DTC est de maintenir le couple et le flux de la MAS à l'intérieur des deux bandes d'hystérésis. Pour cela, les vecteurs de tension sont sélectionnés et appliqués aux bornes de la MAS en fonction des sorties des deux comparateurs à hystérésis (un pour le flux et un pour le couple). Un exemple de séquence des vecteurs de tension est donné dans la figure 3.11. Cette figure donne aussi une information sur

la variation de la fréquence de commutation de l'onduleur. On voit que les commutations sont plus denses lorsque la position du vecteur de flux approche une des positions des vecteurs de tensions. Cela est un cas très simple supposant que le couple reste toujours à sa valeur de référence et seulement l'erreur de flux engendre la commutation des vecteurs de tension. En réalité, la trajectoire du flux est beaucoup plus compliquée.

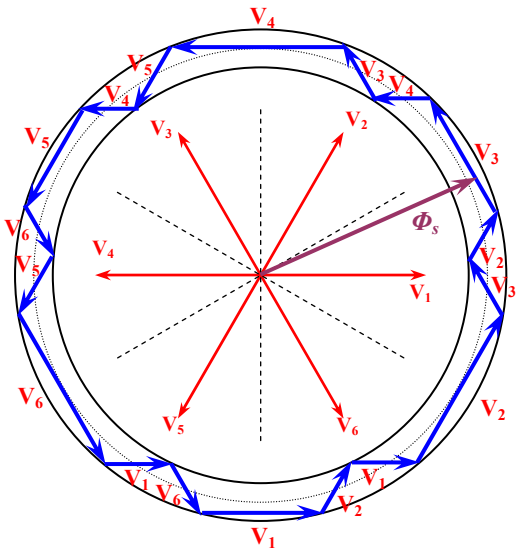


Fig. 3.11 Exemple de séquence des vecteurs de tension maintenant le flux à l'intérieur de la bande d'hystérésis

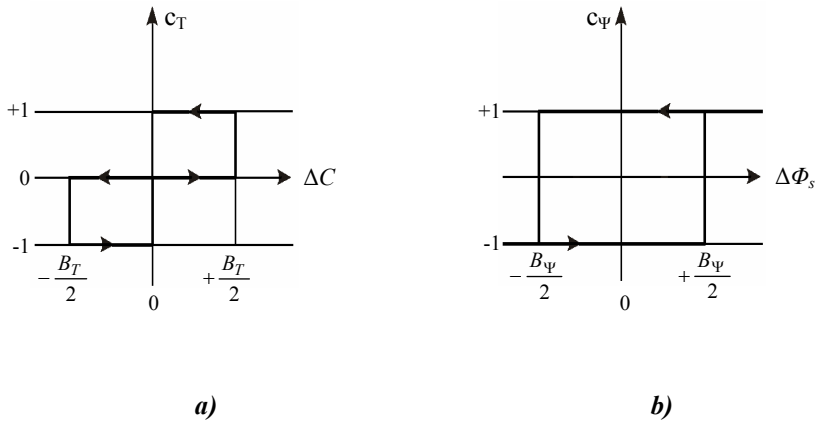


Fig. 3.12 Comparateurs à hystérésis
a) comparateur pour le couple
b) comparateur pour le flux

Le principe de fonctionnement des régulateurs à hystérésis est donné dans la figure 3.12. Les régulateurs reçoivent en entrée les erreurs de couple, ΔC, et de flux, $\Delta\Phi_s$, et donnent en sortie des signaux discrets.

Le signal de sortie du comparateur de couple, c_T, peut prendre trois valeurs (1, 0 ou -1) selon les cas suivants:

- si l'erreur de couple est positive, il faut augmenter le couple et $c_T = 1$,
- si l'erreur de couple est négative, il faut affaiblir le couple et $c_T = -1$,
- si l'erreur de couple se trouve à l'intérieur de la bande d'hystérésis, alors $c_T = 0$.

Le signal de sortie du comparateur de flux, c_Ψ, peut prendre deux valeurs (1 ou -1) selon les cas suivants:

- si l'erreur de flux est positive, il faut augmenter le flux et $c_\Psi = 1$,
- si l'erreur de flux est négative, il faut affaiblir le flux et $c_\Psi = -1$.

Tableau 3.2 Choix des vecteurs de tension en fonction des erreurs du flux et du couple

c_Ψ,	Secteur / c_T	1	2	3	4	5	6
+1	+1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1
	0	V_7	V_0	V_7	V_0	V_7	V_0
	-1	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5
-1	+1	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	V_2
	0	V_0	V_7	V_0	V_7	V_0	V_7
	-1	V_5	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4

En fonction des sorties des régulateurs à hystérésis et du secteur où se trouve le flux statorique, les vecteurs de tension sont choisis afin de maintenir le flux et le couple à l'intérieur des bandes d'hystérésis. Le Tableau 3.2 donne toutes les sélections possibles.

Le modèle mathématique de la MAS, basé sur les relations (3.20), et le DTC, ont été implantés sur le logiciel MATLAB/Simulink pour simuler la MAS et le DTC. Le premier schéma de simulation est donné dans la figure 3.13 et les résultats de simulation sont donnés dans la figure 3.14.

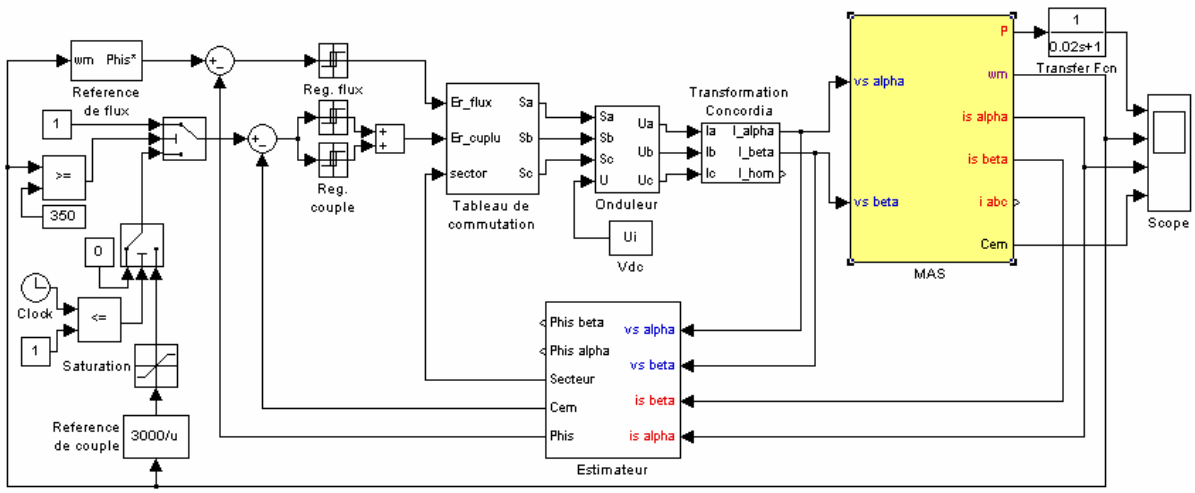


Fig. 3.13 Schéma du DTC implanté dans Simulink

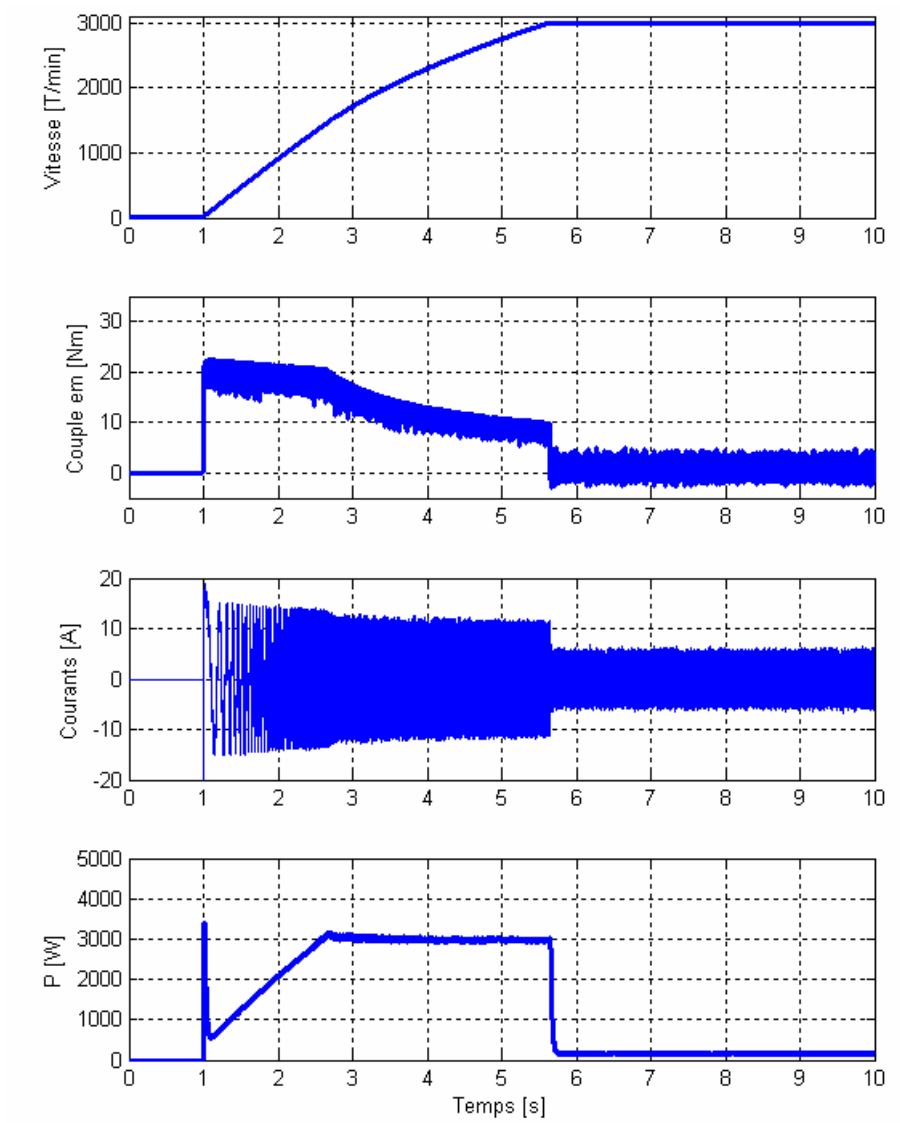


Fig. 3.14 Résultats de simulation pour la MAS et le DTC

La figure 3.14 montre le comportement d'une MAS à 2 paires de pôles (3 kW à 1500 T/min). Au début, la MAS ne tourne pas et le flux est maintenu à la valeur nominale. Après une seconde, un échelon de couple est donné comme référence pour la MAS. Ce couple est calculé en divisant la puissance nominale de la MAS par sa vitesse. Au-dessous de la vitesse de base, le couple est saturé à 20 Nm. La MAS démarre au flux nominal, mais dès que la vitesse dépasse 157 rad/s on commence le défluxage; cela se voit sur les allures du couple et du courant. Grâce au défluxage, la puissance de la MAS est limitée à la valeur nominale. La vitesse de la MAS est limitée à 350 rad/s.

La machine ne subit aucun couple de charge, mais elle entraîne un volant d'inertie dont $J = 0{,}2$ kg·m^2.

Ces premiers résultats de simulation ont permis de valider le modèle implanté dans Simulink pour la MAS avec le DTC.

3.6. Modélisation mathématique de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP)

3.6.1. Equations mathématiques de la MSAP

Les équations électriques de la MSAP sont écrites dans le système *dq* orienté selon le rotor (Fig. 3.2.*b*) :

$$v_d = R_s \cdot i_d + L_{sd} \cdot \frac{di_d}{dt} - L_{sq} \cdot \omega_r \cdot i_q \,, \tag{3.33.a}$$

$$v_q = R_s \cdot i_q + L_{sq} \cdot \frac{di_q}{dt} + L_{sd} \cdot \omega_r \cdot i_d + \Psi_{md} \cdot \omega_r \,, \tag{3.33.b}$$

$$C_{em} = p \cdot \left(\left(L_{sd} - L_{sq} \right) \cdot i_q \cdot i_d + \Psi_{md} \cdot i_q \right), \tag{3.34}$$

où: i_d, i_q – les courants statoriques;
v_d, v_q – les tensions statoriques;
R_s – résistance statorique;
L_{sd}, L_{sq} – inductances du stator;
Ψ_{md} – flux de l'aimant permanent, déterminé comme dans l'annexe A.4;
p – nombre de paires de pôles de la machine;
$\omega_r = \frac{d}{dt}\theta_r = p\frac{d}{dt}\theta_m$ – vitesse angulaire (pulsation) électrique du rotor;
θ_m – position mécanique du rotor;
C_{em} – couple électromagnétique.

3.6.2. Fonctionnement de la MSAP au facteur de puissance unitaire

La machine synchrone à aimants permanents (MSAP), peut être utilisée comme moteur électrique et comme générateur électrique. Pour pouvoir analyser les deux modes de fonctionnement de la MSAP, il faut construire les diagrammes vectoriels de tensions pour les deux cas (Fig. 3.15 et 3.16).

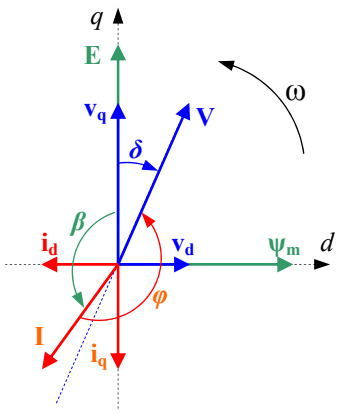


Fig. 3.15 Diagramme vectoriel de tensions en régime de générateur (cos $\varphi < 0$ et $\delta < 0$)

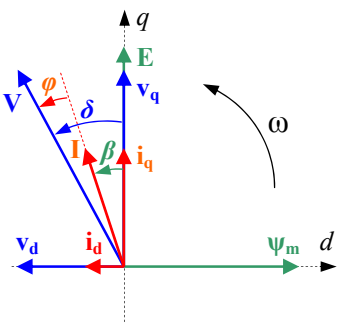


Fig. 3.16 Diagramme vectoriel de tensions en régime de moteur (cos $\varphi > 0$ et $\delta > 0$)

Pour construire ces diagrammes vectoriels, les conventions suivantes ont été choisies :

- Les puissances sont positives pour le fonctionnement en moteur et négatives pour le régime générateur. La puissance active est exprimée par la formule bien connue : $P = 3V_{eff} I_{eff} \cos\varphi$, où V_{eff} et I_{eff} sont la tension, respectivement le courant, efficace mesurés aux bornes de la machine et φ, le déphasage entre les deux grandeurs. Pour garder la convention de signe, on considère que le facteur de puissance, cosφ, est positif en régime moteur et négatif en générateur.

- Une des grandeurs les plus importantes qui intervient dans l'analyse des machines synchrones est l'angle de charge δ, défini comme l'angle entre la tension induite dans les enroulements par l'inducteur (l'enroulement rotorique ou les aimants du rotor) et la tension aux bornes de la machine. Cet angle est considéré positif pour le fonctionnement en moteur et négatif en régime de générateur.

Les grandeurs vectorielles sont liées aux grandeurs efficaces par un coefficient égal à $\sqrt{3}$:

$$\begin{aligned}
&I = \sqrt{i_d^2 + i_q^2} = \sqrt{3} \cdot I_{eff} \text{ - courant statorique,} \\
&V = \sqrt{v_d^2 + v_q^2} = \sqrt{3} \cdot V_{eff} \text{ - tension statorique,} \\
&E = \sqrt{3} \cdot E_{eff} \text{ - tension induite dans une phase statorique,} \\
&\Psi_m = \sqrt{3} \cdot \Psi_{m\,eff} \text{ - flux magnétique inducteur.}
\end{aligned} \tag{3.35}$$

Les courants i_d et i_q de la MSAP peuvent s'exprimer par :

$$i_d = -I \cdot \sin\beta \quad \text{et} \quad i_q = I \cdot \cos\beta \,. \tag{3.36}$$

En considérant l'axe q comme origine pour les angles β et δ, la MSAP fonctionne à facteur de puissance unitaire (cosφ = ±1) si

- $\beta = \delta$, pour le régime de moteur,
- $\beta = \pi + \delta$, pour le régime de générateur.

En tenant compte de ces considérations, il faut calculer la valeur de β et, avec cette valeur (qui est différente pour les deux régimes de fonctionnement), on peut déterminer les valeurs de référence pour les courants i_d et i_q - par les relations (3.36) -, afin d'obtenir un fonctionnement à facteur de puissance unitaire de la MSAP.

Ensuite, sont présentés les calculs faits pour trouver la valeur de l'angle β.

Générateur	***Moteur***
On part des équations des tensions :	
$\begin{vmatrix} -v_d \\ -v_q \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R_s + L_{sd}s & -\omega L_{sq} \\ \omega L_{sd} & R_s + L_{sq}s \end{vmatrix} \begin{vmatrix} i_d \\ i_q \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 \\ \omega\Psi_{md} \end{vmatrix}$	$\begin{vmatrix} v_d \\ v_q \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R_s + L_{sd}s & -\omega L_{sq} \\ \omega L_{sd} & R_s + L_{sq}s \end{vmatrix} \begin{vmatrix} i_d \\ i_q \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 \\ \omega\Psi_{md} \end{vmatrix}$, (3.37)
En remplaçant (3.36) en (3.37), on obtient:	
$\begin{vmatrix} -v_d \\ -v_q \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R_s + L_{sd}s & -\omega L_{sq} \\ \omega L_{sd} & R_s + L_{sq}s \end{vmatrix} \begin{vmatrix} -I\cdot\sin\beta \\ I\cdot\cos\beta \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 \\ \omega\Psi_{md} \end{vmatrix}$,	$\begin{vmatrix} v_d \\ v_q \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R_s + L_{sd}s & -\omega L_{sq} \\ \omega L_{sd} & R_s + L_{sq}s \end{vmatrix} \begin{vmatrix} -I\cdot\sin\beta \\ I\cdot\cos\beta \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 \\ \omega\Psi_{md} \end{vmatrix}$. (3.38)
La tangente de l'angle δ peut s'exprimer par $tg\delta = -\frac{v_d}{v_q}$, donc : $tg\delta = \frac{-R_s I\sin\beta - \omega L_{sq} I\cos\beta}{R_s I\cos\beta - \omega L_{sd} I\sin\beta + \omega\Psi_{md}}$,	$tg\delta = \frac{R_s I\sin\beta + \omega L_{sq} I\cos\beta}{R_s I\cos\beta - \omega L_{sd} I\sin\beta + \omega\Psi_{md}}$, (3.39)
et, en négligeant la résistance statorique, $tg\delta = \frac{-\omega L_{sq} I\cos\beta}{-\omega L_{sd} I\sin\beta + \omega\Psi_{md}}$,	$tg\delta = \frac{\omega L_{sq} I\cos\beta}{-\omega L_{sd} I\sin\beta + \omega\Psi_{md}}$. (3.40)
Si la machine fonctionne à cosφ = 1, $\frac{\sin(\beta-\pi)}{\cos(\beta-\pi)} = \frac{-\omega L_{sq} I\cos\beta}{-\omega L_{sd} I\sin\beta + \omega\Psi_{md}}$,	$\frac{\sin\beta}{\cos\beta} = \frac{\omega L_{sq} I\cos\beta}{-\omega L_{sd} I\sin\beta + \omega\Psi_{md}}$. (3.41)
On remplace $i = \frac{L_d I}{\Psi_m}$ et $\rho = \frac{L_q}{L_d}$ dans (3.41) : $\frac{\sin(\beta-\pi)}{\cos(\beta-\pi)} = \frac{-\rho i\cos\beta}{1 - i\sin\beta}$,	$\frac{\sin\beta}{\cos\beta} = \frac{\rho i\cos\beta}{1 - i\sin\beta}$. (3.42)
En considère: sin(β - π) = -sin(β) = x,	sin β = x,
et on obtient les équations $i(1+\rho\Psi_{md})x^2 + x - \rho\Psi_{md} i = 0$,	$-i(1-\rho\Psi_{md})x^2 + x - \rho\Psi_{md} i = 0$, (3.43)
dont les solutions sont : $x = \frac{-1 \pm \sqrt{1 + 4\rho i^2(1+\rho)}}{2i(1+\rho)}$,	$x = \frac{-1 \pm \sqrt{1 - 4\rho i^2(1-\rho)}}{-2i(1-\rho)}$. (3.44)

Par la transformation inverse, on obtient :

$$\sin(\beta-\pi)=\frac{1-\sqrt{1+4\rho i^2(1+\rho)}}{-2i(1+\rho)},$$

ou

$$\sin(\beta-\pi)=\frac{1-\sqrt{1+4\frac{L_{sd}L_{sq}I^2}{\Psi_{md}^2}\left(1+\frac{L_{sq}}{L_{sd}}\right)}}{-2\frac{L_{sd}I}{\Psi_{md}}\left(1+\frac{L_{sq}}{L_{sd}}\right)},$$

$$\sin\beta=\frac{1-\sqrt{1-4\rho i^2(1-\rho)}}{2i(1-\rho)}, \tag{3.45}$$

$$\sin\beta=\frac{1-\sqrt{1-4\frac{L_{sd}L_{sq}I^2}{\Psi_{md}^2}\left(1-\frac{L_{sq}}{L_{sd}}\right)}}{2\frac{L_{sd}I}{\Psi_{md}}\left(1-\frac{L_{sq}}{L_{sd}}\right)}. \tag{3.46}$$

A partir des relations (3.36) et (3.46), les consignes des courants i_d et i_q peuvent être calculées afin d'obtenir un fonctionnement à facteur de puissance unitaire de la MSAP.

Pour les MSAP dont la saillance est suffisamment élevée, telle que $L_{sq} > 2L_{sd}$, le fonctionnement à facteur de puissance unitaire est magnétisant sur une large plage de courant. Dans la mesure où la saillance n'est pas trop affectée par la saturation, ces machines sont susceptibles de fournir, à $\cos\varphi = 1$, un couple supérieur au couple nominal [6].

3.7. Commande vectorielle de la MSAP

En régime permanent, à partir de (3.33), on peut écrire :

$$v_d = R_s \cdot i_d - L_{sq} \cdot \omega_r \cdot i_q \,, \tag{3.47.a}$$

$$v_q = R_s \cdot i_q + L_{sd} \cdot \omega_r \cdot i_d + \Psi_{md} \cdot \omega_r \,, \tag{3.47.b}$$

dont on déduit les expressions utilisées pour la commande vectorielle de la MSAP :

$$\begin{aligned} v_{d\,ref} &= R_s^* \cdot i_{d\,ref} - L_{sq}^* \cdot \omega_{ref} \cdot i_{q\,ref} \\ v_{q\,ref} &= R_s^* \cdot i_{q\,ref} + L_{sd}^* \cdot \omega_{ref} \cdot i_{d\,ref} + \Psi_{md}^* \cdot \omega_{ref} \end{aligned} \,. \tag{3.48}$$

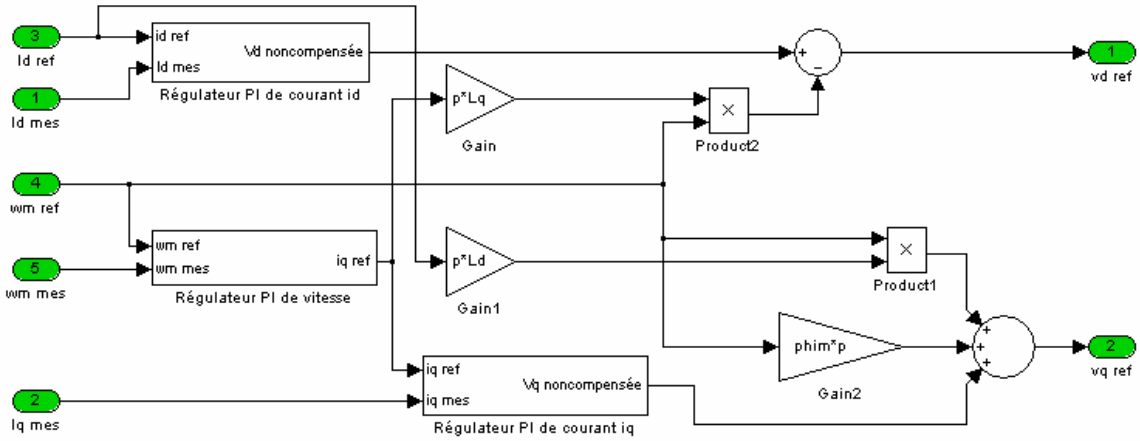


Fig. 3.17 Commande vectorielle à flux rotorique orienté de la MSAP

Dans les équations (3.48), l'astérisque représente un paramètre estimé et l'indice « *ref* » une grandeur de référence. A partir de ces relations, on a réalisé en Simulink le schéma de contrôle vectoriel de la MSAP (Fig. 3.17).

La référence pour le courant i_{sd} peut être maintenue à zéro ou on peut implanter un schéma de défluxage pour augmenter la vitesse au-dessus de la vitesse de base. De plus, on peut implanter un schéma de contrôle pour le courant i_{sd} afin de contrôler le facteur de puissance de la MSAP. La référence pour le courant i_{sq} est déterminée par l'intermédiaire d'un correcteur PI de vitesse.

Le modèle mathématique de la MSAP à commande vectorielle a été implanté sous Simulink et les premiers résultats de simulation sont donnés dans la figure 3.18.

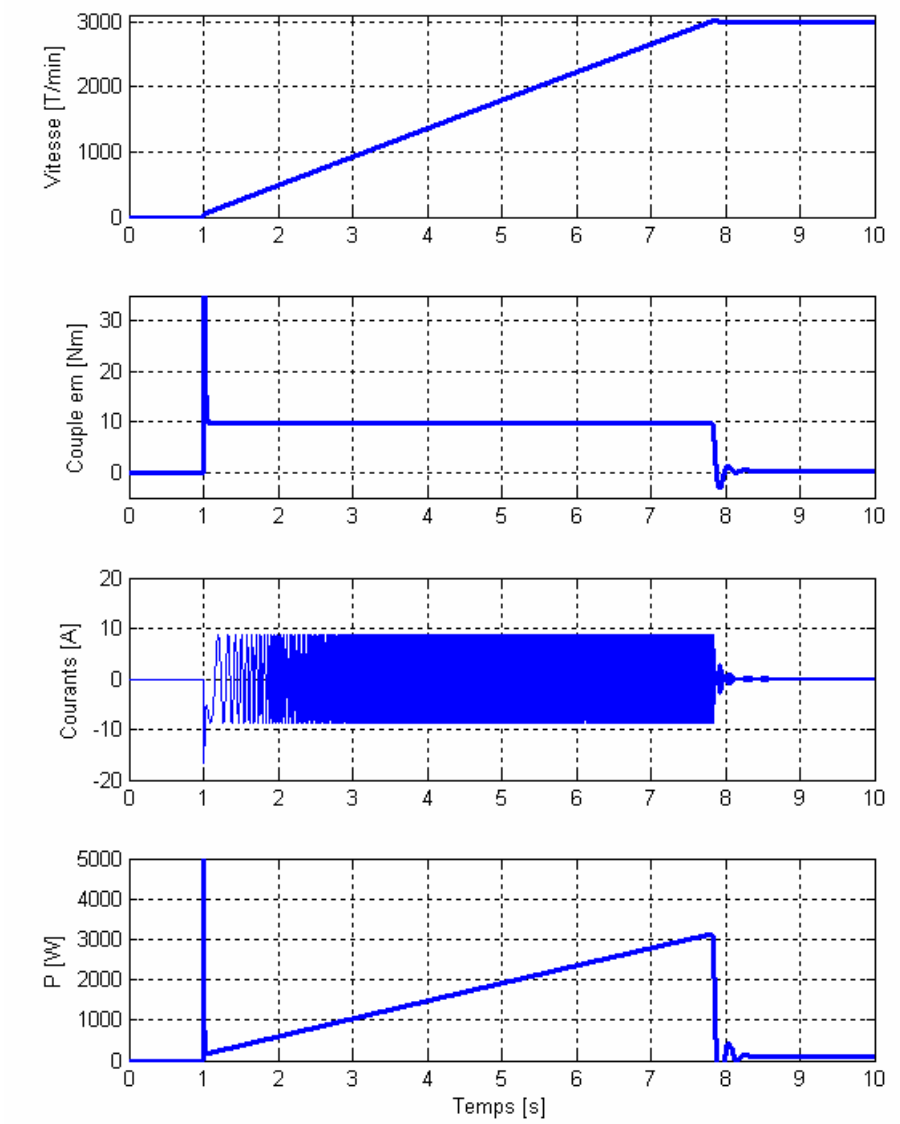


Fig. 3.18 Résultats de simulation pour la commande vectorielle de la MSAP

La figure 3.18 montre le comportement d'une MSAP à 3 paires de pôles (2,83 kW à 3000 T/min). Au début, la MSAP ne tourne pas. Après une seconde, un échelon de vitesse de 314 rad/s est donné comme référence pour la vitesse de la MSAP et celle-ci accélère afin d'atteindre la consigne de vitesse établie. La MSAP fonctionne toujours à flux nominal constant.

La machine ne subit aucun couple de charge, mais elle entraîne un volant d'inertie dont $J = 0{,}2$ kg·m^2.

Ces premiers résultats de simulation ont permis de valider le modèle implanté dans Simulink.

3.8. Modélisation mathématique du convertisseur électroniques de puissance

3.8.1. Onduleur de tension avec onde porteuse

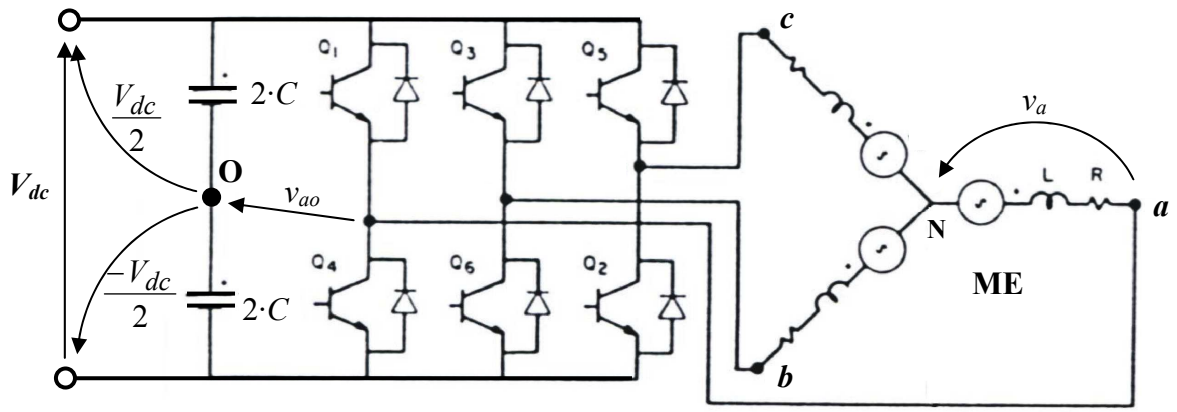


Fig. 3.19 Onduleur de tension alimentant une machine électrique (ME)

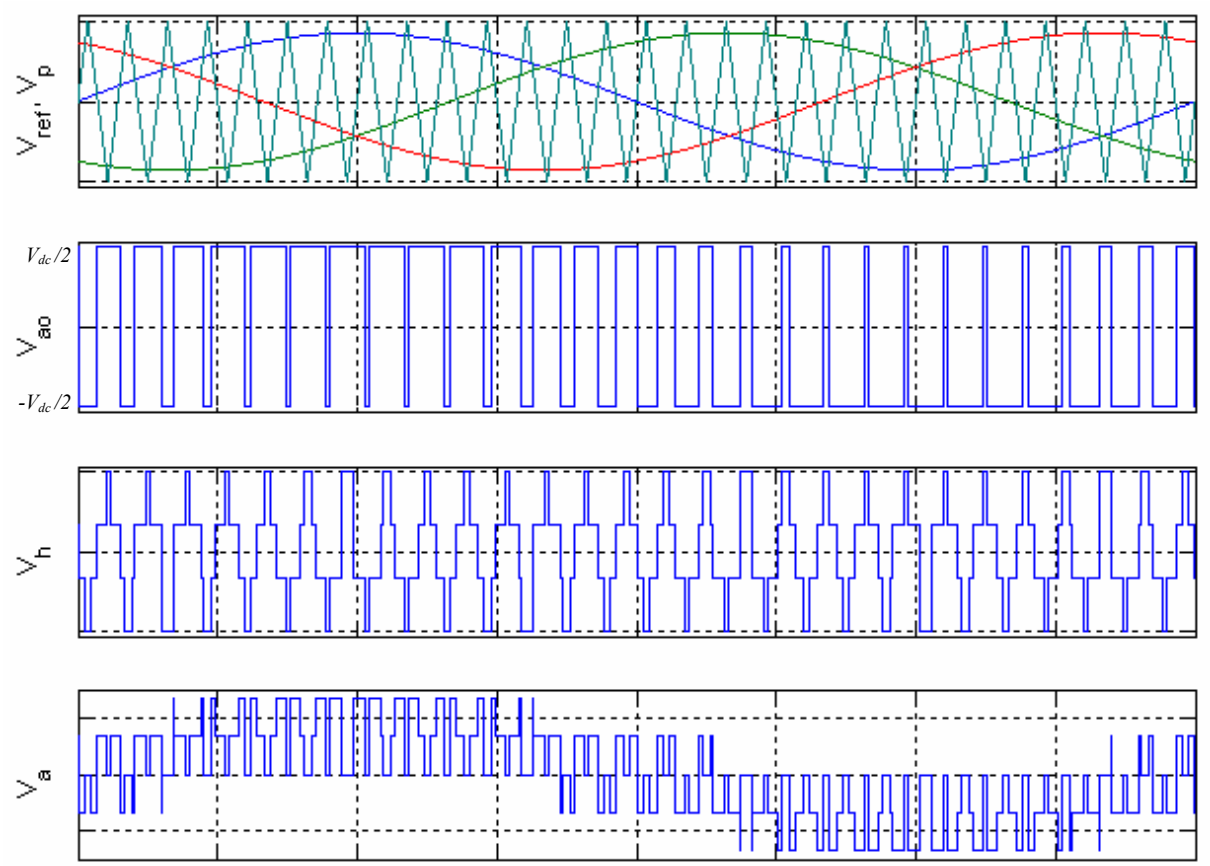


Fig. 3.20 Principe de la commande MLI et enveloppes de tensions

Les machines électriques sont alimentées par l'intermédiaire des convertisseurs électroniques de puissance (Fig. 3.19). L'onduleur de tension avec onde porteuse est utilisé pour la commande vectorielle des machines électriques.

Le convertisseur est commandé en tension. Le bloc de commande du convertisseur reçoit les tensions de référence pour les trois phases. Ces tensions sont comparées avec un signal triangulaire et, en fonction du signal d'erreur, on commande les semiconducteurs de l'onduleur. Le mode de fonctionnement est très simple :

- si $V_{ref} > V_p$ – le transistor supérieur du bras de pont conduit,
- si $V_{ref} < V_p$ – le transistor inférieur du bras de pont conduit,

où V_{ref} représente une des trois tensions de référence et V_p représente le signal triangulaire ou l'onde porteuse.

Ce type de commande est appelé *commande par modulation de largeur d'impulsion* ou *commande MLI* (PWM en anglais). Dans la Fig. 3.20 il est montré le principe de la commande MLI et quelques enveloppes des tensions. Sur cette figure, V_h est la tension homopolaire qui peut s'exprimer par

$$v_h = v_{No} = \frac{1}{3}\left(v_{ao} + v_{bo} + v_{co}\right). \tag{3.49}$$

La commande MLI présente l'avantage d'une fréquence constante de commutation, qui est fixée par la fréquence de l'onde porteuse.

Le schéma Simulink pour ce type d'onduleur est présenté dans la Fig. 3.21.

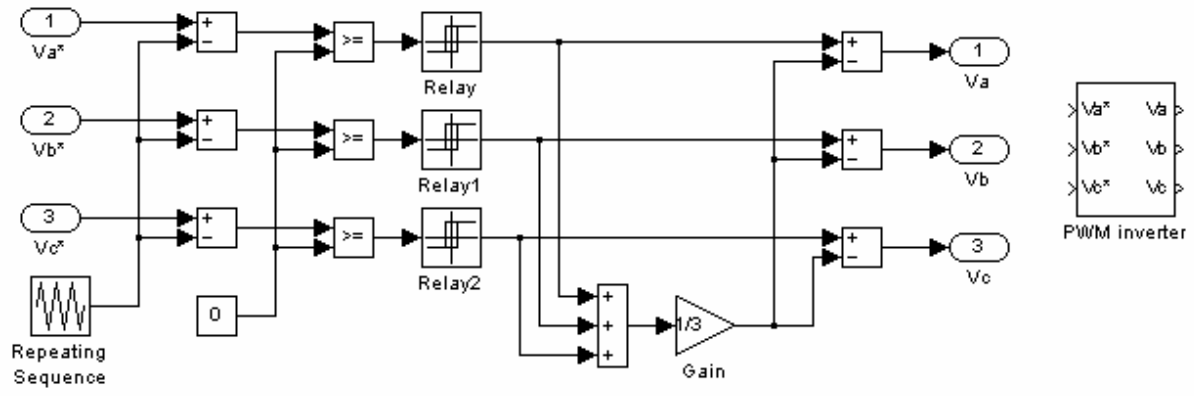


Fig. 3.21 Onduleur de tension avec onde porteuse

Les machines électriques et le réseau électrique sont des systèmes continus, mais le convertisseur électronique est un système discret. Comme on le voit dans la figure 3.21, le schéma Simulink du convertisseur est assez compliqué et il s'avère gourmand en temps de calcul, surtout à cause des relais. Pour simplifier les schémas de simulation, le convertisseur électronique de puissance peut être réduit à un gain proportionnel comme on le montrera dans la suite de ce chapitre [7].

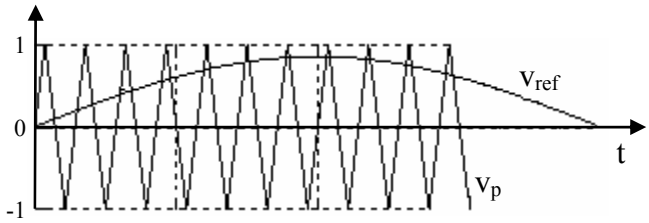


Fig. 3.22 Explication pour l'obtention du modèle continu équivalent du convertisseur

Dans la Fig. 3.22 on voit que l'amplitude de v_p est unitaire. L'amplitude de l'onde de référence v_{ref} (ou l'onde modulatrice) peut prendre des valeurs comprises entre [0, 1]. Sachant que les tensions polaires de l'onduleur peuvent prendre seulement deux valeurs qui sont différentes de zéro ($\pm V_{dc}/2$) et en supposant que la fréquence de l'onde porteuse est infinie, on peut écrire la relation suivante entre les composantes utiles des tensions polaires et les signaux de référence [7]:

$$\begin{bmatrix} v_{ao} \\ v_{bo} \\ v_{co} \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{2} \cdot \begin{bmatrix} v_{a\,ref} \\ v_{b\,ref} \\ v_{c\,ref} \end{bmatrix}. \tag{3.50}$$

Les convertisseurs d'aujourd'hui peuvent fonctionner à des fréquences de commutation de quelques kHz, beaucoup plus grandes que les fréquences des signaux de référence. On peut donc considérer que la relation (3.50) est vraie aussi pour un convertisseur réel [8] et [9]. En appliquant la transformation directe de Park à la relation (3.50), on obtient :

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{2} \cdot \begin{bmatrix} v_{d\,ref} \\ v_{q\,ref} \end{bmatrix}. \tag{3.51}$$

Pour déterminer l'évolution de la tension V_{dc} du bus continu, il est nécessaire de déterminer le courant circulant dans le condensateur du bus continu (Fig. 3.19). Ce courant dépend des courants introduits dans le bus continu par chaque convertisseur. Ces courants peuvent être déterminés à partir du bilan de puissances aux deux extrémités du convertisseur. Pour le convertisseur de la Fig. 3.19, on peut écrire :

$$V_{dc} \cdot i_{dc} = v_a \cdot i_a + v_b \cdot i_b + v_c \cdot i_c = \frac{V_{dc}}{2}\left(v_{a\,ref} \cdot i_a + v_{b\,ref} \cdot i_b + v_{c\,ref} \cdot i_c\right), \tag{3.52}$$

ou

$$V_{dc} \cdot i_{dc} = v_d \cdot i_d + v_q \cdot i_q = \frac{V_{dc}}{2}\left(v_{d\,ref} \cdot i_d + v_{q\,ref} \cdot i_q\right). \tag{3.53}$$

A partir de (3.53), on déduit facilement :

$$i_{dc} = \frac{1}{2}\left(v_{d\,ref} \cdot i_d + v_{q\,ref} \cdot i_q\right). \tag{3.54}$$

3.8.2. Onduleur utilisé pour la DTC

Dans le cas de la DTC, l'onduleur de tension est modélisé par les relations (3.29) et son schéma Simulink est donné dans la figure 3.23.

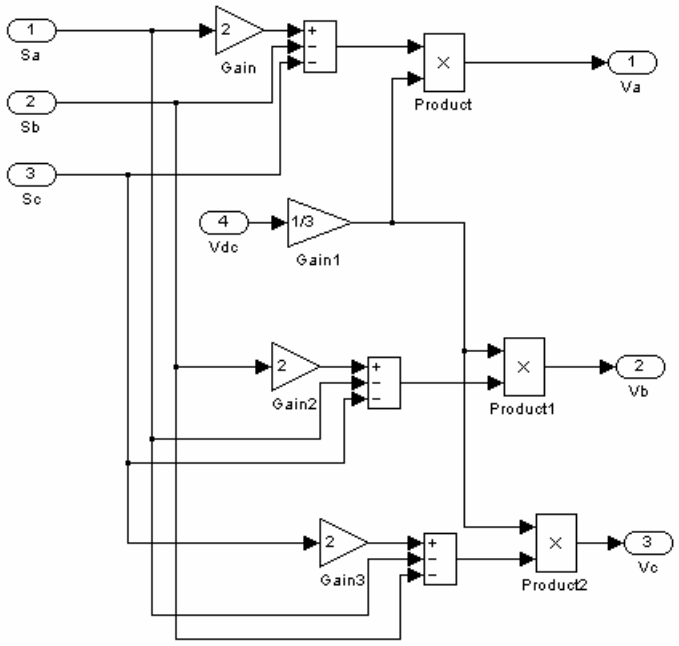


Fig. 3.23 Schéma Simulink de l'onduleur de tension utilisé en cas du DTC

3.9. Modélisation mathématique du bus continu

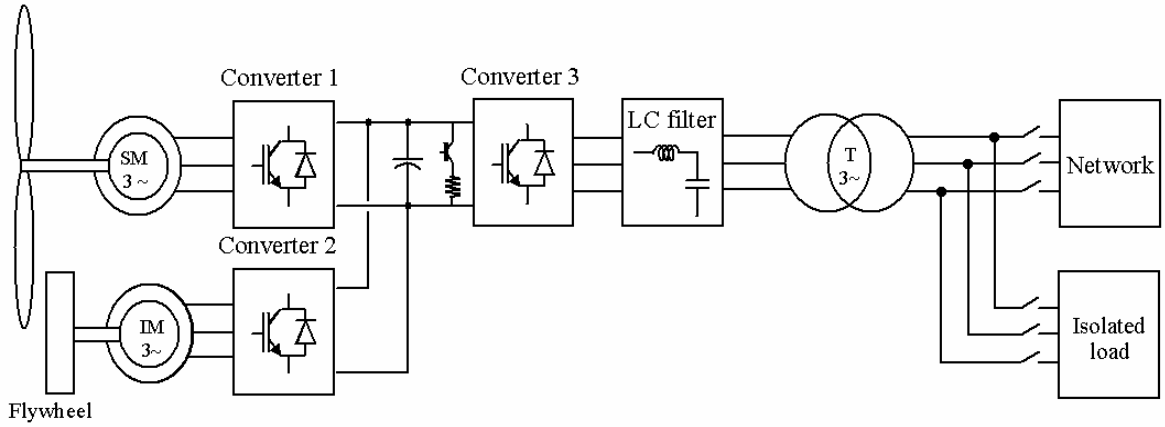


Fig. 3.24 Stockage inertiel associé à un générateur éolien

Comme le titre de cette thèse de doctorat le précise, l'objet de l'étude comporte un système inertiel de stockage d'énergie associé à un générateur éolien. Le couplage des deux systèmes est fait par l'intermédiaire d'un bus continu, comme le montre la figure 3.24. Il est donc nécessaire d'avoir le modèle mathématique de ce circuit. Dans la figure 3.25 est présenté en détail le bus à courant continu et on peut voir qu'il est représenté par le condensateur *C* où sont connectés tous les bus continus des convertisseurs électroniques de puissance. Chaque convertisseur exerce son influence sur le circuit, par le courant qu'il donne ou qu'il prend au condensateur.

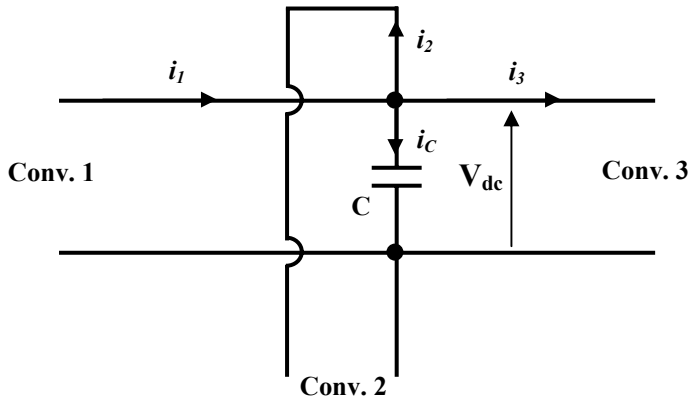


Fig. 3.25 Modèle du bus à courant continu

Les sens des courants de la Fig. 3.14 ont été considérés pour le cas où seulement le générateur éolien fournit de l'énergie dans le bus à courant continu. C'est-à-dire que la charge n'a pas besoin de toute l'énergie fournie par l'éolienne et c'est le SISE qui prend le surplus d'énergie produite. Les courants dans le bus à courant continu agissent directement sur la valeur de la tension du bus continu, V_{dc}. A partir de la figure 3.25, on peut écrire l'équation suivante :

$$i_C = i_1 - i_2 - i_3 . \tag{3.55}$$

La tension V_{dc} est une fonction du courant i_C :

$$i_C = C \cdot \frac{dV_{dc}}{dt}, \tag{3.56}$$

$$V_{dc} = V_{dc0}^{t_1} + \frac{1}{C} \cdot \int_{t_1}^{t_2} i_C \cdot dt, \tag{3.57}$$

avec C la capacité du condensateur.

A partir de ces équations, on a réalisé le schéma de la figure 3.26, où est modélisé le bus continu.

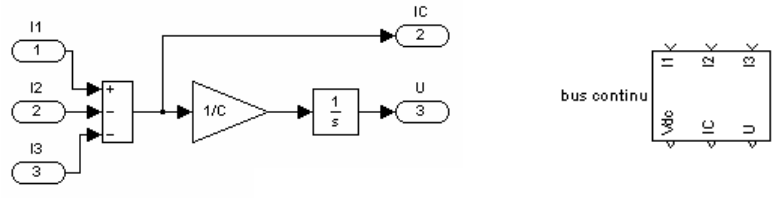


Fig. 3.26 Le model Simulink du bus continu

La tension V_{dc} sera une grandeur très importante lors du contrôle du SISE puisque, en effet, tous les convertisseurs électroniques de puissance agissent sur elle, par les courants des bus continus. Pour expliquer cela, on considérera que le SISE n'est pas couplé avec le générateur. Dans ce cas, la valeur de la tension V_{dc} est fonction des courants i_1 et i_2 (Fig. 3.25). Si le générateur fournit plus d'énergie, la valeur de la tension V_{dc} augmentera parce que la différence d'énergie est accumulée dans le condensateur. Par contre, si le générateur ne peut pas fournir l'énergie demandée par la charge, celle-ci prendra au condensateur le reste d'énergie demandée. La valeur de la tension V_{dc} descendra.

Pourtant, notre but est de maintenir la valeur de tension V_{dc} à une valeur de référence constante et c'est le SISE qui doit agir pour cela. C'est-à-dire, le SISE stocke l'énergie électrique lorsqu'elle est excédentaire et en restitue dans le cas inverse.

3.10. Conclusions

Dans ce chapitre, les modèles mathématiques des systèmes étudiés sont présentés. On commence avec les modèles des machines électriques (la machine asynchrone à cage et la machine synchrone à aimants permanents), en continue avec les modèles du convertisseur électronique de puissance (le modèle discret et le modèle continu équivalent) et on finit par le modèle du bus continu.

