

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université Hassiba Benbouali de Chlef

Faculté de Technologie (FT)

Département d'Electrotechnique



THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT EN SCIENCE

Filière : Electrotechnique

Spécialité : Commande électrique

Par

L'HADJ SAID MOHAMMED

Thème :

***Commande robuste d'une GADA intégrée dans un système éolien
(mode local, mode connecté au réseau stable et déséquilibré)***

Soutenue le 25/12/2025, devant le jury composé de :

KENSAB Abdelkader	Professeur	Université de Chlef	Président
ALI MOUSSA Mohamed	MCA	Université de Chlef	Rapporteur
BESSAAD Taieb	MCA	Université de Chlef	Co-Rapporteur
BOT Youcef	Professeur	Université de Khemis Meliana	Examineur
YOUSFI Abdelkader	MCA	Université de Khemis Meliana	Examineur
AMARI Abderahmane	MCA	Université de Djelfa	Examineur
TEBANI Hocine	MCA	Université de Chlef	Invité
CHERITI Ahmed	Professeur	Université de Quebec - Canada	
BENALIA Mohamedi	Professeur	Université de Djelfa	

Remerciements

Je rends grâce, avant tout, à Dieu Tout-Puissant, source de foi, de patience et de persévérance, qui m'a permis de mener ce travail à son terme.

*Je remercie tout d'abord **Monsieur le Professeur Abdelkader KENSAB**, de l'Université de Chlef, pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury de cette soutenance. Sa rigueur scientifique et son regard éclairé ont grandement contribué à la valorisation de ce travail.*

*J'exprime ma profonde reconnaissance à mon encadrant, **Monsieur ALI MOUSSA Mohamed**, Maître de Conférences Classe A à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, pour la qualité de son encadrement, ses orientations pertinentes, ses conseils avisés et sa disponibilité constante tout au long de la réalisation de cette recherche.*

*Mes sincères remerciements s'adressent également à mon co-encadrant, **Monsieur BESSAAD Taieb**, Maître de Conférences Classe A au sein de la même université, dont l'accompagnement, les conseils et le soutien scientifique m'ont été d'une aide précieuse.*

*J'adresse mes remerciements à **Monsieur Youcef BOT**, Professeur à l'Université de Khemis Miliana, à **Monsieur Abdelkader YOUSFI**, Maître de conférences Classe A au sein de la même université, ainsi qu'à **Monsieur Abderahmane AMARI**, Maître de conférences Classe A à l'Université de Djelfa, pour avoir accepté de participer à ce jury en qualité d'examineurs. Leurs lectures attentives, leurs remarques et leurs observations pertinentes constituent, sans aucun doute, une source d'enrichissement scientifique et de réflexion pour la suite de mes travaux.*

*Je tiens également à remercier **Monsieur Hocine TEBANI**, Maître de conférences Classe A à l'Université de Chlef, pour avoir accepté d'assister à cette soutenance en tant qu'invité. Sa présence témoigne de l'intérêt qu'il porte à ce travail, ce dont je lui suis très reconnaissant.*

*J'exprime ma profonde gratitude et mes sincères remerciements à **Monsieur CHERITI Ahmed**, Professeur à l'Université du Québec (Canada), pour l'honneur qu'il m'a fait en participant à ma soutenance de doctorat. La pertinence de ses remarques, la qualité de ses*

interventions et ses conseils avisés ont contribué de manière significative à l'amélioration et à l'enrichissement scientifique de ce travail.

*J'adresse également mes vifs remerciements à **Monsieur MOHAMEDI Benalia**, Professeur à l'Université de Djelfa, pour son implication, son expertise scientifique et l'intérêt qu'il a porté à mes travaux lors de la soutenance.*

*Mes remerciements les plus respectueux vont à **Monsieur ZIDANE Ibrahim**, Vice-doyen chargé de la post-graduation, de la recherche scientifique et des relations extérieures à l'Université de Chlef, pour son soutien constant, son accompagnement et son appui précieux tout au long de mon parcours doctoral.*

*Je tiens également à remercier chaleureusement **Monsieur BOUDJEMA Zinelaabiddine**, Professeur à l'Université de Chlef, pour ses conseils judicieux, sa disponibilité et son aide précieuse, qui ont largement contribué à la réussite de ce travail.*

*Ma reconnaissance s'adresse également aux enseignants et aux responsables du **Département d'Électrotechnique de l'Université Hassiba Benbouali de Chlef** pour leur appui constant, leurs encouragements et l'environnement académique favorable qu'ils ont su instaurer. Je n'oublie pas mes collègues d'études et de recherche, dont l'esprit de collaboration et de partage a largement contribué à l'enrichissement de ce travail.*

Enfin, je souhaite adresser mes sincères remerciements à toutes celles et à tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à la réalisation de ce travail doctoral par leur soutien moral, scientifique ou humain.

Dédicaces

Je dédie ce travail à :

*Mes parents, les êtres les plus précieux de ma vie, à qui je dois tout.
Leur amour inconditionnel, leur soutien constant et leurs sacrifices
m'ont permis de poursuivre mes études et de devenir la personne que je
suis aujourd'hui. Que Dieu les garde et les protège toujours.*

*Mon épouse, dont la bienveillance, la compréhension et
l'accompagnement ont largement contribué à la réalisation de ce
travail. Son soutien moral et affectif a été un pilier essentiel dans mon
parcours*

*Mes chères enfants **OUSSAMA** et **AMAL**.*

*Mes frères, mes sœurs ainsi que l'ensemble de ma famille, pour leur
affection et leurs encouragements.*

Mes amis, pour leur présence et leur soutien indéfectible.

*Toutes les personnes qui, de près ou de loin, m'ont accompagné et
soutenu tout au long de mon parcours universitaire.*

L'HADJ SAID MOHAMMED

TABLE DES MATIÈRES

Introduction générale	01
Chapitre I	Revue et synthèse des connaissances sur la production d'énergie éolienne
I.1. Introduction.....	04
I.2 La production éolienne	04
I.3 Définition de l'énergie éolienne	05
I.4 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne	06
a) Avantages	06
b) Inconvénients	06
I.5 Parc éolien	07
I.6 Les éléments constitutifs d'une éolienne.....	09
I.6.1 Le mât.....	09
I.6.2 La nacelle	09
I.6.3 Sous-système rotorique et pales	09
I.6.3.1 Les rotors à vitesse constante.....	10
I.6.3.2 Les rotors à vitesse variable.....	10
I.7 Les différents types de turbines éoliennes.....	10
I.7.1 Les éoliennes à axe vertical.....	10
I.7.1.1 Rotor éolien de Savonius.....	11
I.7.1.2 Configuration Darrieus des rotors éoliens.....	11
I.7.2 Systèmes éoliens à axe horizontal.....	12
I.7.2.1 Éolienne sous le vent.....	12
I.7.2.2 Configuration en amont du vent des éoliennes.....	13
I.8 Le coefficient de puissance.....	13
I.9 Différents modes de contrôle de la puissance.....	14
I.9.1 Système à décrochage aérodynamique « stall ».....	14
I.9.2 Commande de l'orientation des pales « pitch control ».....	15
I.10 Comportements opérationnels d'une turbine éolienne en exploitation.....	15
I.10.1 Éoliennes à régime de rotation fixe.....	16
I.10.2 Éoliennes à vitesse variable.....	16
I.11 Différentes phases de fonctionnement de l'éolienne à vitesse variable.....	17
I.12 Système de génération d'électricité.....	18
I.12.1 Types de machines électriques.....	18
I.12.1.1 Générateur synchrone.....	18
I.12.1.2 Générateur asynchrone.....	19
I.12.2 Machine asynchrone à double alimentation (MADA).....	19
I.12.2.1 Structure de la MADA.....	20
I.12.2.2 Les différents types de la MADA.....	20
I.12.2.2.1 MADA à énergie rotorique dissipée.....	20
I.12.2.2.2 MADA : structure de Kramer.....	21
I.12.2.2.3 MADA : architecture de Scherbius avec cycloconvertisseur..	22
I.12.2.2.4 MADA : architecture de Scherbius avec convertisseur MLI.	22
I.12.2.3 Fonctionnement en génératrice à vitesse variable.....	23
I.12.2.4 Application de la MADA dans le domaine éolien.....	24

I.13 Conclusion.....	25
Chapitre II	Approche de modélisation et de commande d'une chaîne éolienne utilisant une MADA
II.1. Introduction.....	26
II.2 Modélisation d'une éolienne.....	26
II.2.1 Modèle du multiplicateur.....	28
II.2.2 Equation dynamique de l'arbre.....	28
II.3 Techniques d'extraction du maximum de la puissance.....	30
II.3.1 Maximisation de la puissance avec asservissement de la vitesse.....	30
II.3.2 Simulation et interprétation.....	32
II.4 Modélisation de la machine asynchrone à double alimentation.....	34
II.4.1 Modèle de la MADA dans le plan ABC	34
II.4.1.1 Hypothèses simplificatrices.....	34
II.4.1.2 Equations électriques de la MADA.....	35
II.4.1.3 Equations magnétiques.....	36
II.4.1.4 Equations mécaniques de la machine.....	37
II.4.2 Modèle de la MADA dans le plan (d,q).....	37
II.4.2.1 La transformation de Park.....	37
II.4.2.2 Mise en équation de la MADA dans le repère de Park.....	39
II.4.2.2.1 Equations des tensions.....	39
II.4.2.2.2 Les équations magnétiques.....	40
II.4.2.3 Choix du référentiel.....	41
II.4.2.4 Expression du couple électromagnétique de la MADA dans le repère de Park.....	42
II.4.2.5 Modèle de la MADA dans le repère de Park sous forme d'état.....	42
II.4.2.6 Résultats de Simulation et interprétation.....	43
II.5 Modélisation des convertisseurs de puissance.....	47
II.5.1 Description des composants du système d'alimentation de la GADA.....	47
II.5.2 Convertisseur côté réseau (CCR).....	47
II.5.2.1. Modèle du bus continu.....	48
II.5.2.2. Modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park.....	49
II.5.3. Convertisseur côté génératrice (CCG).....	49
II.6 Stratégie de commande de la GADA.....	50
II.6.1 Méthode directe.....	53
II.6.2 Méthode indirecte.....	54
II.6.3 Synthèse du régulateur PI.....	55
II.7. Résultats de simulation.....	57
II.7.1 Test de suivi de consigne.....	57
II.7.2 Sensibilité aux perturbations.....	60
II.7.3 Test de robustesse.....	61
II.8. Conclusion.....	64
Chapitre III	Commande par mode glissant d'ordre 2 d'une GADA intégrée dans un système éolien connecté au réseau
III.1 Introduction.....	65
III.2. Fondements conceptuels de la régulation par modes de glissement.....	65
III.3. Conception et synthèse d'un contrôle en mode de glissement	66
III.3.1. Sélection de la surface	67

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE I :

Figure I.1 :	Processus de conversion de l'énergie éolienne	05
Figure I.2 :	Les éoliennes terrestres (onshore) et en Mer(offshore).	07
Figure I.3 :	Capacité éolienne cumulée dans le monde (données GWEC)	08
Figure I.4 :	éléments constituant une éolienne	09
Figure I.5 :	éolienne à axe vertical	11
Figure I.6 :	Schéma fonctionnel du rotor Savonius et du système à angle d'attaque variable	12
Figure I.7 :	Configuration en aval du vent d'une éolienne	13
Figure I.8 :	Configuration en amont du vent d'une éolienne	13
Figure I.9 :	Comparaison des coefficients de puissance de différents modèles d'éoliennes	14
Figure I.10 :	Écoulement de l'air autour d'un profil de pale en situation de décrochage aérodynamique "stall "[15
Figure I.11 :	Évolution de l'orientation d'une pale en fonction de l'ajustement de son angle de calage	15
Figure I.12 :	Évolution de la puissance électrique produite en fonction des vitesses de rotation et du vent	17
Figure I.13 :	Plages d'exploitation de la turbine	17
Figure I.14 :	Machine synchrone connectée directement au réseau	
Figure I.15 :	Génératrice synchrone intégrée au réseau via des convertisseurs de puissance	19
Figure I.16 :	Structure de la MADA	20
Figure I.17 :	GADA avec régulation du glissement par dissipation de l'énergie rotorique	21
Figure I.18 :	MADA, structure Kramer	22
Figure I.19 :	Architecture de type Scherbius intégrant un cycloconvertisseur	22
Figure I.20 :	Architecture de Scherbius avec convertisseurs MLI	23
Figure I.21 :	modèles de fonctionnement de la MADA	24
Figure I.22 :	Puissance produite par la turbine en fonction de la	24

CHAPITRE II :

Figure II.1 :	Configuration d'une éolienne.	27
Figure II.2 :	Coefficient aérodynamique en fonction du ratio de vitesse de la turbine (λ)	28
Figure II.3 :	Schéma bloc du modèle de la turbine	29
Figure II.4 :	Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite avec asservissement de la vitesse	32
Figure II.5 :	profil de vent	32
Figure II.6 :	le coefficient de puissance	33
Figure II.7 :	la vitesse mécanique de la turbine éolienne	33
Figure II.8 :	Modélisation graphique d'une machine asynchrone à double alimentation	34
Figure II.9 :	Passage du triphasé au biphasé	38
Figure II.10 :	la puissance de charge (VA)	44
Figure II.11 :	la puissance active (W)	44
Figure II.12 :	la puissance réactive (VAR)	44
Figure II.13 :	la tension statorique générée par la MADA	44
Figure II.14 :	la tension statorique générée par la MADA avec un zoom	45
Figure II.15 :	les courants statoriques	45
Figure II.16 :	les courants statoriques avec un zoom.	45
Figure II.17 :	les courants rotoriques.	46
Figure II.18 :	Le couple électromagnétique (N.m)	46
Figure II.19 :	Composants du système d'alimentation de la GADA	47
Figure II.20 :	Connexion du CCR au réseau électrique	48
Figure II.21 :	Connexion du CCG au rotor de la GADA	50
Figure II.22 :	Schéma bloc de la GADA	53
Figure II.23 :	Schéma bloc de la commande directe de la GADA	54
Figure II.24 :	Schéma bloc de la commande indirecte de la GADA	55
Figure II.25 :	Système régulé par un PI	55
Figure II.26 :	Profils de références des puissances active et réactive imposées dans les simulations.	57
Figure II.27 :	Commande en puissances de la GADA par la méthode directe (test de suivi de consigne).	58
Figure II.28 :	Commande en puissances de la GADA par la méthode indirecte (test de	59

Liste des figures

	suivi de consigne).	
Figure II.29 :	Profil de la vitesse de rotation imposée de la GADA	60
Figure II.30 :	Effet de variation de la vitesse de rotation sur la commande en puissances de la GADA	60
Figure II.31 :	Commande en puissances de la GADA par la méthode directe (test de robustesse vis-à-vis les variations paramétriques)	61
Figure II.32 :	Commande en puissances de la GADA par la méthode indirecte (test de robustesse vis-à-vis les variations paramétriques)	61
Figure II.33 :	Comparaison des écarts sur les puissances active et réactive des deux méthodes de commande de la GADA (test de robustesse vis-à-vis les variations paramétriques).	62

CHAPITRE III :

Figure III.1 :	Visualisation des trajectoires dynamiques dans l'espace de phase.	66
Figure III.2 :	Illustration de la fonction « <i>sign</i> ».	69
Figure III.3 :	Visualisation des oscillations de type chattering	70
Figure III.4 :	Représentation d'un opérateur de saturation ($e > 0$, minime).	70
Figure III.5 :	Représentation graphique d'une application lisse de type C_1 ($e > 0$, réduit).	71
Figure III.6 :	Diagramme fonctionnel de la commande de la GADA par mode glissant (MG)	75
Figure III.7 :	Réduction du chattering via Super-Twisting.	78
Figure III.8 :	Diagramme fonctionnel de la commande par mode glissant de second ordre appliquée à la GADA.	79
Figure III.9 :	Commande par mode glissant d'ordre 2 en puissances de la GADA (Test de suivi de consignes).	81
Figure III.10 :	Puissances actives et réactives obtenues de la commande par mode glissant d'ordre 2 de la GADA (avant et après les variations paramétriques).	82

CHAPITRE IV :

Figure IV.1 :	Schéma global du système proposé	86
Figure IV.2 :	Modélisation globale fonctionnelle du système proposé	88
Figure IV.3 :	Schéma-bloc de la régulation du flux rotorique et la tension statorique de la GADA	90

Liste des figures

Figure IV.4 :	Architecture en cascade appliquée au circuit rotorique	91
Figure IV.5 :	Représentation schématique de l'intégration de la MSAP avec un redresseur MLI	92
Figure IV.6 :	Représentation du redresseur dans le repère statorique fixe abc	93
Figure IV.7 :	Modélisation du redresseur dans un repère lié aux axes dq.	94
Figure IV.8 :	Synoptique de la commande du redresseur et de la machine synchrone	95
Figure IV.9 :	Boucle de régulation du courant de la MSAP	96
Figure IV.10 :	Boucle de Régulation de la tension du bus continu	98
Figure IV.11 :	Schéma de principe de l'onduleur triphasé	98
Figure IV.12 :	Représentation schématique globale de la commande du système éolien proposé	99
Figure IV.13 :	profil de vent	100
Figure IV.14 :	la vitesse de rotor	100
Figure IV.15 :	la puissance de charge (VA)	100
Figure IV.16 :	la puissance active (W)	101
Figure IV.17 :	la puissance réactive (VAR)	101
Figure IV.18 :	la puissance rotorique P_r de la GADA (W)	101
Figure IV.19 :	la tension statorique générée par la GADA	102
Figure IV.20 :	la tension statorique générée par la GADA avec un zoom	102
Figure IV.21 :	la tension statorique suivant l'axe d	102
Figure IV.22 :	la tension statorique suivant l'axe q	103
Figure IV.23 :	les courants statoriques	103
Figure IV.24 :	les courants statoriques avec un zoom	103
Figure IV.25 :	les courants rotoriques	104
Figure IV.26 :	le flux rotorique suivant l'axe d	104
Figure IV.27 :	le flux rotorique suivant l'axe q	104
Figure IV.28 :	le couple électromagnétique (N.m)	105
Figure IV.29 :	le courant de la MSAP suivant l'axe d	105
Figure IV.30 :	le courant de la MSAP suivant l'axe q	105
Figure IV.31 :	la tension de bus continue V_{dc}	106
Figure IV.32 :	Structure d'un pont redresseur à six diodes	107
Figure IV.33 :	la puissance active (W)	108
Figure IV.34 :	la puissance réactive (VAR)	108
Figure IV.35 :	la puissance rotorique P_r de la GADA (W)	109

Liste des figures

Figure IV.36 :	la tension statorique générée par la GADA	109
Figure IV.37 :	la tension statorique générée par la GADA avec un zoom	109
Figure IV.38 :	les courants statoriques	110
Figure IV.39 :	les courants statoriques avec un zoom	110
Figure IV.40 :	les courants rotoriques	110
Figure IV.41 :	le flux rotorique suivant l'axe d	111
Figure IV.42 :	le flux rotorique suivant l'axe q	111
Figure IV.43 :	le couple électromagnétique (N.m).	111
Figure IV.44 :	la tension continue (V).	112
Figure IV.45 :	Schéma équivalent monophasé du filtre LC	113
Figure IV.46 :	la puissance active (W)	114
Figure IV.47 :	la puissance réactive (VAR).	115
Figure IV.48 :	la puissance rotorique P_r de la GADA (W)	115
Figure IV.49 :	la tension statorique générée par la GADA	115
Figure IV.50 :	la tension statorique générée par la GADA avec un zoom	116
Figure IV.51 :	la tension statorique suivant l'axe d	116
Figure IV.52 :	la tension statorique suivant l'axe q	116
Figure IV.53 :	les courants statoriques	117
Figure IV.54 :	les courants statoriques avec un zoom	117
Figure IV.55 :	les courants rotoriques	117
Figure IV.56 :	le flux rotorique suivant l'axe d	118
Figure IV.57 :	le flux rotorique suivant l'axe q	118
Figure IV.58 :	la tension au borne de la charge (V).	118
Figure IV.59 :	la tension au borne de la charge NL avec zoom (V)	119
Figure IV.60 :	le courant de charge NL	119
Figure IV.61 :	le courant de charge NL avec zoom	119
Figure IV.62 :	la tension de bus continue V_{dc} (V).	119

LISTE DES NOTATIONS ET SYMBOLES

V_v : Vitesse du vent

\vec{F} : Vecteur force exercée sur les pales d'une éolienne à incidence variable

β : Angle de calage des pales d'une éolienne à axe horizontal

i : Angle d'incidence des pales d'une éolienne à axe horizontal

\vec{V}_{rot} : Composante de la vitesse du vent due à la rotation de la turbine

\vec{V}_{rest} : Résultante des vecteurs \vec{V} et \vec{V}_{rot}

V_2, V_1 : Vitesse du vent respectivement en amont et en aval de l'éolienne

ρ : Densité de l'air $1,225 \text{ Kg.m}^{-3}$

s : Surface balayée par le rotor de l'éolienne

m : Masse d'air traversant le rotor éolien en 1s

P_v : Puissance cinétique du vent

P_{aer} : Puissance aérodynamique

P_m : Puissance extraite par le rotor éolien

P_{mt} : Puissance théorique maximale extractible d'un vent non perturbé

C_p : Coefficient de puissance de l'éolienne

λ : Vitesse relative de l'éolienne

R : Rayon de la pale

P_{mg} : Puissance mécanique disponible sur l'arbre de la génératrice

Ω_{mec} : Vitesse mécanique de la génératrice

Ω_{ref} : Vitesse mécanique de la référence

$\Omega_{turbine}$: Vitesse angulaire de la turbine

Liste des notations

Ω_{opt} : Vitesse de rotation optimale

G : Gain de multiplicateur

C_g : Couple entraînant de la génératrice

C_{aer} : Couple aérodynamique de l'éolienne

C_f : Coefficient des frottements visqueux

J_t : Inertie total sur l'arbre

C_{mec} : Couple électromagnétique produit par la génératrice

C_{vis} : Couple des frottements visqueux

C_{em} : Couple électromagnétique développé

REG : Régulateur de vitesse.

V_s : Tension d'une phase statorique

V_r : Tension d'une phase rotorique

R_s : Résistance d'une phase statorique

R_r : Résistance d'une phase rotorique

i_s : Courant d'une phase statorique

i_r : Courant d'une phase rotorique

Φ_s : Flux d'une phase statorique

Φ_r : Flux d'une phase rotorique

L_s : Inductance de magnétisation d'une phase statorique

M_{sr} : Inductance mutuelle entre phases statoriques

L_r : Inductance de magnétisation d'une phase rotorique

M_{rs} : Inductance mutuelle entre phase rotoriques et statoriques

Liste des notations

l_s : Inductance cyclique propre du stator

l_r : Inductance cyclique propre du rotor l_{sr} : Inductance cyclique mutuelle stator-rotor

M : Maximum de l'inductance mutuelle entre une phase du stator et une phase du rotor

MADA : Machine asynchrone à double alimentation

GADA : Génératrice asynchrone à double alimentation

g : Glissement

Np : Nombre de paire de pôles de GADA

C_r : Couple résistant de la charge montée sur l'arbre du rotor

ω_m : Vitesse angulaire électrique du rotor

V_{ds} : Composante directe de la tension au stator dans le repère de Park.

V_{dr} : Composante directe de la tension au rotor dans le repère de park.

i_{ds} : Composante directe du courant au stator dans le repère de park.

i_{dr} : Composante direct du courant au rotor dans le repère de park.

Φ_{ds} : Composante direct du flux au stator dans le repère de park.

Φ_{dr} : Composante directe du flux au rotor dans le repère de park.

σ : Coefficient de dispersion.

T_r : Constante de temps rotorique.

V_{qs} : Composante en quadrature de la tension au stator dans le repère de park.

V_{qr} : Composante en quadrature de la tension au rotor dans le repère de park.

i_{qs} : Composante en quadrature du courant au stator dans le repère de Park.

i_{qr} : Composante en quadrature du courant au rotor dans le repère de park.

Φ_{qs} : Composante en quadrature du flux au stator dans le repère de park.

Liste des notations

Φ_{qr} : Composante en quadrature de flux au rotor dans le repère de park.

C : La capacité des condensateurs

f : Coefficient de frottement

MSAP : Machine synchrone à aimant permanent

p : Nombre de paire de pôles de MSAP

R_{ms} : Résistance d'une phase statorique de la MSAP

L_d et L_q : Les inductances directes et en quadrature de la MSAP

K_a : flux de l'aimant permanent

ω : la pulsation des tensions (rad/s).

V_d, V_q, I_d et L_q : Les composantes dq des tensions et courants statoriques de la MSAP

V_{dc} : Tension de bus continu

s : Opération de Laplace

PI : Proportionnel Intégral

K_p : Composante proportionnelle du correcteur PI

K_i : Composante intégrale du correcteur PI.

Introduction générale

Au cours des dernières décennies, la question du développement durable et de la transition vers des sources d'énergie renouvelables est devenue centrale dans les stratégies énergétiques mondiales [SRT21], [DUO18]. L'augmentation de la demande énergétique, conjuguée à l'épuisement progressif des ressources fossiles et aux préoccupations environnementales, a conduit les chercheurs, les industriels et les décideurs politiques à s'intéresser davantage à des solutions énergétiques alternatives, propres et inépuisables. Parmi ces solutions, l'énergie éolienne occupe une place particulièrement importante [OUE24]. En effet, la conversion de l'énergie cinétique du vent en électricité à l'aide des éoliennes s'est imposée comme une option à la fois viable sur le plan technologique et compétitive sur le plan économique [SHA23].

L'essor de l'énergie éolienne est particulièrement remarquable depuis le début des années 2000, période à partir de laquelle la croissance annuelle de l'industrie mondiale avoisine les 30 %. Cette expansion rapide s'explique par les nombreux atouts des aérogénérateurs qui constituent une technologie respectueuse de l'environnement, produisent une électricité sans émissions polluantes, et reposent sur une ressource gratuite et inépuisable qui est le vent. L'énergie éolienne représente donc, non seulement une solution durable pour réduire la dépendance aux énergies fossiles, mais également un levier de développement technologique et industriel [EVA22], [MUT24].

Dans la majorité des parcs éoliens modernes, le générateur asynchrone à double alimentation (GADA), aussi connu sous l'appellation machine asynchrone doublement alimentée (MADA) s'est imposé comme l'une des solutions les plus performantes. Sa popularité découle de sa capacité à fonctionner efficacement sur une large plage de vitesses autour de la vitesse synchrone [SAL04], [KHA07]. La spécificité de cette machine réside dans sa configuration particulière : le stator est directement relié au réseau triphasé, tandis que le rotor est alimenté par l'intermédiaire d'un convertisseur électronique bidirectionnel de puissance réduite par rapport à celle de la machine. Cette architecture présente plusieurs avantages : diminution du coût du convertisseur, flexibilité de fonctionnement en hypo- et hyper-synchronisme, et possibilité de contrôler de manière indépendante la puissance active et la puissance réactive échangées avec le réseau.

En parallèle, les progrès réalisés dans le domaine de l'électronique de puissance et des techniques de commande ont permis d'optimiser l'exploitation des éoliennes. Les systèmes de

conversion intègrent désormais des convertisseurs sophistiqués capables d'adapter le fonctionnement de la génératrice aux conditions variables du vent. L'objectif principal est de maximiser l'extraction d'énergie, en maintenant le système au voisinage du point de puissance maximale (Maximum Power Point Tracking (MPPT)) [MAH21], tout en assurant une qualité d'énergie compatible avec les exigences du réseau. Cette interaction complexe entre la machine électrique, le convertisseur et les algorithmes de commande confère aux éoliennes modernes une grande robustesse et une flexibilité accrue.

Le présent travail s'inscrit dans ce contexte et propose une étude approfondie de l'utilisation d'une génératrice asynchrone à double alimentation dans un système de conversion éolien. Compte tenu des deux principaux modes de fonctionnement des éoliennes, soit en régime connecté au réseau pour l'injection d'énergie électrique dans une infrastructure existante, soit en mode autonome pour l'alimentation de charges isolées. Le fonctionnement des systèmes éoliens selon ces deux modes soulève une problématique majeure, liée à la diversité et parfois à l'opposition des exigences imposées à la chaîne de conversion. En effet, alors que le mode connecté au réseau impose principalement des contraintes de contrôle de la puissance injectée, de stabilité et de conformité aux codes réseau, le mode autonome exige une régulation complète et robuste de la tension et de la fréquence, en présence de charges potentiellement variables et non linéaires. Ces différences rendent inadaptée l'utilisation d'une approche de commande unique pour les deux scénarios.

Face à cette problématique, le présent travail adopte une approche méthodologique consistant à traiter séparément chaque mode de fonctionnement, afin d'analyser en profondeur les contraintes spécifiques qui leur sont associées et de développer des stratégies de commande dédiées, capables de garantir des performances dynamiques satisfaisantes, une stabilité renforcée et une qualité de l'énergie conforme aux exigences de chaque contexte d'exploitation.

Afin d'atteindre cet objectif, la thèse est structurée en quatre chapitres principaux :

Chapitre 1 : Ce chapitre introductif présente un panorama complet de l'énergie éolienne, en mettant en évidence les caractéristiques du vent, les technologies de conversion disponibles, ainsi que les différents types de générateurs susceptibles d'être utilisés dans un système éolien. Une attention particulière est portée aux topologies d'interface électronique de puissance. L'état de l'art établi permet de positionner la GADA parmi les solutions les plus pertinentes grâce à sa flexibilité de fonctionnement et ses performances énergétiques. Ce socle théorique prépare le terrain pour les développements techniques abordés dans les chapitres

suivants .

Chapitre 2 : Ce chapitre est dédié à la modélisation et à la commande de la chaîne de conversion éolienne, en se focalisant sur l'extraction optimale d'énergie via la stratégie MPPT (Maximum Power Point Tracking). Une modélisation mathématique rigoureuse de la GADA est élaborée à partir des équations fondamentales de la machine, considérant une alimentation sinusoïdale triphasée au niveau du rotor, tandis que le stator est directement connecté au réseau. La commande vectorielle, permettant de piloter indépendamment les puissances active et réactive, y est également développée. L'ensemble de ces modèles est ensuite validé dans un contexte de fonctionnement en régime connecté au réseau.

Chapitre 3 : Ce chapitre marque une étape centrale de ce travail en introduisant des techniques de commande non linéaires avancées, avec un accent particulier sur la commande par mode glissant d'ordre deux (Second-Order Sliding Mode Control – SOSMC). Cette approche permet de renforcer la robustesse du système face aux incertitudes paramétriques, tout en atténuant significativement le phénomène de **chattering**, souvent préjudiciable pour la longévité des actionneurs et la qualité des signaux électriques. Les résultats de simulation montrent une nette amélioration de la réponse dynamique du système, une meilleure précision dans le suivi des consignes de puissance, et une stabilité renforcée. Ce chapitre constitue une contribution essentielle de la thèse en démontrant la faisabilité et l'efficacité des lois de commande non linéaires dans les systèmes de production éolienne modernes.

Chapitre 4 : il s'intéresse au fonctionnement autonome d'un système éolien à vitesse variable et fréquence fixe (VVFF) destiné à alimenter des charges isolées. Le système étudié associe une MADA et une machine synchrone à aimants permanents (MSAP) reliée à une turbine auxiliaire, fournissant l'énergie nécessaire au convertisseur rotorique. Les performances sont analysées aussi bien pour des charges linéaires (RL) que pour des charges non linéaires (comme un pont à diodes). L'introduction d'un filtre LC permet de limiter les harmoniques indésirables. Par ailleurs, un algorithme de suivi du point de puissance maximale est mis en œuvre pour optimiser l'exploitation énergétique en fonction de la vitesse du vent.

Enfin, le mémoire se conclut par une synthèse générale des contributions de ce travail et propose des perspectives de recherche portant notamment sur l'amélioration des stratégies de commande avancées et sur l'intégration de l'énergie éolienne dans un contexte de réseaux électriques intelligents (smart grids).

Chapitre I

Revue et synthèse des connaissances sur la production d'énergie éolienne

I.1 Introduction :

L'éolienne est un dispositif destiné à transformer l'énergie cinétique du vent en énergie électrique exploitable. ET pour garantir une conversion efficace, chacun de ses composants est conçu de manière à optimiser le rendement global.

Différentes approches technologiques ont été développées pour exploiter l'énergie éolienne, notamment les dispositifs à axe vertical et ceux à axe horizontal. Ces structures ont connu, au fil du temps, des améliorations notables qui renforcent leurs performances.

Une installation éolienne typique doit intégrer deux sous-systèmes complémentaires :

- Un système électrotechnique, regroupant la machine électrique et son dispositif de commande, permettant la gestion du fonctionnement électrique.
- Un système mécanique, responsable du contrôle mécanique de l'éolienne, incluant le positionnement de la nacelle et le réglage des pales en vue d'optimiser la prise au vent.

Ce chapitre se focalise sur la présentation des principales configurations d'éoliennes, leurs composants ainsi que leurs principes de fonctionnement. Il aborde également la modélisation de l'énergie cinétique du vent et l'étude comparative des génératrices utilisées.

Enfin, une attention particulière sera accordée aux génératrices asynchrones à double alimentation, incluant une présentation de leur structure, de leur mode opératoire ainsi que de leurs domaines d'application concrets. et de l'intérêt qu'elles présentent dans le domaine de l'énergie éolienne.

I.2 La production éolienne

L'énergie du vent résulte du mouvement continu des masses d'air, phénomène intimement lié au rayonnement solaire. En effet, le réchauffement inégal des différentes régions de la surface terrestre, combiné aux zones plus froides, engendre des variations de pression atmosphérique

qui mettent l'air en circulation permanente. Bien que cette source d'énergie ait été exploitée depuis l'Antiquité, elle avait été négligée avant de retrouver un intérêt considérable au cours des trois dernières décennies. Ce regain d'attention est principalement lié aux crises énergétiques et aux chocs pétroliers, qui ont incité la communauté scientifique et industrielle à rechercher des alternatives durables [AHM20] .

I.3 Définition de l'énergie éolienne

L'éolienne, également connue sous le terme d'aérogénérateur, est une installation conçue pour convertir une portion de l'énergie cinétique contenue du vent, en énergie mécanique transmise à un arbre, puis en électricité via à une génératrice [POI03].

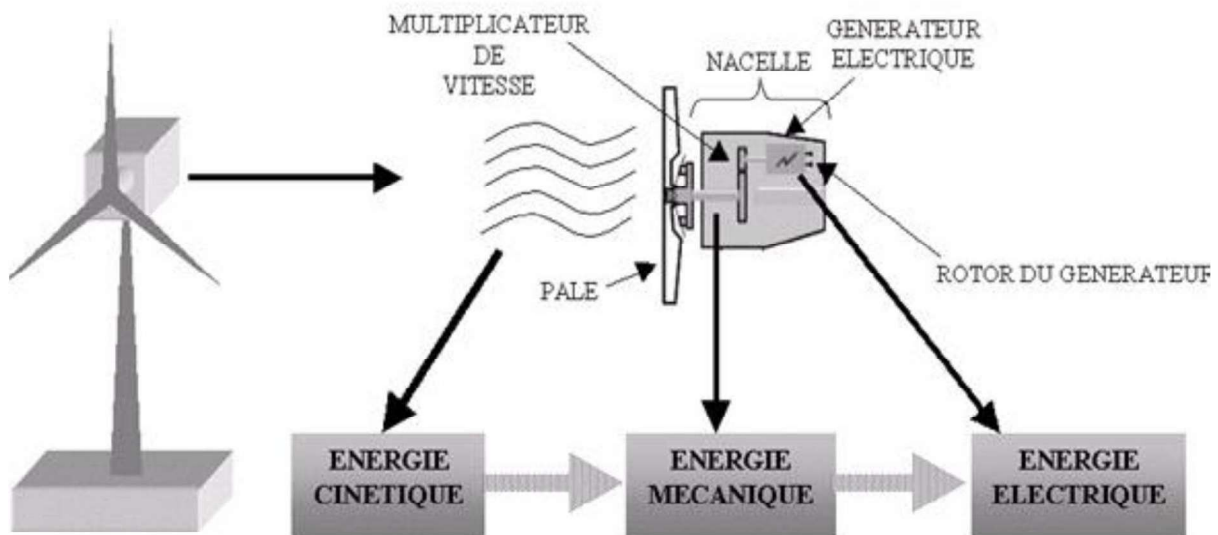


Figure I.1 : Processus de conversion de l'énergie éolienne [POI03]

L'énergie éolienne est une ressource renouvelable largement disponible et répartie sur l'ensemble du territoire [NEJ22]. Elle présente une relation notable avec les variations saisonnières en hiver, période où la demande en électricité est plus importante et la vitesse moyenne du vent atteint la valeur maximale [BER17]. Cette énergie se distingue par son caractère propre, puisqu'elle n'émet ni gaz polluants ni déchets radioactifs. Néanmoins, elle demeure de nature intermittente et imprévisible. Son exploitation exige des installations d'envergure, comprenant de hauts mâts et de longues pales (pouvant atteindre jusqu'à 60 mètres pour les éoliennes de plusieurs mégawatts), implantées dans des sites ouverts et bien exposés afin de réduire l'impact des turbulences [MAR].

I.4 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne

Le développement de l'énergie éolienne s'explique principalement par les nombreux atouts qu'elle présente. Toutefois, cette dernière comporte aussi certaines limites qu'il convient d'analyser, afin d'éviter que celles-ci ne soient pas un obstacle à son expansion.

a) Avantages

- Source renouvelable et inépuisable : Le vent est une ressource naturelle gratuite, abondante et disponible dans de nombreuses régions du monde.
- Énergie propre : La conversion du vent en électricité ne produit ni gaz à effet de serre ni polluants atmosphériques, contribuant ainsi à la réduction des émissions de CO₂[CAM03], [BOU99].
- Faible empreinte écologique : Une fois installées, les éoliennes nécessitent relativement peu de ressources pour fonctionner et n'entraînent pas de consommation de combustibles fossiles.
- Création d'emplois et développement local : Le secteur éolien favorise l'émergence de nouvelles filières industrielles et génère des emplois dans l'installation, la maintenance et la gestion des parcs.
- Adaptabilité technologique : Les éoliennes modernes peuvent être intégrées aussi bien dans des réseaux électriques centralisés que dans des systèmes autonomes pour zones isolées [CAM03], [HOR05].

b) Inconvénients

- Intermittence de la ressource : La production dépend directement des conditions de vent, ce qui rend l'électricité générée variable et parfois difficile à prévoir.
- Besoins en infrastructures lourdes : La construction d'éoliennes de grande puissance requiert des ressources financières considérables ainsi que des espaces dégagés.
- Impact visuel et sonore : Les parcs éoliens peuvent modifier le paysage et générer des nuisances sonores pour les riverains.
- Problèmes environnementaux locaux : Les pales peuvent représenter un risque pour certaines espèces d'oiseaux et de chauves-souris.
- Intégration au réseau : L'intermittence impose souvent d'associer l'éolien à des systèmes de stockage ou à d'autres sources de production pour garantir la stabilité du réseau électrique.

