

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



Université de Batna 2
Faculté de Technologie
Département d'Électrotechnique
Laboratoire LSPIE 2000- Université de Batna 2



THÈSE

**Présentée pour l'obtention du diplôme de
DOCTORAT EN SCIENCES EN ÉLECTROTECHNIQUE**

OPTION

Commande électrique

Par

MAHBOUB Mohamed Abdelbasset

Thème

**Commande Robuste d'un Système de Génération Eolien
à base de Génératrice Double Alimentée sans Balais**

Soutenue le 10/12/2016 devant le jury composé de :

Dr. MAKOUF Abdessalam	Prof.	Université de Batna 2.	Président
Dr. DRID Saïd	Prof.	Université de Batna 2.	Rapporteur
Dr. RAHMANI Lazhar	Prof.	Université de Sétif 1.	Examineur
Dr. RADJELI Hammoud	Prof.	Université de Sétif 1.	Examineur
Dr. BENDAAS Med-Lokman	Prof.	Université de Batna 2.	Examineur
Dr. BENAICHA Samira	M.C.A	Université de Sétif 1.	Examineur

REMERCIEMENTS & DÉDICACES

REMERCIEMENTS

Au nom d'Allah, le Tout - Miséricordieux, le Très - Miséricordieux

La louange est à Allah l'unique et la paix et le salut sur celui qui n'a point de messenger après lui et sur sa famille, ses compagnons et tous ceux qui suivent son chemin jusqu'au jour de la résurrection.

*J'adresse tout d'abord ma profonde reconnaissance à Monsieur **DRID Saïd**, Professeur à l'Université de Batna 2 pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de rapporter ce mémoire, et pour ses conseils et encouragements réguliers, sa bienveillance, sa gentillesse, ses qualités scientifiques et humaines ont toujours été une source de motivation.*

Je remercie vivement les membres du jury pour avoir accepté d'évaluer ce modeste mémoire :

*Monsieur **MAKOUF Abdessalam** , Professeur à l'Université de Batna 2, d'avoir accepté de juger mon travail et de présider le jury.*

*Messieurs **RAHMANI Lazhar**, Professeur à l'Université de Sétif, et **RADJELI Hammoud** , Professeur à l'Université de Sétif , **BENDAAS Med-Lokman**, Professeur à l'Université de Batna2 ,Melle **BENAICHA Samira** Maître de Conférences à l'Université de Sétif pour m'avoir fait l'honneur d'accepter de juger mon travail.*

*Je tiens également à remercier très chaleureusement, Monsieur **SID Mohamed amine**, Maître de Conférences à l'Université de Sétif,.*

Je remercie aussi tous les enseignants et les responsables du Département d'Electrotechnique de l'Université de Batna2 pour leurs aides et leurs encouragements. Sans oublier mes collègues d'étude et de domaine de recherche.

En fin, je tiens à remercier tous ceux qui ont contribué à ce travail de près ou de loin à l'aboutissement de ce travail.

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail :

*A mes très chers parents qui m'ont soutenu durant toute la durée de mes études, je leurs souhaite une bonne santé, que **Allah** les protège.*

A mes très chers frères et mes très chères sœurs.

A ma femme et mes enfants : Oussama et Belkis.

A toute la famille.

A tous mes amis.

A tous ceux qui m'aiment et que j'aime.

A tous les enseignants qui ont contribué à ma formation durant tout le parcours de mes études jusqu'à ce jour.

Communications Internationales

M Abdelbasset. MAHBOUB, Said. DRID " Sliding mode control of a Brushless doubly fed induction generator ", In Proceeding of IEEE (ICSC'13) International Conference on Systems and Control, 29-31 October **2013**, Algiers, (Algeria)

M Abdelbasset. MAHBOUB, Said. DRID and H.Radjeai "Comparative Study of the Control by Sliding Mode and the Vector Control of a Brushless doubly fed induction generator" In: Proceedings of The 14th international conference on Sciences and Techniques of Automatic control & computer engineering (STA'2013) Sousse, Tunisia **,2013.**

M Abdelbasset. MAHBOUB, H. Radjeai "Vector Control of a Brushless Doubly Fed Induction Generator for Wind Energy Conversion Systems", In Proceeding of International Conference on Electrical Engineering and Automatic Control 24-26 November **2013** Setif (Algeria)

M Abdelbasset. MAHBOUB, H. Radjeai " Active and Reactive Power Independent Control of Brushless Doubly-Fed Induction Generators in Wind Energy Applications", In Proceeding of The 13th international conference on Sciences and Techniques of Automatic control and computer engineering (STA'2012) December 17-19, **2012**, Hammamet, Tunisia

M Abdelbasset.MAHBOUB, H. Radjeai "Modeling and Control of Brushless Doubly-Fed Induction Generators in Wind Energy Applications", In Proceeding of The 4th international Renewable Energy Congress (IREC 2012) December 20-22, **2012**, Sousse , Tunisia

M Abdelbasset.MAHBOUB, H. Radjeai "Stator-Flux-Oriented Control of Brushless Doubly-Fed Induction Machine for Wind Power Generation", In Proceeding of International Conference on Electromechanical Engineering (ICEE'12) November 20-21, **2012** Skikda (Algeria)

Publications

M Abdelbasset MAHBOUB, Said DRID, M. A. SID, Ridha CHEIKH " Robust direct power control based on the Lyapunov theory of a grid-connected brushless doubly fed induction generator ", Journal of Front Energy DOI 10.1007/s11708-016-0411-0 . Higher Education Press and Springer-Verlag Berlin Heidelberg Vol.10, **2016**

M Abdelbasset MAHBOUB, Said DRID, M. A. SID, Ridha CHEIKH " Sliding mode control of grid connected brushless doubly fed induction generator driven by wind turbine in variable speed", International Journal of System Assurance Engineering and Management DOI 10.1007/s13198-016-0524-1. Vol.07, **2016**

TABLE DES MATIERES

TABLE DES MATIERES

LISTE DES SYMBOLES & ACRONYMES.....	
INTRODUCTION GENERALE.....	1
Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne & Description de l'Etude.....	4
I.1 Introduction.....	5
I.2 Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne.....	5
I.2.1 Historique de l'éolien.....	5
I.2.2 L'énergie éolienne en quelques chiffres.....	6
I.2.2.1 La capacité mondiale installée de l'énergie éolienne.....	6
I.2.3 Différentes types d'Éoliennes.....	9
I.2.3.1 Les turbines éoliennes à axe horizontal :.....	9
I.2.3.2 Les turbines éoliennes à axe vertical.....	12
I.2.4 Éolienne à vitesse fixe ou à vitesse variable.....	13
I.4.5 Constitution d'une éolienne.....	15
I.3 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne.....	16
I.3.1 Les avantages.....	16
I.3.2 Les inconvénients.....	17
I.4 Application des éoliennes.....	18
I.4.1 Systèmes Isolés.....	18
I.4.2 Systèmes Hybrides.....	18
I.4.3 Systèmes Liés au Réseau.....	19
I.5 La conversion électromécanique dans les systèmes éoliens.....	19
I.5.1 Systèmes utilisant la machine asynchrone.....	19
I.5.1.1 Générateur Asynchrone à Cage d'Écureuil (MAC).....	19
I.5.1.2 Générateur asynchrone à double stator.....	20
I.5.2 Systèmes utilisant la machine synchrone.....	23
I.5.2.1 Générateur Synchrone à Rotor Bobiné.....	23
I.5.2.2 Générateur Synchrone à Aimants Permanents (MSAP).....	24

TABLE DES MATIERES

I.5.3 Evolution des systèmes éoliens à vitesse variable vers la double alimentation.....	24
I.5.3.1 Machine asynchrone à double alimentation type "rotor bobiné"	24
I.5.3.2 Machine Asynchrone à double alimentation en cascade	26
I.5.3.3 Machine Asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB).....	27
I.5.3.4 Comparaison des topologies et choix de la MADASB.....	28
I.6 Objectifs de l'Étude	29
I.7 Conclusion	30

Chapitre II : Modélisation et Simulation d'un système éolien basé sur une Machine Asynchrone à Double Alimentation sans balais (MADASB).....

31

II.1 Introduction	32
II.2 Description du système éolien	32
II.3 Modélisation aérodynamique et mécanique d'une éolienne.....	33
II.3.1 Source Primaire : le Vent.....	33
II.3.1.1 Expression du Vent en un Point Fixe	33
II.3.2 La Conversion Aérodynamique	35
II.3.3 Modélisation de la Partie Mécanique	36
II.4 Description et fonctionnement de la MADA Sans Balais	37
II.4.1 Contraintes constructives et d'alimentation pour le fonctionnement correct de la MADASB.....	39
II.4.2 Schéma équivalent de la MADA sans Balais	42
II.5 Modélisation de la MADA Sans Balais (BDFIG).....	43
II.5.1. Hypothèses simplificatrices	43
II.5.2 Modèle de la MADASB Dans le repère triphasé	44
II.5.3 Transformation de Park	45
II.5.4 Modèle de la MADA Sans Balais dans le repère de Park	46
II.6 Modélisation du convertisseur côté machine (CCM)	48
II.7 Modélisation du convertisseur côté réseau (CCR)	50
II .7.1 Modèle du bus continu	51
II .7.2 Modèle du convertisseur côté réseau.....	51
II .7.3 Modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park	52
II.8 Résultats de simulation.....	53
II.9 Conclusion	55

TABLE DES MATIERES

Chapitre III : Commande classique du système éolien à vitesse variable basé sur une MADASB	56
III.1 Introduction	57
III.2 Aspect général de la commande d'une chaîne de production éolienne.....	57
III.3 Extraction du maximum de la puissance du vent	58
III.3.1 Recherche du point de puissance maximale « MPPT »	59
III.3.2 Algorithmes de maximisation de la puissance extraite	60
III.3.2.1 Algorithme de contrôle avec asservissement de la vitesse de rotation.....	60
III.3.2.2 Algorithme de contrôle sans asservissement de la vitesse de rotation	62
III.4 Commande du convertisseur côté machine	64
III.4.1 Commande vectorielle des puissances active et réactive	64
III.4.2 Principe de la commande vectorielle.....	64
III.4.3 Modèle de la MADASB a flux statorique oriente.....	65
III.4.4 Expressions des puissances active et réactive statoriques (BP)	67
III.4.5 Expressions des tensions statoriques (BC).....	68
III.4.6. Contrôle indépendant des puissances active et réactive.....	69
III.4.6.1 Synthèse du régulateur PI.....	69
III.4.6.2 Calcul des courants de référence de la commande.....	71
III.4.6.3 Schéma synoptique du contrôle de la machine	71
III.5 Commande du convertisseur côté réseau (CCR).....	72
III.5.1 Contrôle de la tension du bus continu	72
III.5.2 Contrôle des courants transitant dans le filtre RL	74
III.6 Résultats de simulation.....	75
III.7 Conclusion.....	78
Chapitre IV : Commandes robustes d'un Système éolien à base de MADASB.	79
IV.1 Introduction	80
IV.2 Commande robuste de la MADASB basée sur la théorie de Lyapunov	80
IV.2.2 Commande robuste des puissances active et reactive	82
IV.2.3 Commande robuste par retour d'états des puissances active et reactive.....	85

TABLE DES MATIERES

IV.3 Commande par modes glissants d'ordre simple de la MADASB.....	87
IV.3.1 Principe et concept de base	87
IV.3.2 Formulation des expressions générales de la commande par modes glissants	88
IV.3.3 Conception de la commande	88
IV.3.3.1 Surface de glissement.....	89
IV.3.3.2 Glissement réel et glissement idéal	91
IV.3.3.2 Commande par mode glissant à base de commande équivalente	91
IV.3.4 Commande par modes glissants d'ordre un des puissances active et réactive.....	93
IV.3.5 Phénomène de broutement	96
IV.3.5.1 Quelques solutions pour le problème du chattering	97
IV.4 Mode glissant d'ordre supérieur de la MADASB	99
IV.4.1 Introduction.....	99
IV.4.3 Commande par mode glissant d'ordre deux	100
IV.4.4. Algorithme de commande par mode glissant d'ordre deux	101
IV.4.4.1 Algorithme de Super Twisting.....	101
IV.4.5 Commande par modes glissants d'ordre deux des puissances active et réactive.....	102
IV.5 Simulation numérique	104
IV.6. Performances du système global : Turbine –MADASB –CCM-CCR.....	106
IV.7 Conclusion	109
CONCLUSION GENERALE	110

BIBLIOGRAPHIE

ANNEXE A

ANNEXE B

ANNEXE C

RESUME

LISTE DES SYMBOLES & ACRONYMES

LA TURBINE

$v_0(t)$: Vitesse du vent,
 V : Vitesse moyenne du vent,
 $v_t(t)$: Composante de la turbulence du vent,
 P_t : puissance de l'éolienne,
 C_p : Coefficient de puissance de l'éolienne,
 λ : Vitesse spécifique (relative) de l'éolienne,
 β : Angle de calage des pales de la turbine,
 ζ_v : L'intensité de la turbulence,
 ρ : la masse volumique de l'air 15°C,
 S : Surface balayée par le rotor de l'éolienne,
 Ω_t : La vitesse de rotation de la turbine,
 R_t : Rayon de la turbine,
 J_m : Le moment d'inertie de la machine,
 J_t : Le moment d'inertie de la turbine,
 f_v : Coefficient de frottement visqueux,
 C_m : Le couple sur l'arbre de la machine,
 G : Gain du multiplicateur,
 C_t : Le couple mécanique sur l'arbre de la turbine,
 Ω_m : La vitesse de rotation de la machine,

LA MACHINE (MADASB)

$v_{sp}^a, v_{sp}^b, v_{sp}^c$: tensions triphasées au stator (BP)
 $i_{sp}^a, i_{sp}^b, i_{sp}^c$: courants triphasés au stator (BP)
 $v_{sc}^a, v_{sc}^b, v_{sc}^c$: tensions triphasées au stator (BC)
 $i_{sc}^a, i_{sc}^b, i_{sc}^c$: courants triphasés au stator (BC)
 $v_{sc}^a, v_{sc}^b, v_{sc}^c$: tensions triphasées au rotor
 i_r^a, i_r^b, i_r^c : courants triphasés au rotor
 $\Psi_{sp}^a, \Psi_{sp}^b, \Psi_{sp}^c$: flux propres circulants au stator (BP)
 $\Psi_{sc}^a, \Psi_{sc}^b, \Psi_{sc}^c$: flux propres circulants au stator (BC)
 $\Psi_r^a, \Psi_r^b, \Psi_r^c$: flux propres circulants au rotor
 L_{sp}, L_{sc} : Inductances cycliques de la MADASB
 L_r : Inductances cycliques rotorique de la MADASB
 R_{sp} : Résistance statorique de la MADASB (BP)
 R_{sc} : Résistance statorique de la MADASB (BC)
 R_r : la résistance rotorique de la MADASB
 P_p : Nombre de paires de pôles de la de la BP
 P_c : Nombre de paires de pôles de la de la BC
 w_{sp} : Pulsation électrique statorique (BP)
 w_{sc} : Pulsation électrique statorique (BC)
 w_r : Pulsation électrique rotorique

f_r : Fréquence rotorique.

f_{sp} : Fréquence statorique (BP),

f_{sc} : Fréquence statorique (BC) ;

REFERENTIEL

(α, β) : Référentiel lié au stator,

(d, q) : Référentiel lié au champ tournant,

(X, Y) : Référentiel lié au rotor,

COMMANDE DE LA MASDSB

P_{sp}^* : Puissance active de référence,

Q_{sp}^* : Puissance réactive de référence,

i_{sp}^* : Courant statorique(BP) de référence,

i_{sc}^* : Courant statorique(BC) de référence,

v_{sc}^* : tension statorique(BC) de référence,

C_{em}^* : couple électromagnétique de référence,

m, r : indice de modulation, indice d'amplitude,

f_p : fréquence de la porteuse,

\dot{i}_{ond} : les courants modulés par le CCM

\dot{i}_{red} : les courants modulés par le CCR

Vdc : la tension du bus continu ,

Rf : la résistance du filtre RL,

Lf : l'inductance du filtre RL,

Pres : la puissance transitée par le CCR ,

\dot{i}_{cond} : le courant traversant le condensateur,

Vdc : la tension du bus continu ,

Pres : la puissance transitée par le CCR ,

ACRONYMES

MADASB : Machine Asynchrone à Double Alimentation sans Balais

MADAC : Machine Asynchrone à Double Alimentation en Cascade

MADA : Machine Asynchrone à Double Alimentation

MSAP : Machine Synchrone à Aimant Permanent

MASDS : Machine asynchrone à double stator

MAS : Machine Asynchrone à cage

MSRB : Machine Synchrone à Rotor Bobiné

BDFIG :Brushless Doubly-fed induction generator

BP , BC : Bobinage de Puissance et Bobinage de Commande

FTBO : Fonction de Transfer en Boucle Ouverte.

FTBF : Fonction de Transfer en Boucle fermée

GACE : Générateur Asynchrone à Cage d'Ecureuil

CDER : Centre de Développement d'Energie

IPCC :Intergovernmental Panel on Climate Change

MPPT : Maximum Power Point Tracking

CCR : convertisseur côté réseau

CCM : convertisseur côté machine

GVV : Génération à Vitesse Variable

PI : Proportionnel – Intégrale

FEM : Force électromotrice

SCE : Systèmes De Conversion Eoliens

MLI : Modulation de Largeur d'Impulsion

IGBT : insulated Gate Bipolar Transistor

MCC Machine à courant continu

Introduction Générale

Le développement durable et les énergies renouvelables suscitent aujourd'hui l'intérêt de plusieurs équipes de recherches. Parmi ces sources d'énergies renouvelables, l'énergie éolienne est celle qui a le potentiel énergétique le plus important après l'énergie hydraulique. Ainsi, le développement des éoliennes représente un grand investissement dans le domaine de la recherche technologique. Ces systèmes qui produisent de l'énergie électrique à partir du vent peuvent constituer une alternative technologique et économique aux différentes sources d'énergie épuisables [BEL 10].

Actuellement, les systèmes éoliens à vitesse variable basés sur la Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA) sont les plus utilisés dans les fermes éoliennes [RAP 10]. Cette topologie est maintenant le meilleur choix des fabricants. Leur principal avantage, et non des moindres, est d'avoir ces convertisseurs statiques triphasés dimensionnés pour une partie (30%) de la puissance nominale de la MADA, ce qui en fait un bénéfice économique important par rapport à d'autres solutions possibles de conversion électromécanique (machine asynchrone à cage et machine synchrone à aimants permanents par exemple) [BEN 10]. Le dimensionnement du convertisseur est proportionnel au glissement maximal du rotor, autrement dit, il dépend de l'écart maximal entre la vitesse de synchronisme et la vitesse réelle du rotor [POZ 03].

Par contre, l'adoption d'un rotor bobiné limite la capacité de surcharge et introduit des modes d'oscillation supplémentaires par rapport au rotor à cage, plus rigide dans sa construction. Pour une puissance nominale donnée, la machine à rotor bobiné sera plus encombrante et plus lourde que l'équivalent à cage. Pour finir, la présence des balais oblige à des interventions de maintenance fréquentes [POZ 03].

La première solution c'est la cascade de deux MADA : cette configuration de machine essaie d'allier les avantages du MAC et de la MADA, la structure en cascade peut être considérée comme la première réalisation pratique d'une machine tournante sans balais doublement alimentés [HOP-01]. (MADASB) en anglais Brushless Doubly-Fed Induction Generator (BDFIG). Celui-ci fera l'objet de notre travail. Elle est constituée par un rotor à cage spéciale et par deux bobinages triphasés indépendants dans le stator. Un des bobinages du stator, appelé Bobinage de Puissance, est directement relié au réseau, tandis que l'autre, appelé Bobinage de Commande, est alimenté par un convertisseur bidirectionnel. La maîtrise

INTRODUCTION GÉNÉRALE

de l'état électromagnétique de la machine est assurée par le bobinage de commande, ce qui permet de générer dans le bobinage de puissance une tension à la fréquence et amplitude nominale du réseau même si le rotor s'éloigne de la vitesse synchronique [POZ 03].

Les avantages potentiels de cette machine (MADASB) sont :

- ✓ Dimensionnement du convertisseur à une puissance plus petite que la puissance nominale de génération (avantage équivalent à celui de la MADA).
- ✓ Machine robuste avec une capacité de surcharge grande et une facilité d'installation dans des environnements hostiles (avantage équivalent à celui du MAC).
- ✓ Coûts d'installation et de maintenance réduits par rapport à la topologie MADA.
- ✓ Élimination des oscillations produites par le rotor bobiné.

De nombreux travaux de recherche sur le contrôle et la commande d'éoliennes ont été menés, avec la complexité des nouvelles installations industrielles, les correcteurs classiques deviennent impuissants et donnent souvent des résultats moins performants. Pour surmonter ce problème, la tendance des recherches actuelles est vers les commandes non linéaires robustes qui donnent des résultats acceptables dans de larges domaines de fonctionnement. Parmi ces techniques, on trouve la technique des modes glissants, qui a retenu notre attention par la simplicité de son algorithme de réglage et sa grande robustesse vis-à-vis des incertitudes paramétriques (modélisation) et des perturbations externes au système [UTK 77],[SLO 91]. Dans ce cadre, l'objectif principal de nos travaux de thèse est d'étudier les techniques de commande robuste, de la MADASB, susceptibles d'optimiser la production d'une éolienne, tout en essayant d'améliorer la poursuite de trajectoires, garantir la stabilité et la robustesse aux variations des paramètres

Le travail présenté dans cette thèse est organisé en quatre chapitres.

Dans le premier chapitre, on présente un survol sur les systèmes de conversion éolienne de manière générale puis l'évolution des éoliennes durant les dernières décennies. Des statistiques sont données montrant l'évolution de la production et la consommation de l'énergie éolienne dans le monde sans oublier l'Algérie, ainsi que les différents générateurs qui sont utilisés dans les systèmes éoliens. Ce chapitre sera clôturé par une conclusion.

Le deuxième chapitre est composé de trois parties :

- Une première partie est consacrée à la modélisation de la partie mécanique de l'éolienne, où le modèle du vent et son évolution seront étudiés de façon détaillée. Par la suite on calculera la puissance maximale pouvant être extraite à l'aide de la limite de Betz.

INTRODUCTION GÉNÉRALE

- La deuxième partie est consacrée à la modélisation de la machine asynchrone à double alimentation sans balais ,celle-ci sera clôturée par une simulation en fonctionnement générateur.
- Dans la troisième et dernière partie, nous présenterons la modélisation de (CCM et CCR) alimentant la MADASB à travers le Bobinage de Commande.

Et enfin, en terminera ce chapitre par des résultats de simulation pour vérifier les modèles du système à étudier.

Dans le troisième chapitre, nous nous intéresserons à la commande des différents éléments constituant une chaîne de production éolienne : la turbine , convertisseur électromécanique et statique (CCM et CCR). Nous étudierons la commande de la turbine afin de maximiser la puissance captée (MPPT) .Ainsi nous avons proposé une loi de commande classique pour la MADASB basée sur l'orientation du flux statorique de la machine, utilisée pour la faire fonctionner en génératrice. Cette dernière met en évidence les relations entre les grandeurs statoriques de la machine (bobinage de puissance) et les grandeurs statoriques (bobinage de commande), en vue de contrôler l'échange de puissances active et réactive entre le stator de la machine (BP) et le réseau. La mise en œuvre de cette commande montre un inconvénient majeur face aux variations paramétriques. Il est judicieux alors de concevoir une régulation robuste, plus performante et moins sensible aux variations paramétriques.

Dans le quatrième chapitre , nous allons présenter une commande robuste des puissance active et réactive de la MADASB qui est basée sur l'approche de Lyapunov. Afin d'améliorer les performances de la commande de la machine, on s'intéressera à une technique de contrôle dite commande par mode glissant : cette technique est une approche non linéaire et robuste contre les variations paramétriques et aux bruits de mesure. L'inconvénient majeur du mode glissant d'ordre simple est le phénomène du broutement « chattering » qui conduit à l'instabilité du système. Pour résoudre ce problème, on s'intéressera à la commande par modes glissants d'ordre supérieur ,cette technique permet de réduire l'effet de « chattering » au voisinage de la surface de glissement ; en effet un algorithme de mode glissant d'ordre deux sera proposé .Dans la dernière partie de ce chapitre, une performance du système global (Turbine –MADASB –CCM-CCR) sera étudiée pour assurer un rendement optimal de l'ensemble.

Finalement, nous concluons ce travail par une conclusion générale sur tout le document en proposant quelques perspectives pour les futurs travaux de recherche.

Chapitre I : État de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne & Description de l'Étude

I.1 Introduction

Les sources d'énergies renouvelables présentent l'avantage d'être disponibles en quantité illimitée, leur exploitation est un moyen de répondre aux besoins en énergie, tout en préservant l'environnement. Parmi ces sources d'énergies renouvelables, l'énergie éolienne est celle qui a le potentiel énergétique le plus important. La puissance des éoliennes installées dans le monde augmentant de plus en plus tous les ans[GAI 10].

Ce chapitre a pour objectifs de présenter un survol sur les systèmes de conversion éolienne de manière générale puis l'évolution des éoliennes durant les dernières décennies. Des statistiques sont données montrant l'évolution de la production et la consommation de l'énergie éolienne dans le monde sans oublier l'Algérie, ainsi que les différentes structures des convertisseurs électromécaniques utilisées dans les systèmes éoliens. Ce chapitre sera clôturé par une conclusion.

I.2 Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

Depuis l'avènement des moulins à vent jusqu'aux premiers aérogénérateurs, la technologie des capteurs éoliens (aéromoteurs) a connu une évolution considérable surtout ces dernières décennies ; notamment dans le domaine de la production d'énergie électrique. Plusieurs technologies sont utilisées pour capter l'énergie du vent, et leurs structures sont de plus en plus performantes. Nous nous intéressons à l'efficacité de la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique. En effet, il existe deux types d'éoliennes à savoir les éoliennes à axe vertical et les éoliennes à axe horizontal.

I.2.1 Historique de l'éolien

L'énergie éolienne est probablement une des plus anciennes sources d'énergie. Cette énergie propre et renouvelable existe depuis toujours, elle fut utilisée pour la propulsion des navires et ensuite les moulins à blé et les constructions permettant le pompage d'eau. Mais jusqu'à présent son exploitation reste difficile. L'utilisation de l'énergie éolienne a commencé en 1700 avant Jésus-Christ environ [JOU 07], [MIR 05]. Hammourabi, fondateur de la puissance de Babylone, avait conçu tout un projet d'irrigation de la Mésopotamie utilisant la puissance du vent. La première description écrite de l'utilisation des moulins à vent en Inde date d'environ 400 ans avant J.-C. En Europe, les premiers moulins à vent ont fait leur apparition au début du Moyen Âge. Utilisés tout d'abord pour moudre le grain, d'où leur nom de " moulins ", ils furent aussi utilisés aux Pays-Bas pour assécher des lacs ou des terrains inondés. Dès le XIV siècle, les moulins à vent sont visibles partout en Europe et deviennent la

principale source d'énergie. Seulement en Hollande et au Danemark, vers le milieu du XIXème siècle, le nombre des moulins est estimé respectivement à plus de 30000 et dans toute l'Europe à 200000. A l'arrivée de la machine à vapeur, les moulins à vent commencent leur disparition progressive. [MIR 05].

L'arrivée de l'électricité donne l'idée à Poul La Cour en 1891 d'associer à une turbine éolienne une génératrice. Ainsi, l'énergie en provenance du vent a pu être « redécouverte » et de nouveau utilisée (dans les années 40 au Danemark 1300 éoliennes). Au début du siècle dernier, les aérogénérateurs ont fait une apparition massive (6 millions de pièces fabriquées) aux États-Unis où ils étaient le seul moyen d'obtenir de l'énergie électrique dans les campagnes isolées. Dans les années 60, fonctionnaient dans le monde environ 1 million d'aérogénérateurs. La crise pétrolière de 1973 a relancé de nouveau la recherche et les réalisations éoliennes dans le monde [MIR 05].

I.2.2 L'énergie éolienne en quelques chiffres

I.2.2.1 La capacité mondiale installée de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est développée par de très nombreux pays et connaît une croissance très importante : +30% par an en moyenne depuis 10ans. En 2014, de nouvelles capacités éoliennes ont été installées plus de « 52654 MW » dans le monde (+ 48 % increase from 2013). La capacité mondiale s'élevait à « 282000 MW » en 2012, à comparer à « 371 559 MW » en 2014. atteignant « 434856 MW » en 2015 [WWE 16].

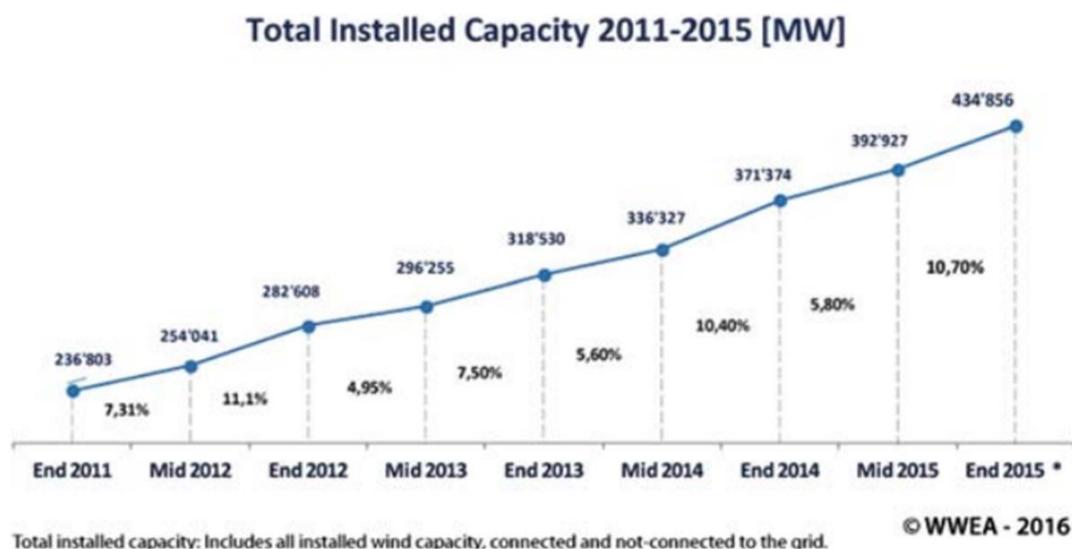


Figure I.1: Capacité mondiale installée en MW, [WWEA 16].

Le tableau suivant synthétise les pays les plus exploitants d'énergie éolienne sont : la Chine ,les États-Unis d'Amérique, l'Allemagne, india et l'Espagne selon [WWW 16] le tableau (I.1)

Position 2015	Country/Region	Total capacity end 2015** [MW]	Added capacity 2015*** [MW]	Growth rate 2015 [%]	Total capacity end 2014 [MW]
1	China	148'000	32'970	29.0	114'763
2	United States	74'347	8'598	13.1	65'754
3	Germany	45'192	4'919	11.7	40'468
4	India *	24'759	2'294	10.2	22'465
5	Spain	22'987	0	0.0	22'987
6	United Kingdom	13'614	1'174	9.4	12'440
7	Canada	11'205	1'511	15.6	9'694
8	France	10'293	997	10.7	9'296
9	Italy	8'958	295	3.4	8'663
10	Brazil	8'715	2'754	46.2	5'962
11	Sweden	6'025	615	11.1	5'425
12	Poland	5'100	1'266	33.0	3'834
13	Portugal	5'079	126	2.5	4'953
14	Denmark	5'064	217	3.7	4'883
15	Turkey	4'718	955	25.4	3'763
	Rest of the World	40'800	5'000	14.0	35'799
	Total	434'856	63'690	17.2	371'374

* by november 2015

© WWEA - 2016

Tableau.I.1: Les 15 pays ayant les plus exploitants d'énergie éolienne [WWEA 16].

La principale contribution au parc éolien mondial reste Asiatique 39.3% de la puissance totale.



Figure I.2: Répartition continentale de la capacité mondiale installée en % , [WWEA 15].

L'exploitation d'énergie éolienne en Afrique trouve une très faible contribution mondiale (0.7 % de la capacité mondiale), les deux pays les plus exploitants sont : le Maroc ,l'Égypte , l'Éthiopie et la Tunisie. Le Maroc avec une capacité totale de production de 787 MW (en 2014), tandis que l'Égypte produit environ 616 MW, la Tunisie 245 MW et l'Éthiopie 171 MW. Selon le conseil mondial de l'énergie éolienne, une contribution de l'Algérie dans ce domaine reste à révéler.

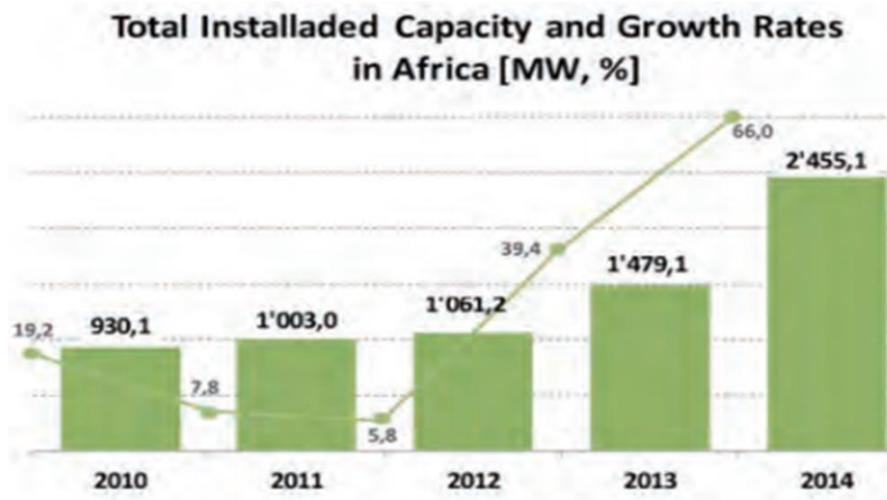


Figure I. 3 : Total des installations en Afrique (MW), [WWEA 15].

De manière générale, de nouveaux soutiens politiques seront nécessaires pour le financement des parcs éoliens africains, spécialement en zone subsaharienne. Une attention particulière doit être portée au petit éolien et aux systèmes hybrides pour l'électrification rurale afin que des millions d'Africains puissent enfin bénéficier de services d'électricité modernes.

L'Algérie présente un potentiel éolien considérable qui peut être exploité pour la production d'énergie électrique, surtout dans le sud où les vitesses de vents sont élevées et peuvent dépasser 4m /s (6m/s dans la région de Tindouf), et jusqu'à 7m /s dans la région d'Adrar [ABD 08].

Les ressources énergétiques de l'Algérie ont déjà été estimées par le CDER depuis les années 90 à travers la production des atlas de la vitesse du vent et du potentiel énergétique éolien disponible en Algérie [KAS 08].

Ceci a permis l'identification de huit zones ventées susceptibles de recevoir des installations éoliennes [KAS 08]:

- Deux zones sur le littoral

- Trois zones sur les hauts plateaux
- Quatre zones en sites sahariens.

Le potentiel éolien technique de ces régions a été estimé à 172 TWh/an dont 37 TWh/an économiquement exploitables soit l'équivalent de 75% des besoins nationaux en 2007. Les trois régions situées au sud-ouest du Sahara (Tindouf, In Salah et Adrar) semblent être les plus favorables à l'installation de fermes éoliennes, car elles cumulent à elles seules un potentiel économique approchant les 24 TWh/an [KAS 08].

La figure I.6 présente la carte des vents en Algérie établie par le centre de développement des énergies renouvelables CDER laboratoire de l'énergie éolienne [ABD 08].

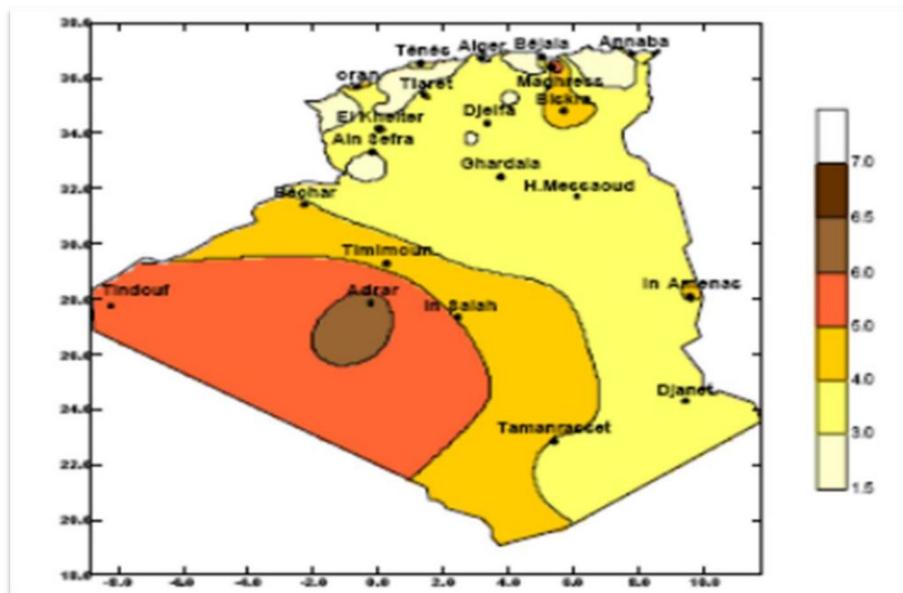


Figure I.4: Carte annuelle de la vitesse moyenne du vent à 10m du sol (m/s) en Algérie [HAM 03].

I.2.3 Différentes types d'Éoliennes

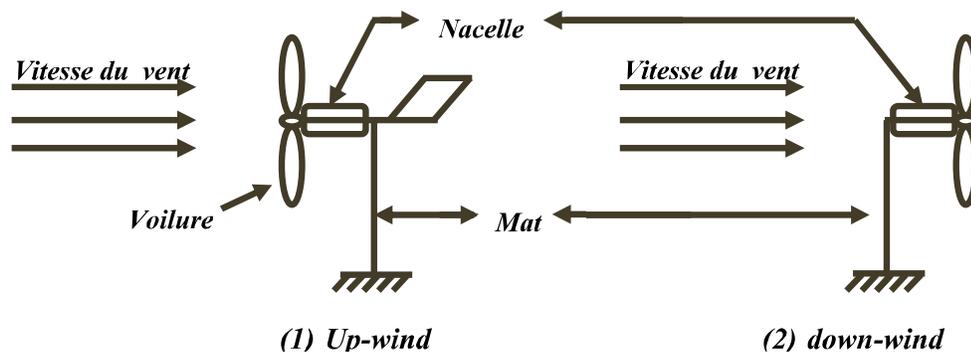
Le capteur éolien encore appelé voile de l'aérogénérateur, assure la conversion de la puissance aérodynamique du vent (masse d'air / vitesse) en une autre mécanique (couple / vitesse angulaire). Les différents types de voiles qui existent de nos jours sur les sites éoliens sont : les éoliennes à axe horizontal et à axe vertical.

I.2.3.1 Les turbines éoliennes à axe horizontal :

Les voiles à axe horizontal sont de loin les plus utilisées actuellement. Les différentes constructions des aérogénérateurs utilisent les voiles à deux, trois pales (les plus courantes) ou les multi-pales.

*Moulin hollandais**Moulin americain**voilure bipale**voilure tripale***Figure I.5:** *Capturs à axe horizontal.*

La voileure peut être placée avant la nacelle (up-Wind), un système mécanique d'orientation de la surface active de l'éolienne « face au vent » sera donc nécessaire. Une autre solution permettant d'alléger la construction par la suppression de toute mécanique d'orientation est l'emplacement de la turbine derrière la nacelle (down-Wind), dans ce cas la turbine se place automatiquement face au vent. Les éoliennes de ce type sont assez rares car des vibrations importantes sont dues au passage des pales derrière le mat. La figure (I.6) montre les deux procédés [MIR 05].

**Figure I.6:** *Type de montage d'une voileure à axe horizontal* [MIR 05].

Il existe quatre voies principales pour limiter la puissance éolienne dans le cas de fortes valeurs du vent. La première est une technique active assez coûteuse et complexe appelée système à pas variable « *pitch* » : elle est donc plutôt utilisée sur les systèmes à vitesse

variable de moyenne à fortes puissances (quelques centaines de kW). Elle consiste à régler mécaniquement la position angulaire des pales sur leur axe, ce qui permet de décaler dynamiquement la courbe du coefficient de puissance de la voilure. [GAS 11]

La seconde technique est passive, dite « *stall* », consiste à concevoir la forme des pales pour obtenir un décrochage dynamique du flux d'air des pales à fort régime de vent. Il existe aussi des combinaisons des deux technologies précédemment citées.

La troisième façon de limiter la puissance est la déviation de l'axe du rotor dans le plan vertical (un basculement de la nacelle) ou une déviation dans le plan horizontal (rotation autour de l'axe du mat). Ainsi, la turbine n'est plus face au vent et la surface active de l'éolienne diminue [MIR 05].

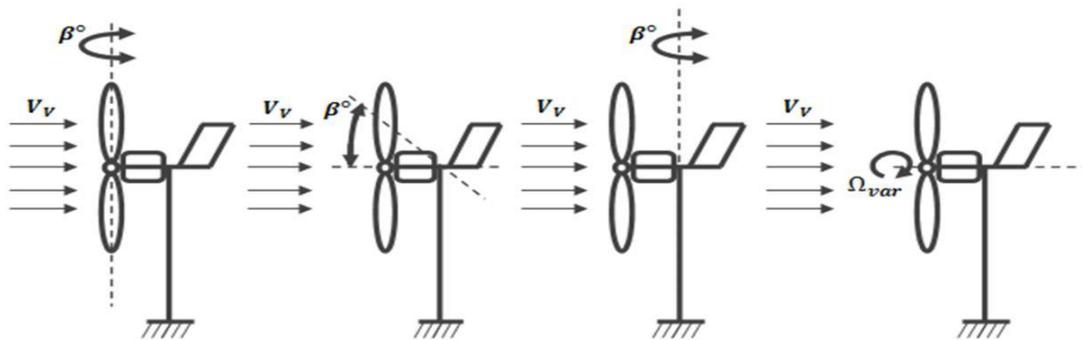


Figure 1.7 : Limitation de puissance éolienne a) pitch, b) déviation verticale de l'axe de rotation, c) rotation horizontale de l'axe de rotation, d) vitesse de rotation continûment variable

La dernière famille qui permet la régulation de la puissance éolienne consiste à faire varier la vitesse de rotation par une action électrique. Par le biais de la génératrice accouplée à une chaîne de conversion statique pilotée pour gérer le transfert d'énergie, la vitesse de rotation peut être pilotée selon le point de fonctionnement souhaité. Le plus souvent, dans les turbines classiques à axe horizontal, le dispositif de réglage à fréquence variable est associé à un réglage mécanique (pitch ou stall) [MIR 05].

➤ **Avantages d'une éolienne à axe horizontal**

- ✓ Une très faible emprise au sol par rapport aux éoliennes à axe vertical.
- ✓ Cette structure capte le vent en hauteur, donc plus fort et plus régulier qu'au voisinage du sol.