Ce chapitre présente aussi les principes de contrôle des machines électriques. Pour la machine asynchrone on envisage deux types de contrôle (le contrôle vectoriel et le contrôle direct en couple - DTC) et pour la machine synchrone à aimants permanents on considère seulement le contrôle vectoriel. Pour la machine synchrone à aimants permanents, on présente aussi le principe du contrôle à facteur de puissance unitaire.

Des résultats de simulation sont présentés pour valider les modèles mathématiques utilisés pour les composantes du SISE.

3.11. Références

[1] G. Grellet, G. Clerc, *Actionneurs électriques*, Editions Eyrolles, Paris, France, 1997.

[2] B. Robyns, *Synthèse de commandes robustes pour machine asynchrone basée sur une théorie caractérisant la sensibilité paramétrique*, Rapport de synthèse, Université des Sciences et Technologie de Lille, France, 31 Mars 2000.

[3] J. P. Caron, J. P. Hautier, *Modélisation et commande de la machine asynchrone*, Edition Technip, Paris, 1995.

[4] A. Kelemen, M. Imecs, *Sisteme de reglare cu orientare după câmp ale maşinilor de current alternativ*, Editura Academiei R.S.R., Bucureşti, 1987.

[5] I. Boldea, S. A. Nasar, *Induction Machines Handbook*, CRC Press, Boca Raton, Florida, U.S.A., 2002.

[6] M. Lajoie-Mazenc, Ph. Viarouge, "Alimentation des machines synchrones", *Technique de l'ingénieur, traite Génie électrique*, D 3 630.

[7] B. Robyns, M. Nasser, F. Berthereau, F. Labrique, "Equivalent continuous dynamic model of a variable speed wind generator", *Proceedings of the 4th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems, ELECTROMOTION 2001*, Bologna, Italia, 19 – 20 Iunie 2001.

[8] F. Labrique, H. Buyse, G. Séguier, R. Bausière, *Les convertisseurs de l'électronique de puissance, Commande et comportement dynamique*, Tome 5, Technique et Documentation – Lavoisier, 1998.

[9] J.P. Hautier, J.P. Caron, *Convertisseurs statiques, méthodologie causale de modélisation et de commande*, Edition Technip, 1999.

Chapitre 4

Bilan énergétique du SISE

Résumé – Afin de déterminer les performances énergétiques du SISE, il faut modéliser les pertes intervenant dans ce système. C'est l'objet de ce chapitre. Les pertes d'énergie dans le SISE sont partagées en deux: pertes dans le convertisseur électronique de puissance et pertes dans le système machine électrique + volant d'inertie. Le calcul analytique montre que les pertes dans le convertisseur électronique de puissance sont influencées par le facteur de puissance de la machine électrique. Si la machine fonctionne à un faible facteur de puissance, le rendement du convertisseur est dégradé. Ensuite, en présente les calculs de pertes d'énergie dans la MAS et dans la MSAP du SISE. Le chapitre finit avec l'estimation des rendements du SISE avec MAS et du SISE avec MSAP. Les résultats de simulation révèlent un meilleur rendement énergétique du SISE avec MSAP et les deux SISEs ont des rendements comparables aux ceux des batteries électrochimiques.

4.1. Introduction

Un chapitre très important dans l'étude des systèmes électromécaniques est constitué par l'analyse des pertes du système et de son rendement énergétique. Dans le cas présent, les pertes sont concentrées dans les deux sous-systèmes principaux du SISE : convertisseur électronique de puissance et système électromécanique (machine électrique + volant d'inertie).

Dans la suite de ce chapitre, une étude analytique des pertes d'énergie et des rendements dans les SISE est détaillée.

4.2. Pertes et rendement du convertisseur électronique de puissance

Un des problèmes les plus importants des semiconducteurs fonctionnant en régime de commutation est le problème thermique. A l'état passant le semiconducteur voit une différence de potentiel à ses bornes lorsqu'il est traversé par un courant, ce qui implique des *pertes en conduction*.

Il y a aussi des *pertes en commutation*, qui dépendent de l'énergie dissipée pendant les changements d'état des semiconducteurs et qui sont proportionnelles à la fréquence de commutation.

Quelle que soit les pertes, la puissance dissipée s'exprime par :

$$P = \frac{1}{T} \cdot \int_0^T V_{CE}(t) \cdot i(t) \cdot dt \,, \tag{4.1}$$

où T est la période de signal, V_{CE} est la tension collecteur – émetteur d'IGBT, et i est le courant circulant dans le transistor. Dans la suite de ce chapitre est présenté une méthode de calcul des pertes dans les convertisseurs électroniques de puissance.

4.2.1. Pertes en commutation

Pour un bras d'onduleur (Fig. 4.1), les pertes par commutation sont exprimées par la relation suivante :

$$p_{com} = \left(k_{Won} \cdot W_{on}(i) + k_{Woff} \cdot W_{off}(i)\right) \cdot f_{pwm} \tag{4.2}$$

avec : – $W_{on}(i)$ et $W_{off}(i)$ – caractéristiques des énergies dissipées à la fermeture et à l'ouverture des transistors;

– k_{Won} et k_{Woff} – les rapports entre la tension continue utilisée et les tensions continues des essais, utilisées par le constructeur pour déterminer l'énergie dissipée.

Dans le cas présent $k_{Won} = k_{Woff} = \dfrac{V_{dc}}{E_W}$, parce que les caractéristiques $W_{on}(i)$ et $W_{off}(i)$ sont données pour la même tension $E_W = 600$ V.

Les pertes en commutation totales s'obtiennent en multipliant par trois la relation (4.2).

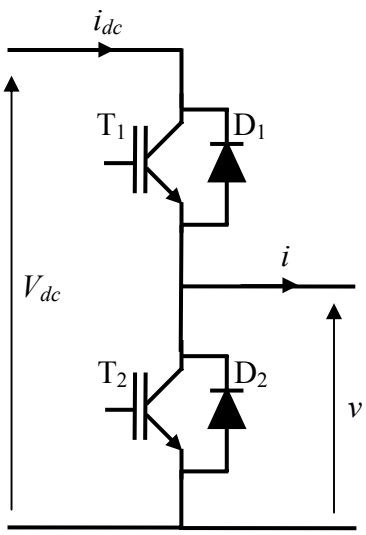


Fig. 4.1 Structure d'un bras d'onduleur

4.2.2. Pertes en conduction

Pour le calcul des pertes du convertisseur électronique de puissance, on a utilisé deux méthodes : une proposée par P. Bastiani [1] et l'autre proposée par C. Rivas [2].

Pour la première méthode, il y a deux cas, en fonction du sens du courant dans le bras de l'onduleur :

- le courant est positif (Fig. 4.1), ce qui implique le fonctionnement du transistor supérieur et de la diode inférieure. Dans ce cas les pertes sont exprimées par les deux relations suivantes :

$$\begin{aligned} p_{IGBT+} &= \rho \cdot V_{ce}(i) \cdot i \\ p_{D+} &= (1-\rho) \cdot V_D(i) \cdot i \end{aligned} ; \qquad (4.3.a)$$

- le courant est négatif, ce qui implique le fonctionnement du transistor inférieur et de la diode supérieure. Dans ce cas les pertes sont exprimées par les deux relations suivantes :

$$\begin{aligned} p_{IGBT-} &= (1-\rho) \cdot V_{ce}(i) \cdot i \\ p_{D-} &= \rho \cdot V_D(i) \cdot i \end{aligned} \qquad (4.3.b)$$

avec :

- ρ – rapport cyclique défini par la MLI ;
- $V_{ce}(i)$ – caractéristique de la tension collecteur-émetteur de l'IGBT à l'état passant;
- $V_D(i)$ – caractéristique de la tension cathode-anode de la diode à l'état passant ;
- i – courant dans le bras de l'onduleur.

Le rapport cyclique est calculé par la relation suivante :

$$\rho_i = \frac{1 + r \cdot \sin\left(\omega_s t - (i-1)\frac{2 \cdot \pi}{3}\right)}{2}, \qquad (4.4)$$

avec :

- ρ_i – rapport cyclique de bras i, avec i = 1, 2, 3 ;
- r – coefficient de réglage on tension ;
- ω_s – pulsation de l'onde de référence.

La relation (4.4) est vraie pour une fréquence MLI infinie, mais on peut aussi la considérer correcte pour les fréquences MLI usuelles pour les convertisseurs à transistors IGBT, qui sont très grandes par rapport à la fréquence de référence. Dans ce cas, la composante utile de la tension de sortie de l'onduleur est quasiment égale à la tension de référence [3].

Les pertes totales dans l'onduleur sont données par la somme des pertes dans les trois bras.

On montrera dans la suite que les pertes en conduction sont bien influencées par le facteur de puissance $\cos\varphi$. Toutefois, cette variable n'apparaît pas dans les expressions (4.3) et (4.4). C'est pourquoi cette méthode de calcul de pertes peut être appliquée seulement si on a une charge résistive à la sortie de convertisseur. Par contre, dans notre cas, la charge connectée à la sortie du convertisseur est une machine électrique, qui est une charge particulièrement inductive. On voit donc la nécessité de prendre en compte l'influence de facteur de puissance sur les pertes.

La figure 4.2 montre l'enveloppe de courant à la sortie de l'onduleur (donc, le courant dans une phase de la machine), pour la demi-période positive. Sur cette figure sont montrées les périodes de conduction du transistor, T_{IGBT}, et de la diode, T_D, pendant une période MLI, T_{pwm}.

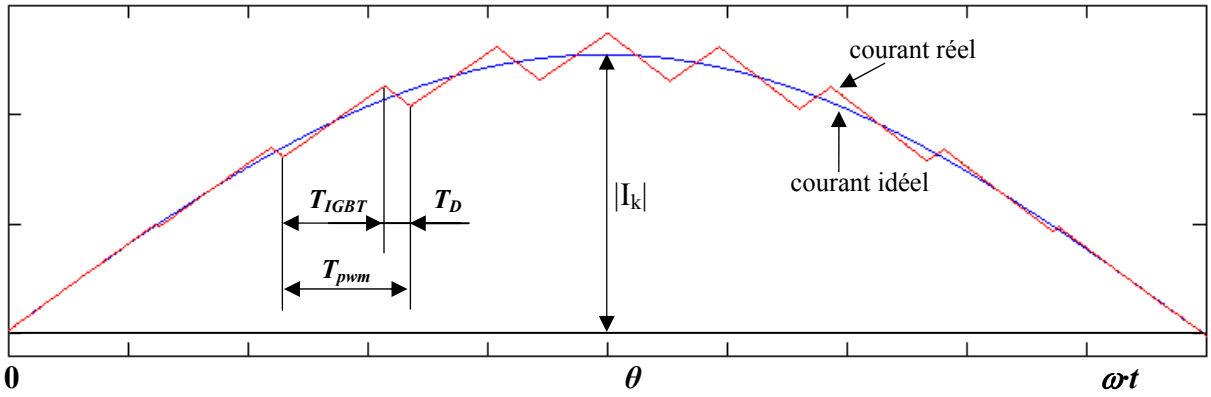


Fig. 4.2 L'enveloppe de courant pour la demi-période positive

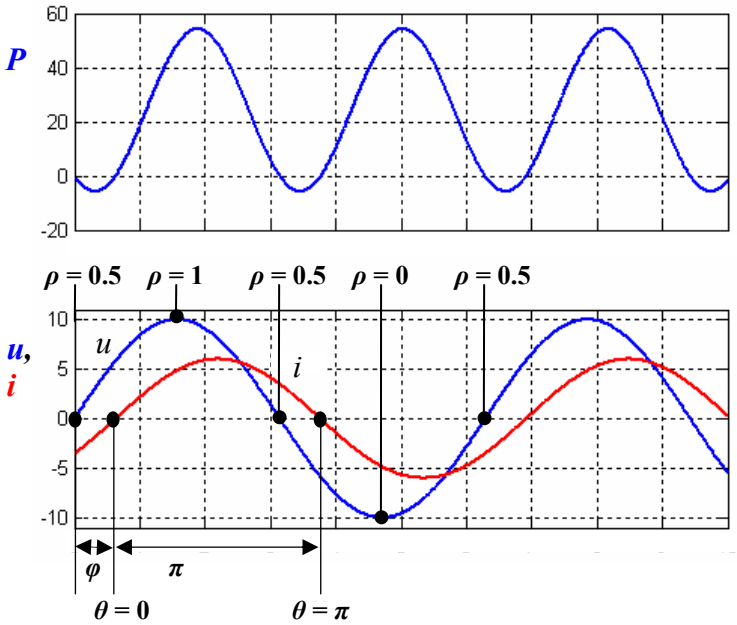


Fig. 4.3 Les enveloppes de tension, *u*, courant, *i*, et puissance, *P*, à la sortie d'un bras d'onduleur

Si la fréquence MLI est grande, on peut considérer que, pour une période électrique, le rapport cyclique d'un bras est donné par la formule :

$$\rho = \frac{1}{2} + \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2} = \frac{T_{IGBT}}{T_{pwm}} = T_{IGBT} \cdot f_{pwm}\,, \tag{4.5}$$

avec f_{pwm} la fréquence MLI, r le coefficient de réglage de la tension et φ le déphasage entre tension et courant. Les différentes valeurs de ρ sont données à la figure 4.3.

On peut voir que les relations (4.4) et (4.5) se ressemblent, mais la première ne rend pas compte du déphasage entre tension et courant. Comme les simulations ont montré, le déphasage entre tension et courant influence bien la valeur des pertes, pour la même puissance absorbée par la machine (Fig. 4.4).

Les périodes de conduction, sur une période MLI, des transistors IGBT et des diodes sont :

$$T_{IGBT} = \frac{\rho}{f_{pwm}} = \left(\frac{1}{2} + \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2}\right) \cdot \frac{1}{f_{pwm}} = \left(\frac{1}{2} + \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2}\right) \cdot T_{pwm}\,, \tag{4.6.a}$$

$$T_D = \frac{1 - \rho}{f_{pwm}} = \left(\frac{1}{2} - \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2}\right) \cdot \frac{1}{f_{pwm}} = \left(\frac{1}{2} - \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2}\right) \cdot T_{pwm}\,. \tag{4.6.b}$$

On suppose que le courant de sortie à une forme sinusoïdale en négligeant l'ondulation superposée : $i = |I_k| \cdot \sin\theta$. De plus, on suppose le courant constant pendant une période MLI (c'est possible pour une fréquence MLI élevée). Pour le calcul des pertes, on considère seulement la demi-onde positive de courant, où le courant se répartit entre le transistor supérieur et la diode inférieure. Durant la deuxième demi-période, le courant se répartit entre le transistor inférieur et la diode supérieure, mais les valeurs des pertes sont identiques.

L'énergie dissipée dans le transistor pendant une période MLI et pour un angle θ est donnée par :

$$E_{TR} = V_{ce} \cdot |I_k| \sin\theta \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2}\right) \cdot T_{pwm}\,, \tag{4.7}$$

où V_{ce} est la chute de tension du transistor IGBT en conduction (elle est en phase avec le courant i).

La puissance moyenne dissipée dans le transistor pour un angle θ est :

$$P_{TR} = V_{ce} \cdot |I_k| \sin\theta \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2}\right). \tag{4.8}$$

Comme on voit dans la figure 4.3, la puissance a une pulsation double par rapport au courant et à la tension, donc, pour calculer la puissance moyenne dissipée dans un transistor durant une période complète, il faut intégrer la relation (4.8) en fonction de θ pour un intervalle $\theta = [0, \pi]$:

$$P_{IGBT} = \int_0^{\pi} V_{ce} \cdot |I_k| \sin\theta \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{r \cdot \sin(\theta + \varphi)}{2}\right) \cdot d\theta\,,$$

$$P_{IGBT} = V_{ce} \cdot |I_k| \cdot \left(\frac{1}{\pi} + \frac{r \cdot \cos\varphi}{4}\right). \tag{4.9}$$

De la même façon, on calcule les pertes de conduction dans la diode durant une période complète et la relation finale est :

$$P_D = V_D \cdot |I_k| \cdot \left(\frac{1}{\pi} - \frac{r \cdot \cos\varphi}{4} \right), \tag{4.10}$$

où V_D est la chute de tension de la diode en conduction.

Les relations (4.9) et (4.10) donnent donc les valeurs des pertes dans les transistors et les diodes d'un bras d'onduleur. Les pertes totales dans l'onduleur sont :

$$p_{cond} = 3 \cdot (P_{IGBT} + P_D) = 3 \cdot |I_k| \cdot \left(\frac{V_{ce} + V_D}{\pi} + r \cdot \cos\varphi \cdot \frac{V_{ce} - V_D}{4} \right). \tag{4.11}$$

Le facteur de puissance, *cosφ*, peut être calculé à partir des puissances absorbées par la machine :

$$P = v_{sd} i_{sd} + v_{sq} i_{sq} = |V| \cdot |I| \cdot \cos\varphi \text{ – puissance active ;} \tag{4.12}$$

$$Q = v_{sd} i_{sq} - v_{sq} i_{sd} = |V| \cdot |I| \cdot \sin\varphi \text{ – puissance réactive.} \tag{4.13}$$

$$\frac{Q}{P} = \frac{\sin\varphi}{\cos\varphi} = \tan\varphi \quad \Rightarrow \quad \cos\varphi = \cos\left(\arctan\frac{Q}{P} \right) \tag{4.14}$$

Les pertes totales du convertisseur électronique de puissance s'obtiennent en faisant la somme des pertes en commutation (4.2) et en conduction (4.11).

Dans la figure 4.4 on peut voir l'allure des pertes calculées par les deux méthodes et pour une fréquence de commutation de 3 kHz. On a défini par *Pertes C* les pertes calculées par la première méthode et par *Pertes R* les pertes calculées par la deuxième méthode. En regardant la figure 4.4, on voit comment les pertes sont influencées par le facteur de puissance.

Comme les simulations l'ont montré, pour une puissance P = 2995 W absorbée par la machine asynchrone et un facteur de puissance cosφ = 0,84, les pertes dans le convertisseur électronique de puissance sont d'environ 57 W. A partir de ces valeurs, on a calculé le pourcentage de la puissance perdue dans l'onduleur par rapport à la puissance de bus continu de celui-ci et le rendement de l'onduleur :

$$p_{conv} = \frac{57}{3052} \cdot 100 = 1{,}86\,\%, \tag{4.15}$$

$$\eta_{conv} = \frac{2995}{3052} \cdot 100 = 98{,}14\,\%. \tag{4.16}$$

Les valeurs données par les relations (4.15) et (4.16) correspondent au régime nominal de fonctionnement de la machine asynchrone.

On a fait une autre détermination des performances de l'onduleur, pour le cas où le facteur de puissance de la machine aurait une valeur cosφ = 0,53. Dans ce cas, la puissance de la machine asynchrone étant P = 3140 W, la valeur des pertes dans onduleur sont de 90 W. On obtient alors :

$$p_{conv} = \frac{90}{3230} \cdot 100 = 2{,}78\,\%, \tag{4.17}$$

$$\eta_{conv} = \frac{3140}{3230} \cdot 100 = 97{,}22\,\%. \tag{4.18}$$

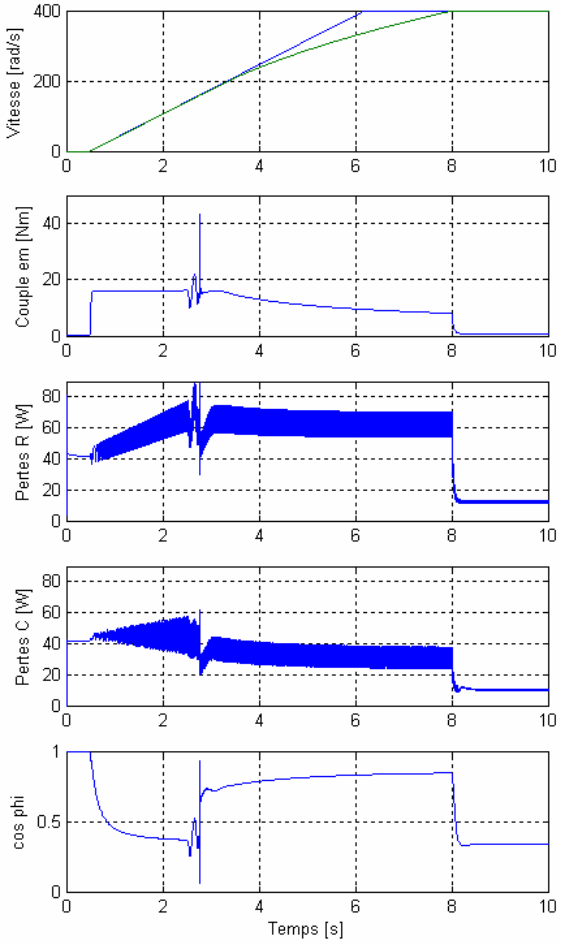


Fig. 4.4 Allure des pertes dans le convertisseur électronique de puissance pendant le démarrage de la MAS

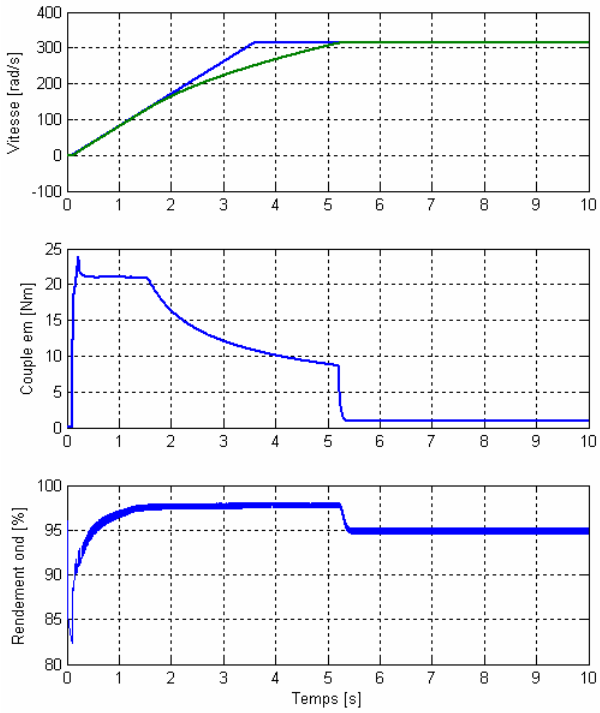


Fig. 4.5 Variation du rendement du convertisseur électronique de puissance en fonction du point de fonctionnement de la machine asynchrone

En comparant les résultats donnés par (4.15) et (4.16) avec les résultats donnés par (4.17) et (4.18), on voit que le facteur de puissance influence considérablement le rendement de l'onduleur.

Dans la figure 4.5 on peut observer la variation du rendement du convertisseur électronique de puissance pendant le démarrage de la machine asynchrone et l'accélération jusqu'à la vitesse de 3000 T/min ; la machine est couplée au volant d'inertie. On voit que le rendement est plus réduit pendant le régime stationnaire de la machine. L'explication vient du fait que, pendant le régime stationnaire, la machine fonctionne pratiquement à vide parce que le seul couple résistant est causé par les frottements. Il est bien connu que le facteur de puissance de la machine asynchrone est faible si la machine n'est pas chargée (Fig. 4.4) et ce fait se voit dans le rendement du convertisseur électronique de puissance.

Pour simuler les pertes, on a utilisé les caractéristiques statiques du module IGBT SKM50GB123D, fabriqué par Semikron, utilisé dans le convertisseur alimentant la machine asynchrone du banc d'essais qui sera décrit dans un chapitre séparé. Ces caractéristiques sont données dans la figure 4.6.

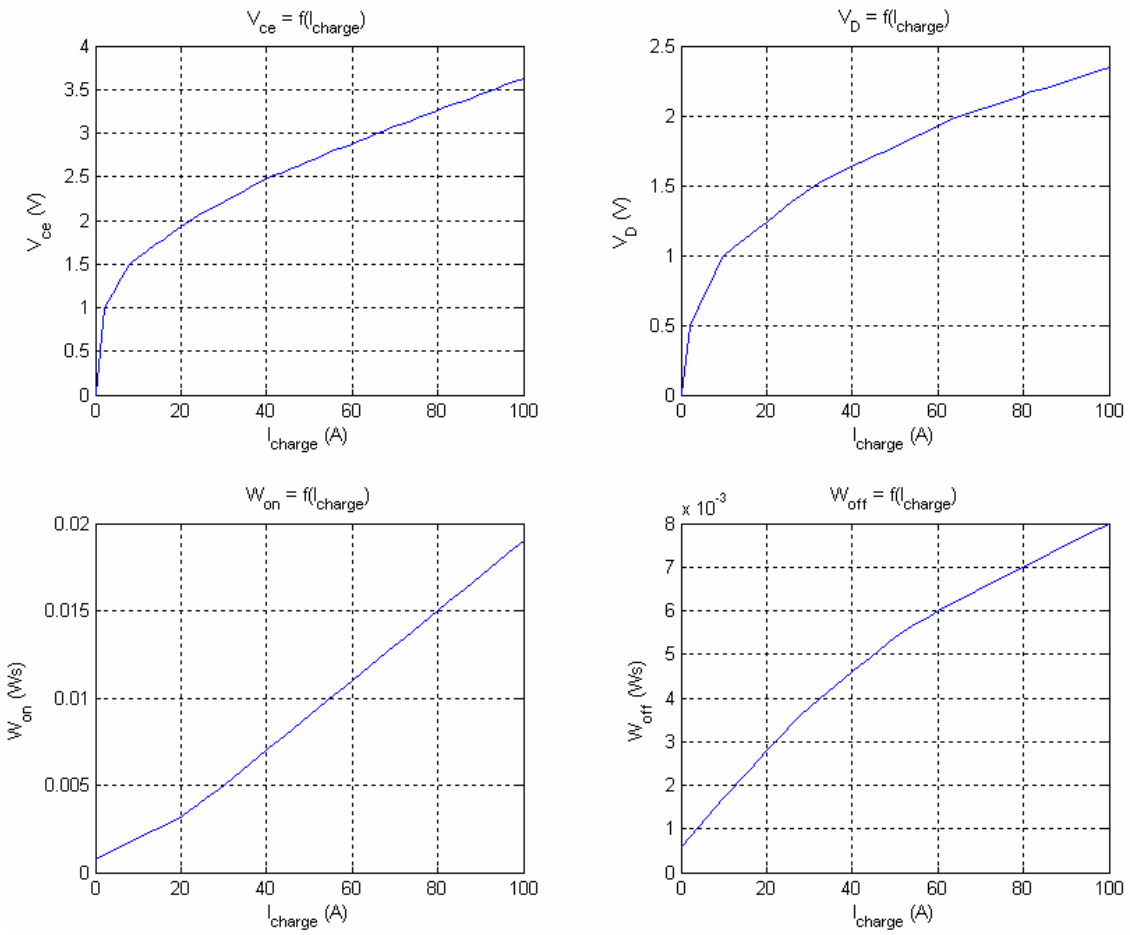


Fig. 4.6 Caractéristiques statiques du module IGBT SKM 50 GB 123 D

4.3. Pertes et rendement énergétique du système MAS + volant d'inertie

4.3.1. Estimation des pertes Joule dans la MAS

Les pertes Joule représentent la puissance dissipée dans les enroulements de la machine à cause de la résistance électrique de ceux-ci.

Pertes Joule du stator

Pour calculer ces pertes, une formule très simple et bien connue est utilisée :

$$p_{JS} = 3 \cdot R_s \cdot I_s^2 , \tag{4.19}$$

où R_s est la résistance d'une phase statorique et I_s la valeur efficace du courant traversant l'enroulement de la même phase statorique. En général, on peut supposer les trois enroulements comme étant identiques, donc les pertes totales sont obtenues en multipliant par trois les pertes dans un seul enroulement.

Le courant I_s est déterminé à partir des valeurs instantanées des trois courants triphasés ou même des courants i_{sd} et i_{sq} :

$$|I|^2 = \frac{2}{3} \cdot (i_{sa}^2 + i_{sb}^2 + i_{sc}^2) = \frac{2}{3} \cdot (i_{sd}^2 + i_{sq}^2) = 2 \cdot I_s{}^2 , \tag{4.20}$$

où $|I|$ est l'amplitude du courant statorique.

Dans les simulations, on a calculé la valeur de I_s en fonction des courants i_{sd} et i_{sq} :

$$I_s{}^2 = \frac{1}{3} \cdot (i_{sd}^2 + i_{sq}^2) . \tag{4.21}$$

En remplaçant (4.21) dans (4.19), on obtient l'expression utilisée pour calculer les pertes statoriques de la machine asynchrone :

$$p_{JS} = R_s \cdot (i_{sd}^2 + i_{sq}^2) . \tag{4.22}$$

Pertes Joule du rotor

Pour calculer ces pertes, l'expression généralement utilisée dans la littérature [4], [5] est :

$$p_{JR} = s \cdot P , \tag{4.23}$$

où s est le glissement de la machine et P la puissance active de la machine. L'expression utilisée dans les simulations est :

$$p_{JR} = s \cdot \left(v_{sd} \cdot i_{sd} + v_{sq} \cdot i_{sq} \right). \tag{4.24}$$

4.3.2. Estimation des pertes fer

Ces pertes arrivent dans le noyau ferromagnétique de la machine et sont causées par le phénomène d'hystérésis et par les courants de Foucault induits dans le noyau par la variation du flux magnétique de la machine.

Les pertes fer peuvent être calculées à partir du schéma équivalent de la machine (Fig. 4.7). Ces pertes représentent la puissance dissipée dans la résistance de magnétisation R_μ du schéma équivalent de la machine. Ce paramètre a été déterminé par l'essai à vide de la machine.

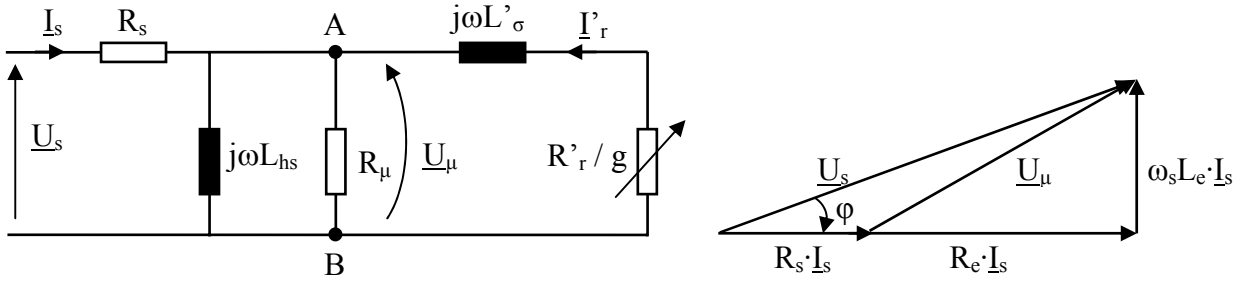


Fig. 4.7 Schéma équivalent monophasée de la machine asynchrone et le diagramme des tensions

Conformément à la figure 4.7, les pertes fer sont données par :

$$p_{Fe} = 3 \cdot \frac{U_\mu^2}{R_\mu} . \tag{4.25}$$

A partir du diagramme des tensions, on peut écrire :

$$U_s \cdot \cos\varphi - R_s \cdot I_s = R_e \cdot I_s , \tag{4.26.a}$$

et

$$U_s \cdot \sin\varphi = \omega_s L_e \cdot I_s , \tag{4.26.b}$$

où R_e et L_e sont la résistance, respectivement l'inductance, équivalentes entre les points A et B.

Ensuite :

$$U_\mu = \sqrt{(U_s \cdot \cos\varphi - R_s \cdot I_s)^2 + (U_s \cdot \sin\varphi)^2} , \tag{4.27}$$

et, en introduisant (4.27) dans (4.25), les pertes fer sont :

$$p_{Fe} = 3 \cdot \frac{(U_s \cdot \cos\varphi - R_s \cdot I_s)^2 + (U_s \cdot \sin\varphi)^2}{R_\mu} . \tag{4.28}$$

Il faut mentionner que ces pertes supposent une tension d'alimentation parfaitement sinusoïdale et ne prennent pas en compte les pertes engendrées par la MLI du convertisseur électronique de puissance.

4.3.3. Estimation des pertes par frottement

Une partie très importante des pertes totales est due aux les frottements. Ces pertes sont :

- Les pertes par frottement visqueux, qui sont dépendantes de la vitesse de la machine;
- Les pertes par frottement sec, qui sont indépendantes de la vitesse de la machine.

Pertes par frottement visqueux

Le couple de frottement visqueux est donné par :

$$C_v = B \cdot \Omega_m , \tag{4.29}$$

où B est le coefficient de frottement visqueux et Ω_m la vitesse de la machine. La puissance perdue à cause des frottements visqueux est donnée par :

$$p_v = C_v \cdot \Omega_m = B \cdot \Omega_m^2 . \tag{4.30}$$

On voit donc que ce type de perte devient très important à des vitesses élevées. C'est pourquoi il faut essayer de minimiser le coefficient de frottement visqueux autant que possible.

Pertes par frottement sec

Les pertes dues au couple de frottement sec sont calculées par:

$$p_s = C_s \cdot \Omega_m , \tag{4.31}$$

où C_s est le couple de frottement sec du SISE.

Enfin, les pertes totales causées par les frottements seront :

$$p_f = \Omega_m \cdot \left(C_s + \Omega_m \cdot B\right). \tag{4.32}$$

Bien sûr, les pertes dans un système électromécanique sont beaucoup plus complexes, mais ce sont les pertes principales existantes dans notre SISE. Pour une présentation plus détaillée sur les pertes, on peut consulter [6] et [7].

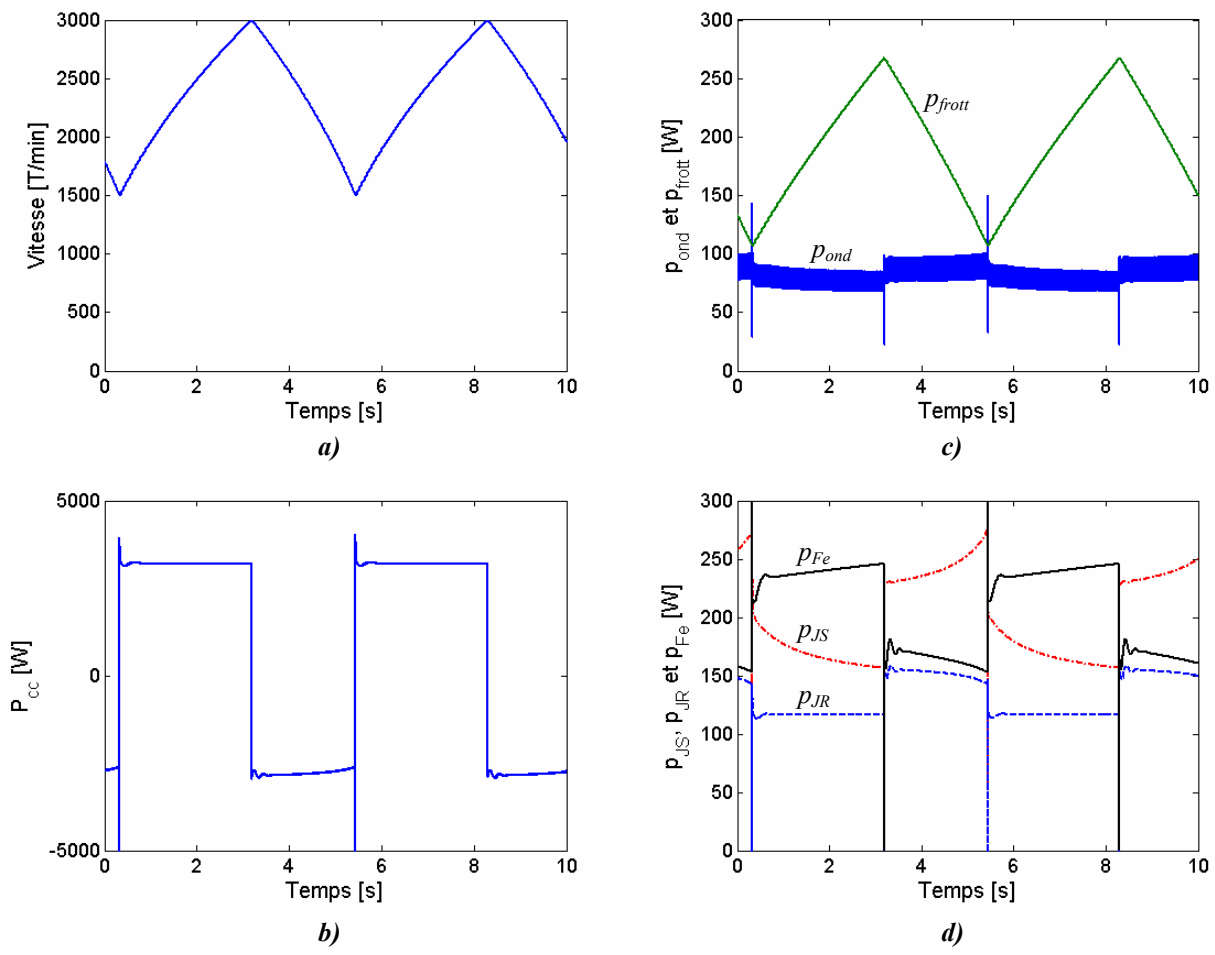


Fig. 4.8 Pertes dans le SISE avec MAS, résultées par simulation
a) vitesse du volant d'inertie
b) puissance dans le bus continu
c) pertes dans l'onduleur, p_{ond}, et pertes par frottements, p_{frott}
d) pertes Joule statoriques, p_{JS}, et rotoriques, p_{JR}, et pertes en fer, p_{Fe}

La figure 4.8 montre les résultats de simulation pour les pertes d'un SISE avec une MAS à 2 paires de pôles (3 kW à 1500 T/min), un volant d'inertie dont J = 0,2 kg·m^2 et un convertisseur électronique de puissance dont les caractéristiques ont été données dans le sous-chapitre 4.2.

La MAS fonctionne toujours en régime défluxé. Lors de l'accélération du volant d'inertie, la consigne du courant i_q de la MAS est maintenue à 13 A. Lors du freinage, la consigne de courant est maintenue à -16 A. On a choisi ces valeurs de courant afin d'avoir les mêmes puissances transitées par le bus continu lors des deux régimes de fonctionnement du SISE.

La fréquence de commutation de l'onduleur a été fixée à 8 kHz.

4.4. Bilan de puissance du SISE avec MAS

Après l'estimation des pertes, on a calculé le rendement du SISE avec la MAS. La puissance utile est donnée par :

$$P_u = P_{cc} - p_{ond} - p_{JS} - p_{JR} - p_{Fe} - p_v - p_s, \tag{4.33}$$

où P_{cc} est la puissance du bus continu. Donc, le rendement du système est:

$$\eta_c = \frac{P_u}{P_{cc}} \cdot 100 . \tag{4.34}$$

L'expression (4.34) donne le rendement du SISE lors du chargement du volant d'inertie. D'une manière similaire peut être calculé le rendement lors du déchargement du volant d'inertie. Ensuite, en multipliant les deux rendements, on peut trouver le rendement du SISE pour un cycle charge / décharge (CCD). Toutefois, même si cette méthode analytique est très rigoureuse, il est assez difficile de déterminer le rendement expérimental du SISE par cette manière.

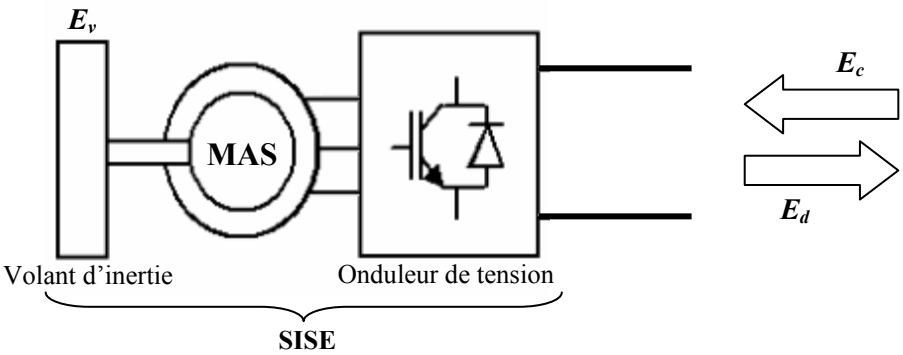


Fig. 4.9 Explication graphique pour la détermination du rendement du SISE

Une méthode plus simple pour la détermination du rendement du SISE comporte la mesure de l'énergie à l'entrée du SISE et l'énergie stockée dans le volant d'inertie.

Le rendement du SISE lors du chargement du volant est donné par

$$\eta_c = \frac{E_v}{E_c} \cdot 100 , \tag{4.35}$$

et le rendement lors du déchargement du volant est donné par

$$\eta_d = \frac{E_d}{E_v} \cdot 100 , \tag{4.36}$$

avec: E_v – énergie stockée dans le volant d'inertie, E_c – énergie électrique consommée pour charger le volant et E_d – énergie électrique générée lors du déchargement du volant (Fig. 4.9).

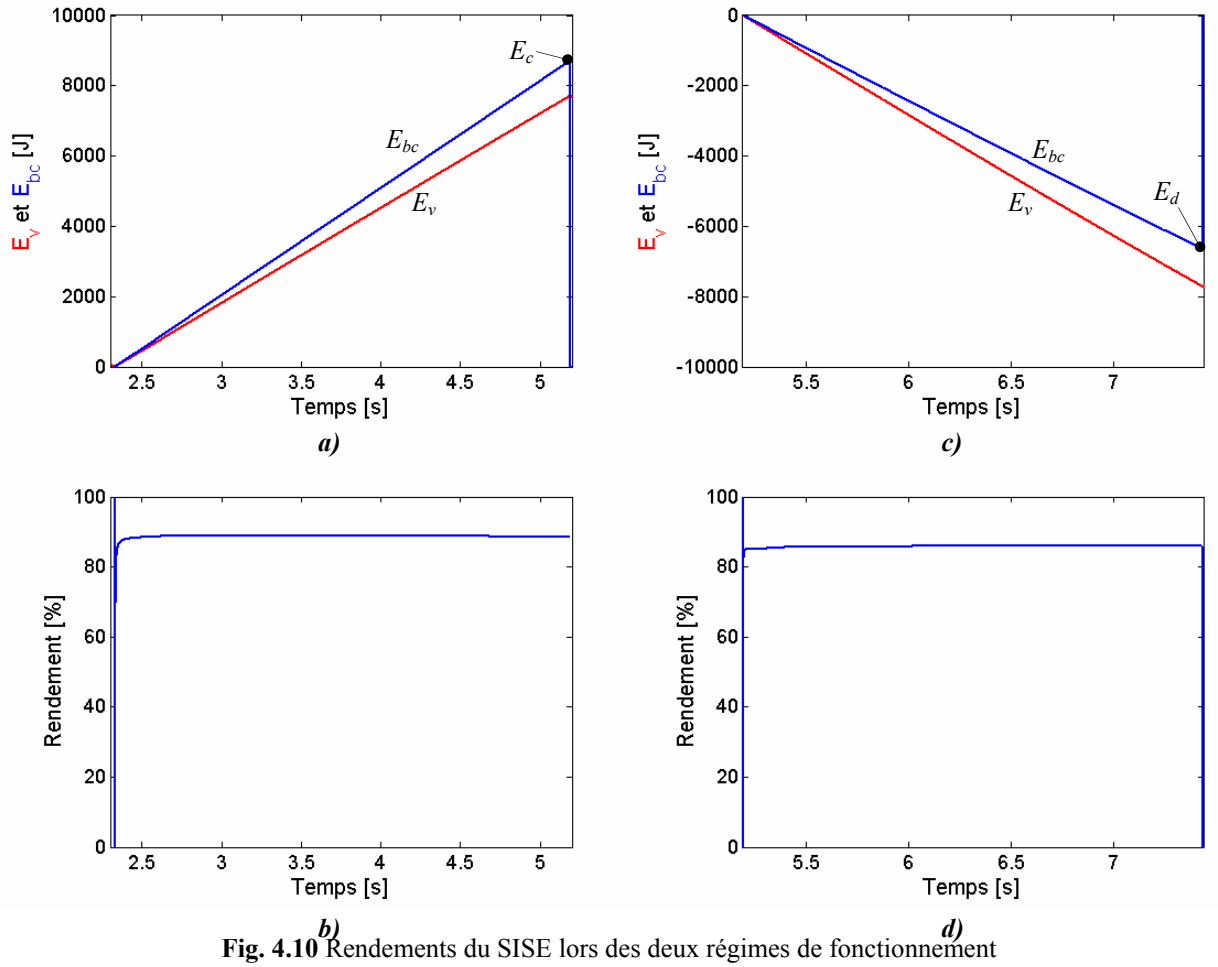


Fig. 4.10 Rendements du SISE lors des deux régimes de fonctionnement
a) énergie du volant, E_v, et dans le bus continu, E_{bc}
b) rendement du SISE lors du chargement du volant d'inertie
c) énergie du volant, E_v, et dans le bus continu, E_{bc}
d) rendement du SISE lors du déchargement du volant d'inertie

Le rendement du SISE pour un CCD est donné par

$$\eta_{CCD} = \left|\frac{E_d}{E_c}\right| \cdot 100 . \tag{4.37}$$

La figure 4.10 montre les résultats de simulation pour la détermination des rendements du SISE, dans les mêmes conditions que pour les résultats de la figure 4.8. Les valeurs des rendements obtenues par simulation sont : η_c = 89 %, η_d = 86 % et η_{CCD} = 76,5 %

4.5. Pertes et rendement du système MSAP + volant d'inertie

4.5.1. Estimation des pertes Joule

Pour la MSAP il y a des pertes Joules seulement dans le stator, parce que le rotor de la machine ne contient pas d'enroulements électriques. Les pertes Joule du stator sont calculées de la même façon que pour la MAS, par l'expression (4.22).

4.5.2. Estimation des pertes fer

Comme pour la MAS, ces pertes peuvent être estimées à partir du schéma équivalent de la MSAP (Fig. 4.11).

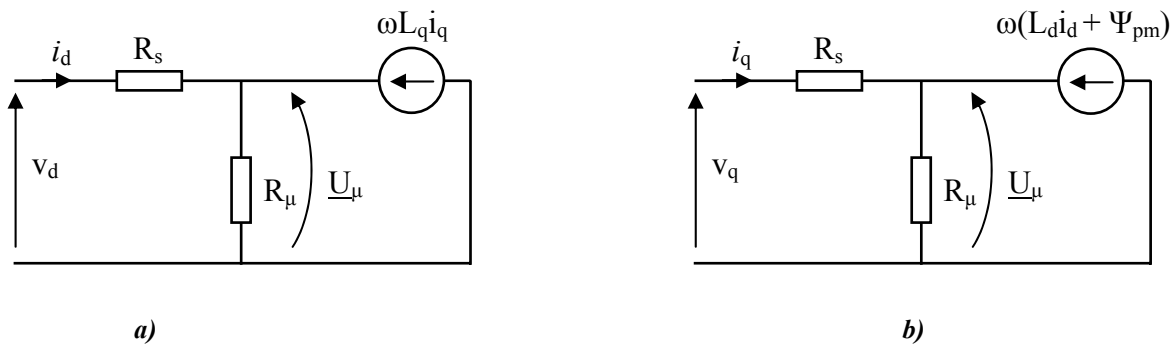


Fig. 4.11 Schéma équivalent de la MSAP incluant les pertes en fer
a) pour l'axe **d** *b)* pour l'axe **q**

L'estimation de la résistance R_μ étant très difficile, ces pertes ont été négligées lors des simulations.

4.5.3. Estimation des pertes par frottement

Ces pertes sont calculées de la même façon que pour la MAS.