I.5 Parc éolien

L'identification des emplacements potentiels pour l'installation d'un parc éolien est la première étape à accomplir pour évaluer la capacité de production d'une centrale éolienne. Il est nécessaire de réaliser des mesures météorologiques exhaustives sur les lieux envisagés pendant au moins un an afin d'évaluer la faisabilité de l'installation du parc. Il est nécessaire non seulement de connaître la vitesse moyenne du vent, mais également ses fluctuations en relation avec l'altitude.

On distingue deux catégories d'éoliennes (figure I.2) :

- Les éoliennes dites « onshore » sont mises en place sur la terre ferme.
- Les éoliennes qualifiées de « offshore » sont mises en place en milieu marin.



Éoliennes terrestres (onshore)



Éoliennes en mer (offshore)

Figure I.2 : Les éoliennes terrestres (onshore) et en Mer(offshore)

À la clôture de l'année 2024, la puissance éolienne installée à l'échelle mondiale s'élevait à 1 135,5 GW, répartie entre 1 052,3 GW d'éolien terrestre et 83,2 GW d'éolien marin. Le secteur continue de se développer, avec l'ajout de 117 GW raccordés au cours de l'année, tous segments inclus.

Le GWEC (Global Wind Energy Council) dans le rapport annuel 2025 a lancé un appel ferme à l'action : les gouvernements, l'industrie et la société civile doivent unir leurs efforts pour accélérer le déploiement de l'énergie éolienne à grande échelle. Pour atteindre cet objectif, le GWEC recommande :

- Assurer la stabilité de la demande : réformer les mécanismes d'appel d'offres, aligner les processus d'acquisition sur les objectifs nationaux et garantir une visibilité des revenus sur le long terme.

- Réduire les risques liés à l'investissement : mettre en place des incitations fiscales (comme les crédits d'impôt), limiter les retards dans les procédures d'autorisation et instaurer des politiques favorables aux investisseurs dans les marchés émergents.
- Industrialiser la filière pour changer d'échelle : standardiser les composants des turbines, adopter la fabrication modulaire et automatiser la production afin d'améliorer l'efficacité et la résilience du secteur.
- Favoriser un commerce équitable : remplacer les mesures protectionnistes par des politiques industrielles vertes coordonnées et ouvertes aux échanges internationaux.
- Moderniser les infrastructures : développer et numériser les réseaux électriques, accélérer les interconnexions et intégrer des solutions de flexibilité.
- Renforcer l'acceptabilité sociale : Lutter contre la désinformation à travers une communication claire, tout en favorisant une répartition équitable des bénéfices et en soutenant les modèles de propriété locale.

Cette feuille de route trace la voie pour passer de la croissance actuelle à un rythme de 320 GW installés par an d'ici 2030 comme illustré dans la figure I.3, condition indispensable pour libérer tout le potentiel de l'énergie éolienne afin de répondre aux besoins économiques, sociétaux et environnementaux.

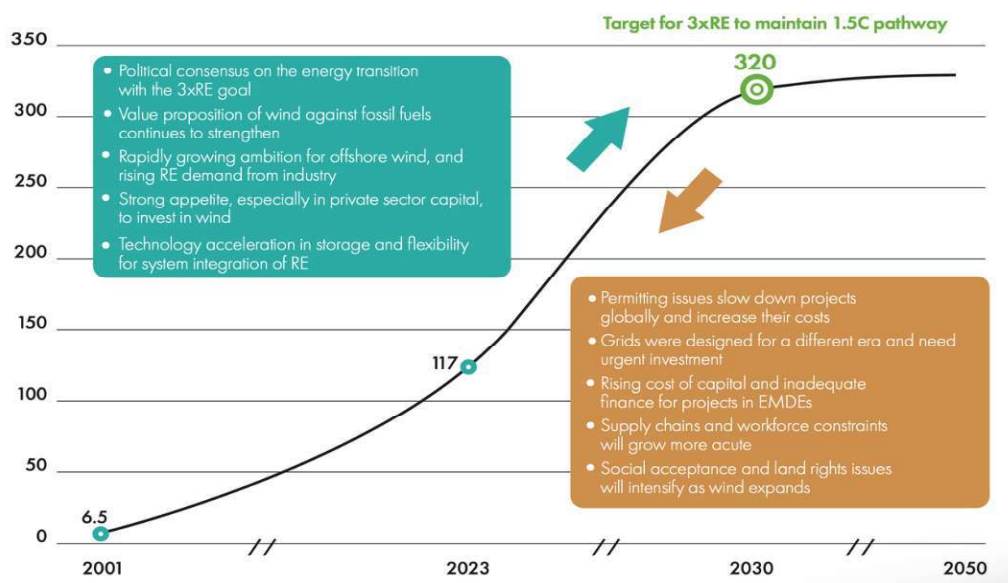


Figure I.3 : Capacité éolienne cumulée dans le monde (données GWEC)

I.6 Les éléments constitutifs d'une éolienne

L'éolienne se structure autour de trois éléments fondamentaux : le mât de soutien, la nacelle abritant les équipements et le rotor équipé de ses pales (voir figure I.4).

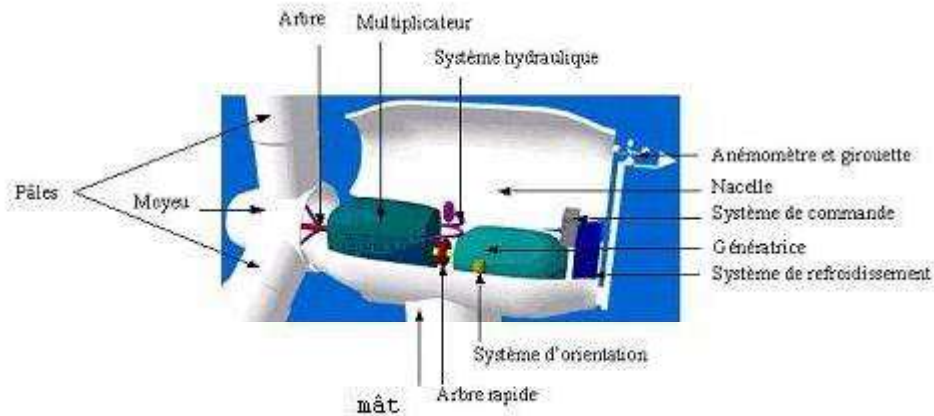


Figure I.4 : éléments constituant une éolienne

I.6.1 Le mât

Souvent est un tube d'acier ou un treillis métallique. Il est impératif qu'il soit élevé au maximum pour minimiser l'impact des turbulences générées au voisinage du sol. [POI03].

I.6.2 La nacelle

L'ensemble mécanique d'une éolienne rassemble les dispositifs assurant la liaison entre le rotor et le générateur. On y trouve notamment l'arbre lent et l'arbre rapide dispositif de contrôle, système de refroidissement, frein à disque distinct du frein aérodynamique qui sert à stopper la turbine lors d'une surcharge.

Le générateur employé est le plus souvent une machine synchrone ou asynchrone. À cela s'ajoutent les mécanismes hydrauliques ou électriques destinés à orienter les pales (frein aérodynamique) et la nacelle, de manière à maintenir la zone balayée par le rotor face au vent dominant.

I.6.3 Sous-système rotorique et pales

Le rotor, dont la configuration standard comprend entre une et trois pales fixées sur leur partie centrale qui s'appelle le moyeu ou le nez, souvent en acier moulé. Ce moyeu tourne grâce à la force du vent, transmettant cette énergie mécanique à travers un arbre au multiplicateur et au générateur dans la nacelle, afin de produire de l'électricité [BOU07]. Le moyeu intègre un système de régulation nommé "Pitch" qui permet d'ajuster l'angle des pales (leur pas) afin d'optimiser la capture d'énergie ou de freiner l'éolienne en cas de vents trop forts.

Les pales d'une éolienne sont des éléments aérodynamiques en matériaux composites (fibre de verre, fibre de carbone) conçus pour capturer l'énergie cinétique du vent et la transformer en mouvement de rotation. Leur forme spécifique crée une différence de pression qui génère une force de portance, faisant tourner le rotor. Cette rotation entraîne un arbre qui, via un multiplicateur, actionne un générateur pour produire de l'électricité. Les pales sont caractérisées par leur longueur, leur profil aérodynamique, leur matériau et leur nombre, généralement trois pour un bon équilibre entre rendement, stabilité et coûts de fabrication [POI03], [SAL04].

On distingue principalement deux catégories de rotors : ceux fonctionnant à vitesse constante et ceux à vitesse adaptable.

I.6.3.1 Les rotors à vitesse constante

Ils sont dotés d'un mécanisme d'orientation des pales menant la génératrice (souvent une machine asynchrone à cage d'écureuil) de marcher autour de la vitesse du synchronisme et d'être relié directement au réseau. Ce système fait la combinaison entre la simplicité et le coût réduit [POI03].

I.6.3.2 Les rotors à vitesse variable

De manière générale, les pales utilisées sont surtout définies par leur géométrie qui influencera les performances aérodynamiques, ainsi que par les matériaux dont elles sont fabriquées grâce à leurs légèretés et leurs résistances mécaniques [POI03].

I.7 Les différents types des turbines éoliennes

Il existe une grande diversité de méthodes techniques pour capter et transformer l'énergie cinétique du vent. De manière générale, les éoliennes peuvent être classées en deux catégories principales [VAS], [POI03] :

- Celles dont l'axe de rotation est disposé verticalement,
- Celles dont l'axe de rotation est orienté horizontalement.

I.7.1 Les éoliennes à axe vertical

Ce modèle d'éolienne (voir figure I.5) a suscité un grand intérêt dans la recherche scientifique. Son principal atout réside dans le fait qu'il ne requiert pas de mécanisme d'orientation des pales et que les organes mécaniques essentiels, tels que le multiplicateur et la génératrice, sont installés au niveau du sol, ce qui simplifie considérablement les opérations de maintenance. Toutefois, certains prototypes de cette technologie nécessitent une assistance pour le démarrage. De plus, la structure du mât, généralement lourde, est soumise à d'importantes contraintes mécaniques. Ces limites ont conduit les constructeurs à délaiss

progressivement cette configuration, sauf pour des applications de très faible puissance, au profit des éoliennes à axe horizontal [LEC].

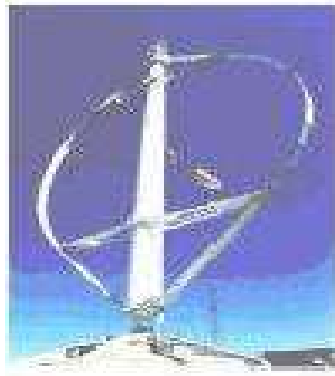


Figure I.5 : éolienne à axe vertical [MEN04]

I.7.1.1 Rotor éolien de Savonius

L'aéromoteur de type Savonius, attribué à son inventeur ayant déposé un brevet en 1925, repose sur le principe de la « traînée différentielle », également exploité dans les anémomètres. Ce principe stipule que les pressions exercées par le vent sur les deux faces d'une structure creuse sont asymétriques, générant ainsi un couple qui provoque la rotation de l'ensemble. Dans cette configuration, le mouvement est renforcé par l'écoulement de l'air entre deux demi-cylindres, ce qui accroît le couple moteur (voir figure I.5.a) [POI03]. Néanmoins, dans les applications modernes, ce type de dispositif présente plus de désavantages. Notamment, tout comme les turbines à axe horizontal parallèle « au vent », ils requièrent un mécanisme d'orientation [KHA07].

I.7.1.2 Configuration Darrieus des rotors éoliens

La configuration du rotor la plus couramment utilisée est celle du modèle Darrieus (développé par l'ingénieur français ayant déposé son brevet au début des années 1930), fonctionne sur le principe aérodynamique selon lequel un profil soumis à un écoulement d'air avec différents angles d'attaque subit des forces de direction et d'intensité changeantes.

La combinaison de ces forces engendre un couple moteur, assurant ainsi la mise en rotation de la machine. Toutefois, la turbine ne peut pas s'auto-démarrer (voir figure I.6.b). Lorsqu'elle est à l'arrêt, un dispositif auxiliaire est donc nécessaire pour initier sa rotation [POI03]

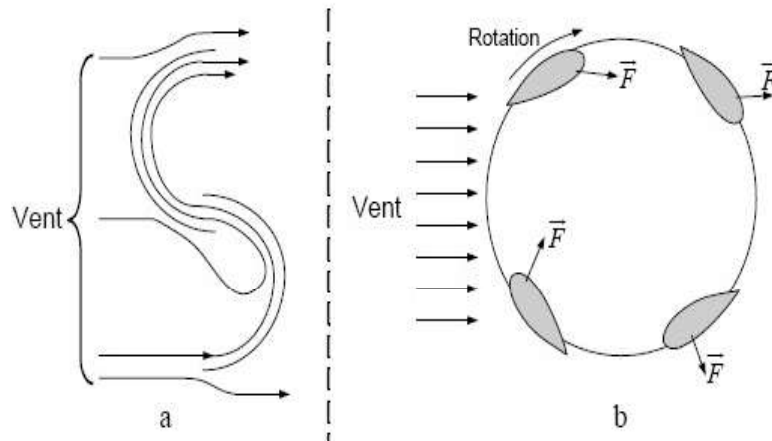


Figure I.6 : Schéma fonctionnel du rotor Savonius et du système à angle d'attaque variable [POI03].

I.7.2 Systèmes éoliens à axe horizontal

Ils sont composés de pales profilées selon des principes aérodynamiques similaires à ceux des ailes d'avion. Contrairement à l'aviation où la portance sert à maintenir cet aéroplane en vol, ici, elle est exploitée pour fournir un couple moteur induisant la rotation de l'hélice.

Ce type de machine s'est imposé face aux éoliennes à axe vertical, principalement en raison de coûts de fabrication plus réduits, d'une exposition moindre aux contraintes mécaniques, ainsi que de l'implantation du générateur à plusieurs dizaines de mètres au-dessus du sol [BOY06].

I.7.2.1 Eolienne sous le vent

Ce type de configuration est considéré comme le plus simple, car l'orientation du rotor s'effectue de manière naturelle et automatique en fonction de la direction du vent. Dans ce cas, le rotor est placé à l'arrière du mât, comme l'illustre la figure (I.7).

Un atout majeur de cette disposition réside dans la possibilité d'utiliser des pales plus flexibles, ce qui allège leur conception et permet également de réduire la hauteur du mât. En présence de vents forts, la flexion des pales absorbe partiellement la poussée exercée sur le rotor, atténuant ainsi les contraintes mécaniques. Ainsi, une éolienne placée sous le vent présente une structure plus légère comparée à un modèle orienté face au vent [BOY06].



Figure I.7: Configuration en aval du vent d'une éolienne [BOY06].

I.7.2.2 Configuration en amont du vent des éoliennes

Ce type d'éolienne est le plus couramment utilisé. Le rotor est positionné selon la direction du vent de manière à éviter que le mât, placé en amont, ne perturbe pas l'écoulement, comme l'illustre la figure (I.8). En effet, en arrière du mât, le vent est fortement troublé et son flux ralenti par l'obstacle qu'il constitue.

Dans cette configuration, les pales doivent être conçues avec une grande rigidité afin d'écartier tout risque de contact avec le mât lors de vents violents, ce qui représente l'un des principaux inconvénients de cette architecture. Par ailleurs, un dispositif d'orientation est indispensable pour maintenir en permanence le rotor face au vent [POI03].



Figure I.8 : Configuration en amont du vent d'une éolienne [BOY06].

I.8 Le coefficient de puissance

Ce facteur représente la fraction de la puissance récupérable que la turbine parvient réellement à extraire. Sa valeur est limitée par une borne supérieure connue sous le nom de limite de Betz. En fait, cette limite n'est jamais vraiment atteinte. [KHA07].

Le graphique (I.9) illustre le coefficient de puissance pour diverses sortes d'éoliennes. Cette figure aide à déterminer la turbine appropriée ; la sélection se fait sur la base des caractéristiques de la turbine.

[ABD07].

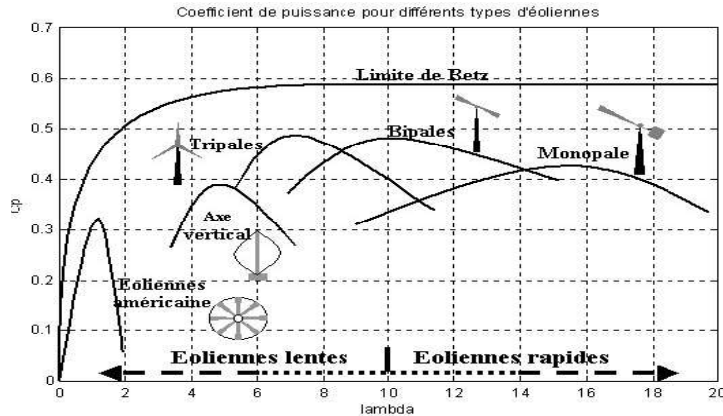


Figure I.9 : Comparaison des coefficients de puissance de différents modèles d'éoliennes [ABD07].

I.9 Différents modes de contrôle de la puissance

Le dimensionnement des divers éléments d'un aérogénérateur dépend directement des sollicitations mécaniques, de la vitesse de rotation ainsi que de la puissance correspondante à la vitesse du vent considérée. Ces éléments ne peuvent toutefois supporter que des contraintes limitées.

Il devient donc nécessaire de réduire la puissance captée par la turbine lorsque la vitesse du vent excède un seuil critique [CAM03]. Pour ce faire, deux approches principales sont utilisées afin de contrôler la puissance aérodynamique extraite et d'éviter tout dépassement lorsque le vent devient trop intense.

I.9.1 Système à décrochage aérodynamique "stall"

Ce système nommé de "décrochage ou stall", basé sur les propriétés aérodynamiques de la pale elle-même. Son fonctionnement repose sur l'effet de décrochage aérodynamique, ce qui correspond au cas où la vitesse du vent excède sa valeur nominale V_n , l'aspiration générée par le profil n'est plus optimale. Il en résulte la formation de turbulences sur l'extrados de la pale (voir figure I.10), ce qui réduit le coefficient de puissance et limite ainsi la vitesse de rotation.

Ce procédé, bien que simple et fiable, présente un manque d'exactitude, car en raison de sa sensibilité à la densité de l'air et à l'état des pales. Dans certaines configurations, il peut être optimisé grâce à une faible rotation des pales autour de leur axe ("stall actif"), permettant

d'améliorer la récupération d'énergie à basse vitesse de vent. En revanche, à des vitesses plus élevées, leur orientation est ajustée de façon à réduire l'angle de calage β afin de limiter l'impact des variations de vitesse du vent sur le couple mécanique délivré par la turbine [BOU07].

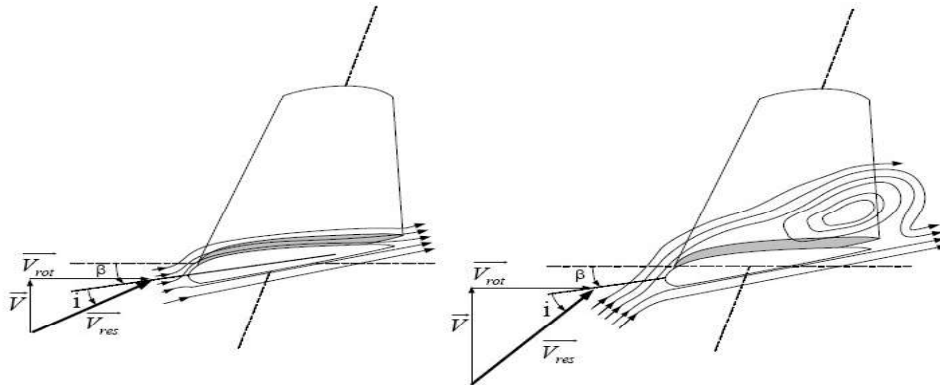


Figure 1.10 : Écoulement de l'air autour d'un profil de pale en situation de décrochage aérodynamique "stall" [POI03].

I.9.2 Commande de l'orientation des pales « pitch control »

Ce système de gestion s'appuie sur le contrôle de l'angle de calage des pales (voir figure I.11). En augmentant cet angle, le coefficient de puissance diminue, ce qui entraîne une baisse du rendement global de la turbine. Ce mécanisme a pour effet visé à prévenir une accélération excessive de l'éolienne.

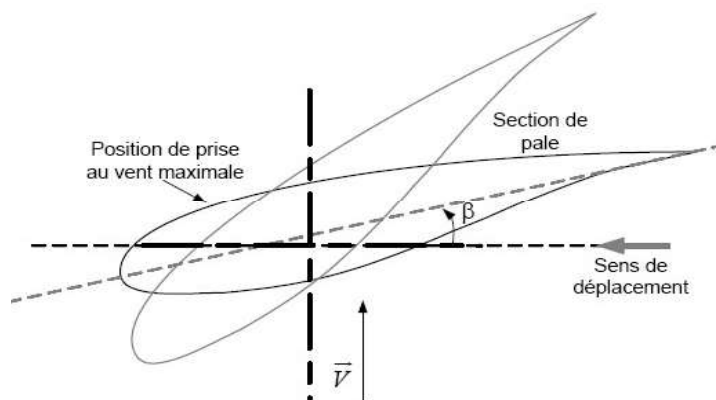


Figure I.11 : Évolution de l'orientation d'une pale en fonction de l'ajustement de son angle de calage [POI03].

I.10 Comportements opérationnels d'une turbine éolienne en exploitation

On distingue principalement deux structures d'éoliennes selon le type de générateur et le système d'électronique de puissance associé :

- Éoliennes à régime de rotation fixe,

- Éoliennes à régime de rotation variable [CAM03].

I.10.1 Éoliennes à régime de rotation fixe

Dans ce fonctionnement, le générateur est directement raccordé au réseau, sans convertisseur intermédiaire. Cependant, ce type d'installation présente un inconvénient majeur : toute fluctuation de la vitesse du vent se traduit immédiatement par une variation du couple, ce qui engendre des oscillations de tension.

Malgré cela, les éoliennes à vitesse fixe offrent certains avantages notables :

- une structure électrique simple, dépourvue de convertisseur,
- Un risque minimal d'excitation des modes vibratoires naturels des éléments structurels de l'éolienne,
- La non-utilisation de systèmes de régulation électronique,
- un coût d'installation relativement réduit [BOU07].

I.10.2 Éolienne à vitesse variable

De nombreuses recherches ont mis en évidence l'intérêt des éoliennes à vitesse variable, aussi bien sur le plan énergétique que mécanique. Même pour les petites puissances, le surcoût lié à l'utilisation d'une électronique de puissance et de dispositifs de régulation supplémentaires est compensé par une production énergétique accrue.

L'avantage principal réside toutefois dans la durabilité des systèmes. En effet, les chaînes cinématiques à vitesse variable sont plus souples que celles à vitesse fixe ou quasi fixe, qui sont directement et rigidement couplées au réseau. Ce couplage rigide provoque d'importantes oscillations de puissance dues aux turbulences, lesquelles, à long terme, sollicitent fortement les composants mécaniques. La variation de vitesse permet de lisser ces fluctuations grâce au moment d'inertie élevé fourni par le rotor.

La figure (I.12) illustre la relation entre la puissance extraite par une turbine éolienne et sa vitesse de rotation. La puissance, maximale selon cette figure, se trouve au point C. Pour l'atteindre, il est nécessaire d'augmenter la vitesse de la génératrice à Ω_2 . Ainsi, l'exploitation optimale de l'énergie disponible exige une variation de la vitesse mécanique en fonction des conditions de vent.

L'optimisation de la puissance extraite s'appuie sur l'ajustement du couple de la génératrice pour atteindre une vitesse de rotation optimale ($\Omega_{Réf}$), permettant ainsi de maximiser l'énergie captée du vent. [SAL04].

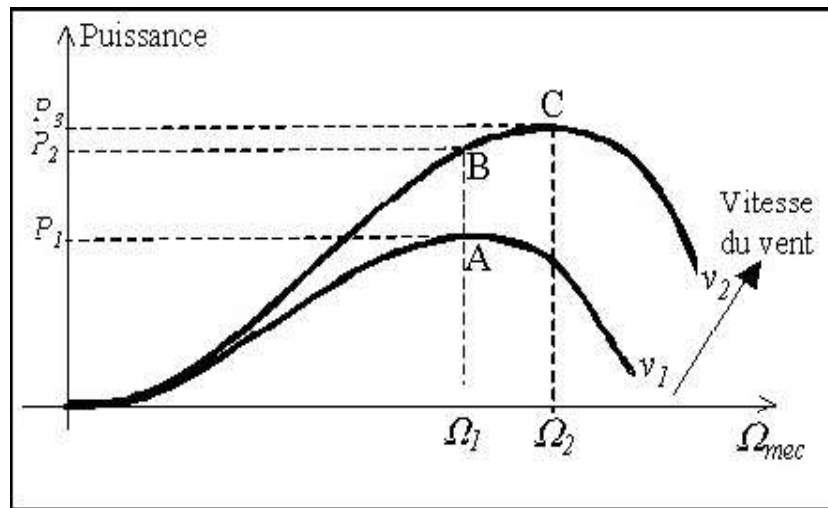


Figure I.12 : Évolution de la puissance électrique produite en fonction des vitesses de rotation et du vent [SAL04].

I.11 Différentes phases de fonctionnement de l'éolienne à vitesse variable

D'après la figure I.13, Le fonctionnement d'une éolienne équipée d'une machine asynchrone à double alimentation (MADA) peut être divisé en quatre zones opérationnelles distinctes:

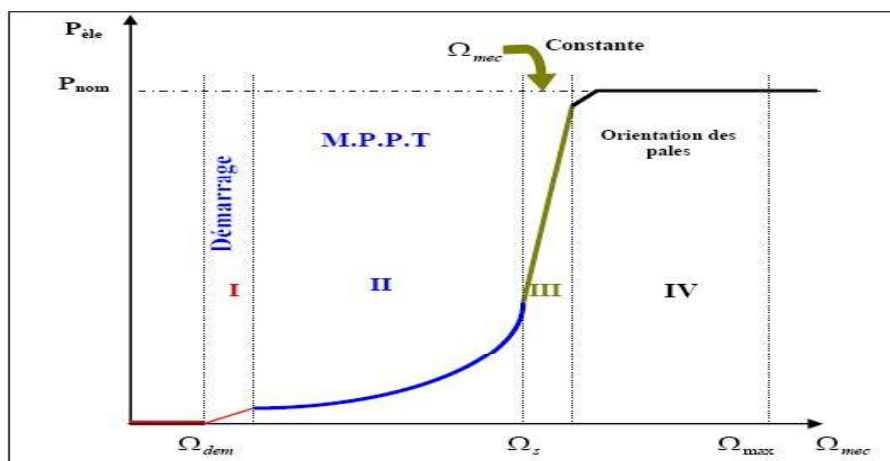


Figure I.13 : Plages d'exploitation de la turbine [MER07].

- **Plage 01** : Cela correspond au cycle de démarrage, où la vitesse mécanique atteint environ 70 % de la vitesse synchrone et où la puissance produite demeure faible.
- **Plage 02** : Dans cette phase, le fonctionnement a pour objectif de suivre en continu le point de puissance maximale (Maximum Power Point Tracking), où la vitesse mécanique tend à se rapprocher de la valeur nominale, tandis que l'angle de calage des pales β est

fixé à sa valeur minimale afin de maximiser le coefficient de puissance C_p . La puissance croît rapidement et atteint son optimum pour chaque valeur de vitesse mécanique, dans une plage de vents moyens comprise entre 7 et 13 m/s.

- **Plage 03** : Régulation par calage des pales (Pitch Control) : la vitesse mécanique devient quasiment constante. L'angle de calage β des pales est ajusté afin d'optimiser la puissance électrique produite pour différentes vitesses de vent. La puissance continue d'augmenter rapidement jusqu'à atteindre la valeur nominale.
- **Plage 04** : Lorsque la vitesse du vent augmente au-delà de la plage nominale, l'angle β est fortement augmenté afin de maintenir la puissance électrique au niveau nominal. Si la vitesse du vent devient excessive et menace la sécurité de la machine, les pales sont mises en drapeau ($\beta = 90^\circ$), ce qui provoque l'arrêt de l'éolienne jusqu'au retour de conditions plus favorables [MER07].

I.12 Système de génération d'électricité

Sur le marché, on retrouve différents types de machines électriques pouvant être intégrées aux éoliennes et utilisées comme génératrices. Ces machines doivent répondre à des exigences techniques bien particulières, imposées par les systèmes aérogénérateurs [AL-B96].

I.12.1 Types de machines électriques

Les machines utilisées comme génératrices sont principalement deux types : les machines synchrones et les machines asynchrones.

I.12.1.1 Générateur synchrone

Ce type de génératrice est largement employé dans les filières classiques de production d'électricité, en particulier pour les installations de grande puissance telles que les centrales thermiques, hydrauliques ou nucléaires. Dans le domaine éolien, on retrouve des générateurs synchrones de puissances comprises entre 500 kW et 2 MW, mais leur coût demeure nettement supérieur à celui des générateurs asynchrones de taille équivalente.

Lorsqu'un générateur synchrone est directement couplé au réseau (figure I.14), sa vitesse de rotation est imposée et reste strictement proportionnelle à la fréquence du réseau.

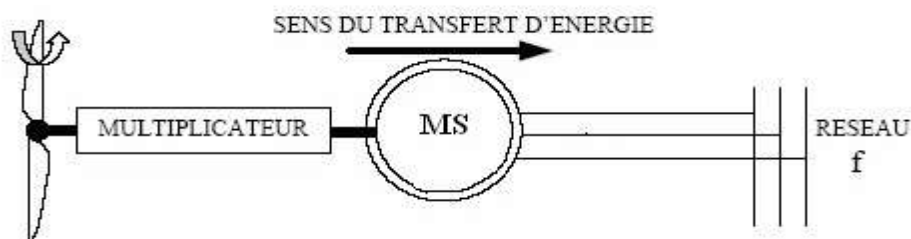


Figure I.14 : Machine synchrone connectée directement au réseau

Pour cette raison, les génératrices synchrones ne sont généralement pas utilisées dans les aérogénérateurs directement raccordés au réseau. Elles trouvent toutefois leur place lorsqu'elles sont intégrées par l'intermédiaire de convertisseurs de puissance (figure I.15).

Cette dernière peut alors varier librement afin d'optimiser le rendement aérodynamique de l'éolienne tout en atténuant les fluctuations de couple transmises au système de conversion.

Par ailleurs, certaines variantes de machines synchrones sont capables de fonctionner à de faibles vitesses de rotation et peuvent ainsi être directement reliées à l'aéroturbine. Cette caractéristique permet de supprimer le multiplicateur de vitesse, un composant présent dans la majorité des aérogénérateurs et qui nécessite une maintenance régulière et coûteuse [CAM03].

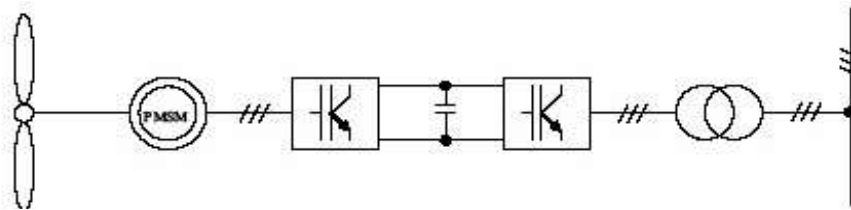


Figure I.15 : Génératrice synchrone intégrée au réseau via des convertisseurs de puissance

I.12.1.2 Générateur asynchrone

Cette configuration est d'ailleurs la plus répandue à l'échelle mondiale. Grâce à sa capacité à fonctionner sur une plage de vitesses, la machine asynchrone s'adapte aux variations du vent tout en respectant la fréquence et la tension imposées par le réseau.

Deux principaux types existent : à rotor court-circuité et à rotor bobiné.

I.12.2 Machine asynchrone à double alimentation (MADA)

C'est une machine asynchrone à rotor bobiné, elle présente un avantage majeur. Son principe de fonctionnement repose sur une séquence asynchrone : le stator est relié directement au réseau de tension et fréquence constantes, mais le rotor est alimenté via un convertisseur de fréquence.

Bien que plus complexe que la machine asynchrone à cage, elle partage avec cette dernière la nécessité d'un multiplicateur de vitesse. Sa robustesse est toutefois légèrement réduite en raison de l'utilisation du système à bagues et balais. Néanmoins, la possibilité de fonctionner à vitesse variable constitue un atout considérable.

De plus, la puissance transitant par le rotor étant relativement faible, le coût des convertisseurs est inférieur à celui requis pour une éolienne à vitesse variable dont

l'alimentation statorique dépend intégralement de l'électronique de puissance. Cet avantage économique, combiné à la capacité de réguler la tension au point de connexion, explique pourquoi cette génératrice est largement adoptée pour les applications de production d'électricité à grande échelle.

I.12.2.1 Structure de la MADA

La MADA possède un stator qui est généralement constitué d'un empilement de tôles magnétiques comportant des encoches dans lesquelles sont insérés les enroulements [MIL]. La particularité de cette machine réside dans la conception de son rotor. Contrairement au rotor en cage d'écureuil, formé par des barres coulées dans les encoches d'un empilement de tôles, ce dernier est composé de trois enroulements couplés en étoile. Les têtes de ces bobinages sont reliées à des bagues collectrices, sur lesquelles des balais assurent le contact électrique pendant la rotation de la machine (figure I.16).

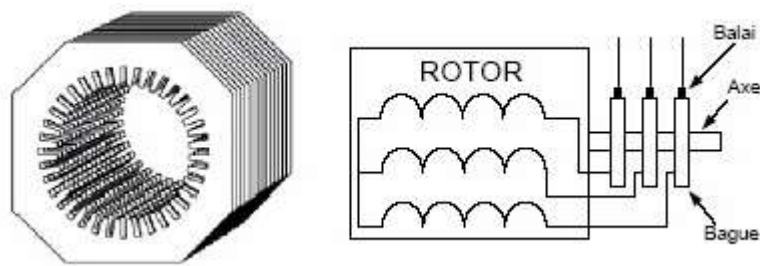


Figure I.16 : Structure de la MADA

La MADA en mode génératrice, est reliée au réseau à la fois par son stator et par son rotor. Très répandue dans les projets de centrales éoliennes, elle présente de nombreux avantages opérationnels, notamment sa capacité à fournir de l'énergie sur une plage étendue de vitesses de vent.

Cet atout économique explique pourquoi la MADA est largement privilégiée dans les applications de production d'électricité à forte puissance [POI03].

I.12.2.2 Les différents types de la MADA

Il existe différentes configurations de génératrices asynchrones à double alimentation, dont les principales sont présentées ci-après.

I.12.2.2.1 MADA à énergie rotorique dissipée

Dans l'architecture à vitesse variable montrée sur la figure (I-17), le rotor est raccordé à un redresseur. À la sortie de ce dernier, une résistance de charge est insérée par l'intermédiaire d'un hacheur commandé par un composant de type IGBT ou GTO. Le pilotage de l'IGBT

permet de réguler l'énergie dissipée dans l'enroulement rotorique, garantissant ainsi un fonctionnement en vitesse variable tout en maintenant la machine dans la zone stable de sa courbe couple/vitesse [KHA07].

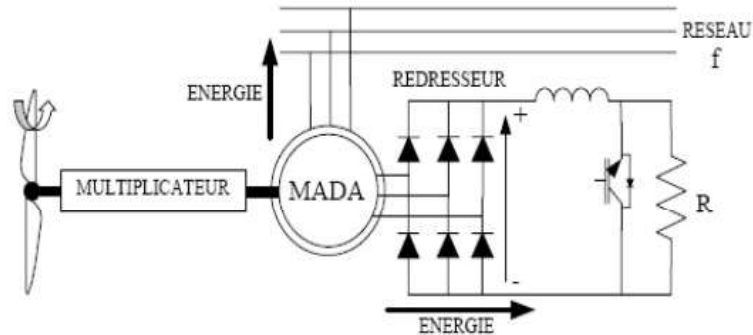


Figure I.17 : GADA avec régulation du glissement par dissipation de l'énergie rotorique [KHA07].

Quand le glissement atteint des valeurs élevées, une part importante de la puissance est prélevée au niveau du rotor et intégralement dissipée dans la résistance R . Cette situation entraîne une diminution du rendement global du système. Par ailleurs, elle se traduit par une augmentation de la puissance traitée par le convertisseur ainsi qu'une nécessité d'utiliser une résistance de dimensions plus importantes.

I.12.2.2.2 MADA : structure de Kramer

Dans cette structure, le couple hacheur-résistance de la configuration précédente est remplacé par un onduleur qui réinjecte l'énergie de glissement dans le réseau électrique. Cette architecture, connue sous le nom de structure de Kramer (figure I.18), associe un redresseur et un onduleur dimensionnés uniquement pour une fraction de la puissance nominale de la machine.

Son intérêt majeur est la réduction du dimensionnement du convertisseur vis-à-vis de la puissance totale de la GADA, à condition que le glissement soit maintenu inférieur à 30 %. Cependant, l'utilisation de thyristors dans l'onduleur dégrade le facteur de puissance, tandis que le redresseur, de type unidirectionnel, ne permet qu'un transfert d'énergie du rotor vers le réseau. Par conséquent, cette configuration n'est exploitable que pour des vitesses supérieures à la vitesse synchrone [KHA07].

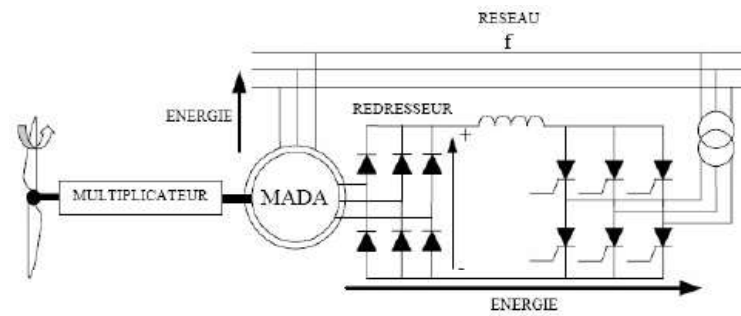


Figure I.18: MADA, structure Kramer [KHA07].

I.12.2.2.3 MADA : architecture de Scherbius avec cycloconvertisseur

Dans cette architecture, on a remplacé l'ensemble redresseur-onduleur par un cycloconvertisseur (figure I.19), afin de permettre un échange bidirectionnel d'énergie entre le rotor et le réseau,

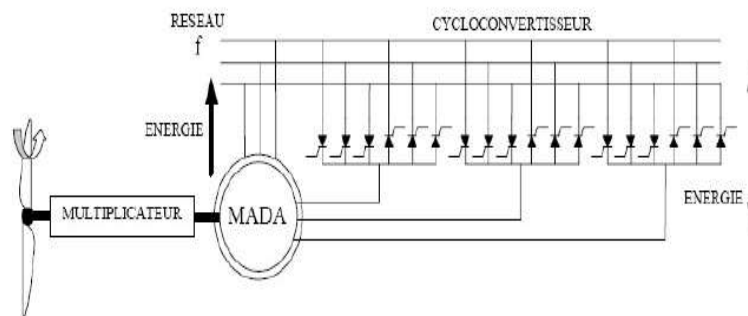


Figure I.19: Architecture de type Scherbius intégrant un cycloconvertisseur

L'architecture présentée dans la figure (I.19) permet d'élargir la plage de fonctionnement en vitesse, laquelle se trouve pratiquement doublée. En effet, la contrainte imposant un glissement inférieur à 30 % afin de conserver un bon rendement s'applique aussi bien dans le cas d'un glissement positif, correspondant au mode hyposynchrone, que dans celui d'un glissement négatif, associé au régime hypersynchrone [SAL04].