✓ Le générateur et les appareils de commande sont dans la nacelle au sommet de la tour. Ainsi, il n'est pas nécessaire de rajouter un local pour l'appareillage.

➤ *Inconvénients d'une éolienne à axe horizontal*

- ✓ Coût de construction très élevé.
- ✓ L'appareillage se trouve au sommet de la tour ce qui gêne l'intervention en cas d'incident [MET 09].

I.4.3.2 Les turbines éoliennes à axe vertical.

Une autre famille d'éoliennes basée sur les voilures à l'axe vertical, ce type d'éoliennes est très peu répandu et assez mal connu. Ils ont été probablement les premiers utilisés, par la suite ils ont été abandonnés au profit des précédents [GAS 11].



Rotor de Darrieus

Darrieus type H

Rotor de Savonius

Figure I.8 : *Capteurs à axe vertical*

L'avantage de ce type d'éolienne est qu'elle ne nécessite pas de système d'orientation des pales et de posséder une partie mécanique (multiplicateur et génératrice) au niveau du sol, facilitant ainsi les interventions de maintenance. En revanche, les vents sont faibles à proximité du sol, ce qui induit un moins bon rendement, car l'éolienne subit les turbulences du vent. De plus, certaines de ces éoliennes doivent être entraînées au démarrage et le mat, souvent très lourd, subit de fortes contraintes mécaniques poussant ainsi les constructeurs à pratiquement abandonner ces aérogénérateurs (sauf pour les très faibles puissances) au profit d'éoliennes à axe horizontal [GAS 11].

➤ **Avantages d'une éolienne à axe vertical**

- ✓ La conception verticale offre l'avantage de mettre le multiplicateur, la génératrice et les appareils de commande directement au sol.
- ✓ Son axe vertical possède une symétrie de révolution ce qui permet de fonctionner quelle que soit la direction du vent sans avoir à orienter le rotor.
- ✓ Sa conception est simple, robuste et nécessite peu d'entretien.

➤ **Inconvénients d'une éolienne à axe vertical**

- ✓ Elles sont moins performantes que celles à axe horizontal.
- ✓ La conception verticale de ce type d'éolienne impose qu'elle fonctionne avec un vent proche du sol, donc moins fort, car freiné par le relief.
- ✓ Leur implantation au sol exige l'utilisation des tirants qui doivent passer au-dessus des pales, donc occupe une surface plus importante que l'éolienne à tour[MET 09].

I.2.4 Éolienne à vitesse fixe ou à vitesse variable

La figure (I.9) ci-dessous illustre les différents abaques de puissance en fonction de quelques vitesses de vent en (m/s) et celles de la machine en (tr/sec). Une éolienne fonctionnant à vitesse fixe, consiste à imposer une vitesse constante par le convertisseur électromécanique (générateur), en fixant cette vitesse à " $\Omega_r = 3 \text{ tr/sec}$ " soit (180 *tr/min*), on remarque que la puissance extraite du vent n'est optimale que si la vitesse du vent est au voisinage de "8 m/sec" (figure (I.9)); ainsi on parle d'une éolienne à vitesse fixe. L'éolienne à vitesse variable consiste à faire tourner la machine à une vitesse de telle sorte que la puissance extraite sera toujours maximisée; il suffit de suivre le tracé parabolique de la figure(I.9). En se référant à la figure ci-dessous, pour une vitesse de vent égale à 12 m/s, nous devons fixer la vitesse du générateur à 4,5 *tr/sec* soit 270 *tr/min*, pour une vitesse de vent de 10 m/s le générateur doit tourner à une vitesse égale à 3,65 *tr/sec* soit 219 *tr/min*, et ainsi de suite. On parle alors d'un algorithme de poursuite du point maximal (maximisation de puissance), encore appelé algorithme de (MPPT).

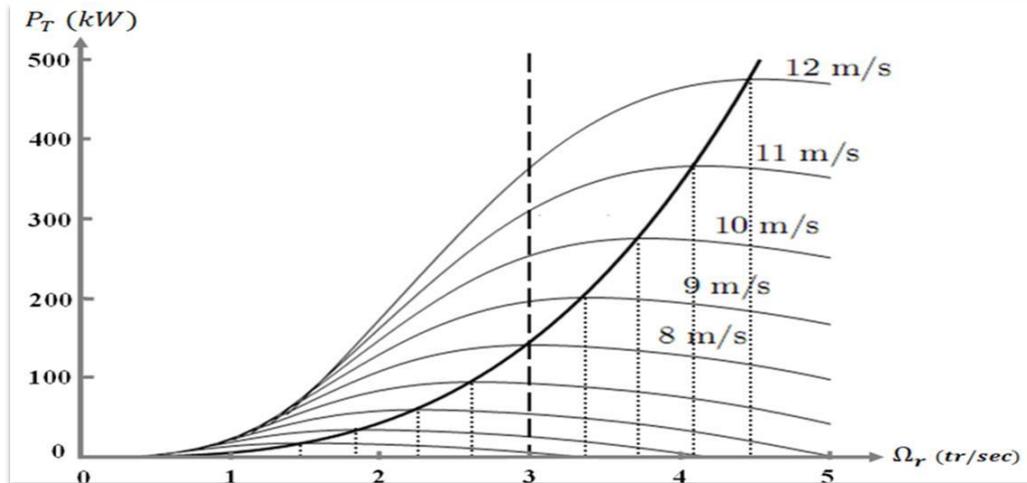


Figure I.9: Puissance d'une éolienne typique en fonction de la vitesse de la machine et celle du vent [BIA 07].

Le graphique de la figure I.10 donne une vue sur les coefficients de puissance C_p habituels en fonction de la vitesse réduite (λ) pour différents types d'éoliennes

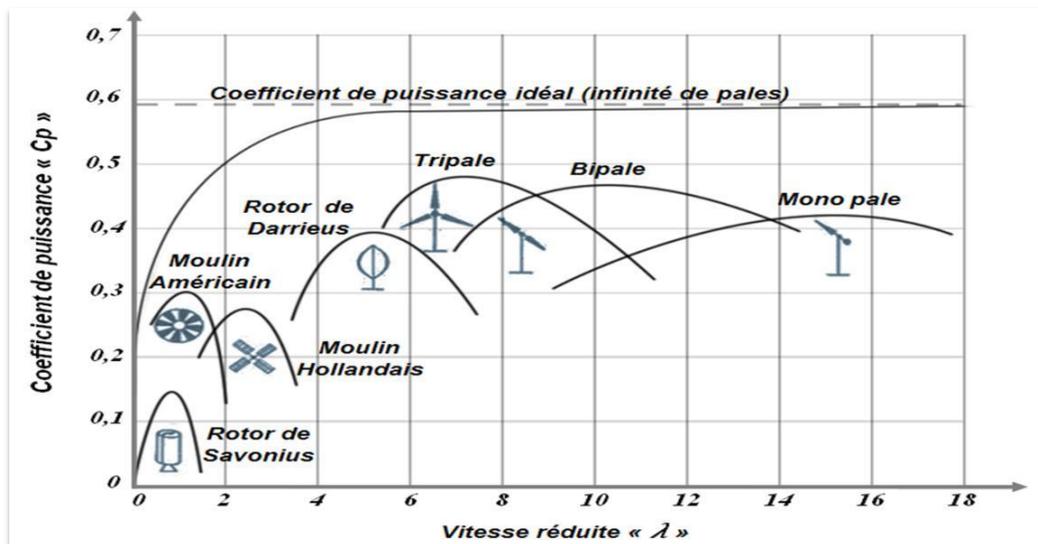


Figure I.10: Classement des types d'éolienne selon le coefficient « C_p » [Muk 99]

I.4.5 Constitution d'une éolienne

Une éolienne est composée de plusieurs éléments présents sur la figure (I.11)

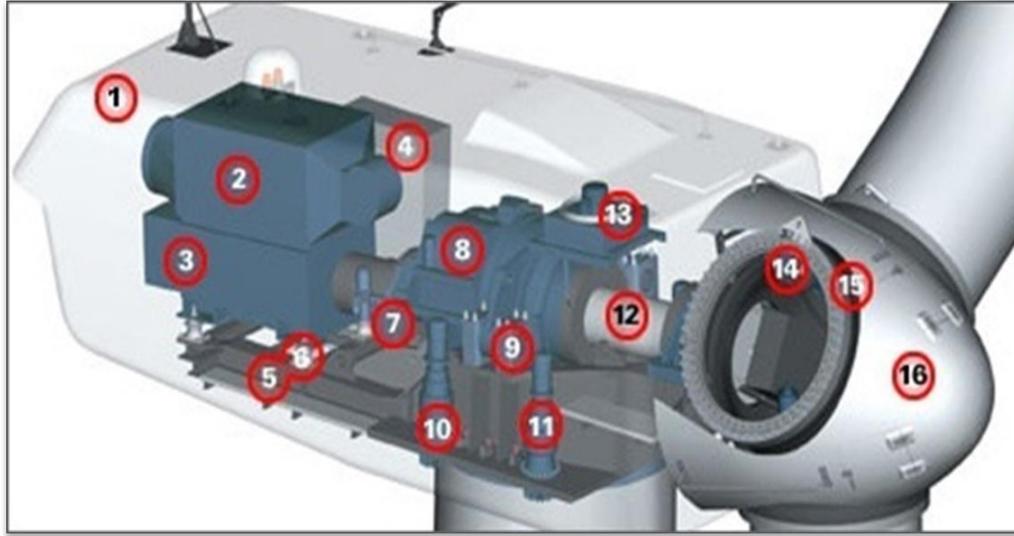


Figure I.11: Exemple de système éolien [LAV 05].

Un mat, ou tour, supporte la nacelle (1) et la turbine (16). Il est important qu'il soit haut du fait de l'augmentation de la vitesse du vent avec la hauteur et aussi du diamètre des pales. Il est tubulaire et contient une échelle voire un ascenseur. La nacelle (1) partiellement insonorisée (6), (9), avec une armature métallique (5), accueille la génératrice (3) et son système de refroidissement (2), le multiplicateur de vitesse (8) et différents équipements électroniques de contrôle (4) qui permettent de commander les différents mécanismes d'orientation ainsi que le fonctionnement global de l'éolienne [LAV 05].

Le multiplicateur de vitesse (quand il existe) comporte un arbre lent (12) supportant, la turbine (16) et un arbre à grande vitesse (1000 à 2000 tours/min). Il est équipé d'un frein mécanique à disque (7), auquel est accouplé le générateur (3). Le multiplicateur de vitesse peut être pourvu d'un système de refroidissement (13) à huile [LAV 05].

La turbine (16) possède trois pales (15) qui permettent de capter l'énergie du vent et de la transférer à l'arbre lent. Un système électromécanique (14) permet généralement d'orienter les pales et de contrôler ainsi le couple de la turbine et de réguler sa vitesse de rotation. Les pales fournissent également un frein aérodynamique par « mise en drapeau » ou seulement par rotation de leurs extrémités. Un mécanisme utilisant des servomoteurs électriques (10), (11) permet d'orienter la nacelle face au vent. Un anémomètre et une girouette situés sur le

toit de la nacelle fournissent les données nécessaires au système de contrôle pour orienter l'éolienne et la déclencher ou l'arrêter selon la vitesse du vent [LAV 05].

I.3 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne

La croissance de l'énergie éolienne est évidemment liée à ses avantages. Cette source d'énergie a également des inconvénients qu'il faut étudier, afin que ceux-ci ne deviennent pas un frein à son développement.

I.3.1 Les avantages

L'énergie éolienne est avant tout une énergie qui respecte l'environnement :

- ✓ L'impact néfaste de certaines activités de l'homme sur la nature est aujourd'hui reconnu par de nombreux spécialistes. Certaines sources d'énergie notamment, contribuent à un changement global du climat, aux pluies acides ou à la pollution de notre planète en général. La concentration de CO₂ a augmenté de 25% depuis l'ère préindustrielle et on augure qu'elle doublera pour 2050 [CAM 03]. Ceci a déjà provoqué une augmentation de la température de 0,3 à 0,6°C depuis 1900 et les scientifiques prévoient que la température moyenne augmentera de 1 à 3,5°C d'ici l'an 2100, ce qui constituerait le taux de réchauffement le plus grand des 10000 dernières années [CAM 03]. Toutes les conséquences de ce réchauffement ne sont pas prévisibles, mais on peut par exemple avancer qu'il provoquera une augmentation du niveau de la mer de 15 à 95 cm d'ici l'an 2100 [CAM 03].
- ✓ L'exploitation d'énergie éolienne ne produit pas directement de CO₂
- ✓ L'énergie éolienne est une énergie renouvelable, c'est-à-dire que contrairement aux énergies fossiles, les générations futures pourront toujours en bénéficier [CAM 03].
- ✓ Chaque unité d'électricité produite par un aérogénérateur supplante une unité d'électricité qui aurait été produite par une centrale consommant des combustibles fossiles. Ainsi, l'exploitation de l'énergie éolienne évite déjà aujourd'hui l'émission de 6,3 millions de tonnes de CO₂, 21 mille tonnes de SO₂ et 17,5 mille tonnes de NO_x [CAM 03]. Ces émissions sont les principaux responsables des pluies acides.
- ✓ L'énergie éolienne n'est pas non plus une énergie à risque comme l'est l'énergie nucléaire et ne produit évidemment pas de déchets radioactifs dont on connaît la durée de vie [CAM 03].
- ✓ L'exploitation de l'énergie éolienne n'est pas un procédé continu puisque les éoliennes en fonctionnement peuvent facilement être arrêtées, contrairement aux

procédés continus de la plupart des centrales thermiques et des centrales nucléaires. Ceux-ci fournissent de l'énergie même lorsque l'on n'en a pas besoin, entraînant ainsi d'importantes pertes et par conséquent un mauvais rendement énergétique [CAM 03].

- ✓ Les parcs éoliens se démontent très facilement et ne laissent pas de trace ; l'énergie éolienne a d'autre part des atouts économiques certains .
- ✓ C'est une source d'énergie locale qui répond aux besoins locaux en énergie. Ainsi les pertes en lignes dues aux longs transports d'énergie sont moindres. Cette source d'énergie peut de plus stimuler l'économie locale, notamment dans les zones rurales.
- ✓ C'est l'énergie la moins chère entre les énergies renouvelables .
- ✓ Cette source d'énergie est également très intéressante pour les pays en voie de développement. Elle répond au besoin urgent d'énergie qu'ont ces pays pour se développer. L'installation d'un parc ou d'une turbine éolienne est relativement simple. Le coût d'investissement nécessaire est faible par rapport à des énergies plus traditionnelles. Enfin, ce type d'énergie est facilement intégré dans un système électrique existant déjà.
- ✓ L'énergie éolienne crée plus d'emplois par unité d'électricité produite que n'importe quelle source d'énergie traditionnelle.

1.3.2 Les inconvénients

Même s'ils ne sont pas nombreux, l'éolien a quelques inconvénients [CAM 03].

- ✓ L'impact visuel, cela reste néanmoins un thème subjectif.
- ✓ Le bruit : il a nettement diminué, notamment le bruit mécanique qui a pratiquement disparu grâce aux progrès réalisés au niveau du multiplicateur. Le bruit aérodynamique quant à lui est lié à la vitesse de rotation du rotor, et celle -ci doit donc être limitée.
- ✓ L'impact sur les oiseaux : certaines études montrent que ceux-ci évitent les aérogénérateurs [CAM 03]. D'autres études disent que les sites éoliens ne doivent pas être implantés sur les parcours migratoires des oiseaux, afin que ceux-ci ne se fassent pas attraper par les aéroturbines .
- ✓ La qualité de la puissance électrique : la source d'énergie éolienne étant stochastique, la puissance électrique produite par les aérogénérateurs n'est pas constante. La qualité de la puissance produite n'est donc pas toujours très bonne. Jusqu'à présent, le pourcentage de ce type d'énergie dans le réseau était faible, mais avec le développement de l'éolien, notamment dans les régions à fort potentiel de vent, ce

pourcentage n'est plus négligeable. Ainsi, l'influence de la qualité de la puissance produite par les aérogénérateurs augmente et par suite, les contraintes des gérants du réseau électrique sont de plus en plus strictes.

- ✓ Le coût de l'énergie éolienne par rapport aux sources d'énergie classiques : bien qu'en terme de coût, l'éolien puissant sur les meilleurs sites, c'est-à-dire là où il y a le plus de vent, est en train de concurrencer la plupart des sources d'énergie classique, son coût reste encore plus élevé que celui des sources classiques sur les sites moins ventés.

I.4 Application des éoliennes

Un système éolien peut être utilisé en trois applications distinctes :

- ✓ Systèmes isolés.
- ✓ Systèmes hybrides.
- ✓ Systèmes reliés au réseau.

I.4.1 Systèmes Isolés

L'énergie éolienne est aussi utilisée pour fournir de l'énergie à des sites isolés, par exemple pour produire de l'électricité dans les îles, pour le pompage de l'eau dans des champs, ou encore pour alimenter en électricité des voiliers, des phares et des balises

Les systèmes isolés en général utilisent quelques formes de stockage d'énergie. Ce stockage peut être fait par des batteries : il faut alors un dispositif pour contrôler la charge et la décharge de la batterie. Le contrôleur de charge a comme principal objectif d'éviter qu'il y ait des dommages au système de batterie par des surcharges ou des décharges profondes. Pour l'alimentation d'équipements qui opèrent avec un réseau alternatif, il est nécessaire d'utiliser un onduleur.

I.4.2 Systèmes Hybrides

Les systèmes hybrides sont ceux qui présentent plus d'une source d'énergie comme, par exemple, turbines éoliennes, génératrices Diesel, modules photovoltaïques, entre autres. L'utilisation de plusieurs formes de génération d'énergie électrique augmente la complexité du système et exige l'optimisation de l'utilisation de chacune des sources. Dans ces systèmes, il faut réaliser un contrôle de toutes les sources pour maximiser la livraison de l'énergie à l'utilisateur [DOU 10].

1.4.3 Systèmes Liés au Réseau

Plus de 95% de la capacité mondiale d'énergie éolienne est raccordée à des grands réseaux de puissance [LOP 06]. Ceci s'explique par les nombreux avantages du fonctionnement des centrales éoliennes sur les réseaux :

- ✓ La puissance des turbines éoliennes ne doit pas être nécessairement commandée en fonction de la demande instantanée d'un client spécifique,
- ✓ Le manque de puissance délivrée par les éoliennes est compensé par les centrales conventionnelles,

ainsi, le fonctionnement des turbines éoliennes connectées aux réseaux est techniquement moins complexe que son application individuelle isolée. [LOP 06]

1.5 La conversion électromécanique dans les systèmes éoliens

L'application la plus fréquente des turbines éoliennes est aujourd'hui la production d'énergie électrique. Pour cela, l'utilisation d'une machine électrique est indispensable [LOP 06]. La technologie des aérogénérateurs a énormément évolué ces 20 dernières années entraînant une spécialisation des différents types d'éoliennes [CAM 03]. Différents types de machines électriques peuvent être utilisés pour la génération de puissance éolienne. Des facteurs techniques et économiques fixent le type de machine pour chaque application. Pour les petites puissances (< 20 kW), la simplicité et le coût réduit des générateurs synchrones à aimants permanents (PMSG) expliquent leur prédominance. Dans les applications de plus forte puissance, jusqu'à 2 MW environ [LOP 06] le générateur asynchrone est plus courant et économique [LOP 06], [POI 03]. Les générateurs habituellement rencontrés dans les éoliennes sont présentés dans les paragraphes suivants :

1.5.1 Systèmes utilisant la machine asynchrone

1.5.1.1 Générateur Asynchrone à Cage d'Écureuil (MAC)

La machine asynchrone à cage d'écureuil en fonctionnement génératrice équipe actuellement une grande partie des éoliennes installées dans le monde [POI 03]. La plupart des applications utilisant la machine asynchrone sont destinées à un fonctionnement en moteur (cela représente d'ailleurs un tiers de la consommation mondiale d'électricité)[BEL 07].

Les machines asynchrones à cage sont connues par leur construction extrêmement simple, leurs robustesse, leurs sécurité de fonctionnement, l'absence de balais-collecteurs ou de contacts glissant sur des bagues ainsi que leur coût très compétitif. Elles ont aussi l'avantage d'être fabriquées en grande quantité et dans une très grande quantité d'échelle de puissances,

moins exigeantes en termes d'entretien et présentent un taux de défaillance très peu élevé [BEL 07].

La majorité des applications en éolien (85%) sont à vitesse de rotation constante et à connexion directe au réseau. La figure (I.12) représente la configuration la plus simple utilisant une machine asynchrone à cage [BEL 07]. La machine a un nombre de paires de pôles fixe et doit donc fonctionner sur une plage de vitesse très limitée (glissement inférieur à 2 %). La fréquence étant imposée par le réseau, la simplicité de la configuration de ce système (aucune interface entre le stator et le réseau et pas de contacts glissants) permet de limiter la maintenance sur la machine [POI 03]. Nous remarquons l'insertion en parallèle des condensateurs avec les enroulements statoriques, qui ont pour objectif de magnétiser la machine durant sa production de l'énergie [BEL 07].

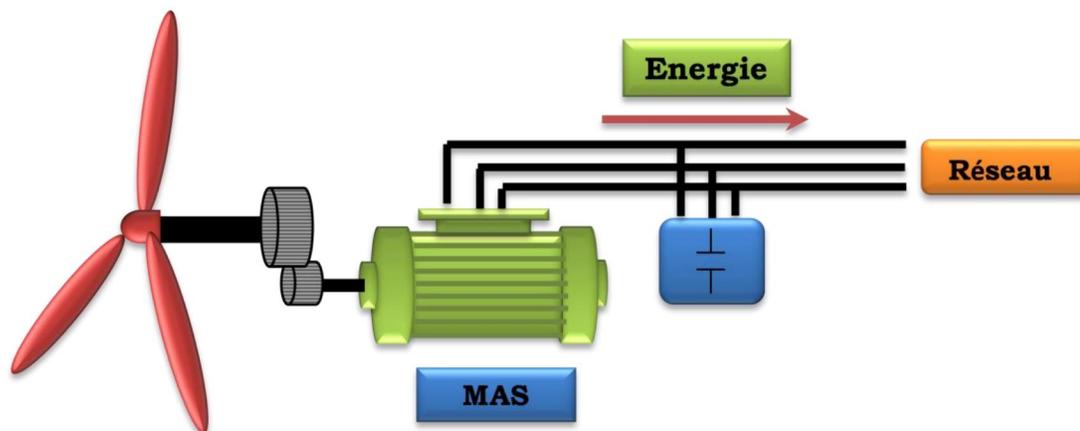


Figure I.12: Connexion directe d'une machine asynchrone sur le réseau

Par contre, cette configuration représente quelques inconvénients :

- il n'y a pas d'accès pour récupérer l'énergie induite dans le rotor ;
- elle ne permet pas une vitesse variable ;
- le courant débité au réseau est perturbé à cause de la variation brusque du couple ;
- elle ne fonctionne en régime autonome qu'en présence des condensateurs ;

I.5.1.2 Générateur asynchrone à double stator

Pour exploiter plus d'énergie de vent par le dispositif précédent, certains constructeurs utilisent un système à base de machine asynchrone à double stator (figure I.13) :

Cette machine présente deux enroulements au stator, l'un de forte puissance à petit nombre de paires de pôles pour les vitesses de vent les plus élevées, l'autre de faible puissance à grand nombre de paires de pôles pour les vitesses les plus faibles. Ce système reste intrinsèquement un dispositif à vitesse fixe mais possède deux points de fonctionnement différents [BEL 07].

Le bruit ainsi engendré par l'éolienne est alors plus faible pour les petites vitesses de vent, car l'angle de calage nécessaire à l'orientation des pales atteint des valeurs moins élevées. La présence d'un deuxième stator rend la conception de la machine particulière et augmente le coût et le diamètre de façon non négligeable, ce qui représente une augmentation du poids et de l'encombrement de l'ensemble. [POI 03], [BEL 07].

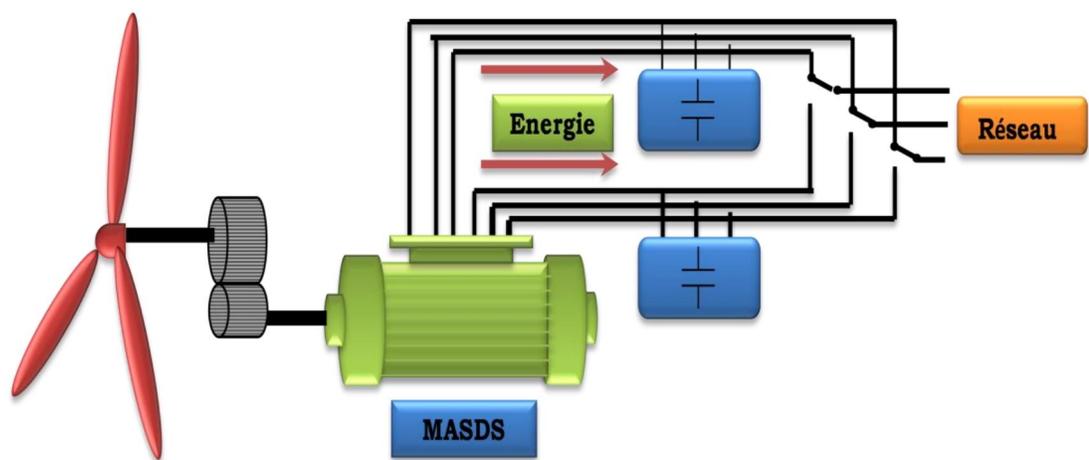


Figure I.13 : Générateur asynchrone à double stator

I.5.1.3 Machine asynchrone connectée au réseau par l'intermédiaire d'une interface d'électronique de puissance

Cette configuration est présentée dans la figure suivante (Figure I.14). Elle est composée d'une machine asynchrone à cage avec un seul stator, d'un multiplicateur, un redresseur et un onduleur inséré entre le stator de la machine et le réseau. Ceci augmente considérablement le coût et les pertes qui peuvent avoir une valeur de 3% de la puissance nominale de la machine. Puisque le redresseur est unidirectionnel, pour la magnétisation de la machine, on a besoin des condensateurs en parallèle au stator, [BEL 07].

Cette configuration permet un fonctionnement de l'éolienne à une vitesse variable du vent, et la commande MLI vectorielle de l'onduleur adapte la fréquence de la puissance fournie de la machine à la fréquence du réseau en présence de n'importe quelle vitesse du

rotor. Avec cette configuration, la puissance nominale de la génératrice détermine la puissance maximale de l'éolienne

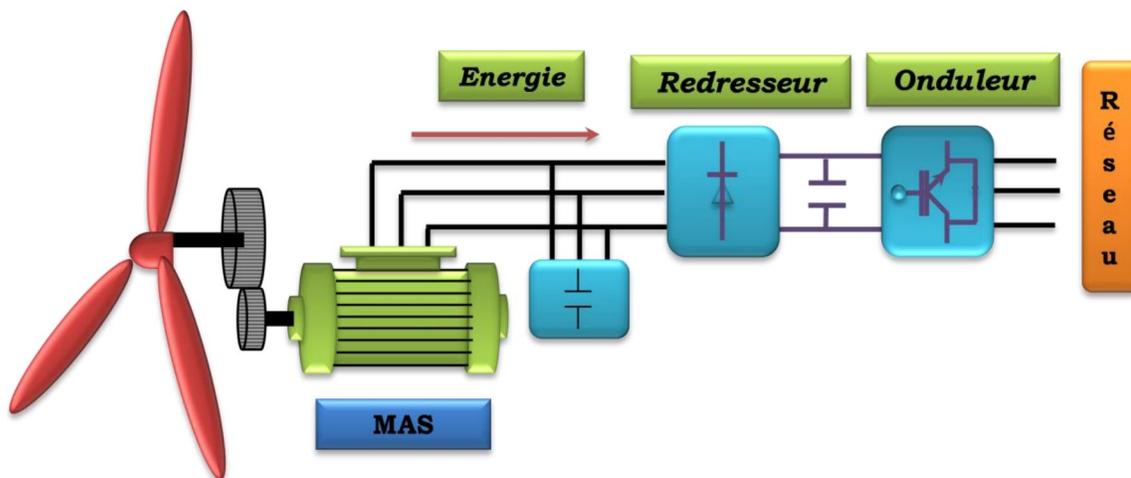


Figure I.14 : Connexion indirecte d'une machine asynchrone sur le réseau

Toutefois, le redresseur peut être remplacé par un onduleur, ce qui permet le transfert de la puissance réactive dans les deux sens (Figure I.15) et ainsi fournir la puissance réactive à la machine asynchrone et éviter les condensateurs du montage précédent.

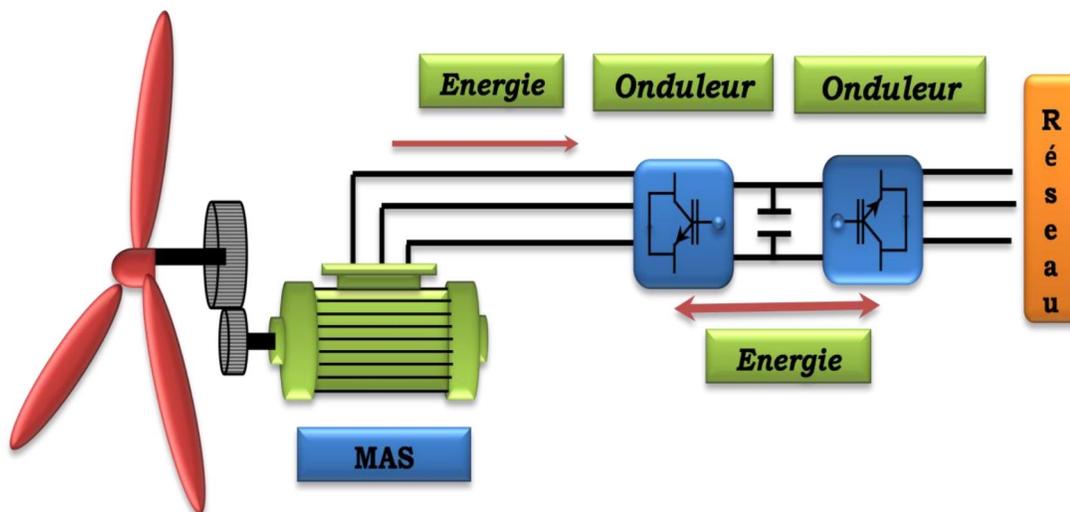


Figure I.15 : Générateur asynchrone connecté au réseau par l'intermédiaire de deux onduleurs

Cette structure consiste à utiliser un variateur de fréquence, mais cette solution est globalement coûteuse (variateur de fréquence dimensionné pour la puissance transitoire et multiplicateur de vitesse) et donc très rarement exploitée (figure I.15)

. Néanmoins, ces deux solutions présentent plusieurs inconvénients : l'augmentation considérable du coût et la complexité de mise en œuvre [POI 03].

Ces deux configurations ne sont pas appliquées en pratique, pour les inconvénients cités ci-dessus. En plus, la puissance réelle extraite est beaucoup plus faible à cause de l'association du multiplicateur, la génératrice et les convertisseurs.

I.5.2 Systèmes utilisant la machine synchrone

L'avantage du générateur synchrone sur le générateur asynchrone est l'absence de courant réactif de magnétisation. Le champ magnétique du générateur synchrone peut être obtenu par des aimants ou par un bobinage d'excitation conventionnel. Si le générateur possède un nombre suffisant de pôles, il peut être utilisé pour les applications d'entraînement direct qui ne nécessitent pas de boîte de vitesses. Le générateur synchrone est toutefois mieux adapté à la connexion indirecte au réseau de puissance à travers un convertisseur statique (Figure I.16), lequel permet un fonctionnement à vitesse variable. Pour des unités de petite taille, le générateur à aimants permanents est plus simple et moins coûteux. Au-delà de 20 kW (environ), le générateur synchrone est plus coûteux et complexe qu'un générateur asynchrone de taille équivalente [LOP 06], [CAM 03].

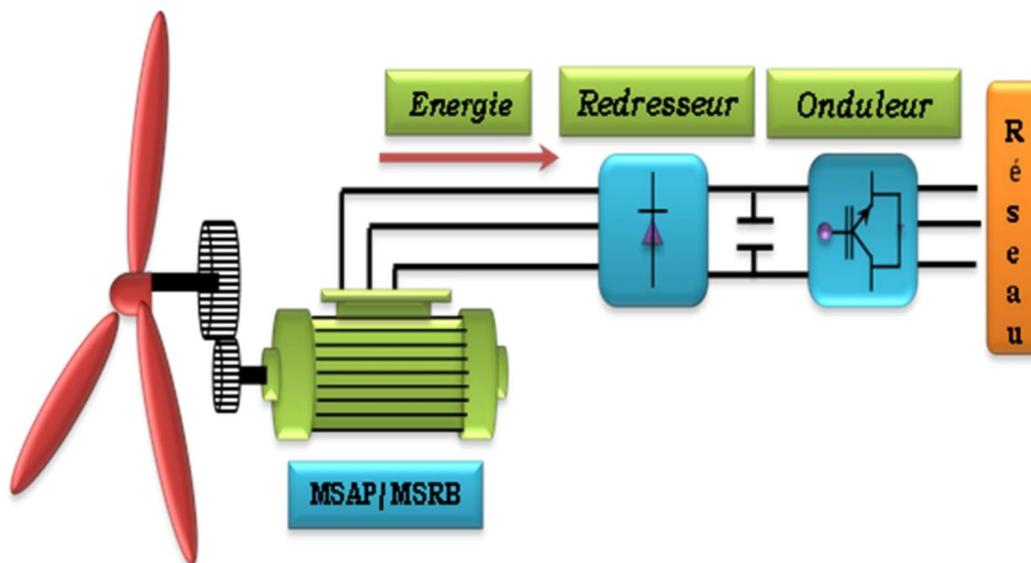


Figure I.16: système avec générateur synchrone pour un fonctionnement à vitesse variable

I.5.2.1 Générateur Synchrone à Rotor Bobiné

La connexion directe au réseau de puissance implique que le MSRB tourne à vitesse constante, laquelle est fixée par la fréquence du réseau et le nombre de pôles de la machine.

L'excitation est fournie par le système de bagues et balais ou par un système sans balais avec un redresseur tournant. La mise en œuvre d'un convertisseur dans un système multipolaire sans engrenages permet un entraînement direct à vitesse variable. Toutefois, cette solution implique l'utilisation d'un générateur surdimensionné et d'un convertisseur de puissance dimensionné pour la puissance totale du système. [LOP 06].

1.5.2.2 Générateur Synchrone à Aimants Permanents (MSAP)

La caractéristique d'auto excitation du MSAP lui permet de fonctionner avec un facteur de puissance élevé et un bon rendement, ce qui le rend propice à l'application à des systèmes de génération éolienne. En fait, dans la catégorie des petites turbines, son coût réduit et sa simplicité en font le générateur le plus employé. Cependant, dans les applications de plus grande puissance, les aimants et le convertisseur (lequel doit faire transiter toute la puissance générée), en fait le moins compétitif [LOP 06].

1.5.3 Evolution des systèmes éoliens à vitesse variable vers la double alimentation.

Le système de GVV éolien idéal doit être composé d'un minimum d'éléments capables d'optimiser le transfert de l'énergie présente dans le vent. La diminution de puissance du convertisseur statique permet la minimisation des composants de filtrage et de conversion, l'accroissement de la fiabilité de l'électronique, la diminution du coût de l'ensemble et l'amélioration de la qualité d'onde générée (grâce à la diminution de l'amplitude des courants commutés par le convertisseur et l'augmentation de la fréquence de hachage), cette topologie est, actuellement, le meilleur choix des fabricants.[POZ 03].

1.5.3.1 Machine asynchrone à double alimentation type "rotor bobiné"

Ce type d'aérogénérateur s'est développé récemment, car la double alimentation de machine asynchrone permet une meilleure exploitation du potentiel de l'éolienne [BOY 06]. Le stator est directement relié au réseau tandis que les grandeurs rotoriques sont commandées par un convertisseur statique (Figure I.17).

La maîtrise de l'état électromagnétique de la machine par le rotor permet de fonctionner à la fréquence et l'amplitude nominale du réseau même si le rotor s'éloigne de la vitesse de synchronisme [POZ 03]. Le dimensionnement du convertisseur est proportionnel au glissement maximal du rotor, autrement dit, il dépend de l'écart maximal entre la vitesse de synchronisme et la vitesse réelle du rotor [POI 03], [POZ 03], [LOP 06].

Si, par exemple, on a prévu une plage de variation de vitesse de $\pm 30\%$ autour du synchronisme, il faudra choisir un convertisseur d'une puissance quatre fois inférieure à la puissance nominale de génération (la plage de vitesses utiles de la MADA se situe dans une plage de 25% à 50% de la vitesse nominale), [POZ 03], [POI 03].

Ces machines sont un peu plus complexes que des machines asynchrones à cage avec lesquelles elles ont en commun de nécessiter un multiplicateur de vitesse. Leur robustesse est légèrement diminuée par la présence de système à bagues et balais, mais le bénéfice du fonctionnement à vitesse variable est un avantage suffisant pour que de très nombreux fabricants (Vestas, Gamesa,...) utilisent ce type de machines [MIR 05].

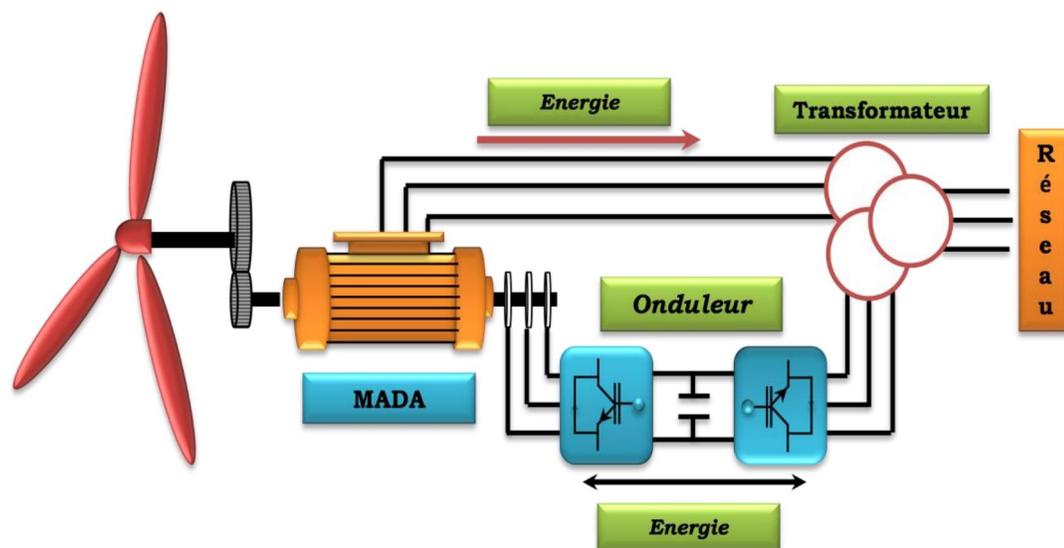


Figure I.17 : schéma de principe d'une machine asynchrone à double alimentation (MADA) pilotée par le rotor

Le résumé des points forts de la MADA sont, [LOP 06] :

- ✓ Sa capacité de commander la puissance réactive et, de cette façon, de découpler la commande des puissances active et réactive.
- ✓ Il peut se magnétiser à partir du rotor sans prélever au réseau la puissance réactive nécessaire.
- ✓ Il est capable d'échanger de la puissance réactive avec le réseau pour faire la commande de tension.
- ✓ La taille du convertisseur n'est pas simplement en rapport avec la puissance totale du générateur, mais aussi avec la gamme de vitesse choisie. En fait, le coût du convertisseur augmente avec la gamme de vitesse autour de la vitesse de synchronisme.

Son inconvénient réside dans la présence obligatoire de bagues et balais.

Pour remédier au problème de la présence de bague-balais, les chercheurs : [PAT 05], [PAT 06], [PAT 09], [ADA 07], [ADA 08], [ADA 09], [HOP 00], [HOP 01], [JAL 09], [PRO 09], [LI 01], [ZHO-97] [POZ 03], [POZ 06]..... proposent une autre structure qui s'appelle machine asynchrone à double alimentation sans balais (*brushless*). On envisage même l'utilisation de deux machines sur le même arbre, l'une servant à la production électrique et l'autre à l'alimentation des enroulements rotoriques [BOY 06].

I.5.3.2 Machine Asynchrone à double alimentation en cascade

Cette configuration de machine essaie d'allier les avantages de la MAS et de la MADA. Elle peut être considérée comme la première réalisation pratique d'une machine tournante sans balais doublement alimentée [HOP-01]. Un des bobinages du stator, appelé Bobinage de Puissance (BP), est directement relié au réseau, tandis que l'autre, appelé Bobinage de Commande (BC), est alimenté par un convertisseur bidirectionnel (figure I.18). La puissance à travers l'ensemble convertisseur/BC est proportionnelle au glissement du rotor (BP). La maîtrise de l'état électromagnétique de la machine est assurée par le bobinage de commande, ce qui permet de générer dans le bobinage de puissance une tension à la fréquence et amplitude nominales du réseau même si le rotor s'éloigne de la vitesse synchronique [POZ 03], [KHO 06], [VID 04].

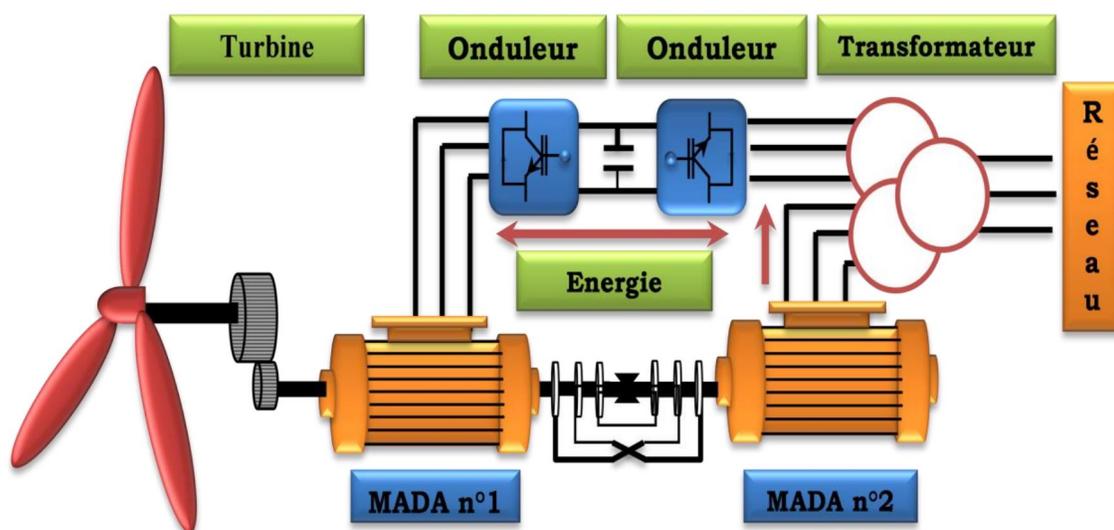


Figure I.18: Principe de fonctionnement de deux machines asynchrones en cascade

- Les deux stators peuvent être inclus dans la même carcasse et le rotor peut adopter une structure à cage (Figure I.21) [HOP-01], [POZ 03]. Les barres rotoriques sont croisées entre les deux machines [VID 04].