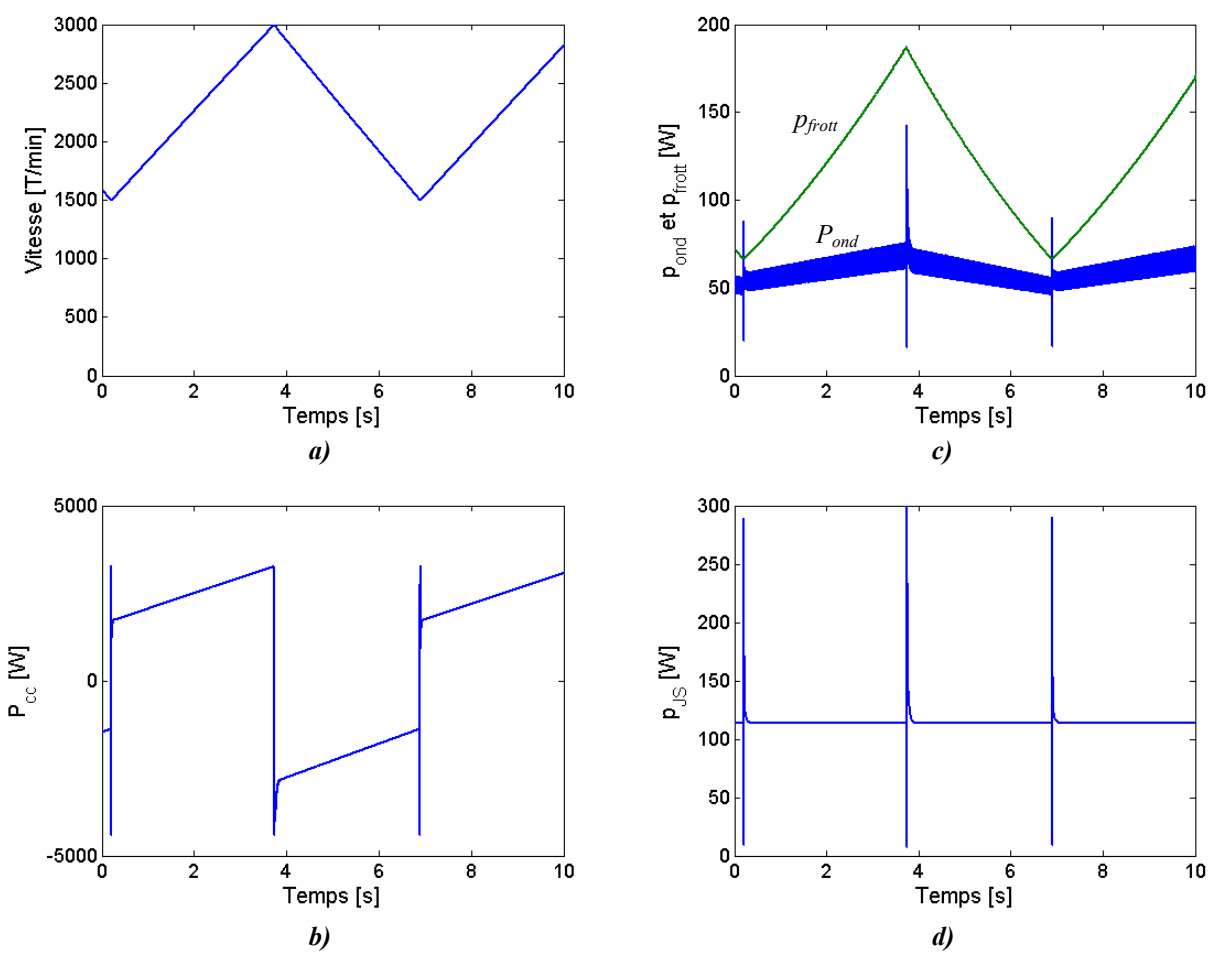


Fig. 4.12 Pertes dans le SISE avec MSAP, résultées par simulation
a) vitesse du volant d'inertie
b) puissance dans le bus continu
c) pertes dans l'onduleur, p_{ond}, et pertes par frottements, p_{frott}
d) pertes Joule statoriques, p_{JS}

La figure 4.12 montre les résultats de simulation pour les pertes d'un SISE avec une MSAP à 3 paires de pôles (2,83 kW à 3000 T/min), un volant d'inertie dont J = 0,2 kg·m^2 et un convertisseur électronique de puissance dont les caractéristiques ont été données dans le sous-chapitre 4.2.

La MSAP fonctionne toujours dans la région de couple constant. La consigne du courant i_q de la MSAP est maintenue à ± 11 A lors des deux régimes de fonctionnement du SISE.

La fréquence de commutation de l'onduleur a été fixée à 8 kHz.

4.6. Rendement du SISE avec MSAP

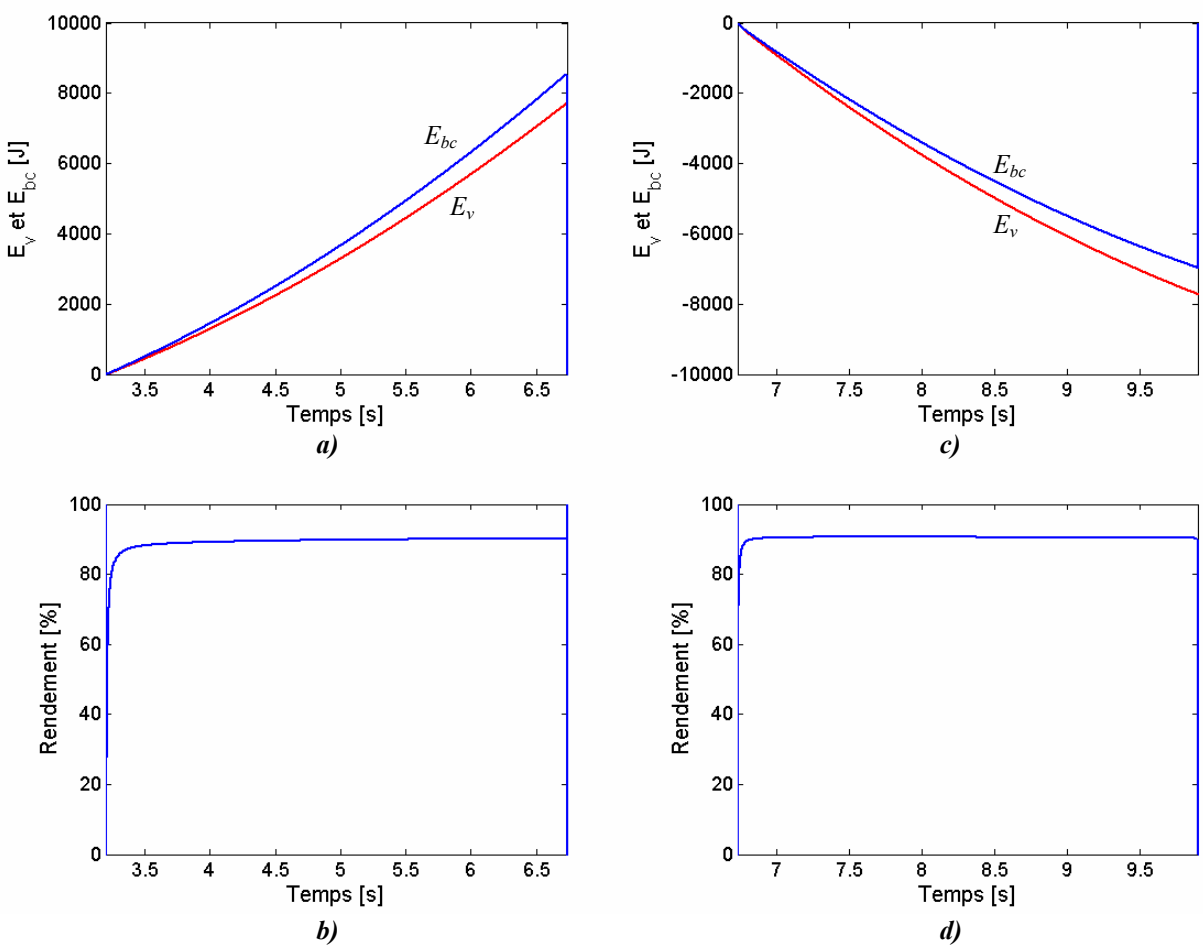


Fig. 4.13 Rendements du SISE lors des deux régimes de fonctionnement
a) énergie du volant, E_v, et dans le bus continu, E_{bc}
b) rendement du SISE lors du chargement du volant d'inertie
c) énergie du volant, E_v, et dans le bus continu, E_{bc}
d) rendement du SISE lors du déchargement du volant d'inertie

La figure 4.13 montre les résultats de simulation pour la détermination des rendements du SISE, dans les mêmes conditions que pour les résultats de la figure 4.12. Les valeurs des rendements obtenues par simulation sont : η_c = 90,2 %, η_d = 90,6 % et η_{CCD} = 81,7 %

4.7. Conclusions

Dans ce chapitre, les bilans énergétiques de deux types de SISEs sont présentés: SISE avec machine asynchrone et SISE avec machine synchrone à aimants permanents. Le calcul des pertes est fait séparément pour le convertisseur électronique de puissance et pour l'ensemble machine électrique + volant d'inertie.

On a montré une méthode spécifique permettant la détermination simple du rendement du SISE lors des deux régimes de fonctionnement (chargement ou déchargement du volant d'inertie) ou sur un cycle charge / décharge.

Des simulations ont été faites pour estimer les pertes et les rendements des deux SISEs. Les simulations ont montré que les pertes dans le convertisseur électronique de puissance sont dépendantes du facteur de puissance de la machine électrique. Si la machine fonctionne à un faible facteur de puissance, le rendement du convertisseur est dégradé. Les simulations ont montré un rendement meilleur pour le SISE avec machine synchrone à aimants permanents.

Les résultats présentés dans ce chapitre ont été publiés dans trois articles présentés à des conférences internationales [8] – [10].

4.8. Références

[1] P. Bastiani, *Stratégies de commande minimisant les pertes d'un ensemble convertisseur – machine alternative : Application traction électrique*, Thèse de doctorat, Institut national des sciences appliques de Lyon, France, 23 Février 2001.

[2] C. Rivas, A. Rufer, "Comparaison des pertes des convertisseurs pour systèmes de production d'énergie électrique à partir d'une pile à combustible", *Actes de 8ème Colloque « Electronique de Puissance de Futur » – EPF 2000*, 29 nov. – 1 déc. 2000, Lille, France, pp. 239 – 243.

[3] F. Labrique, H. Buyse, G. Séguier, R. Bausière, *Les convertisseurs de l'électronique de puissance, Commande et comportement dynamique*, Tome 5, Technique et Documentation – Lavoisier, 1998.

[4] J. Bonal, *Entraînements électriques à vitesse variable*, Vol. 1, TEC & DOC, Paris, France, 1997.

[5] R. Chauprade, F. Milsant, *Electronique de puissance: 2. Commande des moteurs à courant alternatif*, Edition EYROLLES, Paris, France, 1990.

[6] I. Boldea, S. A. Nasar, *Induction Machines Handbook*, CRC Press, Boca Raton, Florida, U.S.A., 2002.

[7] Guy Grellet, "Pertes dans les machines tournantes", *Technique de l'ingénieur, traite Génie électrique*, D 3 450.

[8] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "Performance analysis of an induction machine-based flywheel energy storage system associated to a variable-speed wind generator", *Proceedings of the 9th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipments - OPTIM 2004*, Brasov, Romania, 20-22 May 2004.

[9] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "Losses and efficiency of a flywheel energy storage system with permanent-magnet synchronous machine associated to a variable-speed wind generator", *Proceedings of the 16th International Conference on Electrical Machines*, Cracow, Poland, 5-8 September 2004.

[10] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "Comparative Study of Flywheel Energy Storage Systems Associated to Wind Generators", *Proceedings of the International Conference on Applied and Theoretical Electricity - ICATE 2004*, Baile-Herculane, Romania, 14 - 15 Oct 2004.

Deuxième partie

SISE ASSOCIE AU GENERATEUR EOLIEN

Résumé – La deuxième partie de la thèse porte sur le SISE associé au générateur éolien. On présente les problèmes concernant la puissance fournie par le générateur éolien. Les variations de la vitesse du vent engendrent des variations sur la puissance générée. Pour lisser ces variations de puissance et pour permettre au générateur éoliens de participer aux services système ou de fonctionner en îloté, il faut associer un système de stockage d'énergie au générateur éolien. Le SISE est bien adapté à ce type d'application en raison de ces caractéristiques: bonne dynamique, bon rendement, durée de vie similaire à l'éolienne, etc. Dans cette partie on propose des stratégies de contrôle et supervision du SISE associé au générateur éolien.

Chapitre 5

Association du SISE au générateur éolien

Résumé – Le but de ce chapitre est de faire une introduction sur les générateurs éoliens, de présenter les problèmes liés aux fluctuations de la puissance générée et d'envisager les principales méthodes de régulation de cette puissance. A cause des fréquentes variations de la vitesse du vent, les générateurs éoliens actuels ne peuvent pas fonctionner sans être associés à des générateurs classiques (groupes diesel, centrales nucléaires, thermiques ou grandes hydrocentrales). Les générateurs à vitesse variable se développent de plus en plus parce qu'ils permettent l'extraction du maximum de la puissance du vent. Il y a deux voies pour agir sur la puissance générée par un générateur éolien: la voie mécanique et la voie électrique. On montre dans ce chapitre que la voie électrique est plus appropriée lorsqu'on veut que le générateur éolien alimente un réseau faible ou des charges isolées. Pour cela, un SISE est associé avec le générateur éolien afin de réguler la puissance fournie par le générateur. On considère le générateur synchrone à aimants permanent parce qu'il est capable de démarrer en autonome. Le SISE joue le rôle de tampon entre le générateur éolien et ses charges.

5.1. Bref historique des générateurs éoliens

L'américain Charles F. Brush (1849-1929) mit en service la première éolienne destinée à la production de l'électricité. Pendant l'hiver de 1887-88, il a bâti une éolienne de type « wind rose » dont le rotor avait 17 m en diamètre et comportait 144 pales. La turbine a fonctionné 20 ans en chargeant les accumulateurs placés dans la cave de la grande maison de Brush. Malgré les dimensions gigantesques, la turbine entraînait un générateur à courant continu de 12 kW. Cela révèle le rendement très faible de l'installation ; c'est une caractéristique des turbines de type « wind rose » américaines, qui sont des turbines très lentes [1].

Le danois Poul La Cour (1846-1908) découvrit que les turbines éoliennes rapides comportant peu de pales sont plus efficaces pour la production de l'électricité. Il fut un des pionniers de l'aérodynamique. La Cour construisit plusieurs éoliennes et utilisa l'électricité pour obtenir l'hydrogène de l'eau par l'électrolyse. C'est lui qui a fondé la Société des Electriciens Eoliens et a publié la première revue sur l'Electricité Eolienne. Il a donné aussi des cours pour les électriciens éoliens au lycée d'Askov Folk. Grâce aux découvertes de La Cour, 120 éoliennes, dont les puissances variaient de 20 à 35 kw, étaient déjà installées au Danemark en 1918. La puissance totale installée était d'environ 3 MW et représentait environ 3 % de l'électricité consommée au Danemark à cette époque. Cependant, le développement des centrales thermiques ralentit le développement des éoliennes; les centrales thermiques permettaient des puissances installées beaucoup plus élevées et produisaient de l'électricité bon marché [1].

Le premier essai de mise en place d'une grande éolienne a été réalisé en Russie en 1931. Un générateur éolien de 100 kW fut installé au bord de la Mer Caspienne. Il fonctionna pendant deux ans et produisit 200 MWh d'électricité. De nombreuses recherches furent effectuées entre 1935 et 1970 aux Etats-Unis, Danemark, France, Allemagne et Grand Bretagne en montrant que la construction des grandes éoliennes est faisable, mais les implantations pratiques ne sont pas nombreuses. La plus grande éolienne de cette époque a été installée en 1941 à Vermont, aux Etats-Unis. Elle avait une puissance de 1,25 MW et un rotor à deux pales. Le contrôle de l'orientation des pales permettait le fonctionnement à vitesse constante (28 T/min). Cependant, l'éolienne n'a fonctionné que quelques centaines d'heures et avec beaucoup d'interruptions. En 1945, une pale s'est cassée et mit fin à la vie de la première éolienne dépassant 1 MW [2].

Le danois Johannes Juul, un des étudiants de Poul La Cour, construisit le premier générateur éolien de courant alternatif. En 1957, il mit en place une éolienne tripale entraînant un générateur asynchrone de 200 kW. L'installation a fonctionné 11 ans sans maintenance et a introduit plusieurs principes de contrôle utilisés aujourd'hui dans les éoliennes modernes. Cependant, la baise du prix du pétrole, au début des années 60s, a mis encore une fois les éoliennes dans l'ombre. Après la première crise de pétrole, en 1973, plusieurs compagnies du Danemark, de l'Allemagne, la Suède, la Grande Bretagne et les Etats-Unis proposèrent des éoliennes de grande puissance avec contrôle de l'orientation des pales. Toutefois, le prix élevé de l'électricité éolienne continua d'être un contre argument. Un cas à part concerne la construction d'une grande éolienne au Danemark en 1977 ayant un rotor de 54 m en diamètre et une puissance installée de 2 MW. Cette éolienne apporte deux aspect très nouveaux pour l'époque: le générateur synchrone fonctionnant à vitesse variable et la connexion au réseau par l'intermédiaire d'un cyclo-convertisseur. L'éolienne est encore en fonctionnement [1] et [3].

L'essor du développement des éoliennes a commencé au début des années 80s. Des éoliennes de quelques dizaines de kW ont commencé à être installées autour du monde afin d'alimenter les sites isolés. D'un autre coté, plus de 1000 éoliennes ayant une puissance unitaire de 55 kW ont été installées dans une grande ferme éolienne à Palm Springs en Californie. Cela faisait partie d'un programme américain très ambitieux, mais il fut arrêté au milieu des années 80s. Depuis, c'est l'Allemagne qui a pris la tête et détient le plus grand marché du monde en matière d'éoliennes [1].

Les fermes d'éoliennes modernes ont commencé d'apparaître en Europe dans les années 90s. Commençant avec des éoliennes de quelques centaines de kW, aujourd'hui on installe des éoliennes de quelques MW.

5.2. Puissance fournie par les générateurs éoliens et contraintes

Les générateurs éoliens sont des générateurs dont la source primaire d'énergie est le vent. Il est bien connu que le vent a des caractéristiques très fluctuantes et imprévisibles. Même s'il y a des évaluations statistiques permettant prédire les valeurs moyennes du vent pour quelques jours ou pour toute l'année, la vitesse du vent change très fréquemment et il est impossible de prédire sa valeur pour un moment donné.

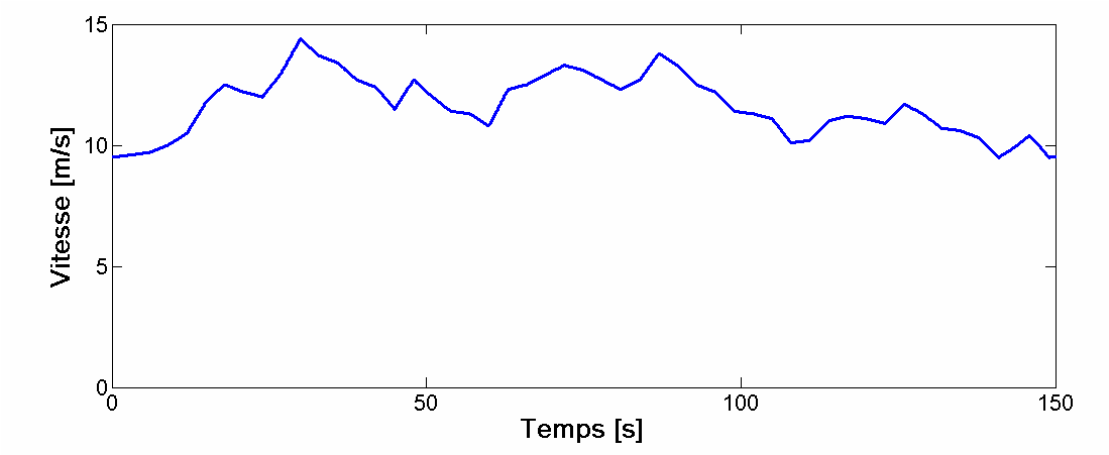


Fig. 5.1 Allure de vent mesuré sur le site de Dunkerque (nord de la France)

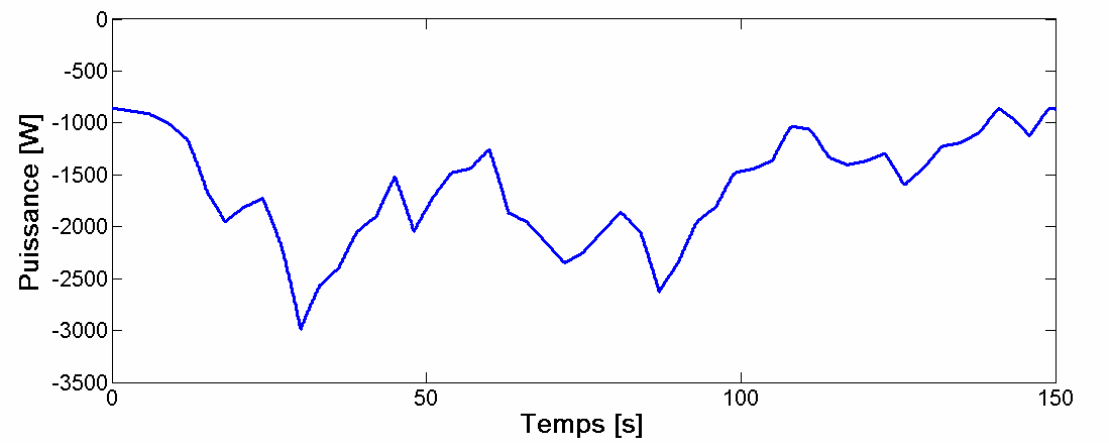


Fig. 5.2 Allure de puissance débitée par la turbine éolienne

La figure 5.1 montre une enveloppe de vitesse de vent mesuré sur le site de Dunkerque, dans le nord de la France. La puissance débitée par une turbine éolienne est proportionnelle au cube de la vitesse du vent [4]. Donc, une petite variation de la vitesse du vent causera une variation importante sur la puissance débitée par la turbine. Cela se voit bien sur la figure 5.2 pour une turbine éolienne de 10 kW (puissance donnée pour un vent à 22 m/s). La puissance débitée par la turbine est considérée négative parce que c'est une puissance générée.

Comme la puissance mécanique débitée par la turbine éolienne est très fluctuante, la puissance électrique générée par le générateur éolien sera aussi très fluctuante. Cela pose beaucoup de problèmes pour les administrateurs du système énergétique pour deux raisons. Il faut assurer la balance entre la puissance générée et la puissance consommée. Donc, le générateur éolien devrait fournir l'énergie que le consommateur demande; rien en plus ou en moins. De plus, la puissance consommée est très difficilement prévisible et variable. A cause de ces restrictions, les générateurs éoliens actuels ne peuvent pas fonctionner sans être associés à une source classique d'énergie (groupe diesel, centrale thermique, nucléaire ou les grandes hydrocentrales).

Les générateurs éoliens actuels sont considérés comme des charges négatives dans le système énergétique: ils produisent de l'énergie mais ils ne participent pas aux services système (réglage de fréquence et tension). Les services système sont toujours à la charge des alternateurs classiques. C'est pourquoi le taux de pénétration de la production éolienne, c'est-à-dire la puissance qu'elle génère par rapport à la puissance totale consommée, doit être limité afin de pouvoir garantir la stabilité du réseau dans des conditions acceptables. Dans ce cas, certains retours d'expérience indiquent que pour des taux de pénétration supérieurs à 20 ou 30% des problèmes de stabilité peuvent apparaître [5]. Si on veut augmenter le taux de pénétration des éoliennes, il faut trouver des solutions permettant aux générateurs éoliens de participer aux services système.

5.3. Association du SISE au générateur éolien

Les premiers résultats expérimentaux concernant l'association des générateurs éoliens avec des SISEs ont été publiés vers la fin des années 80s et le début des années 90s [6]-[7]. Ces premiers essais ont eu pour but l'amélioration du fonctionnement des systèmes éolien+diesel destinés à l'alimentation des sites isolés. En raison du caractère très fluctuant de l'énergie générée par l'éolien, les groupes diesel sont soumis à des régimes de fonctionnement très durs afin de réguler la puissance fournie aux consommateurs. Les différentes études ont montré que l'association d'un SISE avec un système éolien+diesel apporte des avantages importants: baisse de la consommation de fuel, durée de vie plus longue pour les groupes diesels et meilleur contrôle de la puissance fournie aux consommateurs [6]-[13].

Le SISE constitue un tampon d'énergie permettant la régulation de la puissance fournie aux consommateurs. Dans les premières applications, le couplage du SISE est fait sur le réseau triphasé, comme on le voit dans la figure 5.3 [6]-[13].

Les premiers générateurs éoliens étaient couplés directement au réseau (Fig. 5.3) ce qui imposait une vitesse de rotation constante. Le développement de l'électronique de puissance a rendu possible le couplage des générateurs éoliens au réseau par l'intermédiaire des convertisseurs électroniques de puissance. Cela permet aux éoliennes de fonctionner à vitesse variable, afin d'extraire le maximum de puissance au vent [4] et [14].

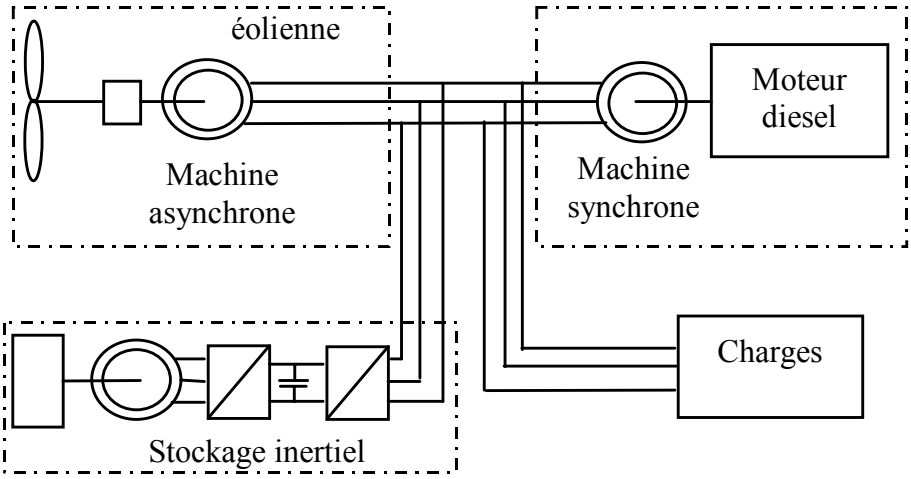


Fig. 5.3 Couplage du SISE avec un système éolien+diesel

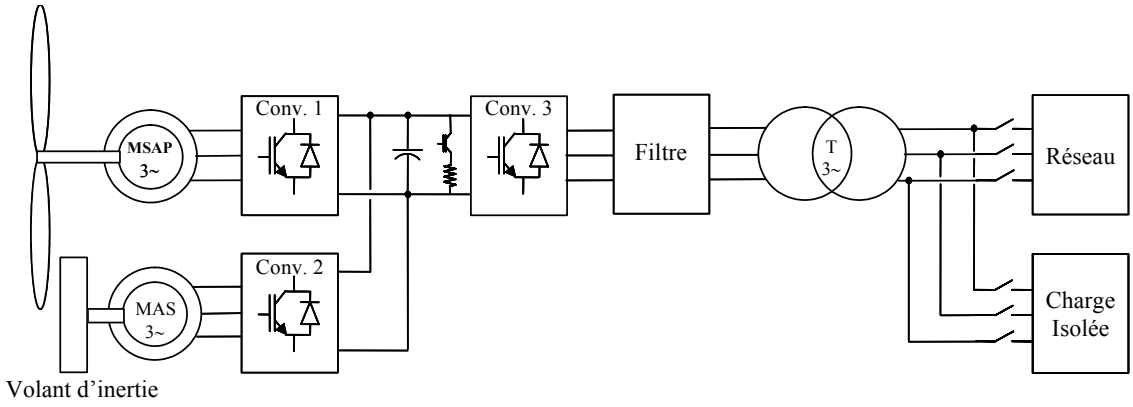


Fig. 5.4 Eolienne à vitesse variable associé à du stockage
en vue d'un fonctionnement sur réseau ou sur charges isolées

Dans la figure 5.4 on peut voir le schéma d'une éolienne a vitesse variable avec machine synchrone à aimants permanents (MSAP). Ce type d'éolienne est approprié à l'alimentation des charges isolées, car elle permet le démarrage en autonome ou le black-start.

Pour ce type d'éolienne, un SISE peut être couplé sur le bus continu, comme dans la figure 5.4 [15]-[17]. Dans ce cas, le rôle du SISE est de réguler la tension du bus continu et, implicitement, le flux de puissance au travers de celui-ci. Ce type de système fait l'objet de l'étude de cette thèse.

Il y a deux moyens pour contrôler la puissance fournie par les générateurs éoliens:

- *Agir sur le système mécanique*, c'est-à-dire, implanter le contrôle de l'orientation des pales pour les turbines éoliennes [1] et [13].
- *Agir sur le système électrique*, c'est-à-dire, associer un système de stockage avec le générateur éolien [6]-[12] et [15]-[17] ou agir sur le couple électromagnétique de la génératrice [4] afin de contrôler la puissance délivrée au réseau ou sur les charges isolées. Cependant, on peut agir sur le couple électromagnétique de la génératrice uniquement dans le cas où la puissance demandée par la charge est plus petite que la puissance maximale que l'éolienne peut fournir.

La première méthode donne des résultats satisfaisants si le générateur est couplé à un réseau puissant, qui n'est pas dérangé par les fluctuations de puissance engendrées par l'éolienne. Cependant, si le générateur débite sur un réseau faible ou sur des charges isolées, cette méthode de régulation ne peut plus assurer la qualité de l'énergie électrique. C'est la raison pour laquelle on choisit l'association du SISE au générateur éolien, qui est une méthode de régulation plus rapide et plus précise [15]-[17]. Cet aspect sera traité dans la suite de la thèse.

5.4. Conclusions

Un bref historique des générateurs éoliens est présenté au début de ce chapitre. Ensuite, les problèmes spécifiques liés à l'énergie produite par ce type de générateurs sont montrés.

Le chapitre finit en exposant les possibilités d'association du générateur éolien avec un SISE afin de réguler la puissance débitée sur le réseau. La solution retenue concerne le générateur synchrone à aimants permanents et le couplage avec le SISE par l'intermédiaire des bus continus des convertisseurs électroniques de puissance. Le SISE comporte une machine asynchrone à cage.

On montre aussi les deux voies principales permettant la régulation de la puissance fournie par le générateur éolien et on voit que l'association du SISE permet une meilleure régulation.

5.5. Références

[1] http://www.windpower.org

[2] http://telosnet.com/wind

[3] http://www.tvindkraft.dk

[4] L. Leclercq, « Apport de stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », Thèse de doctorat soutenue au Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance de Lille, 14 décembre 2004.

[5] N. Jenkins, R. Allan, P. Crossley, D. Kirschen, G. Strbac, *Embedded generation*, The Institution of Electrical Engineers (IEE), London, 2000.

[6] D.G. Infield, J.A.M. Bleijs, A.H. Coonick, J.H. Bass, J.T. White, M.J. Harrap, N.H. Lipman and L.L. Freris, "A Wind/Diesel System operating with Flywheel Storage", *Proc EC Wind Energy Conference*, Herning, June 1988.

[7] J.A.M. Bleijs, L.L. Freris, D.G. Infield, A.J. Ruddell, G.A. Smith, "A Wind/diesel System With Flywheel Energy Buffer", *Proceedings of Joint International Power Conference Athens Power Tech*, September 5-8, 1993, Page(s): 995 – 999.

[8] F. Hardan, J.A.M. Bleijs, R. Jones, P. Bromley, "Bi-directional power control for flywheel energy storage system with vector-controlled induction machine drive", *IEE conference publication*, pp. 456-477, 1998.

[9] F. Hardan, J.A.M. Bleijs, R. Jones, P. Bromley, A.J. Ruddell, "Application of a power-controlled flywheel drive for wind power conditioning in a wind/diesel power system", *Ninth International Conference on (Conf. Publ. No. 468) Electrical Machines and Drives*, 1-3 Sept. 1999, Pages: 65 – 70.

[10] L. Leclercq, B. Robyns, J.M. Grave, "Fuzzy logic based supervisor of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", Proceedings of the 8th *International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipments* - OPTIM 2002, Brasov, Romania, May 2002, vol. II, pp. 441-446.

[11] L. Leclercq, A. Kamagate, B. Robyns, J.-M. Grave, "Modelling and simulation of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", *ICEM 2002*, Bruges, Belgium, August 2002.

[12] L. Leclercq, B. Robyns, J.-M. Grave, "Control based on fuzzy logic of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", *Mathematics and Computers in Simulation*, vol.63, issue 3-5, 2003, pp. 271-280.

[13] S. Hurtado, G. Gostales, A. de Lara, N. Moreno, J.M. Carrasco, E. Galvan, J.A. Sanchez, L.G. Franquelo, "A new power stabilization control system based on making use of mechanical inertia of a variable-speed wind-turbine for stand-alone wind-diesel applications", *IECON 2002*, Sevilla, Spain, October 2002.

[14] P. Bauer, S. de Haan et M. Dubois, "Wind energy and offshore windparks: State of the art and trends", *EPE-PEMC 2002*, 2002.

[15] R. Cardenas, R. Pena, G. Asher, J. Clare, "Control strategies for enhanced power smoothing in wind energy systems using a flywheel driven by a vector-controlled induction machine", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 48, n° 3, June 2001, pp. 625-635.

[16] R. Cardenas, R. Pena, G. Asher, J. Clare, R. Blasco-Giménez, "Control strategies for power smoothing using a flywheel driven by a sensorless vector-controlled induction machine operating in a wide speed range", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 51, n° 3, June 2004, pp. 603-614.

[17] L. Leclercq, A. Ansel, B. Robyns, "Autonomous high power variable speed wind generator system", *EPE 2003*, Toulouse, France, September 2003.

Chapitre 6

Contrôle et supervision du SISE associé au générateur éolien

Résumé – C'est le chapitre fondamental de cet ouvrage. Ici on propose des stratégies de contrôle et de supervision du SISE associé au générateur éolien. Si le générateur débite sur un réseau, le SISE peut être chargé seulement avec la régulation de la puissance débitée au réseau. Par contre, si le générateur alimente des charges isolées, le SISE doit assurer aussi la régulation de la tension du bus continu. Deux méthodes de contrôle pour le SISE sont proposées: le contrôle en vitesse et le contrôle en couple. Les simulations ont montré que le contrôle en couple donne les meilleures performances. Pour la machine électrique, on utilise le contrôle vectoriel et le DTC. Les deux méthodes présentent des performances énergétiques similaires, mais le temps de calcul sur la carte à microprocesseur est réduit de 50% dans le cas du DTC.

Pour maintenir la vitesse du volant d'inertie dans la plage du fonctionnement normal, une stratégie de supervision doit être prévue. Si la vitesse du volant devient trop élevée, on diminue la puissance stockée. Si la vitesse du volant devient trop faible, on favorise le stockage. Trois types de superviseurs sont proposés et les résultats de simulation permettent de faire la comparaison. On discute aussi le choix de la constante de temps de filtrage de la puissance générée.

6.1. Introduction sur le contrôle du SISE associé au générateur éolien

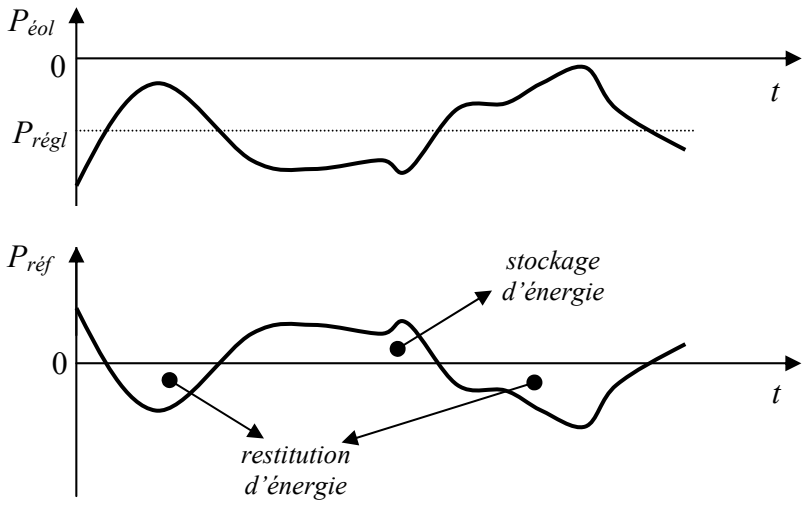


Fig. 6.1 Principe du contrôle de SISE associé au générateur éolien

Comme on a déjà vu dans le chapitre précédent, la puissance fournie par un générateur éolien est toujours variable, dû aux variations de la vitesse du vent. De l'autre coté, c'est le consommateur ou le réseau qui doit recevoir une puissance lissée. La figure 6.1 montre le principe de contrôle d'un SISE associé à un générateur éolien. Ayant la puissance générée par le générateur éolien, $P_{éol}$, et connaissant la puissance qu'il faut délivrer au réseau ou sur les charges isolées, $P_{régl}$, une puissance de référence pour le SISE peut être déterminée comme suit:

$$P_{réf} = P_{régl} - P_{éol} . \tag{6.1}$$

Si la puissance de référence est positive, c'est qu'il y a un excédent d'énergie qui doit être stockée. Si la puissance de référence est négative, on a un déficit d'énergie qui doit être couvert par l'énergie stockée.

Le contrôle de la tension du bus continu peut être fait par deux voies (Fig. 5.4):

- par le convertisseur coté réseau (Conv. 3), mais à condition d'être connecté sur un réseau.
- par le convertisseur du SISE (Conv. 2), ce qui est obligatoire lors de l'alimentation des charges isolées.

Si on utilise la première méthode de régulation du bus continu, le contrôle du SISE est basé sur l'expression (6.1). Au contraire, s'il faut utiliser la deuxième méthode de régulation, un terme nouveau doit être ajouté à l'expression (6.1):

$$P_{réf} = P_{régl} - P_{éol} - \Delta P , \tag{6.2}$$

où ΔP représente la puissance nécessaire pour réguler le bus continu.

Les méthodes de contrôle et supervision du SISE ont été développées seulement pour le SISE avec MAS (parce que la MSAP est utilisée comme générateur sur le banc d'essai). Cependant, les principes de contrôle pour le SISE avec MAS peuvent être appliqués aussi pour le SISE avec MSAP.

6.2. Contrôle du SISE associé au générateur éolien

6.2.1. Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le convertisseur coté réseau

Cette méthode de contrôle a été la première étudiée lors du travail présenté dans cette thèse. Il est bien connu que l'énergie est l'intégrale de la puissance en fonction de temps. Donc, en intégrant la puissance de référence déterminée par (6.1) on obtient une énergie. En faisant la somme de cette énergie avec l'énergie stockée dans le volant d'inertie, on obtient l'énergie de référence pour le SISE:

$$E_{c\,ref} = E_c^{t_1} + \int_{t_1}^{t_2} P_{ref} \cdot dt \,, \tag{6.3}$$

où E_c^{t1} représente l'énergie initiale du volant d'inertie.

Remplaçant l'expression (6.3) dans (2.1), on obtient la vitesse de référence pour le volant d'inertie et, implicitement, pour la machine électrique du SISE:

$$\Omega_{ref} = \sqrt{\frac{2 \cdot E_{c\,ref}}{J}} \,. \tag{6.4}$$

La vitesse de référence est limitée afin de maintenir la MAS dans la zone de fonctionnement à puissance constante et ne pas dépasser la vitesse maximale du volant d'inertie.

La figure 6.2 montre le schéma de contrôle en vitesse pour le SISE avec MAS. On voit que le SISE n'intervient pas dans le réglage de la tension du bus continu.

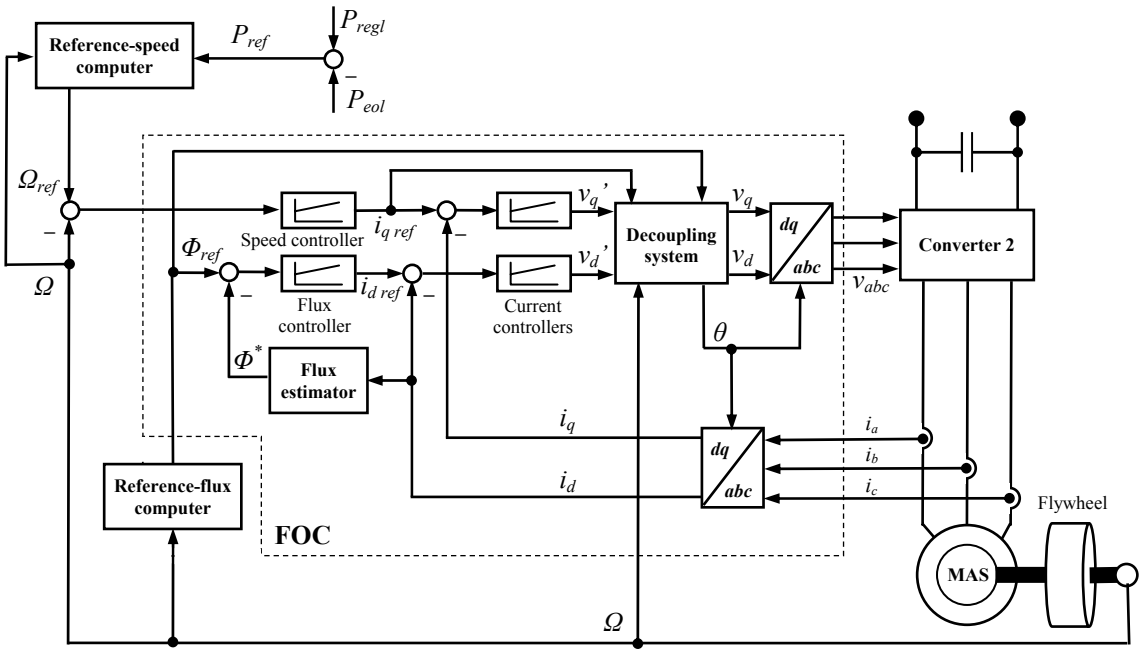


Fig. 6.2 Schéma de contrôle en vitesse pour le SISE et contrôle vectoriel pour la MAS

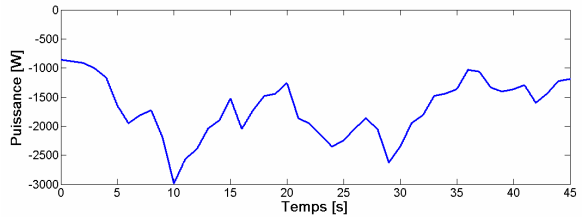


Fig. 6.3 Puissance délivrée par le générateur éolien

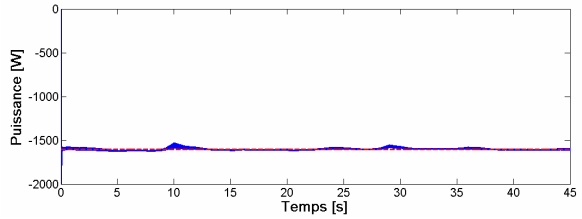


Fig. 6.4 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

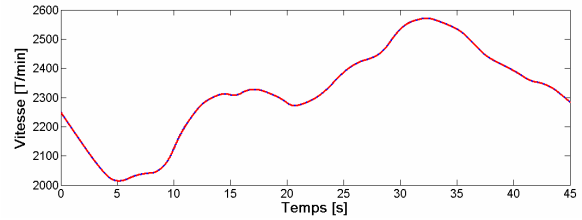


Fig. 6.5 Vitesse du volant d'inertie

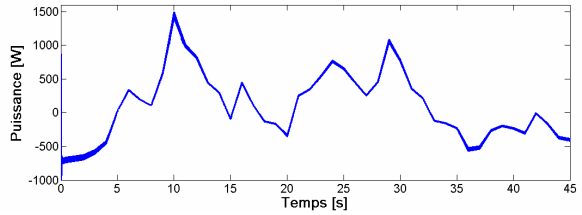


Fig. 6.6 Puissance électrique du SISE

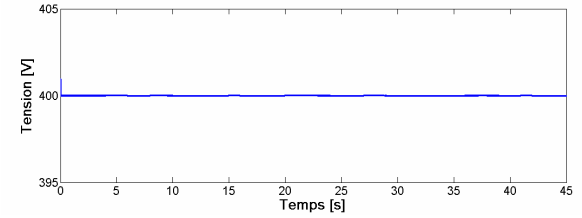


Fig. 6.7 Tension du bus continu

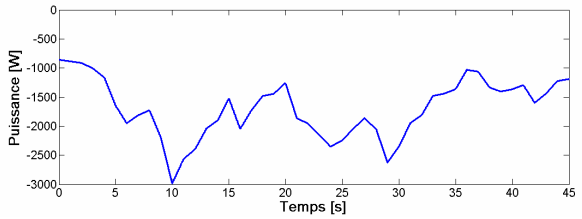


Fig. 6.8 Puissance délivrée par le générateur éolien

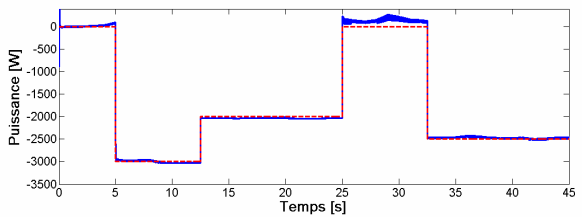


Fig. 6.9 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

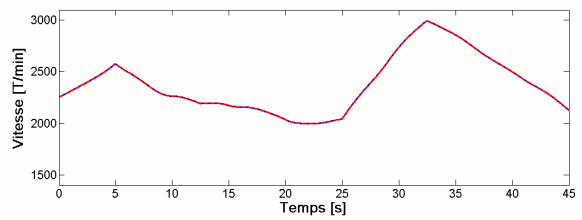


Fig. 6.10 Vitesse du volant d'inertie

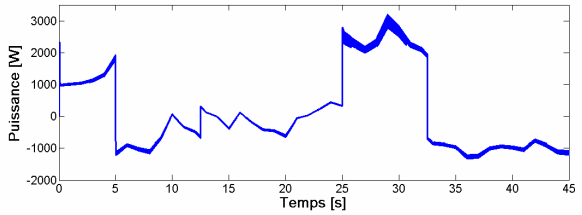


Fig. 6.11 Puissance électrique du SISE

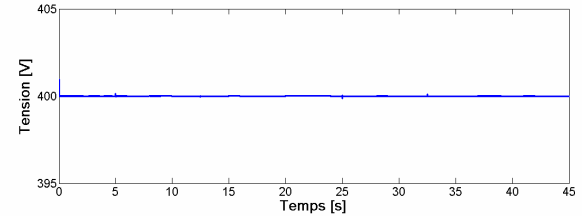


Fig. 6.12 Tension du bus continu

Les figures 6.3 – 6.12 présentent les résultats de simulation pour le contrôle en vitesse du SISE. Pour faire les simulations, le système de la figure 5.4 a été implanté sous Matlab/Simulink, à l'exception du modèle des charges isolées.

Les figures 6.3 – 6.7 montrent les résultats de simulation pour le cas où le réseau doit recevoir une puissance constante de 1,6 kW. Les figures 6.8 – 6.12 montrent les résultats de simulation pour le cas où le réseau demande une puissance variable. Dans les deux cas, le réglage du bus continu est assuré par le convertisseur coté réseau. Les figures 6.7 et 6.12 montrent la tension du bus continu. Le SISE considéré dans les simulations comporte une MAS de 3 kW à 1500 T/min et un volant d'inertie dont $J = 0{,}6$ kg·m^2.

Les résultats de simulation ont montré un comportement satisfaisant pour le contrôle en vitesse du SISE.

6.2.2. Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE

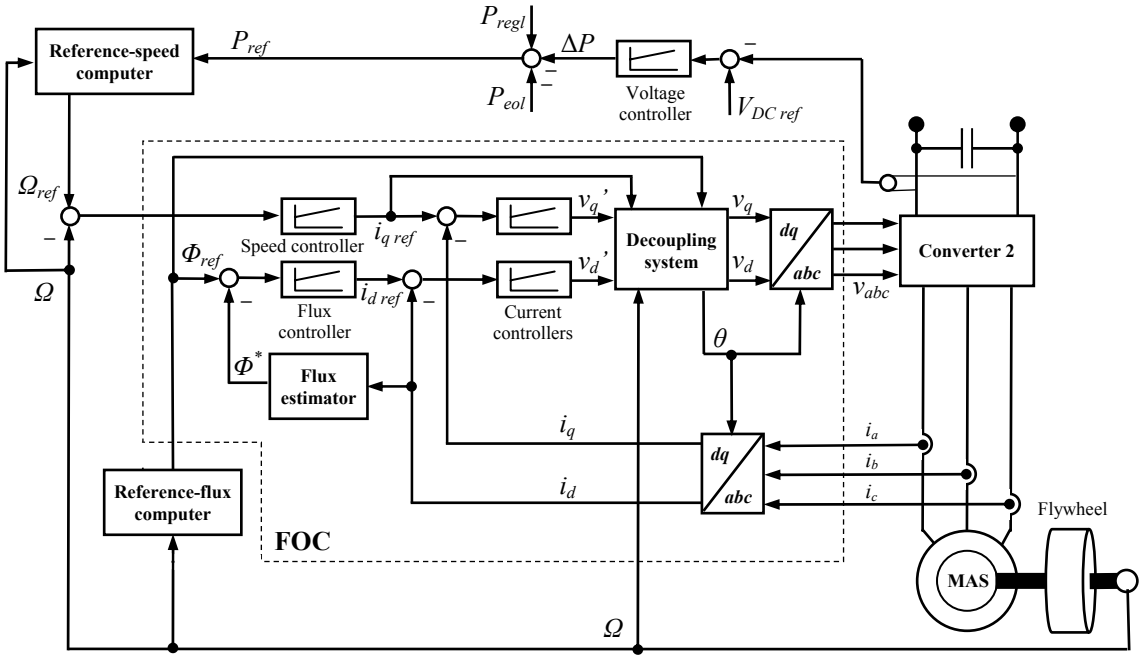


Fig. 6.13 Schéma de contrôle en vitesse pour le SISE et contrôle vectoriel pour la MAS

La figure 6.13 montre le deuxième schéma de contrôle étudié. Dans ce cas, le contrôle du bus continu est assuré par le SISE.