I.12.2.2.4 MADA : architecture de Scherbius avec convertisseur MLI

La configuration présentée à la figure (I-20) conserve les mêmes principes que la structure de Scherbius utilisant un cycloconvertisseur. Cependant, dans ce cas, les interrupteurs sont des transistors IGBT, qui peuvent être pilotés avec précision à l'ouverture et à la fermeture, et dont la fréquence de commutation est supérieure à celle des GTO. L'utilisation de ce type de convertisseur permet de fournir des signaux de sortie modulés en largeur d'impulsions (PWM), dont la flexibilité contribue à réduire les perturbations électriques en décalant les harmoniques principales vers des fréquences élevées.

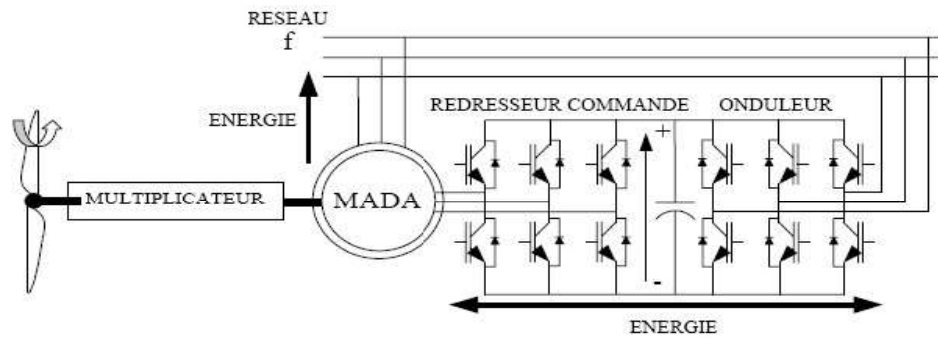


Figure I.20: Architecture de Scherbius avec convertisseurs MLI [SAL04].

De nombreuses études récentes, corroborées par des mises en œuvre industrielles, confirment la pertinence de cette configuration dans des systèmes éoliens à vitesse variable.

Le convertisseur rotorique bidirectionnel permet de gérer à la fois les régimes hyper- et hyposynchrones, ainsi que le contrôle du facteur de puissance côté réseau. Tant que le glissement demeure compris dans une plage de $\pm 30\%$ autour de la vitesse synchrone, le convertisseur peut être dimensionné pour seulement un tiers de la puissance nominale de la machine, avec des pertes inférieures à 1% de cette puissance [BOU07].

I.12.2.3 Fonctionnement en génératrice à vitesse variable

La figure (I.21) illustre les différentes modalités de fonctionnement d'une machine asynchrone à double alimentation (MADA). Dans cette configuration, le stator est directement raccordé au réseau tandis que le rotor est relié par l'intermédiaire d'un convertisseur.

En mode moteur, l'énergie est fournie par le réseau. Quand la vitesse de rotation de la machine est inférieure à la vitesse synchrone, on parle de régime **hypo synchrone** ; dans ce cas, la puissance de glissement est renvoyée vers le réseau. En revanche, en régime **hyper synchrone**, une partie de l'énergie prélevée sur le réseau est injectée au rotor et transformée en puissance mécanique.

En mode générateur, le principe est analogue. L'énergie fournie à la machine est d'origine mécanique, transmise par le dispositif d'entraînement. En hyposynchronisme, une partie de la puissance véhiculée par le stator est réinjectée dans le rotor. En hypersynchronisme, l'ensemble de la puissance mécanique est transféré au réseau (hors pertes), une proportion de cette énergie passant par le rotor.

Dans le contexte éolien, les configurations représentées en (I.21.c) et (I.21.d) présentent un intérêt particulier. Si la variation de vitesse est maintenue dans une plage de $\pm 30\%$ autour de la valeur synchrone, on obtient un compromis satisfaisant entre la taille (ou puissance nominale) du convertisseur et l'étendue de la plage de fonctionnement. La génératrice est en

mesure de délivrer entre 70 % et 130 % de sa puissance nominale. Le convertisseur n'est donc dimensionné que pour traiter la puissance de glissement, ce qui correspond au plus à 30 % de la puissance nominale de la génératrice [POI03].

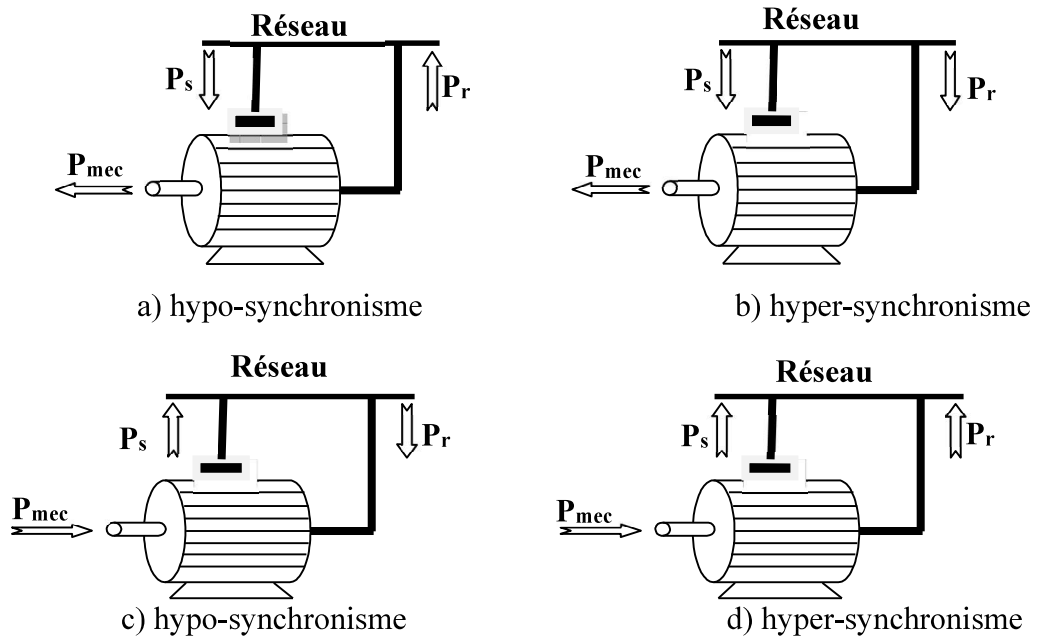


Figure I.21 : modes fonctionnement de la MADA

I.12.2.4 Application de la MADA dans le domaine éolien

Comme présenté précédemment dans la section consacrée à la conversion de l'énergie éolienne, La puissance extraite par une turbine est fonction à la fois de sa vitesse de rotation et de la vitesse du vent. Or, cette dernière étant par nature fluctuante, il est nécessaire d'adopter un fonctionnement à vitesse variable afin de maintenir la turbine sur le point de puissance optimale (figure 1.22)[POI03].

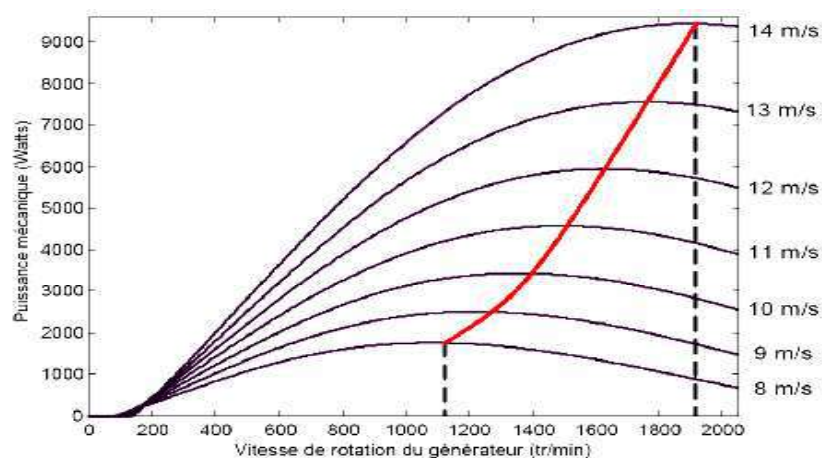


Figure I.22: Puissance produite par la turbine en fonction de la vitesse [POI03]

La machine asynchrone à double alimentation (MADA) s'impose comme une solution particulièrement adaptée à ce type d'application, grâce à sa capacité de marcher sur une large plage de vitesses. Elle se révèle d'autant plus avantageuse lorsque la puissance produite n'est pas limitée à la valeur nominale de la génératrice.

I.13 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté un aperçu des différentes approches électrotechniques permettant la production d'énergie électrique à partir des turbines éoliennes. Les notions fondamentales relatives à la technologie éolienne y ont été exposées, en particulier celles indispensables à la compréhension du processus de conversion, en abordant les catégories d'éoliennes existantes ainsi que leurs avantages et limites. La seconde partie a été consacrée à l'étude de divers systèmes de conversion de l'énergie éolienne reposant sur l'utilisation de machines électriques, qu'elles soient synchrones ou asynchrones, associées à leurs convertisseurs, et pouvant être exploitées aussi bien en site isolé que dans une configuration connectée au réseau.

La suite de notre travail s'oriente vers l'exploitation de la machine asynchrone à double alimentation (MADA) en mode génératrice (GADA) pour la conversion de l'énergie éolienne. Cette configuration présente un équilibre pertinent entre l'amplitude de la plage de vitesses exploitable et la puissance réduite que doit supporter le convertisseur par rapport à la puissance nominale de la machine. La modélisation ainsi que la stratégie de commande associées à cette architecture seront développées dans le chapitre suivant.

Chapitre II

Approche de modélisation et de commande d'une chaîne éolienne utilisant une MADA

II.1 Introduction

De nos jours, les turbines éoliennes à axe horizontal sont nettement plus répandues que celles à axe vertical, principalement en raison de leur coût de fabrication et de mise en place, qui s'avère plus avantageux.

Au sein de cette catégorie, on distingue deux grandes familles : les éoliennes à vitesse constante et celles à vitesse variable. Ces dernières sont privilégiées dans les applications de production d'électricité raccordées au réseau. En effet, grâce à leur capacité à fonctionner sur une large plage de vitesses, les éoliennes à vitesse variable permettent d'optimiser l'énergie captée lorsque la vitesse du vent est faible, tout en assurant une puissance quasi constante lorsque le vent devient fort [BEL17].

Dans le cadre de ce travail, notre choix s'est porté sur l'étude d'une éolienne à vitesse variable exploitant une **Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA)**.

Dans cette section, la modélisation et la commande d'une chaîne éolienne intégrant une MADA sont abordées. Les modèles aérodynamique, mécanique et électrique de la chaîne de conversion électromécanique y sont présentés de manière progressive, puis étudiés et discutés en profondeur.

II.2 Modélisation d'une éolienne

L'arbre principal d'une éolienne porte la turbine, le multiplicateur de vitesse et le rotor de la génératrice. La turbine est munie de pales, qui peuvent être soit fixes, soit réglables en fonction des conditions de vent. Dans la pratique industrielle, environ 80 % des constructeurs privilégient les turbines à trois pales, car cette configuration présente un bon compromis entre stabilité aérodynamique, réduction des contraintes mécaniques et limitation des vibrations. En fonctionnement normal, la vitesse de rotation d'une turbine se situe généralement entre 25 et 40 Tr/min. Le rôle du multiplicateur de vitesse consiste à transformer la faible vitesse de rotation transmise par la turbine en une vitesse nettement plus élevée, du générateur électrique, qui atteint 1500Tr/min environ [ABD07].

D'un point de vue mécanique, la turbine est constituée de trois pales à orientation variable, chacune de longueur R , solidement reliées à l'arbre de transmission. Cet arbre tourne à une vitesse angulaire notée $\Omega_{turbine}$ et est couplé à un multiplicateur présentant un rapport de transmission G . Ce dernier permet d'entraîner efficacement la génératrice électrique associée.

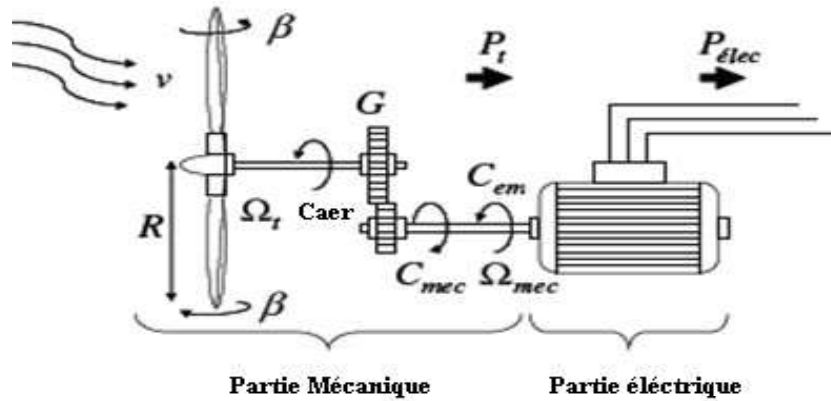


Figure II.1: Configuration d'une éolienne [ABU08].

La puissance cinétique contenue dans le flux d'air traversant une surface circulaire de rayon R correspondant au rotor d'une éolienne, peut s'exprimer à l'aide de la relation suivante :

$$P_v = \frac{1}{2} \rho S V_v^3 \quad (\text{II-1})$$

S : La surface balayée par le rotor correspond à un disque circulaire dont le rayon est défini par la longueur de la pale ($S = \pi \cdot R^2$).

ρ : La densité de l'air, en conditions atmosphériques normales, est généralement estimée à $1,25 \text{ kg/m}^3$.

V_v : C'est la vitesse du vent, exprimée en mètres par seconde (m/s).

L'expression de la puissance issue de l'interaction aérodynamique entre le flux d'air et le rotor de la turbine peut être formulée de la manière suivante [SAL04] :

$$P_{ae} = C_p \cdot P_v = C_p(\lambda, \beta) \frac{\rho S V_v^3}{2} \quad (\text{II-2})$$

Le coefficient de puissance, noté C_p , traduit l'efficacité aérodynamique d'une turbine éolienne. Sa valeur dépend des propriétés propres à la machine. Comme l'illustre la figure (II.2), ce coefficient varie en fonction du rapport de vitesses λ et de l'angle β des pales. Le rapport λ se définit comme la vitesse périphérique mesurée à l'extrémité des pales divisée par la vitesse du vent incident.

$$\lambda = \frac{\Omega_{turbine} \cdot R}{V_v} \quad (\text{II-3})$$

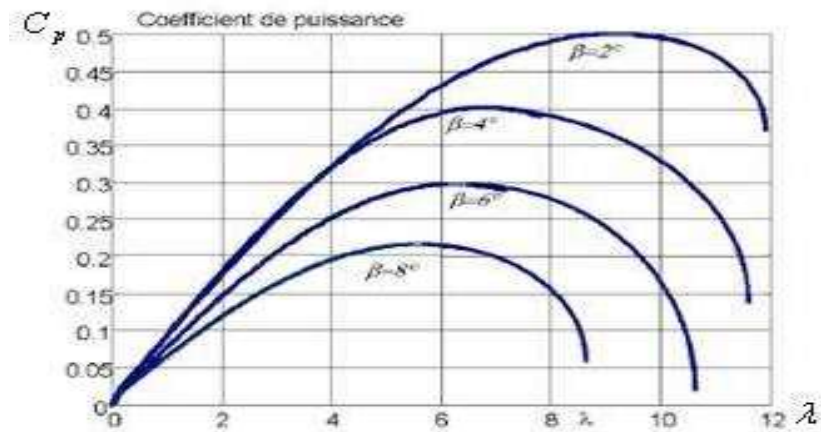


Figure II.2 : Coefficient aérodynamique en fonction du ratio de vitesse de la turbine (λ) [SAL04]

$$C_{aer} = \frac{P_{aer}}{\Omega_{turbine}} = C_p \frac{\rho S V_v^3}{2} \frac{1}{\Omega_{turbine}} \quad (\text{II-4})$$

Dans le cas de l'éolienne considérée, l'efficacité aérodynamique, représentée par le coefficient de puissance C_p , peut être exprimée à l'aide de la relation suivante :

$$C_p = 7,9563 \cdot 10^{-5} \cdot \lambda^5 - 17,375 \cdot 10^{-4} \cdot \lambda^4 + 9,86 \cdot 10^{-3} \cdot \lambda^3 - 9,4 \cdot 10^{-3} \cdot \lambda^2 + 6,38 \cdot 10^{-2} \cdot \lambda + 10^{-3} \quad (\text{II-5})$$

II.2.1 Modèle du multiplicateur

Ce dispositif peut être représenté par le modèle mathématique suivant :

$$C_g = \frac{C_{aer}}{G} \quad (\text{II-6})$$

$$\Omega_{turbine} = \frac{\Omega_{mec}}{G} \quad (\text{II-7})$$

II.2.2 Equation dynamique de l'arbre

Dans le modèle mécanique d'une éolienne, la masse de l'ensemble constitué par les pales et le rotor est modélisée sur l'arbre de la turbine par un moment d'inertie noté $J_{turbine}$. L'inertie totale du système, désignée par J_t , est alors exprimée comme la somme de l'inertie équivalente de la turbine, rapportée au rotor de la génératrice et de l'inertie propre de cette dernière [SAL04] :

$$J_t = \frac{J_{turbine}}{G^2} + J_{mach} \quad (\text{II-8})$$

Il convient de préciser que l'inertie propre du rotor de la génératrice est négligeable devant celle de la turbine ramenée sur le même axe. Dès lors, l'application de l'équation fondamentale de la dynamique permet de décrire l'évolution de la vitesse mécanique en fonction du couple total C_{mec} appliqué au rotor.

$$J_t \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} \tag{II-9}$$

Dans cette équation, J_t représente l'inertie globale ramenée sur l'arbre du rotor de l'aérogénérateur. Le couple mécanique appliqué tient compte de plusieurs composantes :

- le couple électromagnétique C_{mec} généré par la machine,
- le couple de frottement visqueux C_{vis} ,
- ainsi que le couple transmis par le multiplicateur C_{em} .

$$C_{mec} = C_g - C_{em} - C_{vis} \tag{II-10}$$

Le couple opposé dû aux frottements mécaniques est représenté par un modèle de frottement visqueux, caractérisé par un coefficient C_f .

$$C_{vis} = C_f \cdot \Omega_{mec} \tag{II-11}$$

La figure (II.3) illustre la configuration générale du modèle de la turbine.

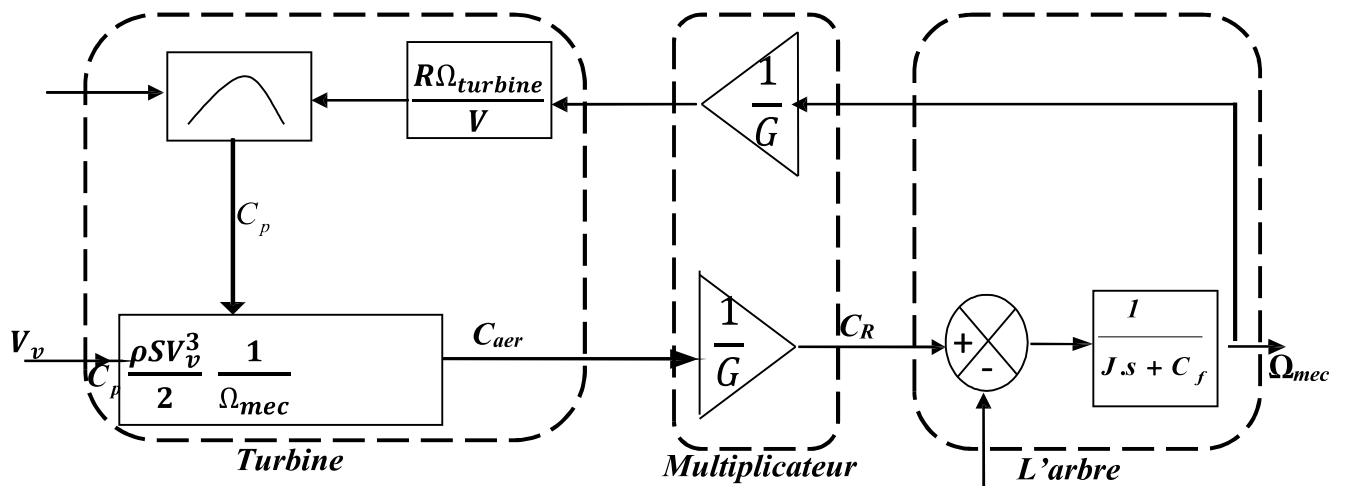


Figure II.3 : Schéma bloc du modèle de la turbine.

Comme l'illustre la figure, le réglage de la vitesse de la turbine s'effectue à travers deux actions de commande, à savoir l'ajustement de l'orientation des pales et la modulation du

couple électromagnétique exercé par la génératrice. La vitesse du vent constitue, dans ce cadre, une perturbation externe.

II.3 Techniques d'extraction du maximum de la puissance

L'équation (II.2) exprime la puissance récupérée par une turbine éolienne. L'optimisation de cette puissance repose principalement sur l'ajustement du coefficient C_p . Puisque ce dernier dépend directement de la vitesse de la génératrice, l'utilisation d'éoliennes à vitesse variable contribue à améliorer l'efficacité de la conversion énergétique. Dans ce cadre, il devient nécessaire de mettre en place des lois de commande destinées à maximiser la puissance produite, et donc le couple, en adaptant la vitesse de la turbine à sa consigne optimale, et ce, indépendamment de la vitesse du vent qui constitue une perturbation [SAL04]. Dans cette section, nous présentons diverses approches de commande du couple électromagnétique dans le but de contrôler la vitesse mécanique de manière à optimiser la génération d'énergie électrique. Ce procédé est couramment désigné sous le terme de « *Maximum Power Point Tracking* » (M.P.P.T) et appartient à la zone 2 du diagramme de fonctionnement de l'éolienne.

On distingue principalement deux architectures de commande :

- Une commande avec asservissement de la vitesse mécanique.
- Une commande sans asservissement de la vitesse mécanique.

Dans le cadre de ce chapitre, l'accent sera mis sur la première stratégie, reposant sur l'asservissement de la vitesse mécanique.

II.3.1 Maximisation de la puissance avec asservissement de la vitesse

Dans le cadre de cette étude, on considère que la machine électrique et son convertisseur fonctionnent de manière idéale. Par conséquent, le couple électromagnétique produit correspond en permanence à sa valeur de référence, indépendamment de la puissance générée.

$$C_{em} = C_{em-ref} \quad (\text{II-12})$$

Les méthodes d'optimisation de la puissance s'appuient sur la recherche de la vitesse de rotation de la turbine qui conduit à une production électrique maximale.

Différentes approches de commande peuvent être envisagées.

Comme présenté dans la section (II.2.2), cette vitesse est soumise à l'action de trois couples : le couple aérodynamique, le couple électromagnétique et le couple résistant. En considérant conjointement leurs effets, la dynamique de la vitesse mécanique peut être exprimée en fonction de seulement deux couples : le couple transmis par le multiplicateur

C_g et le couple électromagnétique C_{em} :

$$\frac{d\Omega_{mec}}{dt} = \frac{1}{J_t} (C_g - C_{em} - C_{vis}) \quad (II-13)$$

La stratégie de commande vise à ajuster le couple appliqué sur l'arbre de la turbine de façon à maintenir sa vitesse à une valeur de référence. Pour ce faire, un asservissement en vitesse s'avère nécessaire. Le couple électromagnétique de consigne C_{em-ref} , garantissant que la vitesse mécanique de la génératrice soit égale à Ω_{ref} , est alors calculé à partir d'une relation inverse indirecte :

$$C_{em-ref} = REG(\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (II-14)$$

Où:

- *REG* représente l'acronyme de Régulateur de Vitesse.
- Ω_{ref} la vitesse mécanique de consigne.

La vitesse de consigne $\Omega_{turbine-ref}$ est définie à partir de la vitesse instantanée de la turbine, dans le but d'optimiser la récupération de puissance. En considérant le gain introduit par le multiplicateur, on obtient alors l'expression suivante :

$$\Omega_{ref} = G\Omega_{turbine-ref} \quad (II-15)$$

La vitesse de référence de la turbine est définie en fonction de la valeur optimale du rapport de vitesse., noté λ_{Cpmax} , laquelle maximise le coefficient de performance C_p . Cette vitesse peut être calculée en inversant l'équation (II-3) :

$$\Omega_{turbine-ref} = \frac{\lambda_{Cpmax}}{R} v \quad (II-16)$$

- Le rôle du correcteur de vitesse se divise en deux fonctions principales :
Il assure la régulation de la vitesse mécanique afin qu'elle corresponde à la valeur de référence.
- Il réduit l'impact du couple éolien, qui constitue une perturbation dans le système.

Une représentation simplifiée de ce processus, sous forme de schéma en blocs, est illustrée à la Figure (II-4).

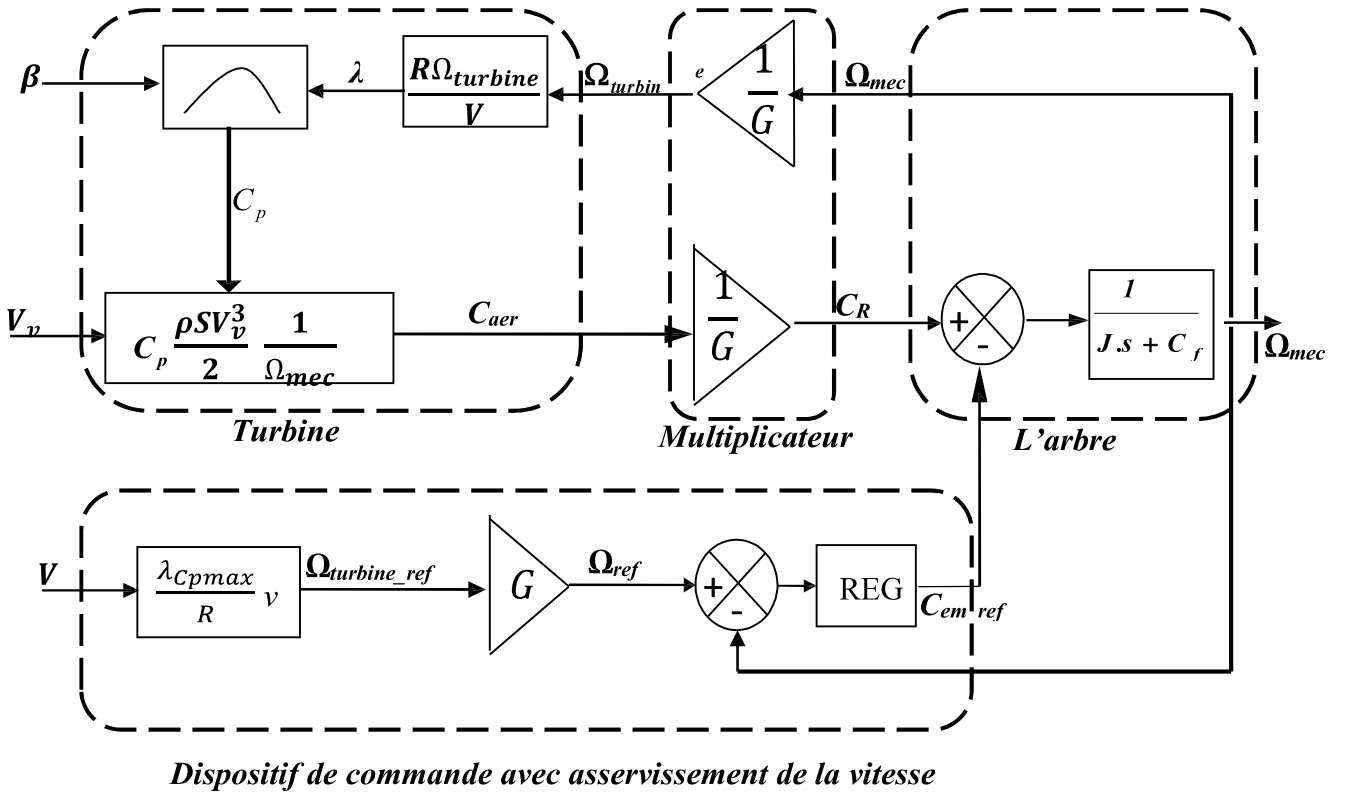


Figure II.4: Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite avec asservissement de la vitesse.

II.3.2 Simulation et interprétation

La stratégie MPPT présentée précédemment a été implémentée et testée sous Matlab/Simulink, en utilisant un profil de vent représenté à la figure II.5, de telle sorte que la vitesse de rotation de la GADA ne dépasse pas 1,3 fois la vitesse de synchronisme en régime hyper synchrone.

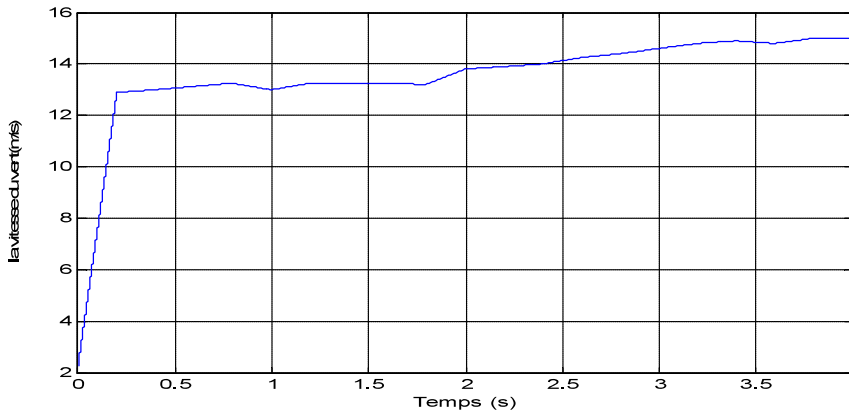
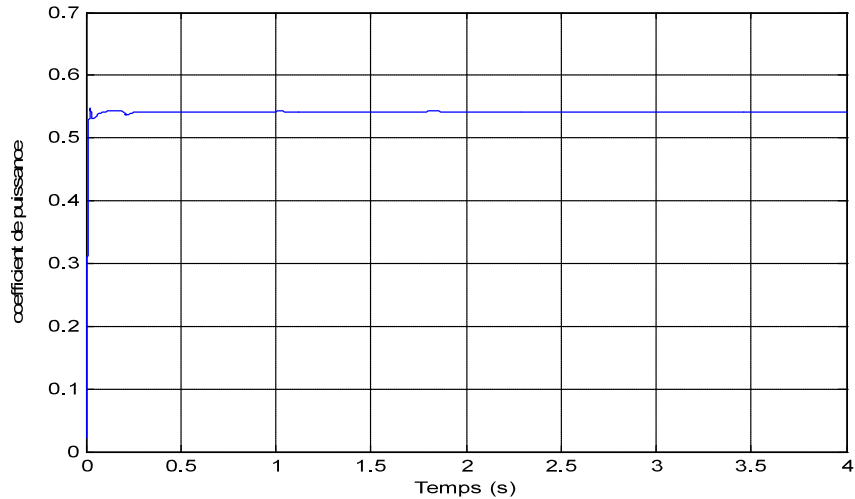
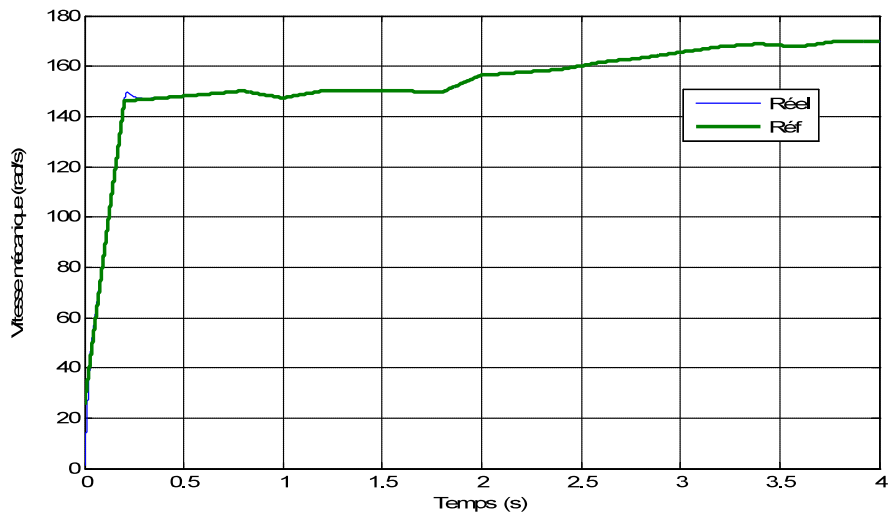


Figure II.5 : profil de vent

**Figure II.6 : le coefficient de puissance****Figure II.7: la vitesse mécanique de la turbine éolienne.**

La commande de la turbine éolienne fondée sur l'asservissement de la vitesse a été appliquée en utilisant un régulateur classique (PI). Les courbes représentant la vitesse de rotation du générateur et sa consigne, le coefficient de puissance ainsi que la vitesse relative sont présentées dans les figures (II.5), (II.6) et (II.7).

Les résultats de simulation montrent que la vitesse mécanique de la turbine éolienne suit efficacement la vitesse de consigne, laquelle s'ajuste dynamiquement en fonction des variations de la vitesse du vent. Cela met en évidence la performance du régulateur PI dans la régulation de la vitesse mécanique. Par ailleurs, on observe que les fluctuations de la vitesse mécanique reflètent étroitement celles du vent, confirmant ainsi l'efficacité du suivi dynamique.

II.4 Modélisation de la machine asynchrone à double alimentation

Sur le plan de la modélisation, la MADA se rapproche du modèle de la machine asynchrone à cage, mais se distingue par l'alimentation triphasée de son rotor.

II.4.1 Modèle de la MADA dans le plan ABC

La MADA se caractérise par sa vitesse dépendante de la charge. Sa structure reprend celle d'une machine asynchrone classique, avec un stator fixe et un rotor cylindrique en mouvement. Le stator est composé de trois enroulements connectés en étoile ou en triangle et alimentés par un système triphasé, tandis que le rotor est bobiné de façon triphasée, avec un nombre identique de pôles, et raccordé en étoile.

Le comportement de cette machine peut être décrit par un ensemble de six équations électriques associées à une équation dynamique du rotor. Sa représentation schématique est donnée à la figure (II.8). Les enroulements statoriques sont repérés par les phases a, b et c, tandis que ceux du rotor sont notés A, B et C. L'angle électrique θ exprime la relation instantanée entre les axes magnétiques du stator et du rotor.

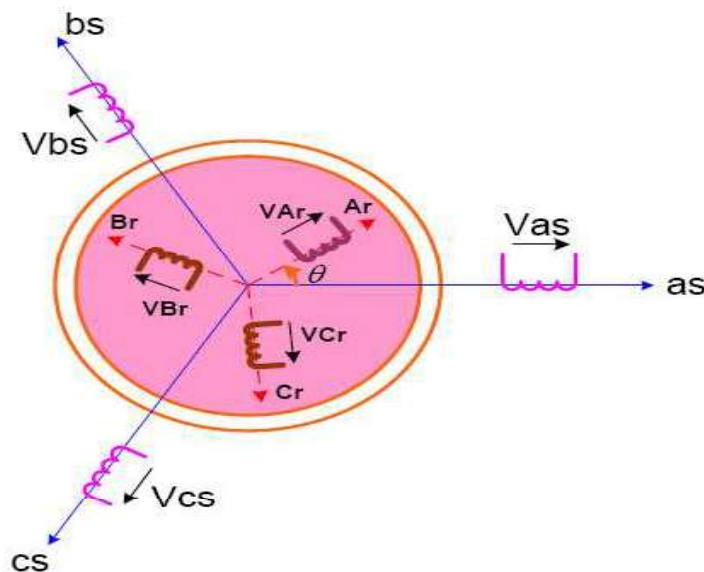


Figure II.8: Modélisation graphique d'une machine asynchrone à double alimentation

II.4.1.1 Hypothèses simplificatrices

La MADA se distingue par une architecture relativement complexe, à la fois par la disposition de ses enroulements et par sa conception géométrique. Cette complexité rend difficile pour donner une analyse prenant en compte chaque détail de sa configuration réelle. A cet effet et afin de parvenir à une modélisation exploitable, il est donc nécessaire d'introduire un certain nombre d'hypothèses simplificatrices [CHA03] :

- On considère que la machine est parfaitement symétrique.
- Le circuit magnétique, supposé idéalement feuilleté au niveau du stator et du rotor, est traversé uniquement par les courants dans les enroulements. La densité de courant est, par ailleurs, uniforme dans chaque conducteur élémentaire (aucun effet de peau n'est pris en compte).
- La valeur des résistances des enroulements est supposée indépendante de la température.
- Le phénomène de saturation magnétique est écarté, ce qui permet de considérer les flux comme proportionnels aux courants.
- La répartition de la force magnétomotrice produite par chaque phase, qu'elle soit statorique ou rotorique, est supposée sinusoïdale.
- L'entrefer est considéré comme parfaitement homogène, les effets liés aux encoches sont négligés. Dans ce cadre, les inductances propres sont constantes, tandis que les inductances mutuelles varient de manière sinusoïdale avec l'angle entre les axes du stator et du rotor.

II.4.1.2 Equations électriques de la MADA

En appliquant simultanément les lois de Faraday et d'Ohm, il est possible de mettre en évidence la relation entre les tensions aux bornes des enroulements, les flux magnétiques générés et les courants qui leur sont associés. Pour les enroulements schématisés à la figure (II.8), les équations électriques se traduisent par une formulation matricielle :

$$[V_s]_3 = [R_s] \cdot [I_s]_3 + \frac{d}{dt} [\Phi_s]_3 \quad (\text{II-17})$$

$$[V_r]_3 = [R_r] \cdot [I_r]_3 + \frac{d}{dt} [\Phi_r]_3 \quad (\text{II-18})$$

Où :

R_s : la résistance correspondant à une phase du stator.

R_r : la résistance associée à une phase du rotor.

Les vecteurs peuvent être exprimés sous la forme matricielle suivante :

• $[V_s] = [V_{as} \quad V_{bs} \quad V_{cs}]^t$: vecteur des tensions appliquées aux phases statoriques ;

• $[i_s] = [i_{as} \quad i_{bs} \quad i_{cs}]^t$: vecteur des courants circulant dans le stator ;

• $[\Phi_s] = [\Phi_{as} \quad \Phi_{bs} \quad \Phi_{cs}]^t$: vecteur des flux magnétiques statoriques.