I.5.3.3 Machine Asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB)

La cascade est une association de deux MADA que nous considérons comme distinctes (c.-à-d. indépendantes). Afin d'optimiser et d'éviter l'encombrement de celui-ci, on place les enroulements des deux MADA dans des encoches communes : on parle alors de SF-CDFIG (Single Frame-Cascaded Doubly Fed Induction Generator) [HOP 01], [POZ 03], [PAT 06].

Dans une telle machine, des couplages magnétiques entre machines sont inévitables et il y a des précautions à prendre dans la conception pour les rendre nuls, en théorie, ou tout du moins aussi faibles que possible en pratique. Le point essentiel porte sur les nombres de paires de pôles des deux MADA. Afin d'obtenir deux MADA découplés magnétiquement, il faut que le flux créé par le stator de l'une ait une résultante nulle sur le stator de l'autre. Il est aisé de découpler deux bobinages en les plaçant en quadrature. Or, ici nous devons découpler des enroulements triphasés entre eux et il n'est donc pas possible dans ce cas d'obtenir un découplage par un simple décalage angulaire. On proposera plutôt un découplage par un choix judicieux des nombres de paires de pôles des deux MADA, comme cela est illustré par le schéma de la figure (I.19). On notera que les enroulements rotoriques peuvent être construits sous la forme d'une cage (figure I.20) d'après [RUN 06]. Et la construction du rotor fait d'une façon à respecter le couplage magnétique croisé entre les deux bobinages stator. [POZ 03].

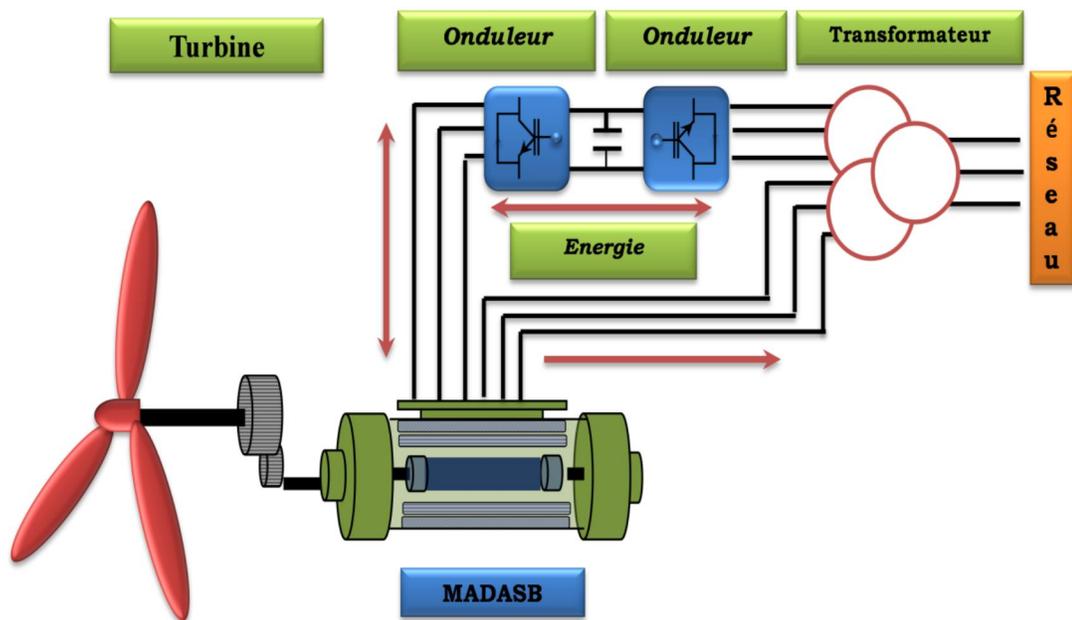


Figure I.19: machine asynchrone à double alimentation sans balais

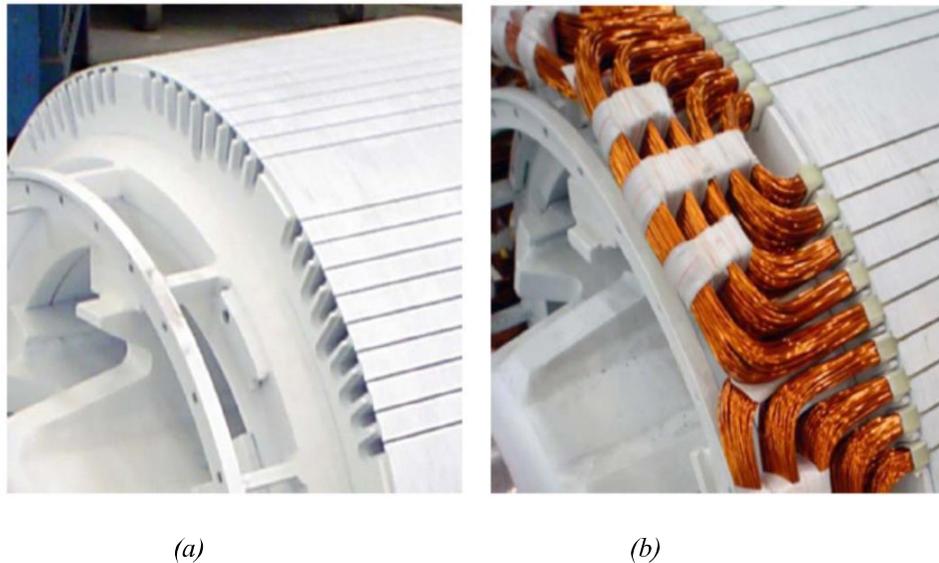


Figure I.20: Rotor sans conducteur (a); Rotor Bobiné (b) [RUN 06].

Les avantages potentiels de cette structure sont [POZ 03] :

- ✓ Dimensionnement du convertisseur à une puissance plus petite que la puissance nominale de génération (avantage équivalent à celui de la MADA).
- ✓ Machine robuste avec une capacité de surcharge grande et une facilité d'installation dans des environnements hostiles (avantage équivalent à celui de la MAC).
- ✓ Coûts d'installation et de maintenance réduits par rapport à la topologie MADA.
- ✓ Élimination des oscillations produites par le rotor bobiné.

I.5.3.4 Comparaison des topologies et choix de la MADASB

La MADASB fut proposée par René Spée (et autres) de l'Oregon State University (USA). À partir des premiers résultats de leur recherche, ils ont réalisé un brevet sur la conception de la machine et du modèle en régime permanent. Pendant la décennie des années 90, ils ont publié des études diverses comprenant la conception, la modélisation [LI-91] et la commande [ZHO-97] de la machine [POZ 03].

Le tableau suivant synthétise les caractéristiques principales de chaque structure de conversion :

	1 ^{ère} génération Machine Asynchrone à Cage MAC	2 ^{ème} génération Machine Asynchrone à Double Alimentation MADA	3 ^{ème} génération Machine Asynchrone à Double Alimentation Sans Balais MADASB
<i>Limitation de la plage de vitesse</i>	Non	Oui	Oui
<i>Puissance du convertisseur</i>	100% de la P_c	25% de la P_c	25% de la P_e
<i>Distorsion harmonique</i>	Haute	Basse	Basse
<i>Coût de maintenance</i>	Bas	Moyen/Haut	Bas
<i>Coût de l'ensemble machine-convertisseur</i>	Moyen/Haut	Moyen	Moyen/Bas
<i>Robustesse, fiabilité</i>	Haute	Moyenne	Haute

Tableau.1.2: Comparaison de différentes machines utilisées dans le SCE, [POZ 03].

Vu les avantages de la MADASB, cette dernière machine est appelée à constituer la 3^{ème} génération d'éoliennes. En attendant, l'industrie est en train d'évoluer de la GVC classique vers la GVV basée sur une structure MADA. Aujourd'hui il existe une grande quantité de parcs éoliens basés sur la GVV utilisant des structures MADA. Le choix de ces machines par les industriels est une question de coût et de fiabilité. En effet, ces machines électriques ont été amplement utilisées dans les applications diverses pendant longtemps, donc leur disponibilité est haute, ce qui permet de réutiliser les modèles, les techniques de commande et les dispositifs auxiliaires déjà industrialisés[POZ 03].

**Le choix de la (MADASB) a été retenu comme sujet principal de cette thèse.*

1.6 Objectifs de l'Étude

Les objectifs de notre travail présenté dans cette thèse sont de contribuer à la commande robuste d'un système éolien basé sur une machine asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB) et capter le maximum d'énergie possible pour l'optimisation du rendement énergétique. Afin d'essayer d'atteindre les objectifs de l'étude, nous mettrons en oeuvre des techniques de commande robuste qui sont innovantes dans l'industrie éolienne telle que la commande par mode glissant

I.7 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons fait un résumé de l'état de l'art concernant la génération d'énergie à partir de l'éolien. Nous avons spécifié les avantages et les inconvénients des différents types de topologies, notamment au niveau des générateurs, trois grandes familles de machines sont présentées : machines asynchrones, machines synchrones et machines à structure spéciale. Le dispositif du système éolien basé sur la machine asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB) regroupant les avantages de la MAC et de la MADA, présente un bon compromis entre la plage de variation de vitesse qu'il autorise et la taille du convertisseur par rapport à la puissance nominale de la machine. Cette dernière machine est appelée à constituer la 3ème génération d'éoliennes. L'objectif de notre thèse étant d'élaborer des algorithmes de commande robuste d'un système éolien basé sur une MADASB et capter le maximum d'énergie possible pour l'optimisation du rendement énergétique.

Chapitre II : Modélisation et Simulation d'un système éolien basé sur une Machine Asynchrone à Double Alimentation sans balais

II.1 Introduction

Les éoliennes à vitesse variable sont les plus couramment utilisées pour la production d'énergie électrique. En effet, les éoliennes à vitesse variable, contrairement aux éoliennes à vitesse fixe, fonctionnent sur une large plage de vitesses permettant ainsi une maximisation des puissances extraites pour de faibles vitesses du vent et le maintien d'une puissance constante pour des vitesses de vent élevées.

Ce chapitre a pour objectifs de présenter la modélisation et la simulation du système éolien à vitesse variable basé sur une MADA sans balais. Dans un premier temps, nous commençons par la modélisation de la source primaire, le vent, en essayant d'être le plus proche de la réalité, puis les différentes parties mécaniques de l'éolienne seront aussi modélisées sous certaines hypothèses simplificatrices. Ensuite, la modélisation de la machine concernée ainsi que la modélisation des convertisseurs côté machine (CCM) et côté réseau (CCR). La dernière partie de ce chapitre illustrera les résultats de simulation.

II.2 Description du système éolien

Le schéma de l'éolienne basée sur une MADA sans balais connectée au réseau, incluant les différentes grandeurs mécaniques et électriques servant à la modélisation de la chaîne de conversion électromécanique, est illustré dans la Figure II-1.

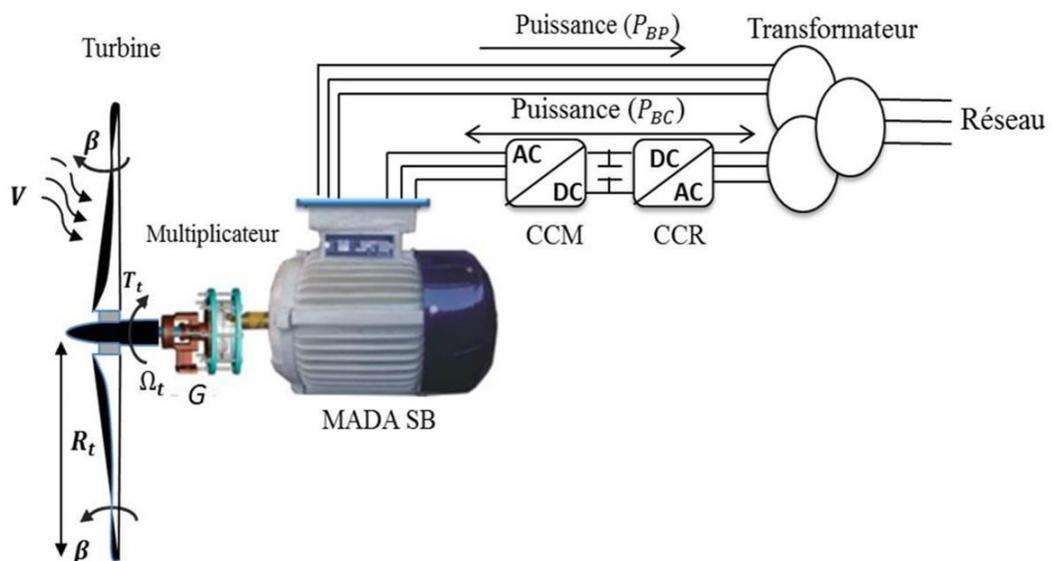


Figure II.1 Système éolien à vitesse variable basé sur une MADA Sans Balais

La turbine, via un multiplicateur, entraîne la machine, laquelle est raccordée au réseau électrique directement par le stator (Bobinage de Puissance) mais également au travers de convertisseurs statiques triphasés par le deuxième stator (Bobinage de Commande). Ces Convertisseurs Côtés Machine et Réseau sont notés respectivement CCM et CCR.

II.3 Modélisation aérodynamique et mécanique d'une éolienne

La puissance électrique à la sortie d'un système éolien est issue d'une puissance mécanique voire aérodynamique captée par la turbine éolienne. La source primaire de cette énergie se situe dans le vent incident sur la voilure. De ce fait, une étude quantitative de ces deux paramètres (le vent- la puissance dans le vent) s'avère nécessaire.

II.3.1 Source Primaire : le Vent

Le vent est la raison d'être des aérogénérateurs, son énergie cinétique constitue la source primaire d'énergie. Le vent est en fait un champ de vitesses de déplacement de masses d'air caractérisé par sa vitesse et sa direction qui sont affectées par plusieurs facteurs, en particulier le phénomène de cisaillement et l'effet d'obstacle de la tour.

Ces phénomènes modélisables correspondent à la partie déterministe de la variation spatiale du champ des vitesses. Les turbulences provoquées par les obstacles en amont (bâtiments, arbres, autre éoliennes...) correspondent à la partie stochastique de la variation spatiale du champ des vitesses [BIA 07].

Cependant, le vent peut être représenté par une grandeur aléatoire définie par des paramètres statistiques. De nombreux travaux sur la modélisation du vent ont été réalisés.[BIA 07], [M'UN 08]. L'un des principes retenus consiste à générer l'allure temporelle du vent à partir d'un bruit blanc sur lequel on applique une fonction de transfert à déterminer. Les paramètres de cette fonction de transfert dépendent des grandeurs caractéristiques du site et de la nature du vent, [MET 09].

II.3.1.1 Expression du Vent en un Point Fixe

La vitesse du vent en un point $v_0(t)$ peut être décomposée en une somme d'une composante moyenne V (lentement variable) et d'une composante variable représentant les fluctuations $v_t(t)$:

$$v_0(t) = V + v_t(t) \quad (\text{II.01})$$

V : Vitesse moyenne du vent.

$v_t(t)$: Composante représentant la turbulence du vent.

La composante représentant la turbulence $v_t(t)$ est caractérisée par l'échelle de longueur L_v et l'écart type σ_v de cette turbulence. La définition de la composante turbulente se fait en 2 étapes :

✓ *1ère étape : reconstitution du spectre de la turbulence à partir d'un bruit blanc filtré*

Deux filtres largement utilisés sont le filtre de Von Karman et celui de Kaimal, le filtre de Von Karman peut être approché sous la forme suivante. [MUN 08].

$$\varphi_v(S) = K_v \frac{(1 + m_1 T_v S)}{(1 + T_v S)(1 + m_2 T_v S)} \quad (\text{II.02})$$

Avec :

$$m_1 = 0.4, \quad m_2 = 0.25$$

$$K_v = \sqrt{2T_v(1-m_2^2) \left(\frac{m_1^2}{m_2} - m_2 + 1 - m_2^2 \right)^{-1}}$$

$$T_v = \frac{L_v}{V}$$

K_v : Gain statique du filtre.

T_v : Constante de temps du filtre.

L_v : L'échelle de longueur de la turbulence obtenue expérimentalement et qui dépend de la nature du terrain.

✓ *2ème étape : définition de l'écart type de la turbulence ζ_v*

L'écart type dépend de la vitesse moyenne V et d'un coefficient K_{ζ} , qui dépend de la nature du terrain, et qui représente l'intensité de la turbulence.

$$\zeta_v = K_{\zeta} \cdot V \quad (\text{II.03})$$

K_{ζ} : Le coefficient l'intensité de la turbulence.

[NIC 02], donne des ordres de grandeur de l'intensité K_{ζ} et de l'échelle de longueur L_v de la turbulence pour divers sites.

Ainsi à partir d'un bruit blanc gaussien en entrée, il est possible de déterminer la composante de la turbulence c'est-à-dire de générer une série temporelle de la vitesse du vent dans un point $v_0(t)$ comme l'illustre la figure (II.2)

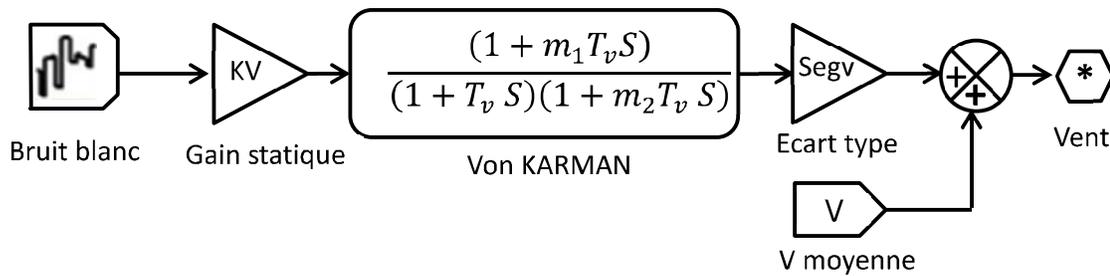


Figure II.2 Construction de la vitesse de vent en un point.

II.3.2 La Conversion Aérodynamique

La théorie de Betz permet d'expliquer simplement le processus d'extraction de l'énergie Cinétique contenue dans le vent. Cette théorie est rappelée dans l'annexe A, elle aboutit à l'expression de la puissance de l'éolienne P_t :

$$P_t = C_p P_{\text{amont}} = \frac{1}{2} C_p (\lambda, \beta) \rho \cdot S \cdot V^3$$

(II.4) Où λ est défini par:

$$\lambda = \frac{\Omega_t \cdot R_t}{V} \quad (\text{II.05})$$

Le coefficient de puissance représente le rendement aérodynamique de la turbine éolienne et dépend également de la caractéristique de la turbine.

C_p : coefficient présente une limite théorique, appelée limite de Betz, égale à (0,593) et qui n'est jamais atteinte en pratique, [GAI 10].

Dans le cadre de cette thèse, nous utiliserons une expression approchée du coefficient de puissance en fonction de la vitesse relative λ et de l'angle de calage des pales β dont l'expression a pour origine les travaux de [MOS 14], [MAH 16a].

$$C_p (\lambda, \beta) = C_1 \left(\frac{C_2}{\lambda_i} - C_3 \beta - C_4 \right) e^{-\frac{C_5}{\lambda_i}} + C_6 \lambda \quad (\text{II.06})$$

$$\text{Avec} \quad \frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1}$$

Connaissant la vitesse de rotation de la turbine, le couple mécanique C_t disponible sur l'arbre lent de la turbine peut donc s'exprimer par :

$$C_t = \frac{P_t}{\Omega_t} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho \cdot R_t^3 \pi \cdot V^2}{\lambda} C_p (\lambda, \beta) \quad (\text{II.07})$$

II.3.3 Modélisation de la Partie Mécanique

La partie mécanique de la turbine comprend trois pales orientables et de longueur R_p . Elles sont fixées sur un arbre d'entraînement tournant à une vitesse de rotation Ω_t , reliée à un multiplicateur de gain G . Ce multiplicateur entraîne la génératrice électrique. Les trois pales sont considérées identiques. De plus, on considère une répartition uniforme de la vitesse du vent sur toutes les pales et donc une égalité de toutes les forces de poussée. Ainsi, on peut modéliser l'ensemble des trois pales comme un seul et même système mécanique caractérisé par la somme de toutes les caractéristiques mécaniques. De par la conception aérodynamique des pales, nous considérons que leur coefficient de frottement par rapport à l'air est très faible et peut être négligé. De même, la vitesse de la turbine étant très faible, les pertes par frottement seront négligeables devant les pertes par frottement du côté de la génératrice. Sur la base de ces hypothèses, on obtient alors un modèle mécanique constitué de deux masses comme l'illustre la figure (II.3) dont la validité, par rapport au modèle complet de la turbine, a déjà été vérifiée. [USA, 03],[GAI 10].

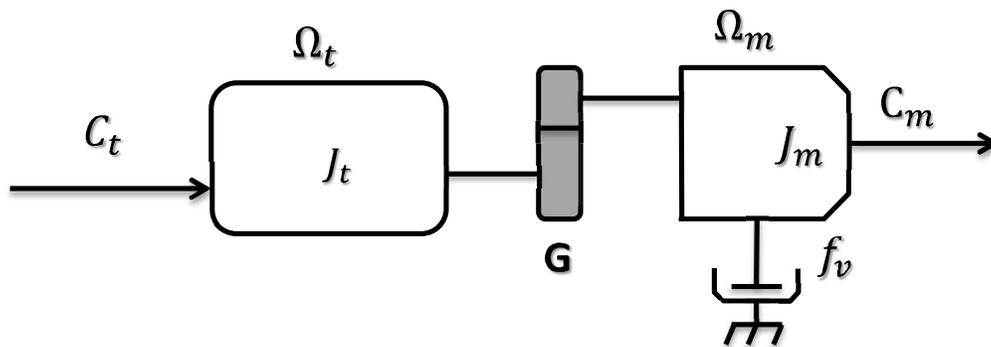


Figure II.3 Modèle mécanique de la turbine éolienne.

Le multiplicateur adapte la vitesse de rotation de la turbine (arbre lent) à la vitesse de rotation de la machine (arbre rapide) (Figure II.3). En considérant que le multiplicateur est idéal, c'est-à-dire que les pertes mécaniques sont négligeables, il est alors modélisé par les deux équations suivantes :

$$C_m = \frac{C_t}{G} \quad (\text{II.08})$$

$$\Omega_m = \Omega_t \cdot G \quad (\text{II.09})$$

D'après la figure II.3, nous pouvons écrire l'équation fondamentale de la dynamique du système mécanique sur l'arbre mécanique de la machine par :

$$\left(\frac{J_t}{G^2} + J_m \right) \frac{d\Omega_m}{dt} + f_v \cdot \Omega_m = C_m - C_{em} \quad (\text{II.10})$$

Avec

C_{em} : Le couple électromagnétique de la machine.

Le schéma bloc de la figure (II.4) correspond aux modélisations aérodynamique et mécanique de la turbine éolienne. Ce schéma bloc montre que la vitesse de rotation de la machine, donc de la turbine, peut-être contrôlée par action soit sur l'angle de calage des pales, soit sur le couple électromagnétique de la machine. La vitesse du vent V est considérée comme une entrée perturbatrice du système [GAI 10].

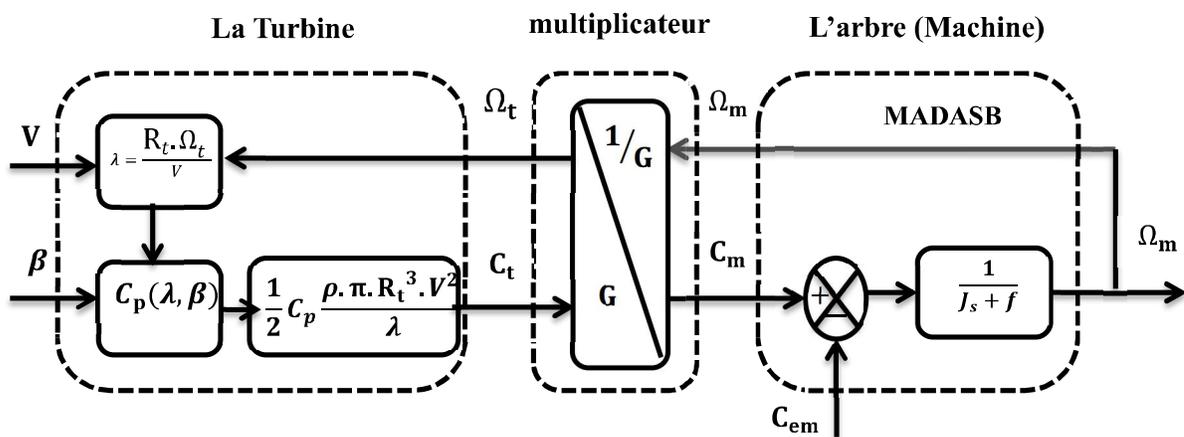


Figure II.4 Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne.

II.4 Description et fonctionnement de la MADA Sans Balais

Une machine asynchrone à double alimentation sans balais (BDFIG) contient les éléments suivants :

- un stator composé de deux bobinages triphasés équilibrés. Le premier bobinage, appelé bobinage de puissance (B.P) est connecté directement au réseau. D'autre part, le deuxième bobinage connecté au convertisseur bidirectionnel est appelé Bobinage de Commande (B.C) (voir figure II.5)
- un rotor mené d'une structure à cage spéciale [HOP-01], [POZ 03], dont les barres rotoriques sont croisées entre les deux bobinages, [VID 04].

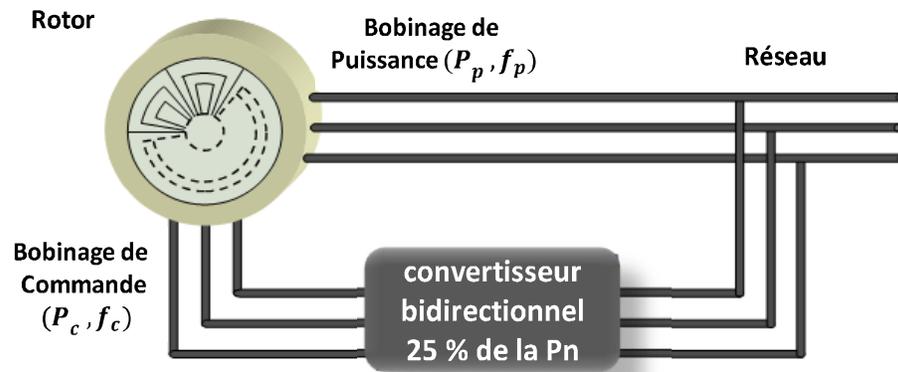


Figure II.5 : Structure de la MADA Sans Balais (BDFIG)

La caractéristique principale de la BDFIG c'est que le Bobinage de Commande peut modifier le courant de rotor qui a été induit par le Bobinage de Puissance. De cette manière, on obtient au travers du rotor un couplage magnétique croisé entre les deux bobinages du stator [WIL-97.a], [WIL-97.b] (figure II.6).

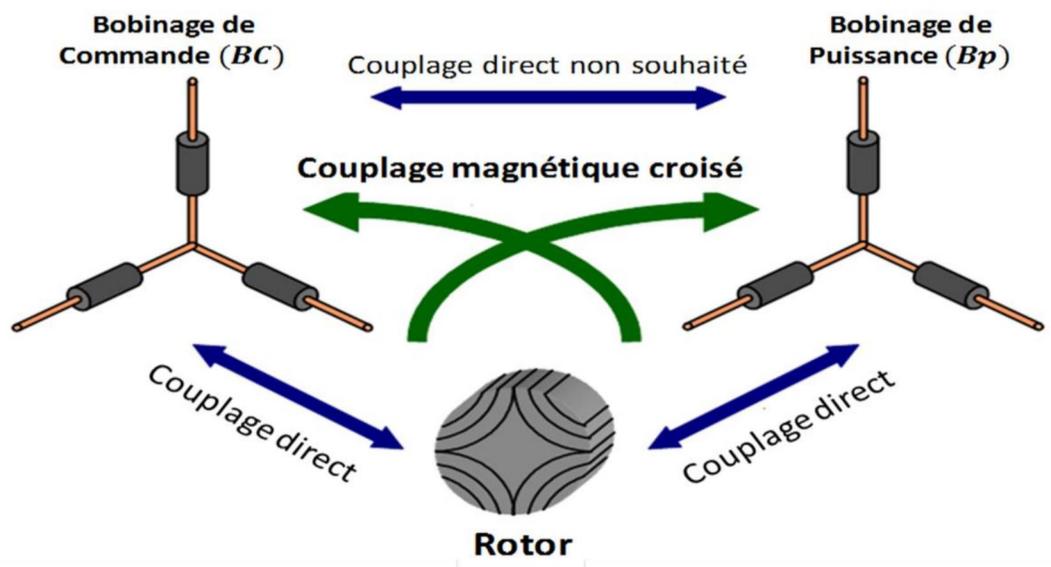


Figure II.6 couplage magnétique de la MADA sans Balais

Si on considère un réseau de puissance infinie, la tension du bobinage de puissance a une amplitude et une fréquence constante. On verra qu'avec cette configuration les variables électriques du bobinage de commande sont dépendantes directement du courant du BP souhaité.

Dans les travaux de modélisation de la machine, on utilise (p) pour le bobinage de puissance du stator et (c) pour le bobinage de commande du stator.

II.4.1 Contraintes constructives et d'alimentation pour le fonctionnement correct de la MADASB

Dans la conception d'une BDFIG il faut garantir un rapport précis entre le nombre de pôles des deux bobinages du stator et le nombre de spires du rotor. Il existe donc une contrainte physique que doivent respecter les machines type BDFIG. En même temps l'utilisation d'une BDFIM correctement conçue ne garantit pas le fonctionnement de la machine ; il est nécessaire de respecter un rapport entre la pulsation des deux alimentations du stator et la vitesse du rotor (condition d'alimentation, contrainte similaire à celle de la machine synchrone) [POZ 03].

Il faut remarquer que pour éviter le couplage magnétique direct non souhaité entre les deux bobinages du stator leur nombre de paires de pôles doit être différent ($P_p \neq P_c$) [POZ 03].

Dans ce paragraphe on va définir les conditions à respecter pour garantir le couplage magnétique croisé entre les deux bobinages du stator à travers le rotor. Pour cela, on va analyser la forme de la densité de flux que crée chaque bobinage du stator dans l'entrefer.

En ignorant les harmoniques de la FMM, chaque bobinage triphasé du stator (BP, BC) créera une densité de flux dans l'entrefer avec la forme suivante [POZ 03]:

$$b_p(\theta, t) = B_p \cos(w_p t - P_p \theta + a_p) \quad (\text{II.11})$$

$$b_c(\theta, t) = B_c \cos(w_c t - P_c \theta + a_c) \quad (\text{II.12})$$

w_p, w_c : sont les fréquences d'alimentation de chaque bobinage du stator.

α_p, α_c : sont les déphasages initiaux des valeurs maximales de densité de flux.

Si le rotor tourne à une vitesse angulaire w_r , on peut exprimer la densité de flux de l'entrefer par rapport à la référence du rotor : $\theta = w_r t + \theta'$

$$b_p(\theta', t) = B_p \cos((w_p - P_p w_r)t - P_p \theta' + a_p) \quad (\text{II.13})$$

$$b_c(\theta', t) = B_c \cos((w_c - P_c w_r)t - P_c \theta' + a_c) \quad (\text{II.14})$$

Le couplage croisé entre les deux bobinages du stator se fonde sur l'impossibilité de dissocier les courants induits dans le rotor. De cette manière, les densités de flux (II.13) et (II.14) induisent un courant de rotor de la manière suivante [POZ 03]. :

$$i_r^p(t) = R_e \left\{ \bar{I}_r e^{j \left(S_p \omega_p t - (n-1) \frac{2\pi P_p}{N_r} \right) t} \right\} \quad (\text{II.15})$$

$$i_r^c(t) = R_e \left\{ \bar{I}_r e^{j \left(S_c \omega_c t - (n-1) \frac{2\pi P_c}{N_r} \right) t} \right\} \quad (\text{II.16})$$

Pour que ces deux courants ne soient pas dissociés, ils doivent avoir une même distribution spatiale, ce qui conditionne la structure physique de la machine. Cette condition est remplie par (II.15) et (II.16) quand,

$$\frac{2\pi P_p}{N_r} = \frac{2\pi P_c}{N_r} + 2\pi q \quad \text{avec } q = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (\text{II.17})$$

Calculant N_r de l'équation précédente [POZ 03]

$$N_r = \frac{P_p - P_c}{q} \quad (\text{II.18})$$

Pour atteindre la valeur de N_r la plus grande possible, on choisit normalement $q=1$:

$$N_r = P_p - P_c \quad (\text{II.19})$$

La relation (II.19) représente le rapport qui doit exister entre le nombre de pôles de chaque bobinage du stator et la quantité de spires du rotor pour garantir le couplage croisé. Cette relation assure le couplage entre les deux bobinages du stator, cependant il y a des contraintes additionnelles pour assurer le fonctionnement correct de la machine. Ainsi, pour pouvoir commander le courant du bobinage (BP) à partir du bobinage (BC), la tension induite dans (BP) (par le rotor) doit avoir la même fréquence que la tension d'alimentation de (BP). Comme la fréquence de la tension induite dans le bobinage de puissance produite par le bobinage (BC) dépend de la vitesse de rotor et de la fréquence d'alimentation du bobinage (BC), on doit choisir la fréquence d'alimentation correcte du bobinage (BC) pour assurer **le couplage fréquentiel adéquat** entre les deux bobinages du stator. [POZ 03].

Une fréquence d'alimentation incorrecte produit deux flux de rotor tournants à fréquences de glissement différentes. Les deux flux tournants créent une force d'attraction qui fait accélérer où freiner le rotor. Si la différence entre les deux fréquences de glissement n'est pas très grande, il est possible arriver à une situation d'équilibre dans laquelle on atteint une

même fréquence de glissement pour les courants de rotor, en obtenant ainsi un ***couplage fréquentiel correct***. Dans cette situation on dit que la machine présente un ***mode de fonctionnement synchrone***, une fois qu'on fonctionne dans le mode synchrone, si la fréquence d'alimentation d'un bobinage quelconque du stator évolue, la vitesse du rotor variera pour maintenir le glissement de rotor. [POZ 03].

Avec ces considérations et d'après (II.15) et (II.16), on peut conclure que la condition pour assurer le mode de fonctionnement synchrone de la machine est :

$$g_p w_{sp} = g_c w_{sc} \quad (II.20)$$

$$w_{sp} - P_p w_r = w_{sc} - P_c w_r \quad (II.21)$$

$$w_r = \frac{w_{sp} - w_{sc}}{P_p - P_c} \quad (II.22)$$

L'équation (II.19) donne le nombre de spires du rotor nécessaires pour le couplage croisé et l'équation (II.22) la vitesse du rotor correspondant au fonctionnement synchrone de la MADASB. Mais il faut prendre en compte que dans l'équation (II.14) $\cos(A) = \cos(-A)$. On peut donc considérer une autre combinaison de N_r et w_r et récrire l'équation (II.14) sous forme suivante :

$$b_c(\theta', t) = B_c \cos\left(-(\omega_c - P_c \omega_r)t + P_c \theta' - a_c\right) \quad (II.23)$$

En considérant la condition d'égalité de distribution, on obtient,

$$\omega_r = \frac{\omega_{sp} + \omega_{sc}}{P_p + P_c} \quad (II.24)$$

$$N_r = P_p + P_c \quad (II.25)$$

Il y a donc deux solutions possibles :

<i>Solution 1</i>	<i>Solution 2</i>
$w_r = \frac{w_{sp} - w_{sc}}{P_p - P_c}$	$w_r = \frac{w_{sp} + w_{sc}}{P_p + P_c}$
$N_r = P_p - P_c$	$N_r = P_p + P_c$

Il est plus convenable de choisir N_r en concordance avec la possibilité 2 parce qu'il résulte un nombre plus grand de spires du rotor. Cependant, avec la possibilité 2 le nombre de spires du rotor est encore petit, ce qui donne des impédances de couplage petites. Pour pouvoir augmenter ces impédances [WIL-97.a] propose d'insérer des spires concentriques isolées à l'intérieur de chaque spire principale. De cette façon, on aura N_r groupes de spires. Les spires principales (plus saillantes) de chaque « nid de spires » peuvent être connectées pour former une cage ou peuvent être isolées

II.4.2 Schéma équivalent de la MADA Sans Balais

Dans l'étude des machines électriques l'utilité du schéma équivalent ramené au stator est bien connue. Dans ce paragraphe on présente la forme finale des schémas équivalents de la MADASB ramenée au stator (Boubinage de Puissance)

La MADASB est conçue pour fonctionner avec les deux bobinages (BP et BC). c.à.d, "alimentation est faite au niveau de deux bobinages.

La figure. II.8 montre le schéma équivalent en régime permanent de la machine avec une seule alimentation dans la BP [POZ 03].

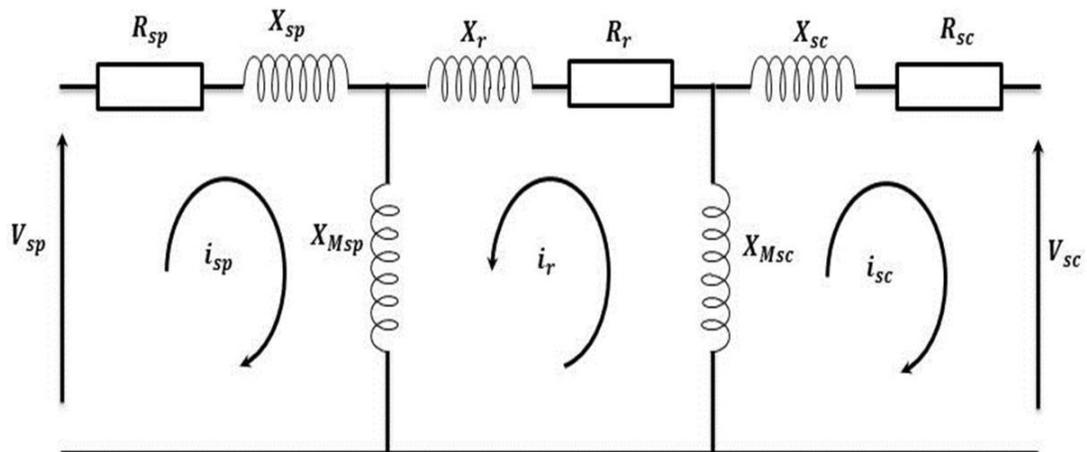


Figure II. 7 : Schéma équivalent de la MADASB référé au stator(BP)

D'après le schéma ci-dessus, on conclut que le schéma équivalent de la MADASB est très similaire à celui de la machine asynchrone à bagues. Dans ce dernier on a une maille additionnelle puisqu'on utilise un couplage magnétique de plus (stator BP-rotor-stator BC). Bien que le modèle de la MADASB soit plus compliqué, le mode de fonctionnement est identique à celui de la machine asynchrone à bagues. Au lieu d'alimenter les bobinages du rotor, dans le cas de la MADASB on alimentera un bobinage additionnel du stator (BC).

II.5 Modélisation de la MADA Sans Balais (BDFIG)

Une modélisation correcte de la MADA Sans Balais devient indispensable pour la conception, l'analyse de fonctionnement et de la commande. Le modèle de la MADASB permet de connaître, à priori, les caractéristiques de fonctionnement de la machine. Pour pouvoir reproduire ces modes de fonctionnement dans une machine réelle on devra connaître la liaison existante entre les paramètres du modèle et les grandeurs physiques mesurables dans la machine. La MADASB étant un système non linéaire très complexe, sa modélisation nécessite l'introduction de certaines hypothèses simplificatrices sans trop exagérer pour avoir un modèle le plus proche possible de la réalité

II.5.1. Hypothèses simplificatrices

La modélisation de la MADA Sans Balais sera établie sous les hypothèses simplificatrices suivantes

- L'entrefer est supposé d'épaisseur uniforme et l'effet d'encoches négligeable.
- La saturation magnétique, l'hystérésis et les courants de Foucault sont négligeables.
- Les résistances des enroulements sont constantes et l'effet de peau négligeable.
- On admet que la FMM créée par chacune des phases des deux armatures est à répartition sinusoïdale.
- La machine est symétrique, par conséquent, la somme des courants et des tensions est égale à zéro.

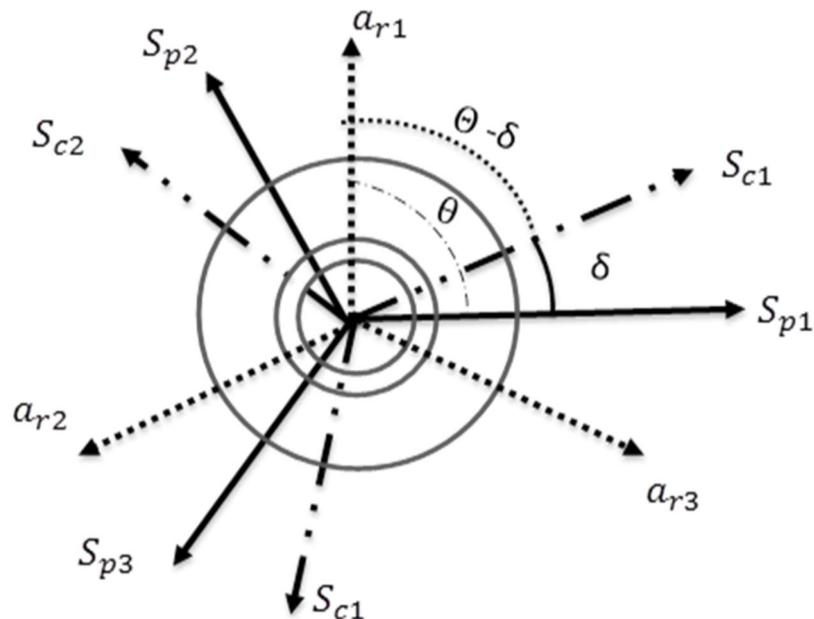


Figure II. 8 : Représentation schématique de la MADA SB

Comme montré sur la figure (II.8). La position du rotor en rotation, par rapport au stator fixe est fonction de la vitesse de rotation Ω , tel que $\Omega = d\theta/dt$ où θ est l'angle entre l'enroulement statorique (S_{p1}) et l'enroulement rotor (a_{r1}) à chaque instant.

II.5.2 Modèle de la MADASB Dans le repère triphasé

D'après les hypothèses simplificatrices, tous les coefficients d'inductance propre sont constants et il y a une variation sinusoïdale des inductances mutuelles entre les enroulements statoriques et rotoriques en fonction de l'angle électrique de leurs axes magnétiques. La figure II.8 est adoptée comme point de départ à la modélisation qui suit.