Les figures 6.14 – 6.18 montrent les résultats de simulation dans le cas où le réseau doit recevoir une puissance constante de 1,6 kW. Les figures 6.19 – 6.23 montrent les résultats de simulation dans le cas où le réseau demande une puissance variable. Dans les deux cas, le réglage du bus continu est assuré par le SISE. La figure 6.23 montre la tension du bus continu obtenue par la simulation où le réseau demande une puissance variable. On voit quelques pics de tension lors des variations brusques de puissance, mais le correcteur de tension rattrape bien les erreurs. Le SISE considéré dans les simulations comporte une MAS de 3 kW à 1500 T/min et un volant d'inertie dont $J = 0{,}6$ kg·m^2.

Les résultats de simulation ont montré un comportement meilleur en ce qui concerne la puissance délivrée au réseau et un comportement dégradé en ce qui concerne la régulation du bus continu; cela par rapport au cas où le contrôle du bus continu est assuré par le convertisseur coté réseau.

Après les simulations, on a essayé de mettre en pratique la méthode de contrôle en vitesse du SISE avec MAS. Malgré les bons résultats obtenus en simulation, l'implantation pratique a donné des mauvais résultats. Pour le cas où le contrôle du bus continu est réalisé par le convertisseur coté réseau, les résultats pratiques ont été à peu près satisfaisants, mais l'implantation pratique du contrôle du bus continu par le SISE s'est avérée impossible. L'explication vient du fait que les schémas de contrôle nécessitent des temps de calcul importants, ce qui a imposé l'utilisation d'une période d'échantillonnage à 400 µs pour la carte à microprocesseur. Cette période d'échantillonnage engendre un fonctionnement dégradé qui n'a pas été observé lors des simulations, où on a utilisé des modèles continus.

Par conséquent, les recherches ont été orientées vers la simplification du schéma de contrôle.

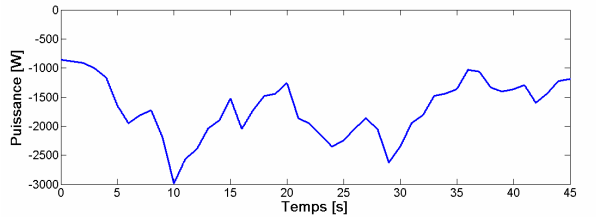


Fig. 6.14 Puissance délivrée par le générateur éolien

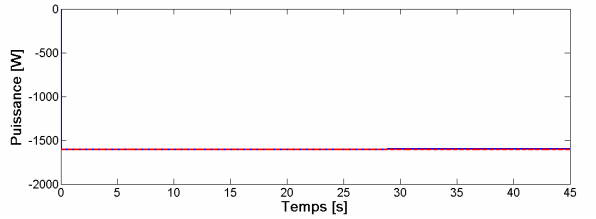


Fig. 6.15 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

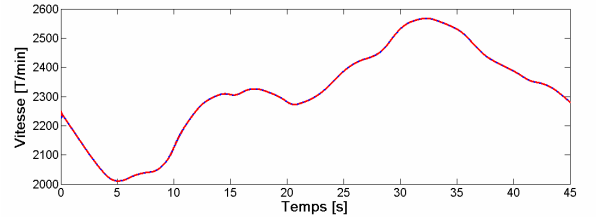


Fig. 6.16 Vitesse du volant d'inertie

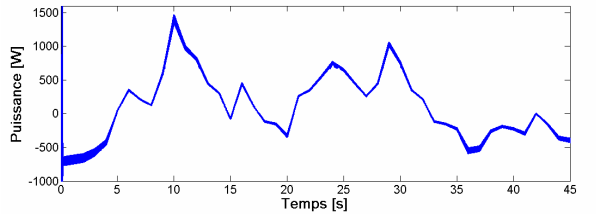


Fig. 6.17 Puissance électrique du SISE

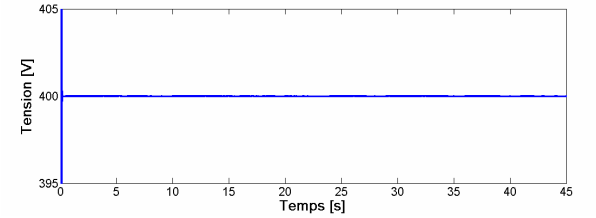


Fig. 6.18 Tension du bus continu

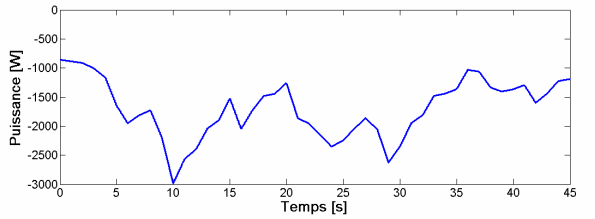


Fig. 6.19 Puissance délivrée par le générateur éolien

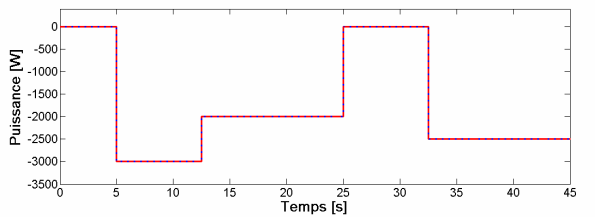


Fig. 6.20 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

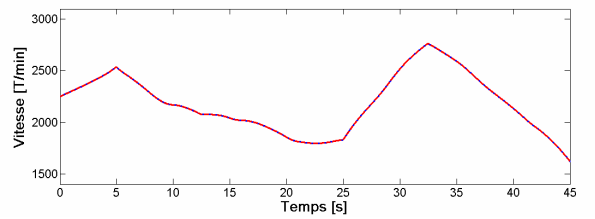


Fig. 6.21 Vitesse du volant d'inertie

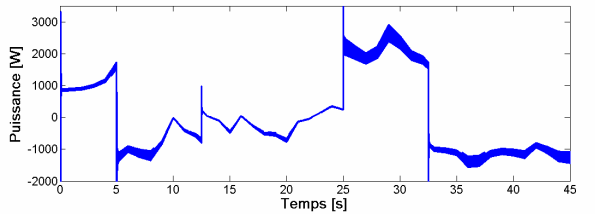


Fig. 6.22 Puissance électrique du SISE

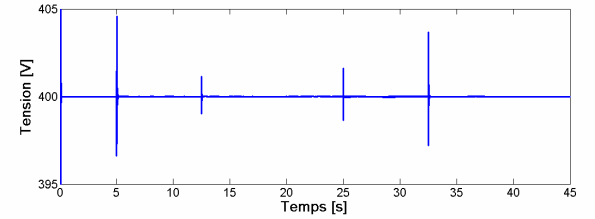


Fig. 6.23 Tension du bus continu

6.2.3. Contrôle en couple pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle de bus continu par le SISE

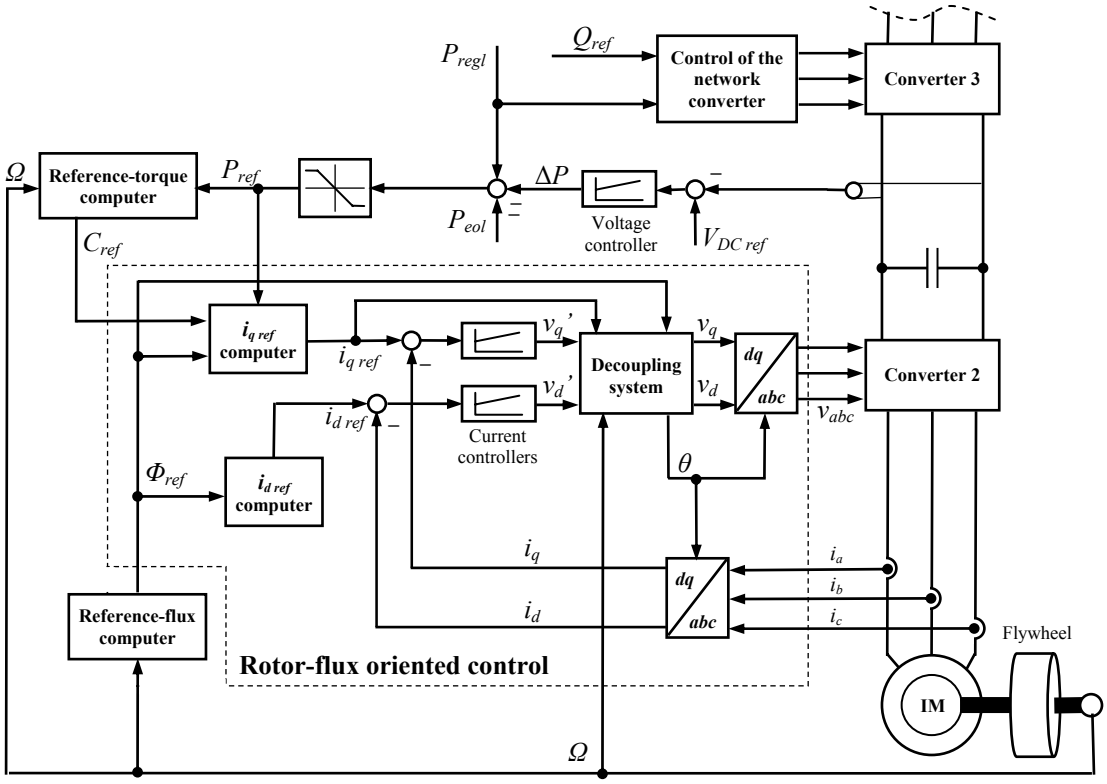


Fig. 6.24 Schéma de contrôle en couple pour le SISE et contrôle vectoriel pour la MAS

A partir des expressions (6.1) ou (6.2), on peut trouver le couple de référence pour le SISE:

$$C_{ref}^{'} = \frac{P_{ref}}{\Omega} + B \cdot \Omega + C_s , \tag{6.5}$$

où B est le coefficient de frottement visqueux, Ω est la vitesse du volant d'inertie et C_s le couple de frottement sec. Cependant, la relation (6.5) ne peut pas être utilisée directement dans le schéma de contrôle. Cela parce que la vitesse du volant d'inertie doit être maintenue entre deux limites. Dans le cas présent, les deux limites sont à 1000 T/min et à 3000 T/min. Donc, une fonction logique a été implantée:

$$a = \left[(\Omega > 1000) \,\&\, (P_{ref} < 0)\right] \text{xor} \left[(\Omega < 3000) \,\&\, (P_{ref} \geq 0)\right], \tag{6.6}$$

et le couple de référence pour le SISE est donné par:

$$C_{ref} = \begin{cases} 0, & \text{si } a = 0, \\ C_{ref}^{'}, & \text{si } a = 1. \end{cases} \tag{6.7}$$

A partir des expressions (3.24), (3.25) et (6.7), le courant i_q de référence pour la MAS peut être calculé comme:

$$i_{q\,ref} = \frac{C_{ref} \cdot L_r^*}{p \cdot M^* \cdot \Phi_{ref}} . \tag{6.8}$$

Par cette voie, on a éliminé le correcteur de vitesse, mais aussi l'intégration numérique nécessaire au calcul de l'énergie de référence par (6.3). Les intégrateurs sont très gourmands en temps de calcul.

Le pas suivant fut l'élimination du correcteur de flux. Des recherches antérieures ont montré qu'on peut se dispenser de ce correcteur en gardant des bonnes performances du contrôle [1]. Donc, la référence pour le courant i_d de la MAS est donnée par:

$$i_{dref} = \frac{\Phi_{ref}}{M^*} . \tag{6.9}$$

Le nouveau schéma de contrôle pour le SISE est donné dans la figure 6.24. Un élément très important de ce schéma est constitué par la saturation de la puissance de référence, P_{ref}. Cette puissance ne doit pas dépasser la valeur de la puissance nominale de la MAS. Sans la saturation, il y a la possibilité que la puissance de référence prenne des valeurs plus grandes que la puissance nominale de la MAS. Cela engendrerait une fonctionnement en surcharge de la MAS qui n'est pas souhaitable.

Ensuite, on présente des résultats de simulation obtenus avec le schéma de contrôle en couple du SISE et le contrôle du bus continu par le SISE.

Les figures 6.25 – 6.29 montrent les résultats de simulation pour le cas où le réseau doit recevoir une puissance constante de 1,6 kW. Les figures 6.30 – 6.34 montrent les résultats de simulation pour le cas où le réseau demande une puissance variable. Dans les deux cas, le réglage du bus continu est assuré par le SISE. La figure 6.31 montre la tension du bus continu obtenue par la simulation où le réseau demande une puissance variable. On observe quelques pics de tension lors des variations brusques de puissance, mais le correcteur de tension rattrape bien les erreurs. De plus, en faisant la comparaison entre les figures 6.23 et 6.34, on voit que le SISE contrôlé en couple régule mieux le bus continu que le SISE contrôlé en vitesse.

Le SISE considéré dans les simulations comporte une MAS de 3 kW à 1500 T/min et un volant d'inertie dont $J = 0{,}6$ kg·m^2.

Les résultats de simulation montre un très bon comportement du contrôle en couple pour le SISE. Le schéma de contrôle en couple pour le SISE a permis la réduction de la période d'échantillonnage, lors de l'implantation pratique, à 200 µs.

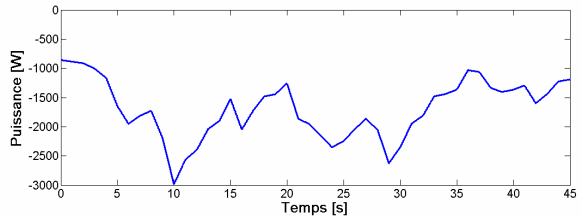


Fig. 6.25 Puissance délivrée par le générateur éolien

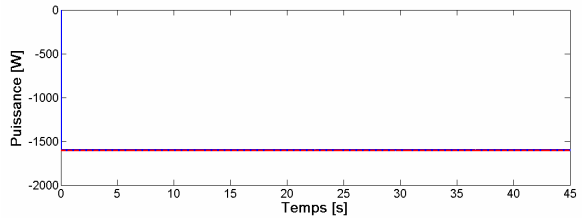


Fig. 6.26 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

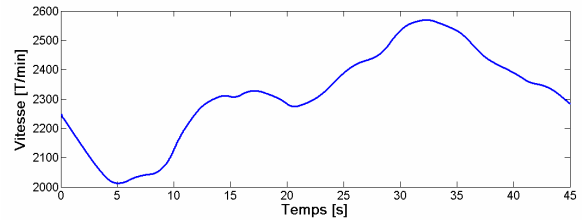


Fig. 6.27 Vitesse du volant d'inertie

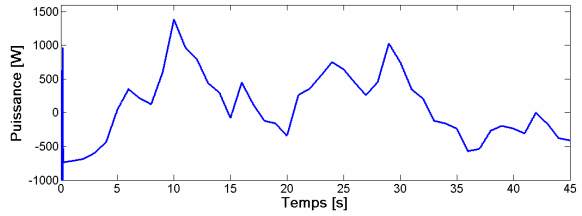


Fig. 6.28 Puissance électrique du SISE

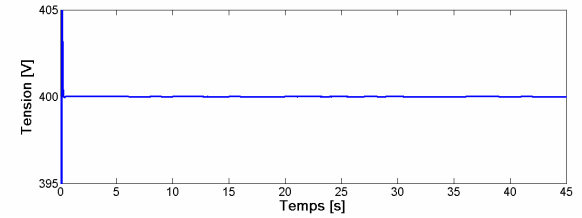


Fig. 6.29 Tension du bus continu

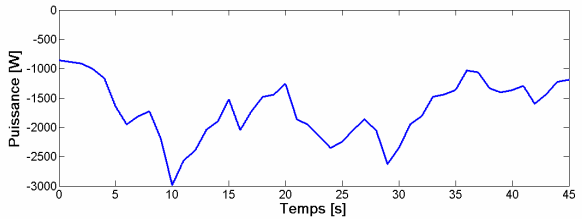


Fig. 6.30 Puissance délivrée par le générateur éolien

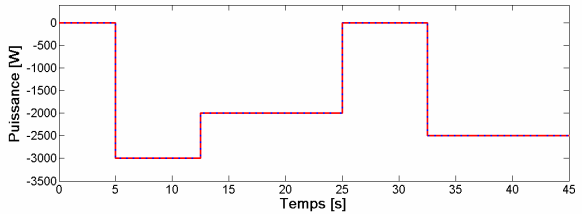


Fig. 6.31 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

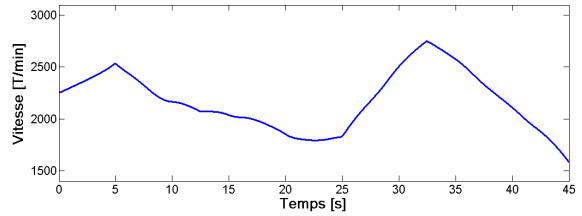


Fig. 6.32 Vitesse du volant d'inertie

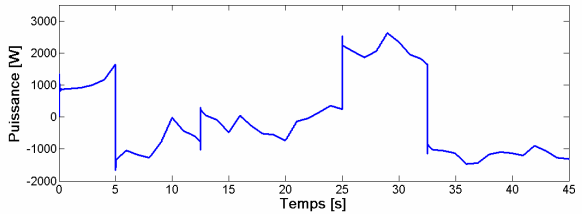


Fig. 6.33 Puissance électrique du SISE

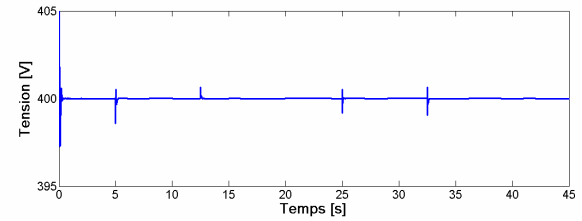


Fig. 6.34 Tension du bus continu

6.2.4. Contrôle en couple pour le SISE, contrôle direct en couple pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE

L'implantation des stratégies de supervision pour le SISE a révélé encore une fois le besoin de réduction des temps de calcul sur la carte à microprocesseur pour pouvoir fonctionner avec une période d'échantillonnage de 250 µs. C'est pourquoi on a procédé au remplacement du contrôle vectoriel pour la

MAS par le contrôle direct en couple (DTC). Le DTC permet un fonctionnement à des périodes d'échantillonnage quatre fois plus courtes que le contrôle vectoriel [2].

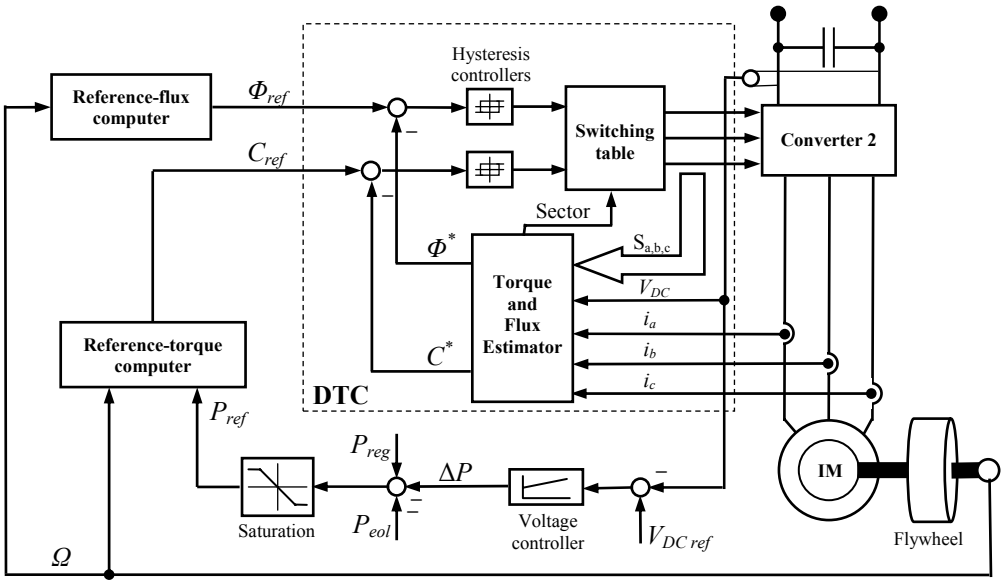


Fig. 6.35 Schéma de contrôle en couple pour le SISE et contrôle direct en couple pour la MAS

Le schéma de contrôle est donné dans la figure 6.35. La référence de couple est calculée par la relation (6.7). Le flux de référence est calculé en fonction de la vitesse par:

$$\Phi_{ref1} = \begin{cases} \Phi_{nom}, & \text{if } |\Omega| \le \Omega_b, \\ \Phi_{nom}\dfrac{\Omega_b}{|\Omega|}, & \text{if } |\Omega| > \Omega_b, \end{cases} \tag{6.10}$$

où Ω est la vitesse du volant d'inertie, Ω_b est la vitesse de base de la MAS et Φ_{nom} est le flux nominal de la MAS.

Les résultats de simulation sont présentés ensuite.

Les figures 6.36 – 6.40 montrent les résultats de simulation pour le cas où le réseau doit recevoir une puissance constante de 1,6 kW. Les figures 6.41 – 6.45 montrent les résultats de simulation pour le cas où le réseau demande une puissance variable. Dans les deux cas, le réglage du bus continu est assuré par le SISE.

La figure 6.45 montre la tension du bus continu obtenue par la simulation où le réseau demande une puissance variable.

Pour le contrôle vectoriel de la MAS on a utilisé le modèle continu équivalent des convertisseurs électroniques de puissance. C'est pourquoi on ne voit pas les effets de la MLI sur la tension de bus continu (Fig. 6.7, 6.12, 6.18, 6.23, 6.29 et 6.34). D'une autre part, lors de la simulation du DTC il n'est plus possible d'utiliser le modèle continu équivalent au lieu du modèle discret. C'est pourquoi sur les figures 6.40 et 6.45 on observe les oscillations de la tension du bus continu engendrées par la MLI. Pour les figures 6.37 et 6.42 on a filtré la puissance délivrée au réseau afin de garder l'analogie avec les simulations précédentes.

Le SISE considéré dans les simulations comporte une MAS de 3 kW à 1500 T/min et un volant d'inertie dont $J = 0{,}6$ kg·m^2.

Les résultats de simulation montrent que le schéma de contrôle en couple pour le SISE et DTC pour la MAS donne de bons résultats, comparables au contrôle vectoriel. De l'autre coté, l'utilisation du DTC a permis la réduction du temps de calcul à 80 µs sur la carte à microprocesseur.

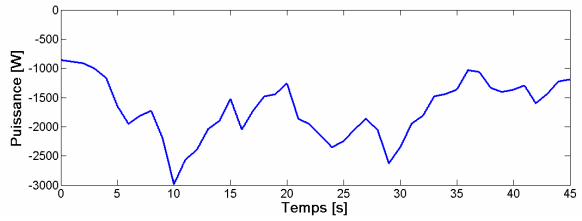


Fig. 6.36 Puissance délivrée par le générateur éolien

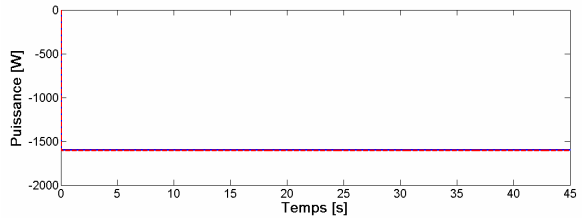


Fig. 6.37 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

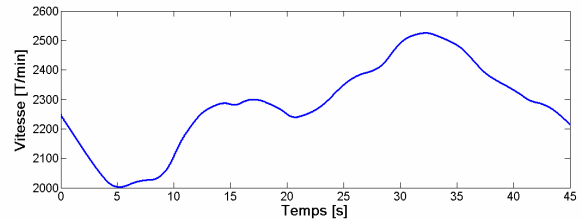


Fig. 6.38 Vitesse du volant d'inertie

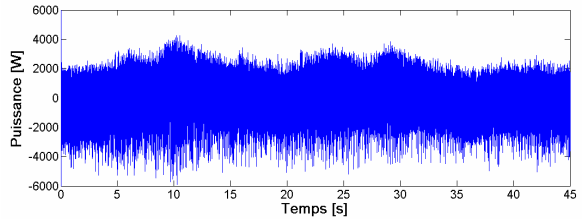


Fig. 6.39 Puissance électrique du SISE

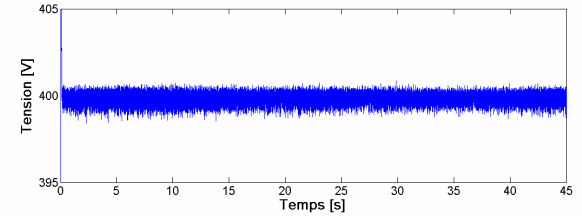


Fig. 6.40 Tension du bus continu

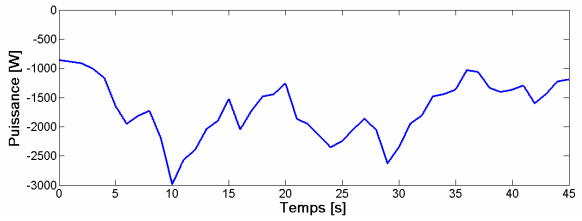


Fig. 6.41 Puissance délivrée par le générateur éolien

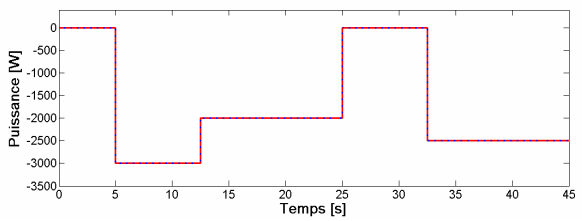


Fig. 6.42 Puissance de réglage (ligne interrompue) et puissance délivrée au réseau (ligne continue)

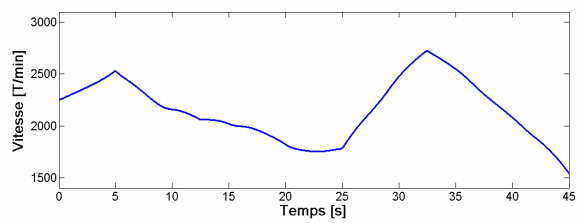


Fig. 6.43 Vitesse du volant d'inertie

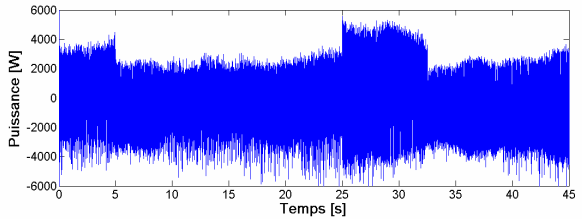


Fig. 6.44 Puissance électrique du SISE

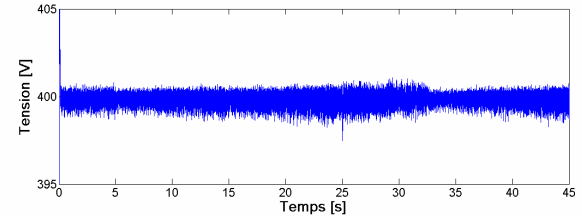


Fig. 6.45 Tension du bus continu

6.2.5. Amélioration des performances énergétiques du DTC

En regardant les résultats de simulation présentés dans ce chapitre, on voit que la puissance électrique de la MAS est toujours variable et il y a beaucoup de temps où la machine fonctionne à des puissances très faibles. D'autre part, le rendement de la MAS diminue lorsque la machine fonctionne à des puissances inférieures à la puissance nominale. C'est pourquoi on a cherché une solution pour améliorer les performances énergétiques de la MAS lors du fonctionnement à des puissances faibles.

La solution retenue a été d'introduire un terme nouveau dans la relation (6.10). Ce terme doit tenir compte du degré de chargement de la MAS en provoquant un affaiblissement de flux lorsque la puissance de la MAS diminue. Ainsi, la relation (6.10) devient:

$$\Phi_{ref2} = \begin{cases} \Phi_{nom} \dfrac{C_{pu}}{\Phi_{pu}}, & \text{if } |\Omega| \le \Omega_b \\ \Phi_{nom} \dfrac{\Omega_b}{|\Omega|} \dfrac{C_{pu}}{\Phi_{pu}}, & \text{if } |\Omega| > \Omega_b \end{cases}, \tag{6.11}$$

où Φ_{pu} représente le flux de la MAS en p.u. et C_{pu} est le couple de référence pour la MAS en p.u. En faisant des simulations avec la nouvelle formule de défluxage pour la MAS, on a observé une bonne amélioration du rendement lorsque la MAS fonctionne à des puissances faibles. Par contre, lorsque la MAS fonctionne à des puissances proches de la puissance nominale, son rendement diminue. Après cette observation, on a décidé de combiner les relations (6.10) et (6.11) afin d'avoir un bon rendement sur toute la plage de puissance de la MAS.

Enfin, la référence de flux pour la MAS est calculée par

$$\Phi_{ref} = k \cdot \Phi_{ref1} + (1-k) \cdot \Phi_{ref2}, \tag{6.12}$$

où $k = \dfrac{C_{ref} \cdot \Omega}{P_{IM}}$ et P_{IM} est la puissance nominale de la MAS.

Les résultats de simulation sont donnés dans le Tableau 6.1 et dans la figure 6.46. On voit que, si la MAS fonctionne à 500 W, l'optimisation du défluxage engendre une augmentation de 18% pour le rendement du SISE sur un CCD.

Tableau 6.1 Rendements obtenus pour un CCD du SISE

Puissance de la MAS / DTC	0.5 kW	0.75 kW	1 kW	1.25 kW	1.5 kW	1.75 kW	2 kW	2.25 kW	2.5 kW	2.75 kW	3 kW
Classique	45.5	65	72	75.5	77.2	78.1	78.3	78.3	78	77.5	76.8
Amélioré	63.8	71	74.5	76.4	77.3	78.1	78.3	78.6	78.6	78.2	76.8

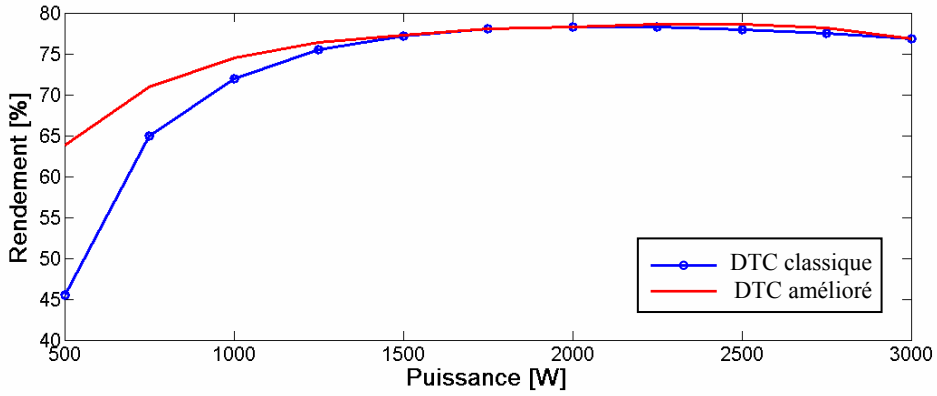


Fig. 6.46 Rendements énergétique de la MAS pour le DTC classique et respectivement pour le DTC amélioré

6.3. Supervision du SISE associé au générateur éolien

Les simulations présentées dans la section précédente ont eu pour but de valider les méthodes de contrôle pour le SISE, mais les valeurs prises par la puissance de réglage sont des valeurs hypothétiques. En réalité, la puissance de réglage doit tenir compte de deux contraintes:

- La vitesse du volant d'inertie doit être toujours maintenue entre les limites de saturation. La limite inférieure est donnée par la vitesse de base de la machine électrique et la limite supérieure est donnée par la vitesse maximale du volant d'inertie.
- L'inertie du volant est limitée.

Cela veut dire que les possibilités de stockage sont limitées.

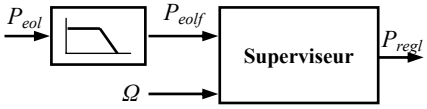


Fig. 6.47 Schéma bloc du superviseur

Afin de maintenir le SISE dans son domaine de fonctionnement, il faut prévoir un superviseur. Le superviseur détermine la puissance de réglage en fonction de la vitesse du volant d'inertie et d'une puissance P_{eolf} obtenue par le filtrage de la puissance générée. Le schéma bloc du superviseur est donné dans la figure 6.47. On a considéré une machine avec $X = 3$ (voir le paragraphe 2.3).

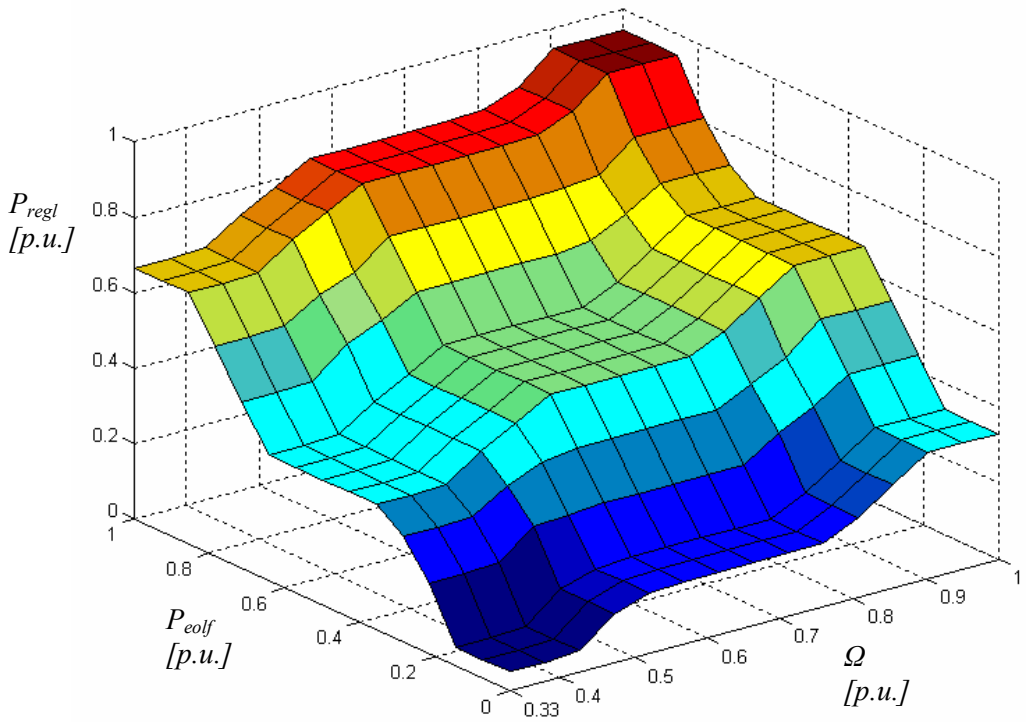


Fig. 6.48 Evolution de la puissance de réglage (déterminée par la logique floue) en fonction de la vitesse du volant et de la puissance générée

6.3.1. Superviseur à puissance lissée

Un superviseur basé sur la logique floue est proposé dans [3] et [4]. La surface du superviseur est donnée dans la figure 6.48 et son développement est décrit dans l'Annexe A.5. Cependant, l'implantation du superviseur à logique floue sur la carte à microprocesseur nécessite une période d'échantillonnage très grande (environ 900 µs). Avec cette période d'échantillonnage il est impossible de réaliser un bon contrôle du SISE. Il a donc fallu trouver des méthodes de supervision plus simples.

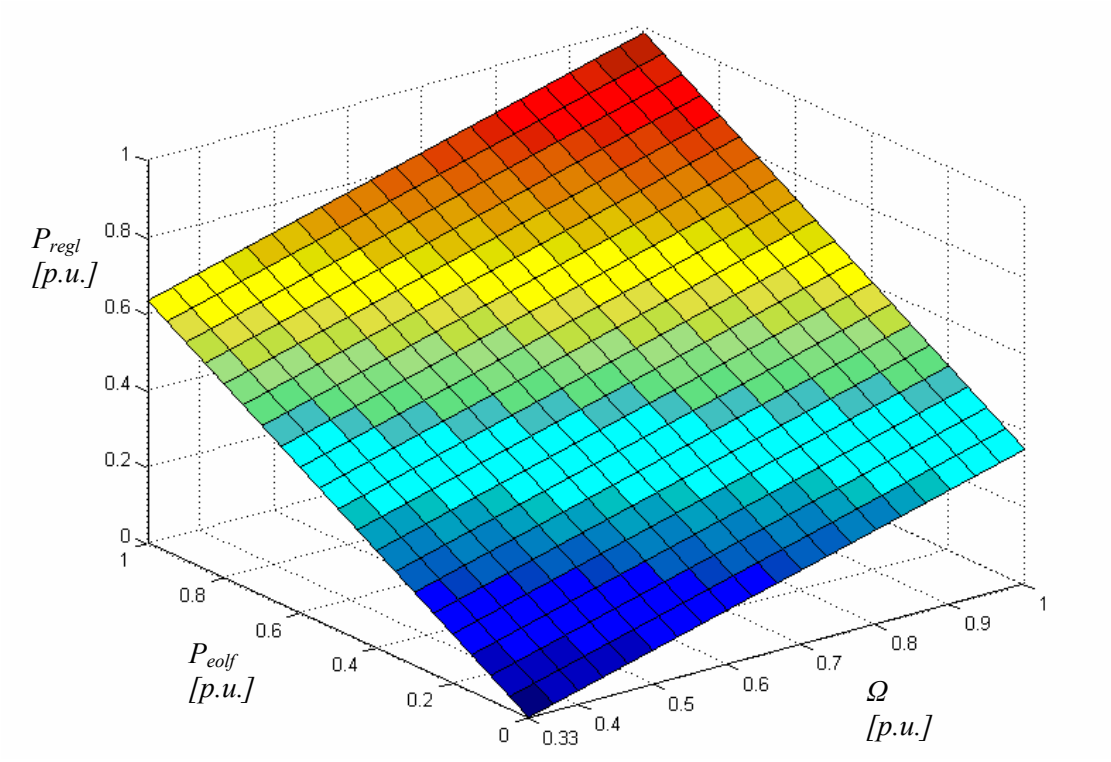


Fig. 6.49 Evolution de la puissance de réglage (déterminée par le superviseur à puissance lissée) en fonction de la vitesse du volant et de la puissance générée

La première méthode de simplification du superviseur concerne l'approximation de la surface de la figure 6.48 par un plan incliné décrit par:

$$P_{regl} = 0.63 \cdot P_{eolf} + 0.52 \cdot \Omega - 0.17 \text{ [p.u.]}. \qquad (6.13)$$

Cette relation a été déterminée empiriquement afin de préserver les quatre coins de la surface initiale.

Ensuite, le superviseur utilisant la relation (6.13) sera nommé « Superviseur à puissance lissée ». Cela parce que ce type de superviseur détermine une puissance P_{regl} lissée, mais toujours variable. Cette puissance sera plus lissée que la puissance générée, P_{eol}, mais moins lissée que la puissance générée filtrée, P_{eolf}. Tant que l'inertie de volant est grande, la puissance de réglage est plus proche de la puissance générée filtrée. La surface du superviseur à puissance lissée est donnée dans la figure 6.49.

L'implantation pratique du superviseur à puissance lissée nécessite une période d'échantillonnage à 250 µs lors de l'utilisation du contrôle vectoriel pour la MAS et 125 µs si on utilise le DTC.

6.3.2. Superviseur à puissance constante

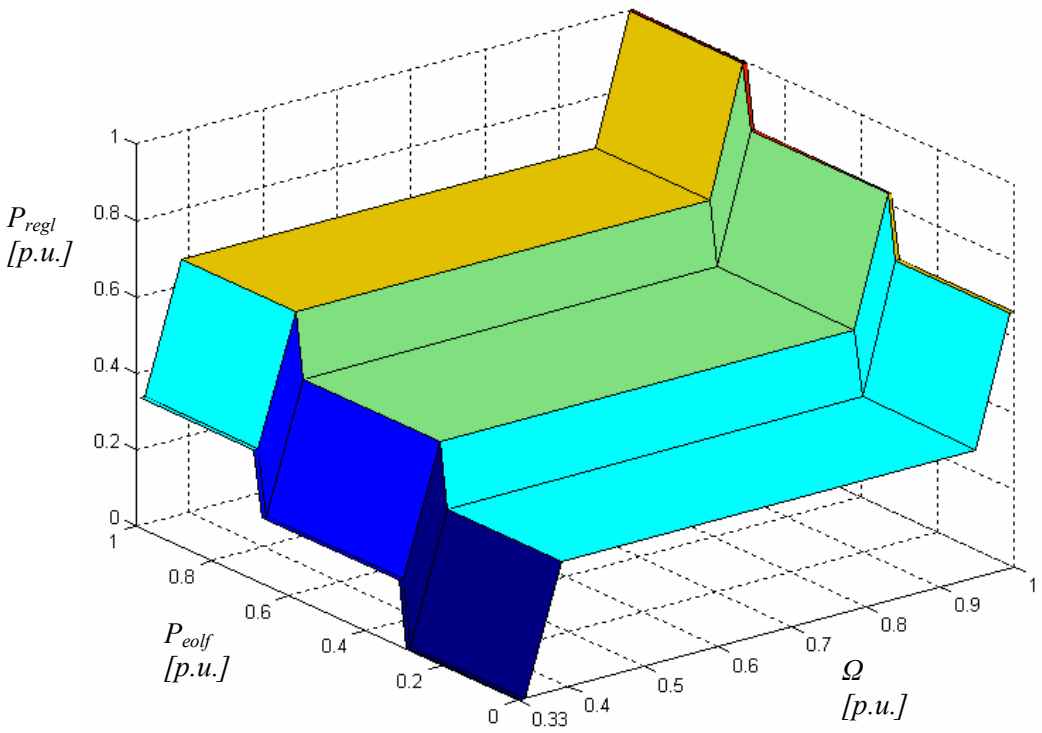


Fig. 6.50 Evolution de la puissance de réglage (déterminée par le superviseur à puissance constante) en fonction de la vitesse du volant et de la puissance générée

Tableau 6.2 Valeurs de P_{regl} pour le superviseur a puissance constante

P_{eolf} [p.u.] / Ω [p.u.]	0	0.3	0.32	0.68	0.7	1
0.33	0	0	1/6	1/6	1/3	1/3
0.34	0	0	1/6	1/6	1/3	1/3
0.39	1/3	1/3	1/2	1/2	2/3	2/3
0.95	1/3	1/3	1/2	1/2	2/3	2/3
0.99	2/3	2/3	5/6	5/6	1	1
1	2/3	2/3	5/6	5/6	1	1

Le deuxième superviseur simplifié est toujours basé sur le superviseur à logique floue. L'axe de la puissance générée filtrée est divisé en trois régions égales et le but de ce superviseur est de fournir une puissance constante sur chaque région. C'est pourquoi ce superviser sera appelé « Superviseur à puissance constante ».

Le superviseur à puissance constante a été implanté à l'aide d'une « look-up table » basée sur le Tableau 6.2 et sa surface est donnée dans la figure 6.50. On utilise l'interpolation linéaire pour les valeurs intermédiaires des vecteurs d'entrées.

Les temps de calcul sont similaires à ceux obtenus avec le superviseur à puissance lissée.

6.3.3. Choix de la constante de temps du filtre et discussion sur les résultats obtenus avec les deux types de superviseurs

Lors de la supervision, il est très important de bien choisir la constante de temps du filtre (Fig. 6.47). Idéalement, on voudrait que la constante du temps soit très grande, afin de lisser au maximum la puissance générée. Cependant, cette constante est liée à la capacité de stockage du SISE [5].

Le choix de la valeur de la constante de temps peut être fait en considérant le cas le plus restrictif du point de vue du temps de disponibilité du SISE: chargement à puissance nominale. Cela suppose que le volant du SISE accélère de la vitesse de base jusqu'à la vitesse maximale dans le temps le plus court possible. Pour ce cas, on peut écrire:

$$\tau \cdot P_{nom} = \frac{J \cdot \left(\Omega_{\max}^2 - \Omega_b^2\right)}{2}. \tag{6.14}$$

En réarrangeant l'expression (6.14), on peut trouver, la constante de temps en fonction de l'inertie du volant,

$$\tau = \frac{J \cdot \left(\Omega_{\max}^2 - \Omega_b^2\right)}{2 \cdot P_{nom}} \text{ [s]}, \tag{6.15}$$

ou l'inertie du volant en fonction d'une constante de temps désirée:

$$J = \frac{2\tau \cdot P_{nom}}{\left(\Omega_{\max}^2 - \Omega_b^2\right)} \text{ [kg·m}^2\text{]}. \tag{6.16}$$

Mais, ce n'est pas seulement l'inertie du volant qui est dépendante de la constante de temps du filtre. La puissance nominale du SISE doit aussi être choisie en fonction de la constante du temps. Cela parce que l'augmentation de la constante de temps augmentera l'écart entre la puissance générée et la puissance filtrée, fait qui provoquera l'augmentation des variations de la puissance de référence. Donc, tant que la constante de temps reste grande, la puissance nominale du SISE doit se rapprocher de la puissance nominale du générateur éolien.

Ensuite, on présente les résultats de simulation pour les types de superviseurs.

Les figures 6.51 – 6.70 montrent des résultats de simulation avec le superviseur à puissance lissée et les figures et les figures 6.71 – 6.90 montrent les résultats avec le superviseur à puissance constante. Pour chaque superviseur ont été considérées les deux méthodes de contrôle de la MAS, chacune pour deux valeurs de l'inertie du volant.

La constante de temps du filtre a été fixée à 30 s. Comme la puissance nominale de la MAS est de 3 kW à 1500 T/min, la machine peut fonctionner à 2 kW entre 1000 et 3000 T/min. Pour ces valeurs, la relation (6.16) donne la valeur J = 1,37 kg·m^2 pour l'inertie du volant. Cependant, dans les simulations on a pris les valeurs 0,6 et 3,6 pour l'inertie du volant. Cela, pour voir comment l'inertie du volant influence le comportement du système.