Par analogie, et en remplaçant les indices, on définit les vecteurs équivalents pour le rotor :

• $[V_r] = [V_{ar} \quad V_{br} \quad V_{cr}]^t$: vecteur des tensions rotoriques ;

• $[i_r] = [i_{ar} \quad i_{br} \quad i_{cr}]^t$: vecteur des courants du rotor ;

• $[\phi_r] = [\Phi_{ar} \ \Phi_{br} \ \Phi_{cr}]^t$: vecteur des flux magnétiques rotoriques.

Avec :

$$[R_s] = \begin{bmatrix} R_S & 0 & 0 \\ 0 & R_S & 0 \\ 0 & 0 & R_S \end{bmatrix} \quad [R_r] = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix}$$

II.4.1.3 Equations magnétiques

Les expressions mathématiques des flux associés aux phases du stator et du rotor sont établies comme suit :

$$[\Phi_s] = [L_{ss}] [i_s] + [M_{sr}] [i_r] \quad (\text{II-19})$$

$$[\Phi_r] = [L_{rr}] [i_r] + [M_{rs}] [i_s] \quad (\text{II-20})$$

On note $[L_{ss}]$ la matrice des inductances statoriques, elle s'écrit sous la forme :

$$[L_{ss}] = \begin{bmatrix} L_s & M_s & M_s \\ M_s & L_s & M_s \\ M_s & M_s & L_s \end{bmatrix}$$

$[L_{rr}]$: correspond à la matrice des inductances propres et mutuelles du rotor, qui peut être formulée comme suit :

$$[L_{rr}] = \begin{bmatrix} L_r & M_r & M_r \\ M_r & L_r & M_r \\ M_r & M_r & L_r \end{bmatrix}$$

De même $[M_{sr}]$ représente la matrice des inductances mutuelles reliant le stator au rotor, et elle est définie par :

$$[M_{sr}] = M_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta + 2\pi/3) & \cos(\theta - 2\pi/3) \\ \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta) & \cos(\theta + 2\pi/3) \\ \cos(\theta + 2\pi/3) & \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta) \end{bmatrix}$$

Avec :

L_s : inductance statorique ;

M_s : inductance mutuelle statoriques ;

L_r : inductance rotorique ;

M_r : inductance mutuelle rotoriques ;

M_{sr} : inductance mutuelle maximale entre les deux enroulements statorique et à rotorique.

En substituant les relations données par les équations (II-19) et (II-20) dans les expressions (II-17) et (II-18), on obtient les formulations suivantes :

$$[V_s] = [R_s][i_s] + [L_{ss}] \frac{d}{dt}[i_s] + \frac{d}{dt}([M_{sr}][i_r]) \quad (\text{II-21})$$

$$[V_r] = [R_r][i_r] + [L_{rr}] \frac{d}{dt}[i_r] + \frac{d}{dt}([M_{rs}][i_s]) \quad (\text{II-22})$$

II.4.1.4 Equations mécaniques de la machine

Le couple électromagnétique peut être exprimé sous la forme générale :

$$C_{em} = N_p [I_s]^t \frac{d}{dt}([M_{sr}][i_r]) \quad (\text{II-23})$$

Ainsi, l'équation mécanique gouvernant le fonctionnement de la machine s'écrit :

$$J_{mach} \frac{d\Omega}{dt} = C_{em} - C_r - C_f \Omega \quad (\text{II-24})$$

Le modèle complet de la MADA repose donc sur un ensemble d'équations différentielles ordinaires, dont les coefficients dépendent de l'angle de rotation θ variable dans le temps (notamment à travers la matrice des inductances mutuelles reliant stator et rotor). Afin de simplifier cette modélisation et de travailler avec des équations à coefficients constants, il est courant d'appliquer la transformation de Park .

II.4.2 Modèle de la MADA dans le plan (d,q)

II.4.2.1 La transformation de Park

La transformation de Park admet de représenter un système triphasés d'enroulements statoriques par un modèle équivalent à deux enroulements orthogonaux, orientés selon les axes direct (d) et en quadrature (q), tout en conservant une force magnétomotrice identique à celle du système initial.

La condition de validité de cette transformation repose sur la génération d'un champ tournant dont les forces magnétomotrices équivalentes conservent la puissance instantanée ainsi que la réciprocity des inductances mutuelles. Grâce à cette approche, il devient possible d'exprimer le couple électromagnétique dans le repère (d,q) , qui demeure constant lors du fonctionnement réel de la machine . La figure (II.8) schématise le principe de cette transformation .

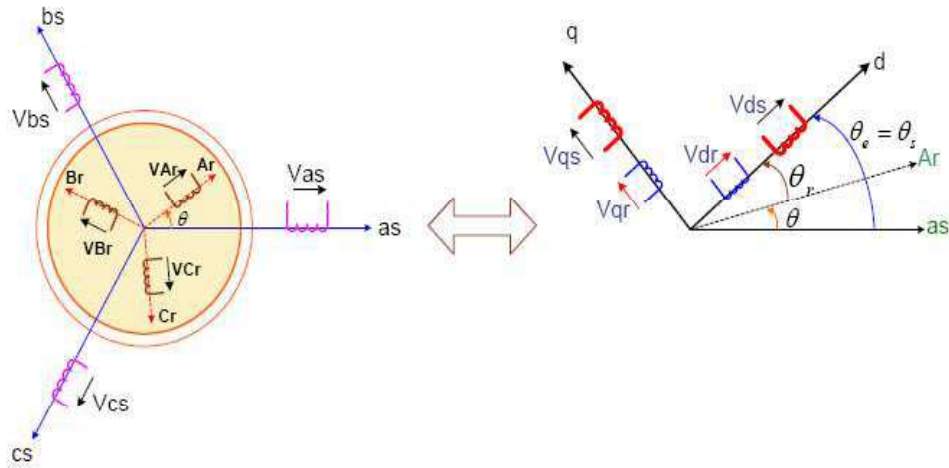


Figure II.9: Passage du triphasé au biphasé.

On introduit trois angles fondamentaux :

θ : angle instantané entre l'axe du rotor A_r et celui du stator a_s .

θ_r : angle qui relie l'axe rotorique A_r et l'axe direct d du repère de Park.

θ_s : angle entre l'axe statorique a_s et le même axe direct d .

La transformation de Park repose sur la construction d'une matrice unique, appelée **matrice de Park**, définie par :

$$[A(\Psi)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\Psi) & \cos(\Psi - 2\pi/3) & \cos(\Psi - 4\pi/3) \\ -\sin(\Psi) & -\sin(\Psi - 2\pi/3) & -\sin(\Psi - 4\pi/3) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

Cette transformation permet de projeter toute grandeur triphasée (tension, courant ou flux) dans un repère orthogonal (d, q, o) :

- Pour le stator :

$$[X_{s,dqo}] = [A_s][X_{s,abc}] \quad \text{et} \quad [X_{s,abc}] = [A_s]^{-1}[X_{s,dqo}]$$

- Pour le rotor :

$$[X_{r,dqo}] = [A_r][X_{r,abc}] \quad \text{et} \quad [X_{r,abc}] = [A_r]^{-1}[X_{r,dqo}]$$

où :

$$[A_s] = [A(\Psi = \theta_s)] \quad \text{et} \quad [A_r] = [A(\Psi = \theta_r)]$$

On vérifie que la matrice de Park est orthogonale pour assurer la constance de la puissance instantanée :

$$[A(\Psi)][A(\Psi)^T] = 1$$

II.4.2.2 Mise en équation de la MADA dans le repère de Park

Les expressions des grandeurs dans le repère de Park s'écrivent comme suit :

- Tensions :

$$[V_{s,dq}] = [A(\theta_s)] [V_{s,abc}]$$

$$[V_{r,dq}] = [A(\theta_r)] [V_{r,ABC}]$$

- Courants :

$$[i_{s,dq}] = [A(\theta_s)] [i_{s,abc}]$$

$$[i_{r,dq}] = [A(\theta_r)] [i_{r,ABC}]$$

- Flux :

$$[\phi_{s,dq}] = [A(\theta_s)] [\phi_{s,abc}]$$

$$[\phi_{r,dq}] = [A(\theta_r)] [\phi_{r,ABC}]$$

II.4.2.2.1 Equations des tensions

Dans le repère triphasé, les tensions statoriques s'écrivent:

$$[V_s] = [R_s] [i_s] \frac{d}{dt} [\phi_s] \quad (\text{II-25})$$

Après l'application de la transformation de Park [6] :

$$[V_{s,dqo}] = [R_s] [i_{s,dqo}] + [A(\theta_s)] \frac{d}{dt} \{ [A(\theta_s)]^{-1} \} [\phi_{s,dqo}] + \frac{d}{dt} \{ [\phi_{s,dqo}] \} \quad (\text{II-26})$$

Sachant que :

$$[A(\theta_s)] \frac{d}{dt} \{ [A(\theta_s)]^{-1} \} = \left(\frac{d\theta_s}{dt} \right) \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Ce qui conduit au développement suivant :

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d}{dt} \phi_{sd} - \omega_e \phi_{sq} \\ V_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d}{dt} \phi_{sq} + \omega_e \phi_{sd} \\ V_{so} = R_s i_{so} + \frac{d}{dt} \phi_{so} \end{cases} \quad (\text{II-27})$$

Un traitement identique au rotor donne :

$$\begin{cases} V_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d}{dt} \phi_{rd} - (\omega_e - \omega) \phi_{rq} \\ V_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d}{dt} \phi_{rq} + (\omega_e - \omega) \phi_{rd} \\ V_{ro} = R_r i_{ro} + \frac{d}{dt} \phi_{ro} \end{cases} \quad (\text{II-28})$$

$$\text{Où : } \begin{cases} \omega_e = \frac{d\theta_e}{dt} \\ \omega = \frac{d\theta}{dt} \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \theta_e = \theta_s = \theta + \theta_r \\ \frac{d\theta_e}{dt} = \frac{d\theta}{dt} + \frac{d\theta_r}{dt} \end{cases}$$

II.4.2.2.2 Les équations magnétiques

Les flux statorique et rotorique s'expriment :

$$[\Phi_s] = [L_{SS}] [i_s] + [M_{Sr}] [i_r] \quad (\text{II-29})$$

$$[\Phi_r] = [L_{rr}] [i_r] + [M_{rS}] [i_s] \quad (\text{II-30})$$

On a donc :

$$\begin{bmatrix} \Phi_{sd} \\ \Phi_{sq} \\ \Phi_{so} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l_s - M_s & 0 & 0 \\ 0 & l_s - M_s & 0 \\ 0 & 0 & l_s - M_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{so} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{3}{2} M_{sr} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2} M_{sr} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{3}{2} M_{sr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{rd} \\ i_{rq} \\ i_{ro} \end{bmatrix} \quad (\text{II-31})$$

$$\begin{bmatrix} \Phi_{rd} \\ \Phi_{rq} \\ \Phi_{ro} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l_r - M_r & 0 & 0 \\ 0 & l_r - M_r & 0 \\ 0 & 0 & l_r - M_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{rd} \\ i_{rq} \\ i_{ro} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{3}{2} M_{rs} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2} M_{rs} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{3}{2} M_{rs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{so} \end{bmatrix} \quad (\text{II-32})$$

La transformation de Park va nous en donner ce qui suit:

- Pour le stator :

$$\begin{aligned} \Phi_{sd} &= L_s i_{sd} + M i_{rd} \\ \Phi_{sq} &= L_s i_{sq} + M i_{rq} \\ \Phi_{so} &= L_{so} i_{so} \end{aligned} \quad (\text{II-33})$$

- Pour le rotor :

$$\begin{aligned} \Phi_{rd} &= L_r i_{rd} + M i_{sd} \\ \Phi_{rq} &= L_r i_{rq} + M i_{sq} \\ \Phi_{ro} &= L_{ro} i_{ro} \end{aligned} \quad (\text{II-34})$$

Avec :

L_s et L_r : inductances cycliques statorique et rotorique ;

L_{so} , L_{ro} : inductances homopolaires ;

M : inductance mutuelle équivalente.

$$L_s = l_s - M_s ; L_r = l_r - M_r ; L_{so} = l_s + 2M_s ; L_{ro} = l_r + 2M_r \quad \text{et} \quad M = \frac{3}{2} M_{sr}$$

Le coefficient de dispersion de Blondel est défini par :

$$\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_s L_r} \quad (\text{II-35})$$

D'où les expressions des courants :

- Statoriques :

$$\begin{aligned} i_{sd} &= \frac{1}{\sigma L_s} \Phi_{sd} - \frac{M^2}{\sigma L_s L_r} \Phi_{rd} \\ i_{sq} &= \frac{1}{\sigma L_s} \Phi_{sq} - \frac{M^2}{\sigma L_s L_r} \Phi_{rq} \\ i_{so} &= \frac{\Phi_{sd}}{L_s} \end{aligned} \quad (\text{II-36})$$

- Rotoriques :

$$\begin{aligned} i_{rd} &= \frac{1}{\sigma L_r} \Phi_{rd} - \frac{M^2}{\sigma L_s L_r} \Phi_{sd} \\ i_{rq} &= \frac{1}{\sigma L_r} \Phi_{rq} - \frac{M^2}{\sigma L_s L_r} \Phi_{sq} \\ i_{ro} &= \frac{\Phi_{rd}}{L_r} \end{aligned} \quad (\text{II-37})$$

II.4.2.3 Choix du référentiel

Selon l'objectif d'étude, plusieurs repères peuvent être utilisés :

❖ Référentiel lié au stator

Ce référentiel connu aussi sous l'appellation : le système d'axe (α, β) , il est adapté pour analyser les phases de démarrage et de freinage. Dans ce cas :

$$\frac{d\theta_e}{dt} = 0 \Rightarrow \frac{d\theta_r}{dt} = -\frac{d\theta}{dt} = -\omega$$

❖ Référentiel lié au rotor

Avec $\omega_e = \omega$, il est privilégié pour les régimes transitoires des machines. On peut écrire donc :

$$\frac{d\theta_r}{dt} = 0 \Rightarrow \frac{d\theta_e}{dt} = \omega$$

❖ Référentiel lié au champ tournant

Par $\omega_e = \omega_s$, ce référentiel est utilisé dans les études de commande, car il simplifie l'analyse en régime permanent. Le modèle de la MADA dans ce référentiel s'exprime comme suit :

- Le stator :

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d}{dt} \phi_{sd} - \omega_s \phi_{sq} \\ V_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d}{dt} \phi_{sq} + \omega_s \phi_{sd} \\ V_{so} = R_s i_{so} + \frac{d}{dt} \phi_{so} = 0 \end{cases} \quad (\text{II-38})$$

- Le rotor :

$$\begin{cases} V_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d}{dt} \phi_{rd} - (\omega_s - \omega) \phi_{rq} \\ V_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d}{dt} \phi_{rq} + (\omega_s - \omega) \phi_{rd} \\ V_{ro} = R_r i_{ro} + \frac{d}{dt} \phi_{ro} = 0 \end{cases} \quad (\text{II-39})$$

II.4.2.4 Expression du couple électromagnétique de la MADA dans le repère de Park

Le couple peut être exprimé sous différentes formes équivalentes :

$$C_{em} = N_p (\phi_{rq} i_{rd} - \phi_{rd} i_{rq}) \quad (\text{II-40})$$

$$C_{em} = N_p M (i_{sq} i_{rd} - i_{sd} i_{rq}) \quad (\text{II-41})$$

$$C_{em} = N_p \frac{M}{L_s} (\phi_{sq} i_{rd} - \phi_{sd} i_{rq}) \quad (\text{II-42})$$

$$C_{em} = N_p \frac{M}{L_r} (\phi_{rd} i_{sq} - \phi_{rq} i_{sd}) \quad (\text{II-43})$$

$$C_{em} = N_p \frac{(1-\sigma)}{\sigma M} (\phi_{rd} \phi_{sq} - \phi_{rq} \phi_{sd}) \quad (\text{II-44})$$

L'équation mécanique devient alors :

$$J_{mach} \frac{d\Omega}{dt} = N_p \frac{M}{L_r} (\phi_{sq} i_{rd} - \phi_{sd} i_{rq}) - C_r - C_f \Omega \quad (\text{II-45})$$

II.4.2.5 Modèle de la MADA dans le repère de Park sous forme d'état

En choisissant le repère lié au champ tournant, on peut écrire le modèle de la MADA comme suit :

$$V_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d}{dt} \phi_{sd} - \omega_s \phi_{sq}$$

$$V_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d}{dt} \phi_{sq} + \omega_s \phi_{sd}$$

$$V_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d}{dt} \phi_{rd} - (\omega_s - \omega) \phi_{rq} \quad (\text{II-46})$$

$$V_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d}{dt} \phi_{rq} + (\omega_s - \omega) \phi_{rd}$$

$$J_{mach} \frac{d\Omega}{dt} = N_p \frac{(1-\sigma)}{\sigma M} (\phi_{rd} \phi_{sq} - \phi_{rq} \phi_{sd}) - C_r - C_f \Omega$$

Afin de représenter le comportement non linéaire de la MADA sous une forme adaptée à la commande, il est nécessaire de l'exprimer en **équations d'état**. Pour cela, on retient comme vecteur d'état :

$$X(t) = [\phi_{sd}, \phi_{sq}, \phi_{rd}, \phi_{rq}, \Omega]^t$$

En procédant à la substitution des courants, tels que définis dans les équations (II-36) et (II-37), dans le système différentiel (II-46), on aboutit à l'expression finale du modèle d'état de la MADA

$$\begin{aligned} \frac{d\phi_{sd}}{dt} &= -\frac{R_s}{\sigma L_s} \phi_{sd} + \frac{R_s M}{\sigma L_s L_r} \phi_{rd} + \omega_s \phi_{sq} + V_{sd} \\ \frac{d\phi_{sq}}{dt} &= -\frac{R_s}{\sigma L_s} \phi_{sq} + \frac{R_s M}{\sigma L_s L_r} \phi_{rq} - \omega_s \phi_{sd} + V_{sq} \\ \frac{d\phi_{rd}}{dt} &= -\frac{R_r}{\sigma L_r} \phi_{rd} + \frac{R_r M}{\sigma L_s L_r} \phi_{sd} + (\omega_s - \omega) \phi_{rq} + V_{rd} \\ \frac{d\phi_{rq}}{dt} &= -\frac{R_r}{\sigma L_r} \phi_{rq} + \frac{R_r M}{\sigma L_s L_r} \phi_{sq} - (\omega_s - \omega) \phi_{rd} + V_{rq} \\ J_{mach} \frac{d\Omega}{dt} &= N_p \frac{(1-\sigma)}{\sigma M} (\phi_{rd} \phi_{sq} - \phi_{rq} \phi_{sd}) - C_r - C_f \Omega \end{aligned} \quad (II-47)$$

II.4.2.6 Résultats de Simulation et interprétation

La simulation de la MADA a été réalisée à l'aide de l'outil MATLAB/Simulink. Le modèle utilisé repose sur les équations établies grâce à la transformation de Park dans le plan (d, q) référencié au champ tournant. Les résultats présentés dans les figures suivantes correspondent au cas d'une MADA de puissance 10KW, dont le rotor est alimenté par une source de tension triphasée idéale, appliquée à une fréquence identique à la fréquence rotorique.

Le rotor de la machine est mis en rotation à une vitesse pratiquement constante, dont la valeur est très proche de la vitesse synchrone, fixée ici à 1450 tr/min.

Les paramètres de la machine utilisée sont indiqués dans Annexe (A), on suppose que cette MADA alimente une charge de résistance R de puissance nulle à l'instant t=0s (fonctionnement à vide) et 5KVA à l'instant t=2s (fonctionnement en charge).

Les figures ci-dessous illustrent le comportement et les performances de la MADA lors des deux régimes de fonctionnement sans charge et sous charge.

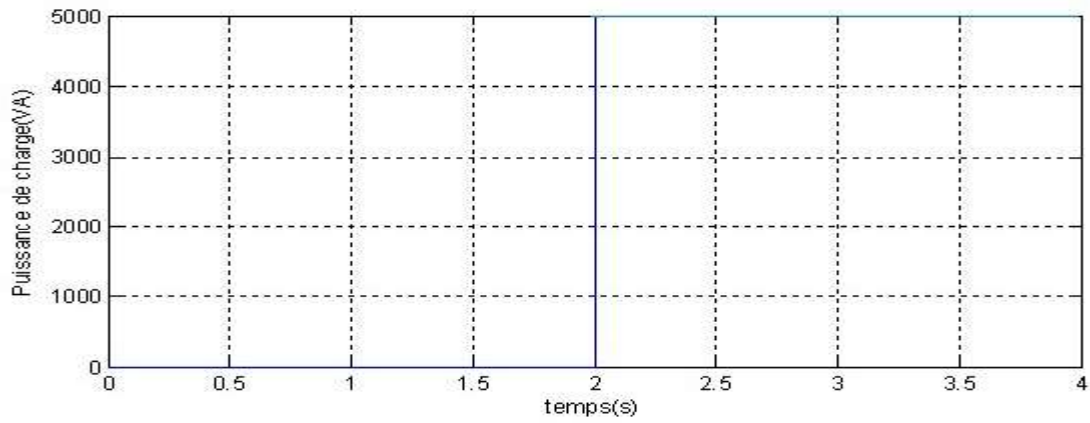


Figure II.10 : la puissance de charge (VA)

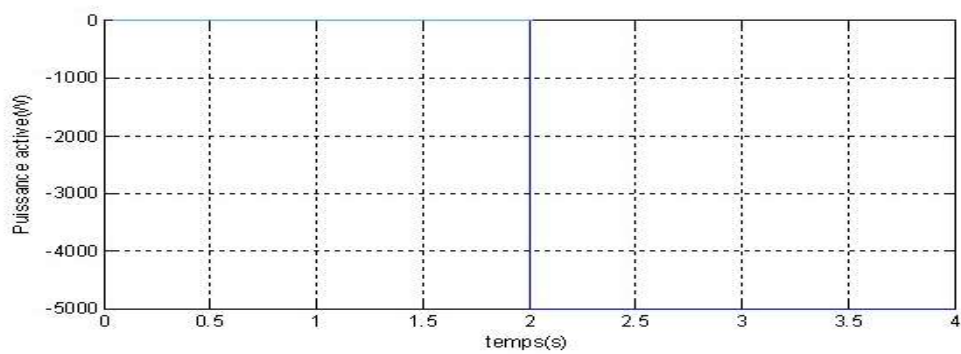


Figure II.11 : la puissance active (W)

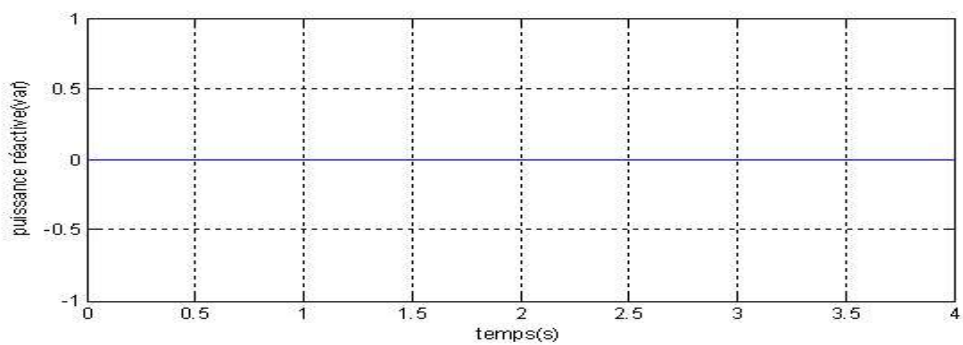


Figure II.12 : la puissance réactive (VAR)

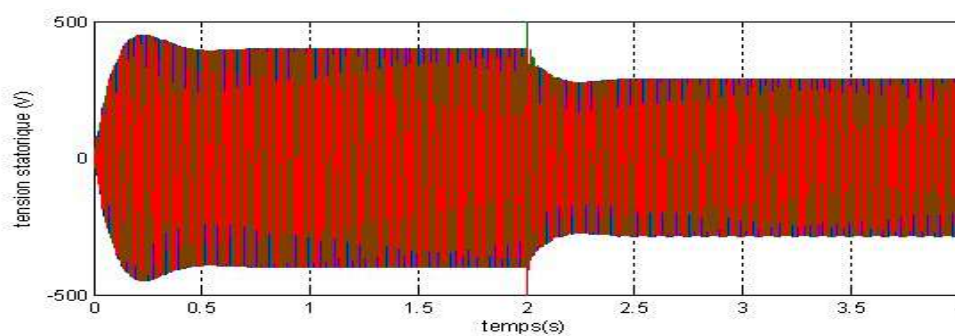


Figure II.13 : la tension statorique générée par la MADA.

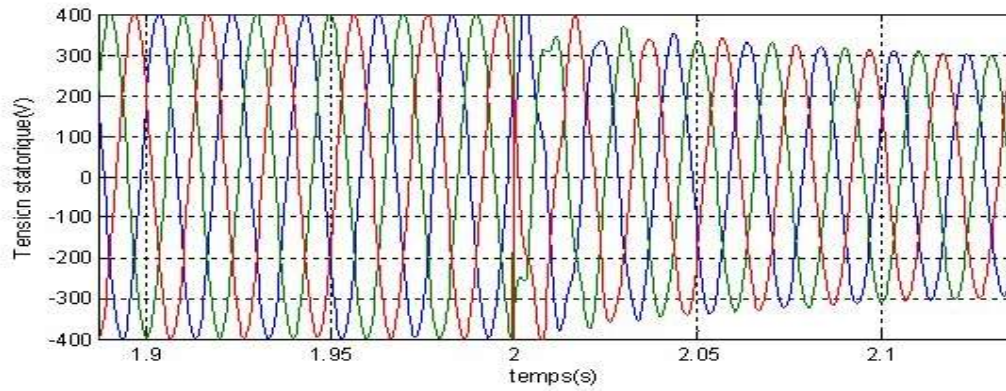


Figure II.14 : la tension statorique générée par la MADA avec un zoom.

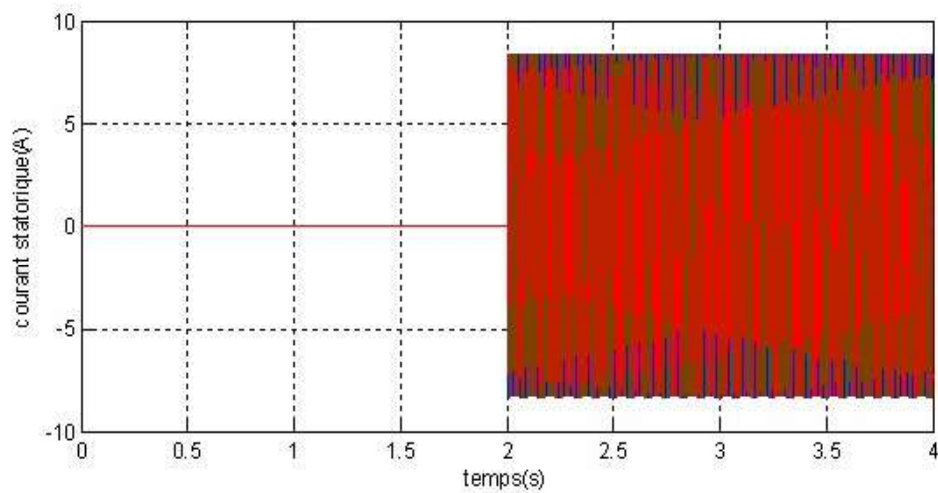


Figure II.15 : les courants statoriques .

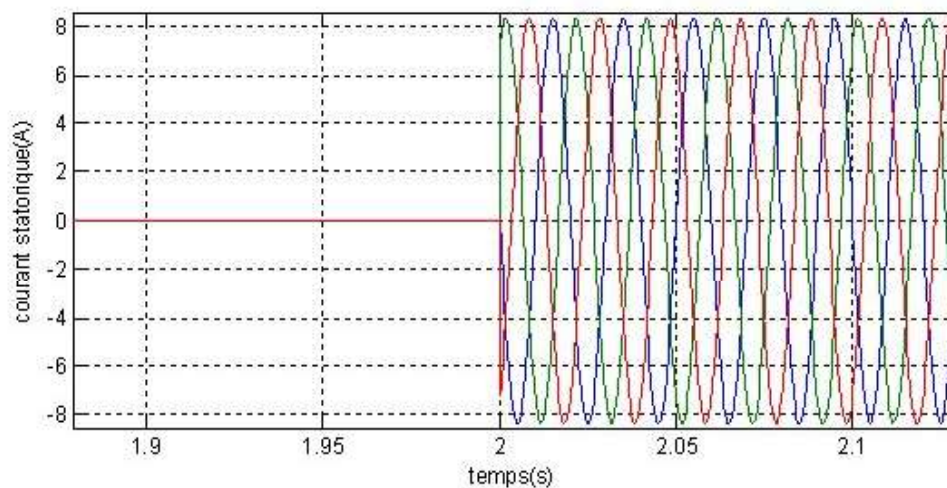


Figure II.16 : les courants statoriques avec un zoom.

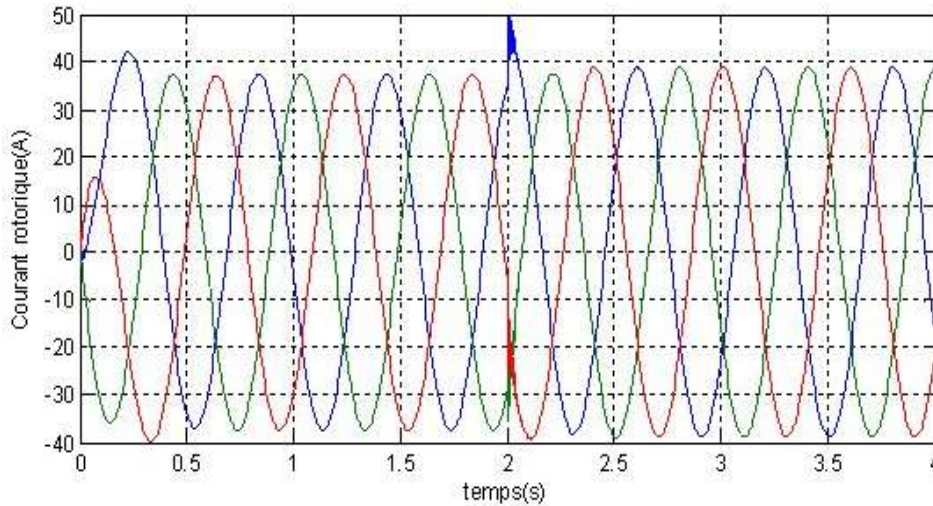


Figure II.17 : les courants rotoriques .

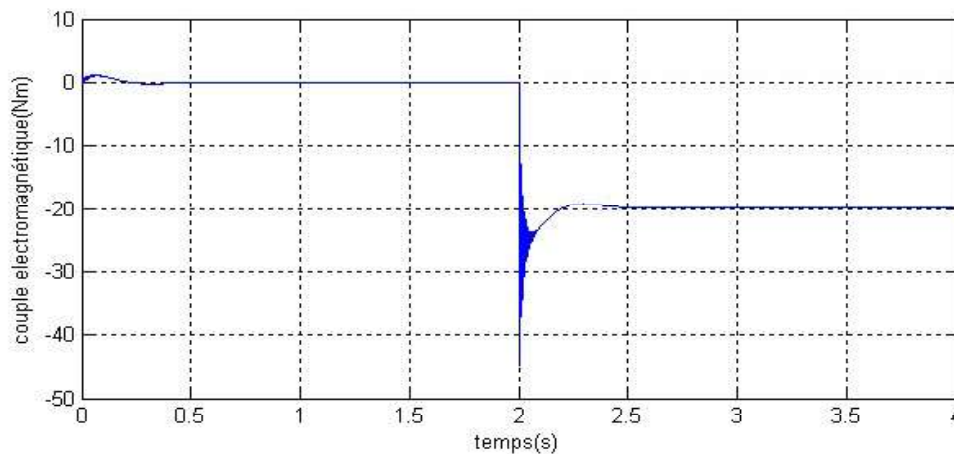


Figure II.18 : Le couple électromagnétique(N.m)

L'analyse des courbes obtenues permet de constater que :

Durant le fonctionnement à vide ($0s < t < 2s$) la tension statorique générée par la MADA est sinusoidale avec une fréquence de 50Hz et une amplitude de 400V. Le couple électromagnétique est nul, mais lors du fonctionnement en charge ($t \geq 2s$), on remarque qu'il y a une chute de tension en amplitude au niveau de la tension statorique générée par la MADA à cause du courant de charge. Il faut donc une boucle de régulation pour obtenir une tension à fréquence et amplitude fixes qu'on verra par la suite dans le chapitre IV. La machine produit un couple électromagnétique de -20Nm.

Selon la figure (II.17), les résultats soulignent la forte influence du courant rotorique au démarrage. Après un temps égal à environs 0.2 s, il se stabilise et prend une forme sinusoidale pour les deux fonctionnements, sauf qu'il y a un changement au niveau de son amplitude qui est proportionnelle au courant de charge.

II.5 Modélisation des convertisseurs de puissance

II.5.1 Description des composants du système d'alimentation de la GADA

D'après la figure (II.19), le couplage entre le rotor de la GADA et le réseau s'appuie sur une structure électronique composée de trois blocs principaux :

- Un convertisseur placé côté rotor, qui agit sur la circulation des puissances active et réactive,
- Un bus continu jouant le rôle de lien intermédiaire,
- Et enfin un convertisseur côté réseau, responsable de l'équilibre de la tension du bus continu et de la régulation de la puissance réactive échangée avec le réseau.

Le fonctionnement des convertisseurs est assuré par une commande de type MLI (PWM), qui permet de générer les signaux adaptés pour contrôler efficacement la puissance échangée.

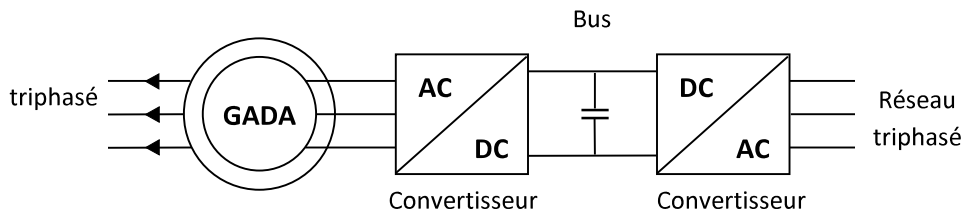


Figure II.19 : Composants du système d'alimentation de la GADA.

II.5.2 Convertisseur côté réseau (CCR)

L'onduleur de tension occupe actuellement une place centrale dans les dispositifs de liaison avec le réseau électrique. Son intérêt principal réside dans sa capacité à réguler aussi bien la puissance active que la puissance réactive échangée avec le réseau. Cet élément électronique peut fonctionner indifféremment en mode onduleur ou en mode redresseur, sans que cela ne modifie pas sa représentation mathématique.

Dans ce chapitre, l'attention est portée sur la modélisation de la connexion du convertisseur côté réseau (CCR) avec le réseau via un filtre de type RL. La figure (II.20) présente le schéma global de ce couplage, comprenant le bus continu issu du CCR et le filtre d'entrée assurant la liaison avec le réseau.

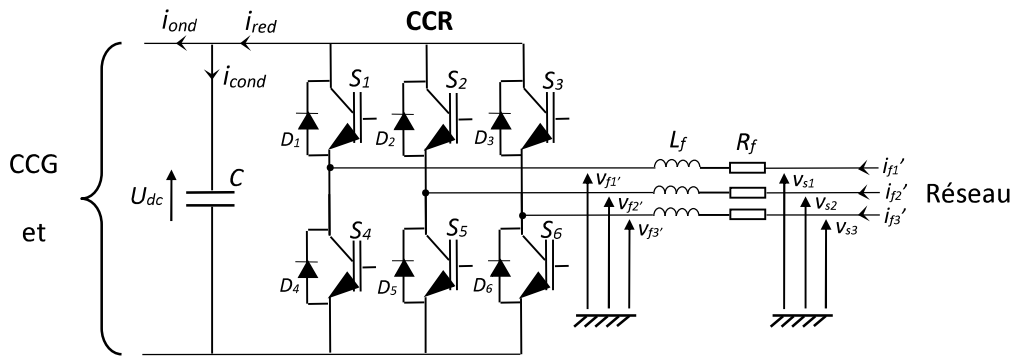


Figure II.20 : Connexion du CCR au réseau électrique.

Avec :

i_{ond} , i_{red} : désignent respectivement les courants modulés par le convertisseur côté générateur (CCG) et par le convertisseur côté réseau (CCR)

i_{cond} : correspond au courant qui circule à travers le condensateur du bus continu ;

U_{dc} : représente la tension continue au niveau du bus, c'est-à-dire la tension appliquée aux bornes du condensateur.

S_i , D_i : représentent respectivement les interrupteurs IGBT et les diodes montées en antiparallèle ($i \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\}$) ;

R_f et L_f : correspondent à la résistance et à l'inductance constituant le filtre RL ;

v_{fk}' : tensions simples générées en sortie du CCR ($k \in \{1, 2, 3\}$) ;

v_{sk} : tensions simples fournies par le réseau ;

i_{f1}' , i_{f2}' : courants traversant les éléments du filtre RL.