Les flux statorique (BP ,BC) et rotorique de la MADA SB sont définis comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\psi_{sp}^a}{dt} = v_{sp}^a - R_{sp} \cdot i_{sp}^a \\ \frac{d\psi_{sp}^b}{dt} = v_{sp}^b - R_{sp} \cdot i_{sp}^b \\ \frac{d\psi_{sp}^c}{dt} = v_{sp}^c - R_{sp} \cdot i_{sp}^c \end{array} \right. \quad (II.26)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\psi_{sc}^a}{dt} = v_{sc}^a - R_{sc} \cdot i_{sc}^a \\ \frac{d\psi_{sc}^b}{dt} = v_{sc}^b - R_{sc} \cdot i_{sc}^b \\ \frac{d\psi_{sc}^c}{dt} = v_{sc}^c - R_{sc} \cdot i_{sc}^c \end{array} \right. \quad (II.27)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\psi_r^a}{dt} = v_r^a - R_r \cdot i_r^a \\ \frac{d\psi_r^b}{dt} = v_r^b - R_r \cdot i_r^b \\ \frac{d\psi_r^c}{dt} = v_r^c - R_r \cdot i_r^c \end{array} \right. \quad (II.28)$$

Où

- $v_{sp}^a, v_{sp}^b, v_{sp}^c$: sont les tensions simples triphasées au stator (BP) de la machine ;

- $i_{sp}^a, i_{sp}^b, i_{sp}^c$: sont les courants au stator (BP) de la machine ;
- $\psi_{sp}^a, \psi_{sp}^b, \psi_{sp}^c$ sont les flux propres circulant au stator(BP) de la machine ;
- $v_{sc}^a, v_{sc}^b, v_{sc}^c$: sont les tensions simples triphasées au stator (BC) de la machine ;
- $i_{sc}^a, i_{sc}^b, i_{sc}^c$: sont les courants au stator (BC) de la machine ;
- $\psi_{sc}^a, \psi_{sc}^b, \psi_{sc}^c$:sont les flux propres circulant au stator(BC) de la machine ;
- v_r^a, v_r^b, v_r^c : sont les tensions simples triphasées au rotor de la machine ;
- i_r^a, i_r^b, i_r^c : sont les courants au rotor de la machine ;
- $\psi_r^a, \psi_r^b, \psi_r^c$:sont les flux propres circulant au rotor de la machine ;
- R_{sp}, R_{sc} :sont les résistances des enroulements statoriques(BP) et (BC) ;
- R_r :est la résistance des enroulements rotorique.

Dans le but d'établir la commande de la MADA SB, nous rappelons ici sa modélisation dans le repère de Park.

II.5.3 Transformation de Park

La transformation de Park définie par la matrice de rotation $[P(\theta_e)]$ permet de ramener les variables du repère triphasé sur les axes d'un repère diphasé tournant(d, q, o). Les grandeurs statoriques et rotoriques sont alors exprimées dans un même repère. Le produit matriciel définissant la transformation de Park est donné par [ELA 04] :

$$[X_{uvo}] = [P(\theta_e)][X_{abc}] \quad (\text{II.29})$$

$$[P(\theta_e)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{pmatrix} \cos(\theta_e) & \cos\left(\theta_e - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_e - \frac{4\pi}{3}\right) \\ \sin(\theta_e) & -\sin\left(\theta_e - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_e - \frac{3\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{pmatrix} \quad (\text{II.30})$$

$\theta_e = \int_0^t \omega_{obs} dt$: Angle entre les systèmes d'axe s biphasés et triphasés.

w_{obs} : vitesse angulaire de rotation du système d'axes biphasés par rapport au système d'axes triphasés.

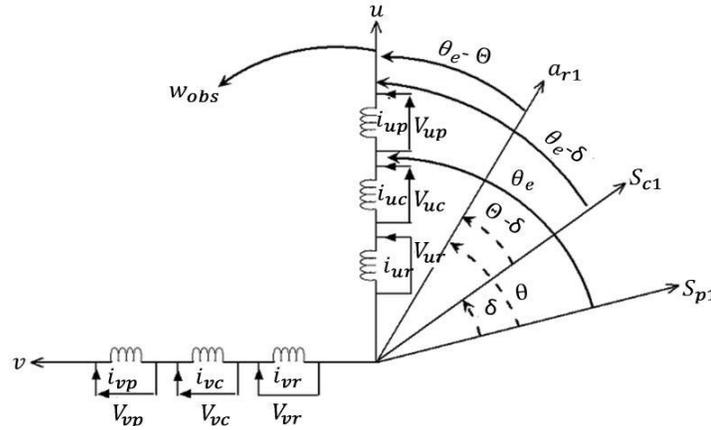


Figure II. 9 : Représentation du modèle généralisé de la MADASB

II.5.4 Modèle de la MADA Sans Balais dans le repère de Park

En remplaçant w_{obs} par w_{sp} , le modèle mathématique de la MADASB dans le référentiel (d-q) lié au champ tournant (bobinage de puissance Bp) est donné par

✓ les équations électriques

$$\left\{ \begin{array}{l} v_{sp}^d = R_{sp} \cdot i_{sp}^d + \frac{d\psi_{sp}^d}{dt} - \omega_{sp} \psi_{sp}^q \\ v_{sp}^q = R_{sp} \cdot i_{sp}^q + \frac{d\psi_{sp}^q}{dt} + \omega_{sp} \psi_{sp}^d \\ v_r^d = R_r \cdot i_r^d + \frac{d\psi_r^d}{dt} - \omega_r \psi_r^q \\ v_r^q = R_r \cdot i_r^q + \frac{d\psi_r^q}{dt} + \omega_r \psi_r^d \\ v_{sc}^d = R_{sc} \cdot i_{sc}^d + \frac{d\psi_{sc}^d}{dt} - \omega_{sc} \psi_{sc}^q \\ v_{sc}^q = R_{sp} \cdot i_{sp}^q + \frac{d\psi_{sc}^q}{dt} + \omega_{sc} \psi_{sc}^d \end{array} \right. \quad (II.31)$$

Où

$$\begin{cases} \omega_r = \omega_{sp} - P_p \cdot \Omega \\ \omega_{sc} = \omega_{sp} - (P_p + P_c) \cdot \Omega \\ \omega_{sc} = \omega_r - P_c \cdot \Omega \end{cases} \quad (\text{II.32})$$

✓ **Les équations du flux :**

$$\begin{cases} \Psi_{sp}^d = L_{sp} \cdot i_{sp}^d + M_p \cdot i_r^d \\ \Psi_{sp}^q = L_{sp} \cdot i_{sp}^q + M_p \cdot i_r^q \\ \Psi_r^d = L_r \cdot i_r^d + M_p \cdot i_{sp}^d + M_c \cdot i_{sc}^d \\ \Psi_r^q = L_r \cdot i_r^q + M_p \cdot i_{sp}^q + M_c \cdot i_{sc}^q \\ \Psi_{sc}^d = L_{sp} \cdot i_{sc}^d + M_c \cdot i_r^d \\ \Psi_{sc}^q = L_{sc} \cdot i_{sc}^q + M_c \cdot i_r^q \end{cases} \quad (\text{II.33})$$

Où,

- $L_{sp} = l_{sp} - m_{sp}$: est l'inductance cyclique du stator1 (bobinage de puissance).
- $L_{sc} = l_{sc} - m_{sc}$: est l'inductance cyclique du stator2 (bobinage de commande).
- $L_r = l_r - m_r$: est l'inductance cyclique du rotor.

✓ **Les équations du couple électromagnétique :**

$$C_{em} = \frac{3}{2} \left(P_p \left(\Psi_{sp}^d \cdot i_{sp}^q - \Psi_{sp}^q \cdot i_{sp}^d \right) + P_c \left(\Psi_{sc}^q \cdot i_{sc}^d - \Psi_{sc}^d \cdot i_{sc}^q \right) \right) \quad (\text{II.34})$$

✓ **L'équation mécanique:**

$$J_m \frac{d\Omega}{dt} = C_{em} - C_r - C_{vis} \quad (\text{II.35})$$

✓ **Les puissances actives et réactives :**

Pour le bobinage de puissance

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} \left(v_{sp}^q \cdot i_{sp}^q + v_{sp}^d \cdot i_{sp}^d \right) \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} \left(v_{sp}^q \cdot i_{sp}^d + v_{sp}^d \cdot i_{sp}^q \right) \end{cases} \quad (\text{II.36})$$

Pour le bobinage de commande

$$\begin{cases} P_{sc} = \frac{3}{2} (v_{sc}^q \cdot i_{sc}^q + v_{sc}^d \cdot i_{sc}^d) \\ Q_{sc} = \frac{3}{2} (v_{sc}^q \cdot i_{sc}^d + v_{sc}^d \cdot i_{sc}^q) \end{cases} \quad (II.37)$$

II.6 Modélisation du convertisseur côté machine (CCM)

L'onduleur est un convertisseur statique qui assure la transformation de l'énergie d'une source continue en une énergie alternative, à fréquence fixe ou variable. Il est constitué dans le domaine des puissances élevées par des transistors ou des thyristors ; surtout dans le domaine des entrainements électriques à vitesse variable. Pour les puissances moins élevées, on utilise les transistors à commutation rapide [MUK 06].

Le CCM est formé de trois bras indépendants portant chacun deux interrupteurs. Un interrupteur est composé d'un transistor et d'une diode en antiparallèle. Il permet d'imposer à la machine des tensions ou des courants à amplitude et fréquence variables [DJE 07]. La Figure II.10 représente le schéma du CCM qui alimente la MADASB

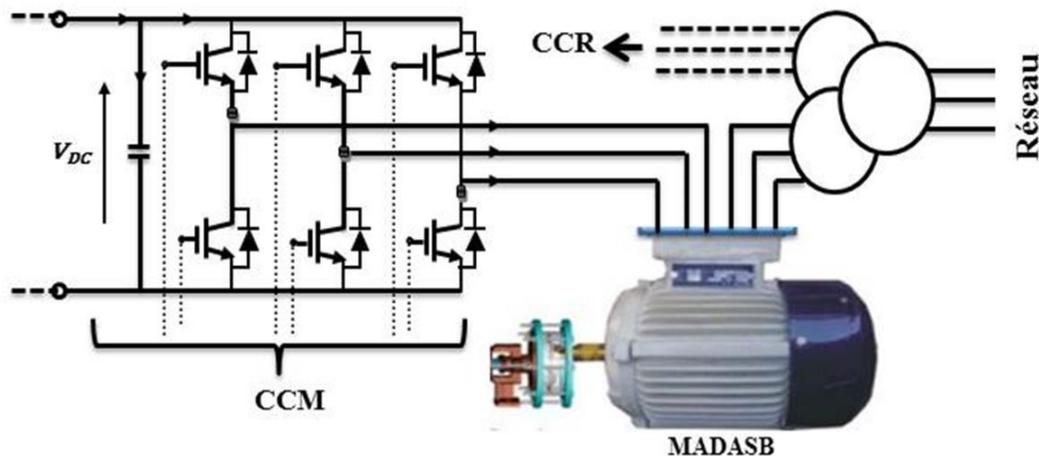


Figure II.10 Schéma de principe d'un CCM alimentant la MADA Sans Balais

Pour obtenir une tension alternative à partir d'une tension continue, il faut découper la tension d'entrée et l'appliquer à la charge tantôt dans un sens, tantôt dans l'autre sens. L'onduleur alimenté par une source de tension parfaite impose à sa sortie, grâce au jeu d'ouverture et de fermeture des interrupteurs, une tension alternative formée d'une succession de créneaux rectangulaires, la période de fonctionnement étant fixée par la commande des interrupteurs.

Les équations de tension simples appliquées aux trois phases sont :

$$\begin{cases} V_A = V_{AO} + V_{ON} \\ V_B = V_{BO} + V_{ON} \\ V_C = V_{CO} + V_{ON} \end{cases} \quad (\text{II.38})$$

Par addition on a :

$$V_A + V_B + V_C = V_{AO} + V_{BO} + V_{CO} + 3 \cdot V_{ON}$$

Sachant que le système des tensions triphasées statorique est symétrique, donc :

$$V_A + V_B + V_C = 0 \quad (\text{II.39})$$

$$V_{ON} = -\frac{1}{3}(V_{AO} + V_{BO} + V_{CO}) \quad (\text{II.40})$$

On remplace (II.40) dans (II.38), on aura le système suivant :

$$\begin{cases} V_A = \frac{2}{3}V_{AO} - \frac{1}{3}V_{BO} - \frac{1}{3}V_{CO} \\ V_B = -\frac{1}{3}V_{AO} + \frac{2}{3}V_{BO} - \frac{1}{3}V_{CO} \\ V_C = -\frac{1}{3}V_{AO} - \frac{1}{3}V_{BO} + \frac{2}{3}V_{CO} \end{cases} \quad (\text{II.41})$$

On peut écrire le système (II.41) sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{pmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{pmatrix} = \frac{1}{3} \begin{pmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} V_{AO} \\ V_{BO} \\ V_{CO} \end{pmatrix} \quad (\text{II.42})$$

Avec :

$$\begin{cases} V_{AO} = \frac{V_{DC}}{2} S_1 \\ V_{BO} = \frac{V_{DC}}{2} S_2 \\ V_{CO} = \frac{V_{DC}}{2} S_3 \end{cases} \quad (\text{II.43})$$

On remplace (II.43) dans (II.42) on aura le système suivant :

$$\begin{pmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{pmatrix} = \frac{V_{DC}}{6} \begin{pmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \end{pmatrix} \quad (\text{II.44})$$

Le système (II.41) représente le modèle mathématique de l'onduleur triphasé à MLI.

II.7 Modélisation du convertisseur côté réseau (CCR)

Dans cette partie, nous nous intéressons à la modélisation de la connexion du CCR, avec le réseau électrique via le filtre R L. La figure II.11 illustre l'ensemble de la liaison au réseau électrique constituée du bus continu, du CCR et du filtre d'entrée

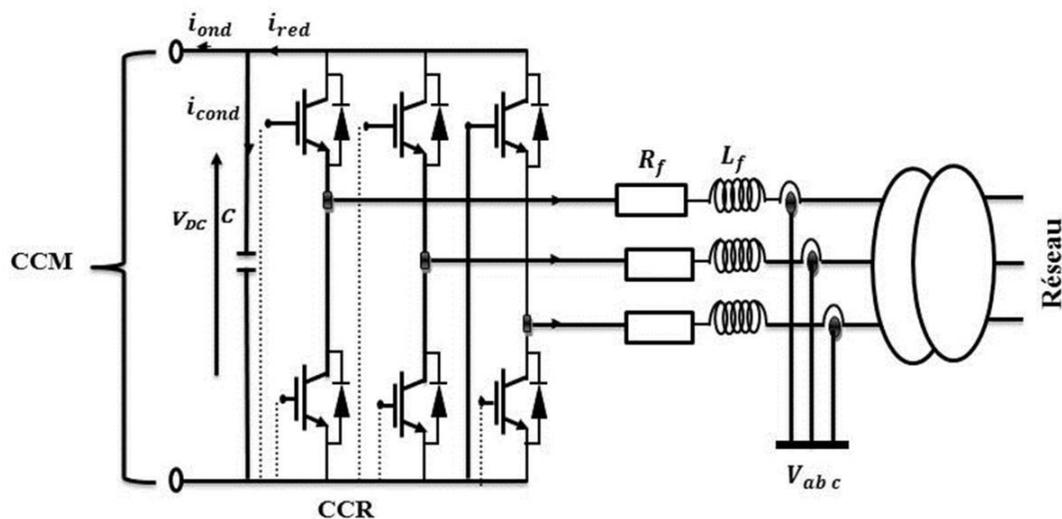


Figure II.11 Connexion du CCR au réseau électrique

Avec :

- i_{ond} , i_{red} : respectivement les courants modulés par le CCM et le CCR,

- i_{cond} : le courant traversant le condensateur,
- v_{dc} : la tension du bus continu (tension aux bornes du condensateur),
- R_f et L_f : respectivement la résistance et l'inductance du filtre RL,

comme montré sur la figure II.11 ,nous avons introduit un deuxième convertisseur de puissance pour faire la liaison du stator (BC) au réseau électrique à travers un filtre passif R-L. Le convertisseur de puissance aura deux rôles

- ✓ maintenir la tension du bus continu constante
- ✓ Assurer le transit de puissance entre le stator (Bobinage de commande) de la machine (MADASB) et le réseau électrique

Le rôle du filtre est d'atténuer les harmoniques d'ordre supérieur générés par le convertisseur de puissance du côté du réseau. Notons qu'un éventuel transformateur aurait dû être introduit entre le filtre et le réseau pour adapter la tension de sortie du convertisseur à celle du réseau. Dans notre cas, le transformateur est considéré comme un simple gain de tension.

II .7.1 Modèle du bus continu

La tension aux bornes du condensateur du bus continu est obtenue à partir de l'intégration du courant circulant dans le condensateur :

$$i_c = C \left(\frac{dV_{DC}}{dt} \right) \quad (\text{II.45})$$

Le courant dans le condensateur est issu d'un nœud à partir duquel circulent deux courants modulés par le CCM et le CCR (Figure II-10) :

$$i_{cond} = i_{red} - i_{ond} \quad (\text{II.46})$$

Ainsi, le bus continu sera modélisé par la fonction de transfert suivante :

$$V_{DC} = \frac{1}{C \cdot S} \quad (\text{II.47})$$

II .7.2 Modèle du convertisseur côté réseau

Le CCR étant à deux niveaux et réversible donc identique au CCM. Son modèle sera donc identique à celui étudié dans le point précédent.

$$\begin{pmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{pmatrix} = \frac{V_{DC}}{6} \begin{pmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{pmatrix} \quad (\text{II.48})$$

De plus, s'il fonctionne en redresseur, le courant redressé sera donné par :

$$i_{red} = \begin{pmatrix} S_a & S_b & S_c \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{pmatrix} \quad (\text{II.49})$$

II .7.3 Modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park

Les courants transités entre le convertisseur et le réseau sont imposés par les bobines constituant le filtre passe-bas . La tension aux bornes du filtre est donnée par :

$$\begin{pmatrix} v_{af} \\ v_{bf} \\ v_{cf} \end{pmatrix} = R_f \begin{pmatrix} I_{af} \\ I_{bf} \\ I_{cf} \end{pmatrix} + L_f \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_{af} \\ I_{bf} \\ I_{cf} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_{af} \\ I_{bf} \\ I_{cf} \end{pmatrix} \quad (\text{II.50})$$

En appliquant la transformation de Park, nous obtenons :

$$\begin{pmatrix} v_f^d \\ v_f^q \end{pmatrix} = R_f \begin{pmatrix} I_f^d \\ I_f^q \end{pmatrix} + L_f \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_f^d \\ I_f^q \end{pmatrix} + L_f \omega_s \begin{pmatrix} -I_f^q \\ I_f^d \end{pmatrix} \quad (\text{II.51})$$

On pose :

$$\begin{cases} -L_f \omega_s I_f^q = e_f^d \\ L_f \omega_s I_f^d = e_f^q \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} V_f^d = v_f^d - e_f^d \\ V_f^q = v_f^q - e_f^q \end{cases}$$

On aura :

$$\begin{pmatrix} V_f^d \\ V_f^q \end{pmatrix} = R_f \begin{pmatrix} I_f^d \\ I_f^q \end{pmatrix} + L_f \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_f^d \\ I_f^q \end{pmatrix} \quad (\text{II.52})$$

D'où on obtient deux fonctions de transfert identiques représentant le modèle du filtre passif dans le repère de Park

$$\frac{I_f^d}{V_f^d} = \frac{I_f^q}{V_f^q} = \frac{1}{R_f + L_f \cdot S} \quad (\text{II.53})$$

Les puissances active et réactive générées par le CCR sont définies par :

$$\begin{cases} P_f = \frac{3}{2} (V_f^d \cdot I_f^d + V_f^q \cdot I_f^q) \\ Q_f = \frac{3}{2} (V_f^q \cdot I_f^d - V_f^d \cdot I_f^q) \end{cases} \quad (\text{II.54})$$

II.8 Résultats de simulation

Les simulations ont été réalisées avec le logiciel Matlab / Simulink, a fin de valider les modèles étudiés dans ce chapitre. Pour ces simulations, nous considérons que le système éolien est en régime permanent et qu'il fonctionne dans la zone de fonctionnement optimal c'est-à-dire qu'il produit le maximum de puissance en fonction de la vitesse du vent. Les résultats de simulation que nous allons présenter ont été faits pour un système éolien basé sur une MADASB dont paramètres sont donnés dans l'annexe C .

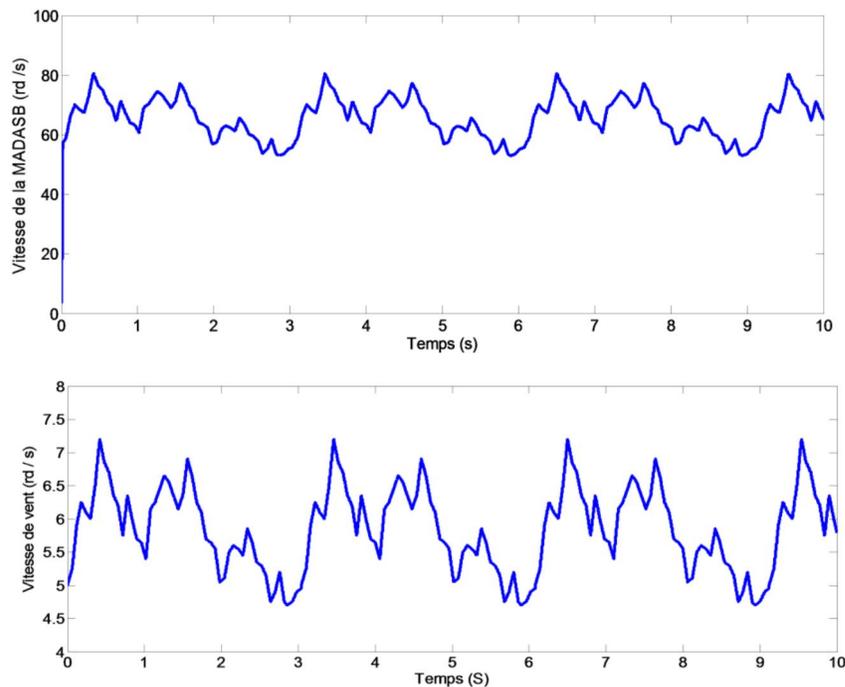


Figure II.12 Vitesse de vent et Vitesse de la machine (rd/s)

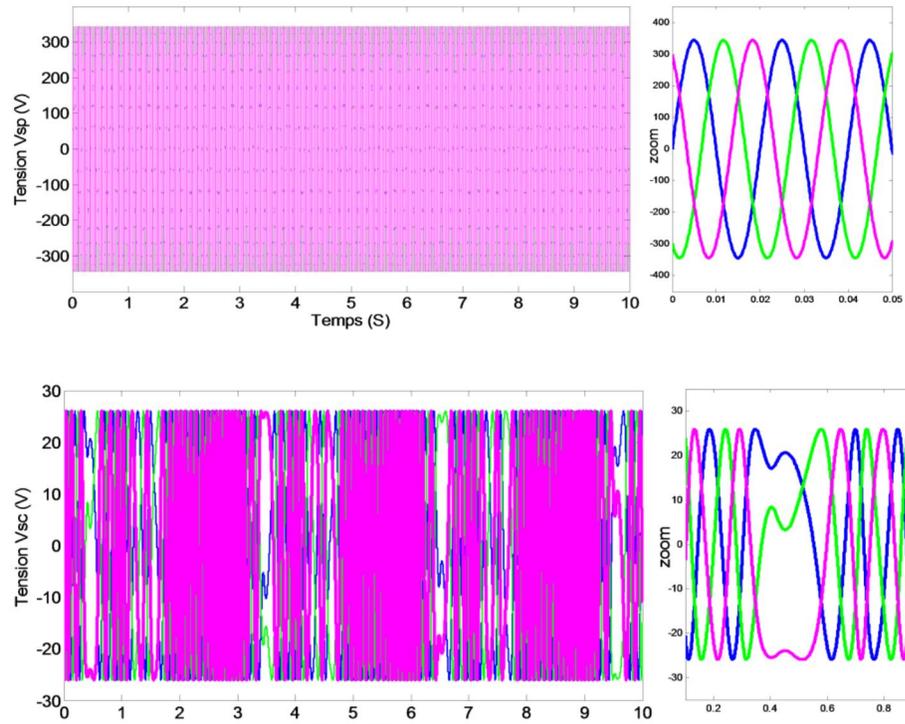


Figure II.13 Tensions V_{sp} et V_{sc} de la machine (BP et BC)

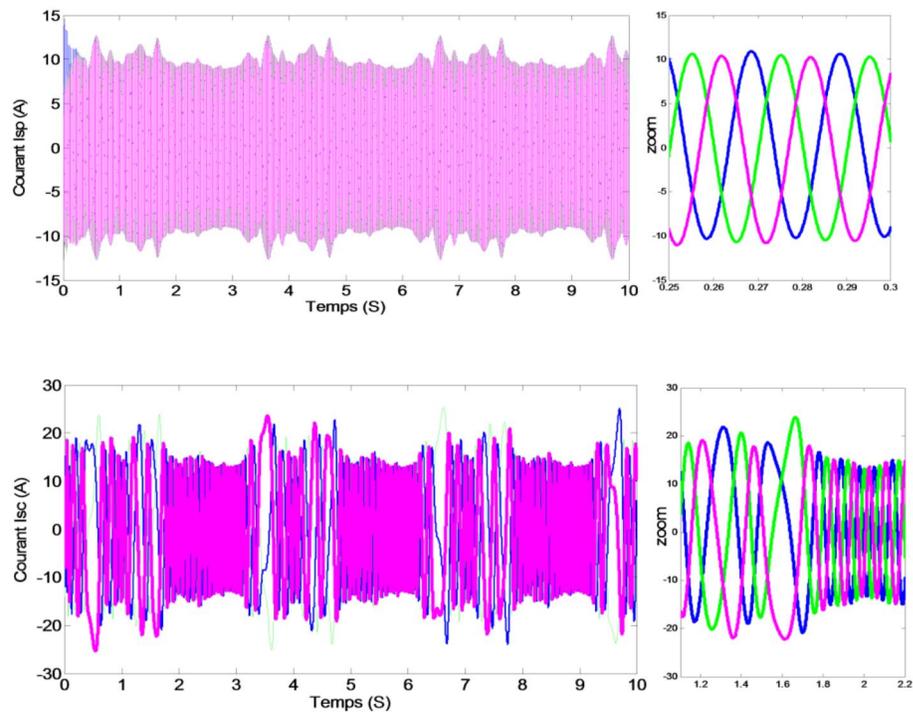


Figure II.14 Courants I_{sp} et I_{sc} de la machine (BP et BC)

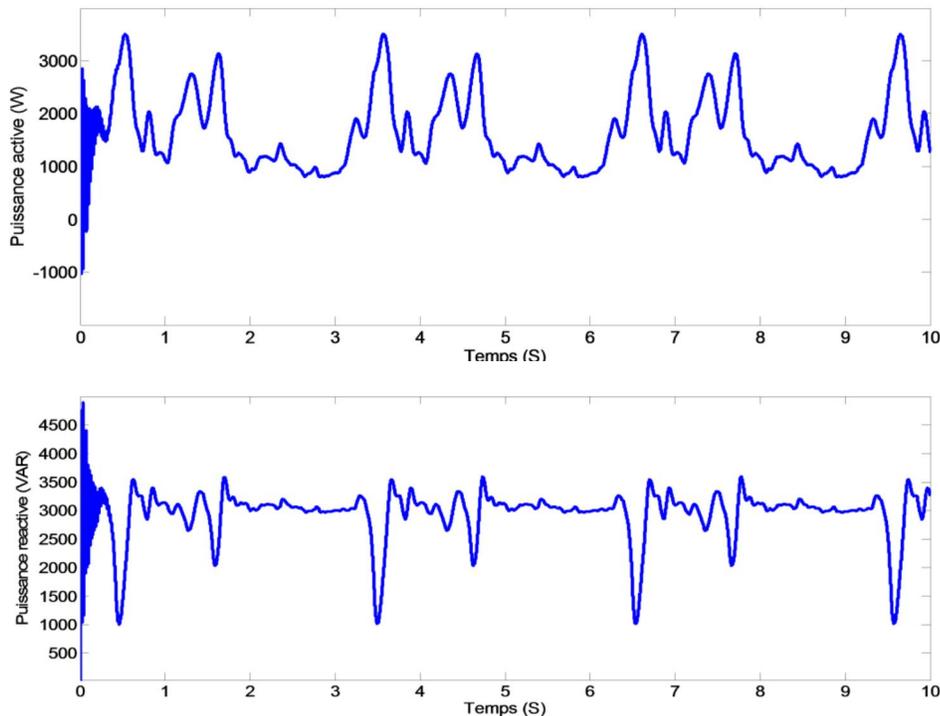


Figure II.15 Puissance Active et Reactive de la machine (BP).

Les résultats montrés sur les figures ci-dessus sont ceux obtenus pour le modèle de MADASB, entraînée à une vitesse variable (Fig-II.12) et alimentés directement par deux sources de tension triphasées parfaites (Fig-II.13), l'une au niveau du bobinage de Puissance avec une fréquence du réseau qui est $f_{sp} = 50\text{Hz}$ et d'amplitude de $v_{sp} = \sqrt{2} * 220\text{ V}$ et l'autre au niveau du bobinage de Commande avec amplitude de $v_{sc} = \sqrt{2} * 15\text{ V}$, et une fréquence f_{sc} variable selon la variation de la vitesse de rotation de la turbine, les résultats de simulation montrent que pendant le régime dynamique les courants statoriques prennent leurs formes sinusoïdales avec une fréquence constante égale (50Hz) pour les courants statoriques BP et une fréquence variable pour les courants statoriques BC (Fig-II.14)

II.9 Conclusion

Ce chapitre a traité de la modélisation d'un système éolien à vitesse variable basé sur une MADASB. Dans un premier temps, nous nous sommes intéressés à la modélisation des différents constituants du système éolien. En effet, les modèles aérodynamique et mécanique de la turbine ont été développés. Puis, nous avons développé les modèles de la MADASB, CCM et de la liaison du CCR au réseau via le filtre RL, dans le but d'établir les différentes commandes des deux convertisseurs, enfin des simulations ont été réalisées avec le logiciel Matlab / Simulink afin de valider la modélisation du système étudié.

Chapitre III : Commande classique du système éolien à vitesse variable basé sur une Machine Asynchrone à Double Alimentation Sans Balais

III.1 Introduction

Ce chapitre traitera la phase de commande des différents éléments constituant une chaîne de production éolienne : source primaire, convertisseur électromécanique et statique, ainsi que la simulation de la commande du système global sous l'environnement MATLAB-Simulink.

III.2 Aspect général de la commande d'une chaîne de production éolienne

L'architecture du dispositif de commande est présentée à la Figure III-1.

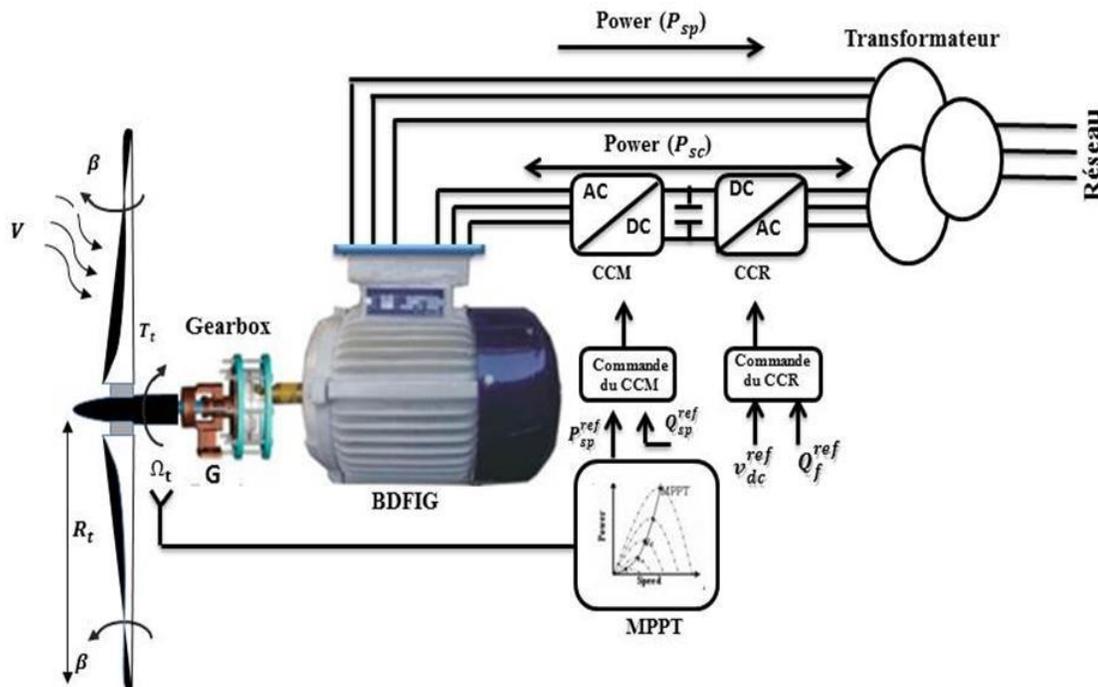


Figure III.1 Architecture de commande du système éolien.

La figure III.1, schématise l'ensemble des différents éléments à commander dans une chaîne de production éolienne. Commenant par la commande d'extraction du maximum de puissance du vent par un contrôle dit "MPPT" (Maximum Power Point Tracking), passant ensuite à la commande du CCM en contrôlant les puissances active et réactive statorique (BP) de la MADA sans balais. Enfin la commande du CCR en contrôlant la tension du bus continu et les puissances active et réactive échangées avec le réseau.

III.3 Extraction du maximum de la puissance du vent

Le fonctionnement d'une éolienne à vitesse variable peut être défini selon les quatre zones, comme l'illustre la Figure 1-8:

- ✓ **Zone 1** : où la vitesse du vent est inférieure à la vitesse de démarrage v_D de l'éolienne. Dans ce cas, la turbine ne fonctionne pas et ne produit donc pas d'énergie,
- ✓ **Zone 2** : le vent atteint une vitesse minimale v_D , pour permettre le démarrage. Une fois ce démarrage effectué, l'éolienne va fonctionner de manière à extraire le maximum de puissance disponible pour avoir un fonctionnement optimal jusqu'à ce que le vent atteigne la vitesse nominale v_n correspondant aux valeurs nominales de la puissance mécanique " P_n " et de la vitesse de rotation " Ω_n " [GAI 10]
- ✓ **Zone 3** : le vent atteint des vitesses élevées supérieures à la vitesse nominale, la vitesse de rotation et la puissance mécanique doivent être maintenues à leurs valeurs nominales afin de ne pas détériorer l'éolienne. Ces limitations peuvent s'effectuer, par exemple, en orientant les pales de l'éolienne afin de dégrader le rendement de l'éolienne (augmentation de l'angle de calage des pales β) [GAI 10],
- ✓ **Zone 4** : lorsque la vitesse du vent dépasse la vitesse maximale " v_M " admissible par l'éolienne, la turbine est arrêtée par le système d'arrêt d'urgence afin de protéger la partie mécanique de l'éolienne et d'éviter son endommagement

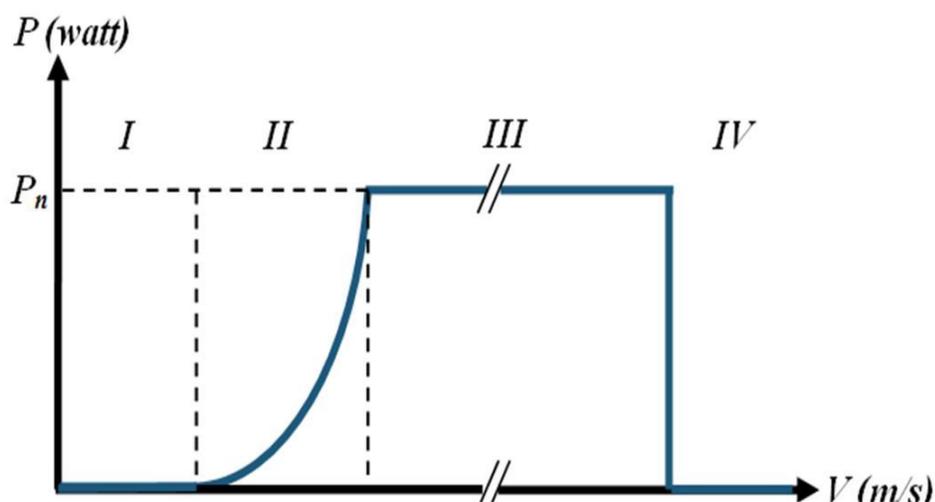


Figure III.2 Zones de fonctionnement d'une éolienne à vitesse variable..

Dans le cadre de cette thèse, nous nous intéresserons plus particulièrement à des points de fonctionnement de l'éolienne se situant dans la zone 2. En effet, dans cette zone, nous considérerons que l'angle de calage des pales β est constant. Un fonctionnement en zone 3 aurait uniquement pour conséquence une modification de cet angle afin de limiter la puissance mécanique pour éviter toute destruction de l'éolienne. Une modélisation et une commande du système d'orientation des pales seraient alors nécessaires sachant que les commandes du CCM et du CCR resteraient les mêmes pour les zones 2 et 3. Notre travail porte davantage sur les commandes des grandeurs électriques ; ainsi le système d'orientation des pales permettant de dégrader le rendement aérodynamique de l'éolienne ne sera alors pas étudié dans ce manuscrit.

Dans la Zone 2, il existe différentes stratégies de commande pour contrôler le couple électromagnétique de la MADA afin de régler la vitesse de rotation de manière à maximiser la puissance électrique produite. Ce principe est connu sous la terminologie MPPT.

III.3.1 Recherche du point de puissance maximale « MPPT »

Un algorithme MPPT « Maximum Power Point Tracking » est un principe permettant de suivre, comme son nom l'indique, le point de puissance maximale d'un générateur électrique non linéaire. Comme il a été constaté dans le premier chapitre, la puissance exploitée varie en fonction de la vitesse du convertisseur électromécanique, pour une vitesse de vent fixe en admettant un point maximal appelé : « MPP maximum power point ».

Étant donné que les paramètres d'une éolienne (i.e., la vitesse réduite optimale de l'efficacité aérodynamique) sont inconnus, les algorithmes « MPPT » visent généralement à maintenir le point de fonctionnement optimal (Figure III.3)

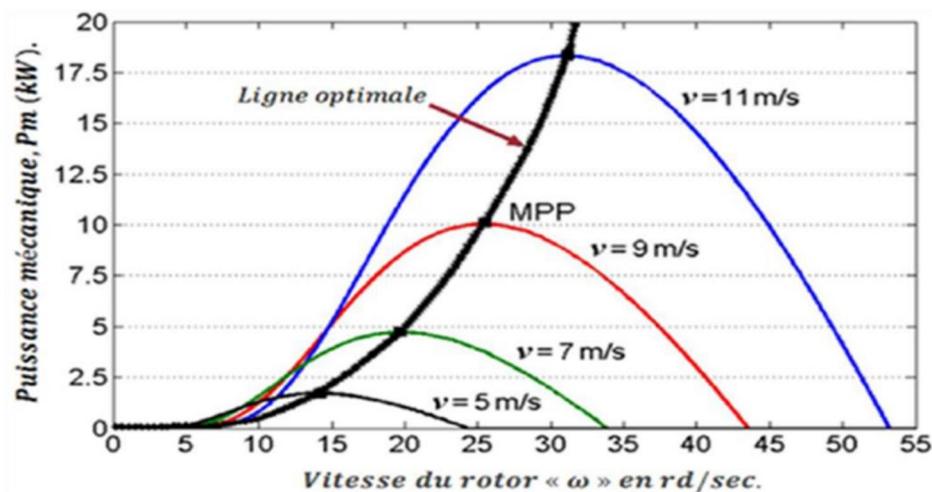


Figure III.3 Ligne de puissance optimale et points MPP pour diverses vitesses de vent.

III.3.2 Algorithmes de maximisation de la puissance extraite

Le but de la commande à vitesse variable de la MADASB est d'extraire le maximum de puissance éolienne. Pour cela, nous avons besoin d'un algorithme agissant sur les variables de consigne afin d'avoir le meilleur rendement possible du dispositif étudié.

Pour l'étude de ces modes de contrôle, on supposera que la machine et le convertisseur sont idéaux : quelle que soit la puissance mécanique transmise par la turbine, le couple électromagnétique développé par la machine est donc à tout instant égal à sa valeur de référence imposée par la commande [GAI 10].

III.3.2.1 Algorithme de contrôle avec asservissement de la vitesse de rotation

La première méthode de contrôle consiste à régler le couple électromagnétique sur l'arbre de la machine de manière à fixer la vitesse de rotation de celle-ci à une vitesse de référence. Pour réaliser ceci, un asservissement de la vitesse de rotation de la machine doit être effectué, comme, montre la figure III.4 [GAI 10].

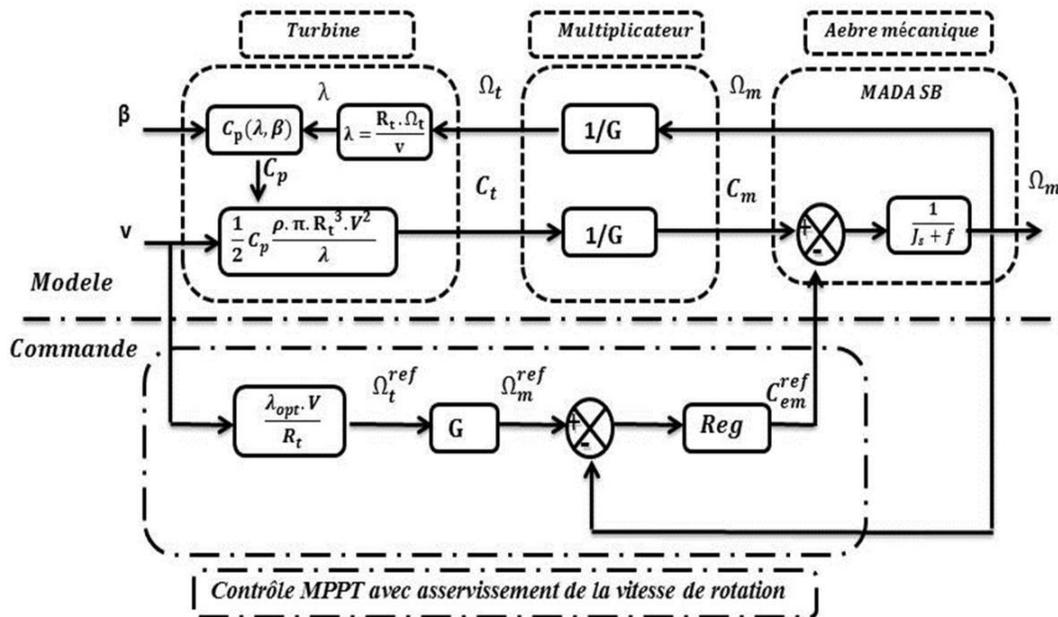


Figure III.4 Contrôle MPPT avec asservissement de la vitesse de rotation.