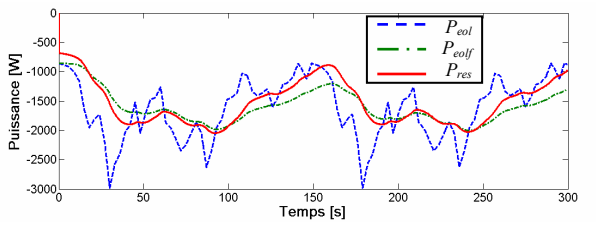


Fig. 6.51 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (contrôle vectoriel pour la MAS et $J = 0{,}6$ kg·m^2)

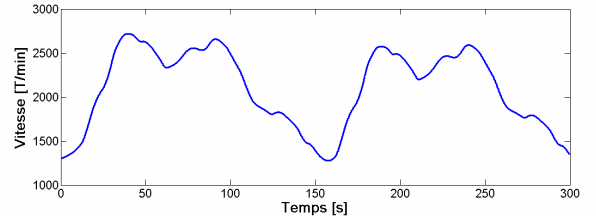


Fig. 6.52 Vitesse du volant

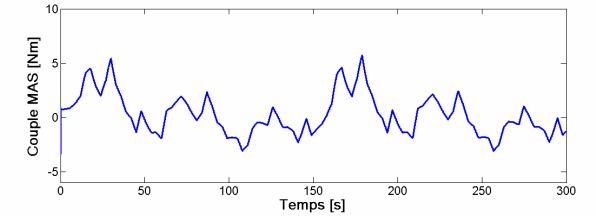


Fig. 6.53 Couple de la MAS

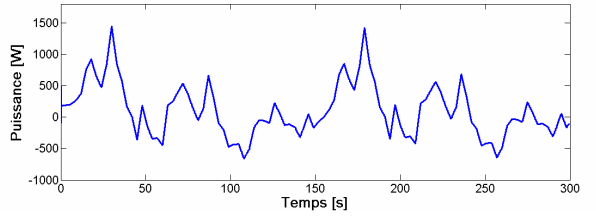


Fig. 6.54 Puissance du SISE

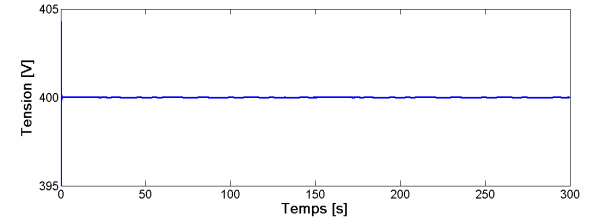


Fig. 6.55 Tension du bus continu

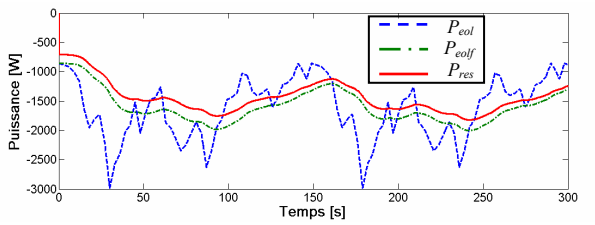


Fig. 6.56 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (contrôle vectoriel pour la MAS et $J = 3{,}6$ kg·m^2)

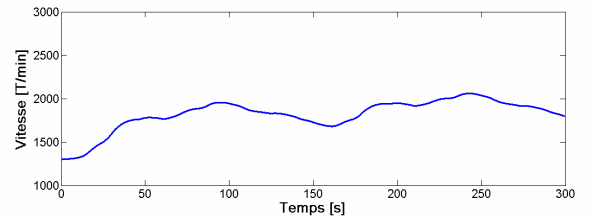


Fig. 6.57 Vitesse du volant

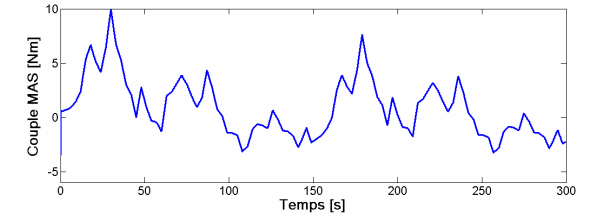


Fig. 6.58 Couple de la MAS

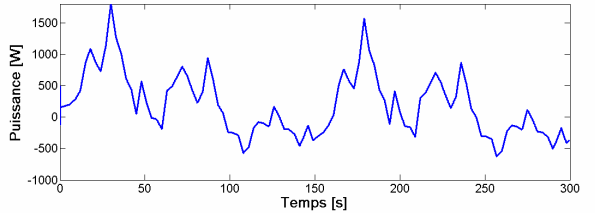


Fig. 6.59 Puissance du SISE

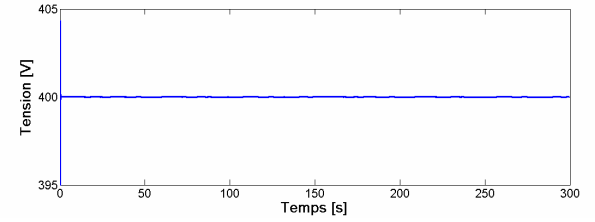


Fig. 6.60 Tension du bus continu

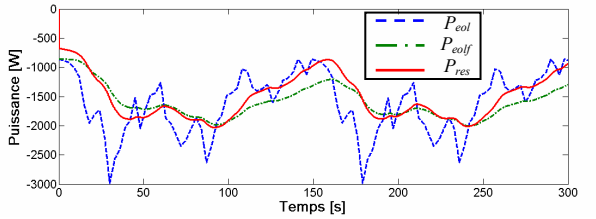


Fig. 6.61 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (DTC pour la MAS et $J = 0{,}6$ kg·m^2)

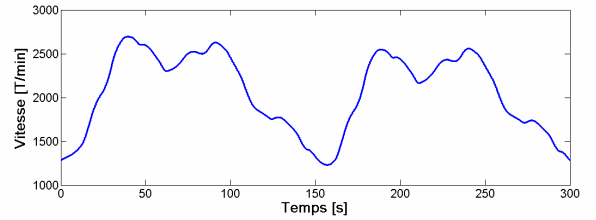


Fig. 6.62 Vitesse du volant

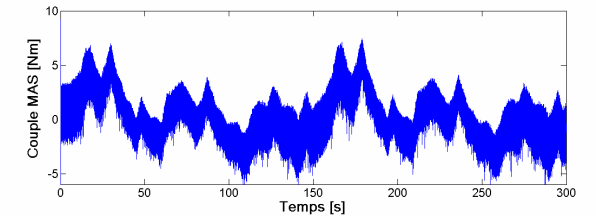


Fig. 6.63 Couple de la MAS

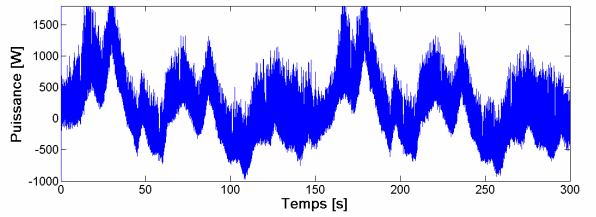


Fig. 6.64 Puissance du SISE

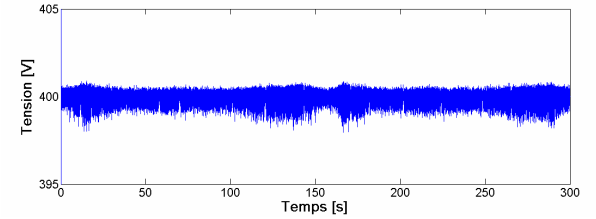


Fig. 6.65 Tension du bus continu

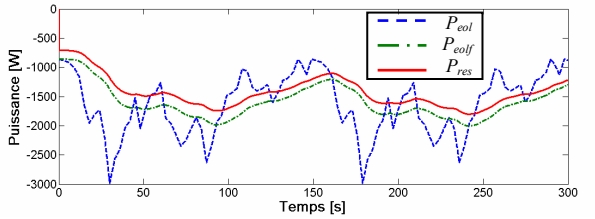


Fig. 6.66 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (DTC pour la MAS et $J = 3{,}6$ kg·m^2)

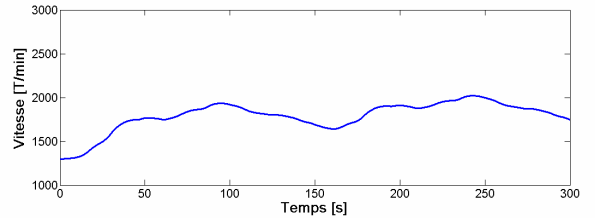


Fig. 6.67 Vitesse du volant

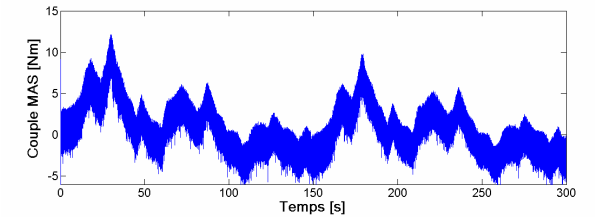


Fig. 6.68 Couple de la MAS

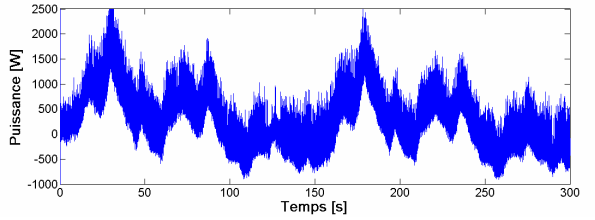


Fig. 6.69 Puissance du SISE

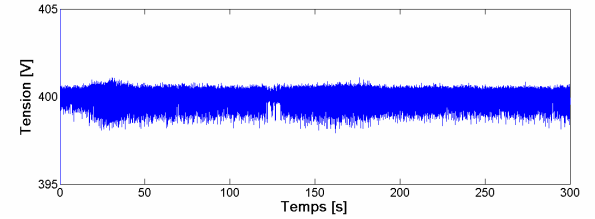


Fig. 6.70 Tension du bus continu

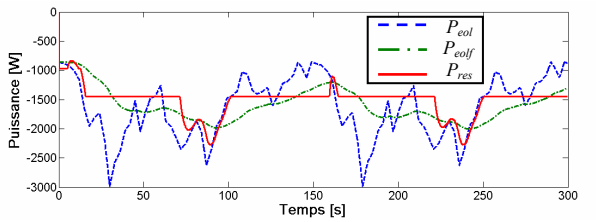


Fig. 6.71 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (contrôle vectoriel pour la MAS et $J = 0{,}6$ kg·m^2)

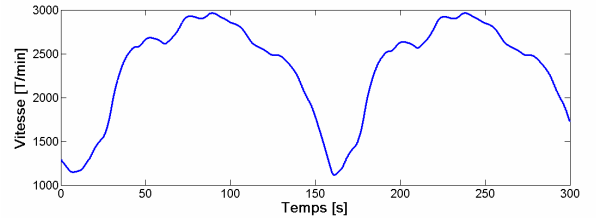


Fig. 6.72 Vitesse du volant

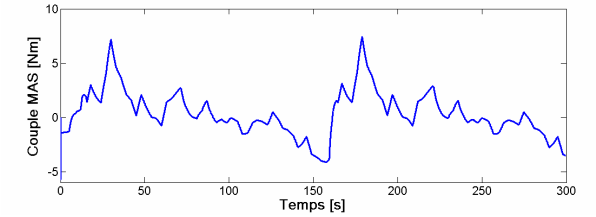


Fig. 6.73 Couple de la MAS

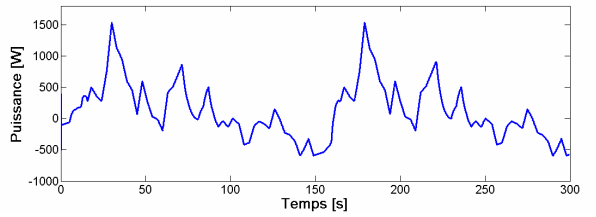


Fig. 6.74 Puissance du SISE

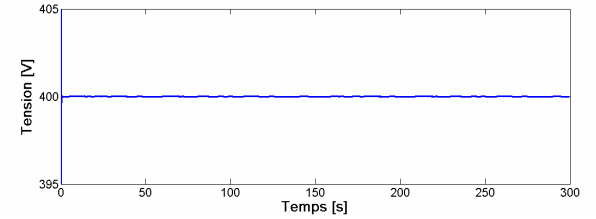


Fig. 6.75 Tension du bus continu

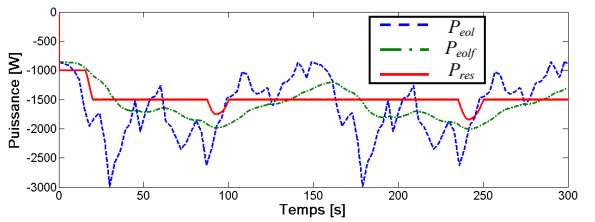


Fig. 6.76 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (contrôle vectoriel pour la MAS et $J = 3{,}6$ kg·m^2)

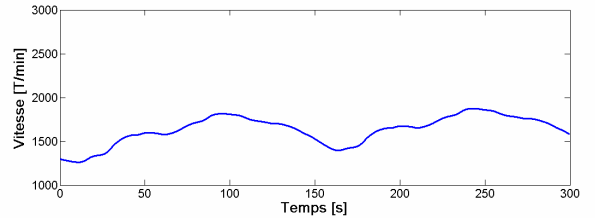


Fig. 6.77 Vitesse du volant

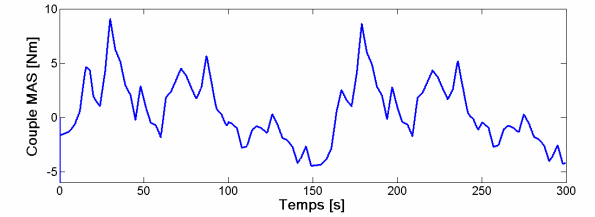


Fig. 6.78 Couple de la MAS

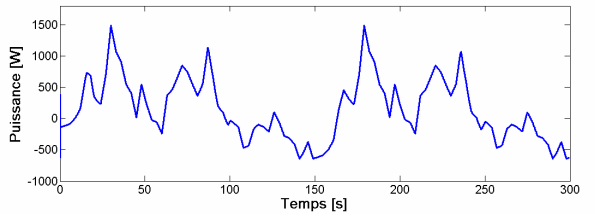


Fig. 6.79 Puissance du SISE

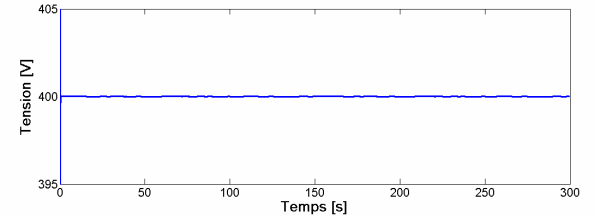


Fig. 6.80 Tension du bus continu

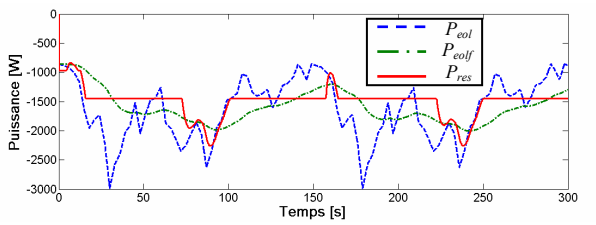


Fig. 6.81 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (DTC pour la MAS et $J = 0{,}6$ kg·m^2)

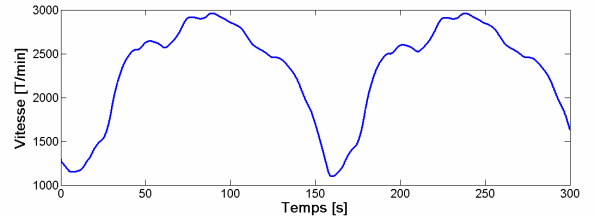


Fig. 6.82 Vitesse du volant

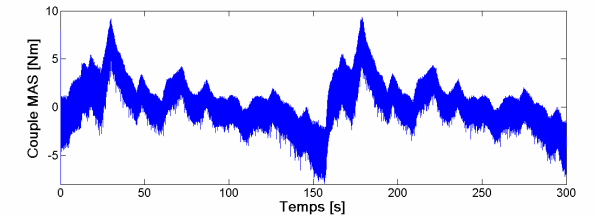


Fig. 6.83 Couple de la MAS

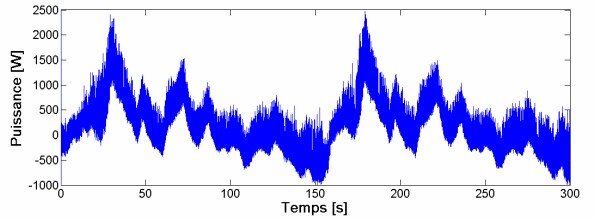


Fig. 6.84 Puissance du SISE

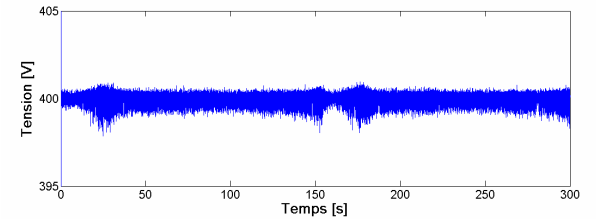


Fig. 6.85 Tension du bus continu

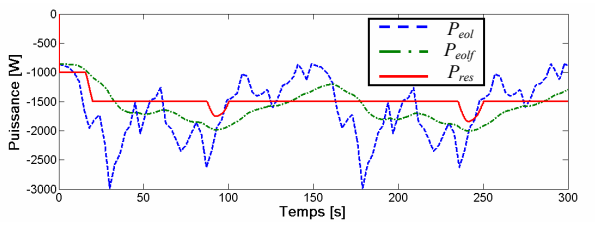


Fig. 6.86 Puissance générée, puissance générée filtrée et puissance envoyée au réseau (DTC pour la MAS et $J = 3{,}6$ kg·m^2)

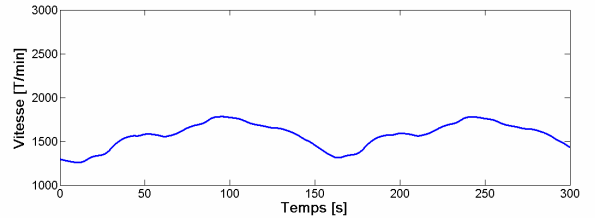


Fig. 6.87 Vitesse du volant

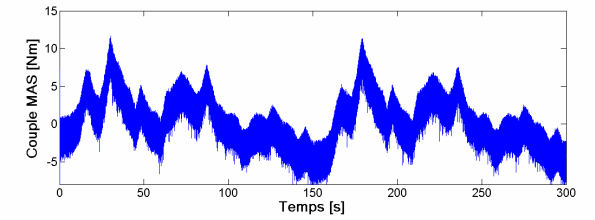


Fig. 6.88 Couple de la MAS

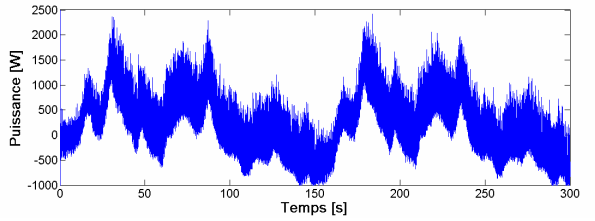


Fig. 6.89 Puissance du SISE

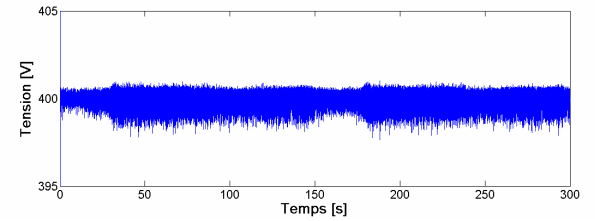


Fig. 6.90 Tension du bus continu

Les résultats de simulation montrent comment le superviseur agit sur la régulation de la puissance délivrée au réseau afin de maintenir la vitesse du volant entre ses limites de fonctionnement (1000 et 3000 T/min dans ce cas). Si l'inertie du volant est faible, sa vitesse balaie rapidement toute la plage de vitesse et cela se voit dans la variation plus accentuée de la puissance délivrée au réseau. Par contre, si l'inertie est grande, la vitesse du volant varie beaucoup moins et tend à se stabiliser autour du milieu de la plage de variation.

Les simulations ont montré des comportements similaires pour les deux type de contrôle de la MAS (contrôle vectoriel ou DTC).

Le choix du superviseur doit être fait en fonction de l'application concernée. Les résultats de simulation ont révélé que le superviseur à puissance constante a besoin d'une constante de temps plus grande pour qu'il donne des résultats satisfaisants. Une grande constante de temps suppose une grande inertie. Cela veut dire qu'il est plus difficile de construire un tel système par rapport au superviseur à puissance lissée. Donc, pour les systèmes de grande puissance (comme les générateurs éoliens débitant sur un réseau), le SISE avec le superviseur à puissance lissée est plus convenable et peut donner des résultats tout à fait satisfaisants. Par contre, lors d'une application sur charges isolées, le superviseur à puissance constante est préférable [6] – [11]. Dans ce cas, la puissance du système étant beaucoup plus réduite par rapport à l'application précédente, il est plus simple de construire un SISE avec une grande constante de temps.

6.3.4. Deuxième type de superviseur à puissance constante

Lors de l'étude des deux superviseurs mentionnés précédemment, une nouvelle idée est survenue pour la réalisation d'un superviseur à puissance constante. A condition d'avoir la possibilité de fabriquer un SISE avec une grande constante de temps, un superviseur comme celui présenté dans la figure 6.91 peut être implanté.

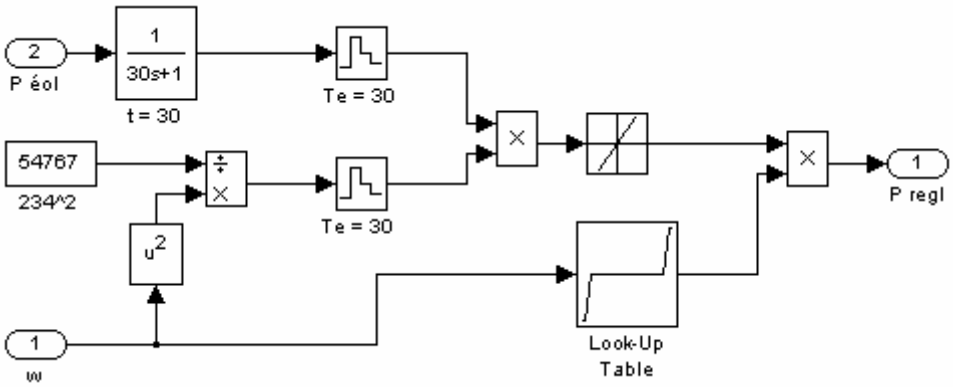


Fig. 6.91 Deuxième superviseur à puissance constante

Un bloqueur d'ordre zéro est utilisé pour échantillonner la puissance filtrée. La période d'échantillonnage est égale à la constante de temps du filtre. La sortie du bloqueur donne la puissance brute de réglage. La valeur de cette puissance doit être ajustée en fonction de l'énergie stockée dans le volant d'inertie. Pour cela, on fait le rapport entre l'énergie instantanée du volant et la moitié de l'énergie utile (ce terme sera expliqué ultérieurement). Le résultat de cette division est aussi échantillonné avec la constante de temps du filtre et multiplié avec la puissance brute de réglage afin d'obtenir la vraie puissance de réglage, qui sera utilisée pour la commande du SISE.

Un limiteur de pente doit être prévu pour limiter la vitesse de variation de la puissance réglée. La pente du limiteur est choisie en fonction des autres systèmes de production liés en parallèle avec le générateur éolien. Par exemple, s'il est associé avec un groupe diesel, la pente de limiteur doit être choisie en fonction de la vitesse de réponse du groupe diesel. Une autre protection est prévue pour maintenir la vitesse du volant entre ses limites. Cette protection est implantée par l'aide d'une « Look-up table ».

L'énergie utile est donnée par la différence entre l'énergie maximale du volant d'inertie et l'énergie qu'il stocke encore lorsqu'il arrive à la limite inférieure de vitesse. Pour un volant tournant entre 1000 et 3000 T/min, la moitié de l'énergie utile est stockée lorsqu'il tourne à 2235 T/min ou 234 rad/s.

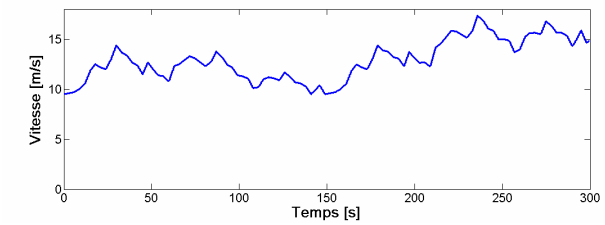


Fig. 6.92 Vitesse du vent

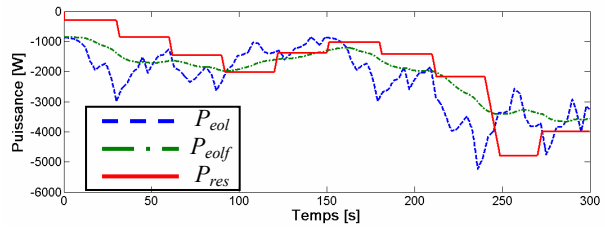


Fig. 6.93 Puissance générée, puissance filtrée et puissance envoyée au réseau

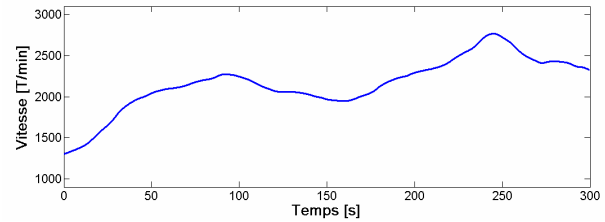


Fig. 6.94 Vitesse du volant

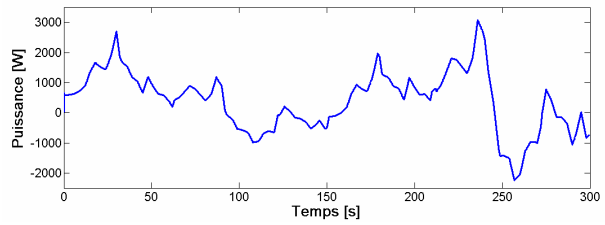


Fig. 6.95 Puissance du SISE

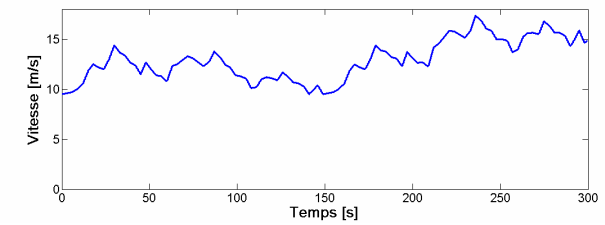


Fig. 6.96 Vitesse du vent

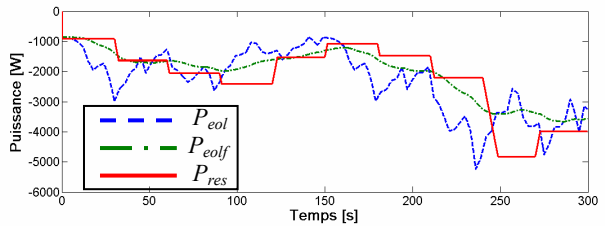


Fig. 6.97 Puissance générée, puissance filtrée et puissance envoyée au réseau

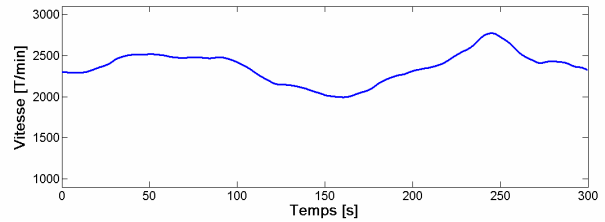


Fig. 6.98 Vitesse du volant

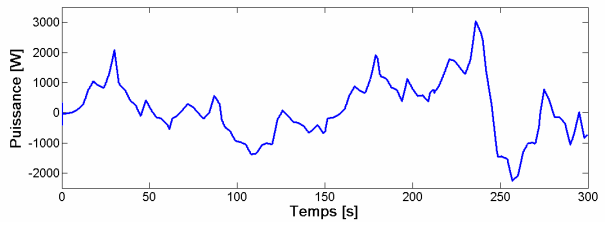


Fig. 6.99 Puissance du SISE

Les figures 6.92 – 6.99 montrent les résultats de simulation avec le deuxième superviseur à puissance constante et pour deux vitesses initiales du volant d'inertie. Le SISE comporte une MAS de 3 kW à 1500 T/min et un volant d'inertie dont $J = 4$ kg·m^2. Les limites de vitesse ont été fixées à 1000 et 3000 T/min. Cela fait que la constante de temps du SISE est trois fois plus grande que la constante de temps du filtre.

On voit que le superviseur agit pour rapprocher la vitesse du volant à la valeur correspondant à la moitié de l'énergie utile. On voit aussi que le réseau reçoit des tronçons de puissances constantes dont la durée est d'environ 30 s. Une constante de temps de filtrage et d'inertie de volant plus grandes permettront d'étendre les tronçons à puissance constante.

6.4. Conclusions

Ce chapitre commence avec la présentation du principe de contrôle du SISE associé au générateur éolien. Le SISE est contrôlé par une puissance de référence obtenue en fonction de la puissance générée et de la puissance à envoyer au réseau.

La deuxième partie du chapitre porte sur les méthodes de contrôle du SISE. Quatre cas ont été pris en compte:

- Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le convertisseur coté réseau;
- Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE;
- Contrôle en couple pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE;
- Contrôle en couple pour le SISE, contrôle direct en couple pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE.

Les résultats de simulation ont montré que les deux dernières stratégies de contrôle sont meilleures par rapport aux premières. Dans le cas des deux dernières méthodes, les simulations ont montré des résultats similaires. Cependant, le contrôle direct en couple permet la division par deux du temps de calcul sur la carte à microprocesseur.

Aussi, une méthode d'amélioration des performances énergétiques du contrôle direct en couple est présentée. Les simulations ont montré une augmentation du rendement énergétique du SISE lorsqu'il fonctionne à des faibles puissances.

La troisième partie du chapitre porte sur les principes de supervision du SISE. Le but est de maintenir la vitesse du volant d'inertie entre les limites normales de fonctionnement. A partir d'un superviseur à logique floue, deux types de superviseurs simplifiés sont proposés. Cela parce que le superviseur à logique floue nécessite trop de temps de calcul lors d'une implantation pratique.

Le premier superviseur a pour but de lisser la puissance générée. Il est approprié pour l'application avec des grands générateurs débitant sur le réseau. Ensuite, deux superviseurs sont proposés afin de permettre d'envoyer de tronçons de puissance constante. Leur application est orientée surtout vers l'alimentation des sites isolés, pour être associés avec des groupes diesel. Les résultats de simulation montrent la fonctionnalité des superviseurs proposés.

Enfin, une discussion sur le choix de l'inertie du volant et de la constante de temps pour le filtrage de la puissance générée est présentée. On voit que les superviseurs à puissance constante ont besoin de plus d'inertie par rapport au superviseur à puissance lissée.

Les résultats présentés dans ce chapitre ont été publiés dans huit articles: [12] – [19].

6.5. Rérérences

[1] B. Robyns, *Synthèse de commandes robustes pour machine asynchrone basée sur une théorie caractérisant la sensibilité paramétrique*, Rapport de synthèse, Université des Sciences et Technologie de Lille, France, 31 Mars 2000.

[2] D. Casadei, F. Profumo, G. Serra, A. Tani, "FOC and DTC: Two viable schemes for induction motors torque control", *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 17, n° 5, September 2002, pp. 779-787.

[3] L. Leclercq, B. Robyns, J.M. Grave, "Fuzzy logic based supervisor of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", Proceedings of the 8th *International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipments* - OPTIM 2002, Brasov, Romania, May 2002, vol. II, pp. 441-446.

[4] L. Leclercq, B. Robyns, J.-M. Grave, "Control based on fuzzy logic of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", *Mathematics and Computers in Simulation*, vol.63, issue 3-5, 2003, pp. 271-280.

[5] L. Leclercq, « Apport de stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », Thèse de doctorat soutenue au Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance de Lille, 14 décembre 2004.

[6] J.A.M. Bleijs, L.L. Freris, D.G. Infield, A.J. Ruddell, G.A. Smith, "A Wind/diesel System With Flywheel Energy Buffer", *Proceedings of Joint International Power Conference Athens Power Tech*, September 5-8, 1993, Page(s): 995 – 999.

[7] F. Hardan, J.A.M. Bleijs, R. Jones, P. Bromley, "Bi-directional power control for flywheel energy storage system with vector-controlled induction machine drive", *IEE conference publication*, pp. 456-477, 1998.

[8] F. Hardan, J.A.M. Bleijs, R. Jones, P. Bromley, A.J. Ruddell, "Application of a power-controlled flywheel drive for wind power conditioning in a wind/diesel power system", *Ninth International Conference on (Conf. Publ. No. 468) Electrical Machines and Drives*, 1-3 Sept. 1999, Page(s): 65 – 70.

[9] L. Leclercq, B. Robyns, J.M. Grave, "Fuzzy logic based supervisor of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", Proceedings of the 8th *International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipments* - OPTIM 2002, Brasov, Romania, May 2002, vol. II, pp. 441-446.

[10] L. Leclercq, A. Kamagate, B. Robyns, J.-M. Grave, "Modelling and simulation of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", *ICEM 2002*, Bruges, Belgium, August 2002.

[11] L. Leclercq, B. Robyns, J.-M. Grave, "Control based on fuzzy logic of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators", *Mathematics and Computers in Simulation*, vol.63, issue 3-5, 2003, pp. 271-280.

[12] L. Leclercq, C. Saudemont, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Flywheel energy storage system to improve the integration of wind generators into a network", *Proceedings of the 5th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems - ELECTROMOTION 2003*, Vol. 2, Marrakesh, Morocco, November 26-28, 2003.

[13] C. Saudemont, L. Leclercq, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Développement d'un émulateur Temps Réel d'un Système de Génération Eolienne Associé à un Stockage Inertiel d'Energie", *Colloque ELECTROTECHNIQUE DU FUTUR - EF'2003*, Gif-sur-Yvette, France, 9 et 10 décembre 2003.

[14] C. Saudemont, L. Leclercq, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Développement d'un Émulateur Temps Réel d'un Système de Génération Eolienne Associé à un Stockage Inertiel d'Energie", *Revue de l'Electricite et de l'Electronique – REE*, No. 11, December 2004, ISSN 1265-6534, pp. 49-59, France.

[15] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "DTC versus FOC of an IM-based Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator", *Invited paper at 8th International Conference on Modeling and Simulation of Electric Machines, Converters and Systems - Electrimacs 2005*, April 17-20, 2005, Hammamet, Tunisia.

[16] B. Robyns, A. Ansel, A. Davigny, C. Saudemont, G. Cimuca, M.M. Radulescu, J-M. Grave, "Apport du stockage de l'énergie à l'intégration des éoliennes dans les réseaux. électriques. Contribution aux services système", *Revue de l'Electricité et de l'Electronique – REE*, No. 5, May 2005, ISSN 1265-6534, France, pp. 75 – 85.

[17] C. Saudemont, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Grid Connected or Stand-Alone Real-Time Variable Speed Wind Generator Emulator Associated to a Flywheel Energy Storage System", *Proc. Of the 11th European Conference on Power Electronics and Applications - EPE 2005*, 11 - 14 September 2005, Dresden, Germany.

[18] G. Cimuca, S. Breban, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "Energy-Optimized Direct Torque Control of an Induction Machine-based Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator", *Proc of the 6th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems - ELECTROMOTION 2005*, 27 - 29 September 2005, Lausanne, Switzerland.

[19] G. Cimuca, C. Saudemont, M.M. Radulescu, B. Robyns, "Control and Performance Evaluation of a Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator", Paper accepted for publication in the IEEE Transactions on Industrial Electronics Special Section: "RENEWABLE ENERGY AND DISTRIBUTED GENERATION SYSTEMS".

Troisième partie

BANC D'ESSAI ET RESULTATS EXPERIMENTAUX

Résumé – Cette partie porte sur les essais concernant le SISE associé au générateur éolien. Une plateforme expérimentale a été réalisée afin de tester les principes étudiés en théorie. Les résultats expérimentaux présentés concernent les essais faits pour déterminer les performances énergétiques du SISE et pour implanter les stratégies de contrôle et supervision du SISE associé au générateur éolien. Les essais ont montré que: (i) le rendement du SISE est similaire au rendement des batteries électrochimiques, (ii) le SISE est capable de lisser la puissance générée par le générateur éolien et (iii) l'ensemble SISE + générateur éolien est capable de fournir de la puissance réactive.

Chapitre 7

Présentation du banc d'essai

Résumé – Ce chapitre présente la plateforme expérimentale développée pour l'étude d'un SISE associé à un générateur éolien. On décrit les composantes principales du banc d'essai et on met en évidence quelques problèmes techniques survenus lors de sa réalisation.

7.1. Description du banc d'essai

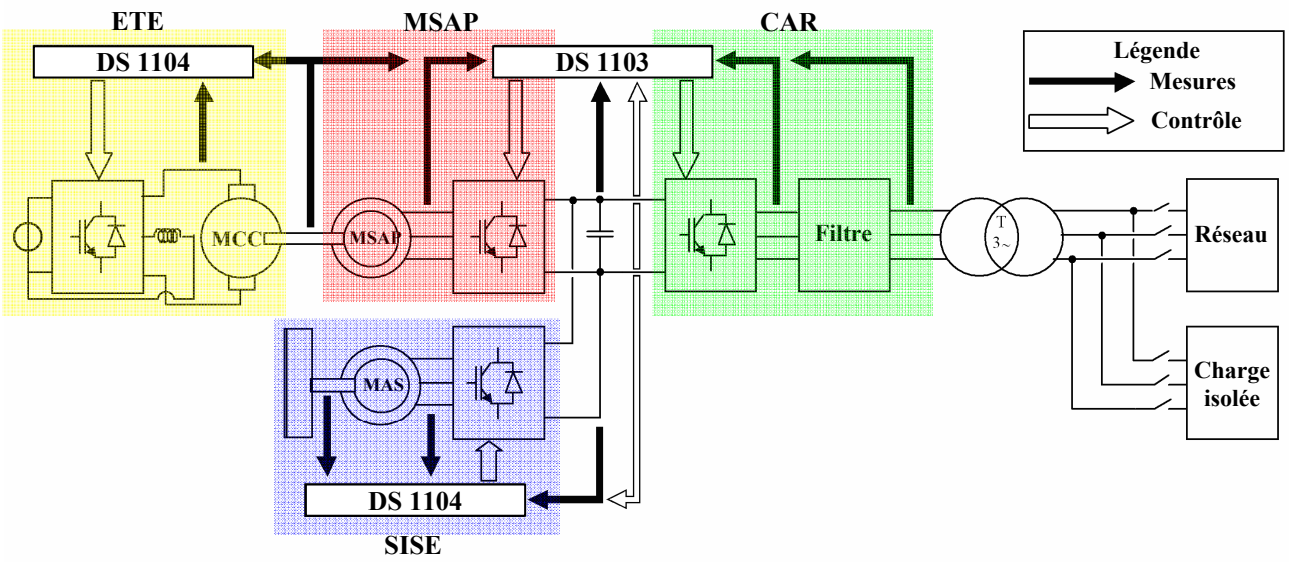


Fig. 7.1 Schéma bloc de la plateforme expérimentale

Lors de la période d'élaboration de cette thèse de doctorat, une partie importante du temps a été dépensée pour développer une plateforme expérimentale destinée à l'étude d'un générateur éolien à vitesse variable associé avec un SISE. Cette plateforme, dont le schéma bloc est présenté dans la figure 7.1, comporte quatre parties:

- Emulateur de turbine éolienne (ETE) ;
- Machine synchrone à aimants permanents (MSAP) utilisée comme générateur éolien ;
- Système inertiel de stockage d'énergie (SISE)
- Connexion au réseau (CAR) 230 V de l'ensemble générateur éolien + SISE.

Tous les convertisseurs électroniques de puissance sont fabriqués par SEMIKRON et construits autours des modules IGBT SKM 50 GB 123 D (1200 V / 50 A).

Le banc d'essai est contrôlé par l'intermédiaire de trois cartes dSPACE intégrées dans trois ordinateurs PC:

- Une carte DS 1103 contenant un microprocesseur Motorola PowerPC 604e (400 MHz) et un DSP de Texas Instruments TMS 320F240 (20 MHz).
- Deux cartes DS 1104 contenant un microprocesseur Motorola PowerPC 603e (250 MHz) et un DSP de Texas Instruments TMS 320F240 (20 MHz).

Les liaisons entre les cartes dSPACE et les convertisseurs électroniques de puissance sont faites par quatre interfaces dont le rôle est d'adapter les niveaux de tension. Les borniers des cartes dSPACE travaillent dans le domaine ± 5 V tandis que les circuits de commande des convertisseurs travaillent dans le domaine ± 15 V.

Les interfaces, et les boîtes de mesure aussi, sont réalisées sur un modèle unique, offrant ainsi un aspect modulaire du banc d'essai.

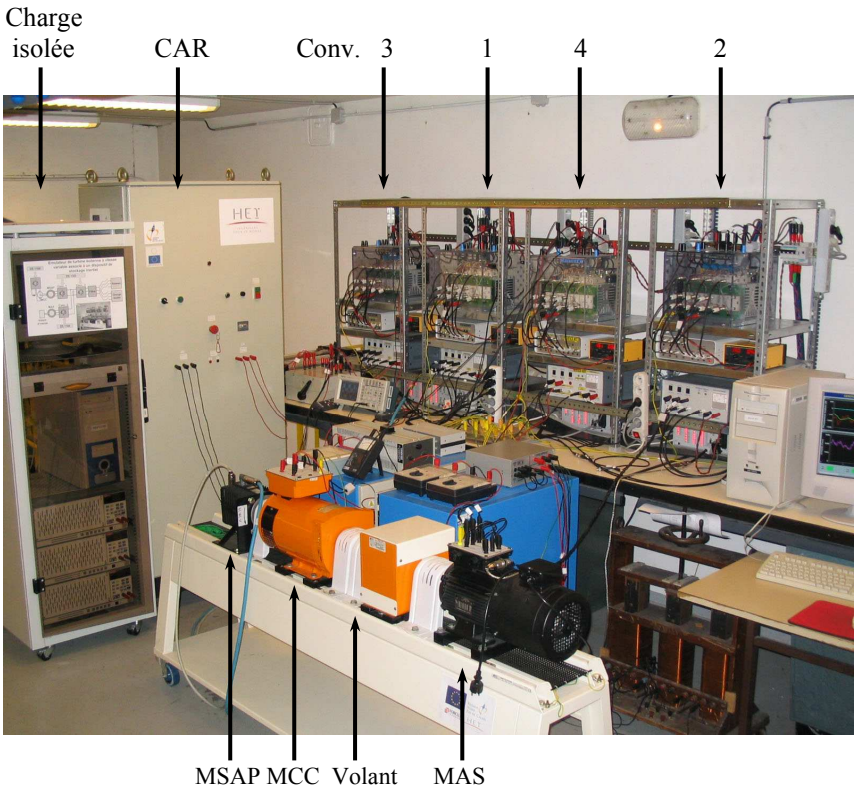


Fig. 7.2 Photo du banc d'essai

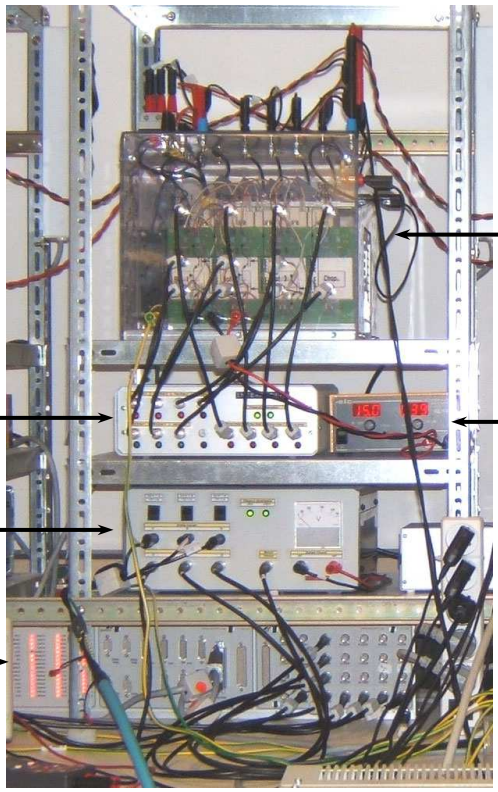


Fig. 7.3 Détail sur un des quatre modules du banc

Fig. 7.4 Photo des trois ordinateurs intégrant les cartes dSPACE

Les figures 7.2 – 7.4 présentent le banc du banc d'essai.

La construction du banc d'essai a commencé au printemps 2001 et plusieurs équipes d'étudiants en projet de fin d'étude ont participé à son développement, surtout pour la réalisation des câblages et des différentes boîtes de mesure ou d'interface.

Le travail de cette thèse de doctorat a concerné spécialement sur deux modules du banc d'essai:

- MSAP, pour implanter le contrôle vectoriel.
- SISE, pour implanter le contrôle et la supervision.

C'est toujours l'auteur de cette thèse qui a réalisé le rassemblement final des quatre modules du banc afin qu'ils fonctionnent ensemble. Les modules ETE et CAR ont été réalisés dans le cadre d'une autre thèse de doctorat, déroulée en parallèle [1].

La plateforme expérimentale a été réalisée dans le Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance (L2EP) de Lille, dans les bâtiments de l'Ecole des Hautes Etudes d'Ingénieur (HEI) de Lille, France, où l'auteur de cette thèse a effectué cinq stages de doctorat en cotutelle.

7.1.1. L'émulateur de turbine éolienne (ETE)

La base de cet émulateur est une Machine à Courant Continu (MCC) de 3 kW, 1500 T.min^{-1}, alimentée par un convertisseur à MLI (Conv.4): l'induit de la machine par deux bras du convertisseur (hacheur quatre quadrants) et l'excitation par le troisième bras. Ce dernier point a son importance, car lorsque le banc sera amené à travailler à puissance nominale, il sera nécessaire de réduire l'excitation de la MCC afin de lui faire atteindre des vitesses proches de 3000 T.min^{-1}, vitesse de fonctionnement nominal de la machine synchrone.

La commande de cet ensemble est assurée par une carte DS 1104. Une interface de commande est placée entre cette carte et les drivers des IGBT, afin d'adapter les signaux présentés ou reçus des organes de commande (ordre de commutation et signaux d'erreur) et de réaliser de façon matérielle les ordres complémentaires de commutation des interrupteurs. Une interface de mesure composée d'un capteur de tension et de trois capteurs de courant LEM™ permet les relevés nécessaires à la commande de la machine. Enfin, une mesure de vitesse est réalisée grâce à un codeur incrémental implanté sur la MSAP, connecté à un port dédié sur la carte DS 1104.

7.1.2. Le générateur synchrone à aimants permanents (GSAP)

Le GSAP (2,83 kW / 3000 $T.min^{-1}$) comporte trois paires de pôles. Il est entraîné mécaniquement par la MCC émulant la turbine éolienne. L'énergie qu'elle fournit est envoyée vers le bus de tension continue de 400 V, constitué de condensateurs associés en série et en parallèle, offrant une capacité équivalente de 2200 µF et une tension maximale de 800 V. Ce transit de puissance est réalisé via un convertisseur MLI commandé par la carte DS 1103. Un codeur incrémental est nécessaire à la capture de la vitesse de la génératrice. Celui-ci est directement connecté à un slot dédié sur le bornier d'extension de la carte DS 1103. Pour plus de détails sur le GSAP du banc d'essai il faut consulter l'Annexe A.6. Le code de la machine est SMV 142 UMB 30.

7.1.3. Le système inertiel de stockage d'énergie (SISE)

Le SISE est constitué d'une Machine Asynchrone (MAS) de 3kW, 1500 $T.min^{-1}$ reliée au bus de tension continue 400V par un convertisseur MLI. Ce dernier est contrôlé par une carte DS 1104. La mesure de vitesse est effectuée grâce à un codeur incrémental connecté à une entrée dédiée sur le bornier d'extension de la carte DS 1104. Cette MAS entraîne un volant d'inertie de 40 kg, 0,2 $kg.m^2$, pouvant tourner à une vitesse maximale de 3000 $T.min^{-1}$.

7.1.4. La connexion au réseau (CAR)

Cet ensemble de production d'énergie est connecté au réseau triphasé 230 V du laboratoire via un convertisseur MLI et un transformateur, entre lesquels s'insère un filtre triphasé. A ce jour, celui-ci est de type L, constitué de trois inductances de 3 mH chacune. Il est prévu de lui substituer, à terme, un filtre de type LC, pour deux raisons: la première étant d'assurer une certaine qualité d'énergie renvoyée au réseau, et donc de recourir au filtrage d'harmoniques générés par les convertisseurs MLI ; la seconde étant de permettre à ce banc de débiter sur une charge isolée, ce qui impose à cette plate-forme de fonctionner en générateur de tension, capable d'assurer l'amplitude et la fréquence de la tension fournie.

7.2. Le GSAP

Le travail effectué sur la partie GSAP du banc d'essai peut être divisé en trois parties:

- Détermination des paramètres du GSAP ;
- Résolution des problèmes liés à l'index de l'encodeur incrémental ;
- Implantation du contrôle vectoriel pour le GSAP.

7.2.1. Détermination des paramètres du GSAP

Tableau 7.1 Paramètres déterminés pour le GSAP

	Printemps 2003	Printemps 2004
Résistance statorique R_s :	0,895 Ω	0,944 Ω
Inductance directe L_d :	12,16 mH	14,44 mH
Inductance transversale L_q :	21,30 mH	25,06 mH
Coefficient de la force électromotrice K_e :	0,94 V.s.rd^{-1}	0,78 V.s.rd^{-1}

Deux déterminations des paramètres du GSAP ont été faites et les résultats sont donnés dans le Tableau 7.1. On voit que, durant une année, les paramètres de la machine ont varié d'une façon significative, surtout le coefficient de la force électromotrice. L'affaiblissement du flux des aimants permanents peut s'expliquer par l'influence de la MLI et par certains chocs de courants survenus durant les expérimentes.