II.5.2.1 Modèle du bus continu

La valeur de la tension appliquée aux bornes du condensateur du bus continu peut être déterminée en intégrant le courant qui le traverse.

$$\frac{dU_{dc}}{dt} = \frac{1}{C} \cdot i_{cond} \quad (II-48)$$

Le courant traversant le condensateur résulte du bilan de courant au nœud commun, où se rejoignent les deux composantes issues respectivement du convertisseur côté machine (CCM) et du convertisseur côté réseau (CCR), comme représenté sur la figure (II.20).

$$i_{cond} = i_{red} - i_{ond}$$

II.5.2.2 Modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park

En se référant au schéma de la figure (II.21) et en appliquant les lois de Kirchhoff dans le repère triphasé, on peut établir les relations suivantes :

$$\begin{cases} v_{f1'} = -R_f \cdot i_{f1'} - L_f \frac{di_{f1'}}{dt} + v_{s1} \\ v_{f2'} = -R_f \cdot i_{f2'} - L_f \frac{di_{f2'}}{dt} + v_{s2} \\ v_{f3'} = -R_f \cdot i_{f3'} - L_f \frac{di_{f3'}}{dt} + v_{s3} \end{cases} \quad (\text{II-49})$$

En effectuant la transformation de Park sur le système d'équations établi précédemment dans le repère triphasé, on parvient à exprimer ce dernier dans le plan (d,q), ce qui conduit aux relations suivantes :

$$\begin{cases} v_{fd} = -R_f \cdot i_{fd} - L_f \frac{di_{fd}}{dt} + \dot{\theta}_s \cdot L_f \cdot i_{fq} + v_{sd} \\ v_{fq} = -R_f \cdot i_{fq} - L_f \frac{di_{fq}}{dt} + \dot{\theta}_s \cdot L_f \cdot i_{fd} + v_{sq} \end{cases} \quad (\text{II-50})$$

II.5.3 Convertisseur côté génératrice (CCG)

En procédant de manière analogue à ce qui a été fait pour la connexion côté réseau, il est possible d'établir le modèle triphasé décrivant l'interaction entre le CCG et la génératrice. Ce schéma, représenté à la figure (II.21), permet de mettre en évidence les équations correspondantes.

$$\begin{cases} v_{r1} = -R_r i_{ond1} - L_r \frac{di_{ond1}}{dt} + v_{ond1} \\ v_{r2} = -R_r i_{ond2} - L_r \frac{di_{ond2}}{dt} + v_{ond2} \\ v_{r3} = -R_r i_{ond3} - L_r \frac{di_{ond3}}{dt} + v_{ond3} \end{cases} \quad (\text{II-51})$$

En effectuant la transformation de Park sur l'ensemble d'équations établi précédemment, on parvient à exprimer le système sous une nouvelle forme dans le repère (d,q) suivante :

$$\begin{cases} v_{rd} = -R_r \cdot I_{rd} - L_r \frac{di_{ondd}}{dt} + v_{ondd} \\ v_{rq} = -R_r \cdot I_{rq} - L_r \frac{di_{ondq}}{dt} + v_{ondq} \end{cases} \quad (\text{II-52})$$

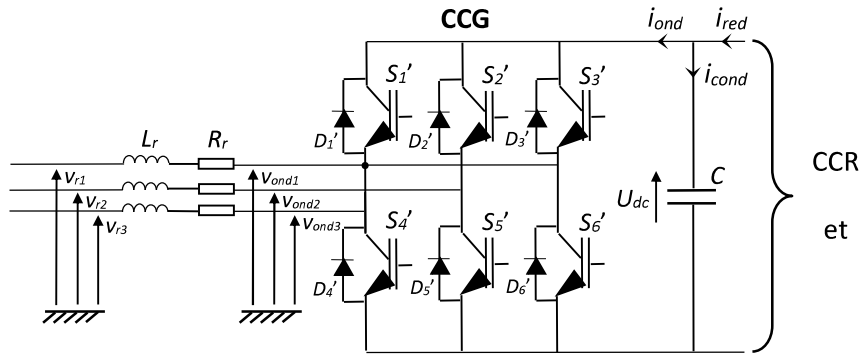


Figure II.21 : Connexion du CCG au rotor de la GADA.

Avec :

S_i', D_i' : désignent respectivement les interrupteurs IGBT et les diodes disposées en antiparallèle, avec $i \in \{1, 2, 3, 4, 5, 6\}$;

R_r et L_r : correspondent à la résistance ainsi qu'à l'inductance propres aux enroulements du rotor de la GADA;

v_{ondk} : représentent les tensions simples issues de la modulation du convertisseur côté générateur ($k \in \{1, 2, 3\}$) ;

v_{rk} : désignent les tensions simples appliquées au rotor de la GADA;

i_{ondk} : caractérisent les courants qui traversent les bobinages rotorique de la GADA.

II.6 Stratégie de commande de la GADA

Afin de faciliter la régulation de la puissance électrique délivrée par l'éolienne, il est envisagé de mettre en œuvre une commande permettant de piloter séparément les composantes active et réactive. Pour ce faire, on établit les relations reliant les tensions appliquées au rotor, issues de l'onduleur, aux puissances active et réactive échangées au niveau du stator [BOY06].

La représentation adoptée repose sur le modèle diphasé de la machine. Le repère (d, q) est choisi de manière à orienter l'axe d dans la direction du flux statorique ϕ_s .

De ce fait :

$$\phi_{sd} = \phi_s \text{ et } \phi_{sq} = 0 \quad (\text{II-53})$$

Conformément à l'équation (II-40), le couple électromagnétique peut être formulé comme suit:

$$C_{em} = -p \frac{M}{L_s} I_{rq} \phi_{sd} \quad (\text{II-54})$$

À partir de l'équation (II-33), on déduit:

$$\begin{cases} \phi_{sd} = L_s I_{sd} + M I_{rd} \\ 0 = L_s I_{sd} + M I_{rq} \end{cases} \quad (\text{II-55})$$

En considérant un réseau électrique stable, caractérisé par une tension simple notée V_s , le flux statorique ϕ_s peut être assimilé à une grandeur constante. Cette hypothèse, combinée à l'équation (II-54), met en évidence que le couple électromagnétique C_{em} est directement lié au courant rotorique de quadrature I_{rq} .

Par ailleurs, les équations décrivant les tensions statoriques de la machine se simplifient sous la forme suivante :

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \omega_s \phi_s \end{cases} \quad (\text{II-56})$$

À la différence de nombreux travaux rapportés dans la littérature concernant la GADA intégrée aux systèmes éoliens, il convient de préciser que, dans cette étude, la résistance statorique R_s n'est pas négligée [BOU12]. Ce choix vise à adopter une modélisation de la GADA plus représentative du comportement réel.

Sur la base de l'équation (II-55), il est alors possible d'établir la relation reliant les courants statoriques et rotoriques :

$$\begin{cases} I_{sd} = -\frac{M}{L_s} I_{rd} + \frac{\phi_s}{L_s} \\ I_{sq} = -\frac{M}{L_s} I_{rq} \end{cases} \quad (\text{II-57})$$

On peut formuler les puissances active et réactive statoriques de la manière suivante :

$$\begin{cases} P_s = V_{sd} I_{sd} + V_{sq} I_{sq} \\ Q_s = V_{sq} I_{sd} - V_{sd} I_{sq} \end{cases} \quad (\text{II-58})$$

Par ailleurs, les équations (II-56) et (II-57) permettent d'écrire :

$$\begin{cases} P_s = -\frac{\omega_s \phi_s M}{L_s} I_{rq} - \frac{V_s^2}{R_s} + \frac{\omega_s^2 \phi_s^2}{R_s} \\ Q_s = -\frac{\omega_s \phi_s M}{L_s} I_{rd} + \frac{\omega_s \phi_s^2}{L_s} \end{cases} \quad (\text{II-59})$$

En supposant l'inductance de magnétisation M constante, l'analyse de l'équation (II-59) met en évidence que la puissance active statorique P_s est directement proportionnelle au courant rotorique de quadrature I_{rq} , à un facteur constant près. $\left(-\frac{V_s^2}{R_s} + \frac{\omega_s^2 \phi_s^2}{R_s}\right)$.

Pour assurer un contrôle approprié de la machine, il est nécessaire d'établir la relation entre les courants et les tensions appliquées au rotor.

En substituant, dans l'équation des flux (II-34), l'expression (II-57) des courants statoriques, on obtient :

$$\begin{cases} \phi_{rd} = \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rd} + \frac{M\phi_s}{L_s} \\ \phi_{rq} = \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rq} \end{cases} \quad (\text{II-60})$$

L'introduction des flux rotoriques définis par l'équation (II-60) dans l'équation (II-59) conduit à :

$$\begin{cases} V_{rd} = R_r I_{rd} + \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) \frac{dI_{rd}}{dt} - g\omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) \frac{dI_{rq}}{dt} + g\omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rd} + g\omega_s \frac{M\phi_s}{L_s} \end{cases} \quad (\text{II-61})$$

Ici, g représente le glissement de la machine asynchrone.

Sur la base des équations précédemment établies, il est possible de mettre en relation les tensions appliquées au rotor et les puissances statoriques qui en résultent. Ceci permet de décrire le schéma bloc de la MADA, lequel constituera l'élément à réguler par la suite.

L'examen des équations (II-54) et (II.56) conduit à la construction du schéma bloc représenté en figure (II.18), où les tensions rotoriques constituent les entrées et les puissances active et réactive statoriques représentent les sorties.

On constate que les grandeurs de puissance et de tension sont reliées par une fonction de transfert du premier ordre. Par ailleurs, étant donné la faible valeur du glissement g , la mise en place d'une commande vectorielle est facilitée, puisque les effets de couplage demeurent négligeables et que les axes d et q peuvent être régulés séparément à l'aide de leurs propres correcteurs.

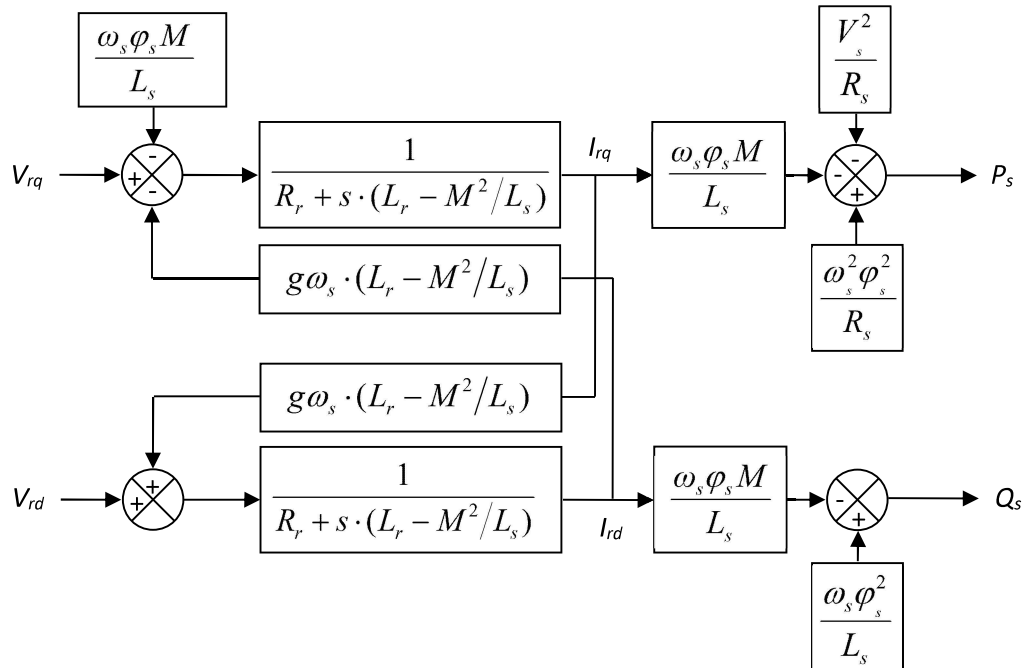


Figure II.22 : Schéma bloc de la GADA.

De ce fait, deux approches peuvent être envisagées pour assurer la commande en puissance de cette machine [BOY06] :

- **La première approche** revient à négliger les effets de couplage et à utiliser un régulateur spécifique sur chaque axe, de manière à piloter séparément les puissances active et réactive. Cette stratégie est qualifiée de méthode directe, dans la mesure où les régulateurs de puissance agissent directement sur les tensions rotoriques de la machine.
- **La seconde approche** prend en considération les termes de couplage et cherche à les compenser à travers un dispositif structuré en deux boucles, permettant à la fois la régulation des puissances et celle des courants rotoriques. Cette stratégie, désignée sous le nom de méthode indirecte, découle directement des équations (II-59) et (II-61).

Ces deux méthodes feront l'objet d'une étude et de simulations dans la suite de ce chapitre. La méthode directe se distingue par sa simplicité de mise en œuvre, tandis que la méthode indirecte, bien que plus complexe, présente l'avantage de maîtriser les courants rotoriques, ce qui contribue à protéger la machine en limitant leur amplitude.

II.6.1 Méthode directe

Pour appliquer cette méthode de régulation, une boucle de contrôle est associée à chaque puissance, chacune équipée de son propre régulateur, tandis que les termes de perturbation

présents dans le schéma bloc de la figure (II.22) sont compensés. Étant donné la faible valeur du glissement, les effets de couplage entre les deux axes du repère peuvent être négligés. On obtient ainsi une commande vectorielle simplifiée, reposant sur un régulateur unique par axe, dont la structure est illustrée à la figure (II.23).

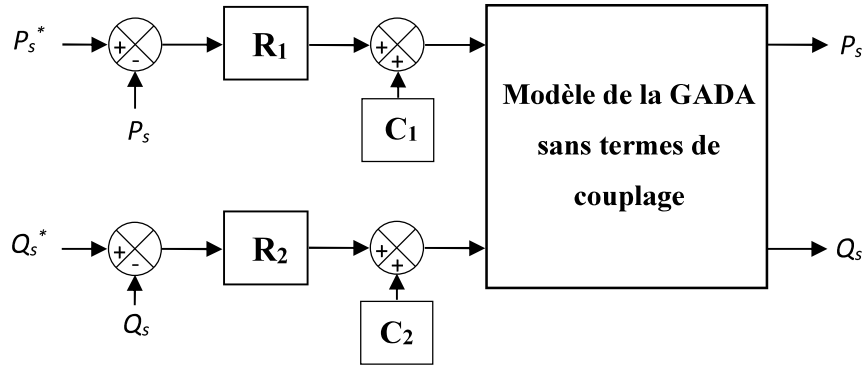


Figure II.23 : Schéma bloc de la commande directe de la GADA.

Les régulateurs de puissance **R1** et **R2** sont implémentés sous forme de correcteurs PI classiques. Les termes de compensation correspondants, notés **C1** et **C2**, s'expriment comme suit :

$$\begin{cases} C_1 = g\omega_s \frac{M\phi_s}{L_s} + \frac{R_r L_s V_s^2}{R_s M \omega_s \phi_s} - \frac{R_r L_s}{R_s M} \omega_s \phi_s \\ C_2 = R_r \frac{\phi_s}{M} \end{cases} \quad (II.62)$$

II.6.2 Méthode indirecte

Cette approche s'appuie sur une modélisation inverse du schéma bloc du système à réguler [BOY06]. Le schéma obtenu permet d'établir une correspondance entre les puissances et les tensions, conduisant à un modèle équivalent à celui de la machine mais construit dans la direction inverse.

La méthode indirecte intègre donc l'ensemble des éléments présents dans le schéma bloc de la GADA. Elle repose à la fois sur le lien entre la puissance statorique et le courant rotorique, et sur les équations reliant les tensions du rotor à ce courant.

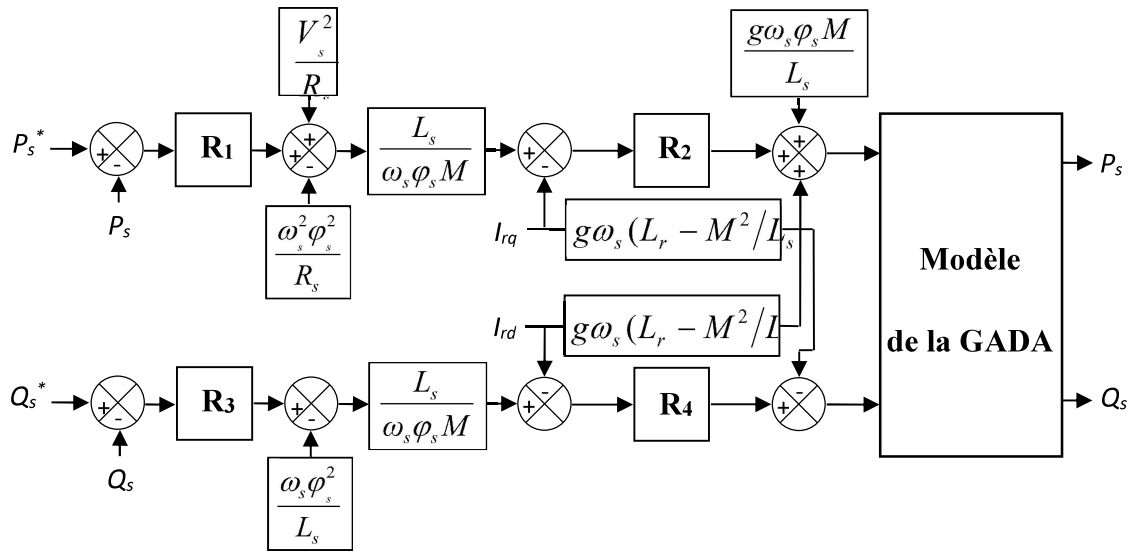


Figure II.24 : Schéma bloc de la commande indirecte de la GADA.

II.6.3 Synthèse du régulateur PI

Le régulateur proportionnel-intégral (PI), employé pour la commande de la GADA, se distingue par sa simplicité de mise en œuvre et par la rapidité de sa réponse, tout en garantissant des performances satisfaisantes. Ces caractéristiques en font un choix pertinent pour l'étude globale du système de conversion éolienne.

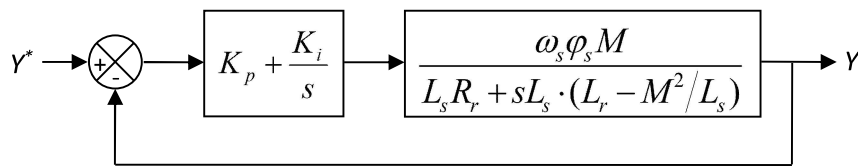


Figure II.25 : Système régulé par un PI.

La figure (II.25) illustre une portion du système asservi, corrigée au moyen d'un régulateur PI, lequel correspond aux deux régulateurs représentés dans la figure (II.23). La fonction de transfert en boucle ouverte (FTBO) associée aux régulateurs s'exprime comme suit :

$$FTBO = \frac{s + \frac{K_i}{K_p}}{\frac{s}{K_p}} \cdot \frac{\frac{\phi_s \omega_s M}{L_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}}{s + \frac{L_s R_r}{L_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}} \quad (II-63)$$

La synthèse du régulateur est effectuée selon la méthode de compensation de pôles, de manière à éliminer le zéro de la fonction de transfert. Cette approche aboutit à l'égalité suivante :

$$\frac{K_i}{K_p} = \frac{L_s R_r}{L_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)} \quad (\text{II-64})$$

Après compensation, la fonction de transfert en boucle ouverte (FTBO) s'exprime comme suit :

$$\text{FTBO} = \frac{K_p \frac{\phi_s \omega_s M}{L_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}}{s} \quad (\text{II-65})$$

L'expression correspondante en boucle fermée s'écrit

$$\text{FTBF} = \frac{1}{1 + \tau_r s} \quad \text{avec} \quad \tau_r = \frac{1}{K_p} \frac{L_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}{\phi_s \omega_s M} \quad (\text{II-66})$$

Soit τ_r le temps de réponse du système, fixé à environ 10 ms. Cette valeur est jugée suffisamment rapide pour l'application éolienne, où les variations de vent sont brusques et les constantes de temps mécaniques relativement élevées.

Un choix plus faible n'apporterait probablement pas d'amélioration notable des performances globales, mais pourrait au contraire introduire des perturbations en régime transitoire, telles que des dépassements ou des instabilités indésirables. Les gains des correcteurs peuvent alors être exprimés en fonction des paramètres de la machine et du temps de réponse :

$$K_p = \frac{1}{\tau_r} \frac{L_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}{\phi_s \omega_s M}, \quad K_i = \frac{1}{\tau_r} \frac{R_r L_s}{\phi_s \omega_s M} \quad (\text{II-67})$$

La méthode de compensation des pôles a été retenue en raison de sa rapidité, bien qu'elle ne constitue pas l'unique approche possible pour la synthèse d'un régulateur PI. Cette même procédure est également appliquée pour le calcul des gains des correcteurs associés aux deux stratégies de commande étudiées.

II.7. Résultats de simulation

Les stratégies directe et indirecte de commande en puissance de la GADA ont été validées par des simulations numériques réalisées sous Matlab/Simulink. Les paramètres de la

génératrice considérée sont présentés en annexe A.

Afin de comparer les performances des deux méthodes étudiées, trois catégories de tests ont été menées : le suivi de consigne, la sensibilité aux perturbations externes et la robustesse face aux variations paramétriques.

II.7.1 Test de suivi de consigne

Le premier test consiste à appliquer des échelons de puissance active et réactive alors que la machine fonctionne à sa vitesse nominale. La figure (II.26) illustre les profils de référence des puissances statoriques. Les dynamiques retenues pour ces références permettent d'évaluer l'efficacité du découplage.

Les figures (II.27) et (II.28) présentent respectivement les résultats issus des simulations des deux stratégies de commande, directe et indirecte, appliquées à la GADA dans le cadre de ce premier essai.

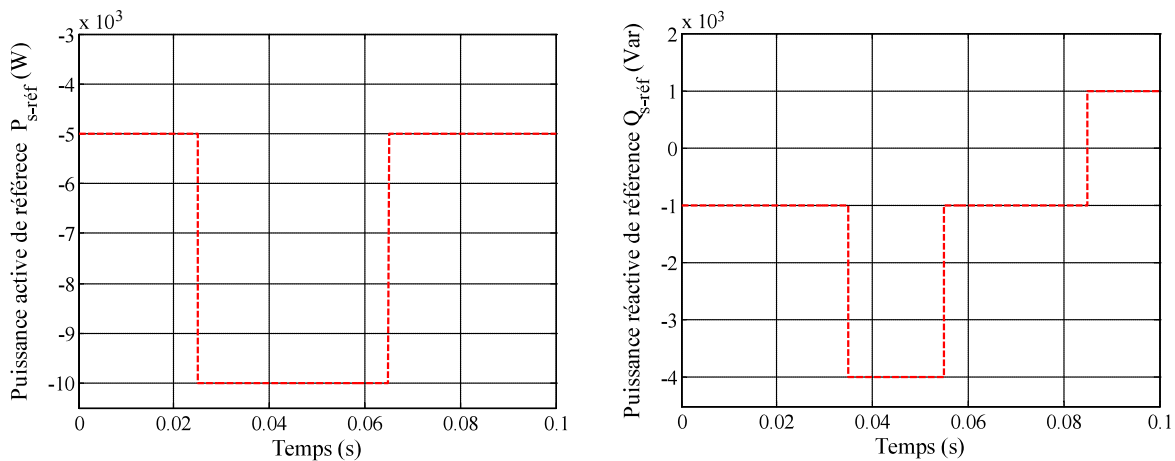


Figure II.26 : Profils de références des puissances active et réactive imposées dans les simulations.

L'analyse des résultats montre que, pour les deux méthodes de commande, les consignes de puissance sont correctement suivies par la génératrice, aussi bien en active qu'en réactive. Néanmoins, l'effet du couplage entre les axes (d et q) demeure perceptible : l'application d'un échelon sur l'une des puissances engendre de légères oscillations sur l'autre.

Il apparaît également que le couple électromagnétique est directement lié à la puissance active, leurs profils étant similaires. Ainsi, la puissance active peut être considérée comme la conséquence du couple électromagnétique, tandis que la puissance réactive découle de l'excitation du circuit rotorique.

En outre, les composantes directes et quadratiques des courants statorique et rotorique présentent des évolutions de même allure, ce qui corrobore l'équation (II-57). Enfin, les courants statoriques de phase conservent une forme quasi sinusoïdale, traduisant une bonne qualité de l'énergie délivrée au récepteur.

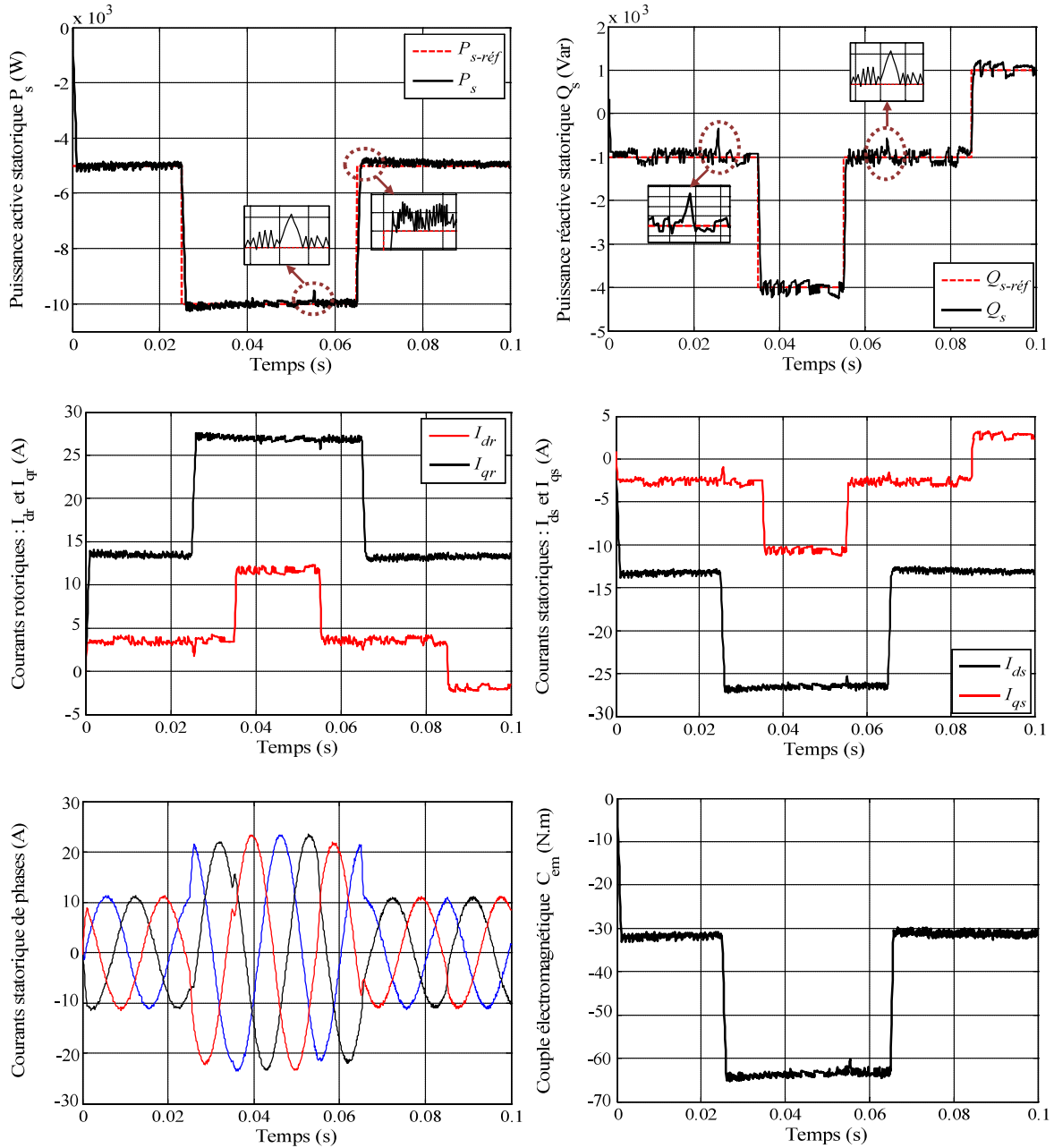


Figure II.27: Commande en puissances de la GADA par la méthode directe (test de suivi de consigne).

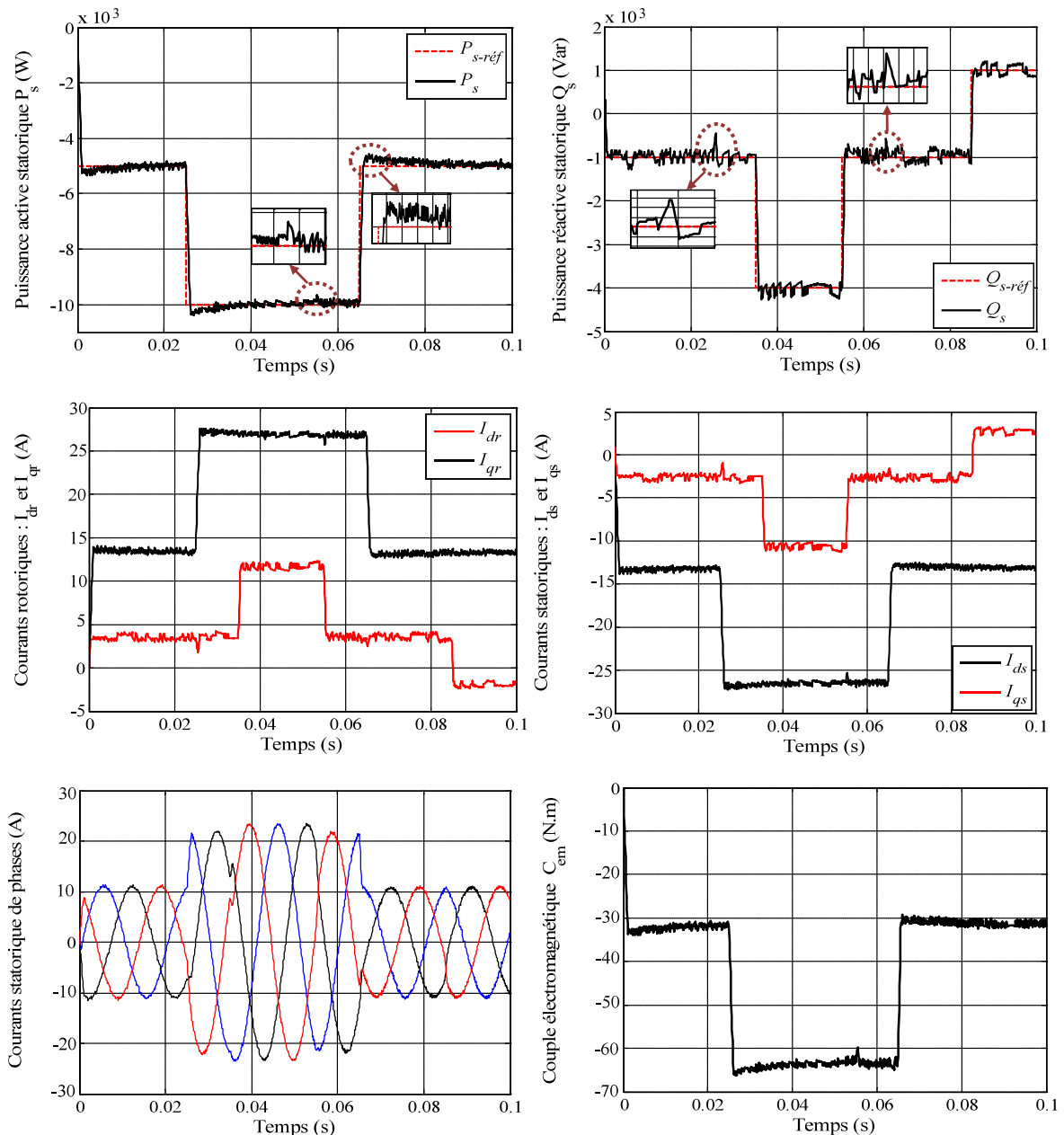


Figure II.28 : Commande en puissances de la GADA par la méthode indirecte (test de suivi de consigne).

II.7.2 Sensibilité aux perturbations

Ce test vise à analyser la réponse de la commande en puissances de la GADA selon les deux approches présentées, lorsque la vitesse de rotation de la machine évolue progressivement de sa valeur nominale vers une valeur supérieure à celle de synchronisme. Le profil de vitesse mécanique imposé est représenté à la figure (II.29), tandis que les résultats de simulation correspondants sont donnés à la figure (II.30).

On observe que la variation de vitesse entraîne une légère augmentation du temps de réponse des puissances dans le cas de la commande indirecte. En effet, cette dernière prend en considération les termes de couplage dépendant de la vitesse de rotation de la machine, contrairement à la commande directe où ces termes sont négligés, ce qui rend son comportement pratiquement insensible aux variations de vitesse

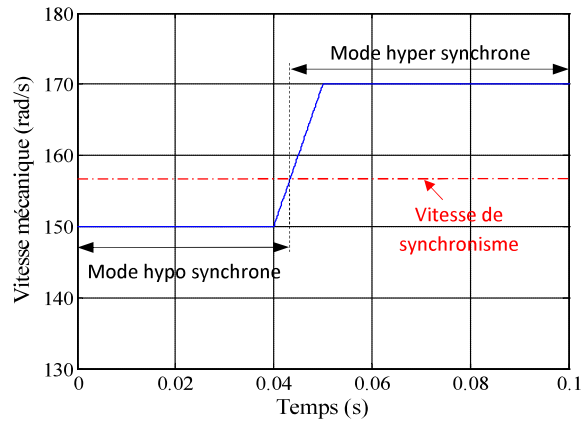


Figure II.29 : Profil de la vitesse de rotation imposée de la GADA (en bleu).

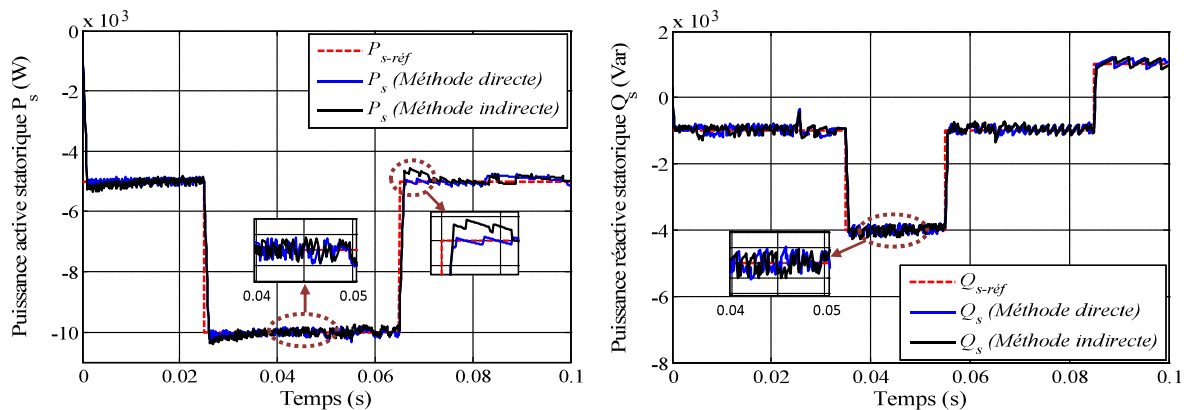


Figure II.30 : Effet de variation de la vitesse de rotation sur la commande en puissances de la GADA.

II.7.3 Test de robustesse

L'identification des paramètres d'une génératrice asynchrone n'aboutit généralement pas à des valeurs exactes et permanentes. En pratique, ces paramètres varient en fonction des conditions de fonctionnement de la machine, telles que l'échauffement des enroulements, les fluctuations de charge, la saturation des circuits magnétiques, les irrégularités géométriques de l'entrefer, ou encore les effets pelliculaires et les régimes défluxés. Dans cette optique, il nous a semblé pertinent d'analyser l'impact d'éventuelles incertitudes sur ces paramètres afin d'évaluer la sensibilité de la commande indirecte.

Le test de robustesse consiste à introduire volontairement des écarts sur les paramètres du modèle de la GADA utilisé. En effet, la conception des correcteurs repose sur des fonctions de transfert dont les coefficients sont supposés constants, alors que leur identification pratique reste entachée d'erreurs, liées autant aux méthodes d'estimation qu'aux instruments de mesure employés.

Ainsi, la robustesse des deux stratégies de commande est examinée en considérant les conditions suivantes :

- doublement des résistances R_s et R_r ;
- division par deux des inductances L_s , L_r et M ;
- maintien de la vitesse mécanique fixe à sa valeur nominale.

Les résultats des simulations correspondant à ces scénarios sont présentés dans les figures (II.30) à (II.32) pour les approches directe et indirecte de commande en puissances de la GADA.

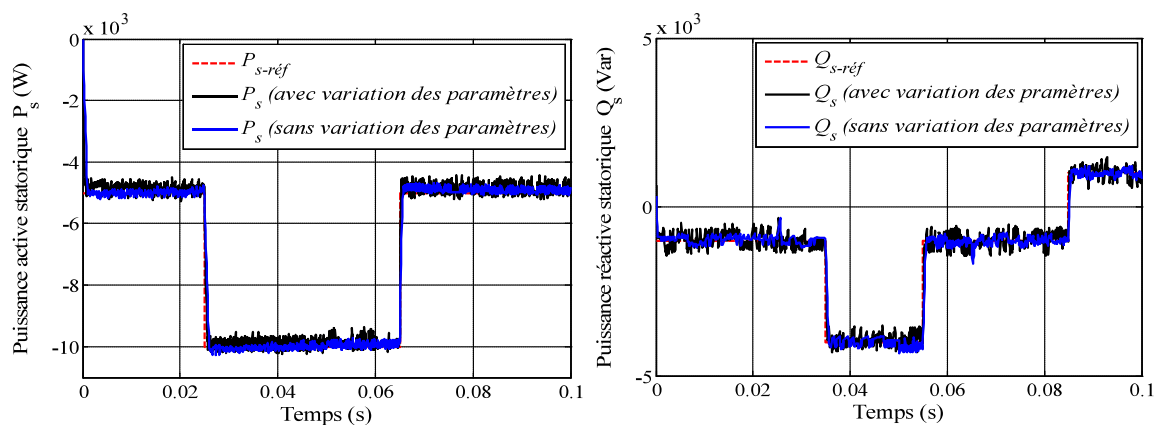


Figure II.31 : Commande en puissances de la GADA par la méthode directe (test de robustesse vis-à-vis les variations paramétriques).

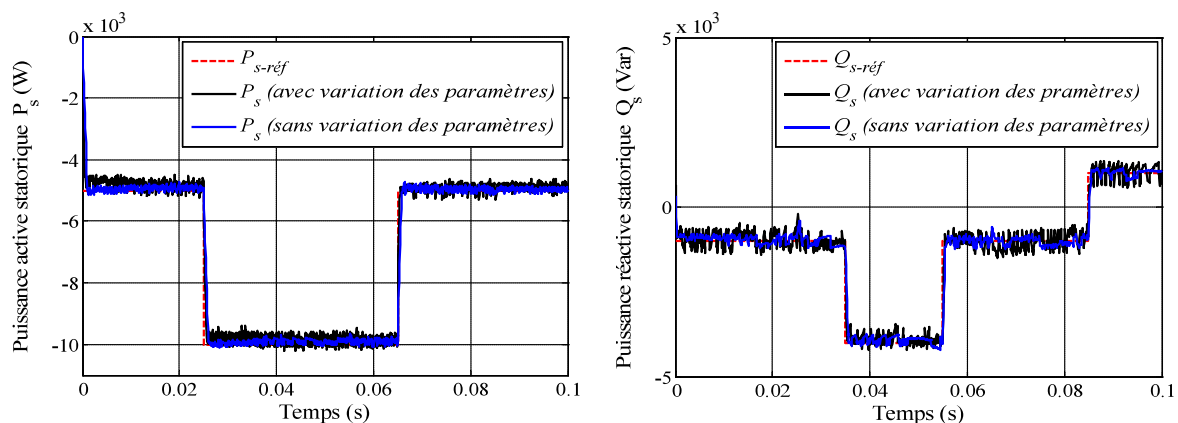


Figure II.32 : Commande en puissances de la GADA par la méthode indirecte (test de robustesse vis-à-vis les variations paramétriques).

Les résultats obtenus montrent que la variation volontairement accentuée des paramètres du modèle de la GADA a eu un impact manifeste sur les profils des puissances active et réactive pour les deux approches de commande étudiées. Ces effets se sont manifestés aussi bien durant les phases transitoires que dans les régimes permanents. En régime transitoire, on observe un allongement modéré des temps de réponse des courbes de puissance dans les deux cas. En régime permanent, des perturbations supplémentaires apparaissent, avec une intensité plus marquée pour la méthode directe par rapport à l'approche indirecte, comme l'illustrent particulièrement les écarts visibles sur la figure (II.33). Cette différence s'explique par la présence, dans la méthode indirecte, de boucles de régulation supplémentaires dédiées aux courants rotoriques, renforçant ainsi la robustesse de cette stratégie de commande.