Le couple électromagnétique de référence C_{em}^{ref} permettant d'obtenir une vitesse de rotation Ω_m égale à sa valeur de référence Ω_m^{ref} est obtenu en sortie du régulateur de vitesse ("Reg" sur la Figure III.4). Ce régulateur, de type Proportionnel Intégral (PI), permet

ainsi d'asservir la vitesse de rotation et d'atténuer l'effet du couple mécanique C_m considéré comme une perturbation[GAI 10].

Pour un point de fonctionnement donné (vitesse du vent fixe), on souhaite que la puissance mécanique soit maximale, ce qui correspond à la valeur maximale du coefficient C_p . Celle-ci est obtenue si la vitesse relative λ est égale à sa valeur optimale λ_{opt} (pour β constant et égal à 2°), comme le montre la Figure III.5.

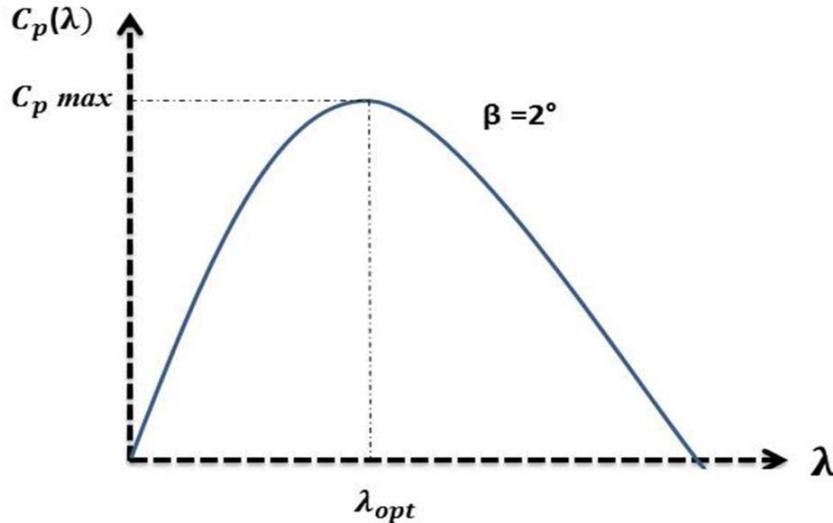


Figure III.5 Coefficient de puissance C_p en fonction de λ pour $\beta = 2^\circ$.

La vitesse de rotation de référence de la turbine Ω_t^{ref} est définie par :

$$\Omega_t^{ref} = \frac{\lambda_{opt} \cdot V}{R_t} \quad (III.01)$$

Nous en déduisons la référence de vitesse de rotation de la machine en prenant en compte le gain du multiplicateur par :

$$\Omega_m^{ref} = G \cdot \Omega_t^{ref} \quad (III.02)$$

L'utilisation d'un unique anémomètre sur l'éolienne conduit à utiliser une mesure locale de la vitesse du vent qui n'est pas représentative de la valeur moyenne de la vitesse du vent apparaissant sur les pales. Ainsi, une mesure erronée de la vitesse du vent conduit à une dégradation de la puissance extraite. Pour cette raison, la plupart des turbines éoliennes installées sont contrôlées sans asservissement de la vitesse de rotation [GAI 10].

III.3.2.2 Algorithme de contrôle sans asservissement de la vitesse de rotation

Cet algorithme de contrôle basé sur l'hypothèse que la vitesse du vent varie très peu en régime permanent devant les constantes de temps électriques du système éolien, ce qui implique que le couple d'accélération de la turbine peut être considéré comme nul, [GAI 10] Dans ce cas, à partir de l'équation (II.10), nous pouvons écrire:

$$\left(\frac{J_t}{G^2} + J_m \right) \frac{d\Omega_m}{dt} + f_v \cdot \Omega_m = C_m - C_{em} \tag{III.03}$$

De plus, si l'on néglige l'effet du couple dû aux frottements visqueux ($f_v \cdot \Omega_m = 0$) par rapport au couple mécanique C_m , on peut alors écrire :

$$C_m = C_{em} \tag{III.04}$$

La Figure III.6 présente le principe du contrôle MPPT de la turbine éolienne sans asservissement de la vitesse de rotation.

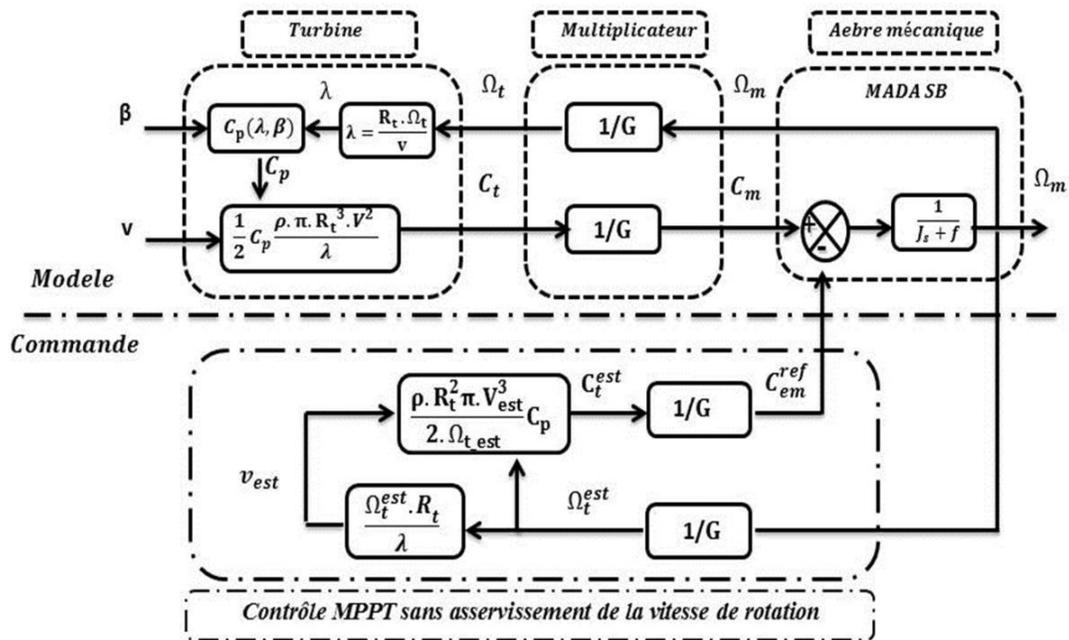


Figure III.6 Contrôle MPPT sans asservissement de la vitesse de rotation

Une estimation de la vitesse de rotation de la turbine, notée Ω_t^{est} , est obtenue à partir de la mesure de la vitesse de rotation de la machine :

$$\Omega_t^{est} = \frac{\Omega_m^{est}}{G} \quad (III.05)$$

Une mesure précise de la vitesse du vent étant difficile, une estimation de celle-ci, notée

V_{est} , est obtenue à partir de l'estimation de la vitesse de rotation de la turbine :

$$v_{est} = \frac{R_t \cdot \Omega_t^{est}}{\lambda} \quad (III.06)$$

Le couple de la turbine éolienne peut ensuite être obtenu à partir des estimations de la vitesse du vent et de la vitesse de rotation de la turbine. Il peut s'exprimer par :

$$C_t^{est} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho \cdot R_t^3 \pi \cdot v_{est}^2}{\Omega_t^{est}} C_p \quad (III.07)$$

Le couple électromagnétique de référence est alors obtenu à partir de l'estimation du couple de la turbine éolienne :

$$C_{em}^{est} = \frac{C_t^{est}}{G} \quad (III.08)$$

Afin d'extraire le maximum de puissance, il faut fixer la vitesse relative à sa valeur optimale λ_{opt} afin d'obtenir le coefficient de puissance maximum C_p^{max} . Le couple électromagnétique de référence s'exprime donc par:

$$C_{em}^{est} = K \cdot \Omega_m^2 \quad (III.09)$$

Où :K est une constante définie par :

$$K = \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho \cdot \pi \cdot C_p^{max} \cdot R_t^5}{G^3 \cdot \lambda_{opt}^3} \quad (III.10)$$

Pour la zone de fonctionnement étudiée (Zone 2) et dans le cas du contrôle MPPT, le couple électromagnétique de référence est donc proportionnel au carré de la vitesse de rotation de la machine[GAI 10].

III.4 Commande du convertisseur côté machine

Dans cette partie, nous nous intéressons à la commande du CCM dont le principe est illustré à la Figure III.7

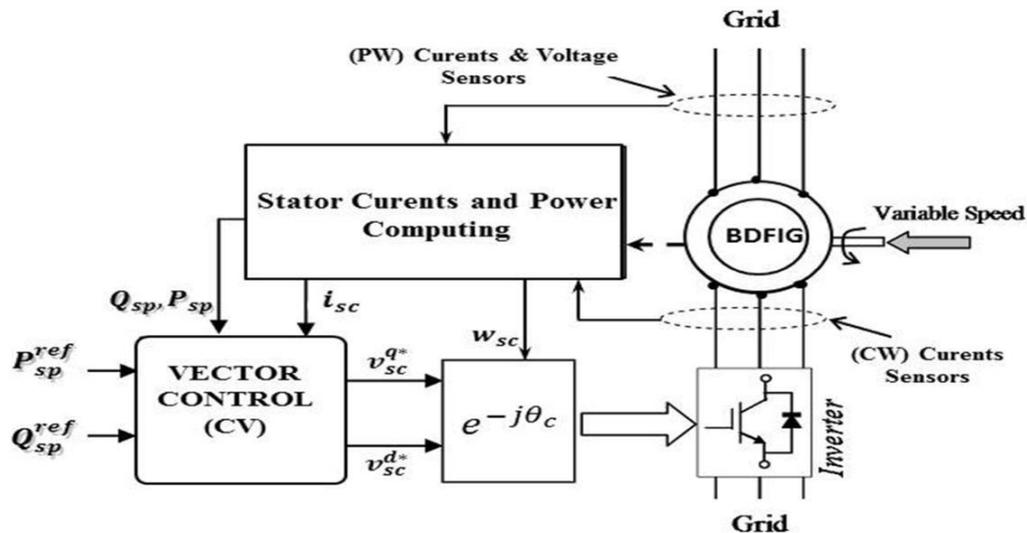


Figure III.7 Principe de la commande du CCM.

III.4.1 Commande vectorielle des puissances active et réactive

La commande vectorielle des machines à double alimentation est une solution plus attractive pour des applications à haute performance comme l'entraînement à vitesse variable des systèmes de génération de l'énergie électrique. Une caractéristique importante de la commande par orientation du flux statorique suivant le référentiel synchrone (champ tournant) de la MADASB, a comme objectif la possibilité de réaliser une commande découplée des puissances active et réactive du côté statorique (BP) pour des applications en mode moteur ou générateur. Donc, les composantes de puissance du système global peuvent être contrôlées indépendamment [LEO 97] [DAT 99].

Le but visé dans ce chapitre consiste à introduire un algorithme de commande des puissances active et réactive pour un système de production de l'énergie électrique à la base de la machine asynchrone à double alimentation alimentée sans balais par un onduleur contrôlé par la technique de modulation de largeur d'impulsion

III.4.2 Principe de la commande vectorielle

Dans la machine asynchrone, le principe d'orientation du flux a été développé par BLASCHKE au début des années 70. La commande vectorielle consiste à orienter l'axe du

repère de Park suivant l'un des flux de la machine Ψ_{sp} , Ψ_{sc} ou Ψ_r au choix, afin d'obtenir un découplage flux-courant et couple-courant ce qui nous permet de faire un contrôle du couple indépendamment du flux [KRI 01],[BOL06] donc, ce principe rend le comportement de la machine asynchrone similaire à celui d'une machine à courant continu à excitation indépendante (MCC) où le courant inducteur contrôle le flux et le courant d'induit contrôle le couple.

III.4.3 Modèle de la MADASB a flux statorique oriente

Dans ce qui suit nous allons supposer que l'axe d du repère de Park est orienté suivant le flux statorique. Ce choix n'est pas dû au hasard mais il se justifie par le fait que la machine est souvent couplée à un réseau puissant de tension et de fréquence constante, ce qui entraîne un flux constat au stator de la machine., [POY 06] [BOL06] [QUA 08] ,

L'orientation suivant le flux du BP simplifie énormément les équations dynamiques puisque la valeur de $|\psi_{sp}|$ est pratiquement constante, et donc les termes qui présentent le facteur $\frac{d|\psi_{sp}|}{dt}$ sont presque nuls.

Nous utilisons la modélisation diphasée de la machine (voir l'équations de (II. 31) à (II. 38)). On oriente le repère (d, q) afin que l'axe d soit aligné sur le flux statorique de la machine de puissance ψ_{sp} .

Avec un flux statorique constant et orienté

$$\begin{cases} \Psi_{sp}^d = |\Psi_{sp}| \\ \Psi_{sp}^q = 0. \end{cases} \quad (\text{III.11})$$

Et l'équation des flux statoriques de la machine (BP)devient :

$$\begin{cases} 0 = L_{sp} \cdot \dot{i}_{sp}^q + L_{mp} \cdot \dot{i}_r^q \\ \Psi_{sp}^d = L_{sp} \cdot i_{sp}^d + L_{mp} \cdot i_r^d. \end{cases} \quad (\text{III.12})$$

Si on suppose le réseau électrique stable, ayant pour tension simple V_{sp} , cela conduit à un flux statorique ψ_{sp} constant.

De plus, si on néglige la résistance des enroulements statoriques de la machine (BP), hypothèse réaliste pour les machines de forte puissance utilisées pour la production éolienne, les équations des tensions statoriques de la machine (BP) se réduisent à la forme suivante [BOL 06] [QUA 08] :

$$\begin{cases} v_{sp}^d = \frac{d\psi_{sp}^d}{dt}, \\ v_{sp}^q = \psi_{sp}^d \omega_{sp}. \end{cases} \quad (\text{III.13})$$

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

$$\begin{cases} v_{sp}^d = 0, \\ v_{sp}^q = v_{sp}. \end{cases} \quad (\text{III.14})$$

on peut établir le lien entre les courants statoriques de la machine (BP) et les courants statorique (BC):

On a :

$$\begin{cases} i_{sp}^q = \frac{-M_p i_r^q}{L_{sp}} \\ i_{sp}^d = \frac{\psi_{sp}^d - M_p i_r^d}{L_{sp}}. \end{cases} \quad (\text{III.15})$$

$$\begin{cases} i_r^q = \frac{\psi_r^q - M_p i_{sp}^q - M_c i_{sc}^q}{L_r} \\ i_r^d = \frac{\psi_r^d - M_p i_{sp}^d - M_c i_{sc}^d}{L_r}. \end{cases} \quad (\text{III.16})$$

Ensuite ,les équations des courants deviennent :

$$\begin{cases} i_{sp}^q = -\frac{M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_r^q + \frac{M_c M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} i_{sc}^q \\ i_{sp}^d = \frac{L_r}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_{sp}^d - \frac{M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_r^d + \frac{M_c M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} i_{sc}^d \end{cases} \quad (\text{III.17})$$

Pour pouvoir contrôler facilement la production d'énergie par la MADA Sans Balais, il est pratique d'élaborer un modèle pour le contrôle indépendant des puissances active et réactive. Un tel modèle peut être élaboré en établissant les relations qui lient les puissances active et réactive aux courants et tension statoriques (BC) imposés par l'onduleur

III.4.4 Expressions des puissances active et réactive statoriques (BP)

Les puissances active et réactive statorique, dans le repère orthogonal, s'écrivent :

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} (v_{sp}^q i_{sp}^q + v_{sp}^d i_{sp}^d) \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} (v_{sp}^q i_{sp}^d + v_{sp}^d i_{sp}^q) \end{cases} \quad (III.18)$$

Sous l'hypothèse d'un flux statorique orienté, ce système d'équations peut se simplifier sous la forme :

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} i_{sp}^q \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} i_{sp}^d \end{cases} \quad (III.19)$$

Pour obtenir l'expression des puissances de la machine (BP) en fonction des courants statoriques (BC), on remplace dans l'équation précédente les courants de l'équation (III.17) :

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} (-\delta_4 \psi_r^q + \delta_3 i_{sc}^q) \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} (\delta_5 \psi_{sp}^d - \delta_4 \psi_r^d + \delta_3 i_{sc}^d) \end{cases} \quad (III.20)$$

Où ,les facteurs de dispersion s'écrivent comme suit :

$$\delta_1 = \frac{M_c L_{sp}}{L_{sp} L_r - M_p^2}, \delta_2 = L_{sc} - \frac{M_c^2 L_{sp}}{L_{sp} L_r - M_p^2}, \delta_3 = \frac{M_c M_p}{L_{sp} L_r - M_p^2}$$

$$\delta_4 = \frac{M_p}{L_{sp} L_r - M_p^2}, \delta_5 = \frac{L_r}{L_{sp} L_r - M_p^2}.$$

On remarque que l'équation (III.20) fait apparaitre que la puissance active statorique de la machine (BP) P_{sp} est directement proportionnelle au courant statorique en quadrature i_{sc}^q de la

machine (BC). De plus, la puissance réactive Q_{sp} est proportionnelle au courant statorique direct i_{sc}^d de la machine(BC).

Afin de pouvoir contrôler correctement la machine, il faut alors établir la relation entre les courants et les tensions statoriques de la machine (BC) qui seront appliqués à la MADASB.

III.4.5 Expressions des tensions statoriques (BC)

A partir du système d'équation (II.30), en remplaçant dans l'équation des flux statoriques de la machine (BC) les courants statoriques de la machine (BP) par l'expression (III.17) on obtient

$$\begin{cases} V_{sc}^q = R_s i_{sc}^q + \left(\frac{d}{dt} (\delta_1 \psi_r^q + \delta_2 i_{sc}^q) + \omega_{sc} (\delta_1 \psi_r^d + \delta_2 i_{sc}^d - \delta_3 \psi_{sp}^d) \right) \\ V_{sc}^d = R_s i_{sc}^d + \left(\frac{d}{dt} (\delta_1 \psi_r^d + \delta_2 i_{sc}^d) - \omega_{sc} (\delta_1 \psi_r^q + \delta_2 i_{sc}^q) \right) \end{cases} \quad (III.21)$$

Dans ce cas, les équations (III. 21) peuvent être réorganisées en deux termes:

$$\begin{cases} V_{sc}^q = X_1 (i_{sc}^q) + Y_1 (\psi_r^d + \psi_r^d + i_{sc}^q + |\psi_{sp}|) \\ V_{sc}^d = X_2 (i_{sc}^d) + Y_2 (\psi_r^q + \psi_r^d + i_{sc}^q) \end{cases} \quad (III.22)$$

Dont les expressions individuelles sont :

$$\begin{cases} X_1 (i_{sc}^q) = R_{sc} i_{sc}^q + \left(L_{sc} - \frac{M_c^2 L_{sp}}{L_{sp} L_r - M_p^2} \right) \frac{di_{sc}^q}{dt} \\ X_2 (i_{sc}^d) = R_{sc} i_{sc}^d + \left(L_{sc} - \frac{M_c^2 L_{sp}}{L_{sp} L_r - M_p^2} \right) \frac{di_{sc}^d}{dt} \end{cases} \quad (III.23)$$

$$\begin{cases} Y_1 = \delta_1 \cdot \frac{d\psi_r^q}{dt} + \omega_{sc} (\delta_1 \psi_r^d + \delta_2 i_{sc}^d - \delta_3 \psi_{sp}^d) \\ Y_2 = \delta_1 \cdot \frac{d\psi_r^d}{dt} - \omega_{sc} (\delta_1 \psi_r^q + \delta_2 i_{sc}^q) \end{cases} \quad (III.24)$$

Les fonctions $X_1(i_{sp}^q)$ et $X_2(i_{sc}^d)$ reflètent un rapport linéaire entre les composantes vectorielles directes des tensions et les courants BC, tandis que Y_1 et Y_2 représentent le couplage de courant entre les composantes vectorielles croisées entre l'axe direct (d) et l'axe quadrature (q). Dans le schéma de commande on ajoute les termes Y_1 et Y_2 à travers une action directe (feed-forward). A partir des systèmes d'équations (III.20) et (III.22), nous pouvons élaborer le modèle pour le contrôle des puissances active et réactive tel qu'il est présenté par le schéma bloc ci-dessous

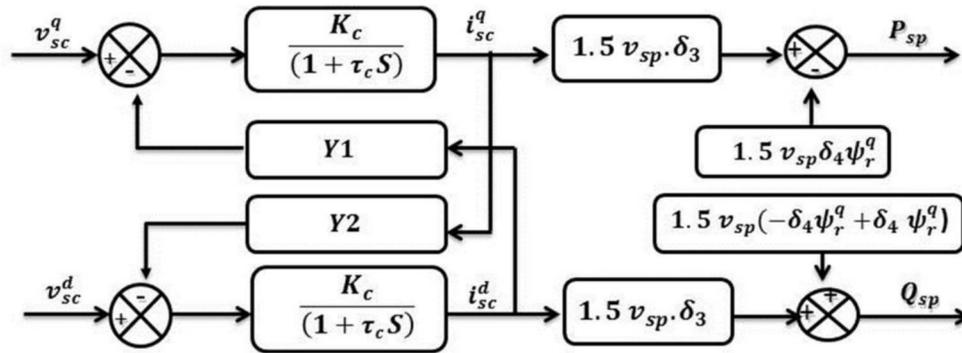


Figure III.8 Modèle de la MADASB pour le contrôle des puissances

III.4.6. Contrôle indépendant des puissances active et réactive

Après avoir élaboré le modèle pour le contrôle indépendant des puissances de la MADA SB, il suffit maintenant d'inverser ses blocs pour déduire les tensions de référence de l'onduleur à partir des puissances active et réactive de références.

Dans cette partie, nous présentons la régulation indirecte des puissances active et réactive au niveau du stator de la MADA SB en utilisant des régulateurs PI (Proportionnel Intégral). On cherche donc à établir les expressions des puissances active et réactive (BP) d'une part et des tensions statorique (BC) d'autre part en fonction des courants statorique (BC) tout en tenant compte du modèle mathématique de la MADA SB

III.4.6.1 Synthèse du régulateur PI

Le régulateur PI utilisé pour le réglage des puissances active et réactive, offre plusieurs avantages notamment la rapidité et la simplicité à mettre en œuvre, ainsi qu'il offre des performances acceptables à la régulation du système considéré [POY 06]. Le régulateur PI résulte de la combinaison harmonieuse de deux actions :

- une action proportionnelle qui sert à régler la rapidité ou la dynamique du système.
- une action intégrale qui permet d'éliminer l'écart entre la grandeur de consigne et celle que l'on désire asservir.

Sa fonction de transfert est : $G(S) = K_p + \frac{K_i}{S}$ (III.25)

La fonction de transfert du courant se caractérisera par le système de premier ordre suivant :

$$F_{i_{sc}}(S) = \frac{K_c}{1 + \tau_c S} \quad (III.26)$$

Ou
$$\begin{cases} K_c = \frac{1}{R_{sc}} \\ \tau_c = \frac{\delta_2}{R_{sc}} \end{cases}$$

Dans la littérature, il existe plusieurs méthodes de la conception des régulateurs PI. Dans notre travail, nous nous intéressons à la méthode de conception qui est basée sur la compensation de la constante de temps du régulateur avec celle du processus de la grandeur à réguler [ELA 04], [POY 06].

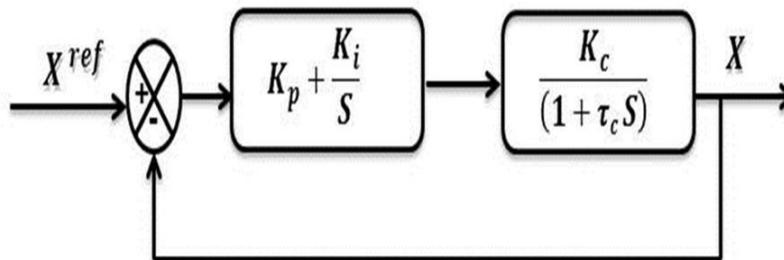


Figure III.9 Schéma bloc du système de régulation

La figure (III.9) montre un système de réglage de chaque puissance au niveau du stator de la MADA SB en boucle fermée par un régulateur PI. Dans ce cas, on déduit la fonction de transfert de chaque composante du courant statorique (BC) à partir de l'équation (III.23) de telle sorte que les termes de couplages sont ignorés.

(N.B) : Le calcul des paramètres du régulateur (k_p et k_i) est bien détaillé dans la partie annexe (Annexe B).

III.4.6.2 Calcul des courants de référence de la commande

A l'aide de l'équation (III.20) on peut établir le lien entre les courants statoriques de référence de la machine (BC) et les puissances active et réactive (BP):

$$\begin{cases} i_{sc}^{q-ref} = \frac{P_p^{ref}}{1.5v_{sp}^q \cdot \delta_3} + \frac{\delta_4}{\delta_3} \psi_r^q \\ i_{sc}^{d-ref} = \frac{Q_p^{ref}}{1.5v_{sp}^q \cdot \delta_3} + \frac{\delta_4}{\delta_3} \psi_r^d - \frac{\delta_5}{\delta_3} \psi_{sp}^d \end{cases} \quad (III.32)$$

III.4.6.3 Schéma synoptique du contrôle de la machine

La figure ci-dessous représente le schéma synoptique de la simulation, avec les paramètres de la machine illustrés par l'annexe. La machine est connectée directement au réseau du côté statorique (BP); de plus, le circuit statorique (BC) est alimenté à travers un onduleur contrôlé par la technique de modulation de largeur d'impulsion.

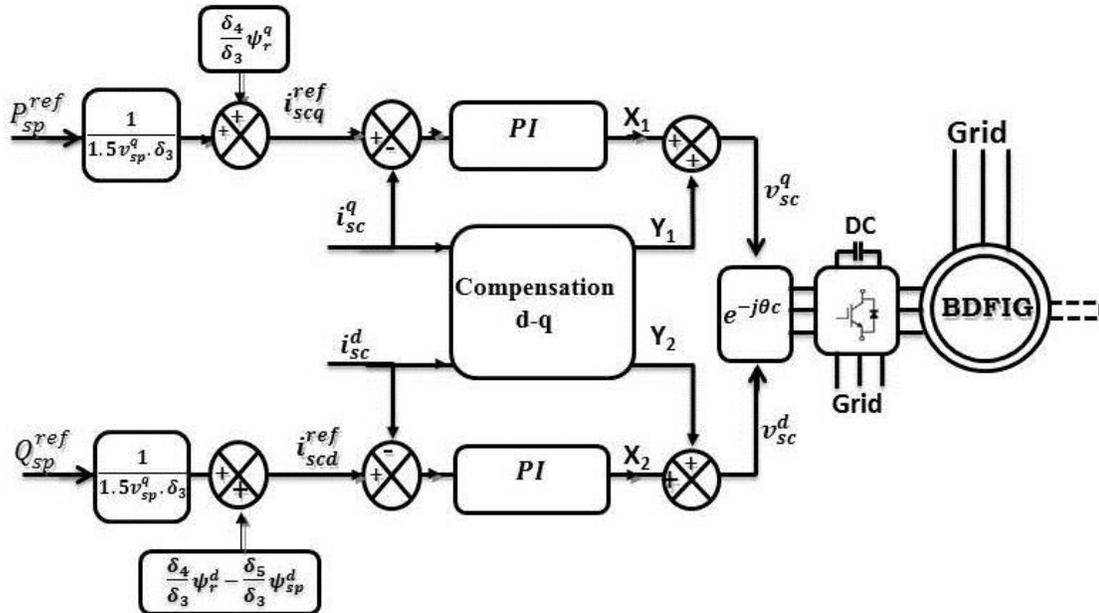


Figure III.10 Schéma synoptique du contrôle de la MADA Sans Balais

III.5 Commande du convertisseur côté réseau (CCR)

La tension d'alimentation de l'onduleur associé à la MADASB est générée par une cascade composée par un redresseur à commutation forcée associé à un filtre R L, Figure (II.10). Ce convertisseur a deux rôles : maintenir la tension du bus continu constante, quelle que soit l'amplitude et le sens de l'écoulement de la puissance statorique (BC) de la MADASB et maintenir un facteur de puissance unitaire au point de connexion avec le réseau électrique. Pour la commande de ce convertisseur, on fait les deux fonctions suivantes :

- ✓ le contrôle de la tension du bus continu
- ✓ le contrôle des courants circulant dans le filtre R L,

Le schéma bloc de cette commande est illustré par la figure III.11 suivante :

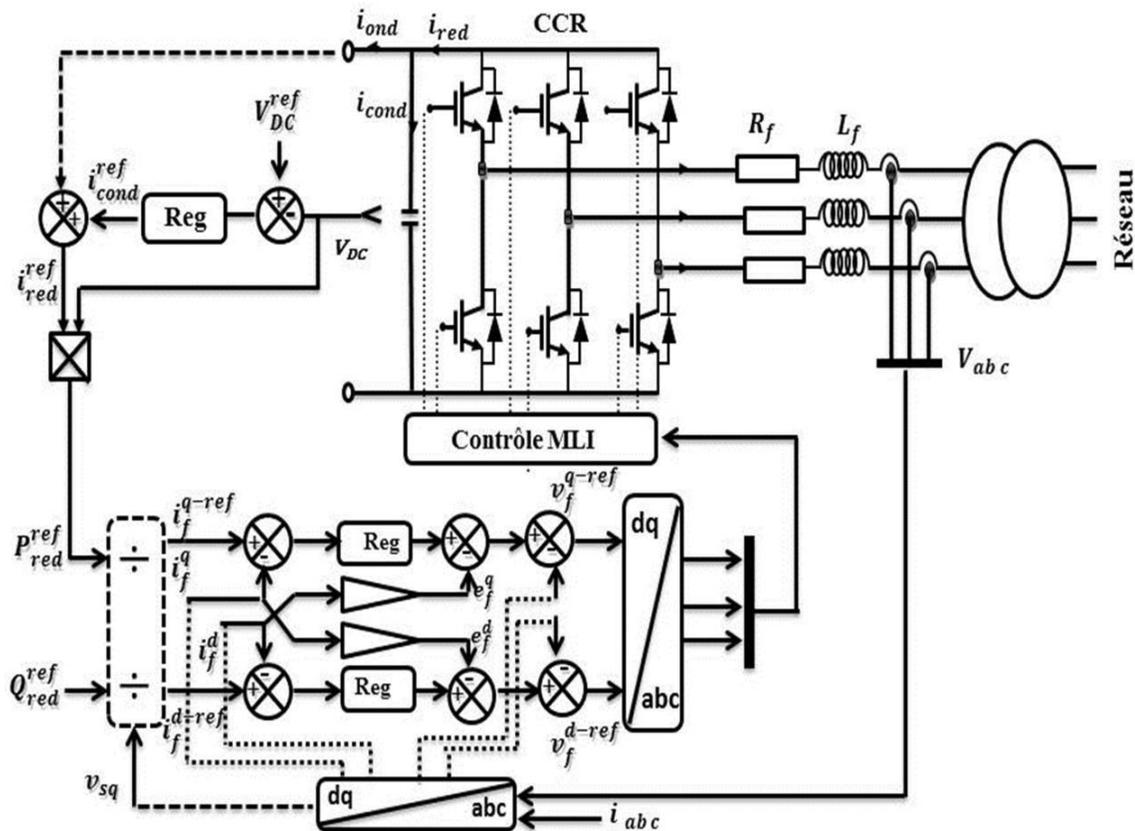


Figure III.11 Schéma synoptique du contrôle du CCR

III.5.1 Contrôle de la tension du bus continu

La tension dans l'étape continue était constante, mais elle allait réellement dépendre des puissances transférées dans les convertisseurs côté machine et celui du côté du réseau. En

effet, tel qu'on le voit sur la figure (III.11) nous pouvons exprimer les puissances mises en jeu sur le bus continu

$$\begin{cases} P_{red} = v_{DC} \cdot i_{red} \\ P_{cond} = v_{DC} \cdot i_{cond} \\ P_{ond} = v_{DC} \cdot i_{ond} \end{cases} \quad (III. 33)$$

Tel que :

- P_{cond} : est la puissance emmagasinée dans le condensateur,
- P_{ond} : est la puissance transitée par le convertisseur coté stator (BC),
- P_{red} : est la puissance transitée par le convertisseur coté réseau,

Ces puissances sont liées par la relation :

$$P_{red} = P_{cond} + P_{ond} \quad (III. 34)$$

Si l'on néglige l'ensemble des pertes Joule devant la puissance échangée entre le stator (BC) de la MADASB et le réseau électrique (pertes dans le condensateur, le convertisseur et le filtre RL), on peut alors écrire :

$$P_f = P_{red} = P_{cond} + P_{ond} \quad (III. 35)$$

En réglant la puissance P_f^{ref} , il est alors possible de contrôler la puissance P_{cond} dans le condensateur et donc de réguler la tension du bus continu. Pour ce faire, les puissances P_{ond} et P_{cond} doivent être connues afin de déterminer P_f^{ref}

$$P_{cond}^{ref} = v_{DC} \cdot i_{cond}^{ref} \quad (III. 36)$$

La régulation de la tension du bus continu s'effectue alors par une boucle externe (par rapport à la boucle interne de régulation des courants), permettant de maintenir une tension constante sur le bus continu, avec un correcteur PI générant le courant de référence i_{fcond}^{ref} dans le condensateur

(N.B) : Le calcul des paramètres du régulateur (k_p et k_i) est bien détaillé dans la partie annexe (Annexe B).

III.5.2 Contrôle des courants transitant dans le filtre RL

Le modèle de la liaison du CCR au réseau les équations (III.37) dans le repère dq suivant le champ tournant statorique(BP) nous montre que nous pouvons mettre en place un contrôle des courants circulant dans le filtre RL étant donné, qu'à l'influence des couplages près, chaque axe peut être commandé indépendamment avec pour chacun son propre régulateur.

Les correcteurs utilisés sont de type PI. Dans le Figure (III.11) les schémas blocs de régulation apparaissent les termes de compensation et de découplage des axes dq ainsi que les modèles du CCR et de la liaison de celui-ci au réseau via le filtre RL suivant le repère dq

$$\begin{cases} v_f^d = R_f \cdot i_f^d + L_f \frac{di_f^d}{dt} + e_f^d \\ v_{sp}^q = R_f \cdot i_f^q + L_f \frac{di_f^q}{dt} + e_f^q \end{cases} \quad (III.37)$$

$$\begin{cases} e_f^d = -L_f \omega_s I_f^q \\ e_f^q = L_f \omega_s I_f^d \end{cases} \quad (III.38)$$

Les courants de référence i_f^{d-ref} et i_f^{q-ref} sont respectivement issus du bloc de contrôle de la tension du bus continu et du contrôle de la puissance réactive au point de connexion du CCR avec le réseau électrique (Figure III-11).

En négligeant les pertes dans la résistance (R_f du filtre RL et en tenant compte de l'orientation du repère dq lié au champ tournant statorique ($v_{sp} = 0$), les équations (II.50) deviennent :

$$\begin{cases} P_f = (V_s^q \cdot I_f^q) \\ Q_f = (V_s^q \cdot I_f^d) \end{cases} \quad (III.39)$$

A partir de ces relations, il est alors possible d'imposer les puissances active et réactive de référence, notées ici P_f^{ref} et Q_f^{ref} en imposant les courants de référence suivants :

$$\begin{cases} i_f^{q-ref} = \frac{P_f^{ref}}{V_{sq}} \\ i_f^{d-ref} = \frac{Q_f^{ref}}{V_{sq}} \end{cases} \quad (III.40)$$

La composante directe du courant est utilisée pour contrôler la puissance réactive au point de connexion du CCR avec le réseau électrique. La composante en quadrature, quant à elle, est utilisée pour réguler la tension du bus continu .

III.6 Résultats de simulation

Les simulations ont été réalisées avec le logiciel Matlab / Simulink. Afin de valider les commandes étudiées dans ce chapitre. Les résultats présentés ci-dessous sont obtenus en appliquant les lois de commande en puissance active et réactive que nous venons de présenter sur le modèle de la MADASB obtenu et validé dans le chapitre II. Les figures ci-dessous montrent les performances de la commande en puissances d'une machine prototype MADASB de 2.5kW entraînée à une vitesse fixe égale 600 (t/min) et pilotée au BC par un onduleur de tension à deux niveaux.

Le BP est connecté à une source triphasée parfaite d'une tension constante de 220 volts efficaces par phase. Tous les graphiques suivants montrent les composantes vectorielles des courants en utilisant une transformée triphasé-biphasé qui conserve ses valeurs maximales. La synthèse des régulateurs utilisés est détaillée dans l'annexe B.

Les puissances de référence ($P_{sp}^* = -1789.5W$; $Q_{sp}^* = 526.3158 VAR$)

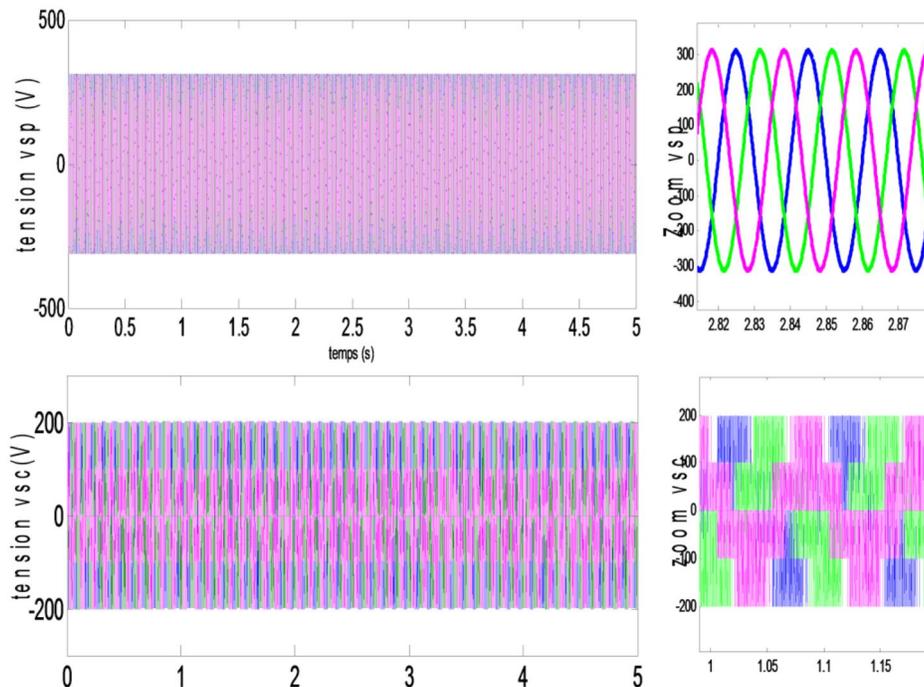


Figure III.12 Tensions statoriques de la MADSB (bobinage de puissance et de commande)

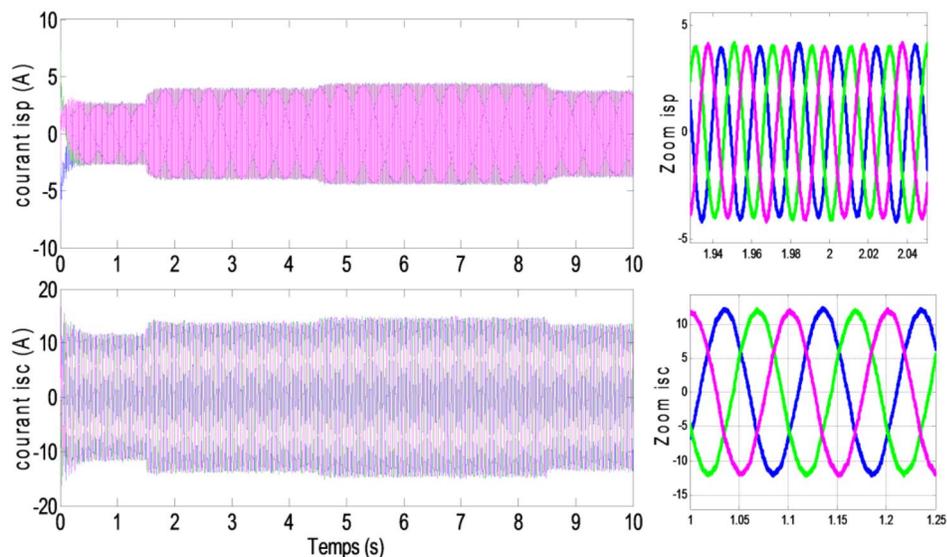


Figure III.13 Courants statorique de la MADS B (bobinage de puissance et de commande)

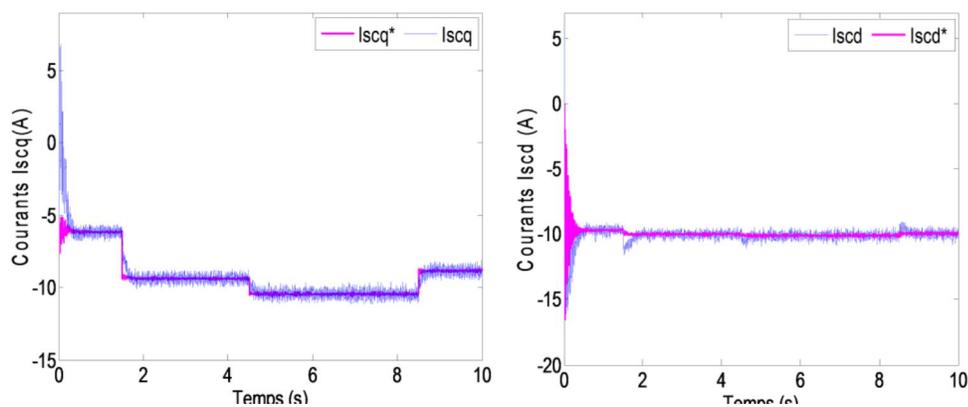


Figure III.14 Réponse de Courants statoriques du bobinage de commande (iscd, iscq)

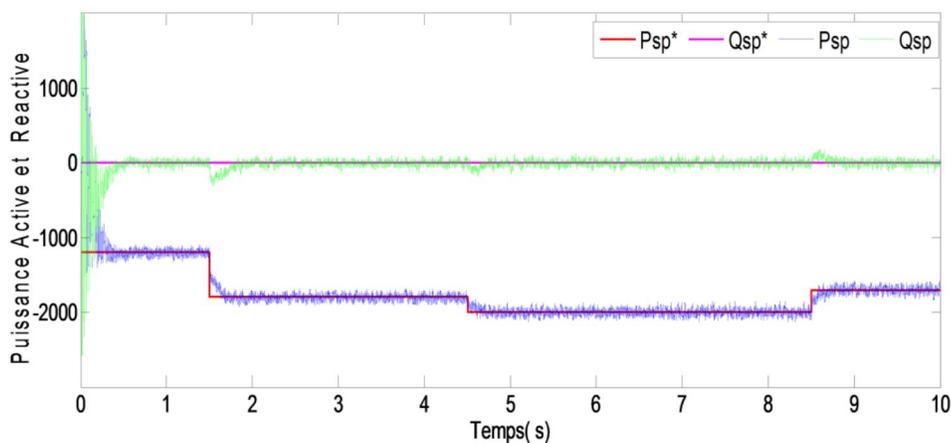


Figure III.15 Réponse de Puissances Active et Réactive du bobinage de puissance statorique

Les résultats des simulations montrent clairement l'exactitude de l'approche utilisée vis-à-vis du type de régulation adoptée qui reflète l'appel de besoin de contrôler les puissances active et réactive d'une manière indépendante. Pour cela nous avons choisi des régulateurs de type Proportionnel-Intégrale, on peut dire que tous les résultats obtenus dans ce chapitre avec les régulateurs PI sont suffisants à condition que les paramètres de la machine n'aient rien à changer. Mais dans la pratique les paramètres de la machine varient à cause de la température, des erreurs de mesure des capteurs, bruit de mesure...etc.