7.2.2. Résolution des problèmes liés à l'index de l'encodeur incrémental

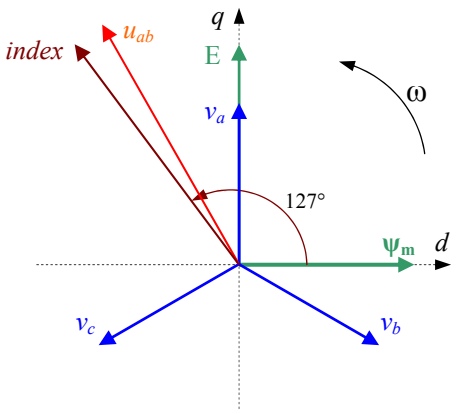


Fig. 7.5 Explication graphique pour la position de l'index

Pour la commande vectorielle de la MSAP, on utilise le modèle *dq* orienté avec le flux rotorique. Lors des essais, on a constaté que l'index de l'encodeur de la machine n'est pas orienté avec l'axe des aimants permanents. La machine étant connectée en étoile sans avoir accès au neutre, la seule solution a été de visualiser sur un oscilloscope la position de l'index par rapport à la tension composée u_{ab}.

La figure 7.5 montre la position de l'index de l'encodeur par rapport aux tensions et au flux rotorique, ψ_m, pour le cas où la MSAP tourne à vide et dans le sens direct. On voit que, pour trouver la position du flux rotorique et de l'axe *d*, il faut retirer 127° de la position mesurée lors de la détection de l'index.

7.2.3. Implantation du contrôle vectoriel pour le GSAP

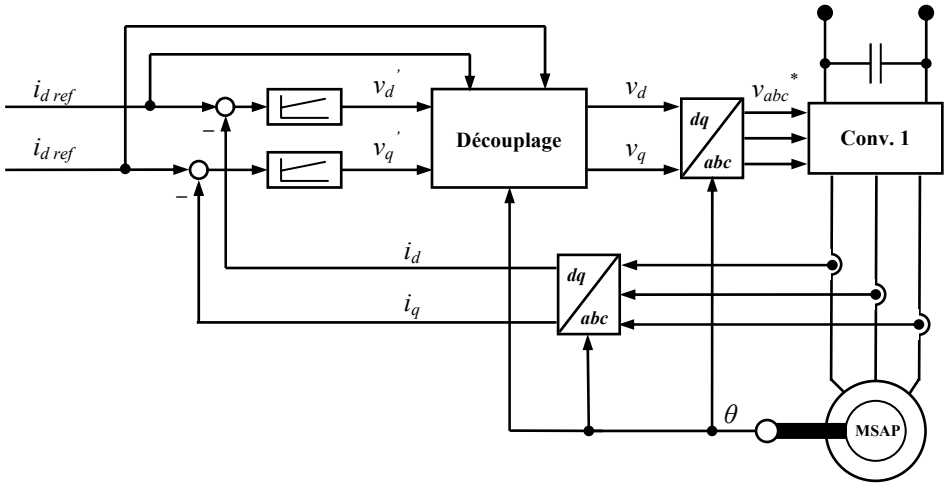


Fig. 7.6 Schéma de contrôle vectoriel du GSAP

Pendant les essais effectués sur le banc, on a observé des variations brutales sur les courants de la machine. Ces variations arrivaient dans les mêmes instants sur tous les courants et périodiquement. Après plusieurs essais, on a conclu que ces problèmes sont dépendants de la fréquence MLI, mais on n'a pas réussi à en expliquer la cause.

Toutefois, après des essais, on a constaté que les variations des courants sont plus forts si la période d'échantillonnage est un multiple de la période MLI. De plus, on a observé que pour d'autres fréquences MLI, les variations sont beaucoup plus petites, même inobservables. Par conséquent, on a fait plusieurs essais pour trouver la valeur de la fréquence MLI qui donne des résultats satisfaisants. La période d'échantillonnage étant fixée à 250 µs, on a trouvé expérimentalement qu'une MLI à ***9,5 kHz*** donne des résultats satisfaisants. C'est pourquoi on a adopté cette fréquence.

Les figures présentées ensuite illustrent l'effet de la valeur de fréquence MLI sur les courants de la machine.

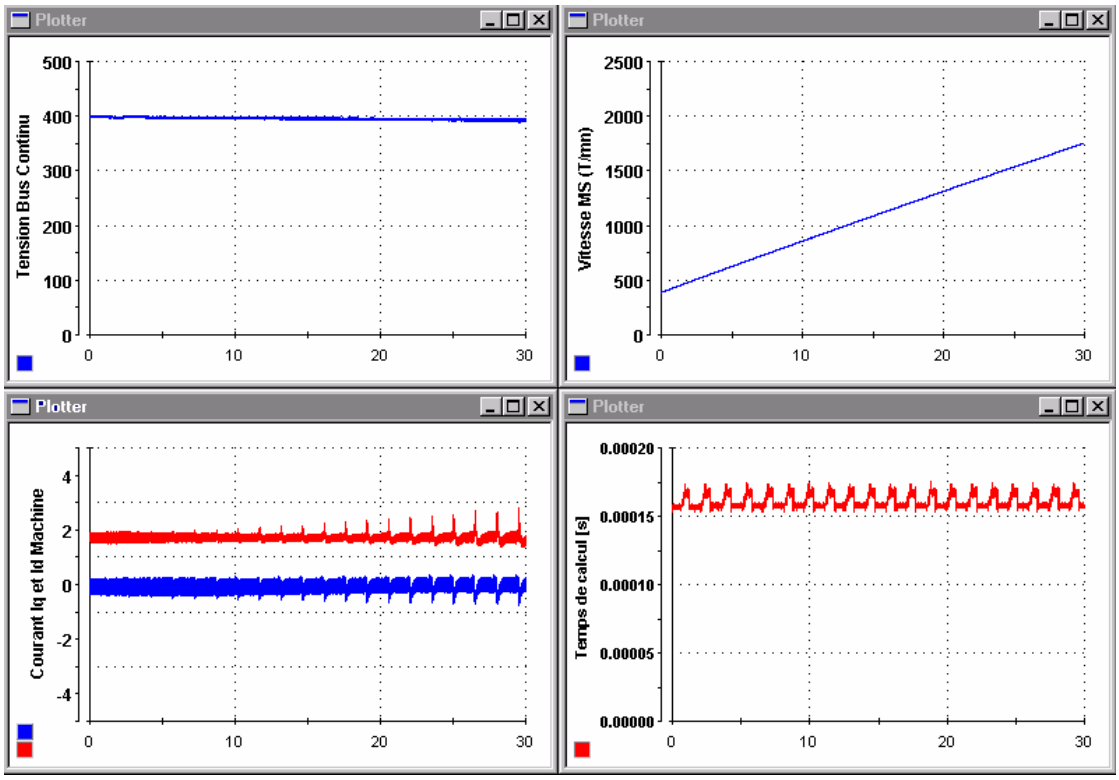


Fig. 7.7 Essai avec une fréquence MLI à 8 kHz

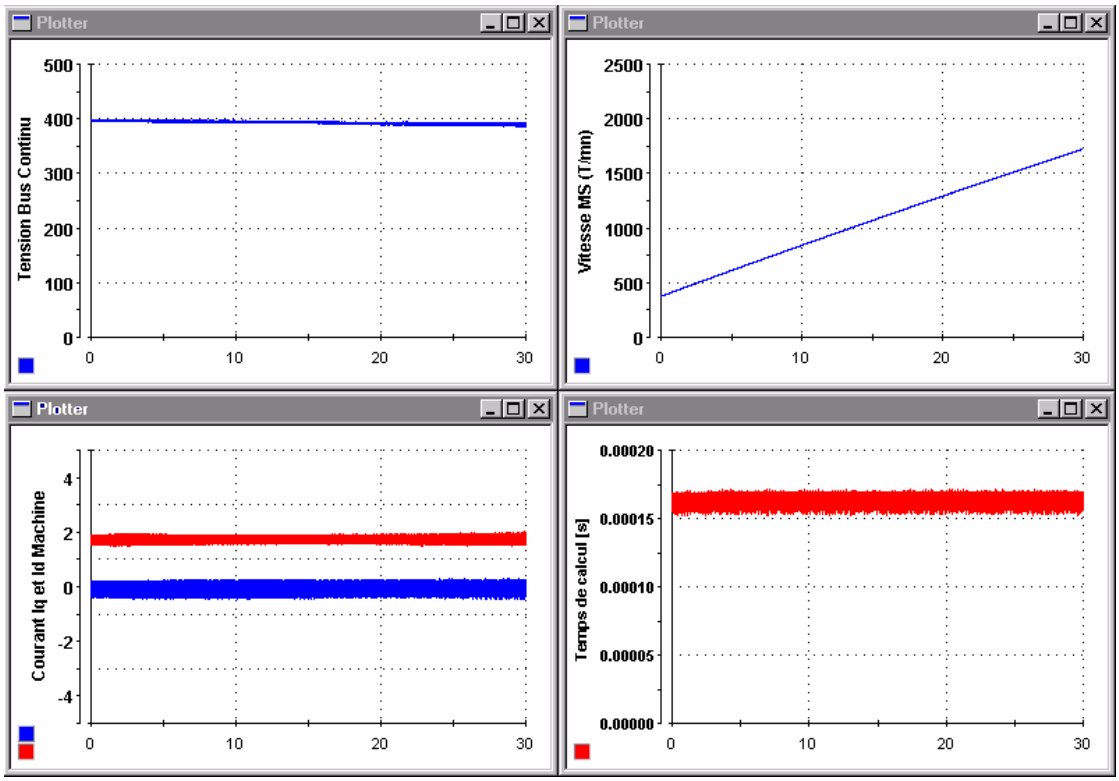


Fig. 7.8 Essai avec une fréquence MLI à 9,5 kHz

7.3. Problèmes de compatibilité électromagnétique

Dû à la complexité du banc d'essai, des sévères problèmes de compatibilité électromagnétique sont apparus. Pour éliminer ces problèmes, trois voies ont été considérées:

- Réarrangement des boîtes et des câbles.
- Toutes les étagères et les boîtes ont été mises à la même masse.
- Mise de ferrites sur les câbles. Quelques câbles nécessitèrent plusieurs ferrites pour réduire l'effet perturbateur d'une manière satisfaisante (Fig. 7.9).

La disposition finale des composantes du banc d'essai est celle de la figure 7.2.

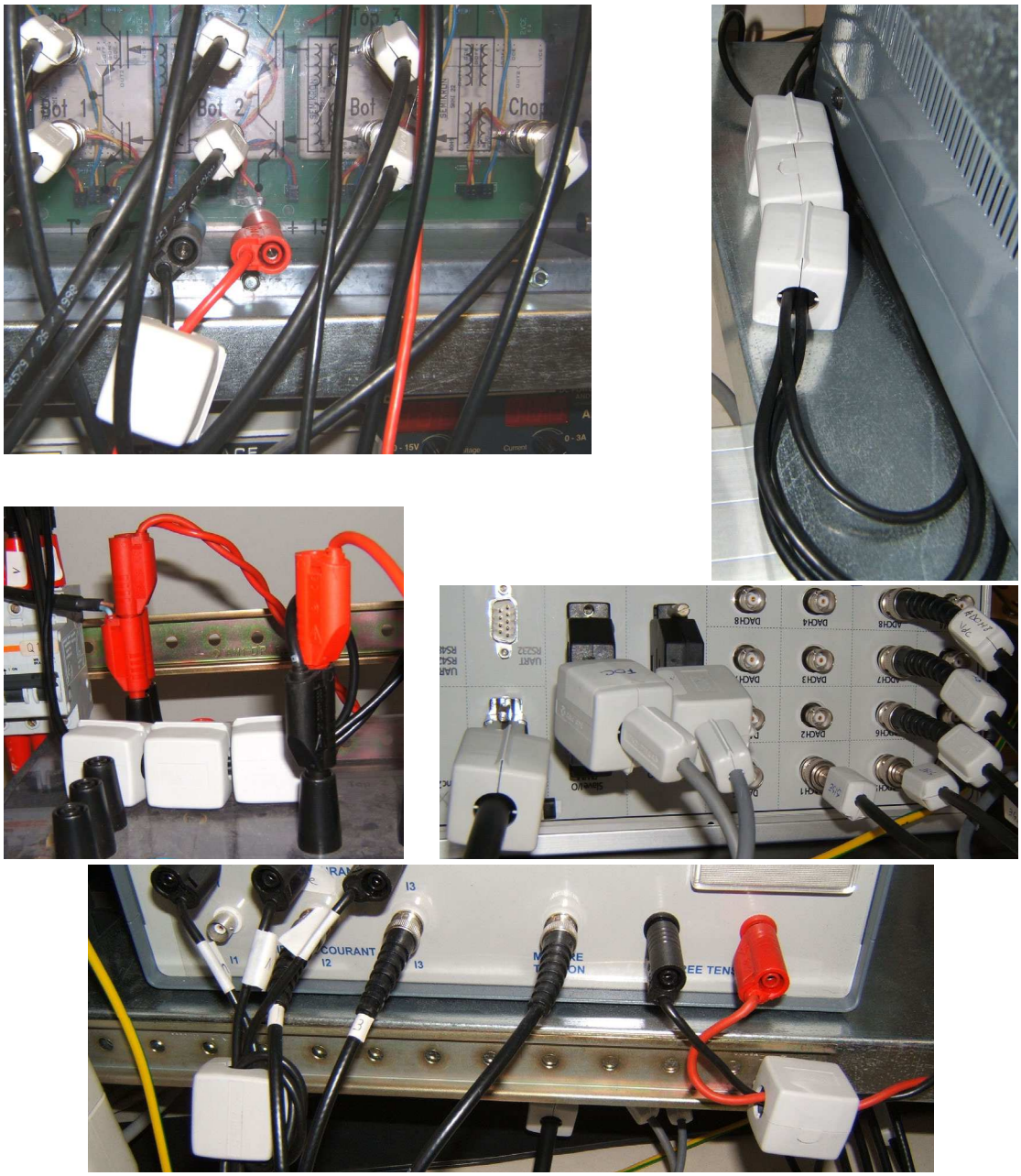


Fig. 7.9 Quelques exemples de placement des ferrites

7.4. Communication entre les cartes dSPACE DS 1103 et DS 1104

Pour réaliser la supervision du SISE, il faut avoir une information sur la puissance générée par la MSAP. De l'autre coté, le superviseur doit transmettre à la CAR la valeur de la puissance réglée, car c'est la consigne de la puissance envoyée au réseau. Comme la MSAP et la CAR sont contrôlées par la carte DS 1103 et le SISE par la DS 1104, une communication bidirectionnelle doit se faire entre les deux cartes dSPACE.

Il y a plusieurs possibilités pour faire la communication entre les deux cartes dSPACE en utilisant les sorties et les entrées numériques de celles-ci. Cependant, dans notre cas, la plus simple et efficace solution s'est avérée être la communication analogique. Cela parce que il y avait des convertisseurs analogique / numériques (ADC) et numérique / analogiques (DAC) non utilisés sur les deux cartes. Par conséquent, un ADC et un DAC de chaque carte dSPACE ont été réservés pour cette communication.

Le schéma de connexion est montré dans la figure 7.10.

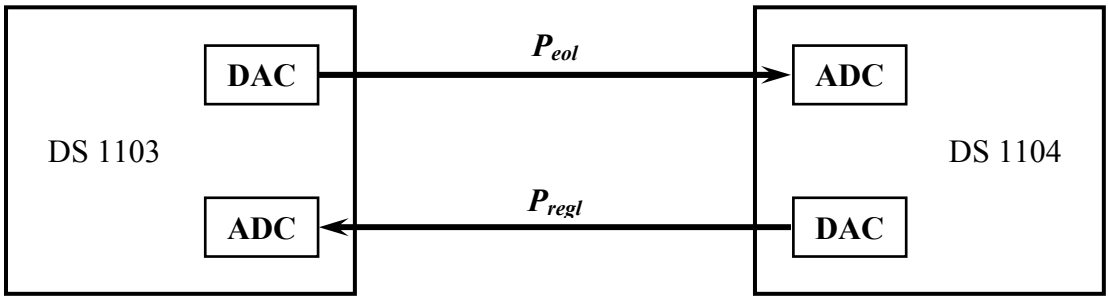


Fig. 7.10 Réalisation de la communication entre les cartes DS 1103 et DS 1104

7.5. Conclusion

Dans ce chapitre, on présente la plateforme expérimentale réalisée pour implanter les principes développés en théorie. Quelques problèmes technologiques, rencontrés durant la réalisation du banc d'essai, sont mis en évidence avec les solutions adoptées.

7.6. Référence

[1] L. Leclercq, « Apport de stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », Thèse de doctorat soutenue au Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance de Lille, 14 décembre 2004.

Chapitre 8

Résultats expérimentaux concernant les performances énergétiques du SISE

Résumé – Des essais ont été réalisés pour vérifier les résultats de simulation présentés dans le chapitre 4. Ce chapitre présente les résultats expérimentaux concernant les performances énergétiques du SISE avec MAS et du SISE avec MSAP. Dans le cas du SISE avec MAS, on a fait des essais avec le contrôle vectoriel et le DTC pour la MAS. Les résultats expérimentaux montrent des rendements similaires dans les deux cas. Pour le SISE avec MSAP on a utilisé seulement le contrôle vectoriel, mais on a étudié le comportement à $i_d = 0$ et à facteur de puissance unitaire pour la MSAP. Les résultats expérimentaux ont montré une forte dégradation du rendement dans le cas de fonctionnement à facteur de puissance unitaire de la MSAP. Le SISE avec MSAP fonctionnant à $i_d = 0$ a un rendement meilleur que le SISE avec MAS. Les deux types de SISEs présentes des rendements similaires aux rendements des batteries électrochimiques.

8.1. Rendement du SISE avec MAS et le contrôle vectoriel

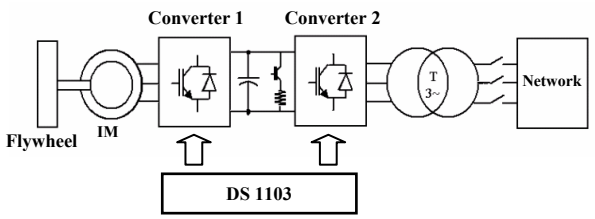


Fig. 8.1 Schéma bloc utilisé pour la détermination expérimentale du rendement du SISE

Afin de déterminer expérimentalement le rendement du SISE avec MAS, on a utilisé le schéma présenté dans la figure 8.1. Lors de cet essai, l'échange d'énergie est fait entre le SISE et le réseau par l'intermédiaire des deux convertisseurs électroniques de puissance et du bus continu.

Les essais ont trois objectifs:

- Détermination du rendement de la MAS pour les deux régimes de fonctionnement;
- Détermination du rendement du convertisseur électronique de puissance;
- Détermination du rendement du SISE.

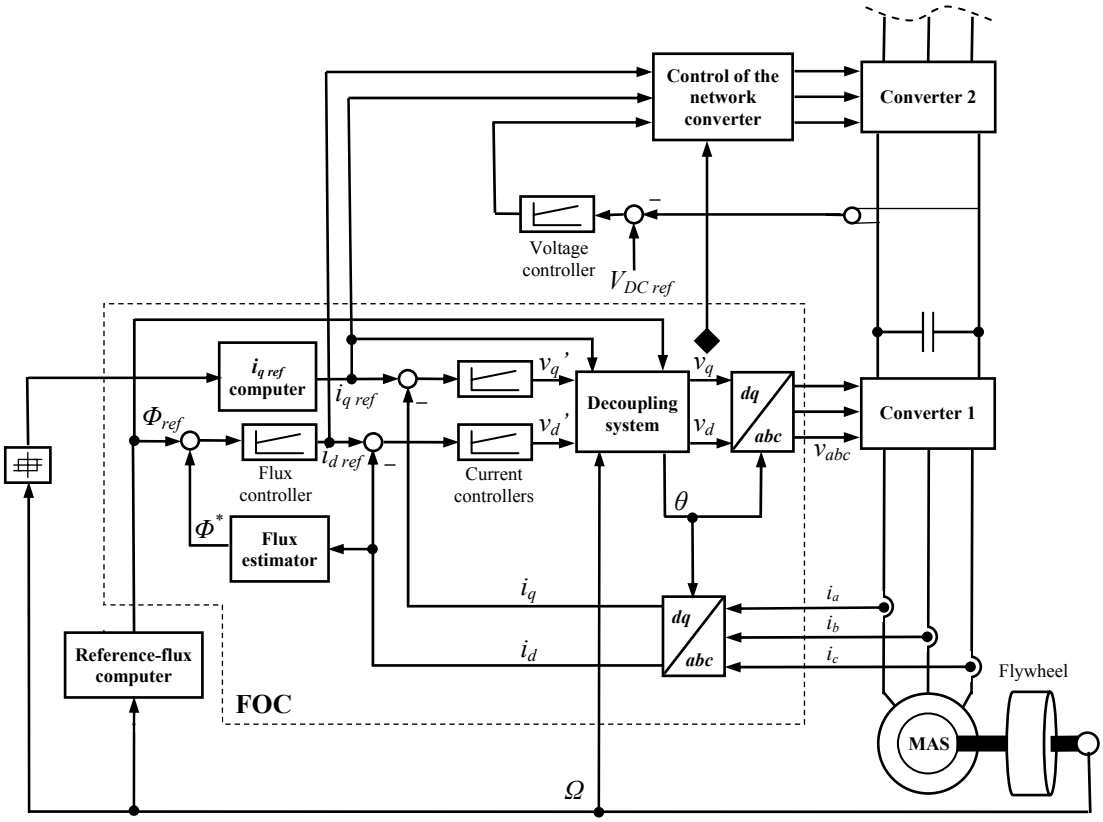


Fig. 8.2 Schéma de contrôle pour la MAS et pour le convertisseur coté réseau

La figure 8.2 montre le schéma de contrôle lors des essais effectués pour la détermination des rendements. On a utilisé un relais à hystérésis pour imposer le signe de la consigne du courant i_q de la MAS:

- Lorsque la vitesse de la MAS arrive à 3000 T/min, la sortie du relais et fixe à -1. Cela imposera une consigne négative pour le courant i_q, donc la MAS fonctionnera en régime générateur en freinant le volant d'inertie.
- Lorsque la vitesse de la MAS arrive à 1500 T/min, la sortie du relais change à 1. Cela imposera une consigne positive pour le courant i_q et la MAS fonctionnera en régime moteur en accélérant le volant d'inertie.

Le convertisseur coté réseau a le rôle de réguler le bus continu et de faire le transfert de puissance entre celui-ci et le réseau. C'est pourquoi, une information sur la puissance de référence de la MAS est donnée au bloc de contrôle du convertisseur coté réseau (la puissance de référence est calculée à partir des références de courant et de tension dans le système *dq*).

A partir de la relation (3.25), la consigne du courant i_q est déterminée par

$$i_{q\,ref} = \frac{P_{\mathrm{IM}} \cdot L_r^*}{p \cdot M^* \cdot \Phi_{ref}} \cdot \frac{1}{\Omega_{\mathrm{IM}}}, \tag{8.1}$$

où: P_{IM} et Ω_{IM} sont la puissance et la vitesse de la MAS. Cette expression a pour but d'imposer un fonctionnement à puissance constante pour la MAS, puissance donnée par le terme P_{IM}.

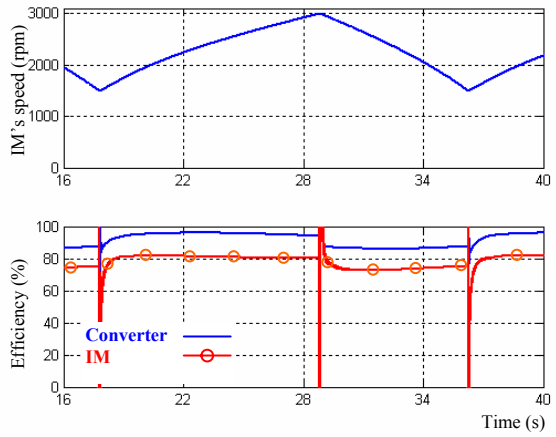


Fig. 8.3. Rendement expérimental du SISE pour P = 3000 W

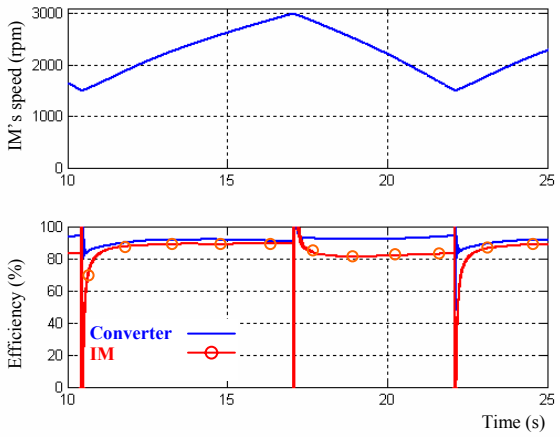


Fig. 8.4. Rendement expérimental du SISE pour P = 3700 W

Pour la détermination des rendements on a utilisé la méthode des énergies (voir le sous-chapitre 4.4). Cependant, la mesure du courant dans le bus continu étant très difficile, on a pu mesurer seulement la puissance aux bornes de la MAS et la puissance aux bornes triphasées du convertisseur coté réseau. Donc, il a été possible de déterminer le rendement de la MAS et le rendement de l'ensemble Convertisseur 1 + bus continu + Convertisseur 2. L'ensemble des deux convertisseurs et du bus continu sera appelé ensuite « convertisseur ». Les résultats expérimentaux sont donnés dans les figures 8.3 et 8.4.

La MAS fonctionne toujours en régime défluxé. Lors des essais on a observé que la valeur de la puissance P dans l'expression (3.25) influence le rendement du SISE. C'est-à-dire, la valeur du flux dans la MAS influence le rendement du système. Les figures 8.3 et 8.4 présentent les rendements de la MAS et du convertisseur pour deux cas.

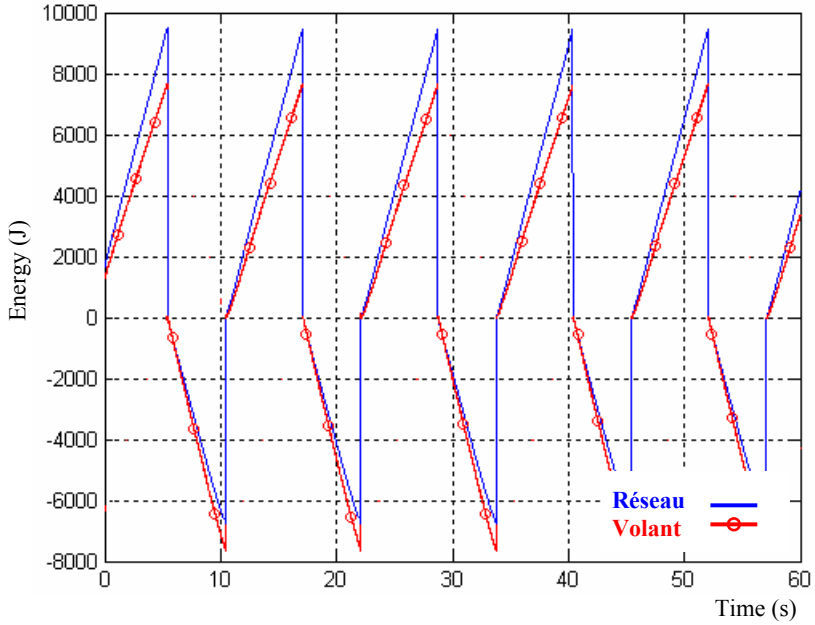


Fig. 8.5 Energie mesurée aux bornes du réseau et énergie du volant d'inertie

Premièrement, dans la formule de défluxage on a introduit seulement la puissance nominale de la MAS (3 kW). Le rendement de la MAS a été de 81% pour le régime moteur et 72% pour le régime générateur. Le rendement du convertisseur a été de 95% lorsque la MAS fonctionnait en moteur et 86% lorsque la MAS fonctionnait en générateur.

Dans le deuxième cas, on a ajouté la valeur des pertes à la puissance nominale de la MAS. Alors, le rendement de la MAS a été porté à 88% pour le régime moteur et 81% pour le régime générateur. Le rendement du convertisseur a été de 91% lorsque la MAS fonctionnait en moteur et 92% lorsque la MAS fonctionnait en générateur.

On voit donc une augmentation notable du rendement dans le deuxième cas. Cela peut s'expliquer par les approximations faites dans l'expression (3.24), où on néglige les pertes dans la MAS. En considérant ce cas, le rendement du SISE pour un CCD est de 71,3% aux bornes de la MAS et de 59,7% aux bornes du réseau. La figure 8.5 montre les enveloppes des énergies aux bornes du réseau et dans le volant d'inertie lors de quelques CCDs. On voit donc un fort affaiblissement du rendement au travers du convertisseur. Cela peut s'expliquer par les pertes dans les convertisseurs électroniques de puissance et dans le bus continu. Lors des essais, on a constaté que les pertes dans le bus continu étaient assez importantes et bien dépendantes de la fréquence MLI et de la capacité du condensateur. Cependant, une estimation exacte de ces pertes n'a pas été faite parce que, dans le cas de l'association du SISE avec le générateur éolien, il n'y a que le Convertisseur 1 qui reste (Fig. 5.4).

Il faut encore mentionner que la MAS n'a pas fonctionné à la puissance nominale. Cela parce que, lors du changement du régime de fonctionnement de la machine, elle subit une variation très brutale de puissance. Par exemple, si la machine fonctionne en régime moteur à puissance constante égale à 1500 W et elle passe en régime générateur, sa puissance change brusquement à -1500 W et on a un saut de puissance de 3 kW qui provoque des perturbations dans le bus continu. C'est pourquoi la puissance maximale de la MAS, lors de ces essais, a été autour de 1700 W. Pour des puissances supérieures, la régulation du bus continu ne peut plus assurer le contrôle de la tension de bus continu. Cependant, si la MAS fonctionnait à la puissance nominale (3 kW), le rendement du SISE serait supérieur à la valeur de 71,3%, obtenue sur le banc d'essai. On peut conclure donc, que le rendement du SISE avec MAS est comparable au rendement des batteries électrochimiques [1].

Les fréquences MLI des deux convertisseurs électroniques de puissances étaient de 8 kHz.

8.2. Rendement du SISE avec MAS et le DTC

Dans ce cas, on a utilisé le même principe que pour le cas du contrôle vectoriel. Les performances énergétiques du SISE avec MAS et DTC sont similaires aux performances obtenues avec le contrôle vectoriel. Le Tableau 8.1 présente les rendements obtenus sur le banc d'essai suite à l'optimisation du DTC pour le fonctionnement de la MAS à des puissances faibles. La figure 8.6 présente les mêmes résultats, mais de manière graphique. On observe pour le DTC optimisé une augmentation en rendement de 18% lorsque la MAS fonctionne à 500 W. Cela vérifie les estimations faites par simulation (voir le sous-chapitre 6.2.5). Pour les raisons mentionnées dans le sous-chapitre précédent, la puissance maximale de la MAS lors les essais a été de 1,75 kW. La figure 8.7 montre les énergies mesurées aux bornes de la MAS lors du fonctionnement à 500 W.

Tableau 8.1 Rendements obtenus sur le banc d'essai pour un CCD du SISE

Puissance de la MAS / DTC	0.5 kW	0.8 kW	1 kW	1.25 kW	1.5 kW	1.75 kW
Classique	47	67.3	70.1	71.7	72.3	71
Optimisé	64.6	68.7	70	70.8	71	71.2

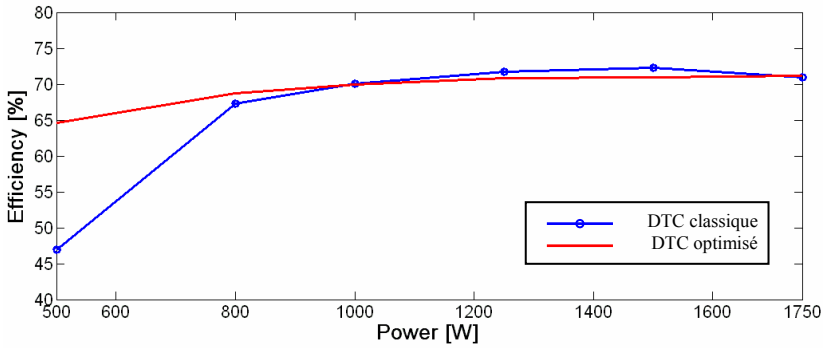


Fig. 8.6 Rendements expérimentaux de la MAS pour le DTC classique et le DTC optimisé

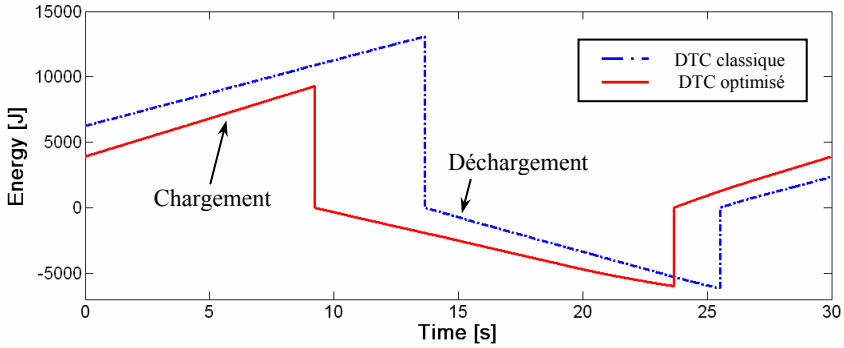


Fig. 8.7 Energies mesurées aux bornes de la MAS lors du fonctionnement à 500 W

8.3. Rendement du SISE avec MSAP et le contrôle vectoriel

La MSAP présentée dans le chapitre 7 a été couplée avec le volant d'inertie du banc d'essai et des essais ont été réalisés afin de déterminer les performances d'un SISE avec MSAP.

Les essais ont été faits pour deux cas de contrôle de la MSAP. Premièrement, on a déterminé le rendement du SISE avec MSAP pour le cas où le courant i_d dans la MSAP est maintenu à zéro. Dans le deuxième cas, on a implanté le contrôle à facteur de puissance unitaire de la MSAP (voir le sous-chapitre 3.6). Ensuite, les résultats expérimentaux des deux essais sont présentés et comparés.

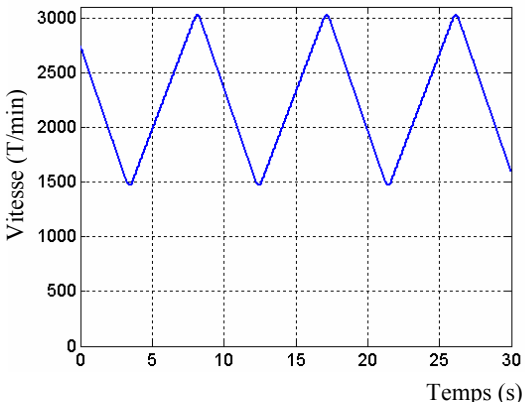


Fig. 8.8 Vitesse du volant pour $i_d = 0$

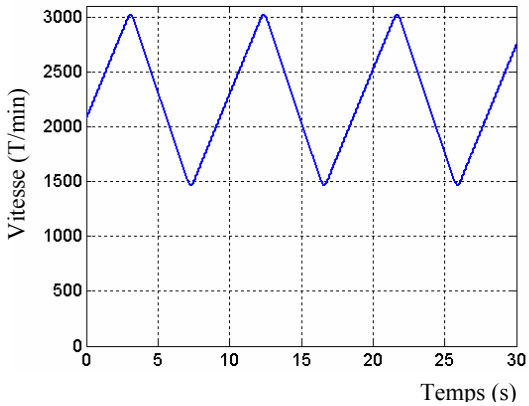


Fig. 8.11 Vitesse du volant pour cosφ = 1

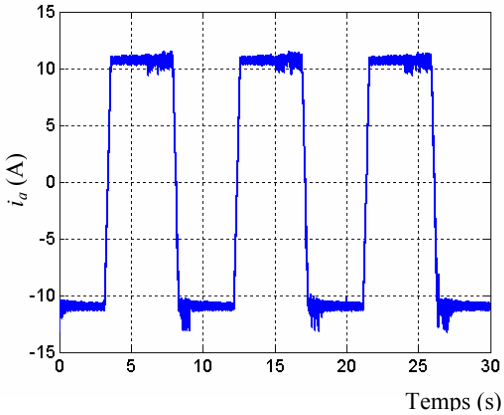


Fig. 8.9 Courant i_q de la MSAP pour $i_d = 0$

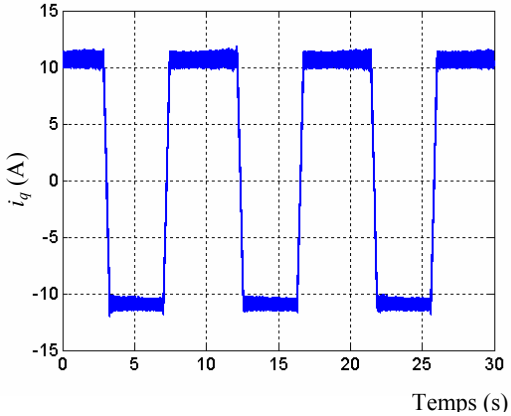


Fig. 8.12 Courant i_q de la MSAP pour cosφ = 1

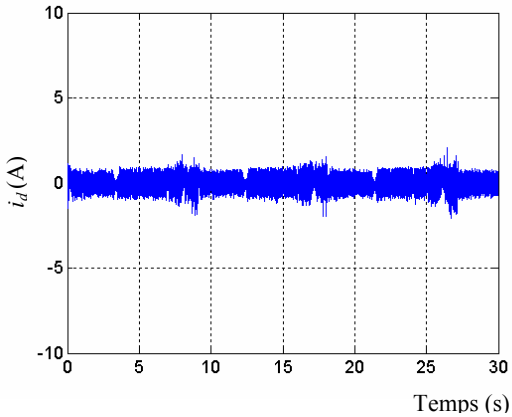


Fig. 8.10 Courant i_d de la MSAP pour $i_d = 0$

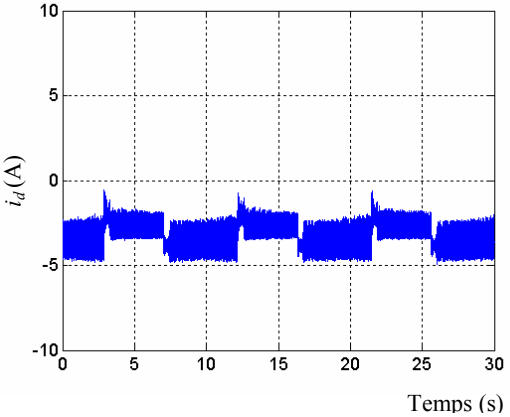


Fig. 8.13 Courant i_d de la MSAP pour cosφ = 1

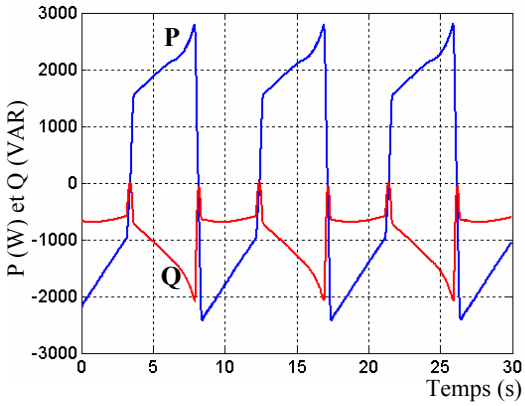


Fig. 8.14 Puissances de la MSAP pour $i_d = 0$

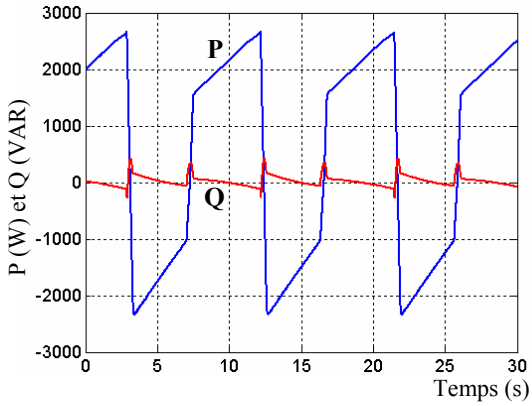


Fig. 8.16 Puissances de la MSAP pour $\cos\varphi = 1$

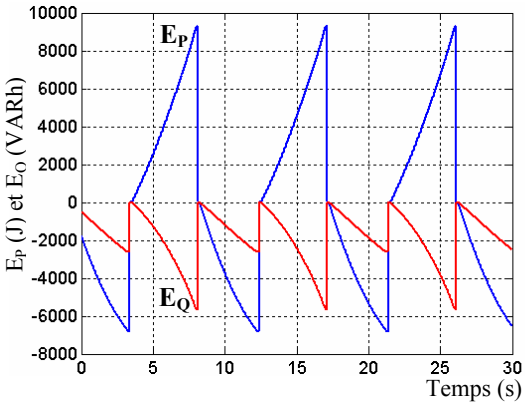


Fig. 8.15 Energies mesurées aux bornes de la MSAP pour $i_d = 0$

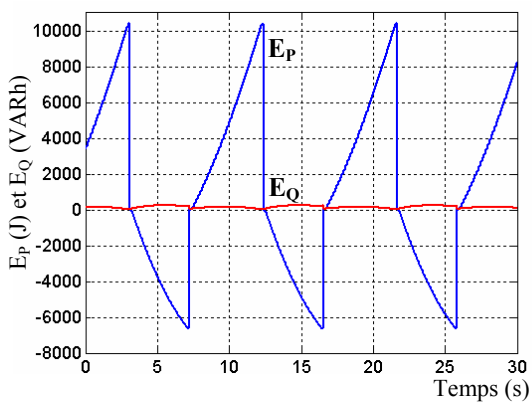


Fig. 8.17 Energies mesurées aux bornes de la MSAP pour $\cos\varphi = 1$

Les figures 8.8 – 8.17 présentent les résultats expérimentaux pour les deux cas de contrôle de la MSAP. Comme dans le cas du SISE avec MAS, on a fait des CCDs entre 1500 et 3000 T/min afin de déterminer le rendement du SISE avec MSAP. Cependant, le fonctionnement à puissance constante de la MSAP n'a pas été pris en compte, car sa vitesse de base est égale à la vitesse maximale du volant d'inertie. Donc, la MSAP fonctionne toujours à puissance variable, en dessous de la vitesse de base.

Les résultats expérimentaux ont montré que le rendement de la MSAP est fortement dégradé lorsqu'elle fonctionne à facteur de puissance unitaire. Le Tableau 8.2 donne les rendements de la MSAP lors des deux régimes de fonctionnement (moteur et générateur) et le rendement du SISE sur un CCD. Les résultats expérimentaux ont montrent que le SISE avec MSAP et contrôle à $i_d = 0$ a un rendement supérieur par rapport au SISE avec MAS.

Les fréquences MLI des deux convertisseurs électroniques de puissances étaient de 9,5 kHz.

Tableau 8.2 Rendements du SISE avec MSAP

	$i_d = 0$	$\cos\varphi = 1$
E_c *(J)*	8989.3	9858
E_d *(J)*	-7062.7	-6462
η_{moteur} %	88.62	80.53
$\eta_{générateur}$ %	88.65	81.39
η_{CCD} %	78.57	65.55

8.4. Conclusions

Ce chapitre présente les résultats des essais faits pour déterminer les rendements des SISEs. Deux types de SISEs ont été considérés: SISE avec machine asynchrone à cage (MAS) et SISE avec machine synchrone à aimants permanents (MSAP).

Premièrement, on montre les essais menés pour déterminer le rendement du SISE avec MAS et le contrôle vectoriel. Il est également montré l'influence de la loi de défluxage de la MAS sur son rendement.

La deuxième partie du chapitre présente les essais faits pour la détermination du rendement du SISE avec MAS et le contrôle direct en couple (DTC). Ils montrent un rendement similaire au rendement obtenu avec le contrôle vectoriel. Les résultats expérimentaux ont validé aussi la méthode d'optimisation énergétique du DTC.

La dernière partie du chapitre porte sur la détermination expérimentale du rendement du SISE avec MSAP. On a utilisé le contrôle vectoriel et les résultats expérimentaux montrent un rendement supérieur par rapport aux rendements obtenus avec la MAS.

Les résultats expérimentaux montrent que le rendement du SISE est comparable au rendement des batteries électrochimiques.

Les résultats présentés dans ce chapitre ont été publiés dans cinq articles: [2] – [6].

8.5. Références

[1] A. Marquet, C. Levillain, A. Davriu, S. Laurent, Ph. Jaud, "Stockage d'électricité dans les systèmes électriques", *Technique de l'ingénieur, traite Génie électrique*, D 4 030.

[2] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "Performance analysis of an induction machine-based flywheel energy storage system associated to a variable-speed wind generator", *Proceedings of the 9th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipments - OPTIM 2004*, Brasov, Romania, 20-22 May 2004.

[3] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "Losses and efficiency of a flywheel energy storage system with permanent-magnet synchronous machine associated to a variable-speed wind generator", *Proceedings of the 16th International Conference on Electrical Machines*, Cracow, Poland, 5-8 September 2004.

[4] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "Comparative Study of Flywheel Energy Storage Systems Associated to Wind Generators", *Proceedings of the International Conference on Applied and Theoretical Electricity - ICATE 2004*, Baile-Herculane, Romania, 14 - 15 Oct 2004.

[5] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, S. Breban, "Energy-Optimized Direct Torque Control of an Induction Machine-based Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator", *Proc of the 6th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems - ELECTROMOTION 2005*, 27 - 29 September 2005, Lausanne, Switzerland.

[6] G. Cimuca, C. Saudemont, M.M. Radulescu, B. Robyns, "Control and Performance Evaluation of a Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator", Paper accepted for publication in the IEEE Transactions on Industrial Electronics Special Section: "RENEWABLE ENERGY AND DISTRIBUTED GENERATION SYSTEMS".

Chapitre 9

Résultats expérimentaux concernant le SISE associé au générateur éolien

Résumé – Ce chapitre montre les résultats des essais effectués pour valider les principes de contrôle et de supervision proposés dans le chapitre 6. Au début du chapitre on montre la puissance débitée au réseau par un générateur éolien à puissance variable en absence du SISE. Ensuite, on présenté le démarrage du SISE associé avec le générateur éolien. Le chapitre continue en présentant les résultats expérimentaux avec le contrôle en couple du SISE et avec deux types de superviseurs: le superviseur à puissance lissée et le superviseur à puissance constante. Aussi, on présente les résultats obtenus avec les deux méthodes de contrôle pour la MAS du SISE: le contrôle vectoriel et le DTC. Les essais ont montré que le superviseur à puissance constante nécessite une inertie plus grande par rapport au superviseur à puissance lissée. On observé aussi que la valeur moyenne de la puissance envoyée au réseau est plus grande dans le cas du DTC pour la MAS. Les essais ont montré aussi que l'ensemble SISE + générateur éolien peut fournir de la puissance réactive.

9.1. Introduction

Les principes de contrôle et supervision du SISE, présentés au chapitre 6, ont été implanté sur le banc d'essai afin de valider les résultats obtenus par simulations. Les résultats expérimentaux seront présentés en parallèle pour les deux types de superviseurs.

Les figures 9.1 – 9.3 montrent les résultats expérimentaux obtenus avec le générateur éolien seul. Le générateur tourne a vitesse variable et génère une puissance variable, en fonction de la vitesse du vent. La figure 9.3 montre la puissance fournie au réseau par le générateur éolien, en absence d'un système de stockage d'énergie.