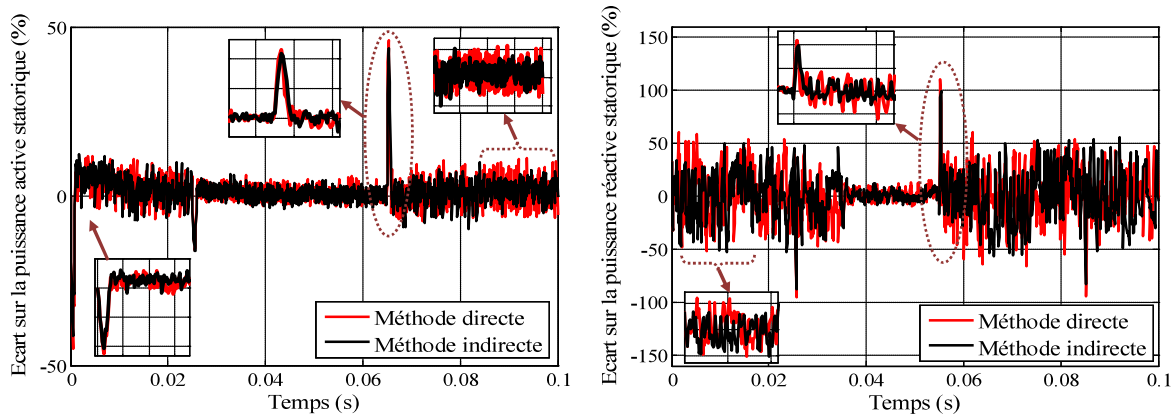


Figure II.33 : Comparaison des écarts sur les puissances active et réactive des deux méthodes de commande de la GADA (test de robustesse vis-à-vis les variations paramétriques).

En résumé, l'analyse menée dans ce chapitre sur les deux méthodes de commande, directe et indirecte, appliquées à une GADA intégrée dans un système éolien, permet de comparer leurs caractéristiques respectives dans le tableau suivant :

Critère	Commande directe	Commande indirecte
Principe	Régulation directe des puissances active (P) et réactive (Q)	Régulation indirecte de P et Q via les courants rotoriques (i_d , i_q)
Grandeurs contrôlées	P et Q (mesurées ou calculées)	i_d et i_q (courants du rotor)
Simplicité conceptuelle	Compréhension intuitive (on contrôle directement les puissances)	Moins intuitive (nécessite de passer par les équations de la machine)
Capteurs nécessaires	Capteurs de puissance ou calculs à partir des tensions et courants	Capteurs de courants (déjà requis pour la commande vectorielle)

Précision	Dépend fortement de la qualité des mesures de P et Q	Bonne précision grâce à la mesure directe des courants
Temps de réponse	Plus rapide (réaction directe sur les puissances)	Légèrement plus lent (boucles supplémentaires sur les courants)
Robustesse	Moins robuste : sensible aux perturbations et aux erreurs de mesure	Plus robuste face aux variations de paramètres et aux perturbations réseau
Complexité de mise en œuvre	Conceptuellement simple mais instrumentation coûteuse	Plus complexe en modélisation, mais plus économique en pratique
Utilisation typique	Études de recherche, validation théorique, simulations	Applications industrielles (parcs éoliens raccordés au réseau)
Praticité en réalité	Moins utilisée en pratique (surtout académique)	Méthode privilégiée dans l'industrie pour sa robustesse
Cause principale de préférence	Moins utilisée en industrie car elle est coûteuse (nécessite des capteurs supplémentaires pour mesurer P et Q) et moins robuste (fragile aux perturbations et aux erreurs de mesure)	Privilégiée en pratique industrielle pour sa robustesse (protection des courants et meilleures stabilités) et son coût de mise en œuvre plus réduit.

Tableau II.1 : Tableau comparatif : Commande directe et indirecte de la GADA

II.8. Conclusion

Ce chapitre a été consacré à l'étude de la modélisation et de la commande de l'ensemble du système éolien basé sur une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA). Dans la première partie, une modélisation détaillée des principaux sous-systèmes mécaniques de la turbine a été réalisée, en particulier les pales, l'arbre de transmission et le multiplicateur de vitesse. Une stratégie de suivi du point de puissance maximale (MPPT) a ensuite été introduite comme méthode de commande adaptée aux systèmes éoliens. Enfin, la régulation de la vitesse mécanique a été mise en œuvre à l'aide d'un régulateur PI classique, dont l'efficacité a été validée par des simulations numériques sous MATLAB/Simulink.

La seconde partie du chapitre a porté sur la modélisation et l'implémentation de la commande vectorielle en puissance de la GADA. Cette approche permet de contrôler séparément les composantes active et réactive, facilitant ainsi la gestion de la puissance électrique injectée au réseau. Deux méthodes ont été étudiées : la commande directe et la commande indirecte. Toutefois, dans les applications industrielles, la commande indirecte est généralement

privilegiée en raison de sa robustesse (protection des courants, meilleure stabilité) et de son coût de mise en œuvre réduit. En effet, elle repose uniquement sur les mesures des courants rotoriques, déjà nécessaires à la commande vectorielle, ce qui limite les besoins en instrumentation et réduit les charges matérielles et logicielles. À l'inverse, la commande directe requiert des capteurs supplémentaires (mesure de P et Q ou calculs en ligne complexes), ce qui accroît les coûts d'instrumentation et de maintenance.

De manière générale, les deux méthodes de commande vectorielle étudiées ont montré une bonne capacité de poursuite des consignes. Néanmoins, il convient de souligner que l'utilisation d'un régulateur PI classique présente certaines limites : il ne garantit pas toujours des performances optimales en régime transitoire et reste sensible aux variations paramétriques de la machine. Ces constats ouvrent la voie à l'intégration de lois de commande plus avancées, offrant une robustesse accrue et une meilleure adaptation aux perturbations.

Le chapitre suivant sera ainsi consacré à l'étude de l'une de ces approches modernes, largement développée dans la littérature sur la commande des systèmes non linéaires : la commande par modes glissants.

Chapitre III

Commande par mode glissant d'ordre 2 d'une GADA intégrée dans un système éolien connecté au réseau

III.1. Introduction

Comme cela fut exposé antérieurement, l'asservissement vectoriel adossé à des régulateurs proportionnels-intégraux constitue, dans la pratique, l'approche la plus répandue pour la régulation des machines électrodynamiques à alimentation alternative, notamment dans le champ des systèmes aérogénérateurs. Néanmoins, ce type de stratégie, de nature strictement linéaire, se révèle vulnérable aux altérations paramétriques du modèle et présente une tolérance restreinte face aux excitations perturbatrices externes.

Au cours des dernières décennies, une multitude de travaux académiques ont vu le jour afin de surmonter ces limitations. Parmi les démarches explorées, la commande par modes de glissement, introduite par Utkin en 1977, s'est imposée comme l'une des plus marquantes. Cette méthode a mis en évidence un degré élevé de robustesse et d'efficacité dans la gouvernance des convertisseurs électromécaniques rotatifs. Toutefois, la manifestation du phénomène parasite dit chattering en a restreint considérablement la diffusion pratique [BOU15].

Pour atténuer cet inconvénient, de nombreuses variantes correctives ont été proposées récemment. L'une des pistes les plus approfondies et largement appliquées consiste en l'adoption de la commande par modes de glissement d'ordre supérieur, laquelle s'est imposée comme un champ d'investigation privilégié par les chercheurs en contrôle avancé.

III.2. Fondements conceptuels de la régulation par modes de glissement

Au sein des architectures dynamiques dites à structure variable, l'approche par modes de glissement consiste à orienter l'évolution des états du système vers une entité géométrique particulière, désignée sous l'appellation d'hyper-surface. Une fois cette contrainte atteinte, l'application d'une loi de commutation adaptée contraint la trajectoire à se maintenir au voisinage immédiat de ladite surface. L'évolution du système sur cette surface est appelée mouvement de glissement. La régulation fondée sur ce principe se décline usuellement en trois régimes distincts, schématisés à la figure (III.1).

- **Mode de convergence (MC)** : Dans cette phase, la grandeur à réguler, quel que soit son état initial dans l'espace des phases, est guidé vers la surface de glissement $S(x, y)=0$. Ce régime est essentiellement déterminé par la loi de commande adoptée ainsi que par le critère de convergence qui en précise les conditions.
- **Mode de glissement (MG)** : Lorsque l'état du système parvient à la surface de commutation, son évolution est contrainte à cheminer vers l'origine de l'espace des phases.
- **Mode de régime permanent (MRP)** : Ce mode est mobilisé pour analyser le comportement du système à proximité de son état d'équilibre, coïncidant avec l'origine de l'espace des phases. Il se caractérise principalement par la précision et la performance de la stratégie de contrôle mise en œuvre [MEZ06]

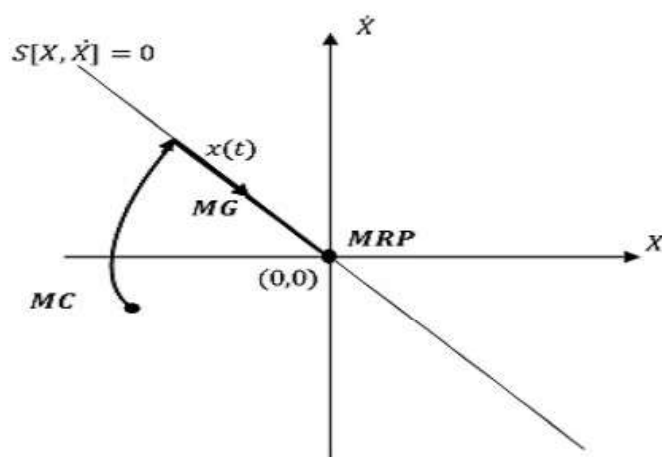


Figure III.1 : Visualisation des trajectoires dynamiques dans l'espace de phase

III.3. Conception et synthèse d'un contrôle en mode de glissement

Le développement de contrôleurs basés sur la théorie des modes de glissement s'effectue en intégrant de manière rigoureuse les problématiques liées à la stabilité ainsi qu'aux exigences de performance optimale. Il est généralement conseillé de spécifier, au préalable, la dynamique du système durant la phase de convergence.

Dans ce contexte, la structure d'un contrôleur de ce type se décompose en deux segments distincts :

- Une composante continue, qui traduit la dynamique du système lorsqu'il évolue en régime de glissement,
- Et une composante discontinue, qui décrit la dynamique durant la phase de convergence.

Cette dernière partie revêt une importance particulière en commande non linéaire, dans la mesure où elle a pour rôle d'atténuer les effets des imprécisions liées à toutes sources internes ou externes perturbatrices du système [MEZ06].

L'application de cette stratégie de contrôle s'articule en trois étapes fondamentales :

1. Sélection de la surface;
2. Conditions d'existence et de convergence ;
3. Élaboration de la commande.

III.3.1. Sélection de la surface

La sélection de la surface de glissement revient à préciser à la fois son nombre et sa morphologie. Ces deux éléments dépendent directement de l'application considérée ainsi que de l'objectif de commande recherché. En règle générale, cette sélection s'effectue à partir du modèle d'état suivant [UTK77] :

$$\dot{X} = [A]X + [B]U \quad (\text{III-1})$$

Avec $n > m$, on a ce qui suit :

- $X \in \mathbb{R}^n$ représente le vecteur d'état,
- $[A]$ et $[B]$ désignent respectivement les matrices dynamiques du système,
- $U \in \mathbb{R}^m$ Ce terme désigne le vecteur de contrôle.

Une formulation générique peut être adoptée pour choisir la surface de commande [SLO91] :

$$S(x) = \left(\frac{\partial}{\partial t} + \gamma \right)^{r-1} \cdot e(x) \quad (\text{III-2})$$

Avec :

$E(x)$ désigne l'écart entre la variable de sortie et sa valeur de référence, tel que $e(x) = x^* - x$;

γ : représente un gain strictement positif ;

Le degré relatif r correspond au nombre de dérivations nécessaires de la sortie pour faire apparaître explicitement la commande.

On a si:

$$\begin{aligned} r = 1, S(X) &= e(X) \\ r = 2, S(X) &= \gamma \cdot e(X) + \dot{e}(X) \\ r = 3, S(X) &= \gamma^2 \cdot e(X) + 2\gamma \cdot \dot{e}(X) + \ddot{e}(X) \end{aligned}$$

L'objectif du régulateur est de contraindre la surface $S(X)$ à rester nulle. Dans ce cas, l'équation différentielle obtenue admet pour solution unique $e(X) = 0$, à condition de choisir convenablement le paramètre γ . Cette condition s'assimile à un problème de suivi de

trajectoire, garantissant une linéarisation exacte de l'erreur tout en préservant la condition de convergence.

III.3.2. Conditions d'existence et de convergence

Les critères de convergence rassemblent les conditions nécessaires pour garantir que les dynamiques du système rejoignent et restent sur la surface de glissement. Dans la littérature, on distingue principalement deux formulations analytiques pour étudier le mode de convergence de l'état :

➤ Méthode directe

Elle est introduite par Utkin [DOR86], s'exprime classiquement par :

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) < 0 \quad (\text{III-3})$$

➤ Méthode fondée sur une fonction de Lyapunov

Cette approche consiste à définir une fonction scalaire positive $V(X) > 0$ issue des variables d'état et à choisir une loi de commutation qui entraîne sa décroissance, de sorte que $\dot{V}(X) < 0$. C'est une technique standard pour démontrer la stabilité des systèmes non linéaires.

En posant:

$$V(x) = \frac{1}{2} S^2(x) \quad (\text{III-4})$$

On obtient, en dérivant :

$$\dot{V}(x) = S(x) \cdot \dot{S}(x) \quad (\text{III-5})$$

Ainsi, la décroissance de $V(x)$ (la fonction de Lyapunov) est assurée si :

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) < 0 \quad (\text{III-6})$$

III.3.3. Élaboration de la commande

Cette étape consiste à calculer la commande assurant le retour de la variable contrôlée vers la surface, puis vers son point d'équilibre, tout en maintenant le système en régime de glissement.

La structure d'un contrôleur en mode glissant se compose généralement de deux parties :

- **la commande équivalente** u_{eq} proposée par Filippov et Utkin, destinée à maintenir l'état du système sur la surface de glissement ($S(x) = 0$ et $\dot{S}(x) = 0$) en garantissant la linéarisation exacte du ce dernier ;
- **la commande corrective** u_n , qui garantit la stabilisation et permet de rejeter les perturbations externes.

Ainsi, la commande totale s'écrit :

$$u = u_{eq} + u_n \quad (III-7)$$

Pour mettre en évidence la démarche, considérons le système exprimé sous forme d'espace d'état selon l'équation (III.1). Notre objectif est d'obtenir l'expression de la commande u , en commençant par le calcul de la commande équivalente.

Sachant que :

$$\dot{S}(x) = \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial S}{\partial X} \frac{\partial X}{\partial t} \quad (III-8)$$

Et d'après les expressions (III-6) et (III-7) , on obtient :

$$\dot{S}(x) = \frac{\partial S}{\partial X} \{ [A] \cdot [X] + [B] \cdot [u_{eq}] \} + \frac{\partial S}{\partial X} [B] \cdot u_n \quad (III-9)$$

Dans les conditions permanentes du mode glissant, la trajectoire se stabilise sur le plan de commutation, ce qui aboutit à :

$$\begin{cases} S(x) = 0 \\ \dot{S}(x) = 0 \end{cases} \quad (III-10)$$

$$u_{eq} = - \left\{ \frac{\partial S}{\partial X} [B] \right\}^{-1} \left\{ \frac{\partial S}{\partial X} [A] [X] \right\} \quad (III-11)$$

Au cours de la phase de convergence, en remplaçant u_{eq} dans (III-9), on arrive à l'expression suivante :

$$\dot{S}(x) = \frac{\partial S}{\partial t} [B] \cdot u_n \quad (III-12)$$

Dans ce cas, la condition d'attractivité s'écrit:

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) = S(x) \frac{\partial S}{\partial X} [B] u_n < 0 \quad (III-13)$$

Une solution simple consiste à choisir :

$$u_n = K_x \cdot \text{Sign } S(x) \quad (III-14)$$

Avec K_x défini comme une matrice diagonale à éléments strictement positifs, la fonction scalaire sign est illustrée à la figure (III.2).

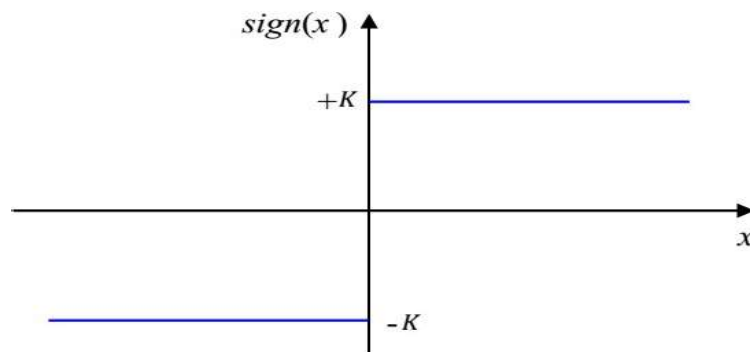


Figure III.2 : Illustration de la fonction « sign ».

La relation (III-13) devient alors:

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) = \frac{\partial S}{\partial X} [B] K_x |S(x)| < 0 \quad (\text{III-15})$$

Le choix du gain K_x est crucial :

- s'il est trop faible, le temps de réponse est rallongé,
- s'il est trop élevé, des oscillations importantes apparaissent au niveau de l'actionneur, provoquant le **phénomène de chattering** (figure III.3), qui peut exciter des dynamiques non modélisées ou endommager l'actionneur.

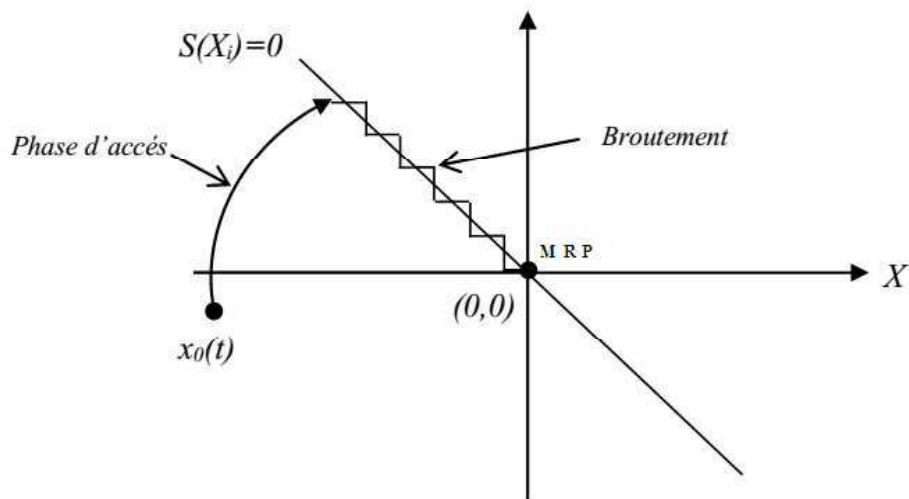


Figure III.3 : Visualisation des oscillations de type chattering

Pour réduire, voire éliminer ce phénomène, on remplace la fonction *sign* par une fonction de **saturation** (figure III.4) :

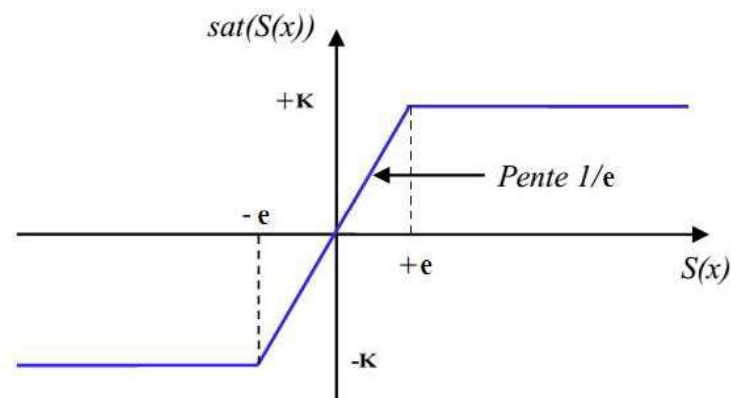


Figure III.4 : Représentation d'un opérateur de saturation ($e > 0$, minime).

$$\begin{cases} \text{sat}(S(x)) = 1 & \text{Si } S(x) > e_x \\ \text{sat}(S(x)) = -1 & \text{Si } S(x) < -e_x \\ \text{sat}(S(x)) = \frac{S(x)}{e_x} & \text{Si } S(x) \leq e_x \end{cases} \quad (\text{III-16})$$

La commande devient alors :

$$u_n = \begin{cases} K_x \text{sign } S(x) & \text{Si } |S(x)| > e_x \\ \frac{K_x}{e_x} \text{sign } S(x) & \text{Si } |S(x)| \leq e_x \end{cases} \quad (\text{III-17})$$

Une autre alternative consiste à utiliser une fonction de classe C_1 , telle que la fonction **tanh**, représentée à la figure (III.5) :

$$\text{smooth}S(S(x)) = \tanh(S(x)) = \frac{e^x - e^{-x}}{e^x + e^{-x}} = \frac{s(x)}{|s(x)| + e_x} \quad (\text{III-18})$$

On déduit la commande adoucie ci-après:

$$u_n = K_x \frac{s(x)}{e_x + |s(x)|} \quad (\text{III-19})$$

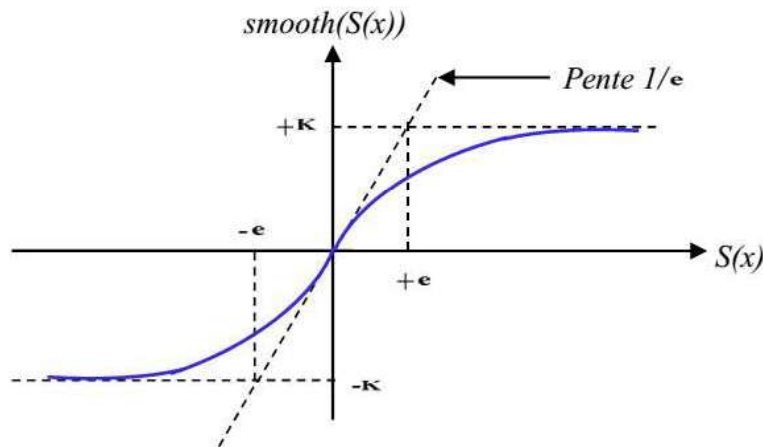


Figure III.5 : Représentation graphique d'une application lisse de type C_1 ($e > 0$, réduit).

III.4. La commande de la GADA par mode glissant

À la lumière des considérations théoriques exposées précédemment, il convient désormais de transposer ces principes au cas spécifique de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA), afin d'analyser la réponse des variables de sortie.

L'orientation du flux statorique dans la GADA permet de dissocier le contrôle des puissances active et réactive via les composantes de la tension rotorique V_{dr} et V_{qr} . Cette particularité contribue à simplifier la représentation de la machine, tout en conservant son caractère non linéaire. Or, la dynamique des systèmes non linéaires étant sensiblement plus complexe que

celle des systèmes linéaires, l'adoption d'une stratégie de commande adaptée devient indispensable pour garantir des performances optimales.

La commande par mode glissant figure parmi les approches les plus efficaces, puisqu'elle peut être appliquée aussi bien aux systèmes linéaires qu'aux systèmes non linéaires. Ses atouts, largement reconnus depuis le début des années 1980 [SLO84], incluent une grande robustesse, une précision élevée, une stabilité renforcée, une conception relativement simple ainsi qu'un temps de réponse réduit.

IV.4.1. Régulation des puissances active et réactive de la GADA

Dans cette section, le choix d'un degré relatif égal à $r = 1$ (voir équation (III-2)) s'avère approprié.

Les équations définissant les surfaces de commande associées à ces deux grandeurs peuvent alors s'écrire sous la forme suivante [LIN02] :

$$\begin{cases} S_1 = P_s^* - P_s \\ S_2 = Q_s^* - Q_s \end{cases} \quad (\text{III-20})$$

Sachant que :

P_s^* et Q_s^* représentent respectivement les valeurs de référence des puissances active et réactive, on peut s'écrire donc la dérivée des surfaces de commande sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \dot{S}_1 = \dot{P}_s^* - \dot{P}_s \\ \dot{S}_2 = \dot{Q}_s^* - \dot{Q}_s \end{cases} \quad (\text{III-21})$$

En substituant, dans les équations (III-21), les expressions de P_s et Q_s définies par la relation (II.59), on aboutit à :

$$\begin{cases} \dot{S}_1 = \dot{P}_s^* - \frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} \dot{I}_{rq} + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} \\ \dot{S}_2 = \dot{Q}_s^* + \frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} \dot{I}_{rd} - \frac{\omega_s \varphi_s^2}{L_s} \end{cases} \quad (\text{III-22})$$

En basant sur l'équation (II-61), on obtient :

$$\begin{cases} \dot{S}_1 = \dot{P}_s^* + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s} \cdot \frac{1}{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right)} \cdot \left[V_{rq} - R_r I_{rq} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rd} - g \omega_s \frac{M \varphi_s}{L_s} \right] \\ \dot{S}_2 = \dot{Q}_s^* - \frac{\omega_s \varphi_s^2}{L_s} + \frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s} \cdot \frac{1}{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right)} \cdot \left[V_{rd} - R_r I_{rd} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rq} \right] \end{cases} \quad (\text{III-23})$$

Conformément aux principes de la commande par mode glissant, on peut écrire donc :

$$\begin{cases} \dot{S}_1 = \dot{P}_s^* + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s} \cdot \frac{1}{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right)} \cdot \left[(V_{rq}^n + V_{rq}^{eq}) - R_r I_{rq} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rd} - g \omega_s \frac{M \varphi_s}{L_s} \right] \\ \dot{S}_2 = \dot{Q}_s^* - \frac{\omega_s \varphi_s^2}{L_s} + \frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s} \cdot \frac{1}{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right)} \cdot \left[(V_{rd}^n + V_{rd}^{eq}) - R_r I_{rd} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) I_{rq} \right] \end{cases} \quad (\text{III-24})$$

Lorsque le fonctionnement se situe en mode glissant et en régime établi, on obtient :

$$\begin{cases} S_1 = 0, \dot{S}_1 = 0 \text{ et } V_{rq}^n = 0 \\ S_2 = 0, \dot{S}_2 = 0 \text{ et } V_{rd}^n = 0 \end{cases} \quad (\text{III-25})$$

Les commandes équivalentes V_{rd}^{eq} et V_{rq}^{eq} sont déterminées à partir des équations (III-24):

$$\begin{cases} V_{rq}^{eq} = \frac{L_s}{\omega_s \varphi_s M} \dot{P}_s^* + R_r I_{rq} - \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) g \omega_s I_{rd} + \frac{g \omega_s \varphi_s M}{L_s} + \frac{L_s (V_s^2 - \omega_s^2 \varphi_s^2)}{\omega_s \varphi_s M R_s} \\ V_{rd}^{eq} = -\frac{L_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right)}{\omega_s \varphi_s M} \dot{Q}_s^* + R_r I_{rd} - \left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) g \omega_s I_{rq} + \frac{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right) \varphi_s}{M} \end{cases} \quad (\text{III-26})$$

En se basant sur l'équation (III-14), les composantes discontinues des tensions V_{rd} et V_{rq} s'expriment à travers le système suivant :

$$\begin{cases} V_{rq}^n = k_1 \cdot \text{sign}(S_1) \\ V_{rd}^n = k_2 \cdot \text{sign}(S_2) \end{cases} \quad (\text{III-27})$$

Les coefficients k_1 et k_2 , supposés positifs, seront déterminés dans les étapes suivantes.

III.4.2. Choix des gains k_1 et k_2

Les gains k_1 et k_2 sont déterminés de manière à :

- assurer une convergence rapide du système,
- définir la dynamique aussi bien en phase de convergence qu'en régime de glissement,
- limiter l'intensité du courant à une valeur acceptable, correspondant au couple maximal de la machine.

Dans ce cadre, la condition suivante doit être respectée :

$$S_1 \cdot \dot{S}_1 < 0 \quad (\text{III-28})$$

► Si $S_1 > 0$ donc $\dot{S}_1 < 0$

À partir des équations (III-22) et (III-24), on déduit l'expression suivante :

$$\dot{P}_S^* + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s} \cdot \frac{1}{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right)} \cdot \left[-k_1 - R_r I_{rq} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{rd} - g \omega_s \frac{M \varphi_s}{L_s} \right] < 0 \quad (\text{III-29})$$

29)

D'où :

$$k_1 > - \frac{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}{\frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s}} \left[\dot{P}_S^* + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} \right] - R_r I_{rq} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{rd} - g \omega_s \frac{M \varphi_s}{L_s} \quad (\text{III-30})$$

► Si $S_1 < 0$ donc $\dot{S}_1 > 0$

De la même manière, en se basant sur les équations (III-22) et (III-24), on arrive à :

$$\dot{P}_S^* + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s} \cdot \frac{1}{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s}\right)} \cdot \left[-k_1 - R_r I_{rq} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{rd} - g \omega_s \frac{M \varphi_s}{L_s} \right] > 0 \quad (\text{III-31})$$

Ce qui conduit à :

$$k_1 < - \frac{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}{\frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s}} \left[\dot{P}_S^* + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} \right] - R_r I_{rq} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{rd} - g \omega_s \frac{M \varphi_s}{L_s} \quad (\text{III-32})$$

En combinant les résultats des relations (III-30) et (III-32), il vient:

$$k_1 > \left| \frac{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}{\frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s}} \left[\dot{P}_s^* + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} \right] - R_r I_{rq} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{rd} - g \omega_s \frac{M \varphi_s}{L_s} \right| \quad (\text{III-33})$$

Par un raisonnement similaire, et en tenant compte de la définition de la surface S_2 , on déduit l'expression du gain k_2 :

$$k_2 > \left| \frac{\left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}{\frac{\omega_s \varphi_s M}{L_s}} \left[\dot{Q}_s^* - \frac{\omega_s \varphi_s^2}{L_s} \right] - R_r I_{rd} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{rd} \right| \quad (\text{III-34})$$

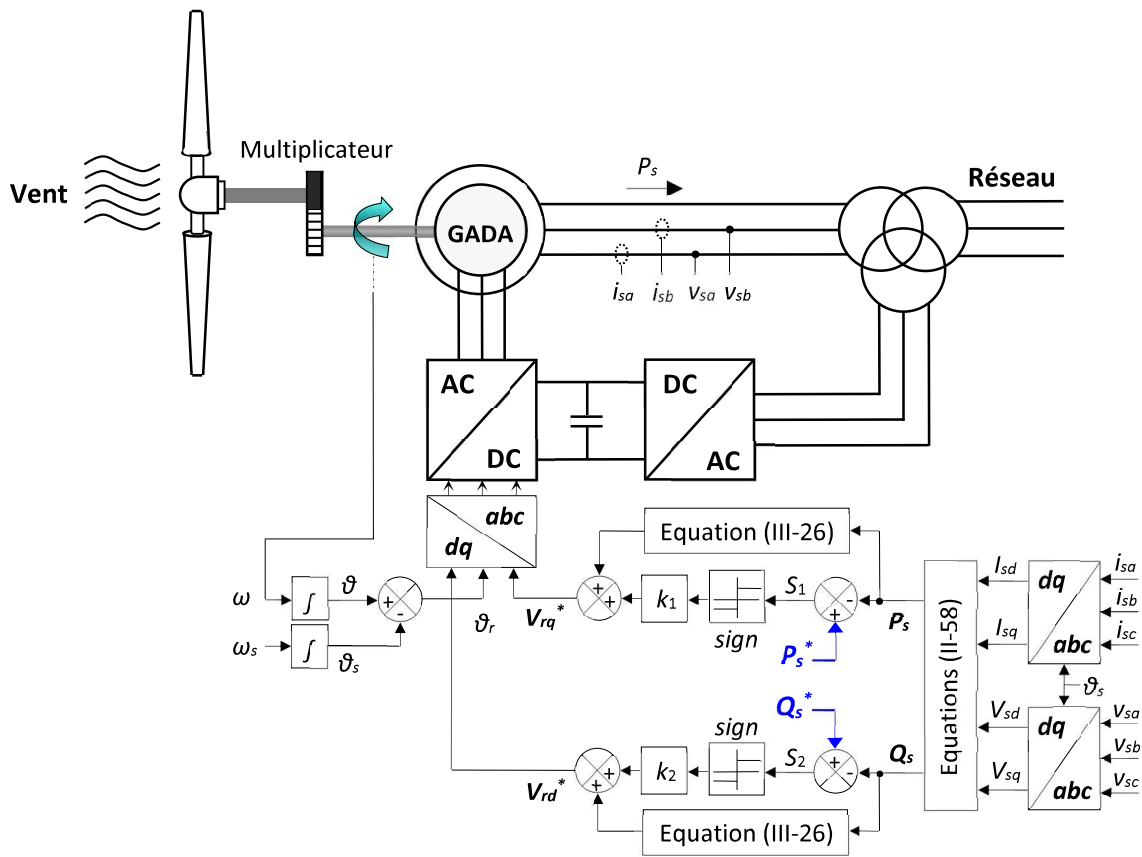


Figure III.6 : Diagramme fonctionnel de la commande de la GADA par mode glissant (MG)

III.5. Contrôle de la GADA basé sur un mode de glissement du second rang

III.5.1. Bases analytiques des stratégies glissantes à ordre élevé

Elle constitue une évolution naturelle du mode glissant classique (ordre 1), étendue à des ordres plus élevés. Cette généralisation préserve la propriété essentielle de robustesse propre aux techniques de commande par mode glissant, tout en apportant une réponse au principal défaut du mode conventionnel : le phénomène de broutement (chattering) observé au voisinage de la surface de commutation.

Le passage d'un mode glissant de premier ordre à un mode de rang supérieur se traduit par l'utilisation d'une loi de commande discontinue appliquée non pas directement sur la surface de glissement, mais sur ses dérivées successives.

Cependant, cette approche présente également une contrainte : la conception d'un régulateur d'ordre r exige la connaissance non seulement des variables d'état mais aussi de leurs dérivées jusqu'à l'ordre $(r-1)$. Ainsi, la mise en œuvre pratique d'un tel contrôleur nécessite la disponibilité (ou l'estimation) des fonctions $(S, \dot{S}, \ddot{S}, \dots, S^{(r-1)})$ [MAN12].

Le but recherché consiste à imposer au système une dynamique qui respecte à la fois la surface de glissement et ses dérivées successives jusqu'à l'ordre $(r-1)$, garantissant ainsi que tout l'ensemble de glissement demeure nul.

$$S = \dot{S} = \ddot{S} = \dots = S^{(r-1)} = 0 \quad (\text{III-35})$$

Avec :

$$\begin{aligned} r = 1, \text{ i.e., } \frac{\partial}{\partial u} \dot{S} &\neq 0 \\ r \geq 2, \text{ i.e., } \frac{\partial}{\partial u} S^i &= 0 \quad (i = 1, \dots, r-1) \quad \frac{\partial}{\partial u} S^r \neq 0 \end{aligned} \quad (\text{III-36})$$

III.5.1.1. Régulation par mode glissant du second ordre (cas $r=2$)

L'objectif de cette méthode de commande est d'imposer un glissement d'ordre deux sur la surface S , en contraignant simultanément la surface elle-même ainsi que sa dérivée à s'annuler dans un temps fini.

L'originalité de cette approche réside dans le fait que la discontinuité de la loi de commande n'apparaît plus directement sur la variable de contrôle, mais sur sa dérivée. Par conséquent, lors du calcul de la commande appliquée au système, le signal obtenu devient continu, ce qui permet de réduire considérablement l'effet de broutement (chattering).

III.5.1.2. Stratégie Super-Twisting en mode glissant d'ordre deux

Parmi les méthodes avancées de commande non linéaire, l'algorithme dit **Super-Twisting** occupe une place privilégiée dans la famille des régulateurs en mode glissant d'ordre supérieur. Spécialement adapté aux systèmes dont le degré relatif est égal à un, il est reconnu pour sa capacité à réduire le phénomène de broutement.

La structure de ce schéma de régulation repose sur deux composantes distinctes :

- une partie algébrique instantanée (sans dynamique interne),
- une partie intégrale, conférant à la loi de commande la faculté de conserver l'historique de la dynamique de la variable de glissement.

Sous cet angle, cette technique peut être interprétée comme une extension non linéaire et généralisée d'un correcteur de type proportionnel-intégral (PI) [BRE10].

Contrairement à d'autres approches nécessitant des informations multiples, la mise en œuvre du Super-Twisting ne requiert que la connaissance de la fonction de glissement S . L'algorithme assure l'annulation conjointe de S et de sa dérivée en un temps fini, tout en permettant la construction d'un différenciateur exact, très utilisé dans les applications de suivi et d'observation.

La dynamique transitoire de ce contrôleur se caractérise par des rotations spiralées autour de l'origine du plan de phase — un comportement typiquement désigné par le terme **Twisting** — comme le montre la figure (III.7).

La loi de commande qui en découle est scindée en deux contributions complémentaires :

- la première, notée u_1 , dont la dynamique est définie à travers sa dérivée temporelle,
- et la seconde, u_2 , continue et directement dépendante de la variable de glissement.

Ainsi, dans le cas d'un mode glissant effectif, la commande appliquée au système s'exprime par la relation suivante [MAN12] :

$$\begin{aligned} u_{dis} &= -u_1 - u_2 \\ \dot{u}_1 &= \alpha \cdot \text{sign}(S), \quad u_2 = \beta \cdot |S|^{(0.5)} \cdot \text{sign}(S) \end{aligned} \tag{III-37}$$

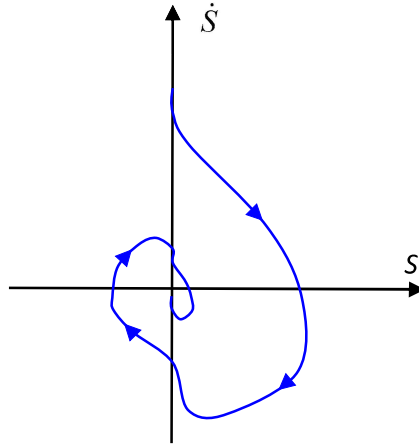


Figure III.7 : Réduction du chattering via Super-Twisting.

III.5.3. Régulation des puissances de la GADA par mode glissant d'ordre 2

La méthode de commande retenue repose sur l'algorithme de type *Super-Twisting*, introduit dans la section précédente [BEL11]. Bien que cette approche ait trouvé des applications dans divers systèmes dynamiques, son utilisation dans le domaine de la conversion d'énergie issue de sources renouvelables, et plus particulièrement dans le pilotage des génératrices asynchrones à double alimentation (GADA), demeure relativement récente.