✓ *Teste de Robustesse vis-à-vis les variations paramétriques*

Pour bien tester le régulateur PI vis-à-vis la variation paramétrique surtout la résistance statorique (à cause de la température), nous avons présenté sur la figure.III.16, un profil de variation paramétrique, avec 100% d'augmentation sur les résistances du stator (BP) de 2.5 à 3.5 s et sur les résistances du stator (BC) de 6 à 7 s, respectivement.

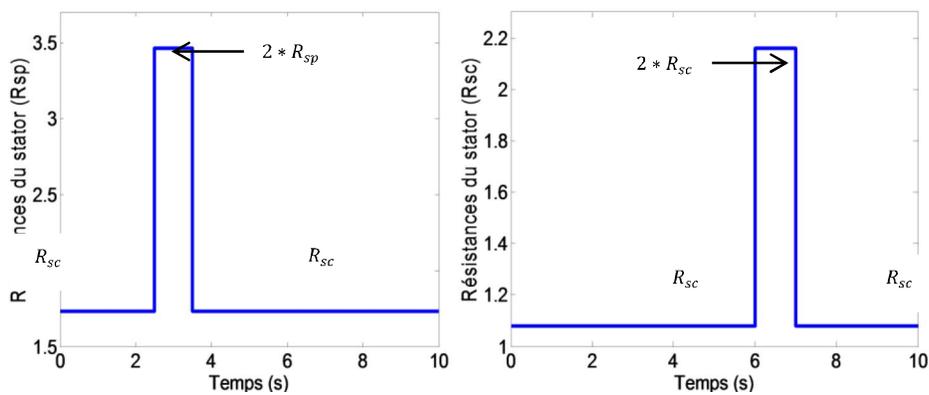


Figure III.16 Profil de Variation de la résistance statorique R_{sp} , R_{sc}

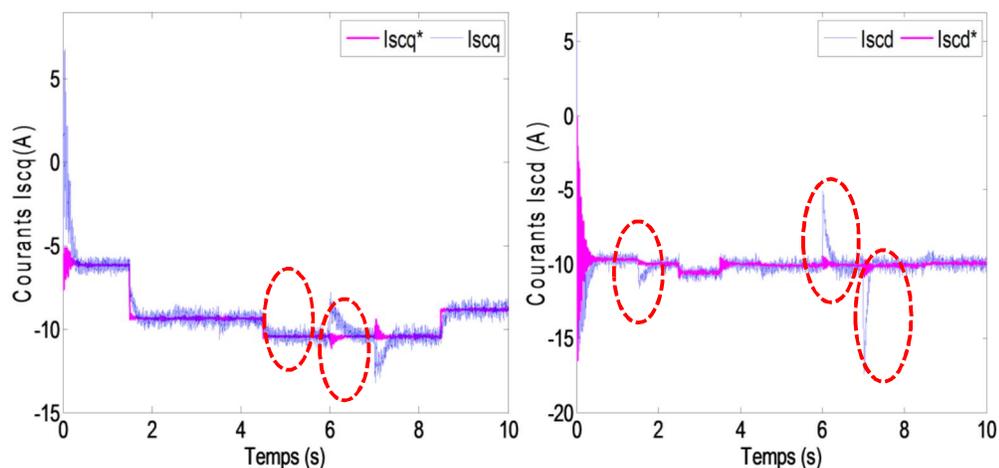


Figure III.17 Réponse de Courants statoriques du bobinage de commande ($iscd$, $iscq$)

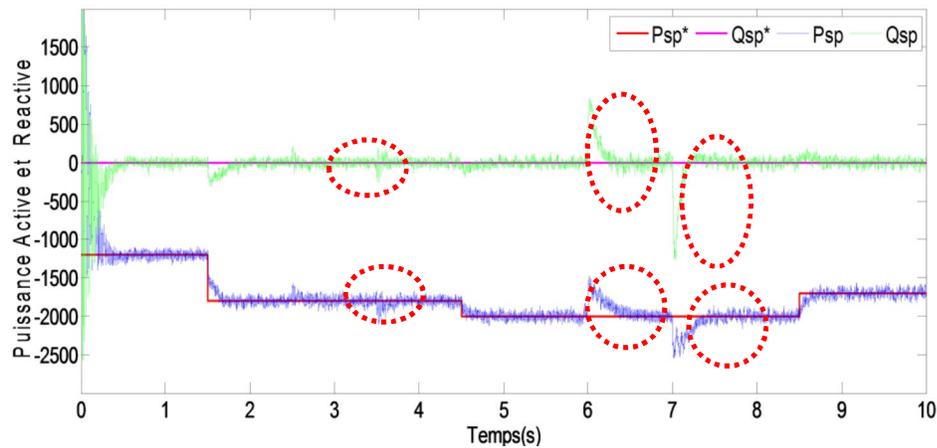


Figure III.18 Réponse de Puissance active et réactive du (BP)

Pour le test de robustesse, les variations paramétriques ont un effet notable sur la commande, voir figures (III.17) et figures (III.18), avec perte de découplage observé de la composante directe et en quadrature du courant statorique (BC) comme représenté sur la figure (III.17). Pour résoudre ce problème, il est indispensable d'utiliser d'autres régulateurs robustes ayant la capacité de rejeter ces problèmes et d'améliorer la structure de commande.

III.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié la commande des différents éléments constituant une chaîne de production éolienne. Nous avons abordé deux niveaux de commande : un premier niveau dédié à la commande de la turbine afin de maximiser la puissance captée (MPPT) et un second dédié à la commande de la génératrice au travers des convertisseurs de puissance. Pour cela, on a développé un modèle pour le contrôle indépendant des puissances active et réactive statoriques en partant de la commande vectorielle de la MADASB à flux statorique orienté. Pour bien tester la robustesse de la commande vis-à-vis de la variation paramétrique à cause de la température, nous avons présenté un profil de variation sur les résistances du stator. Les résultats des simulations montrent clairement que les variations paramétriques ont un effet notable sur la commande. Pour résoudre ce problème, il est indispensable d'utiliser d'autres régulateurs robustes ayant la capacité de rejeter ces problèmes et d'améliorer la structure de commande.

Chapitre IV : Commandes robustes d'un Système éolien à base de MADASB

IV.1 Introduction

Avec la complexité des nouvelles installations industrielles, les correcteurs classiques deviennent impuissants et donnent souvent des résultats moins performants. Pour surmonter ce problème, la tendance des recherches actuelles est vers les commandes non linéaires robustes qui donnent des résultats acceptables dans des larges domaines de fonctionnement. Parmi ces techniques, on trouve la technique des modes glissants, qui a retenu notre attention par la simplicité de son algorithme de réglage et sa grande robustesse vis-à-vis des incertitudes paramétriques (modélisation) et les perturbations externes au système [UTK 77],[SLO 91].

Dans ce chapitre, nous allons présenter une commande robuste des puissances active et réactive de la MADASB qui est basée sur l'approche de Lyapunov. Afin d'améliorer les performances de la commande de la machine, on s'intéressera à une technique de contrôle dite commande par mode glissant cette technique est une approche non linéaire et robuste contre les variations paramétriques et aux bruits de mesures. Après avoir introduit le concept de base de la commande par modes glissants et ses propriétés, on s'intéressera à la commande par modes glissants d'ordre supérieur, cette technique permet de réduire l'effet de « chattering » au voisinage de la surface de glissement. En effet un algorithme de mode glissant d'ordre deux sera étudié dans la dernière partie dans ce chapitre.

IV.2 Commande robuste de la MADASB basée sur la théorie de Lyapunov

Dans ce paragraphe, nous allons présenter les techniques de l'automatique utilisées dans le cadre de cette thèse. On parle alors de système asservi ou régulé qui doit répondre à un certain nombre d'exigences [BEL 10]:

- ✓ La stabilité (le régulateur ne doit pas rendre le système instable) ;
- ✓ La poursuite (annuler l'erreur et avoir une réponse la plus rapide possible),
- ✓ Le rejet de perturbations

Nous allons donc présenter les notions d'automatiques utilisées dans cette thèse

a) Point d'équilibre

physiquement, un système est en équilibre quand il conserve son état en absence de forces externes. Mathématiquement, cela équivaut à dire que la dérivée \dot{x} de son état est nulle.

b) Stabilité

On dit qu'un système est stable lorsqu'il revient à son état d'équilibre si l'on excite par une impulsion, il est instable lorsqu'il s'éloigne.

c) Stabilité de Lyapunov

Considérons le système invariable suivant [BEN 10]:

$$\dot{x} = f(x)$$

commençons à l'état initial $x(0)$. Supposons que x_e est un point d'équilibre du système,

$f(x_e) = 0$. Nous disons que le point d'équilibre est :

- **Stable**, si pour chaque $\varepsilon > 0$ existe $\delta(\varepsilon) > 0$, tel que :

$$\|x(0) - x_e\| < \delta \Rightarrow \|x(t) - x_e\| < \varepsilon \text{ pour } t \geq 0$$

- **Asymptotiquement stable**, s'il est stable et en plus il existe $r > 0$ tels que :

$$\|x(0) - x_e\| < r \Rightarrow x(t) \rightarrow x_e, \text{ lorsque } t \rightarrow \infty$$

- **Globalement asymptotiquement stable**, s'il est asymptotiquement stable pour tous les états initiaux.

d) Théorème de Lyapunov

La méthode directe de Lyapunov (ou la méthode des fonctions de Lyapunov) est dérivée du critère énergétique de stabilité en appliquant ce critère indépendamment du concept d'énergie, on remplace alors l'énergie du système par une « fonction de Lyapunov » qui est définie positive (comme l'énergie). Soit le système autonome :

$$\dot{x} = f(x), x_e = 0$$

Ce système aura un point d'équilibre $x_e = 0$, globalement asymptotiquement stable, s'il existe une fonction scalaire $V(x)$ continue avec une dérivée partielle par rapport au temps $\dot{V}(x)$ continue ayant les propriétés suivantes [BEN 00] :

$$\begin{cases} V(0) = 0, \\ V(x) > 0, \quad \forall x \neq 0 \end{cases}$$

et

$$\begin{cases} \lim_{\|x\| \rightarrow \infty} V(x) = \infty, \\ \dot{V}(x) < 0, \quad \forall x \neq 0 \end{cases}$$

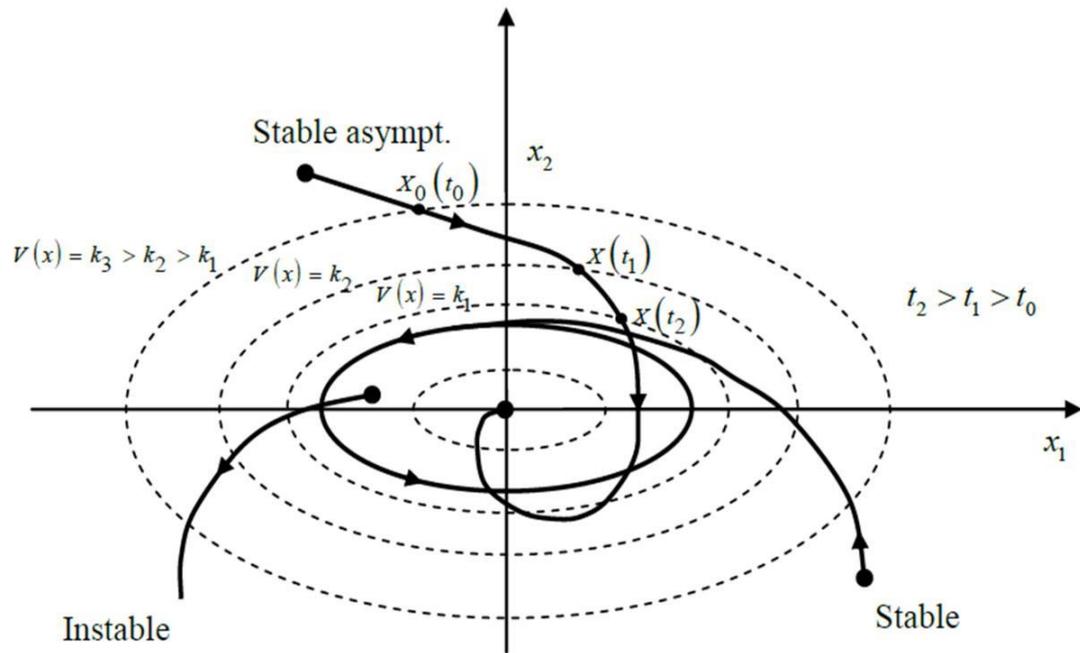


Figure IV.01: Interprétation géométrique du théorème de Lyapunov.

IV.2.2 Commande robuste des puissances active et reactive

Dans cette étude nous utilisons la modélisation à flux statorique orienté (voir chapitre III les équations (III.20) et (III.21)).

À partir du système d'équations (III.21) on obtient la relation entre les courants et les tensions statoriques de la machine (BC) par :

$$\begin{cases} V_{sc}^q = R_s i_{sc}^q + \left(\frac{d}{dt} (\delta_1 \psi_r^q + \delta_2 i_{sc}^q) + \omega_{sc} (\delta_1 \psi_r^d + \delta_2 i_{sc}^d - \delta_3 \psi_{sp}^d) \right) \\ V_{sc}^d = R_s i_{sc}^d + \left(\frac{d}{dt} (\delta_1 \psi_r^d + \delta_2 i_{sc}^d) - \omega_{sc} (\delta_1 \psi_r^q + \delta_2 i_{sc}^q - \delta_3 \psi_{sp}^q) \right) \end{cases} \quad (IV.01)$$

On tire l'expression des courants (BC)

$$\begin{cases} \frac{d i_{sc}^q}{dt} = \frac{V_{sc}^q}{\delta_2} - \frac{R_s}{\delta_2} i_{sc}^q - \frac{d \psi_r^q}{dt} \delta_1 - \frac{\omega_{sc}}{\delta_2} (\delta_1 \psi_r^d + \delta_2 i_{sc}^d - \delta_3 \psi_{sp}^d) \\ \frac{d i_{sc}^d}{dt} = \frac{V_{sc}^d}{\delta_2} - \frac{R_s}{\delta_2} i_{sc}^d - \frac{d \psi_r^d}{dt} \delta_1 - \frac{\omega_{sc}}{\delta_2} (\delta_1 \psi_r^q + \delta_2 i_{sc}^q) \end{cases} \quad (IV.02)$$

La réécriture de (IV.03) donne :

$$\begin{cases} \frac{d i_{sc}^q}{dt} = \frac{V_{sc}^q}{\delta_2} + f_1 \\ \frac{d i_{sc}^d}{dt} = \frac{V_{sc}^d}{\delta_2} + f_2 \end{cases} \quad (IV.03)$$

Avec :

$$\begin{cases} f_1 = -\frac{R_s}{\delta_2} i_{sc}^q - \frac{d\psi_r^q}{dt} \delta_1 - \frac{\omega_{sc}}{\delta_2} (\delta_1 \psi_r^d + \delta_2 i_{sc}^d - \delta_3 \psi_{sp}^d) \\ f_2 = -\frac{R_s}{\delta_2} i_{sc}^d - \frac{d\psi_r^d}{dt} \delta_1 - \frac{\omega_{sc}}{\delta_2} (\delta_1 \psi_r^q + \delta_2 i_{sc}^q) \end{cases} \quad (IV.04)$$

L'expression des puissances de la machine (BP) en fonction des courants statoriques (BC) définie par :

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} (-\delta_4 \psi_r^q + \delta_3 i_{sc}^q) \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} (\delta_5 \psi_{sp}^d - \delta_4 \psi_r^d + \delta_3 i_{sc}^d) \end{cases} \quad (IV.05)$$

Alors on peut définir une fonction de Lyapunov ($V(x) > 0$) comme suit

$$\begin{cases} V_1 = \frac{1}{2} (P_{sp}^{ref} - P_{sp})^2 \\ V_2 = \frac{1}{2} (Q_{sp}^{ref} - Q_{sp})^2 \end{cases} \quad (IV.06)$$

Sa dérivée est

$$\begin{cases} \dot{V}_1 = (P_{sp}^{ref} - P_{sp}) (P_{sp}^{ref} - \dot{P}_{sp}) \\ \dot{V}_2 = (Q_{sp}^{ref} - Q_{sp}) (Q_{sp}^{ref} - \dot{Q}_{sp}) \end{cases} \quad (IV.07)$$

En substituant (IV.03) et (IV.05) dans (IV.07), il en résulte :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{V}}_1 = (\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \mathbf{P}_{sp}) \left(\mathbf{P}_{sp}^{ref} - (\gamma \cdot V_{sc}^q + \alpha_1) \right) \\ \dot{\mathbf{V}}_2 = (\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \mathbf{Q}_{sp}) \left(\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - (\gamma \cdot V_{sc}^d + \alpha_2) \right) \end{cases} \quad (IV.08)$$

Avec :

$$\begin{cases} \alpha_1 = \gamma \cdot \delta_2 \cdot f_1 - \frac{3}{2} V_{sp} \cdot \delta_4 \cdot \dot{\psi}_r^q \\ \alpha_2 = \gamma \cdot \delta_2 \cdot f_1 - \frac{3}{2} V_{sp} \cdot \left(\delta_4 \cdot \dot{\psi}_r^d - \delta_5 \cdot \dot{\psi}_{sp}^d \right) \\ \gamma = \frac{3}{2} \cdot \frac{\delta_3}{\delta_2} \cdot V_{sp} \end{cases} \quad (IV.09)$$

La loi de commande est conditionnée par la vérification de la relation d'attractivité de Lyapounov

$$(V(x), \dot{V}(x) < 0)$$

L'équation (IV.08) peut être définie négative si on définit la loi de commande suivante :

$$\begin{cases} V_{sc}^q = \frac{1}{\gamma} \left(\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \alpha_1 \right) - K_1 (\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \mathbf{P}_{sp}) \\ V_{sc}^d = \frac{1}{\gamma} \left(\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \alpha_2 \right) - K_2 (\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \mathbf{Q}_{sp}) \end{cases} \quad (IV.10)$$

L'équation (IV.10) est remplacée dans (IV.08), nous trouvons le résultat suivant :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{V}}_1 = -K_1 (\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \mathbf{P}_{sp})^2 \\ \dot{\mathbf{V}}_2 = -K_2 (\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \mathbf{Q}_{sp})^2 \end{cases} \quad (IV.11)$$

L'équation (IV.11) est asymptotique stable, si et seulement si les gains K_1 et K_2 sont évidemment tous positifs [DRI 05] [MAH 16b]: autrement dit:

$$\begin{cases} \lim_{t \rightarrow \infty} (P_{sp}^{ref} - P_{sp}) = 0 \\ \lim_{t \rightarrow \infty} (Q_{sp}^{ref} - Q_{sp}) = 0 \end{cases}$$

IV.2.3 Commande robuste par retour d'états des puissances active et reactive

Dans ce qui suit, une commande robuste par retour d'états est conçue afin de résoudre le problème des incertitudes de modèle liées aux variations des paramètres de la machine et aux bruits de mesure. Dans ce genre de commande, les incertitudes dues au modèle sont globalement des fonctions non linéaires. Dans la pratique, ces fonctions de retour d'états peuvent être fortement affectées par l'effet de la température, la saturation et l'effet de peau. En outre, les différents non linéarités liées à la pollution harmonique due aux convertisseurs d'alimentation et des mesures de bruit seront à leur tour considérés. [DRI 05],[DRI 09], [CHE 13], [MAH 16b]. Généralement les fonctions (IV.03) peuvent être écrites comme suit :

$$\begin{cases} f_i = \hat{f}_i + \Delta f_i \\ \alpha_i = \hat{\alpha}_i + \Delta \alpha_i \end{cases} \quad (\text{IV.12})$$

Avec :

\hat{f}_i : fonction du retour d'états non-linéaire estimée (NLFF: *nonlinear feedback function*)

f_i : NLFF effective (réelle) ;

Δf_i : NLFF variation autour de f_i ; où : $i = 1, 2$.

Δf_i : peut être produite par les variations de paramètres.

Nous supposons que toutes les Δf_i sont bornées comme suit :

$$|\Delta f_i| < \beta_i \quad \text{où } \beta_i \text{ sont des limites connues}$$

La connaissance de β_i est déduite à partir de la parfaite connaissance du système (expertise) ,d'où on peut employer un nombre suffisamment grand pour satisfaire cette contrainte

En remplaçant (IV.12) dans (IV.03), nous trouvons

$$\begin{cases} \frac{d i_{sc}^q}{dt} = \frac{V_{sc}^q}{\delta_2} + f_1 + \Delta f_1 \\ \frac{d i_{sc}^d}{dt} = \frac{V_{sc}^d}{\delta_2} + f_2 + \Delta f_2 \end{cases} \quad (\text{IV.13})$$

La dérivée de la fonction de Lyapunov, liée à la dynamique de puissance active et réactive (équation IV.08) pour la nouvelle commande est:

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{V}}_1 = (\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \mathbf{P}_{sp}) \left(\mathbf{P}_{sp}^{ref} - (\gamma \cdot V_{sc}^q + \alpha_1 + \Delta\alpha_1) \right) \\ \dot{\mathbf{V}}_2 = (\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \mathbf{Q}_{sp}) \left(\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - (\gamma \cdot V_{sc}^d + \alpha_2 + \Delta\alpha_2) \right) \end{cases} \quad (IV.14)$$

Le choix de la loi de commande robuste associée à la linéarisation par retour d'états est donné comme suit:

$$\begin{cases} V_{sc}^q = \frac{1}{\gamma} \left(\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \alpha_1 \right) - K_1 (\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \mathbf{P}_{sp}) - K_{11} \text{sign}(\mathbf{P}_{sp}^{ref} - \mathbf{P}_{sp}) \\ V_{sc}^d = \frac{1}{\gamma} \left(\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \alpha_2 \right) - K_2 (\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \mathbf{Q}_{sp}) - K_{22} \text{sign}(\mathbf{Q}_{sp}^{ref} - \mathbf{Q}_{sp}) \end{cases} \quad (IV.15)$$

Ou $K_{ii} < \beta_i$ et $K_i > 0$

Par conséquent les variations Δf_i peuvent être absorbées en garantissant la stabilité du système si et seulement si les conditions suivantes sont satisfaites :

$$\begin{cases} K_{11} = |\Delta\alpha_1| \\ K_{22} = |\Delta\alpha_2| \end{cases} \quad (IV.16)$$

On remarque que la loi de commande donnée par (IV.15) garantit la stabilité du processus pour toutes les variations Δf_i [DRI 09] [CHE 13] [MAH 16b]. La conception des contrôleurs robustes, sera représentée par la figure (IV.01).

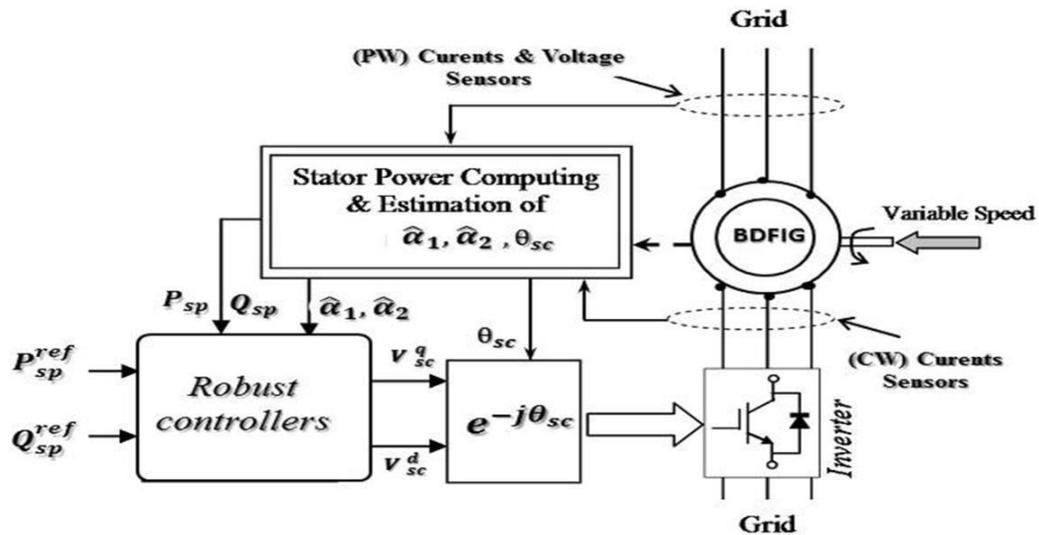


Figure IV.02: Schéma d'implantation générale de la commande proposée.

La figure (IV.02) présente le schéma général de la commande utilisée. On remarque que la commande de la puissance active et réactive statorique réalisée avec la linéarisation par retour d'états associé au contrôleur par mode glissant. En outre, un bloc de calcul de la puissance active et réactive statorique et d'estimation des paramètres, respectivement donnés par des retours d'états données par l'équation (IV.12).

IV.3 Commande par modes glissants d'ordre simple de la MADASB

Dans ce paragraphe, sera tout d'abord traité, la commande par mode de glissement classique, leurs concepts de base et leurs propriétés de robustesse,

IV.3.1 Principe et concept de base

L'algorithme de commande par mode de glissement est classifié dans les systèmes de contrôle à structure variable VSS (Variable Structure System dans la littérature anglo-saxonne) c'est-à-dire des commandes commutant entre plusieurs lois de commande différentes. Cette technique est basée sur le principe qu'il est plus facile de commander un système de premier ordre que de commander un système d'ordre n , qu'il soit linéaire ou non [SLO 91]. Le principe de ce type de système à structure variable consiste à amener, quelles que soient les conditions initiales, le point représentatif de l'évolution du système sur une hyper surface de l'espace de phase (représentant un ensemble de relations, statiques, entre les variables d'état). La surface considérée est alors désignée comme étant la surface de glissement ou de commutation. Le comportement du système peut être décrit par deux phases [HAD 13]:

Phase de convergence : Cette phase correspond à l'intervalle de temps $t \in [0 ; t_c]$ pendant lequel les trajectoires d'état du système ne sont pas sur la surface de glissement. Durant cette phase, le système reste sensible aux incertitudes.

Phase de glissement : Cette phase correspond à l'intervalle de temps $t \in [t_c ; \infty[$ durant lequel les trajectoires d'état sont confinées dans la surface de glissement. et le comportement du système ne dépend plus du système d'origine ni des perturbations, mais est entièrement déterminé par la surface de glissement.

IV.3.2 Formulation des expressions générales de la commande par modes glissants

Considérant le système dynamique décrit par l'équation différentielle suivante:

$$\begin{cases} \dot{x}_i(t) = x_{i+1}(t) & i = 1, \dots, n-1 \\ \dot{x}_n(t) = f(x) + b(x)u(t) + d(t) \\ y(t) = X(t) \end{cases} \quad (\text{IV.17})$$

Avec : $X(t) = [X_1(t), X_2(t), \dots, X_n(t)]^T$ est le vecteur d'état, $f(x)$ et $b(x)$ sont des fonctions non linéaires qui sont partiellement ou totalement inconnues. Avec $b(x) \geq b > 0$ ou b une constante donnée, $u(t)$: est la commande

$d(t)$: est la perturbation considérée comme étant bornée : $|d(t)| < D$

Le but du contrôle de la poursuite est de trouver une loi de commande telle-que, étant donné une trajectoire désirée $x_d(t)$, l'erreur de poursuite $e(t) = x(t) - x_d(t)$ tend vers zéro malgré la présence des perturbations

IV.3.3 Conception de la commande

La synthèse d'une loi de commande par modes glissants consiste à déterminer [SLO 91] [BRE 10]:

1. Une hyper-surface en fonction des objectifs de commande et des propriétés statiques et dynamiques désirées pour le système (IV.17). La dynamique exigée par l'hyper surface doit être compatible avec l'amplitude de commande utile disponible et la dynamique du système en boucle ouverte. Dans le cas contraire, le système ne pourra pas rester sur l'hyper surface, et la propriété d'insensibilité aux perturbations sera perdue.
2. Une loi de commande discontinue de manière à contraindre les trajectoires d'état du système à atteindre cette hyper surface en temps fini puis à y rester en dépit des incertitudes et des perturbations.

IV.3.3.1 Surface de glissement

La surface de glissement s'écrit généralement en fonction de l'écart de la sortie par rapport à sa valeur désirée. L'objectif de la commande est d'assurer la poursuite d'un signal de référence telle que l'écart e tend vers zéro.

a) Définition

Soit $S(x,t): X \times R^+ \rightarrow R$ une fonction suffisamment différentiable et considérée telle que son annulation permettra de satisfaire l'objectif de commande. La fonction $S(x,t)$ est appelée variable de glissement ou de commutation. L'ensemble : $S(t) = \{x / S(x,t) = 0\}$ représente alors une sous-variété de x de dimension $(n-1)$ appelée surface de glissement ou contrainte de commutation [KUN 12].

b) Degré relatif et choix de la surface de glissement

On définit le degré relatif d'un système par rapport à la sortie $S(t)$ comme étant le nombre minimum de fois qu'il faut dériver la sortie $S(t)$ par rapport au temps, pour y avoir apparaître l'entrée (commande) de manière explicite [ITK 76]. Un régime glissant d'ordre un existe sur la surface S si et seulement si le système (IV.17) est de degré relatif un par rapport à $S(x,t)$ [ISI 95].

La surface de glissement est définie par: $s(t) = \{x / s(x,t) = 0\}$. La forme de $s(x,t)$ (linéaire ou non-linéaire) est choisie selon l'application. Seule la contrainte d'attractivité de cette surface (c.-à-d. au voisinage de la surface de glissement, toutes les trajectoires du système doivent être dirigées vers elle) est nécessaire.

Dans la littérature on retrouve plus souvent des travaux qui considèrent la variable de glissement linéaire suivante :

$$\begin{cases} S(x,t) = e^{n-1} + \dots + c_2 \ddot{e} + c_1 \dot{e} + c_0 e \\ \text{ou} \quad e = x(t) - x_d(t) \end{cases} \quad (\text{IV.18})$$

Les coefficients $C_i (0 \leq i \leq n-2)$ sont choisis de telle sorte que le polynôme (VI.18) soit un polynôme d'Hurwitz pour que le système réduit soit stable (les racines du polynôme sont à partie réelle négative).

Ainsi, lorsque la variable de glissement $s(x,t)$ est forcée à zéro, l'erreur de poursuite e converge asymptotiquement vers zéro, avec une dynamique imposée par le choix des coefficients C_i .

Afin de simplifier le choix de la surface de glissement ainsi que celui des coefficients C_i , Slotine [SLO 91] propose une forme d'équation générale pour déterminer la surface de glissement qui assure la convergence d'une variable vers sa valeur désirée :

$$S(x, t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda \right)^{n-1} \cdot e(t), \quad \lambda > 0 \quad (\text{IV.19})$$

Où n est l'ordre du système.

La difficulté du choix des coefficients c_i se ramène à un seul choix celui de λ , qui caractérise la pente de la surface de glissement.

c) Condition d'attractivité

Afin de garantir l'attractivité de la surface $S(x, t) = 0$, on considère une fonction de Lyapunov V définie positive dont sa dérivée par rapport au temps le long des trajectoires du système en boucle fermée sera définie négative. Si on définit la fonction de Lyapunov :

$$V = \frac{1}{2} S^2 \quad (\text{IV.20})$$

alors la condition d'attractivité est définie par l'inégalité:

$$S(x) \cdot \dot{S}(x) < 0 \quad (\text{IV.21})$$

Cette inégalité est appelée condition d'attractivité qui n'est pas suffisante pour assurer une convergence en temps fini vers la surface de glissement. Pour assurer une convergence de $S(x, t)$ vers zéro en temps fini, une condition plus forte doit être respectée. Dans le cas des modes glissants classiques (d'ordre un), on utilise généralement la condition d'attractivité non-linéaire dite condition de η -attractivité [SLO 91].

$$\dot{V} = \frac{1}{2} \frac{d}{dt} (S^2) \leq -\eta |S| \quad \text{avec } \eta > 0 \quad (\text{IV.22})$$

IV.3.3.2 Glissement réel et glissement idéal

Avant d'introduire les différentes approches de commande par mode glissant, il est nécessaire de définir deux notions importantes, le glissement idéal et réel. On appelle un régime glissant idéal sur une surface toute trajectoire du vecteur d'état x qui se maintient sur la surface de glissement. Tout mouvement du vecteur d'état x se faisant au voisinage immédiat de la surface

glissement est appelé glissement réel. L'existence d'un glissement réel est due à une limite technologique imposée par un temps de commutation non nul et à la dynamique négligée au cours de la modélisation du système. Le glissement idéal est une extension du glissement réel pour un temps de commutation tendant vers zéro (équivalent à une fréquence de commutation infinie).

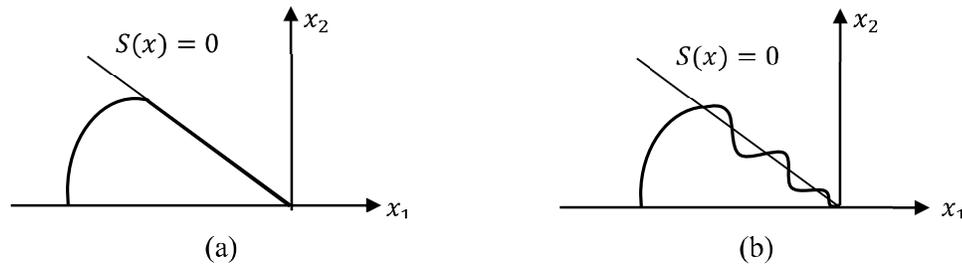


Figure. IV.03 : Glissement idéal (a) et glissement réel (b)

IV.3.3.2 Commande par mode glissant à base de commande équivalente

Une procédure simple, dénommée méthode de la commande équivalente est présentée pour la première fois en anglais dans [UTK 77], permet de calculer facilement et de manière systématique un algorithme de commande par modes glissants d'ordre un.

La structure de la commande comporte deux parties, une première concernant la linéarisation exacte u_{eq} et une deuxième stabilisante ΔU , cette dernière est très importante dans la technique de commande par mode de glissement, car elle est utilisée pour éliminer les effets d'imprécision du modèle et rejeter les perturbations extérieures.

$$u(t) = u_{eq} + \Delta u \quad (IV.23)$$

u_{eq} : Correspond à la commande équivalente proposée par Filipov et Utkin, elle sert à maintenir la variable à contrôler sur la surface de glissement $s(x)$.

La commande équivalente est déduite en considérant que le dérivé de la surface est nul $\dot{s}(x) = 0$. Elle peut être interprétée comme étant un retour d'état particulier jouant le rôle d'un signal de commande appliqué sur le système à commande lors de la commutation rapide entre les valeurs U_{max} et U_{min}

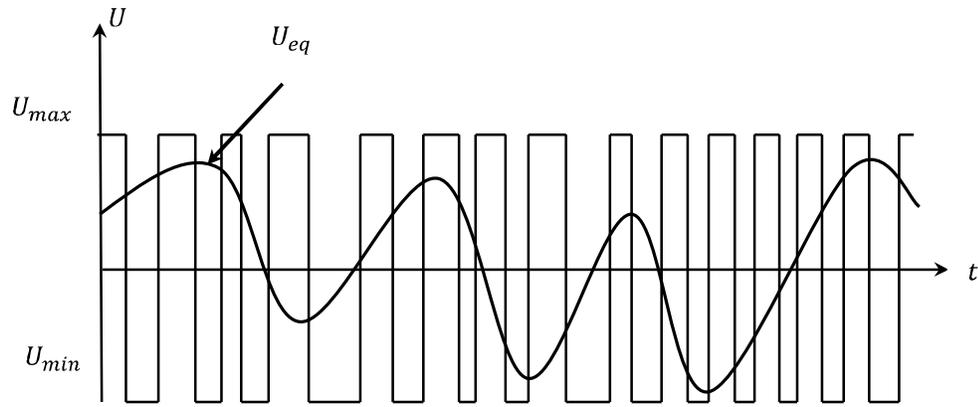


Figure. IV.04 : La valeur continue u_{eq} lors de la commutation entre U_{max} et U_{min}

Δu : est déterminée pour vérifier la condition de convergence c'est-à-dire un terme de commutation constitué de la fonction « sgn » de la surface de glissement S, multipliée par une constante . Il impose au point de fonctionnement de rester au voisinage de la surface S.

Afin de mettre en évidence le développement précédent, on applique cette commande à une classe de systèmes non linéaires affines en la commande de la forme:

$$\dot{x} = f(t, x) + g(t, x)u \quad (IV.24)$$

Où $X \in \mathbb{R}^n$ est le vecteur des variable d'état , $f(t, x) = [f_1(t, x), f_2(t, x), \dots, f_n(t, x)]$ le champ de vecteur généralement non linéaire et non exactement connu. $g(t, x)$ est une fonction de commande de dimension $g(t, x)$ non exactement connue. La dérivée de la surface $s(x)$ est :

$$\dot{s} = \frac{ds}{dt} = \frac{\partial s}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial t} \quad (IV.25)$$

L'existence du régime glissant nous conduit à établir pour tout $t \geq t_c$.

$$\dot{S} = \frac{\partial}{\partial x} [f(t, x) + g(t, x)u_{eq}] + \frac{\partial S}{\partial t} = 0 \quad (IV.26)$$

Où u_{eq} est la commande équivalente donnée par :

$$u_{eq} = - \left[\frac{\partial S}{\partial x} g(t, x) \right]^{-1} \left(\frac{\partial S}{\partial x} f(t, x) + \frac{\partial S}{\partial t} \right) \quad (IV.27)$$

La commande équivalente est bien définie si et seulement si $\frac{\partial S}{\partial x} \mathbf{g}(t, x) \neq 0$. C'est la condition de transversalité qui constitue une condition nécessaire pour l'existence d'un régime glissant. Elle signifie que le champ de vecteur $\mathbf{g}(t, x)$ ne doit pas être tangent à la surface S . Plus souvent, la loi de commande par mode glissant à adopter est obtenue par l'ajout d'un terme u_{glis} discontinu, rapide en haute fréquence assurant la convergence vers la surface de glissement [UTK 92].

$$\mathbf{u}(x) = \mathbf{u}_{eq}(x) - \lambda_n \left[\frac{\partial S}{\partial x} \mathbf{g}(t, x) \right]^{-1} \text{sign}(S) \quad (\text{IV.28})$$

Où λ_n est une constante positive

IV.3.4 Commande par modes glissants d'ordre un des puissances active et réactive

La puissance active sera directement proportionnelle au courant statorique (BC) d'axe q, et la puissance réactive proportionnelle au courant statorique (BC) d'axe d, [MAH 13 b,c]

a) *Choix des surfaces de glissements*

Pour contrôler les puissances active et réactive on prend $n=1$ [MAH 13b] [MAH 16a], l'expression de la surface de contrôle des puissances a pour forme :

$$\begin{cases} S_P = (P_{sp}^{ref} - P_{sp}) \\ S_Q = (Q_{sp}^{ref} - Q_{sp}) \end{cases} \quad (\text{IV.29})$$

b) *Conditions de convergence*

Pour que les variables choisies convergent vers leurs valeurs de référence il faut que les deux surfaces de glissement soient nulles.

Par conséquent pour une surface de glissement nulle, la puissance active et réactive convergeant exponentiellement vers leurs références. Alors pour suivre P_{sp}^{ref} et Q_{sp}^{ref} , il suffit de rendre la surface de glissement attractive et invariante.