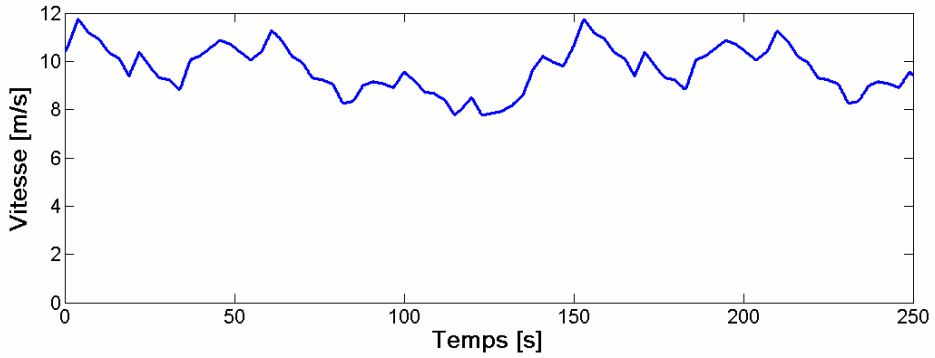


Fig. 9.1 Vitesse du vent mesurée sur le site de Dunkerque (nord de la France)
– la mesure a été faite sur 150 s –

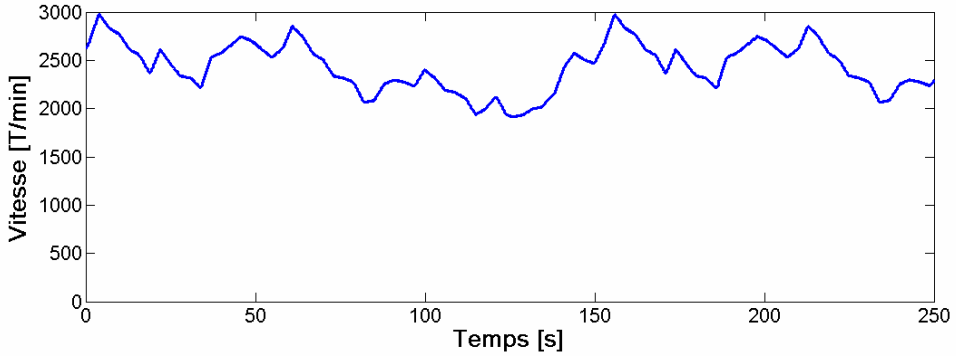


Fig. 9.2 Vitesse du générateur éolien

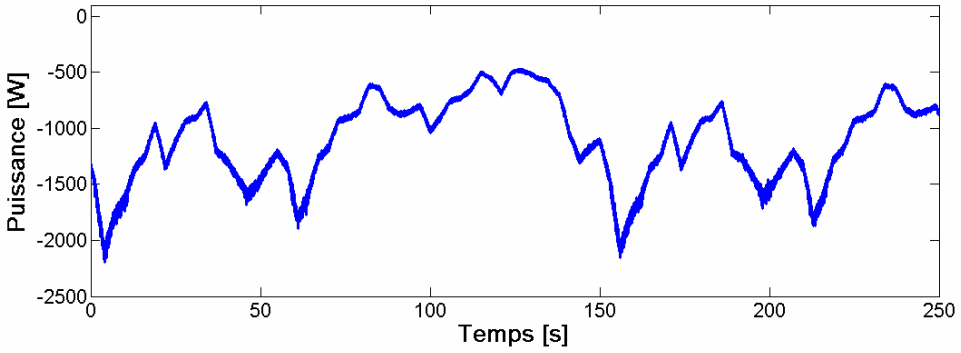


Fig. 9.3 Puissance fournie au réseau en absence de stockage

9.2. Démarrage du SISE associé au générateur éolien

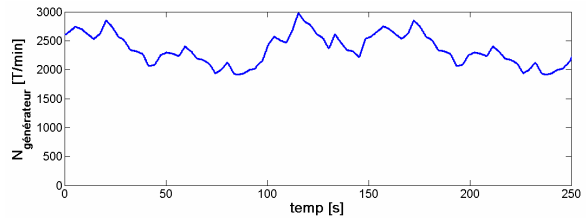


Fig. 9.4 Vitesse du générateur éolien

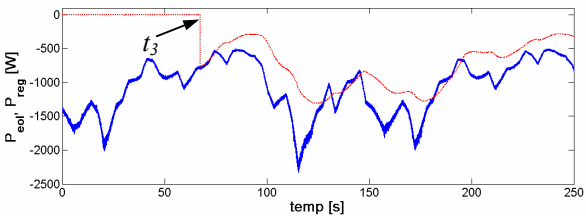


Fig. 9.5 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

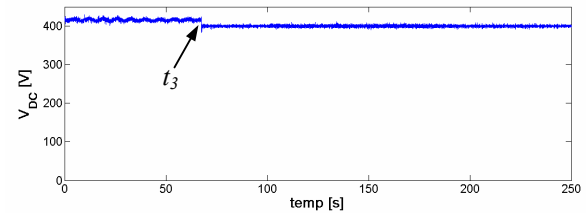


Fig. 9.6 Tension du bus continu

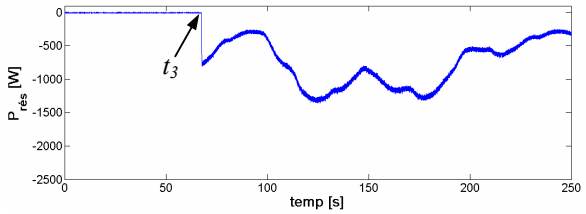


Fig. 9.7 Puissance active délivrée au réseau

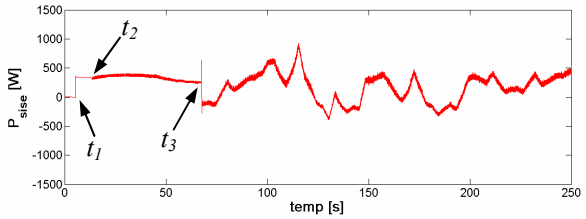


Fig. 9.8 Puissance de la MAS

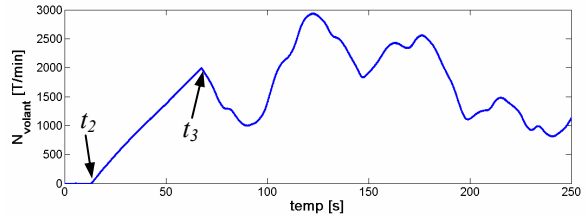


Fig. 9.9 Vitesse du volant d'inertie

Ici on présente quelques courbes prises lors du démarrage du SISE.

Au début, le générateur éolien tournant à vitesse variable (Fig. 9.4) génère de l'énergie (Fig. 9.5) et charge le condensateur du bus continu. Le condensateur est chargé à 410 V (Fig. 9.6) et le reste de l'énergie générée est dissipé sur une résistance de charge par l'aide d'un hacheur (Fig. 5.4). Pendant ce temps, la puissance de réglage est nulle (Fig. 9.5) et le réseau ne reçoit aucune puissance (Fig. 9.7).

A l'instant t_1 on fluxe la MAS et à l'instant t_2 on démarre le volant d'inertie (Figs. 9.8 et 9.9). La MAS prend une partie de l'énergie générée et accélère le volant d'inertie jusqu'à 2000 T/min. On impose une puissance réduite pour la MAS afin qu'elle ne décharge pas le condensateur du bus continu.

Dès que le volant arrive à 2000 T/min, on met en marche le contrôle et la supervision du SISE (cela se produit à l'instant t_3 sur les figures). Ensuite, le SISE tient son rôle en régulant la tension du bus continu à 400 V (Fig. 9.6, après l'instant t_3) et la puissance envoyée au réseau (Figs. 9.5 et 9.7).

On voit sur la figure 9.8 que la puissance maximale de la MAS est d'environ 1 kW, mais la puissance moyenne se trouve autour de 500 W. Comme la puissance nominale de la MAS est de 3 kW, elle fonctionne donc bien déchargée. C'est pourquoi les pertes dans le SISE sont très grandes par rapport à la puissance générée et la puissance envoyée au réseau est plus petite que la moyenne de l'énergie générée. Cela se voit bien sur la figure 9.5, on comparant la puissance générée est la puissance de réglage. Après les estimations faites durant les essais, environ 300 W sont perdus dans la MAS est au travers du bus continu.

Le superviseur agit pour maintenir la vitesse du volant entre 800 et 3000 T/min. Comme l'inertie du volant est assez faible, on a choisi cette plage de vitesse pour pouvoir exploiter au maximum la capacité de stockage. On voit que la vitesse du volant balaie rapidement toute la plage de vitesse (Fig. 9.9).

9.3. Résultats expérimentaux concernant le contrôle vectoriel de la MAS

9.3.1. Essai sans puissance réactive aux bornes du réseau

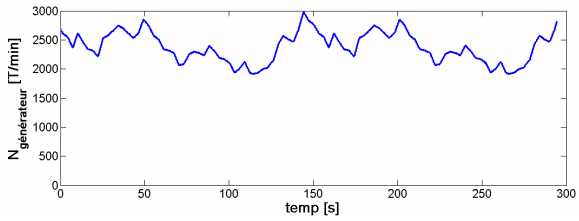


Fig. 9.10 Vitesse du générateur éolien

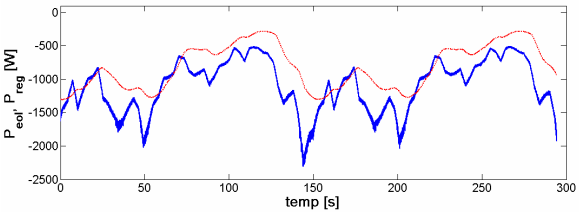


Fig. 9.11 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

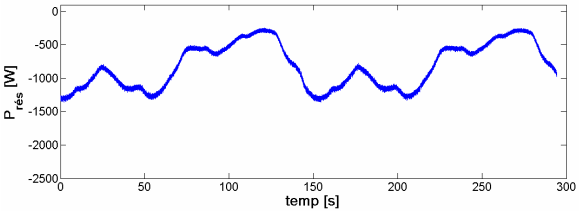


Fig. 9.12 Puissance active délivrée au réseau

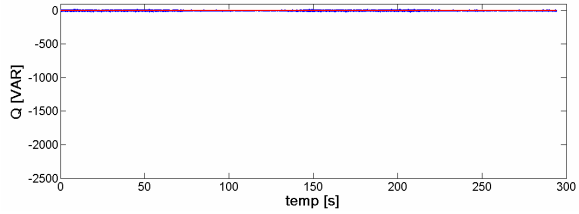


Fig. 9.13 Puissance réactive délivrée au réseau

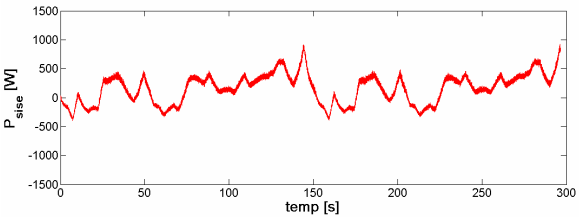


Fig. 9.14 Puissance de la MAS

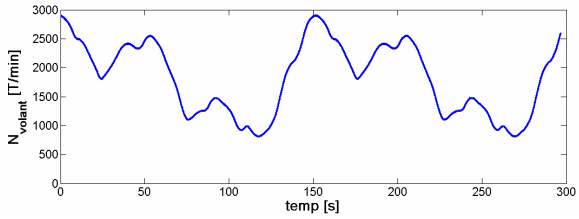


Fig. 9.15 Vitesse du volant d'inertie

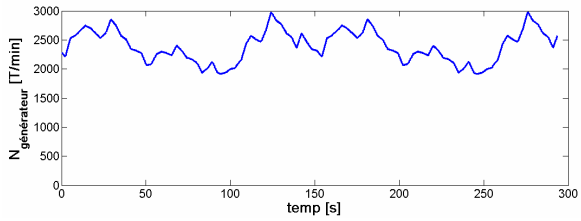


Fig. 9.16 Vitesse du générateur éolien

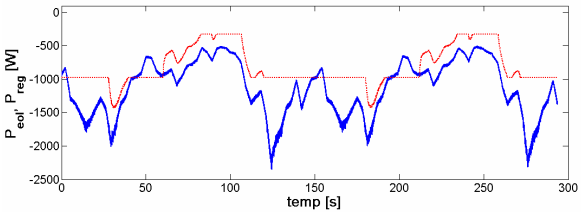


Fig. 9.17 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

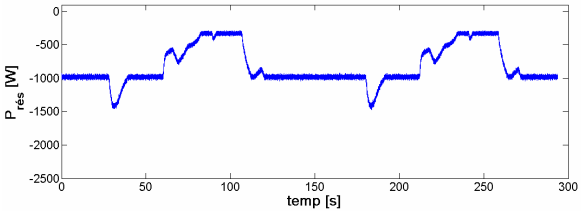


Fig. 9.18 Puissance active délivrée au réseau

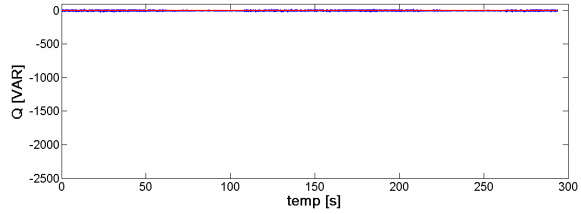


Fig. 9.19 Puissance réactive délivrée au réseau

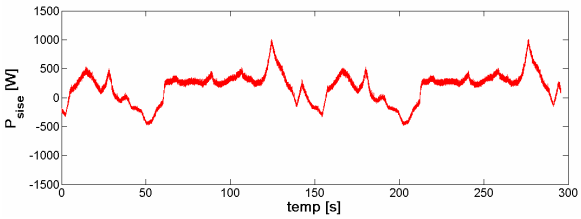


Fig. 9.20 Puissance de la MAS

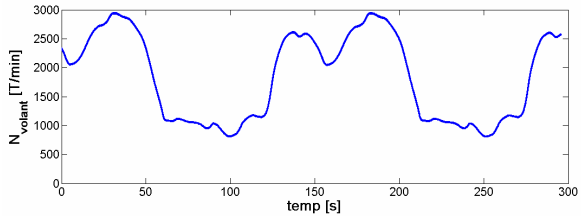


Fig. 9.21 Vitesse du volant d'inertie

Les figures 9.10 – 9.21 montrent les résultats expérimentaux obtenus avec les deux types de superviseurs, dans le cas du contrôle vectoriel pour la MAS. Sur la colonne de gauche se trouvent les résultats obtenus avec le superviseur à puissance lissée (voir le sous-chapitre 6.3.1). Les résultats obtenus avec le superviseur à puissance constante (voir le sous-chapitre 6.3.2) sont donnés sur la colonne de droite.

En regardant la puissance de la MAS (Figs. 9.14 et 9.20), on voit qu'une puissance de 800 W pour la MAS serait tout à fait suffisante pour les conditions existantes sur le banc d'essai. Dans ces conditions, et si on choisit 30 s pour la constante de temps du filtre du superviseur, une inertie de 0,52 kg·m^2 devrait être prévue pour le volant (voir l'expression 6.16). Cependant, l'inertie du volant existant sur le banc d'essai est de 0,2 kg·m^2. C'est pourquoi les capacités de régulation du SISE sont assez réduites. Toutefois, les résultats expérimentaux ont montré que les principes de contrôle et supervision développés en théorie peuvent être implantés dans un schéma pratique.

Le SISE régule la tension du bus continu d'une manière très satisfaisante, ainsi que la puissance délivrée au réseau. Le superviseur à puissance lissée permet le lissage de la puissance envoyée au réseau. Le superviseur à puissance constante permet d'envoyer des tronçons de puissance constante. Les essais montrent également que le superviseur à puissance lissée est plus efficace avec une petite inertie, par rapport au superviseur à puissance constante. Le deuxième superviseur a besoin de capacités de stockage plus généreuses.

La période d'échantillonnage était de 250 µs et la fréquence MLI du convertisseur électronique de puissance du SISE de 9,5 kHz.

9.3.2. Essai avec puissance réactive aux bornes du réseau

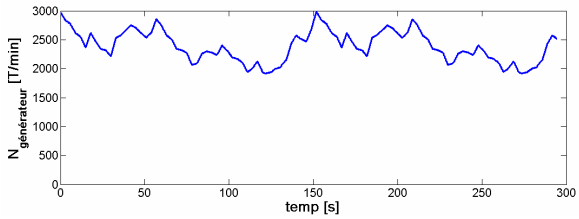


Fig. 9.22 Vitesse du générateur éolien

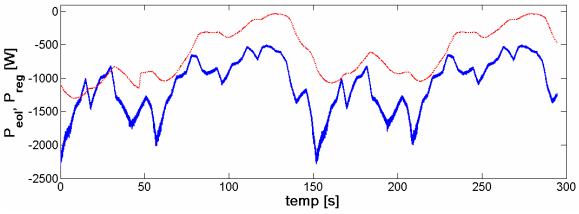


Fig. 9.23 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

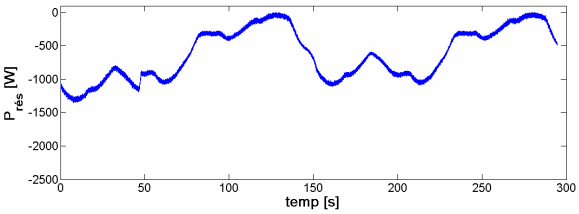


Fig. 9.24 Puissance active délivrée au réseau

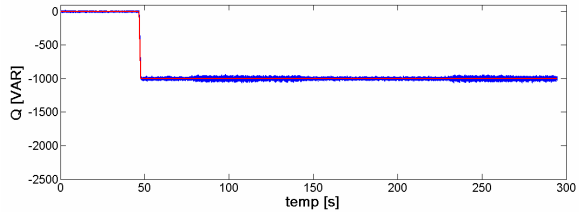


Fig. 9.25 Puissance réactive délivrée au réseau

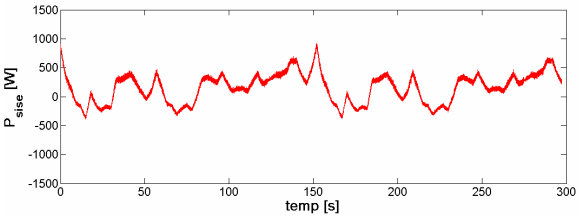


Fig. 9.26 Puissance de la MAS

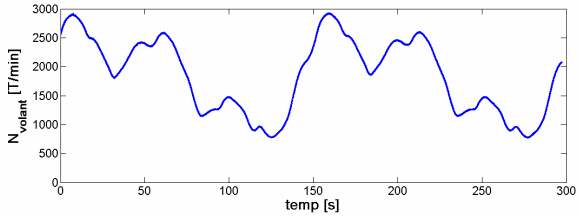


Fig. 9.27 Vitesse du volant d'inertie

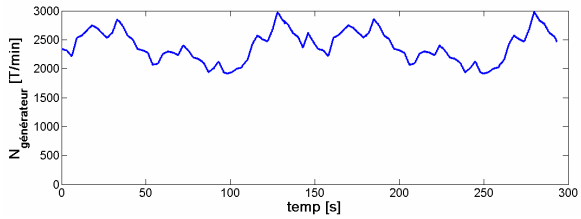


Fig. 9.28 Vitesse du générateur éolien

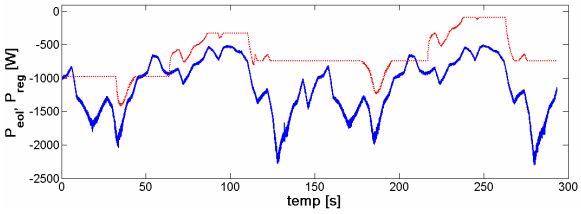


Fig. 9.29 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

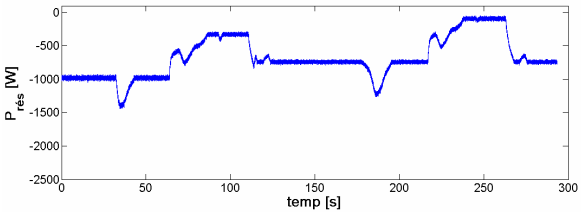


Fig. 9.30 Puissance active délivrée au réseau

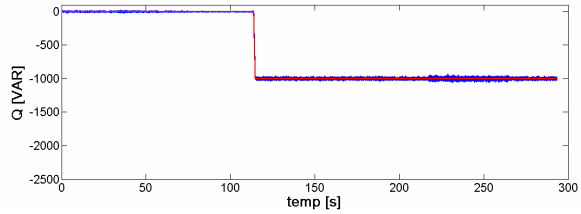


Fig. 9.31 Puissance réactive délivrée au réseau

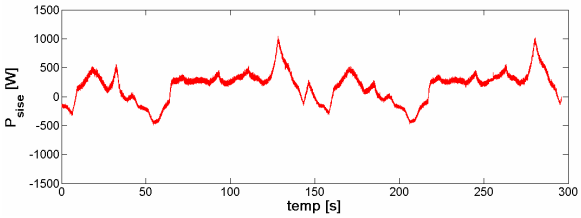


Fig. 9.32 Puissance de la MAS

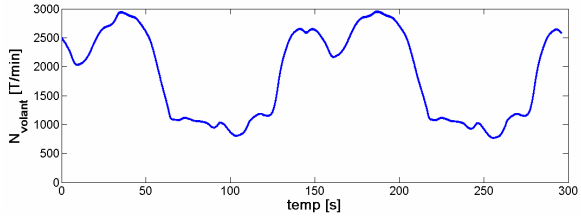


Fig. 9.33 Vitesse du volant d'inertie

Les figures 9.22 – 9.33 montrent les résultats expérimentaux obtenus avec les deux types de superviseurs, dans le cas du contrôle vectoriel pour la MAS. Sur la colonne de gauche il y a les résultats obtenus avec le superviseur à puissance lissée (voir le sous-chapitre 6.3.1). Les résultats obtenus avec le superviseur à puissance constante (voir le sous-chapitre 6.3.2) sont donnés sur la colonne de droite.

Dans ce cas, le convertisseur coté réseau est contrôlé afin d'envoyer aussi de la puissance réactive. Quoique, dans la théorie, la puissance réactive coté réseau ne doive pas influencer le fonctionnement du SISE, (car à travers le bus continu il n'y a que de la puissance active), les essais ont montré le contraire.

Durant les essais, on a constaté que les pertes dans le bus continu et dans le convertisseur coté réseau augmentent en fonction de la puissance réactive. Par conséquent, une compensation doit être faite sur la puissance réglée afin d'éliminer l'effet des pertes supplémentaires engendrées par l'échange de puissance réactive. Donc, si on envoie de la puissance réactive, il faut diminuer la puissance active. Sinon, on enverrait trop de puissance active au réseau et la vitesse du volant arriverait à la limite inférieure de fonctionnement, ce qui empêche le SISE de réguler la tension de bus continu.

La période d'échantillonnage était de 250 µs et la fréquence MLI du convertisseur électronique de puissance du SISE de 9,5 kHz.

9.4. Résultats expérimentaux concernant le DTC de la MAS

9.4.1. Essai sans puissance réactive aux bornes du réseau

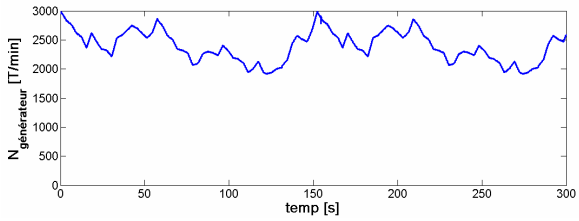


Fig. 9.34 Vitesse du générateur éolien

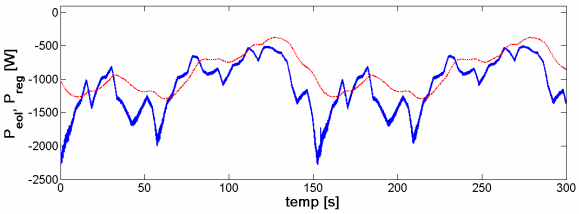


Fig. 9.35 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

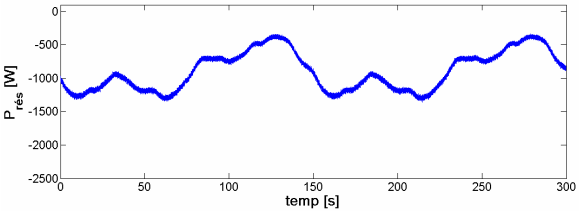


Fig. 9.36 Puissance active délivrée au réseau

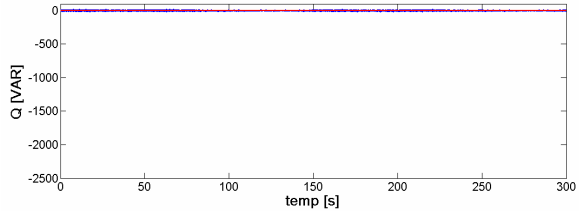


Fig. 9.37 Puissance réactive délivrée au réseau

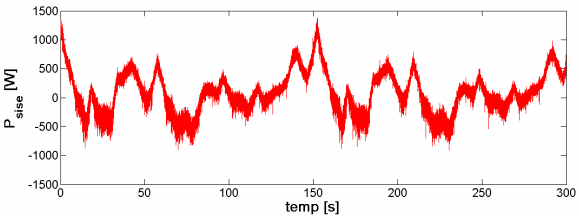


Fig. 9.38 Puissance de la MAS

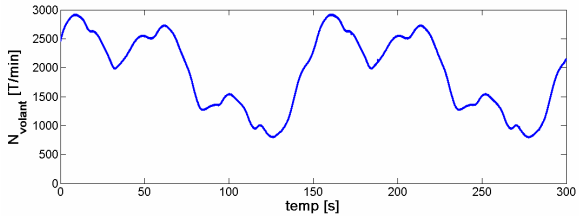


Fig. 9.39 Vitesse du volant d'inertie

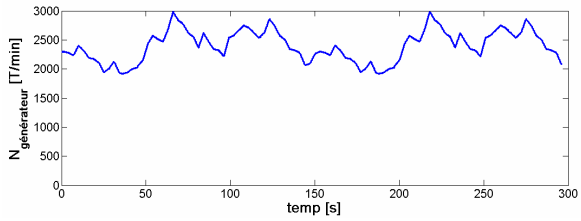


Fig. 9.40 Vitesse du générateur éolien

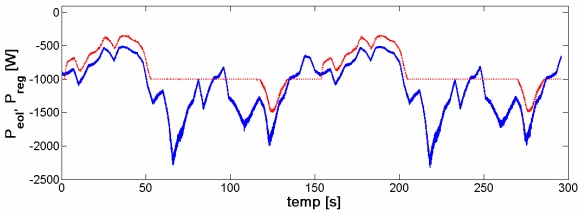


Fig. 9.41 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

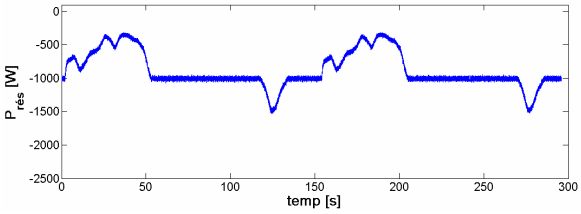


Fig. 9.42 Puissance active délivrée au réseau

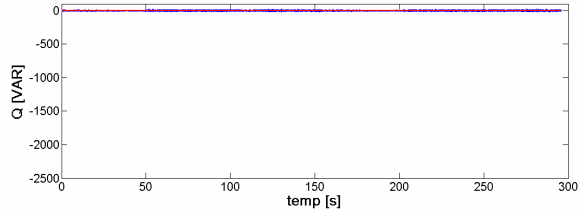


Fig. 9.43 Puissance réactive délivrée au réseau

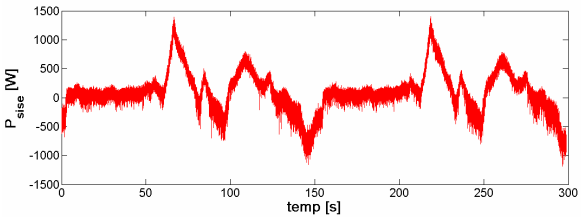


Fig. 9.44 Puissance de la MAS

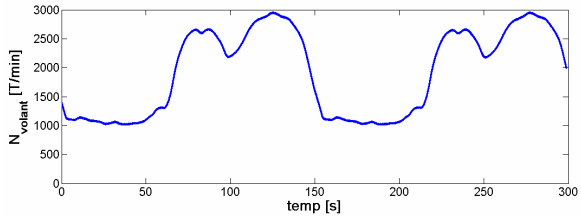


Fig. 9.45 Vitesse du volant d'inertie

Les figures 9.34 – 9.45 montrent les résultats expérimentaux obtenus avec les deux types de superviseurs, dans le cas du DTC pour la MAS. Sur la colonne de gauche il y a les résultats obtenus avec le superviseur à puissance lissée (voir le sous-chapitre 6.3.1). Les résultats obtenus avec le superviseur à puissance constante (voir le sous-chapitre 6.3.2) sont donnés sur la colonne de droite.

Les essais ont validé les résultats de simulation concernant l'application du DTC pour la MAS du SISE. De plus, ils ont montré un meilleur rendement pour le SISE, mais cela sera traité dans un des sous-chapitres suivants.

L'utilisation du DTC a permis la réduction de la période d'échantillonnage à 125 µs, ce qui impose la fréquence maximale de commutation des transistors du l'onduleur à 8 kHz. Comme la carte dSPACE est un système discret, les comparateurs à hystérésis (de flux et de couple) travaillent aussi dans le domaine discret. En imposant des bandes d'hystérésis très étroites, il y aura une commutation sur chaque période d'échantillonnage. Donc, le DTC fonctionne à fréquence de commutation constante, fixée par la période d'échantillonnage de la carte dSPACE. Le principe de fonctionnement du comparateur discret à hystérésis est donné dans la figure 9.46 [1] – [3].

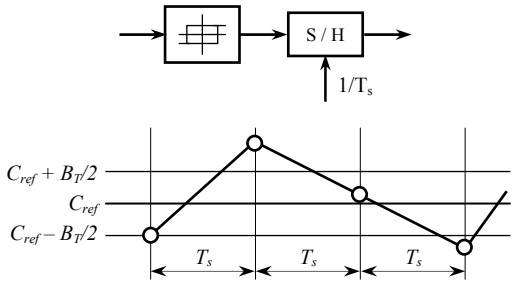


Fig. 9.46 Principe de fonctionnement du comparateur discret à hystérésis

9.4.2. Essai avec puissance réactive aux bornes du réseau

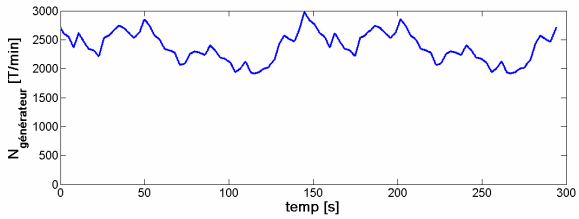


Fig. 9.47 Vitesse du générateur éolien

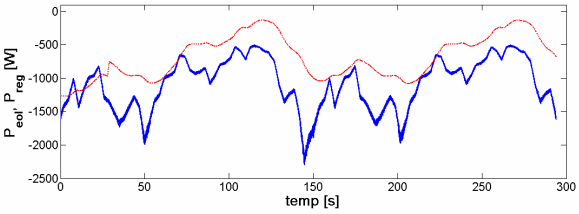


Fig. 9.48 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

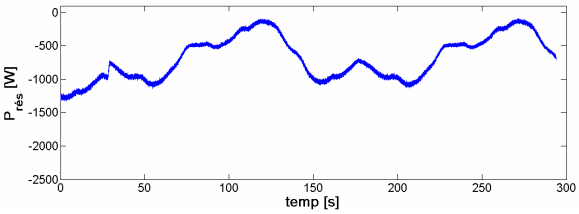


Fig. 9.49 Puissance active délivrée au réseau

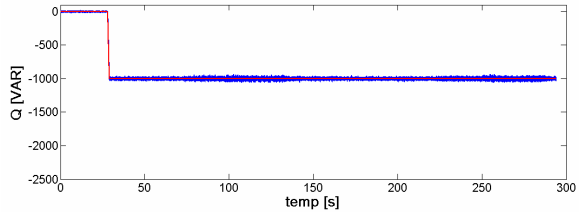


Fig. 9.50 Puissance réactive délivrée au réseau

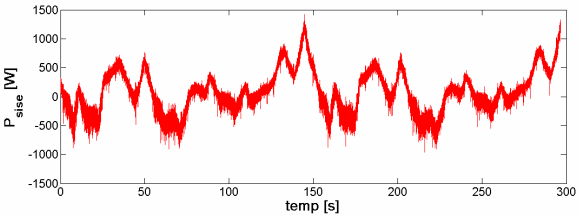


Fig. 9.51 Puissance de la MAS

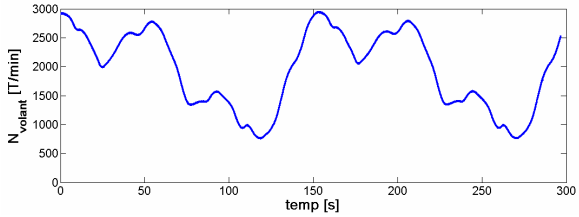


Fig. 9.52 Vitesse du volant d'inertie

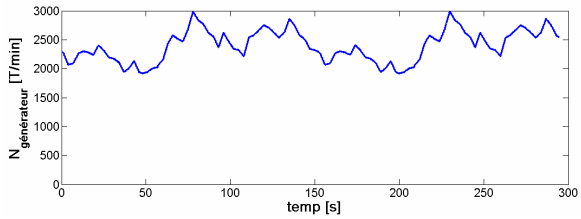


Fig. 9.53 Vitesse du générateur éolien

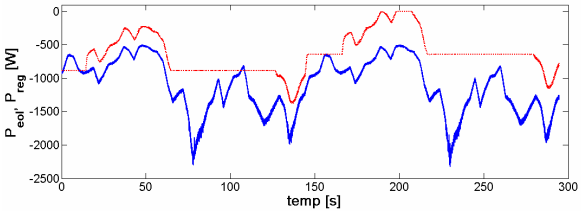


Fig. 9.54 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée)

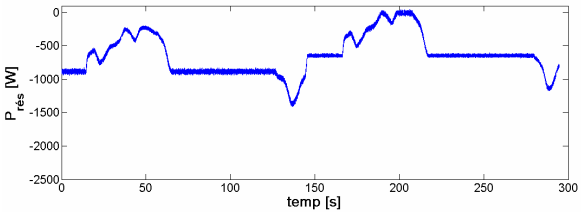


Fig. 9.55 Puissance active délivrée au réseau

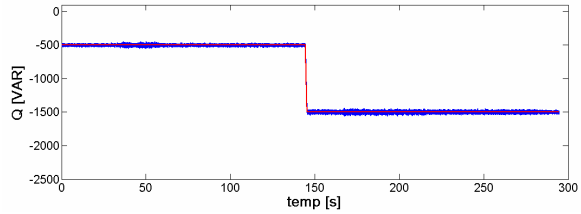


Fig. 9.56 Puissance réactive délivrée au réseau

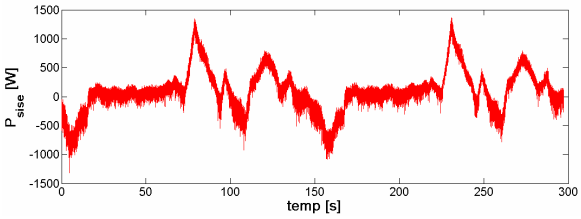


Fig. 9.57 Puissance de la MAS

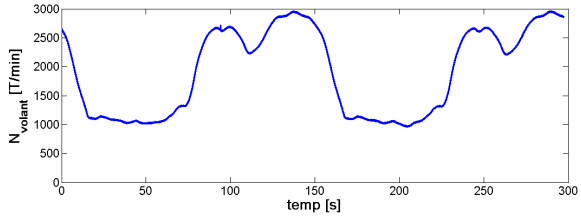


Fig. 9.58 Vitesse du volant d'inertie

Les figures 9.47 – 9.58 montrent les résultats expérimentaux obtenus avec les deux types de superviseurs, dans le cas du DTC pour la MAS. Sur la colonne de gauche il y a les résultats obtenus avec le superviseur à puissance lissée (voir le sous-chapitre 6.3.1). Les résultats obtenus avec le superviseur à puissance constante (voir le sous-chapitre 6.3.2) sont donnés sur la colonne de droite.

Les résultats expérimentaux sont similaires aux ceux obtenus avec le contrôle vectoriel (Figs. 9.22 – 9.33). Les mêmes problèmes concernant l'augmentation des pertes en fonction de la puissance réactive ont été constatés.

9.5. Comparaison du contrôle vectoriel et du DTC dans le cas du SISE associé au générateur éolien

Les résultats expérimentaux ont montré un rendement meilleur pour le SISE avec le DTC. Cela se voit lorsqu'on compare les puissances réglées et les vitesses du volant d'inertie dans les deux cas et pour les mêmes puissances générées. Les figures 9.46 – 9.49 permettent de faire la comparaison entre les deux méthodes de contrôle. A l'instant t_1 on a les mêmes conditions pour les deux cas. Ensuite, à l'instant t_2 on voit que la chute de vitesse est plus petite dans le cas du DTC. Dans le même temps, la puissance réglée est plus grande que dans le cas du contrôle vectoriel. La puissance de réglage est la consigne de la puissance envoyée au réseau.

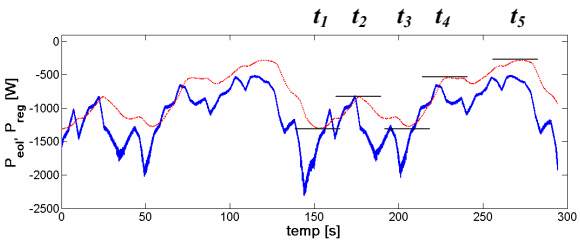


Fig. 9.46 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée), dans le cas du contrôle vectoriel

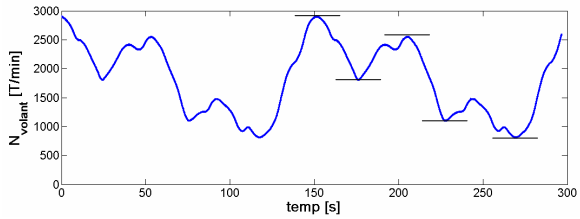


Fig. 9.47 Vitesse du volant d'inertie dans le cas du contrôle vectoriel

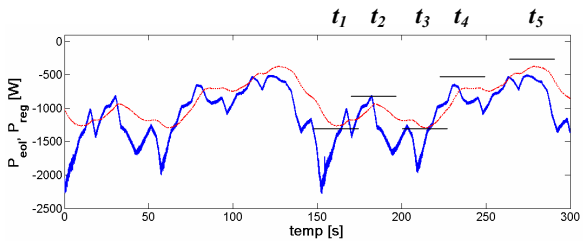


Fig. 9.48 Puissance générée (courbe continue) et puissance réglée (courbe pointillée), dans le cas du DTC

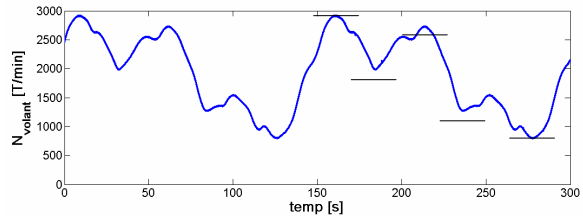


Fig. 9.49 Vitesse du volant d'inertie, dans le cas du DTC

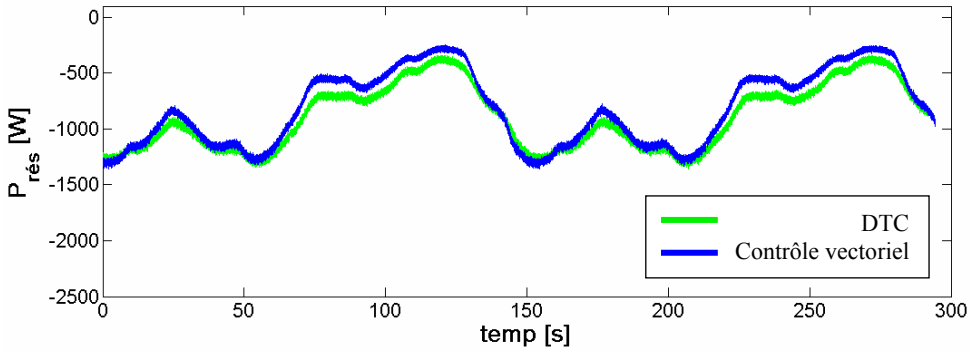


Fig. 9.50 Puissances envoyées au réseau dans les cas du contrôle vectoriel et du DTC

La figure 9.50 fait une comparaison entre les puissances envoyées au réseau dans les deux cas (DTC et contrôle vectoriel). On voit que, dans le cas du DTC, la puissance moyenne envoyée au réseau est plus grande. Cependant, dans les simulations on a obtenu le contraire [2]. Cela peut s'expliquer par une mauvaise estimation des paramètres de la MAS. Le contrôle vectoriel est plus sensible à ce genre d'erreurs que le DTC. Dans les simulations on a eu le cas idéal, en supposant que tous les paramètres de la MAS sont bien connus. Bien sûr, le contrôle vectoriel peut être amélioré afin de devenir plus robuste, mais cela augmente les temps de calcul et, implicitement, la période d'échantillonnage sur la carte à microprocesseur.

Le rendement meilleur dans le cas du DTC peut s'expliquer aussi par l'effet de l'optimisation énergétique pour le fonctionnement de la MAS à des puissances faibles. Si les pertes dans la MAS diminuent, la puissance envoyée au réseau augmente.

9.6. Conclusions

Ce chapitre porte sur les essais avec le SISE associé au générateur éolien. On commence par la présentation de la puissance débitée sur le réseau en l'absence du SISE et on continue avec la présentation des essais faits pour implanter les principes de contrôle et supervision développés dans le chapitre 6. La présentation des étapes du démarrage du SISE est faite aussi au début du chapitre.

Les résultats expérimentaux concernent seulement le contrôle en couple pour le SISE. Cela parce que le contrôle en vitesse n'a pas donné des résultats satisfaisants. On a considéré aussi les deux types de superviseurs basés sur le superviseur à logique floue. Le temps passé en France n'a pas permis l'implantation du troisième type de superviseur.

Les essais ont montré de bons comportements pour les deux méthodes de contrôle de la MAS (le contrôle vectoriel et le DTC). Cependant, en faisant la comparaison, on voit que le DTC a des performances meilleures par rapport au contrôle vectoriel. Cela peut s'expliquer par la robustesse du DTC aux erreurs sur l'estimation des paramètres de la MAS et par l'optimisation énergétique du DTC. Aussi, le temps de calcul sur la carte à microprocesseur est divisé par deux lors de l'utilisation du DTC.

Les essais ont démontré aussi que l'ensemble générateur éolien + SISE peut fournir de la puissance réactive au réseau. Bien sur, cela se fait au prix de la diminution de la puissance active, à cause des pertes supplémentaires engendrées par l'échange de puissance réactive.

Les résultats présentés dans ce chapitre ont été publiés dans huit articles: [2] – [9].

9.7. Références

[1] G.S. Buja, M.P. Kazmierkowski, "Direct Torque Control of PWM Inverter-Fed AC Motors – A Survey", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 51, No. 4, August 2004.

[2] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, "DTC versus FOC of an IM-based Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator", Invited paper at *8th International Conference on Modeling and Simulation of Electric Machines, Converters and Systems* - Electrimacs 2005, April 17-20, 2005, Hammamet, Tunisia.

[3] G. Cimuca, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, S. Breban, Energy-Optimized Direct Torque Control of an Induction Machine-based Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator, Proc of the *6th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems* - ELECTROMOTION 2005, 27 - 29 September 2005, Lausanne, Switzerland.

[4] L. Leclercq, C. Saudemont, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Flywheel energy storage system to improve the integration of wind generators into a network", *Proceedings of the 5th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems - ELECTROMOTION 2003*, Vol. 2, Marrakesh, Morocco, November 26-28, 2003.

[5] C. Saudemont, L. Leclercq, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Développement d'un émulateur Temps Réel d'un Système de Génération Eolienne Associé à un Stockage Inertiel d'Energie", *Colloque ELECTROTECHNIQUE DU FUTUR - EF'2003*, Gif-sur-Yvette, France, 9 et 10 décembre 2003.

[6] C. Saudemont, L. Leclercq, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Développement d'un Émulateur Temps Réel d'un Système de Génération Eolienne Associé à un Stockage Inertiel d'Energie", *Revue de l'Electricite et de l'Electronique – REE*, No. 11, December 2004, ISSN 1265-6534, pp. 49-59, France.

[7] B. Robyns, A. Ansel, A. Davigny, C. Saudemont, G. Cimuca, M.M. Radulescu, J-M. Grave, "Apport du stockage de l'énergie à l'intégration des éoliennes dans les réseaux. électriques. Contribution aux services système", *Revue de l'Electricité et de l'Electronique – REE*, No. 5, May 2005, ISSN 1265-6534, France, pp. 75 – 85.

[8] C. Saudemont, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu, "Grid Connected or Stand-Alone Real-Time Variable Speed Wind Generator Emulator Associated to a Flywheel Energy Storage System", *Proc. Of the 11th European Conference on Power Electronics and Applications - EPE 2005*, 11 - 14 September 2005, Dresden, Germany.

[9] G. Cimuca, C. Saudemont, M.M. Radulescu, B. Robyns, "Control and Performance Evaluation of a Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator", Paper accepted for publication in the IEEE Transactions on Industrial Electronics Special Section: "RENEWABLE ENERGY AND DISTRIBUTED GENERATION SYSTEMS".

Conclusions générales et perspectives

Le premier but de ce travail a été de faire une étude approfondie sur les systèmes inertiels de stockage d'énergie (SISE). Cette étude porte sur les problèmes concernant les types des SISEs, le calcul des volants d'inertie, les matériaux utilisés pour la construction des volants d'inertie, le choix de la machine électrique intégrée dans le SISE et les performances énergétiques des SISEs. L'étude a été faite du point de vue de l'association du SISE avec un générateur éolien.

Suite à cette étude, on a conclu que les SISEs à volant lent sont appropriés pour l'association avec les générateurs éoliens. On parle de SISE à volant lent lorsque la vitesse maximale du volant d'inertie est autour de 10000 T/min. Concernant la machine électrique, deux solutions ont été retenues: la machine asynchrone à cage (MAS) et la machine synchrone à aimants permanents (MSAP). Actuellement, la MAS constitue la meilleure solution pour le choix de la machine électrique du SISE en raison de ses possibilités de fonctionnement à puissance constante sur une large plage de vitesse. Cependant, la MSAP est aussi utilisée dans les SISEs.

Les modèles mathématiques des systèmes étudiés ont été présentés. On a commencé avec les modèles des machines électriques, en continuant avec les modèles du convertisseur électronique de puissance (le modèle discret et le modèle continu équivalent) et on a fini par le modèle du bus continu.

On présente aussi les principes de contrôle des machines électriques. Pour la MAS, on envisage deux types de contrôle (le contrôle vectoriel et le contrôle direct en couple – DTC) et pour la MSAP, seulement le contrôle vectoriel. Pour la MSAP, on présente aussi le principe de contrôle à facteur de puissance unitaire.

Les bilans énergétiques des deux types de SISEs sont présentés: SISE avec MAS et SISE avec MSAP. Le calcul des pertes est fait séparément pour le convertisseur électronique de puissance et pour l'ensemble machine électrique + volant d'inertie. On a montré aussi une méthode spécifique permettant la détermination simple du rendement du SISE lors des deux régimes de fonctionnement (chargement ou déchargement du volant d'inertie) ou sur un cycle charge / décharge.

Des simulations ont été faites pour estimer les pertes et les rendements énergétiques des deux SISEs. Les simulations ont montré que les pertes dans le convertisseur électronique de puissance sont dépendantes du facteur de puissance de la machine électrique. Si la machine fonctionne à un faible facteur de puissance, le rendement du convertisseur est dégradé. Aussi, les simulations ont montré un rendement meilleur pour le SISE avec machine synchrone à aimants permanents.

Comme le travail théorique s'est déroulé en parallèle avec le travail pratique, dans les simulations on a utilisé les paramètres des composantes utilisées pour la construction de la plateforme expérimentale. Les simulations ont montré que le rendement énergétique des SISEs est comparable au rendement des batteries électrochimiques.

Le deuxième objectif de la thèse a été d'étudier et de proposer des méthodes de contrôle et supervision d'un SISE associé à un générateur éolien à vitesse variable. Le but est de contrôler le transit de puissance entre le générateur et le réseau ou la charge isolée, afin de rendre les systèmes éoliens capables de fournir des services système et de fonctionner en îloté.

La solution retenue concerne le générateur synchrone à aimants permanents et le couplage avec le SISE avec MAS par l'intermédiaire d'un bus continu. Le SISE est contrôlé par une puissance de référence calculée en fonction de la puissance générée et de la puissance qu'on veut envoyer au

réseau. Le SISE doit aussi réguler la tension du bus continu. Ainsi, le convertisseur coté réseau est utilisé seulement pour implanter les stratégies de commande permettant à l'ensemble générateur éolien + SISE de fournir des services système (contrôle de le tension du réseau, contrôle de la fréquence et contrôle de la puissance réactive).

Ensuite, l'étude porte sur les méthodes de contrôle du SISE. Quatre cas ont été pris en compte:

- Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le convertisseur coté réseau;
- Contrôle en vitesse pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE;
- Contrôle en couple pour le SISE, contrôle vectoriel pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE;
- Contrôle en couple pour le SISE, contrôle direct en couple pour la MAS et contrôle du bus continu par le SISE.

Les résultats de simulation ont montré que les deux dernières méthodes sont meilleures par rapport aux premières. Dans le cas des deux dernières méthodes, les simulations ont montré des résultats similaires. Cependant, le contrôle direct en couple permet la division par deux du temps de calcul sur la carte à microprocesseur. Dans le cas du DTC, on a développé aussi une méthode d'amélioration énergétique afin d'augmenter le rendement de la MAS lorsqu'elle fonctionne à des puissance faibles; cela arrive très souvent dans notre application.