La loi de commande est élaborée à partir des surfaces de glissement définies par les équations (III.20), servant de support à la synthèse du régulateur. En conséquence, l'équation (III-22) permet d'écrire :

$$\begin{cases} \dot{S}_1 = \dot{P}_s^* - \frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} \dot{I}_{rq} + \frac{V_s^2}{R_s} - \frac{\omega_s^2 \varphi_s^2}{R_s} \\ \ddot{S}_1 = Y_1(t, x) + A_1(t, x) \cdot V_{rq} \end{cases} \quad (\text{III-38})$$

Et :

$$\begin{cases} \dot{S}_2 = \dot{Q}_s^* + \frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} \dot{I}_{rd} - \frac{\omega_s \varphi_s^2}{L_s} \\ \ddot{S}_2 = Y_2(t, x) + A_2(t, x) \cdot V_{rd} \end{cases} \quad (\text{III-39})$$

Les termes $Y_1(t, x)$, $Y_2(t, x)$, $A_1(t, x)$ and $A_2(t, x)$ représentent des fonctions incertaines respectant les conditions établies dans [LEV07]:

$$\begin{cases} Y_1 > 0, |Y_1| > \lambda_1, 0 < K_{m1} < A_1 < K_{M1} \\ Y_2 > 0, |Y_2| > \lambda_2, 0 < K_{m2} < A_2 < K_{M2} \end{cases} \quad (\text{III-40})$$

Chapitre III Commande par mode glissant d'ordre 2 d'une GADA intégrée dans un système éolien connecté au réseau

En s'appuyant sur le principe du *Super-Twisting*, tel qu'initialement proposé par Levant [LEV07], la commande glissante du second ordre adoptée dans ce travail se décompose en deux composantes principales :

$$V_{rq} = v_1 + v_2 \quad (\text{III-41})$$

où la première partie est définie par :

$$\begin{aligned} \dot{v}_1 &= -k_1 \cdot \text{sign}(S_1) \\ v_2 &= -l_1 \cdot |S_1|^\rho \cdot \text{sign}(S_1) \end{aligned} \quad (\text{III-42})$$

Et la seconde par :

$$V_{rd} = w_1 + w_2 \quad (\text{III-43})$$

Sachant que :

$$\begin{aligned} \dot{w}_1 &= -k_2 \cdot \text{sign}(S_2) \\ w_2 &= -l_2 \cdot |S_2|^\rho \cdot \text{sign}(S_2) \end{aligned} \quad (\text{III-44})$$

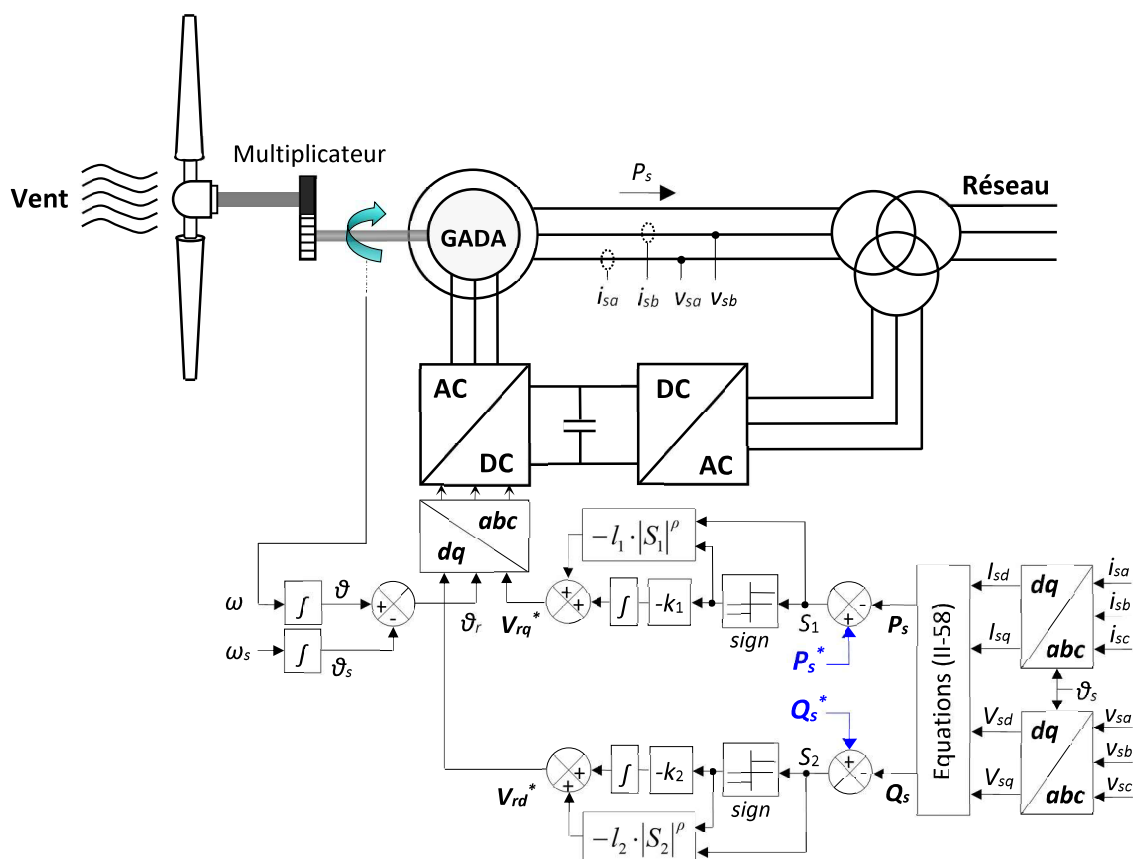


Figure III.8 : Diagramme fonctionnel de la commande par mode glissant de second ordre appliquée à la GADA.

Pour garantir que les surfaces de glissement convergent vers zéro en un temps fini, les paramètres de la commande peuvent être ajustés de la manière suivante [BEN09] :

$$\begin{cases} k_i > \frac{\lambda_i}{K_{mi}} \\ l_i^2 \geq \frac{4\lambda_i}{K_{mi}^2} \cdot \frac{K_{Mi} \cdot (k_i + \lambda_i)}{K_{mi} \cdot (k_i - \lambda_i)}; i = 1, 2 \\ 0 < \rho \leq 0.5 \end{cases} \quad (\text{III-45})$$

III.5.4 Résultats de simulation et interprétation

Dans cette section, nous présentons les résultats de simulation obtenus à l'aide de l'environnement Matlab/Simulink pour la commande de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA) par mode glissant d'ordre deux. Les caractéristiques de la machine simulée sont identiques à celles adoptées dans le chapitre précédent, assurant ainsi la cohérence des conditions expérimentales.

L'objectif principal de cette simulation est d'évaluer les performances du régulateur basé sur cette approche de commande non linéaire. Pour ce faire, deux types de tests ont été menés : le premier concerne la capacité de suivi des consignes, tandis que le second vise à analyser la robustesse du système face aux variations paramétriques. Les profils de puissances active et réactive utilisés au cours de ces essais sont rigoureusement les mêmes que ceux employés dans les simulations antérieures, afin de permettre une comparaison directe et pertinente des résultats.

III.5.4.1. Suivi des consignes de régulation

Le premier test consiste à appliquer des variations en échelons des puissances active et réactive, tandis que la machine fonctionne à vitesse constante.

Ce test a pour objectif principal d'analyser le comportement des régulateurs basés sur la commande par mode glissant d'ordre deux (**Second-Order Sliding Mode Control, SOSMC**), tels qu'implémentés dans ce chapitre. L'étude porte notamment sur la capacité de ces contrôleurs à assurer un bon suivi des consignes imposées, ainsi que sur l'impact du **chattering** sur la qualité du courant délivré par les enroulements statoriques de la GADA.

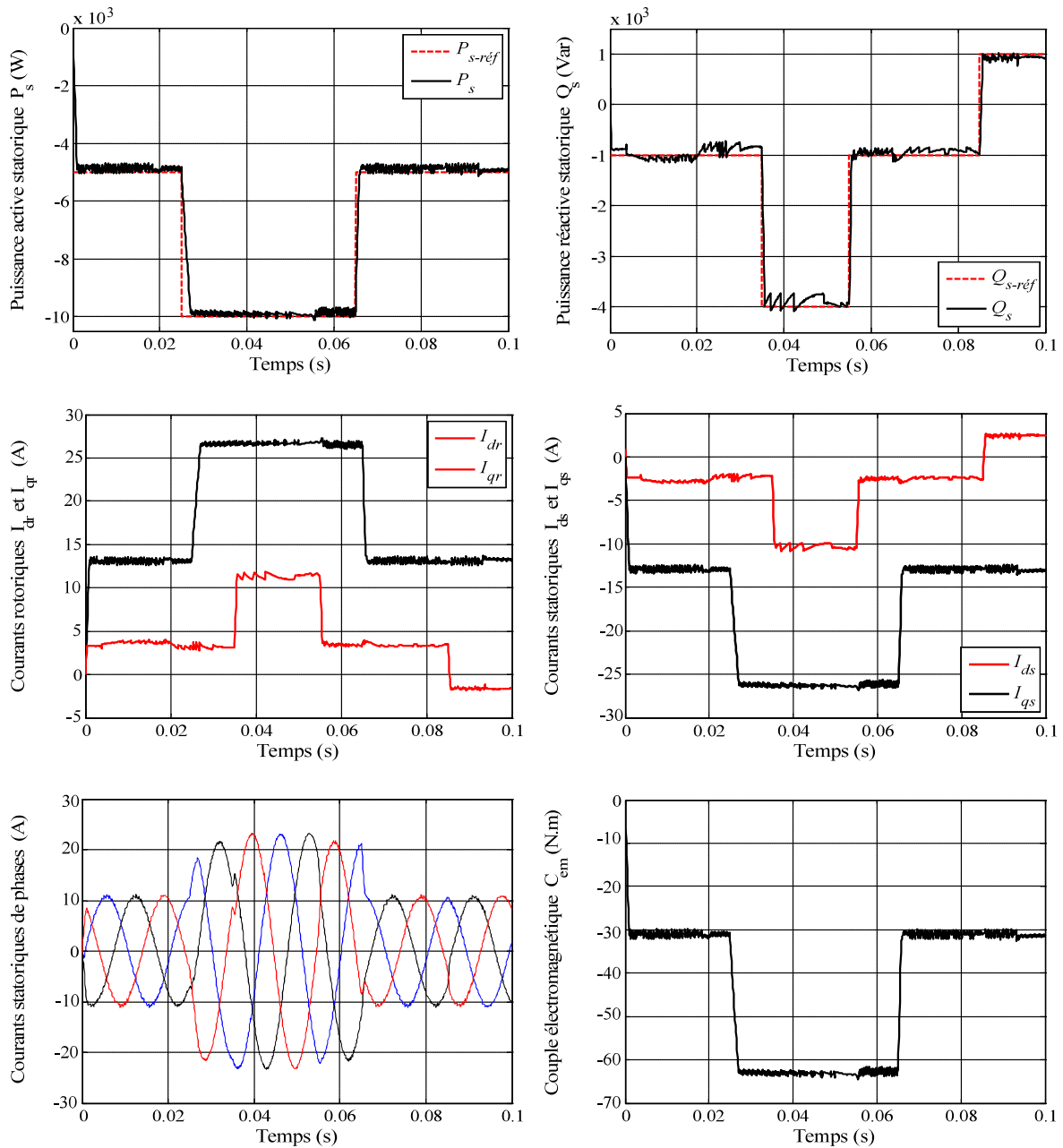


Figure III.9 : Commande par mode glissant d'ordre 2 en puissances de la GADA (Test de suivi de consignes).

Les résultats de simulation sont présentés à la figure (III.9). Comme on peut l'observer, les puissances active et réactive suivent avec précision leurs consignes respectives, et ce, quel que soit le type de contrôleur par mode glissant utilisé. De plus, le découplage entre les axes d et q est quasiment parfait, confirmant ainsi l'efficacité de la stratégie de commande.

On note également que la forme du couple électromagnétique est similaire à celle de la puissance active, ce qui souligne leur dépendance directe. En d'autres termes, la puissance

active est étroitement liée à la production de couple, tandis que la puissance réactive est principalement influencée par le niveau d'excitation imposé au circuit rotorique.

Par ailleurs, les composantes directes et quadratiques des courants statorique et rotorique présentent des profils similaires, ce qui reflète la bonne cohérence du système dans sa réponse dynamique. Les courants statoriques de phase conservent par ailleurs une forme quasi sinusoïdale, traduisant une qualité de l'énergie injectée au réseau conforme aux exigences standards.

En conclusion, les performances observées dans ce test mettent en évidence l'efficacité du contrôleur par mode glissant d'ordre deux (SOSMC), tant en termes de précision de régulation que de qualité de l'onde de courant.

III.5.4.2. Robustesse

Afin d'évaluer la robustesse de la commande par mode glissant d'ordre deux appliquée à la GADA, une étude a été menée sur l'impact des variations paramétriques du modèle. Pour cela, les paramètres de la machine ont été modifiés de manière identique à celle décrite dans le chapitre précédent. Les résultats issus de cette analyse sont présentés à la figure (III.10).

Il ressort de ces simulations que la génératrice parvient toujours à suivre efficacement les consignes de puissances, aussi bien active que réactive, malgré les incertitudes introduites. Toutefois, une légère augmentation de l'erreur statique est observée sur les courbes de la puissance réactive, traduisant une sensibilité modérée du système à certaines variations paramétriques. En revanche, l'influence de ces perturbations sur la puissance active demeure négligeable, ce qui confirme la bonne robustesse globale du régulateur par mode glissant d'ordre deux face aux variations des paramètres machine.

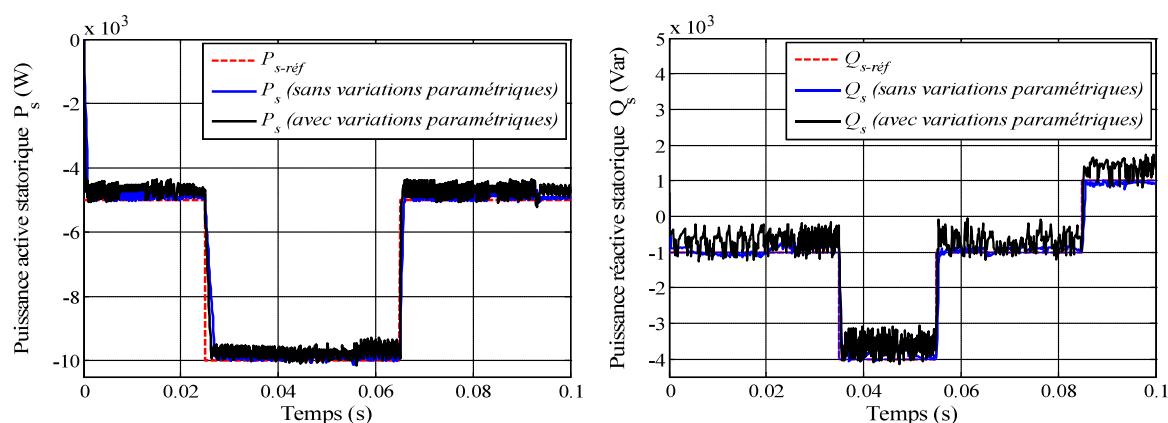


Figure III.10 : Puissances actives et réactives obtenues de la commande par mode glissant d'ordre 2 de la GADA (avant et après les variations paramétriques).

Chapitre III Commande par mode glissant d'ordre 2 d'une GADA intégrée dans un système éolien connecté au réseau

Critère / Aspect	Commande classique en puissance (directe ou indirecte)	Commande par mode glissant d'ordre deux (SOSMC)
Principe	Régulation de la puissance active et réactive via des méthodes linéaires.	Régulation non linéaire robuste utilisant une surface de glissement d'ordre deux.
Robustesse aux incertitudes paramétriques	Faible à modérée.	Très élevée, résiste aux variations de paramètres et aux perturbations.
Sensibilité aux perturbations externes	Moyenne, performance dégradée si vent variable ou charge non linéaire.	Faible, assure un suivi précis même en présence de perturbations importantes.
Qualité dynamique / Réponse transitoire	Bonne en régime nominal, limitée en transitoire.	Excellente, suivi précis des références même en transitoire.
Chattering	Non présent.	Minimisé grâce au passage à l'ordre deux (réduit les oscillations des actionneurs).
Adaptabilité aux charges non linéaires	Limitée.	Très bonne, adaptée aux charges RL, non linéaires ou complexes.
Complexité de mise en œuvre	Faible à modérée, bien maîtrisée industriellement.	Élevée, nécessite un réglage précis des gains et des surfaces de glissement.
Implantation industrielle	Très répandue et standardisée.	Plus récente, principalement utilisée en recherche et applications avancées.
Performance globale	Satisfaisante dans des conditions stables et prévisibles.	Supérieure dans les systèmes modernes soumis à incertitudes, perturbations et charges variées.

Tableau III.1 : Tableau comparatif entre la commande classique en puissance et la commande par mode glissant d'ordre deux (SOSMC)

III.6. Conclusion

Ce chapitre a permis de développer une synthèse de commande non linéaire appliquée à la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA) dans le cadre d'un système éolien. L'objectif principal du régulateur conçu est d'assurer un contrôle robuste des échanges de puissance active et réactive entre le stator de la machine et le réseau électrique, en agissant sur l'amplitude et la fréquence des tensions appliquées au rotor.

Les stratégies de commande proposées ont été validées par des simulations numériques réalisées en fin de chapitre. Les résultats obtenus ont montré que l'approche par commande par mode glissant d'ordre deux permet une amélioration notable des performances du système, en particulier par la réduction significative du phénomène de chattering affectant les variables de commande. Ces résultats confirment la capacité du contrôleur à maintenir les performances attendues en termes de stabilité, de précision et de qualité de régulation, même en présence de perturbations.

Chapitre IV

Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

IV.1 Introduction

L'exploitation de l'énergie éolienne en site isolé, sans connexion au réseau public, constitue une alternative durable pour assurer l'autonomie énergétique dans des zones reculées ou difficilement accessibles. Toutefois, ce type d'application impose des exigences élevées en termes de stabilité [PEN02], de robustesse, de qualité de l'énergie produite et de continuité d'alimentation. Dans ce contexte, le présent chapitre décrit un système de conversion éolienne conçu pour fonctionner en autonomie, basé sur une architecture originale mettant en œuvre une machine asynchrone à double alimentation (MADA) et une machine synchrone à aimants permanents (MSAP), associées à des stratégies de commande avancées [LHA25].

Le système étudié repose sur une turbine éolienne qui entraîne mécaniquement une MSAP, utilisée comme génératrice. L'énergie produite est transférée à travers un convertisseur statique, qui pilote le rotor de la MADA [PEN96], [PENA96], [DAT01], [LEO96]. Cette dernière alimente, via son stator, un réseau local autonome destiné à desservir différents types de charges. Afin d'évaluer la flexibilité et la robustesse de l'ensemble, le système a été testé avec deux types de charges : une charge linéaire (résistive-inductive) et une charge non linéaire (chargée en redresseurs à découpage). Ces essais permettent d'analyser le comportement du système en présence de perturbations harmoniques, et d'évaluer la qualité de la tension statorique délivrée.

Le pilotage global repose sur une commande hiérarchique multi-boucles. En amont, un algorithme de Maximum Power Point Tracking (MPPT) permet d'optimiser l'extraction d'énergie à partir du vent, en déterminant la vitesse de rotation optimale de la turbine [SHU22], [HAM24]. Cette consigne est suivie à l'aide d'une boucle d'asservissement de vitesse, implémentée sur la MSAP, via le contrôle de son couple électromagnétique par le biais du convertisseur statique.

La machine asynchrone à double alimentation (MADA) est, quant à elle, pilotée par une

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

commande vectorielle orientée champ (Field Oriented Control - FOC). Cette stratégie est structurée autour de deux boucles principales : une boucle interne de régulation du flux rotorique, et une boucle externe de régulation de la tension statorique. Ce choix de commande permet de décorrélérer la régulation du flux et de la tension, tout en assurant une réponse dynamique rapide et une stabilité satisfaisante, y compris en présence de variations de charge et de vitesse.

Comparativement aux commandes par modes glissants (SMC) de premier et deuxième ordre, la commande FOC présente plusieurs avantages significatifs :

- **Sur le plan théorique**, elle permet un découplage clair des variables de contrôle, avec une modélisation moins complexe que celle requise pour les SMC d'ordre supérieur, souvent sensibles à la précision du modèle et aux dérivées d'ordre élevé.
- **Sur le plan pratique**, la FOC est moins sujette au phénomène de chattering, particulièrement critique dans les SMC classiques, et elle s'intègre plus facilement dans des structures industrielles standard. Elle présente également une meilleure compatibilité avec les algorithmes de filtrage classiques.
- **D'un point de vue économique**, sa mise en œuvre nécessite moins de ressources de calcul que les SMC d'ordre 2, et elle repose sur des capteurs et cartes de commande largement disponibles, réduisant ainsi les coûts d'implémentation.

Par ailleurs, la MADA utilisée dans ce système est équipée de capteurs de température de type PT100 (six au total : trois sur les enroulements statoriques et deux sur les roulements), permettant une supervision thermique en temps réel. Le système est refroidi selon le standard IC 611, avec un indice de protection IP55 et une classe d'isolement F, garantissant une fiabilité renforcée dans des conditions environnementales variées. Cela permet d'assurer une meilleure stabilité du modèle machine, ce qui est très avantageux pour la précision des stratégies de commande avancées comme la commande vectorielle.

Le système présenté constitue ainsi une solution complète, combinant extraction maximale d'énergie, commande robuste, souplesse d'adaptation aux charges et faisabilité industrielle. Ce chapitre détaille l'architecture générale du dispositif, les choix technologiques adoptés, les stratégies de commande mises en œuvre, ainsi que les principaux paramètres électromécaniques retenus pour valider son fonctionnement.

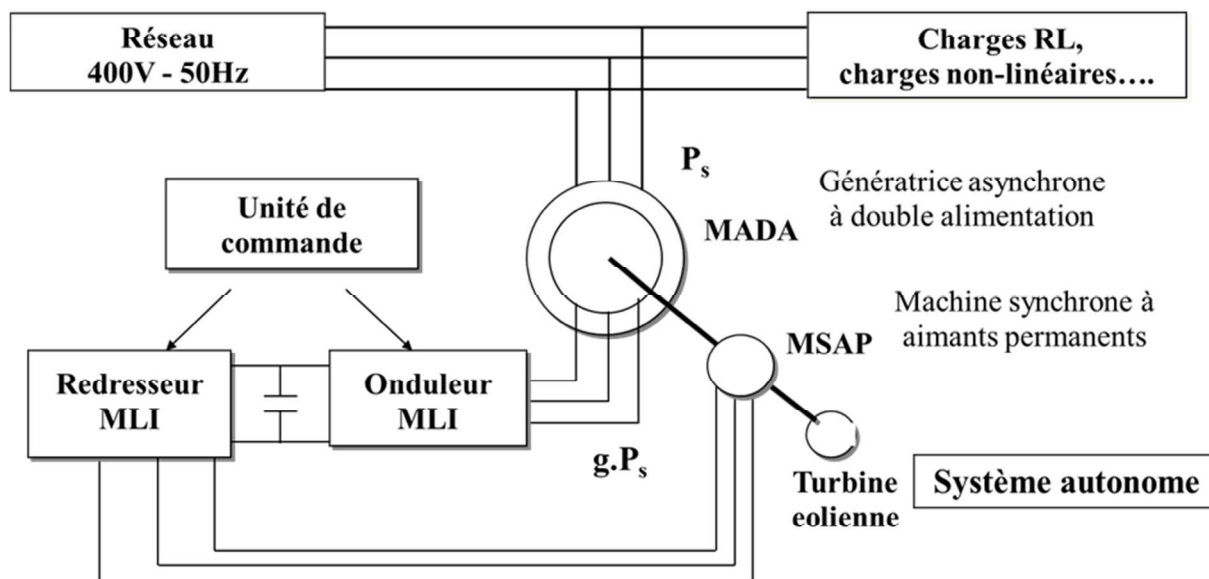


Figure IV.1 : Schéma global du système proposé

IV.2 PRINCIPE DE COMMANDE DE LA GADA

En se référant aux équations (II-33), (II-34) et (II-46) présentées au chapitre II, on peut exprimer le modèle de la machine asynchrone à double alimentation (MADA) comme suit [FOR02] :

$$\begin{aligned}
 V_{sd} &= R_s i_{sd} + \frac{d}{dt} \phi_{sd} - \omega_s \phi_{sq} \\
 V_{sq} &= R_s i_{sq} + \frac{d}{dt} \phi_{sq} + \omega_s \phi_{sd} \\
 V_{rd} &= R_r i_{rd} + \frac{d}{dt} \phi_{rd} - (\omega_s - \omega) \phi_{rq} \\
 V_{rq} &= R_r i_{rq} + \frac{d}{dt} \phi_{rq} + (\omega_s - \omega) \phi_{rd} \\
 \phi_{sd} &= L_s i_{sd} + M i_{rd} \\
 \phi_{sq} &= L_s i_{sq} + M i_{rq} \\
 \phi_{rd} &= L_r i_{rd} + M i_{sd} \\
 \phi_{rq} &= L_r i_{rq} + M i_{sq}
 \end{aligned}$$

On adopte ici le référentiel synchronisé avec le champ statorique, dans lequel le flux statorique est aligné selon l'axe direct (d). Cette hypothèse conduit aux expressions suivantes, détaillées dans le chapitre II :

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

$$\phi_{sq} = 0 \quad \text{et} \quad \frac{d(\phi_{sq})}{dt} = 0$$

Pour simplifier l'analyse des principes de cette commande, on considère les résistances statoriques comme négligeables et on suppose que le système fonctionne en régime permanent. Ainsi, la tension d'alimentation est considérée constante, aussi bien en amplitude qu'en fréquence, ce qui permet d'écrire :

$$\begin{cases} V_{sd} \approx \frac{d(\phi_{sd})}{dt} \approx 0 \\ V_{sq} \approx \omega_s \phi_{sd} \approx V_s \end{cases} \quad (\text{IV-1})$$

Le coefficient de dispersion σ de la MADA intervient dans la contrainte exprimée par l'équation (IV-2), laquelle traduit le bon alignement du référentiel adopté.

$$i_{rq} = -\frac{L_s}{M} i_{sq} \quad \Leftrightarrow \quad \phi_{rq} = -\frac{\sigma L_s L_r}{M} i_{sq} \quad (\text{IV-2})$$

Dans ces conditions, les expressions de la puissance active et de la puissance réactive au niveau du stator de la MADA s'écrivent comme suit :

$$P_s = \frac{(1-\sigma)}{\sigma M} V_s \phi_{rq} \quad (\text{IV-3})$$

$$Q_s = \frac{(1-\sigma)}{\sigma M} (V_s \phi_{rd} - \frac{L_r}{M \omega_s} V_s^2)$$

L'équation (IV-3) met en évidence le découplage entre la puissance active, commandée par le flux rotorique quadrature ϕ_{rq} et la puissance réactive, pilotée par le flux direct ϕ_{rd} , une fois le régime permanent établi.

En fonctionnement génératrice, la MADA peut être modélisée par un système d'équations d'état à coefficients variables dans le temps, exprimé comme suit :

$$\left[\frac{d\phi_r}{dt} \right] = [A] [\phi_r] + [B] [V_r] + [E] [I_s] \quad (\text{IV-4})$$

$$[V_s] = [C] [\phi_r] + [D] [V_r] + F [I_s] + [G] \left[\frac{dI_s}{dt} \right] \quad (\text{IV-5})$$

Avec:

$$[V_s] = \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix}; \quad [\phi_r] = \begin{bmatrix} \phi_{rd} \\ \phi_{rq} \end{bmatrix}; \quad [V_r] = \begin{bmatrix} V_{rd} \\ V_{rq} \end{bmatrix}; \quad [I_s] = \begin{bmatrix} I_{sd} \\ I_{sq} \end{bmatrix};$$

$$[A] = \begin{bmatrix} -\frac{R_r}{L_r} & \omega_r \\ -\omega_r & -\frac{R_r}{L_r} \end{bmatrix}; \quad [B] = [I_2]; \quad [E] = \frac{R_r M}{L_r} [I_2];$$

$$[C] = -\frac{M}{L_r} \begin{bmatrix} \frac{R_r}{L_r} & \omega \\ -\omega & \frac{R_r}{L_r} \end{bmatrix}; \quad [D] = \frac{M}{L_r} [I_2]; \quad [I_2] = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix};$$

$$[F] = \begin{bmatrix} R_s + \frac{M^2}{L_r^2} R_r & -\sigma L_s \omega_s \\ \sigma L_s \omega_s & R_s + \frac{M^2}{L_r^2} R_r \end{bmatrix}; [G] = \sigma L_s [I_2]$$

$[V_r]$, $[V_s]$ et $[\Phi_r]$ sont respectivement les vecteurs d'entrée, de sortie et d'état du système. Etant donné que $[I_s]$ dépend de la charge, ce vecteur est considéré comme une perturbation. Dans le cas d'une MADA fonctionnant en génératrice, la difficulté vient des termes dérivés de la perturbation (IV-4), qui sont difficiles à simuler. De plus, il existe un lien direct entre l'entrée et la sortie du système (figure IV-2).

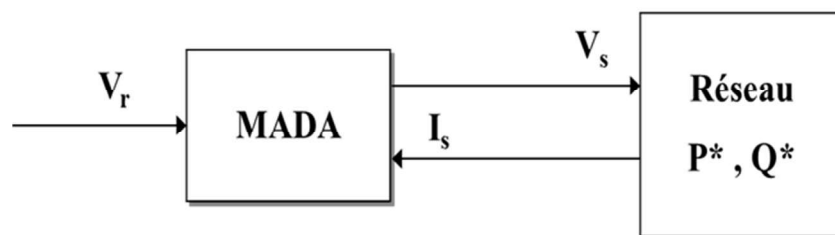


Figure IV.2 : Modélisation globale fonctionnelle du système proposé

L'originalité de cette approche de commande réside dans l'utilisation du flux rotorique comme variable de contrôle principale. En effet, l'équation (IV-4) montre que ce flux constitue le vecteur d'état naturel de la MADA, tout en offrant un accès direct à la régulation de la tension rotorique. Comparée à une commande basée sur le courant, cette stratégie permet de réduire significativement les harmoniques générés par la présence de charges non linéaires.

IV.2.1 Régulation interne du flux rotorique

À partir de l'équation (IV-4), il est possible de déduire le système suivant, dans lequel E_d et E_q représentent les termes de couplage.:

$$\begin{aligned} \frac{d\phi_{rd}}{dt} &= V_{rd} - \frac{1}{T_r} \phi_{rd} + E_d \\ \frac{d\phi_{rq}}{dt} &= V_{rq} - \frac{1}{T_r} \phi_{rq} + E_q \end{aligned} \tag{IV-6}$$

Avec :

$T_r = \frac{L_r}{R_r}$: la constante de temps rotorique

$$\begin{aligned} E_d &= \frac{M}{T_r} i_{sd} + \omega_r \phi_{rq} \\ E_q &= \frac{M}{T_r} i_{sq} - \omega_r \phi_{rd} \end{aligned} \tag{IV-7}$$

Les fonctions de transfert reliant les flux aux tensions rotoriques dépendent uniquement de la constante de temps rotorique T_r . Cela permet d'assurer la régulation à l'aide de correcteurs PI simples. Par ailleurs, les effets des termes de couplage peuvent être compensés, comme illustré dans le schéma-bloc de la figure IV-3

IV.2.2 Régulation de la tension statorique

Comme mentionné précédemment, la contrainte (IV-2) assure le bon alignement du référentiel adopté. Dans ce cadre, l'amplitude de la tension statorique peut être exprimée par :

$$|V_s| = \sqrt{V_{sd}^2 + V_{sq}^2} \quad (IV-8)$$

Celle-ci est contrôlée par une boucle externe (Figure IV-3), l'équation (IV-5) indique que, lorsque la MADA fonctionne en mode génératrice dans un réseau autonome, la tension statorique constitue la variable de sortie du système. En combinant les équations (IV-4) et (IV-7), on aboutit au système suivant, dans lequel A_d et A_q représentent des perturbations pouvant être compensées. Les fonctions de transfert reliant les tensions statoriques aux flux rotoriques se réduisent à de simples gains, ce qui permet d'utiliser des intégrateurs afin d'éliminer l'erreur statique entre la tension mesurée et la valeur de consigne.

$$\begin{aligned} |V_s| &\approx V_{sq} \\ V_{sd} &= -\omega_s \frac{M}{L_r} (\Phi_{rq} + A_d) \\ V_{sq} &= \omega_s \frac{M}{L_r} (\Phi_{rd} + A_q) \end{aligned} \quad (IV-9)$$

Avec:

$$\begin{aligned} A_d &= \frac{L_r}{M} \left(-\frac{R_s}{\omega_s} i_{sd} + \sigma L_s i_{sq} \right) \\ A_q &= \frac{L_r}{M} \left(-\frac{R_s}{\omega_s} i_{sq} + \sigma L_s i_{sd} \right) \end{aligned} \quad (IV-10)$$

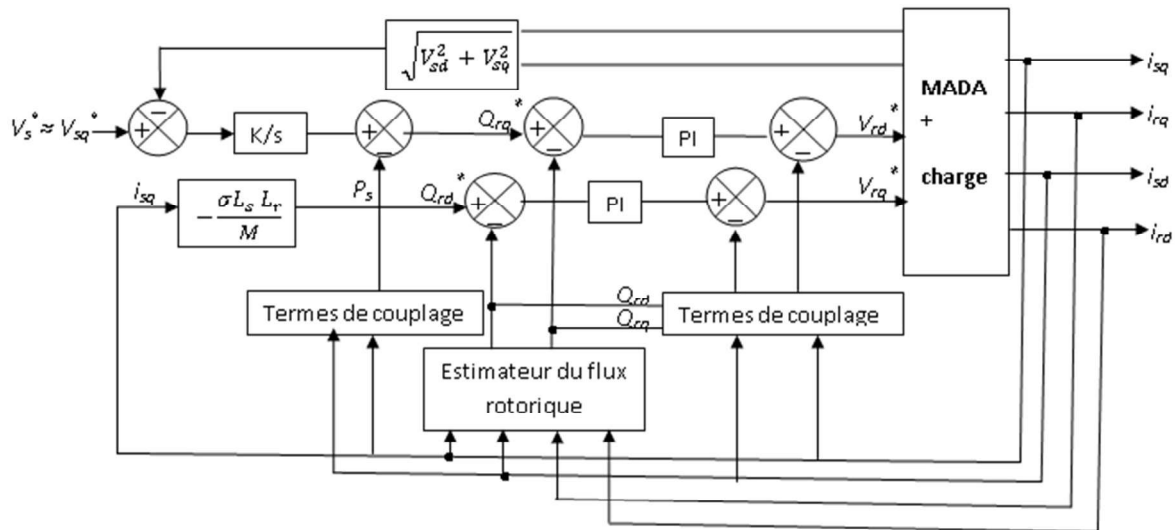


Figure IV.3 : Schéma-bloc de la régulation du flux rotorique et la tension statorique de la GADA

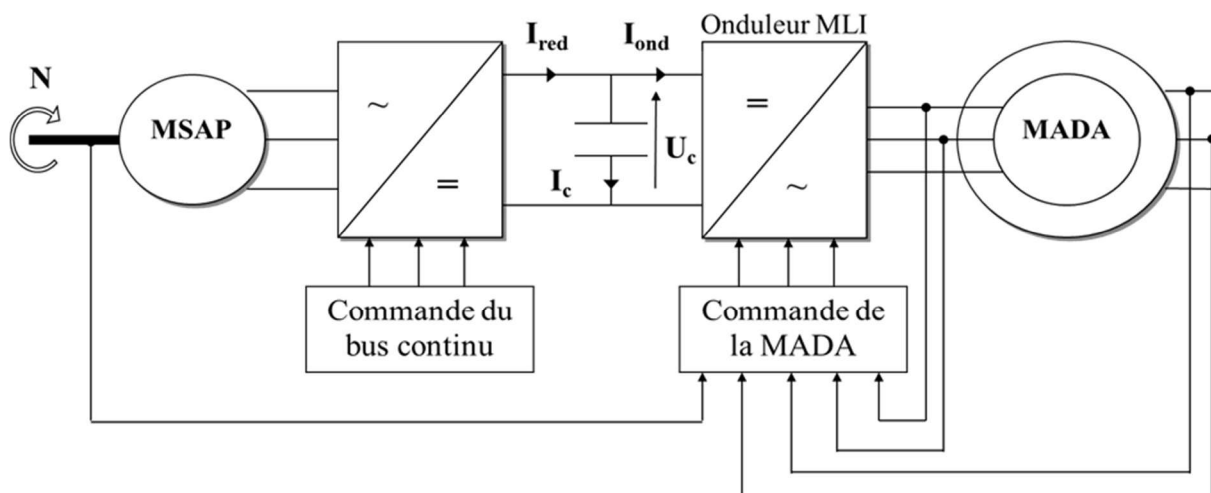
IV.3 Commande en cascade du côté rotor

La figure IV-4 illustre la structure du système observé du côté rotor de la machine asynchrone à double alimentation (MADA). Cette architecture, reposant sur l'utilisation d'un convertisseur statique, est largement adoptée dans les applications de forte puissance, notamment lorsque la plage de variation de la vitesse reste relativement restreinte. Elle autorise le fonctionnement de la MADA en sous-synchronisme, en hypersynchronisme, ainsi qu'au point de synchronisme. C'est cette plage de variation de la vitesse qui conditionne le dimensionnement en puissance du convertisseur statique.

La stratégie de commande de la MADA a été exposée dans la section IV.2. La suite de ce chapitre est consacrée à la commande de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP), couplée mécaniquement à la turbine éolienne. L'objectif principal de cette commande est de maintenir une tension continue stable au niveau du bus DC, indépendamment des variations de puissance rotorique fournies par la MADA.

Pour atteindre cet objectif, une commande à deux boucles est mise en œuvre [LHA15] :

- Une boucle interne dédiée à la régulation du courant statorique de la MSAP, assurant un suivi précis du courant en temps réel.
- Une boucle externe chargée de maintenir la tension du bus continu à sa valeur de consigne, malgré les fluctuations de charge ou de production.



→ Commander le redresseur afin de réguler la tension U_c du bus continu

Figure IV.4 : Architecture en cascade appliquée au circuit rotorique

IV.3.1 Modélisation mathématique de la MSAP

Le modèle de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP), exprimé dans le repère de Park synchronisé, est représenté par le système (IV-11). Les termes E_{md} et E_{mq} correspondent aux composantes de couplage. La résistance statorique est notée R_{ms} , tandis que L_d et L_q désignent respectivement les inductances selon les axes direct et en quadrature. Les grandeurs V_d , V_q , I_d et I_q représentent les composantes des tensions et des courants statoriques dans le repère dq. Enfin, K_a traduit le flux produit par l'aimant permanent.

$$\begin{cases} V_d = R_{ms}I_d + L_d \frac{d}{dt} I_d - E_{md} \\ V_q = R_{ms}I_q + L_q \frac{d}{dt} I_q - E_{mq} \end{cases} \quad (IV-11)$$

Avec :

$$\begin{cases} E_{md} = \omega L_q I_q \\ E_{mq} = -\omega L_d I_d - \omega K_a \end{cases} \quad (IV-12)$$

$\omega = p \cdot \Omega$: représente la pulsation électrique des tensions, exprimée en rad/s.