La réalisation d'un mode glissant est conditionnée par la vérification par la relation d'attractivité de Lyapov [MAH 13b ,c] [MAH 16a] :

$$\begin{cases} \mathbf{S}_P \cdot \dot{\mathbf{S}}_P < 0 \\ \mathbf{S}_Q \cdot \dot{\mathbf{S}}_Q < 0 \end{cases} \quad (\text{IV.30})$$

et celle d'invariance :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{S}}_P = 0 \\ \dot{\mathbf{S}}_Q = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.31})$$

c) Loi de commande par mode glissant

L'algorithme de commande est défini par [MAH 13b,c] [MAH 16a] :

$$V_{sc} = V_{sc}^{eq} + \Delta V_{sc} \quad (\text{IV.32})$$

Avec :

V_{sc} : Grandeur de commande

V_{sc}^{eq} : Grandeur de commande équivalente,

ΔV_{sc} Terme de commutation de commande

la dérivée de la surface est

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{S}}_P = \left(\dot{\mathbf{P}}_{sp}^{ref} - \dot{\mathbf{P}}_{sp} \right) \\ \dot{\mathbf{S}}_Q = \left(\dot{\mathbf{Q}}_{sp}^{ref} - \dot{\mathbf{Q}}_{sp} \right) \end{cases} \quad (\text{IV.33})$$

On remplace l'expression des puissances (IV.05) dans (IV.33)

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{S}}_P = \left(\dot{\mathbf{P}}_{sp}^{ref} - \left(\gamma \cdot V_{sc}^q + \alpha_1 \right) \right) \\ \dot{\mathbf{S}}_Q = \left(\dot{\mathbf{Q}}_{sp}^{ref} - \left(\gamma \cdot V_{sc}^d + \alpha_2 \right) \right) \end{cases} \quad (\text{IV.34})$$

En remplaçant l'expression de V_{sc} par $V_{sc}^{eq} + \Delta V_{sc}$, la commande apparaît clairement dans l'équation suivante :

$$\begin{cases} \dot{S}_P = \dot{P}_{sp}^{ref} - \left(\gamma \cdot (V_{sc}^{q-eq} + \Delta V_{sc}^q) + \alpha_1 \right) \\ \dot{S}_Q = \dot{Q}_{sp}^{ref} - \left(\gamma \cdot (V_{sc}^{d-eq} + \Delta V_{sc}^d) + \alpha_2 \right) \end{cases} \quad (IV.35)$$

Durant le mode de glissement et en régime permanent, on a :

$$\begin{cases} S_P = 0 \\ S_Q = 0 \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} \dot{S}_P = 0 \\ \dot{S}_Q = 0 \end{cases}, \quad \begin{cases} \Delta V_{sc}^q = 0 \\ \Delta V_{sc}^d = 0 \end{cases} \quad (IV.36)$$

On tire de l'équation précédente la grandeur de commande équivalente V_{sc}^{eq} qui s'écrit :

$$\begin{cases} V_{sc}^{q-eq} = \frac{1}{\gamma} \left(\dot{P}_{sp}^{ref} + \alpha_1 \right) \\ V_{sc}^{d-eq} = \frac{1}{\gamma} \left(\dot{Q}_{sp}^{ref} + \alpha_1 \right) \end{cases} \quad (IV.37)$$

Par conséquent, le terme de commutation est donné par :

$$\begin{cases} \Delta V_{sc}^q = -K_q \cdot \text{sgn}(S_P) \\ \Delta V_{sc}^d = -K_d \cdot \text{sgn}(S_Q) \end{cases} \quad (IV.38)$$

$$\begin{cases} V_{sc}^q = V_{sc}^{q-eq} + \Delta V_{sc}^q \\ V_{sc}^d = V_{sc}^{d-eq} + \Delta V_{sc}^d \end{cases} \quad (IV.39)$$

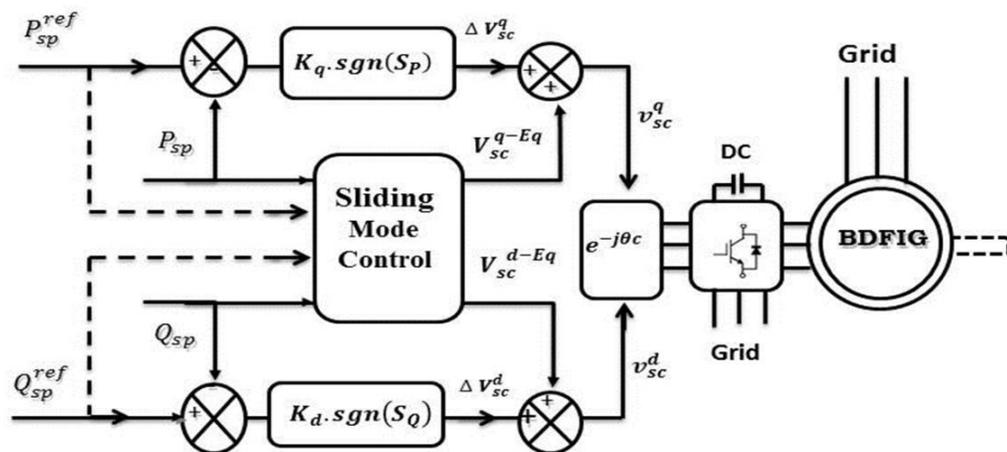


Figure IV.05: Schéma bloc de la structure de commande par mode glissant simple.

1V.3.5 Phénomène de broutement

La commande des systèmes à structure variable peut être commutée d'une valeur à une autre suivant le signe d'une fonction de commutation, avec une fréquence infinie. Cependant, dans les systèmes réels, il est impossible de réaliser une telle commutation de la commande pour des raisons technologiques telles que : l'hystérésis, la présence de retard, limitation des actionneurs ... etc.

La commande discontinue engendre des oscillations du vecteur d'état et de la commande à une fréquence finie. Ce phénomène est appelé « le phénomène de broutement » (chattering en anglais). Celui-ci se caractérise par de fortes oscillations des trajectoires du système autour de la surface de glissement Fig.IV.06

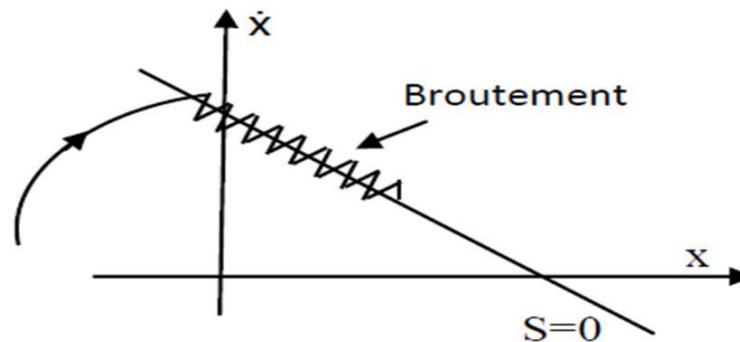


Figure IV.06: Phénomène de broutement.

Ce phénomène a plusieurs effets indésirables sur le comportement du système [BOU 07].

Il peut :

- ✓ Dégrader les performances et même conduire à l'instabilité
- ✓ Exciter des dynamiques non modélisées
- ✓ Diminuer la précision
- ✓ Produire une grande perte d'énergie
- ✓ Créer une fatigue des parties mécanique mobile.

Plusieurs techniques ont alors été proposées pour réduire ou éliminer ce phénomène. Parmi ces techniques on présente deux solutions :

1V.3.5.1 Quelques solutions pour le problème du chattering

a) La proposition de Slotine

Elle consiste à approximer la commande discontinue par une loi continue au voisinage de la surface, cette fonction a le nom « sat ». Dans ce cas la commande devient [SLO 91] :

$$u = -k \text{ sat}(s) \quad (\text{IV.40})$$

la fonction « sat » est donnée par :

$$\text{sat}(s) \begin{cases} \frac{s}{\Phi} & \text{si } |s| \leq \Phi \\ \text{sign}(s) & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{IV.41})$$

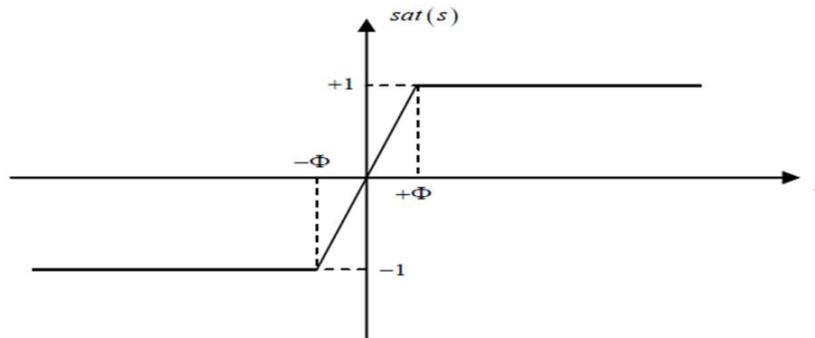


Figure IV.07: Fonction de saturation « sat ».

b) La proposition de Harshima

Dans celle-ci, la fonction signe est remplacée par une fonction de lissage appelée « cont ».

Dans ce cas la commande devient [SLO 91] :

$$u = -k \text{ cont}(s) \quad (\text{IV.42})$$

Tel que :

$$\text{cont}(s) \begin{cases} \frac{s}{|s| + \delta} & \text{si } |s| \leq \Phi \text{ avec } \delta > 0 \\ \text{sign}(s) & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{IV.43})$$

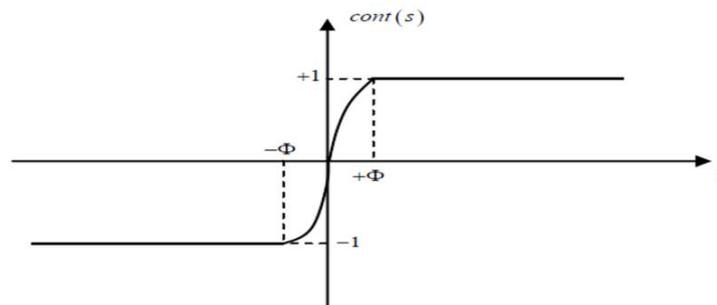


Figure IV.08: Fonction de saturation « cont ».

Bien que ces solutions permettent d'atténuer le phénomène de réticence, la robustesse de la commande s'en trouve dégradée avec une dépréciation du temps de réponse. Pour passer outre ces inconvénients, une autre solution basée sur la commande par modes glissants d'ordre supérieur est proposée et présentée ci-après.

IV.4 Mode glissant d'ordre supérieur de la MADASB

IV.4.1 Introduction

Les modes glissants d'ordre supérieur ont été introduits par Emelyanov, Korovin, et Levantovsky (1986) [EME 86]. Ils représentent une extension des modes glissants d'ordre 1 à un degré plus élevé. Cette généralisation conserve la principale caractéristique en termes de robustesse que celle des modes glissants classiques.

Ils permettent aussi de réduire leur principal inconvénient : l'effet de « chattering » au voisinage de la surface de glissement [KUN 12]. L'extension des modes glissants d'ordre un aux modes glissants d'ordre supérieur est caractérisée par le choix d'une commande discontinue agissant non seulement sur la surface de glissement mais également sur ses dérivées supérieures.

IV.4.2 Principe de fonctionnement

Le principe de la commande par mode glissant d'ordre supérieur (r), consiste à contraindre le système à évoluer sur une variété S déterminée par l'annulation de $(r - 1)$ premières dérivées successives par rapport au temps de la surface de glissement soit $S^{(r-1)}$. On aura ainsi une précision d'ordre r sur la convergence du système. On peut classifier les régimes glissants d'ordre supérieur par le numéro de r dérivées successives de la surface de glissement. Ce numéro est appelé l'ordre de glissement. Le ($r^{\text{ème}}$) ordre du système est donné par:

$$S = \dot{S} = \ddot{S} = \dots = S^{(r-1)} = 0 \quad (\text{IV.44})$$

Où r désigne le degré relatif du système par rapport à la surface de glissement.

✓ Pour un degré relatif $r = 1$ nous aurons :

$$\frac{\partial S}{\partial u} = 0, \quad \frac{\partial \dot{S}}{\partial u} \neq 0 \quad (\text{IV.45})$$

✓ Pour un degré relatif $r > 1$ nous aurons :

$$\frac{\partial S_i}{\partial u} = 0, i = (1, 2 \dots, (r-1)), \frac{\partial S^r}{\partial u} \neq 0 \quad (\text{IV.46})$$

L'inconvénient principal de la commande en mode glissant d'ordre supérieur réside dans le besoin de connaître les variables d'état et leurs dérivées. Il en résulte alors que pour la synthèse d'un contrôleur en modes glissants d'ordre r , les fonctions $(S, \dot{S}, \ddot{S}, \dots, S^{(r-1)})$ sont nécessaires.

IV.4.3 Commande par mode glissant d'ordre deux

Le but de ce type de contrôleurs est de générer un régime glissant du second ordre sur une surface S par l'annulation d'elle-même ainsi que de sa dérivée \dot{S} en un temps fini ($S = \dot{S} = 0$). La figure suivante montre la trajectoire de convergence du système vers la surface S .

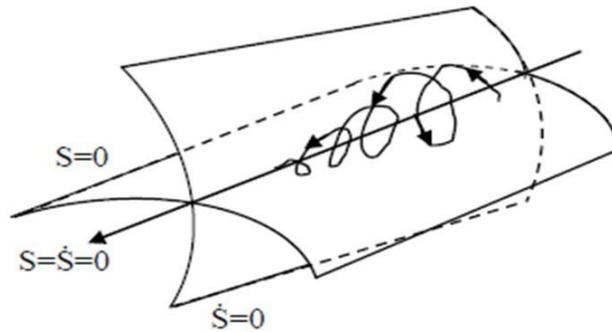


Figure IV.09: Trajectoire du glissement d'ordre deux

Pour définir les algorithmes de commande par mode glissant d'ordre deux, on considère le système décrit par l'équation différentielle suivante :

$$\dot{x} = f(t, x, u) \quad (\text{IV.47})$$

Afin de générer un régime glissant d'ordre deux sur une surface choisie S , il faut maintenir S ainsi que sa dérivée à zéro dans un temps fini ($S = \dot{S} = 0$). La première et la deuxième dérivée de S sont données par :

$$\begin{cases} \dot{S} = \frac{\partial}{\partial t} S(t, x) + \frac{\partial}{\partial x} S(t, x) f(t, x, u) \\ \ddot{S} = \varphi(t, x, u) + \gamma(t, x) v \end{cases} \quad (\text{IV.48})$$

Ou

$$\begin{cases} \varphi(t, x, u) = \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x, u) + \frac{\partial}{\partial x} \dot{S}(t, x, u) f(t, x, u) \\ \gamma(t, x) = \frac{\partial}{\partial u} \dot{S}(t, x, u) \end{cases} \quad (\text{IV.49})$$

Pour un degré relatif 1, l'approche par mode glissant classique permet d'atteindre l'objectif de commande. Toutefois, la commande par mode glissant d'ordre deux peut être appliquée afin de réduire le phénomène de réticence.

Pour cela, l'entrée u du système est considérée comme nouvelle variable d'état, tandis que son dérivé $v = \dot{u}$ est considéré comme une commande actuelle.

La commande discontinue $v = \dot{u}$ assure la convergence vers la surface de glissement définie par $S = 0$ puis la maintenir par la suite ($S = \dot{S} = 0$). Finalement lorsque l'on fait le calcul de la commande du système $u = \int v$, elle devient continue limitant ainsi le phénomène de réticence (broutement)

Il existe plusieurs techniques spécialisées d'algorithmes engendrant la convergence de S et vers zéro. Les plus utilisées dans la littérature sont le Twisting et le super Twisting [LEV 93] [KHA 03] [SAM 04].

IV.4.4. Algorithme de commande par mode glissant d'ordre deux

IV.4.4.1 Algorithme de Super Twisting

Cet algorithme a été développé pour l'asservissement des systèmes à degré relatif égal à un, cette technique a été proposée par [LEV93], puis modifiée par [KHA03] pour les systèmes de degré relatif égal à deux. L'algorithme de super-twisting est conçu afin de réaliser une commande continue par mode glissant d'ordre deux en utilisant uniquement les informations sur S et l'évaluation du signe de S n'étant pas nécessaire. La commande par mode glissant basée sur l'algorithme du super-twisting est donnée par :

$$u = u_1 + u_2, \text{ avec } \begin{cases} u_1 = -\alpha |S|^\tau \text{sign}(S) \\ \dot{u}_2 = -\beta \text{sign}(S) \end{cases} \quad \tau \in]0, 0.5] \quad (\text{IV.50})$$

Avec α et β des constantes positives. La convergence en temps fini est garantie par les conditions suivantes :

$$\begin{cases} \alpha^2 \geq \frac{4\phi G_2 (\alpha + \phi)}{G_1^2 G_1 (\alpha - \phi)} \\ \beta \geq \frac{\phi}{G_1} \end{cases} \quad \text{pour } \tau = 0.5 \quad (\text{IV.51})$$

Pour plus de détails sur la convergence et la robustesse de l'algorithme, voir [KUN 12]. La figure (IV.10) présente le plan de phase de l'algorithme.

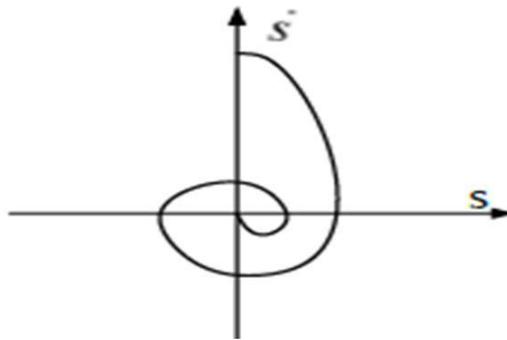


Figure IV.10: Convergence en temps fini de l'algorithme super Twisting

IV.4.4.2 Autre algorithmes

Il existe d'autres algorithmes de commande à régimes glissants d'ordre 2, tels que :

- ✓ Algorithme de Twisting
- ✓ Le drift algorithme
- ✓ Le sous-optimal algorithme.

Ces algorithmes sont bien présentés et détaillés dans [KUN 12] et [BRE 10].

Dans la suite de cette thèse, on s'intéressera principalement à l'algorithme de Super-twisting.

IV.4.5 Commande par modes glissants d'ordre deux des puissances active et réactive

Pour concevoir une commande par modes glissants d'ordre deux garantissant des performances robustes en présence de variations paramétriques et de perturbations, on utilise l'algorithme du *supertwisting* [TRA08]. Cette stratégie, illustrée par la (Fig. IV.11) minimise encore plus le phénomène de broutement, elle a été utilisée dans certaines applications spécifiques [KUN 12], mais son exploitation dans le contrôle de systèmes à énergie renouvelables, et en particulier les génératrices, est récent [VAL 08],[BEN 09]. Dans ce cadre, nous avons choisi les surfaces de glissement suivantes :(défini par (IV.29))

$$\begin{cases} S_P = (P_{sp}^{ref} - P_{sp}) \\ S_Q = (Q_{sp}^{ref} - Q_{sp}) \end{cases}, \text{ la dérivée des surfaces sont :}$$

$$\begin{cases} \dot{S}_P = \left(\dot{P}_{sp}^{ref} - (\gamma \cdot V_{sc}^q + \alpha_1) \right) \\ \dot{S}_Q = \left(\dot{Q}_{sp}^{ref} - (\gamma \cdot V_{sc}^d + \alpha_2) \right) \end{cases} \quad (IV.52)$$

En posant F_1 et F_2 telles que :

$$\begin{cases} F_1 = \dot{P}_{sp}^{ref} - \alpha_1 \\ F_2 = \dot{Q}_{sp}^{ref} - \alpha_2 \end{cases} \quad (IV.53)$$

Nous obtenons alors :

$$\begin{cases} \ddot{S}_P = \left(\dot{F}_1 - \gamma \cdot \dot{V}_{sc}^q \right) \\ \ddot{S}_Q = \left(\dot{F}_2 - \gamma \cdot \dot{V}_{sc}^d \right) \end{cases} \quad (IV.54)$$

Considérons maintenant la commande suivante :

$$\begin{cases} V_{sc}^q = y_1 + \beta_1 |S_P|^{\frac{1}{2}} \text{sign}(S_P) \\ \dot{y}_1 = \beta_2 \cdot \text{sign}(S_P) \\ V_{sc}^d = y_2 + \beta_3 |S_Q|^{\frac{1}{2}} \text{sign}(S_Q) \\ \dot{y}_2 = \beta_4 \cdot \text{sign}(S_Q) \end{cases} \quad (IV.55)$$

Avec les constantes positives $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4, \Phi_1, \Phi_2$ qui satisfont les inégalités suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \left| \dot{F}_1 \right| < \Phi_1, \beta_1 > \Phi_1 \\ \left| \dot{F}_1 \right| < \Phi_2, \beta_3 > \Phi_2 \\ \beta_2^2 \geq \frac{\Phi_1 (\beta_1 + \Phi_1)}{(\beta_1 - \Phi_1)} \\ \beta_4^2 \geq \frac{\Phi_2 (\beta_3 + \Phi_2)}{(\beta_3 - \Phi_2)} \end{array} \right. \quad (IV.56)$$

La stratégie de commande par mode glissant d'ordre 2 élaborée est illustrée par la Fig. IV.11.

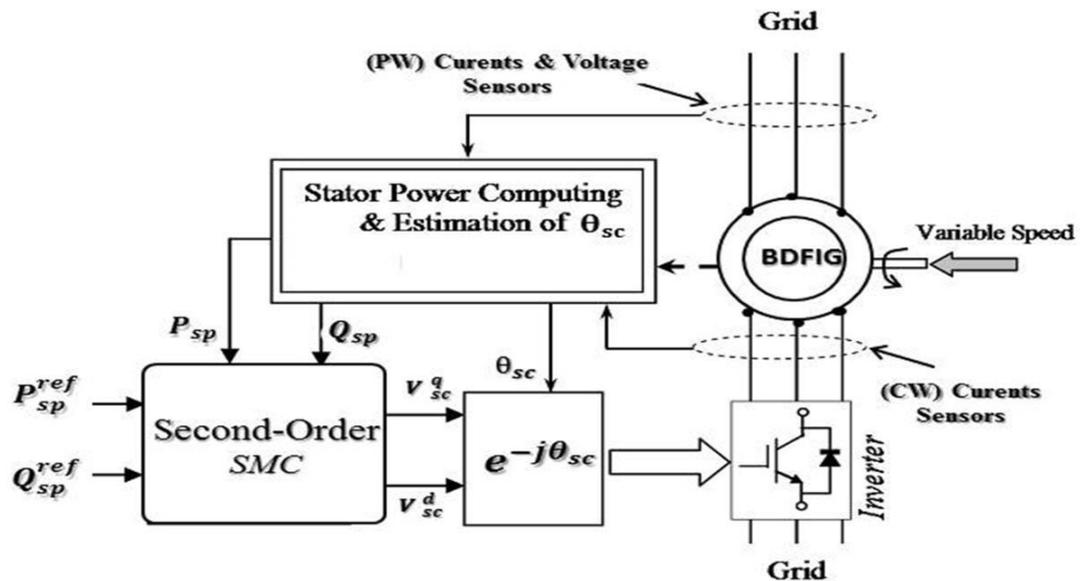


Figure IV.11: Principe de la commande de la MADASB par mode glissant d'ordre 2.

Celle-ci répond aux objectifs décrits dans l'introduction c'est-à-dire qu'elle est robuste. Elle augmente donc la fiabilité, elle améliore le rendement énergétique et avec le peu de broutement qu'elle engendre, elle limite le stress mécanique sur l'ensemble de la transmission de l'éolienne.

IV.5 Simulation numérique

Les simulations ont été réalisées avec le logiciel Matlab/Simulink. Afin de valider les commandes étudiées dans ce chapitre. Pour ces simulations, nous considérons que le système

éolien est en régime permanent et qu'il fonctionne dans la zone de fonctionnement optimal (Zone 2), c'est-à-dire qu'il produit le maximum de puissance en fonction de la vitesse du vent.

a) Suivi des consignes

Dans cette simulation nous avons adopté toutes les conditions des essais du (chapitre. III) pour que nous puissions faire la comparaison entre les régulateurs utilisés. La puissance réactive de référence Q_{sp}^{ref} est fixée à 0 VAR, ce qui garantit un facteur de puissance unitaire.

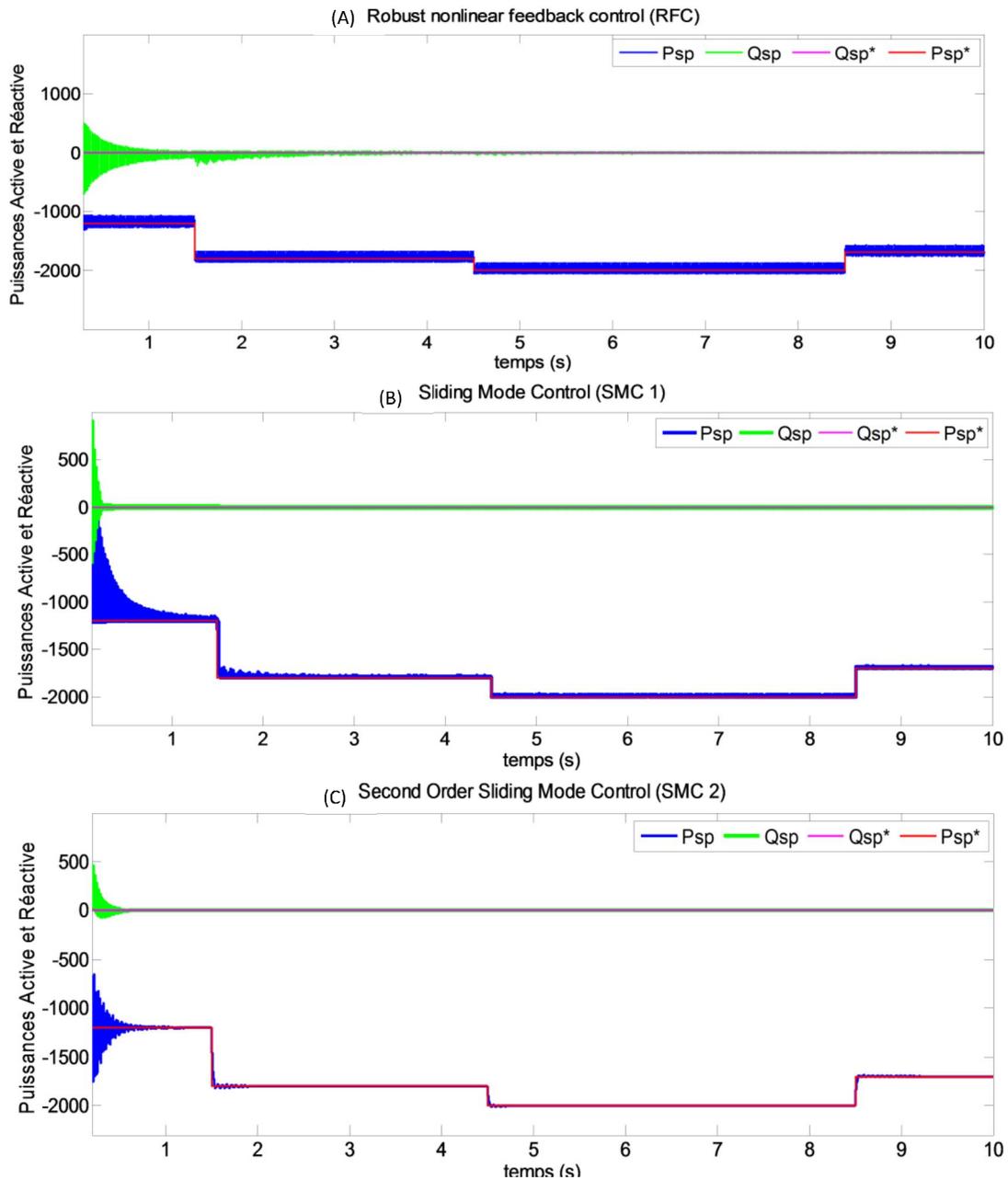


Figure IV.12 Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique(BP)

(A) :RFC , (B) :SMC1 , (C) : SMC2

b) Teste de Robustesse vis-à-vis des variations paramétriques

Pour bien tester les régulateurs Robust utilisés vis-à-vis la variation paramétrique surtout la résistance statorique (à cause de la température), un profil de variation paramétrique, avec 100% d'augmentation sur les résistances du stator (BP) de 2.5 à 3.5 s et sur les résistances du stator (BC) de 6 à 7 s, respectivement.

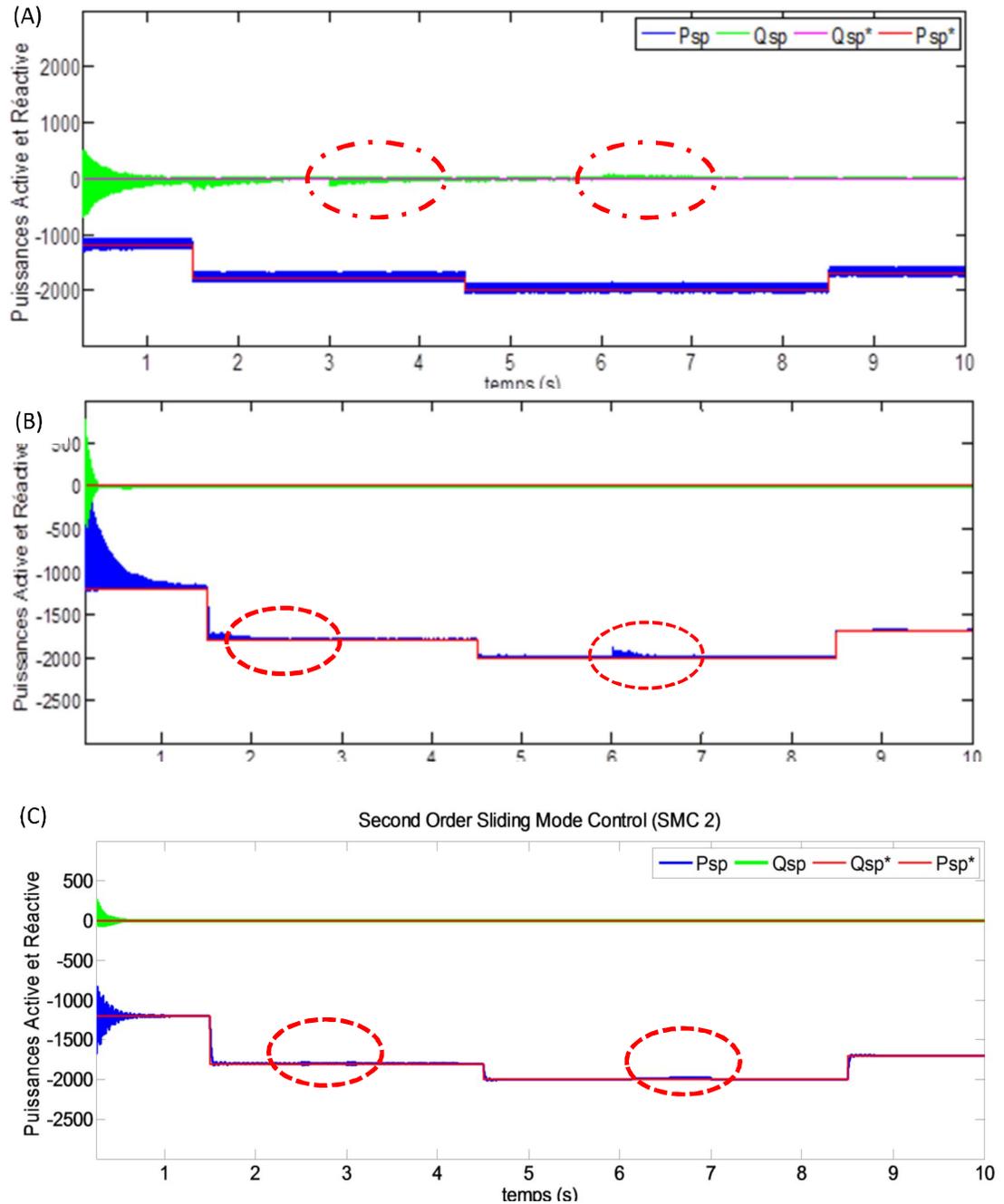


Figure IV.13 Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique (BP)

(A) :RFC , (B) :SMC 1 , (C) :SMC 2

A partir de la figure.IV.12 nous avons remarqué l'efficacité des commandes utilisées pour le contrôle de puissances active et réactive, on remarque un bon suivi de consigne avec une rapidité et précision remarquable, en observant l'apparition du phénomène de chattering (illustré dans les figures IV.12 (A) et (B)) et la disparition de chattering dans les commandes illustrées par la figure IV.12 (C). Aussi, nous remarquons que les résultats de la technique de commande par mode glissant d'ordre deux sont plus performants par rapport aux celles de la commande par retour d'états et par mode glissant d'ordre un .Pour le test de robustesse, les variations paramétriques n'ont pas un effet notable sur la commande, voir figure.IV.13.

IV.6. Performances du système global : Turbine –MADASB –CCM-CCR.

Cette partie consiste à placer la MADASB dans des conditions de fonctionnement les plus proches possible d'un système éolien. Le schéma synoptique global de la simulation réalisée est présenté sur la figure (IV.14) D'où la puissance débitée par le générateur éolien est proportionnelle au cube de la vitesse du vent.

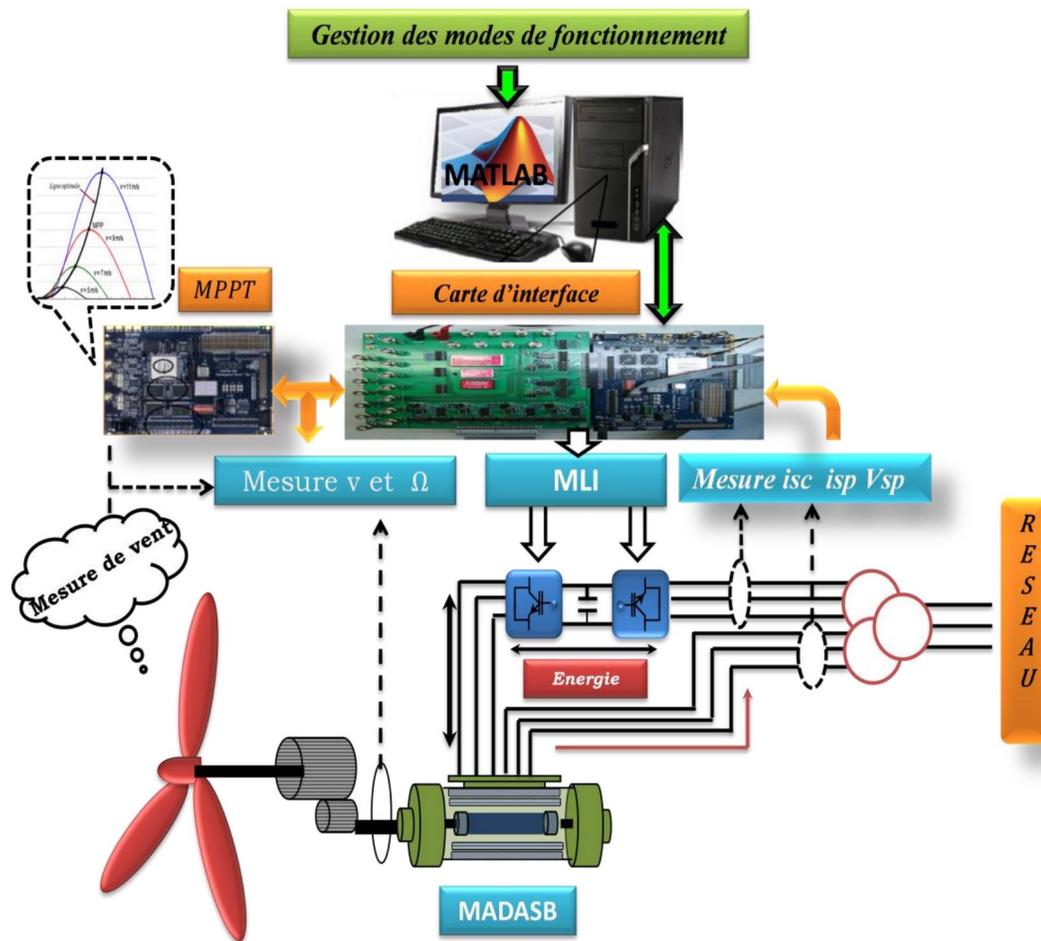


Figure IV.14 : schéma structurel du système éolien global

Le profil du vent qui sera appliqué pour la turbine éolienne a une valeur moyenne de (8 m/s). Le coefficient de puissance est obtenu pour un angle de calage β fixe ($\beta = 2^\circ$), qui nous donne un $\lambda_{opt} = 9.14$. on cherche à le garder au maximum possible dont le but de maximiser la production. Il varie légèrement selon la variation de la vitesse du vent.

Les différents résultats de simulation du comportement du système global sous MATLAB SIMULINK sont donnés par les figures ci-dessous, les principaux paramètres du système sont résumés dans (Annexe C).

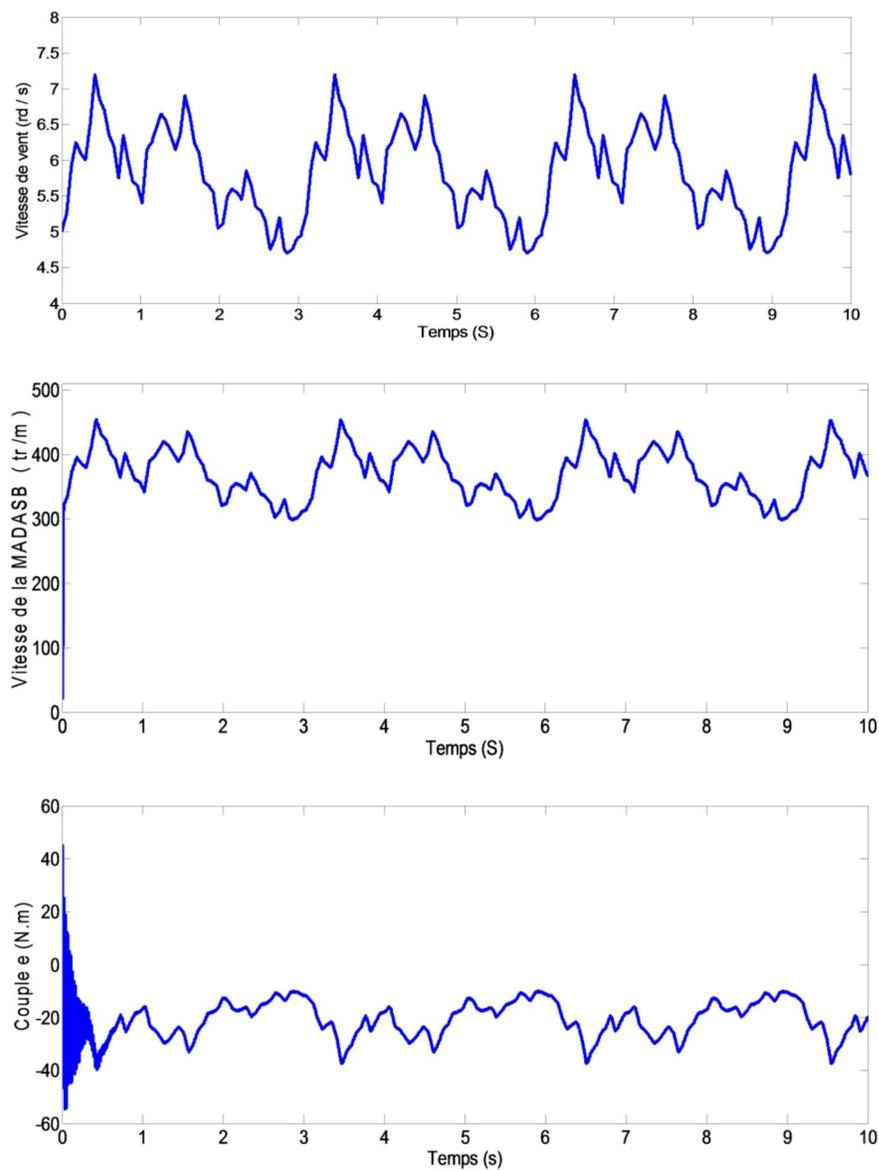


Figure IV.15 Vitesse de vent(rd/s) , Vitesse de la machine (Tr/m) et le couple (N.m)

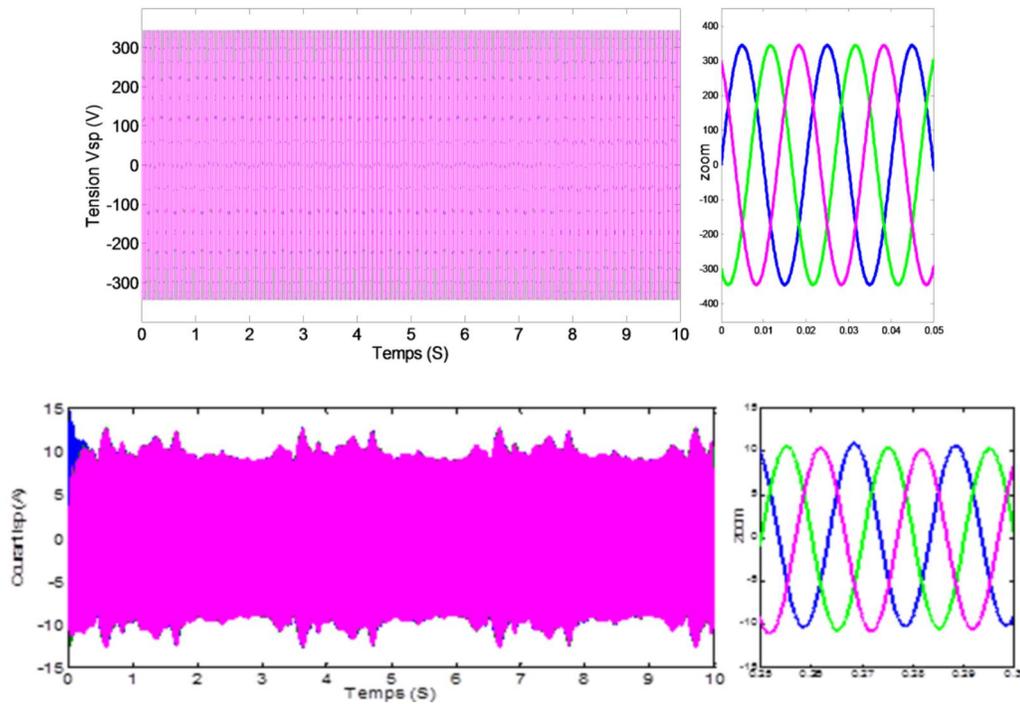


Figure IV.16 Tensions V_{sp} et Courants I_{sp} statorique de la MADASB

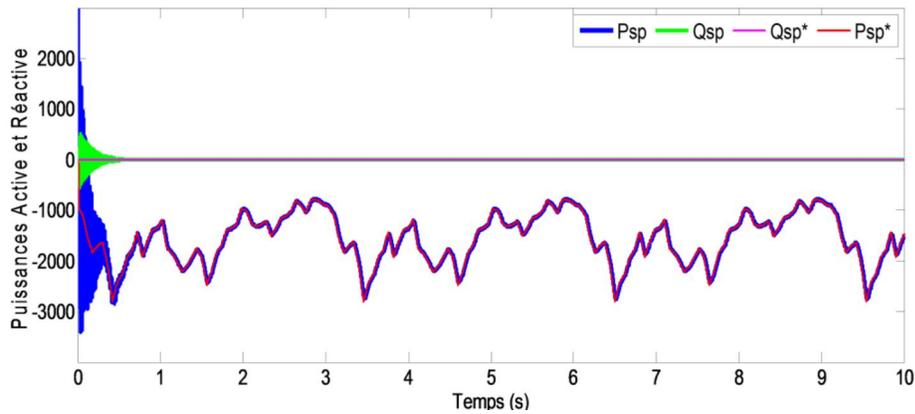


Figure IV.17 Suivi de consigne de puissances active et réactive

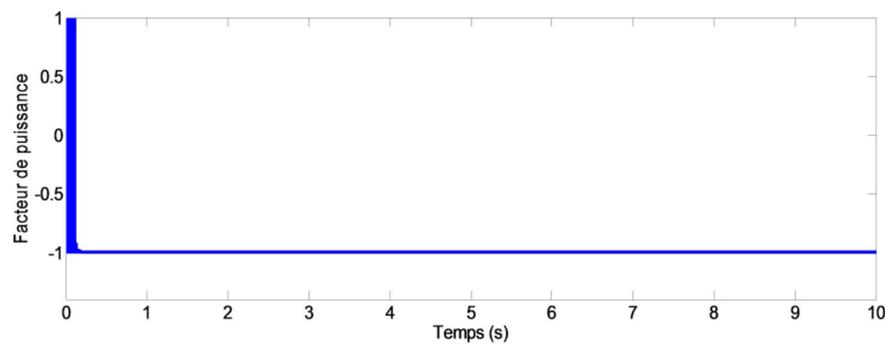


Figure IV.18 Facteur de puissance statorique (BP)

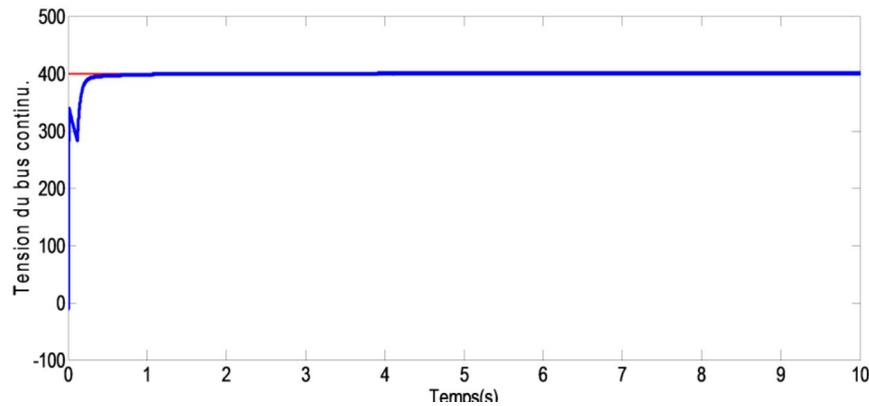


Figure IV.19 Tension du bus continu

Les résultats de simulation montrent que la variation de la puissance électrique délivrée au réseau est adaptée à la variation de la vitesse de la MADASB.