Après le développement des méthodes de contrôle du SISE, on est passé au développement des stratégies de supervision du SISE. Le but est de maintenir la vitesse du volant d'inertie entre les limites normales de fonctionnement. A partir d'un superviseur à logique floue, deux types de superviseurs simplifiés sont proposés, afin de réduire le temps de calcul lors d'une implantation pratique.

Le premier superviseur a pour but de lisser la puissance générée. Il est approprié pour l'application à des grands générateurs débitants sur le réseau. Ensuite, deux superviseurs sont proposés afin de permettre d'envoyer de tronçons de puissance constante. Leur application est orientée surtout vers l'alimentation des sites isolés, pour associer les générateurs éoliens avec des groupes diesel. Les résultats de simulation montrent la fonctionnalité des superviseurs proposés.

Aussi, une discussion sur le choix de l'inertie du volant et de la constante de temps pour le filtrage de la puissance générée est présentée. On a constaté que les superviseurs à puissance constante ont besoin de plus d'inertie par rapport au superviseur à puissance lissée.

Enfin, le troisième objectif a été de réaliser une plateforme expérimentale permettant l'implantation pratique et l'expérimentation des principes développés en théorie. Cette plateforme permette d'expérimenter en temps réel le comportement d'un générateur éolien à vitesse variable associé avec un SISE et débitant sur un réseau alternatif.

Les premiers essais ont eu pour but de vérifier les estimations concernant les performances énergétiques des SISEs étudiés. Les résultats expérimentaux ont validé les résultats des simulations: les rendements des SISEs sont comparables aux rendements des batteries électrochimiques et le SISE avec MSAP est meilleur du point de vue du rendement énergétique.

Ensuite, l'association du SISE au générateur éolien a été réalisée, et les stratégies de contrôle et supervision du SISE ont été implantées sur le banc d'essai. Les résultats expérimentaux présentés dans la thèse concernent seulement le contrôle en couple pour le SISE. Cela parce que le contrôle en vitesse n'a pas donné des résultats satisfaisants. On a considéré aussi les deux types de superviseurs basés sur le superviseur à logique floue.

Les essais ont montré de bons comportements pour les deux méthodes de contrôle de la MAS (le contrôle vectoriel et le DTC). Cependant, en faisant la comparaison, on voit que le DTC a des performances meilleures par rapport au contrôle vectoriel. Cela peut s'expliquer par la robustesse du DTC aux erreurs sur l'estimation des paramètres de la MAS et par l'amélioration énergétique du DTC. Dans les simulations, le contrôle vectoriel apparaissait plus performant, mais là on a considéré que les paramètres de la MAS sont bien connus.

Les essais ont démontré aussi que l'ensemble générateur éolien + SISE peut fournir de la puissance réactive au réseau. Bien sur, cela se fait au prix de la diminution de la puissance active, à cause des pertes supplémentaires engendrées par l'échange de puissance réactive.

Ensuite, on présente les contributions originales du travail de thèse de doctorat.

- Lors de ce travail, on a développé une démarche analytique pour le dimensionnement des volants d'inerties destinés aux SISEs.
- On a présenté le modèle des pertes d'énergie intervenant dans un SISE; ce modèle permet l'estimation du rendement énergétique du SISE lors des deux régimes de fonctionnement (le chargement ou le déchargement) ou sur un cycle charge / décharge.
- On a appliqué le DTC pour la MAS intégrée dans le SISE associé au générateur éolien; cela pose des problèmes nouveaux par rapport aux applications classiques du DTC: la machine fonctionne toujours en régime défluxé et dans des régimes dynamiques rapides; de plus, la machine change très fréquemment son régime de fonctionnement (moteur ou générateur). Les résultats de simulation et expérimentaux ont montré que le DTC peut faire face avec succès à ces contraintes.
- On a développé une méthode d'amélioration des performances énergétiques du DTC afin d'augmenter le rendement de la MAS lorsqu'elle fonctionne à des puissances faibles; les résultats de simulation et expérimentaux ont validé cette méthode.
- On a développé des stratégies de contrôle et supervision pour le SISE associé au générateur éolien.
- Bien sûr, un aspect entièrement original concerne la réalisation du banc d'essai; quoique une partie du banc a été développée dans le cadre d'une autre thèse de doctorat, c'est l'auteur de cette thèse qui a fait le rassemblement des toutes les parties du banc et a implanté les stratégies de contrôle et de supervision du SISE associé au générateur éolien.

Lors de ce travail, des aspects nouveaux sont survenus, mais le temps n'a pas permis de les étudier en détail. Un de ces aspects concerne l'étude des pertes engendrées par l'échange de puissance réactive. Un modèle rigoureux de ces pertes permettrait l'amélioration des stratégies de supervision du SISE. Une étude sur l'influence de la capacité du condensateur du bus continu sur le fonctionnement en générateur de la MAS du SISE pourrait révéler des possibilités d'amélioration du rendement du SISE. Un aspect particulier concerne l'association du SISE avec plusieurs générateurs éoliens. Donc, le chemin est encore ouvert pour les passionnés.

Annexes A.1. – A.7.

A.1. Applications spécifiques des SISEs et comparaison avec d'autres systèmes de stockage

Application-Specific Flywheel Battery Designs

	Peak power	Stored energy, MJ (kWh)	Maximum rotational velocity, rpm	Rim speed, m/s	Rotor material	Rotormass, kg
Satellite	2 kW	1.4 (0.4)	53 000	900	Composite	30
Power quality	400 kW	4.7 (1.3)	10 000	400	Steel	1400
Hybrid bus	150 kW	7 (2)	40 000	900	Composite	60
Space station	3.6 kW	13 (3.7)	53 000			75
Hybrid combat vehicle	11 MW pulsed; 350 kW continuous	25 (14)	18 000	540	Composite/metallic	280
Electromagnetic launcher	5–10 GW	50–150 (14–42)	10 000	450	Composite	4000
Train	2 MW	470 (130)	15 000	950		2500

Source: University of Texas

How Flywheel Batteries Compare to Lead-Acid and Superconducting Types

	Lead-acid battery	Flywheel battery	SMES
Storage mechanism	Chemical	Mechanical	Electrical
Life (years in service)	3–5	>20	~20
Technology	Proven	Promising	Promising
Number of manufacturers	~700	~10	~1
Annual sales (in US $millions)	~7000	~2	A few
Temperature range	Limited	Less limited	Controlled
Environmental concerns	Disposal issues	Slight	Slight
Relative size (equivalent power/energy)	Larger	Smallest	In between
Practical time to hold a charge	Years	Hours	Days
Price, per kilowatt	$50–$100	$400–$800	>$300

SMES = Superconducting magnetic energy storage.

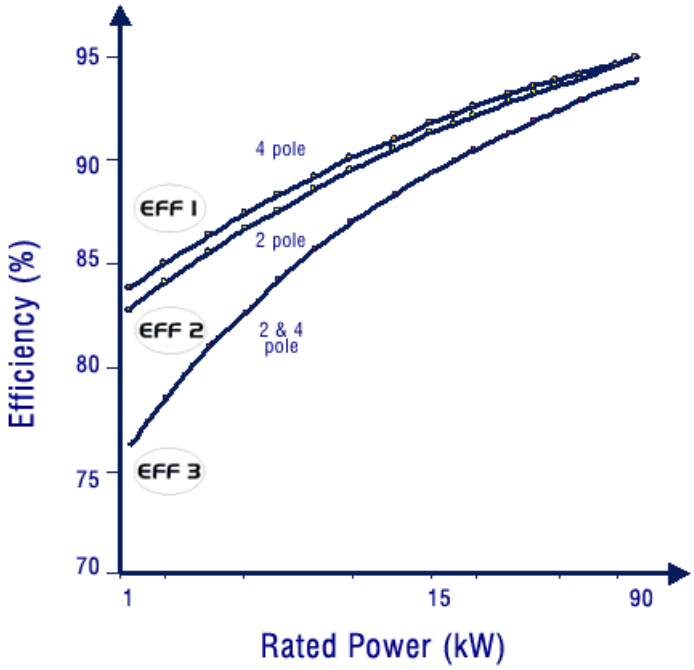
Source: University of Texas

Note: Toutes les informations ont été prises de R. Hebner, J. Beno, A. Walls, "Flywheel batteries come around again", *IEEE Spectrum*, April 2002, pp. 46 – 51.

A.2. Fabricants de systèmes inertiels de stockage d'énergie

Active Power	http://www.activepower.com/
(et Caterpillar)	http://www.cat.com/
Acumetrics Corporation	http://www.acumentrics.com/
AFS Trinity Power Corporation	http://www.afstrinity.com/
Beacon Power	http://www.beaconpower.com/
CCM (Centre for Concepts in Mechatronics)	http://www.ccm.nl
Flywheel Energy Systems	http://www.magma.ca/~fesi/index.html
International Computer Power	http://www.rotoups.com/
Magnet-Motor	http://www.magnet-motor.de/
Optimal Energy Systems Inc.	http://www.optimalenergysystems.com/
Pentadyne	http://www.pentadyne.com/
Piller	http://www.piller.com
Powercorp	http://www.pcorp.com.au/
RPM	http://home.earthlink.net/~fradella/homepage.htm
SatCon Power Systems	http://www.inverpower.com/
Tribology Systems Inc.	http://www.tribologysystems.com/
Urenco Power Technologies	http://www.uptenergy.com
Rosseta-Technik	http://www.rosseta.de

A.3. Les classes de rendement adoptées en Europe pour les moteurs asynchrones à cage



Class definition for 4 pole motors			
kW	EFF3 motors (η_n)	EFF2 motors (η_n)	EFF1 motors (η_n)
1,1	<76,2	>=76,2	>=83,8
1,5	<78,5	>=78,5	>=85,0
2,2	<81,0	>=81,0	>=86,4
3	<82,6	>=82,6	>=87,4
4	<84,2	>=84,2	>=88,3
5,5	<85,7	>=85,7	>=89,2
7,5	<87,0	>=87,0	>=90,1
11	<88,4	>=88,4	>=91,0
15	<89,4	>=89,4	>=91,8
18,5	<90,0	>=90,0	>=92,2
22	<90,5	>=90,5	>=92,6
30	<91,4	>=91,4	>=93,2
37	<92,0	>=92,0	>=93,6
45	<92,5	>=92,5	>=93,9
55	<93,0	>=93,0	>=94,2
75	<93,6	>=93,6	>=94,7
90	<93,9	>=93,9	>=95,0

Class definition for 2 pole motors			
kW	EFF3 motors (η_n)	EFF2 motors (η_n)	EFF1 motors (η_n)
1,1	<76,2	>=76,2	>=82,8
1,5	<78,5	>=78,5	>=84,1
2,2	<81,0	>=81,0	>=85,6
3	<82,6	>=82,6	>=86,7
4	<84,2	>=84,2	>=87,6
5,5	<85,7	>=85,7	>=88,6
7,5	<87,0	>=87,0	>=89,5
11	<88,4	>=88,4	>=90,5
15	<89,4	>=89,4	>=91,3
18,5	<90,0	>=90,0	>=91,8
22	<90,5	>=90,5	>=92,2
30	<91,4	>=91,4	>=92,9
37	<92,0	>=92,0	>=93,3
45	<92,5	>=92,5	>=93,7
55	<93,0	>=93,0	>=94,0
75	<93,6	>=93,6	>=94,6
90	<93,9	>=93,9	>=95,0

Note: Toutes les informations ont été prises de http://energyefficiency.jrc.cec.eu.int/eurodeem/newfeat.htm.

A.4. Détermination du flux d'aimant permanent de la MSAP

Pour simuler la machine synchrone à aimants permanents il faut connaître la valeur de flux magnétique généré par l'aimant permanent du rotor. Un essai à vide permet de déduire la constante de la force électromotrice (f.e.m.), K_e. Cet essai consiste à mesurer la tension par phase a vide délivrée par la MSAP pour une certaine vitesse :

$$E_0 = K_e \cdot \Omega \;\; \Rightarrow \;\; K_e = \frac{E_0}{\Omega}. \qquad \text{(A.4.1)}$$

où E_0 est la valeur efficace de la tension induite dans une phase de la machine et Ω est la vitesse de la machine. Les enroulements de la machine sont conectés en étoile, mais le neutre n'est pas accessible. C'est pourquoi, pour déterminer E_0, on a mesuré la tension entre deux phases V_0 et on a appliqué la relation bien connue :

$$E_0 = \frac{V_0}{\sqrt{3}}. \qquad \text{(A.4.2)}$$

Les résultats expérimentaux sont donnés dans le Tableau A.4.1.

Tableau A.4.1

n [T/min]	1000	2000	3000
Ω [rad/s]	104,72	209,44	314,16
V_0 [V]	94,1	188,3	282,6
E_0 [V]	54,33	108,72	163,16
K_e [V·s/rad]	0,52	0,52	0,52

La tension induite, par le mouvement du rotor, dans l'enroulement d'une phase statorique est donnée par

$$e_0 = \frac{d\Phi_m}{dt}, \qquad \text{(A.4.3)}$$

où Φ_m est le flux magnétique généré par les aimants du rotor.

Sachant que le flux des aimants a une amplitude constante, mais sa direction change en fonction de la position du rotor, on peut écrire pour la tension induite dans un phase de la MSAP :

$$e_0 = \frac{d\Phi_m}{dt} = \frac{d\Phi_m}{d(p\theta)}\frac{d(p\theta)}{dt} = -\Psi_m \cdot p\Omega \cdot \sin(p\Omega \cdot t) = -\sqrt{2}E_0 \cdot \sin(p\Omega \cdot t)\,, \qquad \text{(A.4.4)}$$

où Ψ_m est le flux magnétique des aimants du rotor et p est le nombre de paires de pôles de la machine. Dans l'expression A.4.4 il est supposé que le flux magnétique à travers d'un enroulement a une variation sinusoïdale, comme dans la Fig. A.4.1.

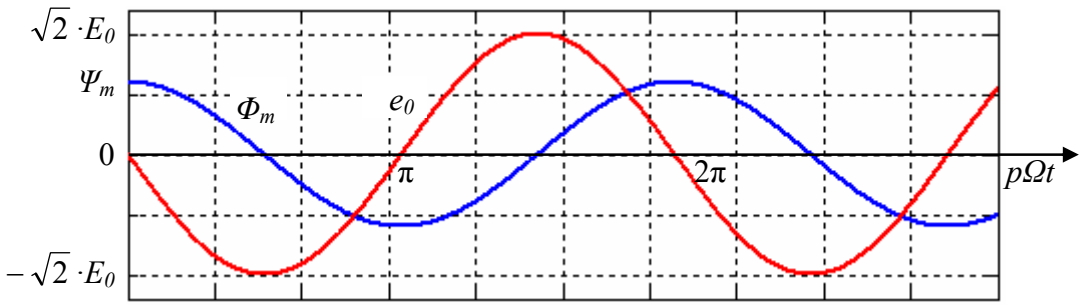


Fig. A.4.1 Enveloppes du flux magnétique et de la tension induite dans un enroulement

A partir des expressions (A.4.1) et (A.4.4), on déduit la valeur du flux généré par les aimants :

$$\Psi_m = \frac{\sqrt{2}\cdot E_0}{p\Omega} = \frac{\sqrt{2}\cdot K_e}{p}\,. \qquad \text{(A.4.5)}$$

Les équations de la MSAP sont données dans le système *dq* et, à cause de cela, la valeur du flux obtenue par (A.4.5) doit être multipliée par le coefficient de la matrice de Park: $\sqrt{3/2}$. Le référentiel *dq* est orienté auprès le flux du rotor, donc :

$$\Psi_{md} = \sqrt{\frac{3}{2}}\cdot\frac{\sqrt{2}\cdot K_e}{p} = \frac{\sqrt{3}\cdot K_e}{p}\,, \qquad \text{(A.4.6.a)}$$

$$\Psi_{mq} = 0. \qquad \text{(A.4.6.b)}$$

A.5. Développement du superviseur à logique floue

La détermination de la puissance de réglage au moyen de la logique floue se réalise en trois étapes: fuzzification, inférence et défuzzification.

La fuzzification

La fuzzification consiste à définir les fonctions d'appartenance pour les variables d'entrée. On réalise ainsi le passage des grandeurs physiques (grandeurs déterminées) en variables linguistiques (variables flous) qui peuvent être traitées par les inférences. Les variables linguistiques sont définie dans notre cas par:

$$\Omega[p.u.] = \frac{\Omega}{\Omega_{\max}} \text{ et } P_{eolf}[p.u.] = \frac{P_{eolf}}{P_{eolf\,\max}}$$

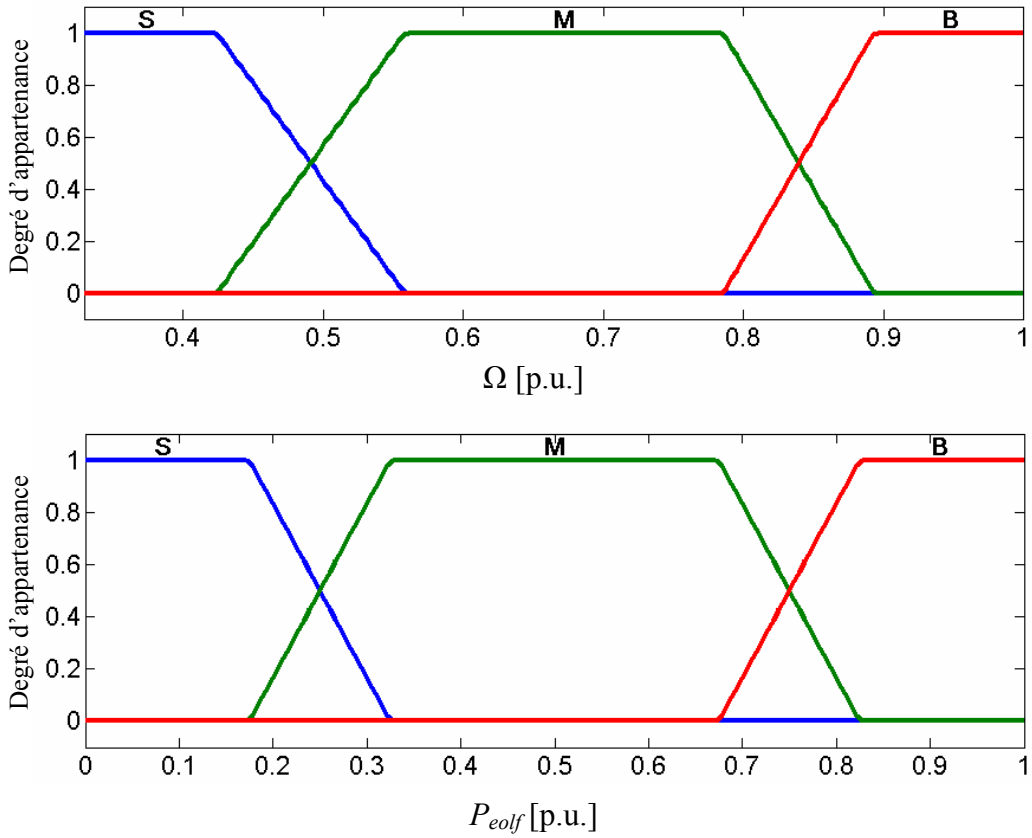


Fig. A.5.1. Fonctions d'appartenance des variables d'entrée

Les fonctions d'appartenance des variables flous sont représentées sur la figure A.5.1. On a choisi trois états: grand (B), moyen (M) et petit (S).

L'inférence

On détermine les lois d'inférence en partant des trois règles:

- Si la vitesse du volant est trop petite, alors on favorise le stockage. Une plus grande partie de la puissance générée est utilisée pour charger le volant.
- Si la vitesse du volant est trop grande, alors on favorise la génération. Une plus rande partie de la puissance générée est envoyée vers le réseau.
- Si la vitesse du volant est moyenne, alors le système fonctionne normalement. Le réseau reçoit la puissance filtrée, P_{eolf}.

Le Tableau A.5.1 synthétise les lois d'inférence.

Tableau A.5.1. Tableau d'inférence

	P_{eolf} / P_{regl}	Petit (S)	Moyen (M)	Grand (B)
Ω				
Petit (S)		VS	SM	BM
Moyen (M)		S	M	B
Grand (B)		SM	BM	VB

La défuzzification

La fonction d'appartenance de la variable de sortie, P_{regl} [p.u.], est présentée dans la figure A.5.2. La méthode de défuzzification utilisée est celle de la détermination du centre de gravité de la fonction d'appartenance résultante.

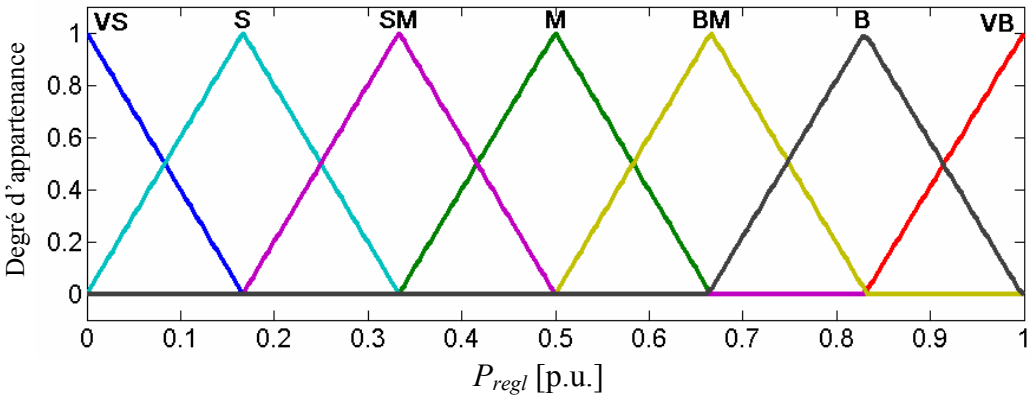
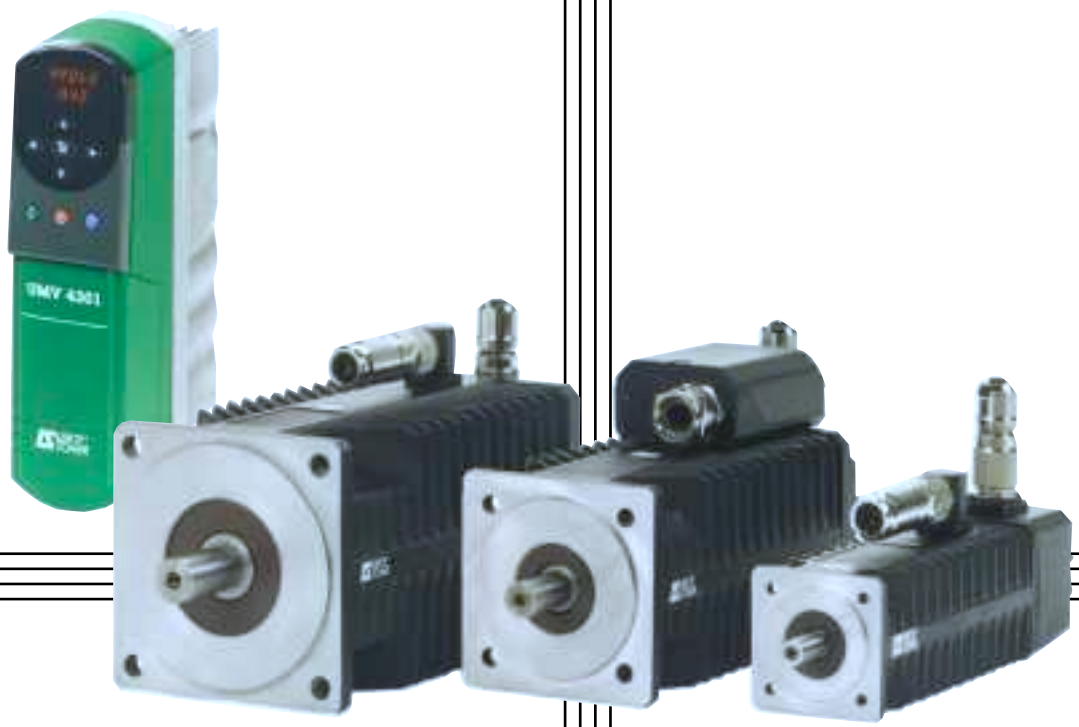


Fig. A.5.2. Fonctions d'appartenance des variables de sortie

LEROY SOMER®

Réf. 2962 - 2.33/b - 06.98



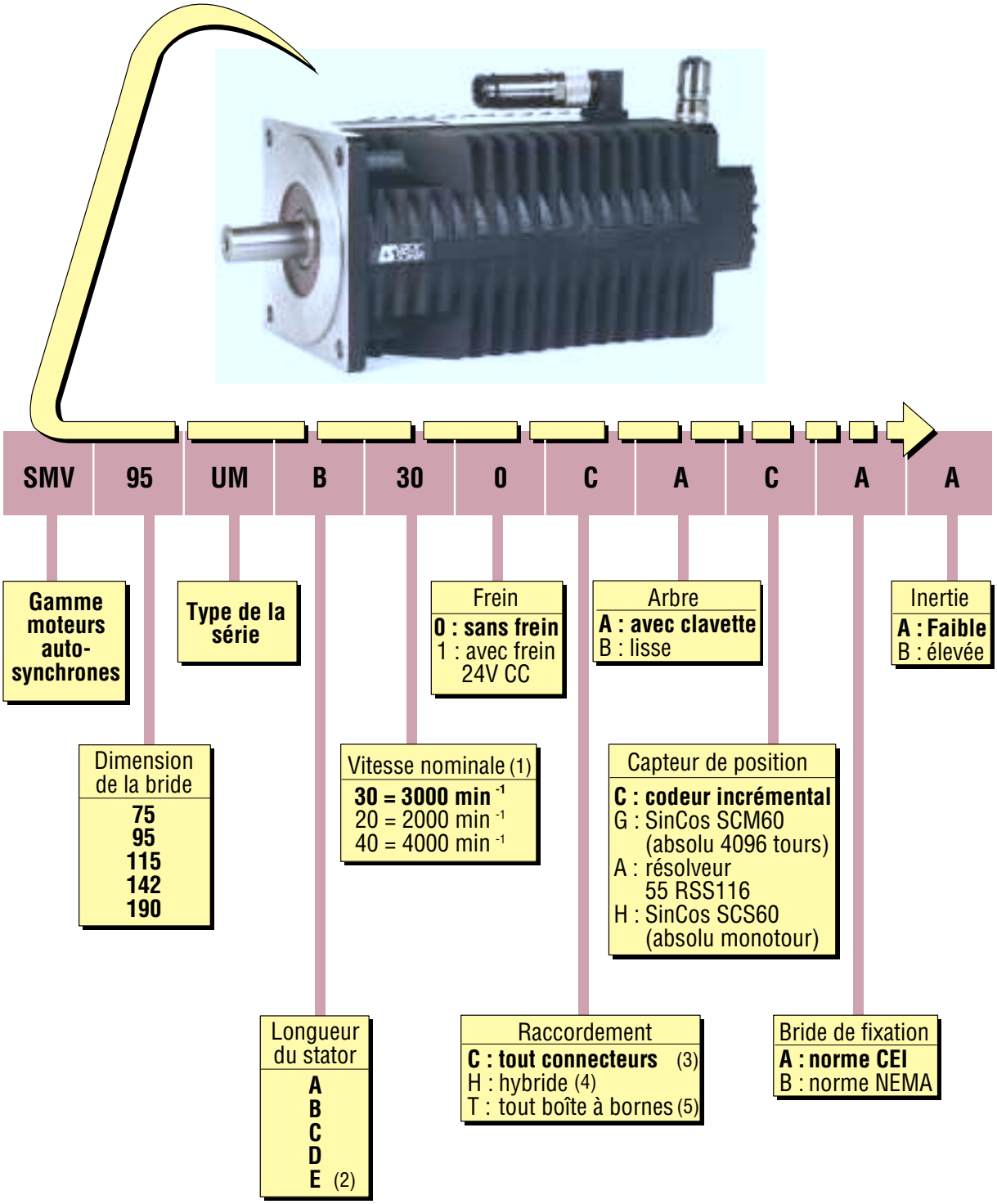
Ce catalogue doit être transmis à l'utilisateur final

SMV UM

Moteurs autosynchrones

Catalogue technique

SMV UM
Moteurs autosynchrones
Désignation



Les articles en gras signalent les configurations standard qui favorisent les délais courts

(1) SMV 190 UMV uniquement disponible en 2000 min^{-1}

(2) Non disponible sur SMV 75 UM et SMV 190 UM

(3) Non disponible sur SMV 190 UM

(4) Hybride : boite à bornes pour la puissance et connecteurs pour le Capteur de position

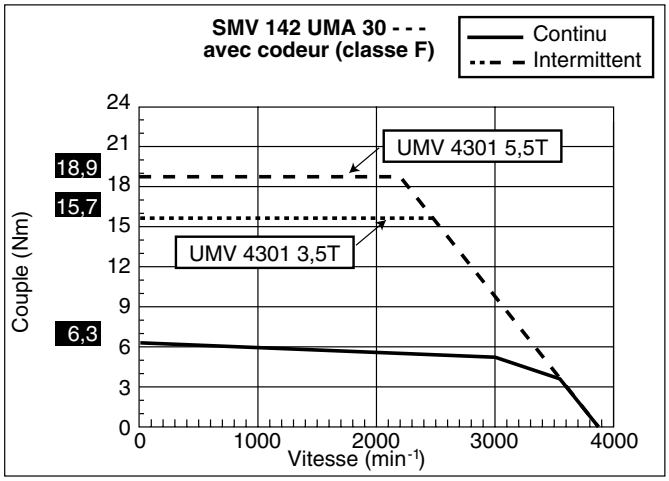
(5) Uniquement avec résolveur

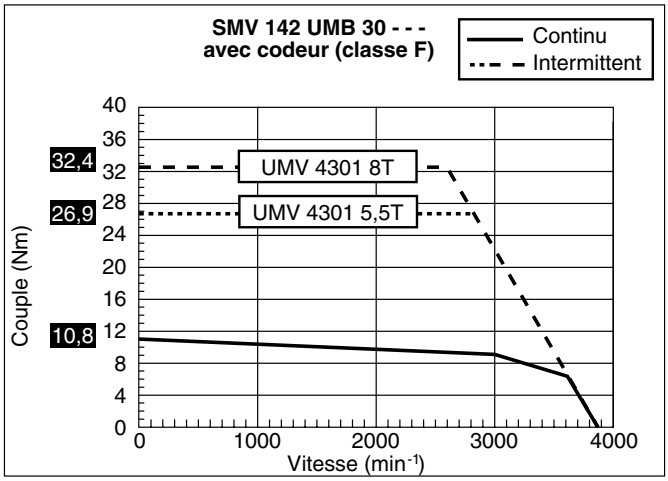
B

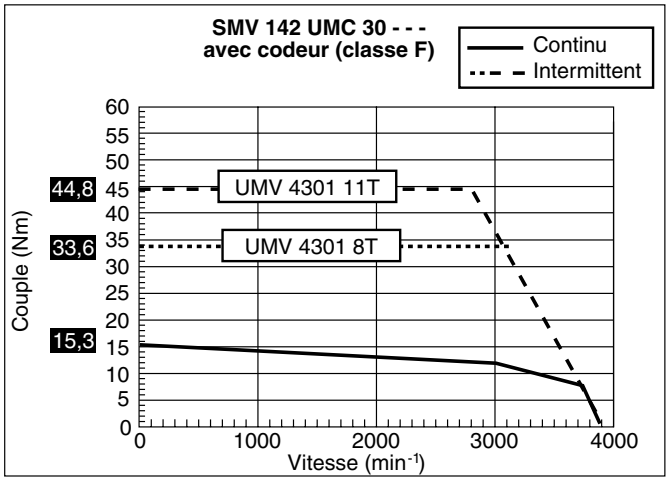
B3.4 - SMV 142 UM

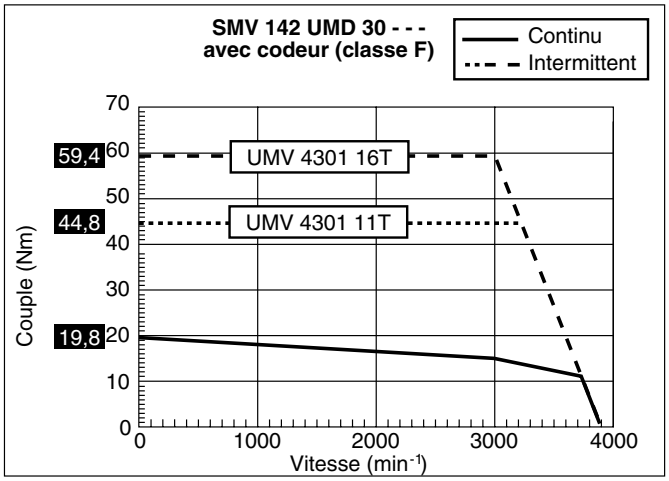
Les caractéristiques électriques sont garanties à ± 10% sous les conditions suivantes :

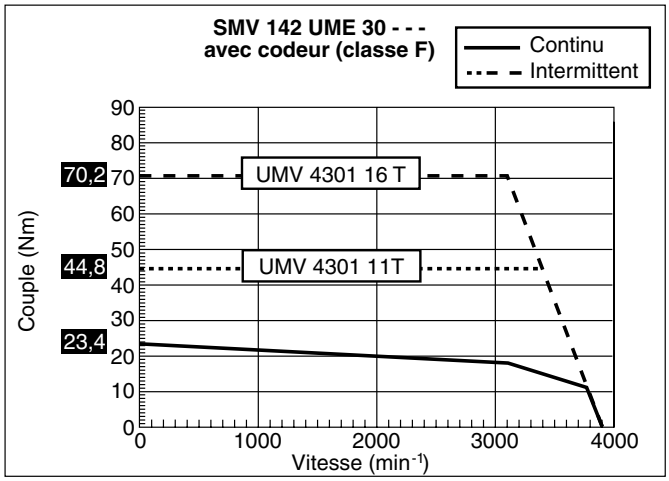
- **tension réseau 400V 3 phases,**
- **fréquence de découpage : 6 kHz,**
- **retour par codeur incrémental,**
- **échauffement classe F (ΔT de 100°C à 40°C ambiant)**
- **moteur monté sur plaque en aluminium 350 x 350 x 20,**
- **les surcouples en régime intermittent sont établis en fonction du variateur associé.**











SMV UM
Moteurs autosynchrones
Caractéristiques techniques

B

Caractéristiques générales

Référence moteur		SMV 142 UM				
Code longueur		A	B	C	D	E
Couple permanent au calage	**Classe F (Nm)**	**6,3**	**10,8**	**15,3**	**19,8**	**23,4**
Couple crête (1)	**Classe F (Nm)**	**18,9**	**32,4**	**45,9**	**59,4**	**70,2**
Constante de temps thermique (sec)		2093	2316	2548	2700	3003
Cogging maximum (Nm)		0,09	0,16	0,23	0,30	0,35

Caractéristiques SMV 142 UM 20 Kt = 2,4 Nm/Arms Ke = 147,0 (V rms/K min^{-1})

Couple nominal (Nm)	5,9	10,3	14,6	18,4	21,3
Courant permanent au calage (A)	2,63	4,50	6,38	8,25	9,75
Puissance nominale (kW)	1,23	2,15	3,05	3,85	4,47
Résistance phase - phase (Ω)	13,40	4,00	2,10	1,35	0,98
Inductance phase - phase (mH)	58,0	29,8	18,7	13,6	10,7

Caractéristiques SMV 142 UM 30 Kt = 1,6 Nm/Arms Ke = 98,0 (V rms/K min^{-1})

Couple nominal (Nm)	**5,4**	**9,0**	**12,2**	**15,8**	**18,0**
Courant permanent au calage (A)	**3,94**	**6,75**	**9,56**	**12,38**	**14,63**
Puissance nominale (kW)	**1,70**	**2,83**	**3,82**	**4,95**	**5,65**
Résistance phase - phase (Ω)	**6,00**	**1,82**	**0,94**	**0,59**	**0,44**
Inductance phase - phase (mH)	**31,0**	**13,30**	**8,30**	**6,10**	**4,80**

Caractéristiques SMV 142 UM 40 Kt = 1,2 Nm/Arms Ke = 73,5 (V rms/K min^{-1})

Couple nominal (Nm)	3,6	7,0	8,9	10,7	12,2
Courant permanent au calage (A)	5,25	9,00	12,75	16,50	19,50
Puissance nominale (kW)	1,51	2,94	3,73	4,49	5,09
Résistance phase - phase (Ω)	3,35	1,00	0,53	0,35	0,24
Inductance phase - phase (mH)	17,60	7,50	4,70	3,60	2,70

(1) Le couple crête peut être limité par le courant maximum délivrable par le variateur.

Mehedinti, 35, Bl. O4, Ap. 5,
RO-400675, Cluj-Napoca,
Romania

+40 742 77 93 83
cimuca@yahoo.com

Gabriel-Octavian CIMUCA

Experience

2001–2005 Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers France

Ph.D Student

- Realization of a laboratory test bench allowing real-time simulation of the behaviour of a permanent-magnet synchronous generator-based variable-speed wind generator associated with an induction machine-based flywheel energy storage system, connected to the AC grid or to an isolated load. The test bench contains a permanent-magnet synchronous machine, an induction machine, a DC machine, 4 power converters with IGBTs, a DS 1103 dSPACE card, two DS 1104 dSPACE cards, three programmable loads and measures.
- Total cost of the test bench: about 125 000 €

2001–2005 Technical University of Cluj-Napoca Romania

Ph.D Student

- Theoretical research on the flywheel energy storage systems associated with the wind generators. Work supported by the Romanian Ministry of Education and Research.
- Realization and administration of two websites: http://semet.idilis.ro and http://www.utcluj.ro/electromotion .

Education

2001–2005 Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers France

- Ph.D studies in Electrical Engineering

2001–2005 Technical University of Cluj-Napoca Romania

- Ph.D studies in Electrical Engineering

2003 Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers France

- 24-hours professional course on "Innovations and Management of the Industrial Projects"

2001–2002 Technical University of Cluj-Napoca Romania

- Faculty of Electrical Engineering
- One-year Post-graduate Study in "Energy-efficient electric drives".

1996–2001 Technical University of Cluj-Napoca Romania

- Faculty of Electrical Engineering
- MS. Degree in June 2001

1992–1996 "Industrial" High-School in Ocna-Mures Romania

- Graduated as electrician

Skills

Excellent computer skills (MS Office, MATLAB/Simulink, ControlDesk of dSPACE, OrCAD, AutoCAD, LabView, Dreamweaver).

Foreign languages:
French - Speaking: Advanced, Reading: Advanced, Writing: Advanced
English - Speaking: Medium, Reading: Advanced, Writing: Medium

Professional driving license (B, C, E)

Others

Prizes

- 1996: 2nd Prize Award at the Romanian High-School Competition in Electrotechnics.
- 1995: 3th Prize Award at the Romanian High-School Competition in Electrotechnics.

Hobbies

Computers/Internet, Tourism/Excursions, Music, Literature, Entertainment, Sports, Datings/Community

Papers

17 scientific papers published at international conferences or in scientific journals, all in the field of electrical engineering.

1. **G. Cimuca**, T. Dragus, ***Commande sans capteur d'un moteur 'brushless DC' par observation des courants de phases***, Rapport TER no. 2001283, HEI, Université Catholique de Lille, France, Juin 20(
2. **G. Cimuca**, M. M. Radulescu, B. Robyns, S. Brisset, ***Back - EMF estimation approach for sensorless operation of small electronically-commutated permanent-magnet motors*** , Proceedinc of the 8th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipments - OPTIM '02(Brasov, 16-17 May 2002) 'Transilvania' University Press, Brasov, Romania, 2002, Vol. II, pp. 509 512.
3. Ioan Vadan, **Gabriel Cimuca**, Do Hyun Kang, Lim Tae Yun., Jeong Pangyu, ***Dynamic simulation of a transversal flux oscillating moto*** A&QT-R 2002 (THETA 13), 2002 IEEE-TTTC International Conference on Automation, Quality and Testing, Robotics, May 23 - 25, 2002, Cluj Napoca, Romania.
4. G. Sellier, J. Flawn-Thomas, **Gabriel Cimuca**, M.M. Radulescu, B. Robyns, ***High-speed torque performance of three-phase electronically-commutated permanent-magnet motors***, Proceedings of the International Conference on Applied and Theoretical Electricity - ICATE 2002, Universitaria Publisher Craiova, 2002.
5. Tiberiu Moldovan, Mircea M. Radulescu, **G. Cimuca**, ***Simulation of an integrated starter-alternator system for new-generation autovehicles***, Proceedings of the 4th Int. Conf. on Electromechanical and Power Systems, SIELMEN'04, Chisinau, 26-27 sept. 2003.
6. D.H. Kang, D.H. Koo, I. Vadan, **G. Cimuca**, ***Influence of mechanical springs on the transverse-flux linear oscillating motor operation***, Proceedings of the 5th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems - ELECTROMOTION 2003, Vol. 1, Marrakesh, Morocco, November 26-28, 2003.
7. L. Leclercq, C. Saudemont, B. Robyns, **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, ***Flywheel energy storage system to improve the integration of wind generators into a network***, Proceedings of the 5th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems - ELECTROMOTION 2003, Vol. 2, Marrakesh, Morocco, November 26-28, 2003.
8. C. Saudemont, L. Leclercq, B. Robyns, **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, ***Développement d'un émulateur Temps Réel d'un Système de Génération Eolienne Associé à un Stockage Inertiel d'Energie***, Colloque ELECTROTECHNIQUE DU FUTUR - EF'2003, Gif-sur-Yvette, France, 9 et 10 décembre 2003.

9. **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, ***Performance analysis of an induction machine-based flywheel energy storage system associated to a variable-speed wind generator***, Proceedings of the 9th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipments - OPTIM 2004, Brasov, Romania, 20-22 May 2004.
10. **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, ***Losses and efficiency of a flywheel energy storage system with permanent-magnet synchronous machine associated to a variable-speed wind generator***, Proceedings of the 16th International Conference on Electrical Machines, Cracow, Poland, 5-8 September 2004.
11. **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, ***Comparative Study of Flywheel Energy Storage Systems Associated to Wind Generators***, Proceedings of the International Conference on Applied and Theoretical Electricity - ICATE 2004, Baile-Herculane, Romania, 14 - 15 Oct 2004.
12. C. Saudemont, L. Leclercq, B. Robyns, **G. Cimuca,** M.M. Radulescu, ***Développement d'un Émulateur Temps Réel d'un Système de Génération Eolienne Associé à un Stockage Inertiel d'Energie***, Revue de l'Electricite et de l'Electronique – REE, No. 11, December 2004, ISSN 1265-6534, pp. 49-59, France.
13. **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, ***DTC versus FOC of an IM-based Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator,*** Invited paper at 8th International Conference on Modeling and Simulation of Electric Machines, Converters and Systems - Electrimacs 2005, April 17-20, 2005, Hammamet, Tunisia.
14. B. Robyns, A. Ansel, A. Davigny, C. Saudemont, **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, J-M. Grave, ***Apport du stockage de l'énergie à l'intégration des éoliennes dans les réseaux. électriques. Contribution aux services système***, Revue de l'Electricité et de l'Electronique – REE, no. 5, May 2005, ISSN 1265-6534, France, pp. 75 – 85.
15. C. Saudemont, B. Robyns, **G. Cimuca,** M.M. Radulescu, ***Grid Connected or Stand-Alone Real-Time Variable Speed Wind Generator Emulator Associated to a Flywheel Energy Storage System***, Proc. Of the 11th European Conference on Power Electronics and Applications - EPE 2005, 11 - 14 September 2005, Dresden, Germany.
16. **G. Cimuca**, M.M. Radulescu, C. Saudemont, B. Robyns, S. Breban, ***Energy-Optimized Direct Torque Control of an Induction Machine-based Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator***, Proc of the 6th International Symposium on Advanced Electromechanical Motion Systems - ELECTROMOTION 2005, 27 - 29 September 2005, Lausanne, Switzerland.
17. **G. Cimuca**, C. Saudemont, M.M. Radulescu, B. Robyns, ***Control and Performance Evaluation of a Flywheel Energy Storage System Associated to a Variable-Speed Wind Generator***, Paper accepted for publication in the IEEE Transactions on Industrial Electronics Special Section: "RENEWABLE ENERGY AND DISTRIBUTED GENERATION SYSTEMS".

SYSTEME INERTIEL DE STOCKAGE D'ENERGIE ASSOCIE A DES GENERATEURS EOLIENS

RESUME: Le problème majeur associé aux sources d'énergie décentralisées est qu'elles ne participent en général pas aux services système (réglage de la tension, de la fréquence, démarrage en autonome ou black-start, possibilité de fonctionner en îlotage, etc.). Le fait de ne pas participer aux services système amène ce type de source à se comporter comme des générateurs passifs du point de vue électrique. Le réglage de la tension et de la fréquence est dès lors reporté sur les alternateurs classiques. Le taux de pénétration de la production décentralisée, c'est-à-dire la puissance qu'elle génère par rapport à la puissance consommée, doit alors être limité afin de pouvoir garantir la stabilité du réseau dans des conditions acceptables. Ceci est particulièrement vrai pour les sources à énergie renouvelable dont la source primaire est difficilement prévisible et très fluctuante, comme c'est le cas de l'éolien pour lequel certains retours d'expérience indiquent que lors de taux de pénétration supérieur à 20 ou 30% des problèmes de stabilité peuvent apparaître. Même si actuellement les éoliennes ne participent pas au réglage de la production, cela doit être changé à cause de l'augmentation continue de leur taux de pénétration dans les réseaux électriques. En raison de la source primaire de ces systèmes de production d'énergie (le vent), qui est très aléatoire et imprévisible, une éolienne seule ne peut pas faire le réglage de la production. Donc, on a besoin d'un système de stockage jouant le rôle de tampon entre la source et le consommateur. Le système de stockage doit être assez dynamique afin qu'il soit capable d'agir en temps réel, en fonction des fluctuation de la puissance générée et consommée. Le système inertiel de stockage d'énergie (SISE) est approprié pour ce type d'application en raison de ces caractéristiques: bonne dynamique, bon rendement, durée de vie similaire à l'éolienne, écologique, etc. Donc, le premier but de ce travail a été de faire une étude approfondie sur les SISEs. L'étude a été faite du point de vu de l'association du SISE avec un générateur éolien. Le deuxième objectif de la thèse a été d'étudier et de proposer des méthodes de contrôle et supervision d'un SISE associé à un générateur éolien à vitesse variable. Le but est de contrôler le transit de puissance entre le générateur et le réseau ou la charge isolée, afin de rendre les systèmes éoliens capables à fournir des services systèmes et de fonctionner en îloté. Enfin, le troisième objectif a été de réaliser une plateforme expérimentale permettant l'implantation pratique et l'expérimentation des principes développés en théorie.

MOT CLES: système inertiel de stockage d'énergie (SISE), générateur éolien à vitesse variable, contrôle du SISE, supervision du SISE, contrôle vectoriel, contrôle direct en couple, banc d'essai

FLYWHEEL ENERGY STORAGE SYSTEM ASSOCIATED WITH THE WIND GENERATORS

ABSTRACT: The big problem of the decentralized renewable energy sources is that they do not participate to the ancillary services (voltage regulation, frequency regulation, black-start, operation in islanding). For this reason, this energy sources are considered as negative charges for the power system. The voltage and frequency regulation are reported on the classical generators, from the big power plants. The penetration rate of the decentralized energy production, i.e. the ration between its generated power and the consumed power, must be limited in order to keep the good control of the power system. This is particularly right for the renewable energy sources whose the primary source is very fluctuant and very difficult to predict. Consequently, for the wind generators, the penetration rate is limited at 20 – 30%. Even if actually the wind generators do not participate to the ancillary services, this must be changed because of the augmentation of the installed wind systems. Because of the primary source of these generators (the wind), which is very fluctuant and unpredictable, a stand-alone wind generator cannot ensure the control of the generated power. So, we need a storage system operating as an energy buffer between the generator and the consumer. The storage system must have a high dynamics in order to operate in real time, in function of the generated and consumed power fluctuations, respectively. The flywheel energy storage system (FESS) is appropriated for this type of application because of its characteristics: high dynamics, good efficiency, long lifetime (similar to the wind generators), ecological system, etc. So, the first aim of this work was the study of the FESSs from the point of view of their association with the wind generators. The second target was to developing the control and supervision methods for a FESS associated with variable speed wind generator. The aim was to control the power flow between the generator and the consumer, in order allow these generators to participate at the ancillary services and to operate in islanding. Finally, the third target was to develop a test bench allowing the practical implementation of the theoretical principles.

KEY WORDS: flywheel energy storage system (FESS), variable speed wind generator, FESS' control, FESS' supervision, vector control, direct torque control, test bench

ENSAM