La figure IV.17 représente les allures des puissances statoriques active et réactive produite par BP de la MADASB. Les résultats de simulation montrent une bonne poursuite de consignes, la puissance active évolue de la même façon que la puissance mécanique tout en présentant des fluctuations. Par contre, la puissance réactive varie légèrement autour de sa valeur de référence imposée nulle afin de maintenir le facteur de puissance unitaire.

IV.7 Conclusion

Ce chapitre a traité de la commande robuste d'un système éolien à vitesse variable basé sur une MADASB. Nous avons mis en oeuvre trois différentes lois de commande non linéaire, à flux statorique orienté de la machine. Dans la première commande, nous avons utilisé la commande robuste par retour d'états qui est basée sur la théorie de LYAPUNOV. Dans la deuxième commande nous avons utilisé la commande par mode glissant d'ordre un. Une solution possible pour réduire le broutement consiste à remplacer la fonction discontinue « Sgn » par une fonction continue « Sat ». L'utilisation de cette dernière produit une erreur statique en présence de perturbations ou d'incertitudes. Dans la troisième commande, nous avons utilisé l'algorithme de super-twisting du mode glissant d'ordre deux pour assurer la convergence de la surface vers l'origine en un temps fini et le broutement est réduit. La robustesse de contrôle est assurée par l'utilisation d'un contrôleur mode glissant pour réduire les effets des variations paramétriques et de l'incertitude et bruits de mesures. Les résultats obtenus par la simulation de l'ensemble (Turbine -MADASB-Convertisseurs) confirment le bon fonctionnement de la chaîne et de son système de commande.

Conclusion Générale et Perspectives

Le présent travail effectué dans cette thèse porte essentiellement sur des stratégies de commandes robustes d' un système éolien à vitesse variable basé sur une machine asynchrone à double alimentation sans balais.

Au cours du premier chapitre, nous avons présenté un état de l'art concernant la production d'énergie électrique à partir de l'éolien. Après un rappel de notions fondamentales nécessaires à la compréhension du système de conversion de l'énergie éolienne, différents types d'éoliennes et leurs modes de fonctionnement ont été décrits. Et par la suite on a présenté les machines électriques et leurs convertisseurs associés, adaptables à un système éolien. On a conclu que la machine asynchrone à double alimentation sans balais regroupe les avantages de la machine asynchrone à cage et de la machine asynchrone à double alimentation , de même qu'elle présente un bon compromis entre la plage de variation de vitesse qu'elle autorise et la taille du convertisseur par rapport à la puissance nominale de la machine.

Dans le deuxième chapitre, nous avons décrit les trois parties essentielles du système de conversion éolienne. La première, qui représente la partie mécanique contient la turbine, le multiplicateur et l'arbre. Nous avons ensuite établi les modèles de ces derniers. Dans la deuxième partie de ce chapitre, nous avons étudié la modélisation de la machine asynchrone à double alimentation sans balais, fonctionnant en génératrice. En se basant sur quelques hypothèses simplificatrices, un modèle mathématique a été établi dont la complexité a été réduite. Nous avons constaté que le modèle de la MADASB est un système à équations différentielles dont les coefficients sont des fonctions périodiques du temps, la transformation de Park nous a permis de le simplifier. Les résultats de simulation de la MADASB ont été présentés et discutés. Dans la dernière partie, nous avons présenté la modélisation des deux convertisseurs statiques triphasés, appelés CCM et CCR, situés entre le bobinage de commande de la MADASB et le réseau électrique.

Pour une gestion efficace de la production d'énergie éolienne, nous avons présenté dans le troisième chapitre , la commande des différents éléments constituant une chaîne de production éolienne. Nous avons abordé deux niveaux de commande : un premier niveau dédié à la commande de la turbine afin de maximiser la puissance captée (MPPT) et un second dédié à la commande de la génératrice au travers des convertisseurs de puissance

CONCLUSION GENERALE & PERSPECTIVES

(CCM et CCR). Pour cela, on a développé un modèle pour le contrôle indépendant des puissances active et réactive statoriques en partant de la commande vectorielle de la MADASB à flux statorique orienté. Dans cette partie, nous avons présenté une étude théorique dans laquelle nous avons exprimé les puissances active et réactive statoriques (BP) en fonction des tensions du deuxième stator (BC) afin de réaliser un découplage entre la puissance active et réactive. Le bon suivi des consignes pour les deux puissances active et réactive statoriques a montré l'efficacité de la commande appliquée. Ces avantages sont cependant limités par les effets des variations paramétriques

Afin d'améliorer les performances de la commande de la MADASB vis-à-vis des incertitudes paramétriques (modélisation) et les perturbations externes au système. Nous avons mis en œuvre trois différentes lois de commande non linéaire, à flux statorique orienté de la MADASB. Dans la première commande, nous avons utilisé la commande robuste par retour d'états qui est basée sur la théorie de LYAPUNOV. Puis nous avons présenté la technique de commande par mode glissant d'ordre simple. Ensuite, pour l'amélioration des performances de mode glissant classique, une autre approche reposant sur la commande non linéaire par mode glissant d'ordre supérieur a été réalisée. L'objectif étant la réduction du broutement tout en assurant les performances et la robustesse données par le mode glissant d'ordre un. Dans ce cadre, nous avons utilisé l'algorithme du super-twisting qui assure la convergence en temps fini de la surface de glissement vers zéro. Aussi nous avons étudié les performances du système global (Turbine –MADASB –CCM-CCR) en utilisant les techniques de contrôle retenues pour chaque partie du système. Les résultats de simulation ont montrés une grande efficacité de ces approches pour les applications de l'énergie éolienne.

Les systèmes éoliens qui utilisent la machine asynchrone à double alimentation sans balais MADASB c'est un axe de recherche assez motivant pour les fabricants de systèmes éoliens. Certains problèmes qui n'ont pas été abordés dans cette thèse ouvrant la porte à d'autres voies de recherche, parmi les perspectives, nous pouvons distinguer :

- ✓ l'étude approfondie sur la modélisation de la MADASB en tenant compte des phénomènes de saturation magnétique et des pertes de fer.
- ✓ L'étude du comportement de l'éolienne face aux éventuels défauts sur le réseau électrique pour assurer la continuité du service
- ✓ l'étude d'autres approches de commande, telles que : la commande tolérante aux défauts, les commandes hybrides avec le mode glissant d'ordre supérieur tel que le backstepping et la technique MRAS.

Bibliographie

- [ADA 07] *M. Adamowicz, R. Strzelecki and D. Wojciechowski " Steady State Analysis of Twin Stator Cascaded Doubly Fed Induction Generator" CPE 2007.*
- [ADA 08] *M. Adamowicz and R. Strzelecki "Cascaded Doubly Fed Induction Generator for Mini and Micro Power Plants Connected to Grid" EPE-PEMC, 2008.*
- [ADA 09] *M. Adamowicz and R. Strzelecki "Cascaded Doubly Fed Induction Generator with a Back-to-Back Converter Connected to a Small Distributed Generation System" EVER MONACO, MAR 2009.*
- [BEL 07] *CH. BELFEDAL « Commande d'une machine asynchrone à double alimentation en vue de son application dans le domaine de l'énergie éolienne étude et expérimentation » Thèse de doctorat, Université d'Oran, 2007 .*
- [BEL 10] *Brice Beltran" Contribution à la Commande Robuste des Eoliennes à Base de Génératrices Asynchrones Double Alimentation : Du Mode Glissant Classique au Mode Glissant d'Ordre Supérieur», thèse doctorat, Université de Bretagne occidentale - Brest, 2010.*
- [BEN 00] *Abder Rezak Benaskeur "Aspects de l'application du Backstepping adaptatif à la commande décentralisée des systèmes nonlinéaires", Thèse Doctorat, Université du Laval, février 2000.*
- [BEN 09] *S. Benelghali et al., "High-order sliding mode control of a marine current turbine driven permanent magnet synchronous generator," in Proceedings of the IEEE IEMDC '09, Miami (USA), pp. 1541-1546, May 2009.*
- [BIA 07] *F.D. BIANCHI, H. De BATTISTA, R.J. MANTZ « Wind turbine control systems principles, Modeling and Gain Scheduling Design », Springer 2007.*
- [BOL 06] *I. BOLDEA. « Variable speed generators ». Taylor & Francis 2006.*
- [BOU 07] *H. Bouadi, M. Bouchoucha, and M. Tadjine "Modelling and Stabilizing Control Laws Design Based on Sliding Mode for an UAV Type-Quadrotor" Engineering Letters, London, England, Vol. 15, No. 2, pp. 15-24, 2007.*
- [BOY 06] *A. BOYETTE « Contrôle commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne » Thèse de doctorat, GREE de Nancy, 2006.*
- [BRE 10] *V. Bregeault, "quelques contributions à la théorie de la commande par modes glissants" Thèse de Doctorat, école centrale de Nantes, 2010.*
- [CAM 03] *H. CAMBLONG « Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'électricité par des aérogénérateurs a vitesse variable » thèse de doctorat, ÉNSAM France, 2003.*

Bibliographie & Webographie

- [CHE 13] *Ridha CHEIKH, Arezki MENACER and Said DRID: Robust control based on the Lyapunov theory of a grid-connected doubly fed induction generator. Frontiers in Energy, 2013.*
- [DAT 99] *Datta R. ET. Ranganathan V. T, "Decoupling control of active and reactive power for a grid connected doubly fed induction machine without position sensors "IEEE Tran On industry application 1999.*
- [DJE 07] *DJEGHLOUD. Hind « Filtrage actif de puissance » ; Thèse de doctorat Université de Constantine ; 2007.*
- [DOU 10] *T.DOUADI « Etude et Commande d'un Système Eolien à Base d'une Génératrice Asynchrone » mémoire de Magister, Université de BATNA, 2010.*
- [DRI 09] *Drid S, Makouf A, Nait-Said M-S, Tadjine M : The doubly fed induction generator robust vector control based on Lyapunov method, Transactions on Systems, Signals & Devices, 2009.*
- [ELA 04] *S. EL AIMANI « Modélisation De Différentes Technologies D'éoliennes Intégrées Dans Un Réseau De Moyenne Tension » Thèse de doctorat, Université De Lille, 2004.*
- [EME 86] *S. V. Emelyanov, S. K. Korovin, L.V Levantovsky, " Higher order sliding regimes in the binary control systems ", Soviet Physics, Doklady, 31(4), 291–293, 1986.*
- [GAI 10] *A.GAILLARD. «Système éolien basé sur une MADA : contribution à l'étude de la qualité de l'énergie électrique et de la continuité de service ». Thèse de Doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy-I ,2010.*
- [GAS 11] *GASSAB Samir «Modélisation d'une centrale a énergie renouvelable photovoltaïque-éolienne ». Mémoire de magister en électrotechnique, Université de Sétif, 2011.*
- [HAD 13] *Hadda BENDERRADJI " Contribution à la Commande Robuste de la Machine à Induction " Thèse Doctorat, Université de BATNA 2013.*
- [HAM 03] *L. HAMANE »les ressources éoliennes de l'Algérie » Bul. Ene. Ren, CDER, N°3, juin 2003. P 10-11.*
- [HOP 00] *B. Hopfensperger, D. J. Atkinson and R. A. Lakin "the application of field oriented control to a cascaded doubly-fed induction Machine" IEE, Powe. Elec. Vari. Spee.Driv, No 475, 2000.*
- [HOP 01] *B.Hopfensperger, D.J.Atkinson and R.A.Lakin "Combined magnetising flux oriented control of the cascaded doubly-fed induction machine" IEE Proc, ElecAppl, Vol. 148, No, 4 July 2001.*

Bibliographie & Webographie

- [HOP-01] *B. Hopfensperger, D.J. Atkinson, "Doubly-fed a.c. machines : classifications and comparaison", EPE conference 2001.*
- [ITK 76] *U. Itkis. "Control systems of variable structure". Ed. J. Wiley: New York, 1976.*
- [ISI 95] *A. Isidori "Nonlinear control system". Springer Verlag, Berlin, third edition.1995.*
- [JOU 07] *M. JOURIEH »Développement d'un modèle représentatif d'une éolienne afin d'étudier l'implantation de plusieurs machines sur un parc éolien » Thèse de doctorat, ENSAM de France, 2007.*
- [JAL 09] *F. Jallali and A. Masmoudi "Investigation of the Transient Behavior of Brushless Cascaded Doubly Fed Machines" EVER MONACO, Mar 2009.*
- [KAS 08] *N. KasbadjiMerzouk « Quel avenir pour l'Énergie Éolienne en Algérie ?, » Bul. Ene. Ren, CDER, N°14, Dec 2008.*
- [KHA03] *K. Khan., S. Spurgeon., A. Levant, "Simple output feedback 2-Sliding controller systems of relative degree two", European Control Conference, ECC03, Cambridge, 2003.*
- [KHO 06] *S. KHOJET EL KHIL »Commande Vectorielle d'une Machine Asynchrone Doublement Alimentée (MADA) » Thèse de Doctorat, INPT de France et ENI de Tunis, 2006.*
- [KRI 01] *R. KRISHNAN "Electric motor drives modeling ,analysis and control" Prentice Hall, 2001 2006.*
- [KUN 12] *C. Kunusch, P. Puleston, M. Mayosky " Sliding-Mode Control of PEM Fuel Cells" Springer 2012. series: Advances in Industrial Control, 2012.*
- [LAV 05] *N. LAVERDURE « Sur l'intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires » Thèses de Doctorat, ENS de Cachan, 2005.*
- [LEO 97] *Leonhard W. "Control of electrical drives2nd edition" Springer ,New York1997.*
- [LEV 93] *A. Levant, "Sliding order and sliding accuracy in sliding mode control", International Journal of Control, Vol.58, N°.6, pp.1247-1263, 1993.*
- [LI 01] *Q. Li and Z. P. Pan "the modeling and simulation of brushless doubly fed generator of wind power generation system" IEEE. Pow. Elec. Driv. Sys. Vol.2, 2001.*
- [LOP 06] *M. LOPEZ « contribution a l'optimisation d'un système de conversion éolien pour une unité de production isolée » Thèse de Doctorat, Ecole Doctorale STITS, 2006.*

Bibliographie & Webographie

- [MAH 16a] *Mahboub M Abdelbasset, Said DRID, M. A. SID, Ridha CHEIKH "Sliding mode control of grid connected brushless doubly fed induction generator driven by wind turbine in variable speed", International Journal of System Assurance Engineering and Management DOI 10.1007/s13198-016-0524-1. Vol.07, 2016*
- [MAH 16b] *Mahboub M Abdelbasset, Said DRID, M. A. SID, Ridha CHEIKH "Robust direct power control based on the Lyapunov theory of a grid-connected brushless doubly fed induction generator ", Journal of Front Energy DOI 10.1007/s11708-016-0411-0 . Higher Education Press and Springer-Verlag Berlin Heidelberg Vol.10, 2016*
- [MAH 13a] *Mahboub M Abdelbasset H. Radjeai " Vector Control of a Brushless Doubly Fed Induction Generator for Wind Energy Conversion Systems " In: Proceedings of ICEEAC International Conference on Electrical Engineering and Automatic Control, Setif, 24-26 November 2013.*
- [MAH 13b] *Mahboub M A bdelbasset, Drid Said . " Sliding mode control of a Brushless doubly fed induction generator. " In: Proceedings of IEEE (ICSC) the 3rd Intel Conference on Systems and Control. Algiers, Algeria, 2013.*
- [MAH 13c] *Mahboub M Abdelbasset, Drid S et H. Radjeai "Comparative Study of the Control by Sliding Mode and the Vector Control of a Brushless doubly fed induction generator" In: Proceedings of The 14th international conference on Sciences and Techniques of Automatic control & computer engineering Sousse, Tunisia ,2013.*
- [MET 09] *S. METATLA. «Optimisation et régulation des puissances d'une éolienne à base d'une MADA ». Thèses en électrotechnique, ENSP, 2009.*
- [MIR 05] *A. MIRECKI »Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance » Thèse de Doctorat, INPT de France, 2005.*
- [MOS 14] *Mostafa Jazaeri and Ali Aasghar Samadi "Self-tuning fuzzy PI-based controller of DFIG wind turbine for transient conditions enhancement" International Transactions on Electrical Energy Systems. 2014.*
- [MUK 06] *R. Mukund Patel "Wind and Solar Power Systems" Second Edition by Taylor & Francis Group, LLC CRC Press of Taylor & Francis Group 2006.*
- [MUK 99] *Mukund R. patel « Wind and Solar power system », CRC Press LLC 1999.*
- [MUN 08] *I. MUNTEANU, A. I. BRATCU, N.A CUTULULIS, E. CEANGĂ. « Optimal control of wind energy systems ».Springer 2008.*
- [NIC 02] *C. NICHITA, D. LUCA, B. DAKYO, E. CEANGA. « Large band simulation of the wind speed for real time wind turbine simulators ». IEEE transactions on energy conversion, vol. 17, no. 4, pp 523- 529, December 2002.*

Bibliographie & Webographie

- [PAT 05] *N. Patin, E. Monmasson and J.P. Louis « Analysis and control of a cascaded doubly-fed induction generator », IECON, 2005.*
- [PAT 06] *N. Patin « analyse d'architecture, modélisation et commande de générateurs pour réseaux autonomes et puissants » These de doctorat, Uiv Cachan. 2006.*
- [PAT 09] *N. Patin, E. Monmasson and J.P. Louis "Modeling and Control of a Cascaded Doubly Fed Induction Generator Dedicated to Isolated Grids" IEEE TraIndEle, Vol. 56, No. 10, Oct 2009.*
- [POI 03] *F. PITIERS »Etude Et Commande De Génératrices Asynchrones Pour L'utilisation De L'énergie Eolienne » Thèse de doctorat, Université de NANTES, 2003.*
- [POY 06] *R A. BOYETTE « Contrôle commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne » Thèse de doctorat, GREE de Nancy, 2006.*
- [POZ 03] *F. J. POZA LOBO « Modélisation, conception et commande d'une machine asynchrone sans balais doublement alimentée pour la génération à vitesse variable » These de Doctorant. Ins Nat. Poly Grenoble. 2003.*
- [POZ 06] *J. Poza, E. Oyarbide, D. Roye and M. Rodriguez "Unified reference frame dq model of the brushless doubly fed machine" IEE Proc. Elec. Powe. Appl, Vol. 153, No. Sem 2006.*
- [PRO 09] *K. Protsenko and D. Xu "Modeling and Control of Brushless Doubly-Fed Induction Generators in Wind Energy Applications" IEEE Tra, Pow, Ele, Vol, 23, No. 3, May 2008.*
- [QUA 08] *N. P. QUANG, J.-A. DITTRICH. " Vector control of three-phase ac machines " Springer, 2008.*
- [RAP 10] *M. Rapin, Énergie éolienne - Principes. Études de cas, Dunod, 2010 .*
- [RUN 06] *F. Runcos, R. Carlson, N. Sadowski, P. Kuo-Peng, H. Voltolini "performance and Vibration Analysis of a 75 kW Brushless Double Fed Induction Generator Prototype" IAS, Vol. 5, 2006.*
- [SAM 04] *M. Samaoui, "Commandes non lineaires robustes mono et multidimensionnelles de dispositif électropneumatiques: Synthèses et applications", Thèse de doctorat, INASA de Lyon, 2004.*
- [SLO 91] *J.J.Slotine and W.Li "Applied nonlinear control", Third edition, Prentice Hall, 1991.*

Bibliographie & Webographie

- [TRA08] *D. Traore et al., "Sensorless induction motor: High-order sliding-mode controller and adaptive interconnected observer," IEEE Trans. Industrial Electronics, vol. 55, n°11, pp. 3818-3827, 2008.*
- [USA, 03] *J. Usaola, P. Ledesma, and all "Transient stability studies in grids with great windpower penetration. Modeling issues and operation requirements" Proceedings of the IEEE PES Transmission and Distribution, (USA), 2003.*
- [UTK 92] *V.I. Utkin, "Sliding mode in control and optimization", Springer-Verlag, Berlin, 1992.*
- [UTK 77] *V. Utkin, "Variable Structure Systems with Sliding Modes", IEEE transactions on automatic control, 1977.*
- [VAL 08] *F. Valenciaga et al., "High-order sliding control for a wind energy conversion system based on a permanent magnet synchronous generator," IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 23, n°3, pp. 860-867, September 2008.*
- [VID 04] *P.E. VIDAL « Commande non linéaire d'une machine asynchrone a double alimentation » Thèse de doctorat, INP de TOULOUSE, 2004.*
- [WIL 97a] *S. Williamson, A.C. Ferreira, A.K. Wallace, "Generalised theory of the brushless doubly-fed machine. Part 1: Analysis", IEE Proc.-Electr. Power Appl., Vol.144, No. 2, March 1997.*
- [WIL 97b] *S. Williamson, A.C. Ferreira, "Generalised theory of the brushless doublyfed machine. Part 2: Model verification and performance", IEE Proc.-Electr. PowerAppl., Vol. 144, No. 2, March 1997.*
- [ZHO-97] *D. Zhou, R. Spée, G.C. Alexander, "Experimental evaluation of a rotor flux orientation control algorithm for brushless doubly-fed machines", IEEE Trans. On Power Electronics, Vol. 12, No. 1, January. 1997.*

Webographie

- [WWW 01] : <http://www.energienouvelable.org>
- [WWW 03] : <http://www.gwec.net>.
- [WWEA15] : <http://www.windustry.fr> WWEA « Rapport Mondial sur l'Energie Eolienne 2015 ».
- [WWEA 16] : <http://www.windustry.fr> WWEA « Rapport Mondial sur l'Energie Eolienne 2016 ».

Annexe 'A'

Puissance captée du vent et limite de Betz

A.1)- Relation entre la puissance et la vitesse du vent

L'éolienne capte l'énergie cinétique du vent dans un rotor composé de deux ou plusieurs pales mécaniquement couplé à un générateur électrique. La turbine est montée sur une tour haute afin d'améliorer le captage de l'énergie. L'énergie cinétique de l'air de masse «*m*» en mouvement avec une vitesse «*V*» est donné par la formule :

$$\text{Energie cinétique} = \frac{1}{2} m V^2 \text{ (J) } \dots \dots \dots (A.1)$$

La puissance de l'air en mouvement est le débit d'énergie cinétique par seconde, par conséquent:

$$\text{Puissance} = \frac{1}{2} (\text{debit de masse par seconde}) V^2 \text{ (W) } \dots \dots \dots (A.2)$$

Si nous posons

- ✚ *P* : puissance mécanique de l'air en mouvement
- ✚ *ρ* : Densité de l'air, « kg/m³ »
- ✚ *A* : Surface balayée par les pales du rotor, « m² »
- ✚ *V* : Vitesse de l'air, « m/s »

Le débit volumétrique est « *V.ρ* », le débit massique de l'air en kilogrammes par seconde est « *ρ · A · V* », la puissance est régit par la relation suivante:

$$P = \frac{1}{2} (\rho A V). V^2 = \frac{1}{2} \rho A V^3 \text{ (W) } \dots \dots \dots (A.3)$$

L'équation (A.3) calcule la puissance du vent en amont de la turbine éolienne, elle varie linéairement avec la densité de l'air de balayage des pales et avec le cube de la vitesse du vent.

Comme la vitesse du vent en aval de la voilure n'est pas nulle, nous déduisons que la puissance extraite est inférieure à celle emmagasinée en amont dans le vent (A.3).

De ce fait, la puissance extraite est obtenue en multipliant la puissance « P » en amont de l'éolienne (la puissance stockée dans le vent avant l'interaction avec la voilure) par un coefficient inférieur à l'unité appelée : coefficient de puissance « Cp » du rotor :

$$P_{extraite} = C_p \cdot P (W) \dots \dots (A.4)$$

A.2)- Puissance maximale extraite du vent (limite de Betz)

Soit la figure (A.1) ci-dessous qui illustre une éolienne interagissant par le vent, en amont (avant l'interaction) avec une vitesse « V1 » et en aval la vitesse est « V2 » (V1 > V2).

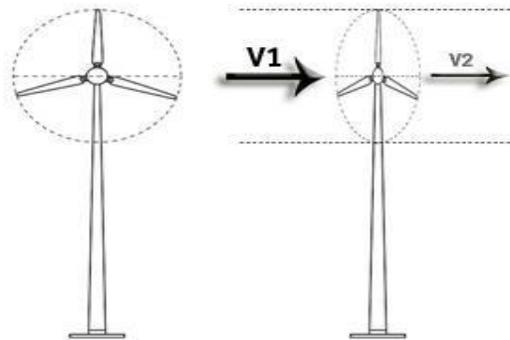


Figure A.1 : Puissance mécanique extraite du vent.

La puissance réelle extraite par les pales du rotor est la différence entre la puissance du vent en amont et en aval. Soit :

$$P_{ext} = \frac{1}{2} (\text{débit massique par seconde}) * (V_1^2 - V_2^2) \text{ Watts} \dots \dots (A.5)$$

La vitesse de l'air est discontinue de « V1 » à « V2 » dans le plan des pales du rotor dans un sens macroscopique. Le débit massique d'air à travers les pales tournantes est donc obtenu en multipliant la densité par la vitesse moyenne. C'est-à-dire :

$$\begin{aligned} \text{Débit massique par seconde} &= \frac{1}{2} \left(\rho A \left(V_1 - \frac{V_1 - V_2}{2} \right) \right) \\ &= \frac{1}{2} \rho A \left(\frac{V_1 + V_2}{2} \right) (Kg/sec) \dots \dots (A.6) \end{aligned}$$

La puissance mécanique extraite par le rotor couplé au générateur électrique est exprimée comme le présente l'équation (A.7) suivante.

$$P_{ext} = \frac{1}{2} \left(\rho A \frac{(V_1 + V_2)}{2} \right) (V_1^2 - V_2^2) = \frac{1}{2} (\rho A V_1^3) \left\{ \frac{\left(1 + \frac{V_2}{V_1}\right) \left[1 - \left(\frac{V_2}{V_1}\right)^2\right]}{2} \right\} \dots \dots (A.7)$$

D'où le coefficient de puissance " Cp " sera :

$$Cp = \frac{\left(1 + \frac{V_2}{V_1}\right) \left[1 - \left(\frac{V_2}{V_1}\right)^2\right]}{2} \text{ avec } P_{extraite} = Cp \cdot P \dots \dots \dots (A.8)$$

Pour une vitesse du vent en amont donnée, la valeur du « Cp » dépend du rapport de l'aval à l'amont des vitesses du vent qui est (V2/ V1).

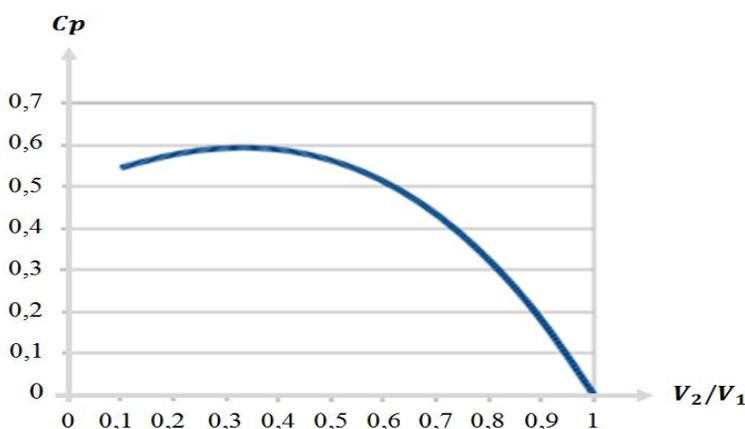


Figure A.2 : Coefficient de puissance en fonction du quotient (V2/V1).

Le tracé du coefficient de puissance en fonction de (V2/V1) montre que le « Cp » est d'une seule valeur maximale de « 0,59 » lorsque (V2/V1) est d'un tiers. La puissance maximale est extraite du vent lorsque la vitesse du vent en aval est égale à un tiers de la vitesse en amont. Sous cette condition:

$$P_{ext}^{max} = \frac{1}{2} \rho \cdot A \cdot V^3 \cdot 0,59 \quad (W) \dots \dots \dots (A.9)$$

Ce fameux coefficient « 16/27 = 0,592 » fut découvert par le physicien allemand «Albert Betz » en 1920, appelé par la suite : limite de Betz.

Annexe 'B'

Calcul et synthèse des correcteurs

B.1)- Schéma bloc d'un système asservi

La stratégie de commande adoptée utilise un régulateur proportionnel intégral « PI ». C'est un régulateur simple et rapide à mettre en œuvre et donne un bon compromis complexité-performance. La figure C.1 montre un système en boucle fermé corrigé par un régulateur PI.

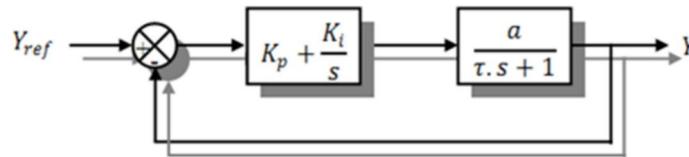


Figure B.1 : Système régulé par un correcteur proportionnel intégral.

- ✓ « $Kp + \frac{Ki}{S}$ » : la fonction de transfert du régulateur proportionnel intégral.
- ✓ « $\frac{a}{\tau S + 1}$ » : la fonction de transfert du système à réguler.
- ✓ « τ » : la constante de temps du système avant la régulation.
- La fonction de transfert en boucle ouverte :

$$F_{BO}(S) = \left(\frac{Ki + Kp \cdot S}{S} \right) \left(\frac{1}{f + JS} \right) = \frac{Ki}{f} \left(\frac{1 + \left(\frac{Kp}{Ki} \right) \cdot S}{S} \right) \left(\frac{1}{1 + \left(\frac{J}{f} \right) \cdot S} \right) \dots \dots \dots (B.1)$$

- La fonction de transfert en boucle fermée :

$$F_{BF}(S) = \frac{F_{BO}(S)}{1 + F_{BO}(S)} \dots \dots \dots (B.2)$$

B.2)- Calcul des paramètres du régulateur « PI »

La régulation d'un système physique régit par une fonction de transfert, consiste à stabiliser et d'améliorer sa réaction par rapport à la commande utilisée, il suffit que la fonction de transfert du système asservis (système + régulateur) doit répondre à quelque performance :

- Constante de temps « τ » dans le cas d'un système régulé de premier ordre.
- Temps de réponse « tr » et dépassement « D » dans un système de deuxième ordre.

B.2.a)- Système régulé régité par une « FT » du premier ordre

La fonction de transfert en boucle ouverte du système régulé est donnée par l'équation (B.1), en posant « $\frac{Kp}{Ki} = \frac{J}{f}$ », la fonction de transfert en boucle ouverte et fermée seront :

$$\begin{cases} F_{BO}(S) = \left(\frac{Ki + Kp.S}{S}\right) \left(\frac{1}{f + JS}\right) = \frac{Ki}{f.S} \\ F_{BF}(S) = \frac{\frac{Ki}{f.S}}{1 + \frac{Ki}{f.S}} = \frac{Ki}{f.S + Ki} = \frac{1}{1 + \left(\frac{f}{Ki}\right).S} \end{cases} \dots \dots \dots (B.3)$$

La constante de temps est : $\tau = \frac{f}{Ki}$, supposons que le temps de réponse « t_r » sera égale à « $t_r = 3 \cdot \frac{f}{Ki}$ », les gains du régulateur « PI » pour un temps de réponse donné seront calculés comme suit :

$$\begin{cases} t_r = 3 \cdot \frac{f}{Ki} \Rightarrow Ki = \frac{3 \cdot f}{t_r} \\ \frac{Kp}{Ki} = \frac{J}{f} \Rightarrow Kp = \frac{3 \cdot J}{t_r} \end{cases} \dots \dots \dots (B.4)$$

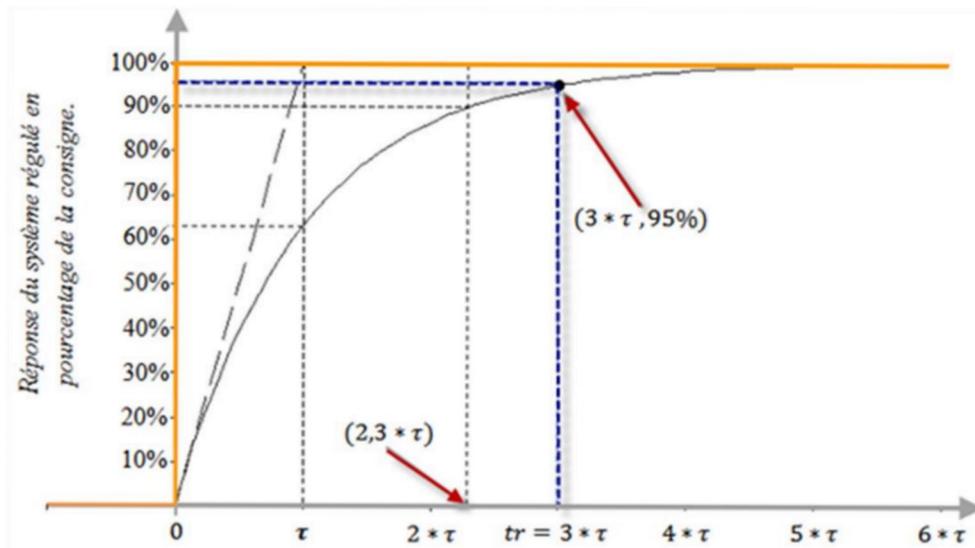


Figure B.2 : Réponse d'un système régulé de premier ordre.

« Cette méthode est dite : méthode de compensation de pôle (on compense le pôle du système avec le zéro du correcteur), facile à calculer sauf que le système final sera du premier ordre, moins de performance en le comparant avec un autre de deuxième ordre »

B.2.b)- Système régulé régité par une « FT » du deuxième ordre

Dans le cas d'un système régulé régité par une « FT » du deuxième ordre, d'autres performances sont ajoutées telles que : le temps de montée, dépassement, pulsation propre ou pseudo période, temps de réponse réduit etc.

Les paramètres du régulateur « Kp et Ki » seront en fonction de deux grandeurs :

- ✓ Coefficient d'amortissement : « ξ »
- ✓ Pulsation propre non amortie : « ω_n » ou bien « ω_0 »

Calculons la « FTBO » et la « FTBF » sans compensation :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{BO}(S) = \left(\frac{Ki + Kp \cdot S}{S} \right) \left(\frac{1}{f + JS} \right) = \frac{Ki + Kp \cdot S}{f \cdot S + J \cdot S^2} \\ F_{BF}(S) = \frac{\frac{Ki + Kp \cdot S}{f \cdot S + J \cdot S^2}}{1 + \frac{Ki + Kp \cdot S}{f \cdot S + J \cdot S^2}} = \frac{Ki + Kp \cdot S}{f \cdot S + J \cdot S^2 + Ki + Kp \cdot S} = \frac{Ki + Kp \cdot S}{J \cdot S^2 + (f + Kp) \cdot S + Ki} \end{array} \right. \dots \dots (B.5)$$

$$F_{BF}(S) = \frac{Ki + Kp \cdot S}{J \cdot S^2 + (f + Kp) \cdot S + Ki} = \frac{\frac{Ki + Kp \cdot S}{J}}{S^2 + \frac{(f + Kp)}{J} \cdot S + \frac{Ki}{J}}$$

La fonction de transfert est alors identifiée à une fonction du second ordre sans zéro :

$$F_{BF}(S) = \frac{a}{S^2 + (2 \cdot \xi \cdot \omega_n) \cdot S + \omega_n^2} \dots \dots (B.6)$$

L'identification des gains du régulateur est obtenue en comparant les deux dénominateurs, d'où les paramètres du correcteur « PI » seront :

$$\left\{ \begin{array}{l} 2 \cdot \xi \cdot \omega_n = \frac{(f + Kp)}{J} \\ \omega_n^2 = \frac{Ki}{J} \end{array} \right. \Rightarrow \left\{ \begin{array}{l} Kp = 2 \cdot \xi \cdot \omega_n \cdot J - f \\ Ki = J \cdot \omega_n^2 \end{array} \right. \dots \dots (B.7)$$

En choisissant minutieusement la valeur du coefficient d'amortissement « ξ » et la pulsation propre « ω_n » (« ξ » et « ω_n » doivent être adaptés au système ; temps de réponse, dépassement, courant, inertie etc.), les paramètres du régulateurs seront définis immédiatement.

Annexe 'C'

Paramètre utilisés dans le système

C.1) Paramètres de la turbine.

<i>Paramètres</i>	<i>Valeur numérique</i>
<i>Densité d'air « ρ »</i>	$\rho = 1.25 \text{ kg/m}^3$
<i>Rayon des pâles « R »</i>	$R = 2 \text{ m}$
<i>Inertie « J »</i>	$J = 315 \text{ kg/m}^2$
<i>Coefficient du frottement visqueux « f »</i>	$f = 0.01 \text{ kg.m/rd}$
<i>Coefficient de puissance optimal</i>	$C_{p-opt} = 0.49$
<i>Vitesse réduite optimale</i>	$\lambda_{opt} = 9.14$
<i>Gain du multiplicateur de vitesse G</i>	$G = 15$
<i>Vitesse du vent nominale v_n</i>	$v_n = 08$
<i>Vitesse du vent de démarrage v_{nin}</i>	$v_{nin} = 03$
<i>Vitesse du vent de l'arrêt v_{max}</i>	$v_{max} = 25$

C.2) Paramètres de Redresseur.

<i>Résistance R_f</i>	0.1Ω
<i>Inductance L_f</i>	20 mH
<i>Capacité C</i>	$2200 \mu\text{F}$
<i>Fréquence de coupure F_c</i>	10 kHz

C.3) Paramètres de la MADASB (BDFIG),[POZ 03].

<i>Paramètres</i>	<i>MADASB (BDFIG)</i>
<i>Puissance nominale</i>	<i>2.5 kW</i>
<i>Tension simple et complexe</i>	<i>220/380 V</i>
<i>Vitesse synchronisme nominale</i>	<i>750 rpm</i>
<i>Fréquence</i>	<i>50 Hz</i>
<i>Nombre de pair de pole p_p / p_c</i>	<i>3 / 1</i>
<i>Résistance statorique R_{sp} / R_{sc}</i>	<i>1.732/1.079 Ω</i>
<i>Résistance rotorique</i>	<i>0.473 Ω</i>
<i>Inductance cyclique statorique L_{sp} / L_{sc}</i>	<i>714.8/121.7 mH</i>
<i>Inductance cyclique rotorique</i>	<i>132.6 mH</i>
<i>Mutuelle de Park M_p / M_c</i>	<i>242.1/59.8 mH</i>
<i>Moment d'inertie (Kg.m²)</i>	<i>0.53 Kg.m²</i>
<i>Coefficient du frottement</i>	<i>0.0036N.ms/rd</i>

ملخص الرسالة

الهدف الأساسي من هذه الرسالة هو تميم نظام تحكم متين لتحويل الطاقة الهوائية إلى طاقة كهربائية وذلك بعد إدراجه في الشبكة الكهربائية، هذا النظام الجديد يعتمد على مولدة لا تزامنية ذات التغذية المزدوجة على مستوى الساكن وذلك بغية التخلص من التماس الإنزلاقي الكهربائي كالذي نجده في الآلات اللا تزامنية ذات التغذية المزدوجة التقليدية. بذلك بغية التحصل على مولدة لا تزامنية ذات التغذية المزدوجة على مستوى الساكن بأقل صيانة من تلك الأخيرة، إذا قمنا باستعمال تقنية التحكم الشعاعي في الطاقة الكهربائية المنتجة من طرف المولدة، وهذه التقنية سنتيح لنا التحكم في الطاقتين الفعالة والردية كل على حدا بواسطة موج التوتير وباستعمال المعدل التناسبي التكاملي. عدة خوارزميات وتقنيات لا خطية ادراجناها على النظام من أجل تحسين الفعالية وكذا متانة التحكم إزاء التغير في المعلمات وهذا كله أعدناه بواسطة برنامج المحاكاة المتلاب.

الكلمات المفتاحية:

الطاقات المتجددة، الطاقة الهوائية، مولدة لا تزامنية ذات التغذية المزدوجة على مستوى الساكن، تتبع نقطة الاستطاعة الأعظمية التحكم الشعاعي في الطاقة المنتجة، نظرية ليابنوف، التحكم المتين في الطاقة المنتجة

Abstract

The main goal of the research carried out in this thesis is the Robust Control of a grid-connected brushless doubly-fed induction generator(BDFIG). The considered technology employs to eliminate the brushes and copper rings in the traditional DFIG. In this case, BDFIG requires lower maintenance. Several algorithms for flexible power flow control are developed. Firstly, the Vector Control or independent control of the active and reactive power flows is achieved by means of inverter, well attended a linear regulating and decoupled manner by PI regulators. In order to achieve a robust control, other approaches of non-linear control are proposed to improve performances and robustness in terms of a nonlinear feedback linearization strategy ,classical sliding mode control and second order sliding mode control. The proposed methods are tested with the Matlab/Simulink .

Keywords:

Wind energy conversion system, brushless doubly fed induction generator (BDFIG), MPPT, Vector control, Lyapunov theory, Robust Control.

Résumé

Le but principal dans cette thèse est de contribuer à la commande robuste d'un système de conversion d'énergie éolienne connecté au réseau à base de machine asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB) ; son avantage est d'éliminer la partie électrique glissante (les bagues balais) , la MADASB exige un entretien moindre a celui de la machine asynchrone à double alimentation classique (MADA). Dans la première partie, une présentation de la commande vectorielle classique a été abordée, qui permet de commander indépendamment la puissance active et réactive à l'aide d'un onduleur de tension .Dans la deuxième partie, de nouvelles approches de commandes non linéaires sont proposées afin d'améliorer les performances obtenues, garantir la stabilité et la robustesse aux variations des paramètres. Il s'agit plus précisément de la commande robuste par retour d'états, la commande par mode glissant classique et d'ordre supérieur. L'ensemble du système est simulé dans l'environnement MATLAB/Simulink..

Mots clés :

Énergie éolienne, Machine asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB), MPPT, Commande Vectorielle, Approche de Lyapunov, Commande Robuste.