Dans ce modèle, les tensions appliquées sont considérées comme les variables d'entrée. Ainsi, il est possible d'exprimer les grandeurs de sortie, en l'occurrence les courants statoriques, directement en fonction de ces tensions. On obtient alors les relations suivantes :

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} I_d = \frac{1}{L_d} (V_d - R_{ms} I_d + \omega L_q I_q) \\ \frac{d}{dt} I_q = \frac{1}{L_d} (V_q - R_{ms} I_q - \omega L_d I_d - \omega K_a) \end{cases} \quad (IV-13)$$

Sachant que dans notre cas $L_d=L_q=L$

IV.3.2 Représentation mathématique du couplage MSAP–Redresseur MLI commandé

Après avoir présenté le modèle de la machine, nous exposerons le système d'entraînement complet où la machine synchrone est associée au redresseur commandé.

La figure (IV.5) illustre le schéma de principe de cette association.

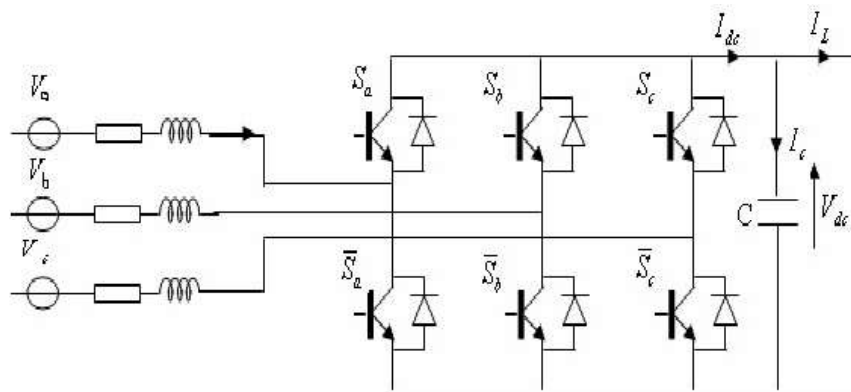


Figure IV.5 : Représentation schématique de l'intégration de la MSAP avec un redresseur MLI

Pour l'analyse de l'association *génératrice MSAP – redresseur MLI*, l'attention est portée exclusivement sur le comportement dynamique des variables électriques et mécaniques de la machine.

Afin de simplifier la modélisation et de réduire le temps de calcul lors des simulations, le redresseur est représenté par un ensemble d'interrupteurs idéaux : résistance nulle en conduction, résistance infinie à l'état de blocage, et commutation instantanée en réponse aux signaux de commande.

Le modèle dynamique du système est ainsi étudié en distinguant trois sous-ensembles :

- le côté alternatif,
- la partie discontinue, constituée des interrupteurs,
- et le côté continu.

Dans cette configuration, les interrupteurs assurent la connexion entre l'étage alternatif et le bus continu. Étant commandés de manière complémentaire, leur fonctionnement est défini par la relation suivante [BEZ97], [1].

$$S_j = \begin{cases} +1, \bar{S}_j = -1 \\ -1, \bar{S}_j = +1 \end{cases} \quad \text{pour } j=a, b, c \quad (IV-14)$$

es tensions de phase en entrée ainsi que le courant de sortie peuvent être exprimés en fonction des signaux de commande S_j , de la tension continu v_{dc} et des courant d'entrée i_a, i_b, i_c .

$$i_a + i_b + i_c = 0 \quad (IV-15)$$

Les tensions entre phases à l'entrée du redresseur MLI s'expriment comme suit :

$$\begin{cases} U_{Sab} = (S_a - S_b)v_{dc} \\ U_{Sbc} = (S_b - S_c)v_{dc} \\ U_{Sca} = (S_c - S_a)v_{dc} \end{cases} \quad (IV-16)$$

Les équations de tension d'un système triphasé équilibré, dépourvu de point neutre, peuvent s'écrire sous la forme suivante :

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = R_{ms} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + L \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} U_{Sa} \\ U_{Sb} \\ U_{Sc} \end{bmatrix} \quad (IV-17)$$

Avec :

$$\begin{cases} U_{Sa} = \frac{2S_a - S_b - S_c}{3} v_{dc} \\ U_{Sb} = \frac{2S_b - S_a - S_c}{3} v_{dc} \\ U_{Sc} = \frac{2S_c - S_a - S_b}{3} v_{dc} \end{cases} \quad (IV-18)$$

Finalement, on déduit l'équation de couplage des cotés alternatif et continu:

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = S_a i_a + S_b i_b + S_c i_c - I_L \quad (IV-19)$$

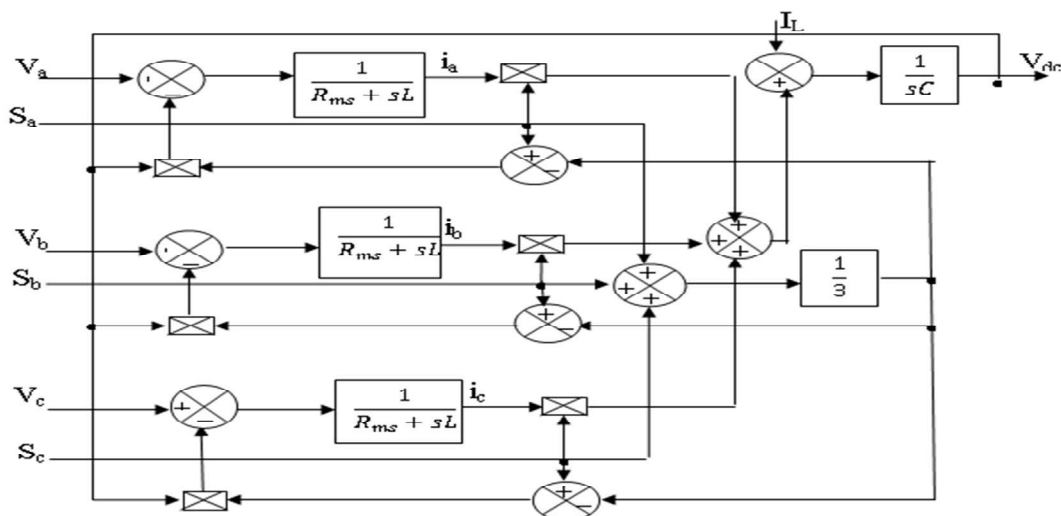


Figure IV.6 : Représentation du redresseur dans le repère statorique fixe abc [MAR01]

En passant dans les coordonnées synchrones dq , les équations deviennent :

$$\begin{cases} V_d = R_{ms} I_d + L \frac{d}{dt} I_d - \omega I_q + U_{Sd} \\ V_q = R_{ms} I_q + L \frac{d}{dt} I_q + \omega I_d + U_{Sq} \end{cases} \quad (IV-20)$$

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = S_d I_d + S_q I_q - I_L \quad (IV-21)$$

Avec :

$$\begin{cases} S_d = \frac{1}{\sqrt{6}} (2S_a - S_b - S_c) \cos(\omega t) + \frac{1}{\sqrt{2}} (S_b - S_c) \sin(\omega t) \\ S_q = \frac{1}{\sqrt{2}} (S_b - S_c) \cos(\omega t) - \frac{1}{\sqrt{6}} (2S_a - S_b - S_c) \sin(\omega t) \end{cases}$$

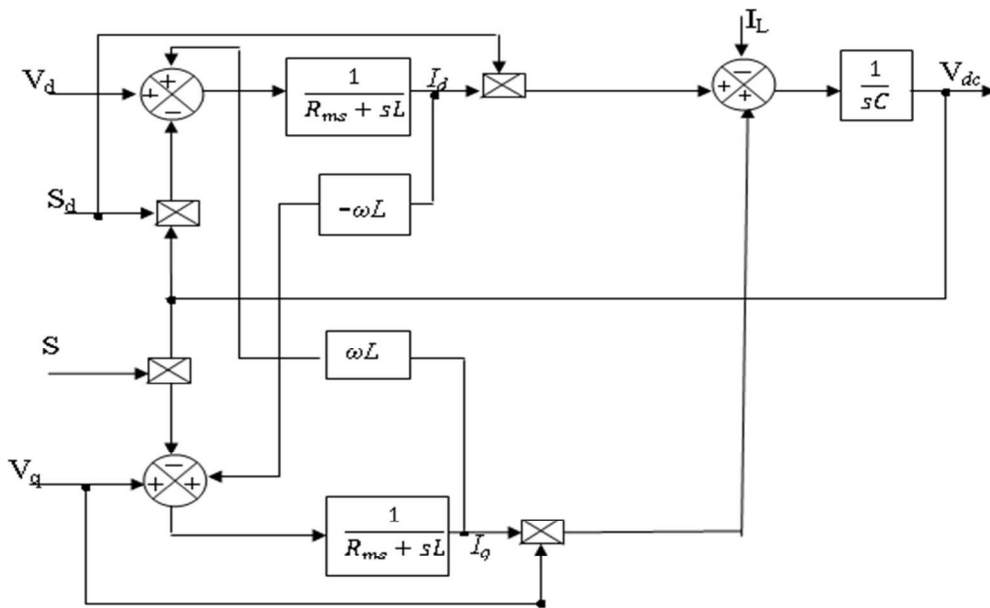


Figure IV.7 : Modélisation du redresseur dans un repère lié aux axes dq [MAR01]

IV.3.3 Stratégies de commande de la génératrice éolienne

Le schéma bloc de la commande du générateur éolien est illustré à la figure (IV.8). Cette stratégie de commande repose principalement sur deux volets : d'une part, l'algorithme de suivi du point de puissance maximale (MPPT), et d'autre part, la régulation de la tension du bus continu en sortie du redresseur.

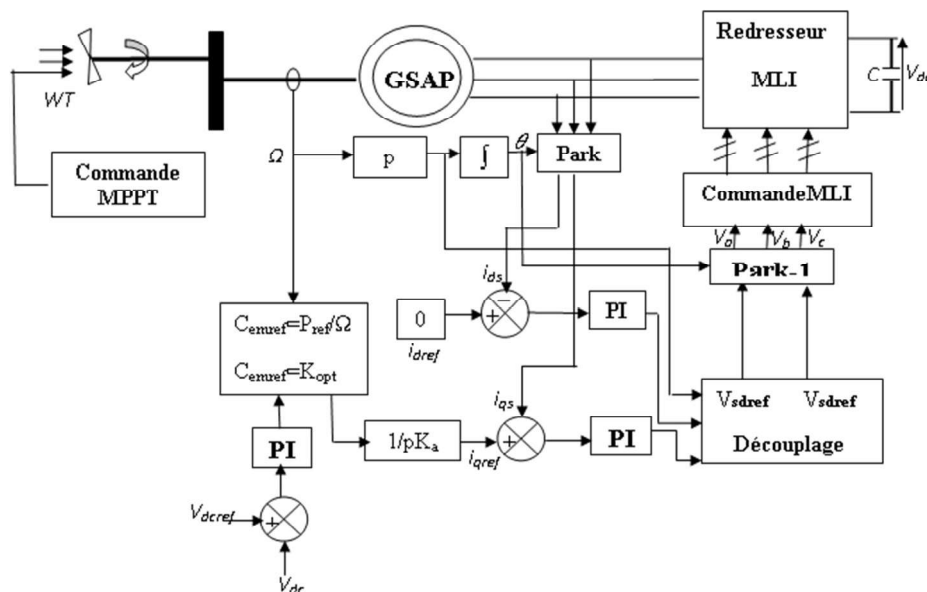


Figure IV.8 : Synoptique de la commande du redresseur et de la machine synchrone

IV.3.3.1 Stratégie de maximisation de la puissance

Les équations de la puissance électrique et mécanique du système en régime permanent permettent à nouveau la formulation du nouvel objectif principal. Cependant, pour la fonction de la puissance mécanique, une forme plus simple est utilisée. Pour réduire les degrés de liberté du système, la vitesse du vent, seule variable non contrôlable du système, est sortie de la formulation mathématique par l'utilisation d'une forme optimale [MIR07], [KNI05].

A partir de l'équation (I.2), la puissance correspondant à une vitesse de vent V_v est donnée par la relation suivante :

$$P_{eol} = C_p(\lambda) \frac{\rho S V_v^3}{2} \quad (IV-22)$$

Lorsque le rapport de vitesse λ est maintenu à sa valeur optimale λ^{opt} , le coefficient de puissance atteint son maximum $C_{pM} = C_p(\lambda^{opt})$. Par conséquent, la puissance extraite par l'éolienne se situe également à son niveau maximal :

$$P_{eol}^{opt} = C_{pM} \frac{\rho S V_v^3}{2} \quad (IV-23)$$

Par ailleurs, en isolant la vitesse du vent à partir de l'équation du rapport de vitesses maintenu à sa valeur optimale (IV-24) et en la substituant dans l'expression de la puissance mécanique maximale (IV-23), on aboutit à la relation donnée par l'équation (IV-25).

$$\lambda^{opt} = \frac{\Omega.R}{V_v} \Rightarrow V_v = \frac{\Omega.R}{\lambda^{opt}} \quad (IV-24)$$

$$P_{eol}^{opt} = \frac{1}{2} C_{pM} \rho \cdot S \left(\frac{R}{\lambda_{opt}} \right)^3 \Omega^3 \quad (IV-25)$$

On déduit ainsi une expression analytique de la puissance mécanique maximale de la turbine éolienne, exprimée uniquement en fonction de sa vitesse de rotation Ω . Dans les conditions optimales de fonctionnement (puissance maximale), l'équation (IV-25) permet alors de déterminer la valeur du couple optimal :

$$C_{eol}^{opt} = \frac{1}{2} C_{pM} \rho \cdot S \left(\frac{R}{\lambda_{opt}} \right)^3 \Omega^2 \quad (IV-26)$$

IV.3.3.2 Commande par MLI

La commande par **modulation de largeur d'impulsion (MLI)** constitue une approche alternative à la commande classique formulée dans le repère (a , b , c).

Cette méthode consiste à définir les tensions de référence directes et quadrature, V_{dref} et V_{qref} , à partir desquelles sont générées les tensions sinusoïdales de référence V_{aref} , V_{bref} et V_{cref} . Celles-ci servent ensuite à piloter le redresseur et à assurer la régulation des courants I_q et I_d .

IV.3.3.3 Régulation du courant statorique de la MSAP

La relation entre les tensions appliquées et les courants statoriques de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) peut être représentée par des fonctions de transfert du premier ordre.

Ces dernières sont corrigées à l'aide de régulateurs de type PI, comme l'illustre le schéma-bloc présenté à la figure IV-9. La fonction de transfert caractérisant la dynamique de la machine adopte alors la forme suivante :

$$H(s) = \frac{I_{d,q}(s)}{V_{d,q}(s) + E_{md,q}(s)} \quad (IV-27)$$

$$H(s) = \frac{1}{R_{ms} + L_{d,q} s} = \frac{1/R_{ms}}{1 + \frac{L_{d,q}}{R_{ms}} s} \quad (IV-28)$$

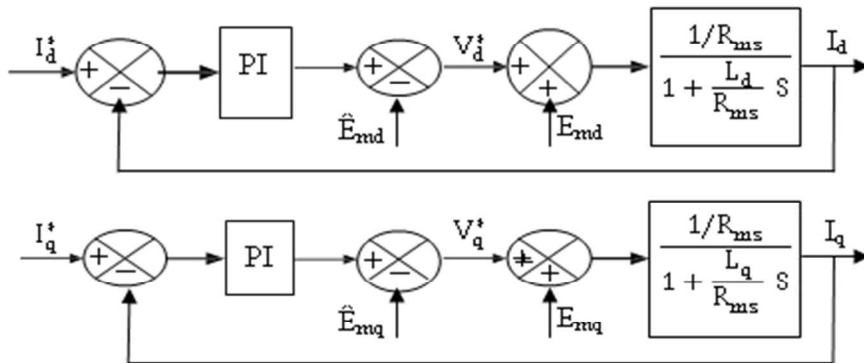


Figure IV.9 : Boucle de régulation du courant de la MSAP

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

En régime permanent, et en supposant les résistances statoriques négligeables, les équations (IV-11) et (IV-12) se simplifient pour donner le système suivant :

$$\begin{cases} V_d = -\omega L_q I_q \\ V_q = \omega L_d I_d + \omega K_a \end{cases} \quad (IV-29)$$

Par ailleurs, si l'on considère que les pertes engendrées par le convertisseur sont négligeables, la relation (IV-30) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$P_{dc} = V_d I_d + V_q I_q = V_{dc} I_{dc} \quad (IV-30)$$

D'après les relations (IV-29) et (IV-30), on tire :

$$I_q^* = \frac{P_{dc}}{\omega K_a} \quad (IV-31)$$

$$V_d = \frac{P_{dc} L_q}{K_a} \quad (IV-32)$$

Les équations (IV-31) et (IV-32) mettent en évidence que les composantes directe de la tension et en quadrature du courant sont fonction de la puissance rotorique visée. Dans une stratégie de commande classique de la MSAP, l'objectif est de maximiser la puissance extraite tout en minimisant l'intensité du courant. Toutefois, lorsque l'on impose $I_d^* = 0$, la tension statorique s'exprime selon la relation (IV-33). Cette tension reste acceptable uniquement si elle demeure inférieure à la valeur limite V_{lim} , laquelle est définie par la tension du bus continu (IV-34).

$$|V| = \sqrt{\left(\frac{P L_q}{K_a}\right)^2 + (\omega K_a)^2} \quad (IV-33)$$

Avec :

$$|V| < V_{lim} \quad (IV-34)$$

IV.3.3.4 Boucle de régulation de la tension continue Vdc

D'après (IV-28) et (IV-29), l'équation des puissances devient :

$$P_{dc} = \omega K_a I_q = V_{dc} I_{dc} \Rightarrow I_q = \frac{V_{dc}}{\omega K_a} I_{dc} \quad (IV-35)$$

La figure (IV-9), nous permet d'écrire alors :

$$I_{dc} = I_c + I_L \quad (IV-36)$$

En supposant les pertes nulles

$$C \frac{dV_{dc}}{dt} = I_{dc} - I_L \quad (IV-37)$$

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

Le schéma-bloc correspondant à cette boucle est illustré à la figure (IV.10). La régulation est assurée à l'aide de correcteurs PI, dont les paramètres sont déterminés en fonction du facteur d'amortissement et de la pulsation propre fixés au préalable.

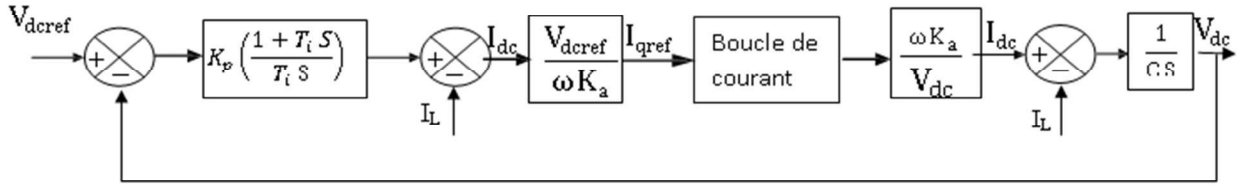


Figure IV.10 : Boucle de Régulation de la tension du bus continu

IV.3.4 Représentation mathématique du convertisseur MLI associé au rotor de la MADA

L'onduleur à modulation de largeur d'impulsions (MLI) est un convertisseur statique permettant de transformer une énergie issue d'une source continue en une énergie alternative, dont la fréquence peut être fixe ou variable. Dans le cas des puissances élevées, il est généralement réalisé à l'aide de transistors de puissance ou de thyristors GTO, tandis que pour les applications de puissance plus modeste, on privilégie l'emploi de transistors à commutation rapide.

Cet onduleur commandé en commutation est constitué de trois branches, disposées de manière similaire à celles du redresseur commandé, comme illustré à la figure (IV.11).

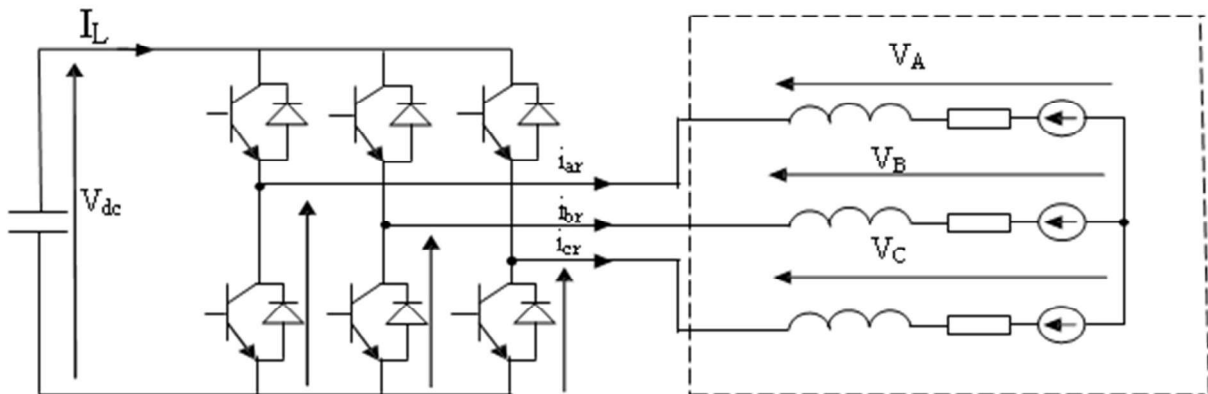


Figure IV.11 : Schéma de principe de l'onduleur triphasé

D'après la relation (III-21), on déduit l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \end{bmatrix} \quad (IV-38)$$

Tel que :

$$\begin{cases} S_1 = 1 \text{ Si } K_1 \text{ fermé} & \text{Sinon } S_1 = -1 \\ S_2 = 1 \text{ Si } K_2 \text{ fermé} & \text{Sinon } S_2 = -1 \\ S_3 = 1 \text{ Si } K_3 \text{ fermé} & \text{Sinon } S_3 = -1 \end{cases}$$

Le courant filtré peut s'écrire :

$$I_L = S_1 i_{ar} + S_2 i_{br} + S_3 i_{cr} \quad (IV-39)$$

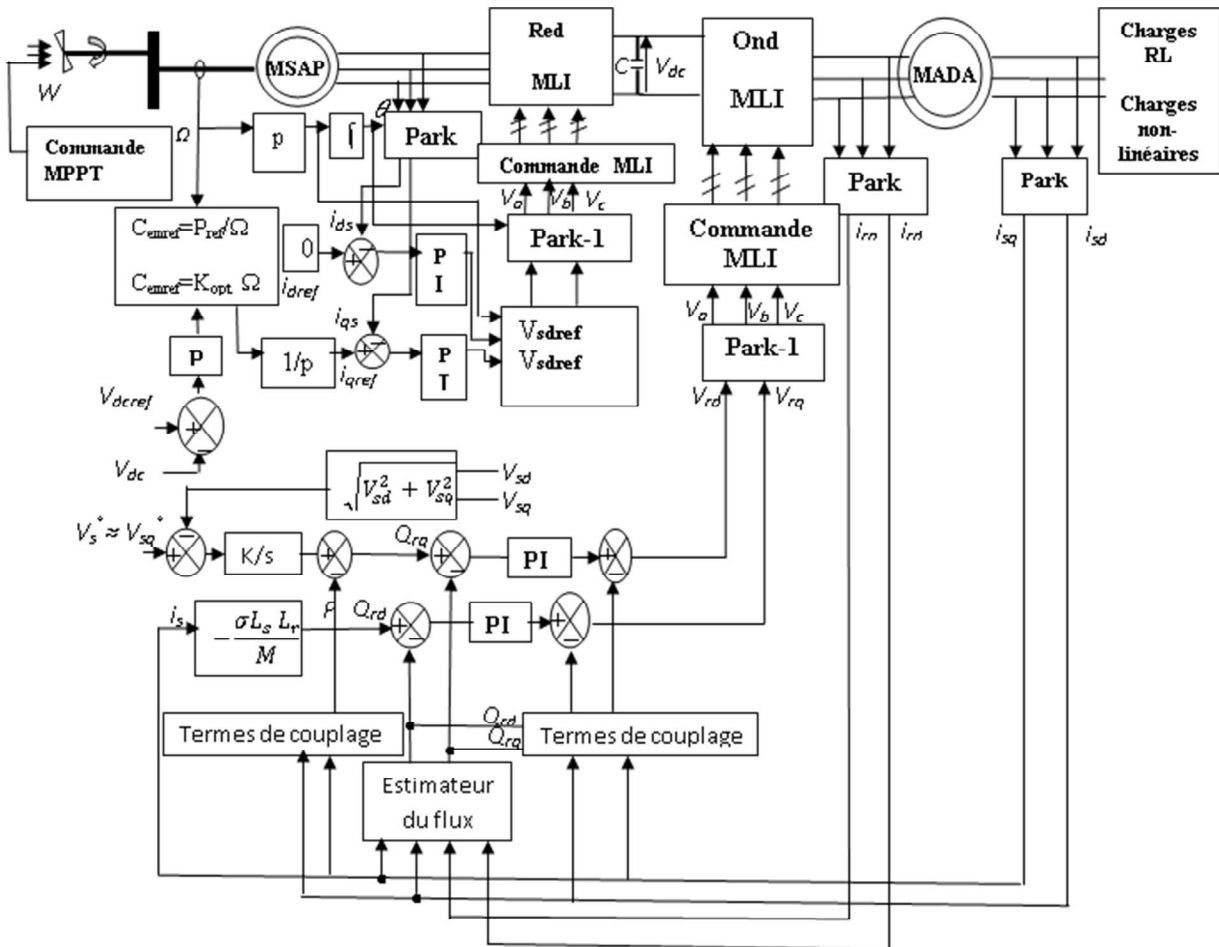


Figure IV.12 : Représentation schématique globale de la commande du système éolien proposé

IV.4 Résultats de Simulation

IV.4.1 Cas d'une charge linéaire RL

Le système proposé a été testé sous MATLAB-Simulink. En se basant sur les paramètres électriques de la MADA et de la MSAP (voir annexe A), et en considérant que la tension de référence en sortie du redresseur est fixée à **150 V**, on suppose que cette MADA et MSAP

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

sont entraînées par une turbine éolienne dont la vitesse de vent est variable dans le temps comme il est indiqué dans la figure I-27 du chapitre I pour alimenter une charge RL de puissance nulle à l'instant $t=0s$, 12KVA à l'instant $t=0.5s$ et 9KVA à l'instant $t=2s$ avec un facteur de puissance 0.8

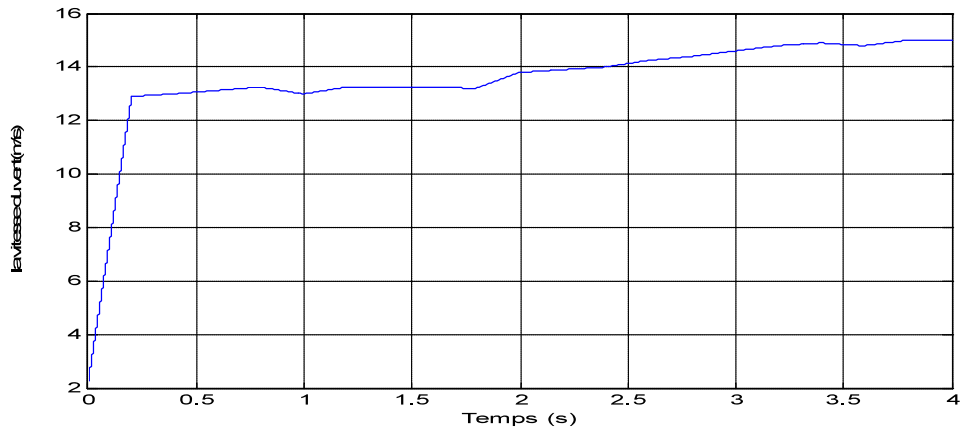


Figure IV.13 : profil de vent

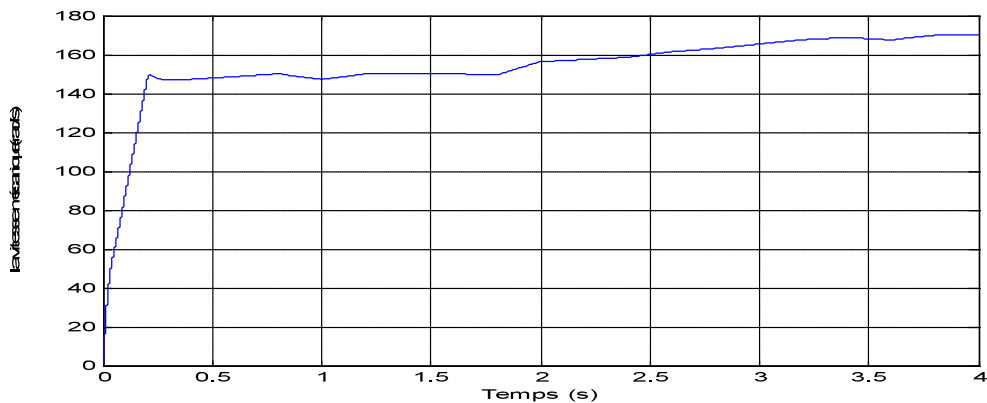


Figure VI.14: la vitesse de rotor

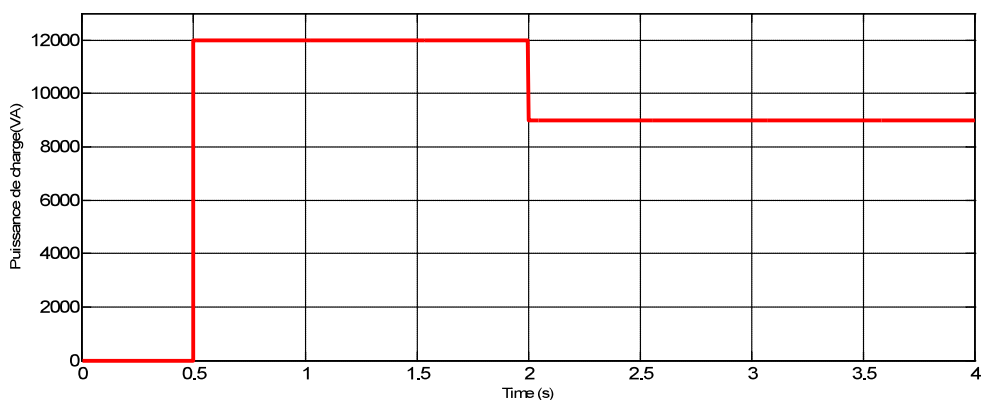


Figure IV.15 : la puissance de charge (VA)

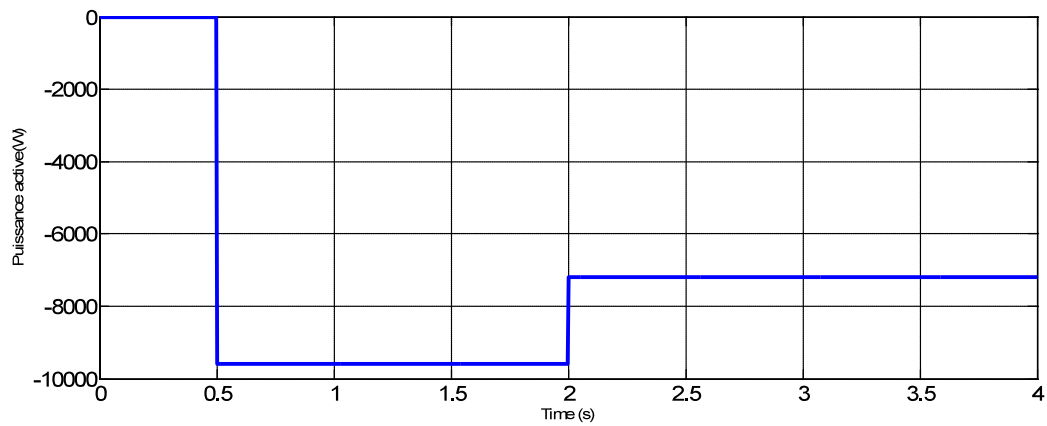


Figure IV.16 : la puissance active (W).

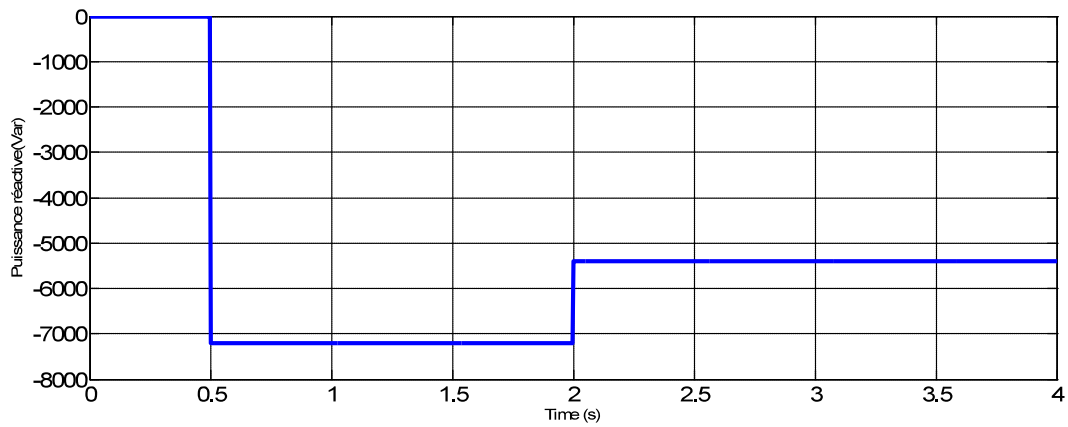


Figure IV.17 : la puissance réactive (VAR).

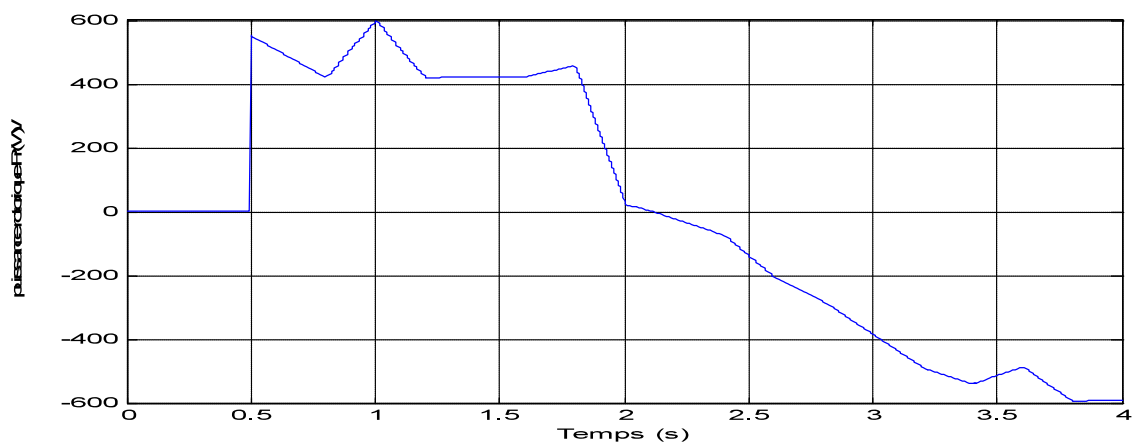


Figure IV.18 : la puissance rotorique P_r de la GADA (W).

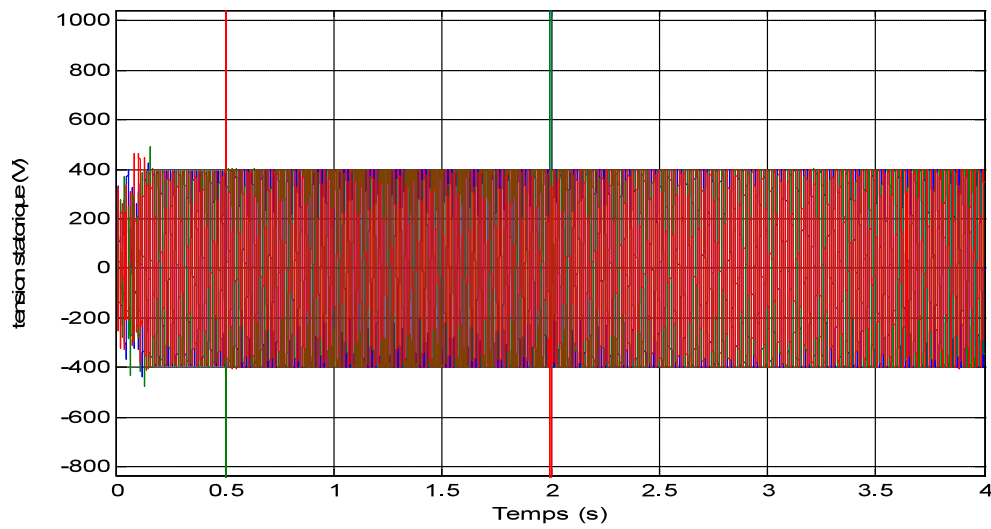


Figure IV.19 : la tension statorique générée par la GADA.

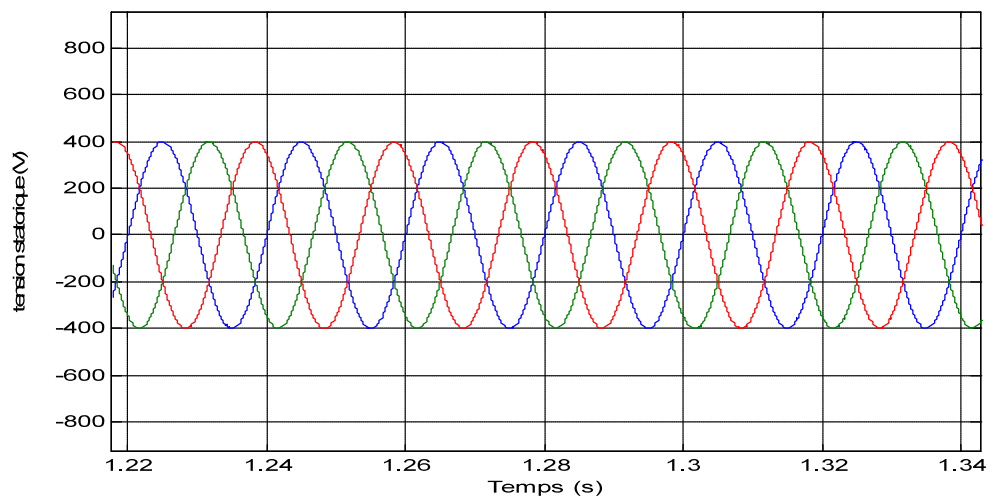


Figure IV.20 : la tension statorique générée par la GADA avec un zoom.

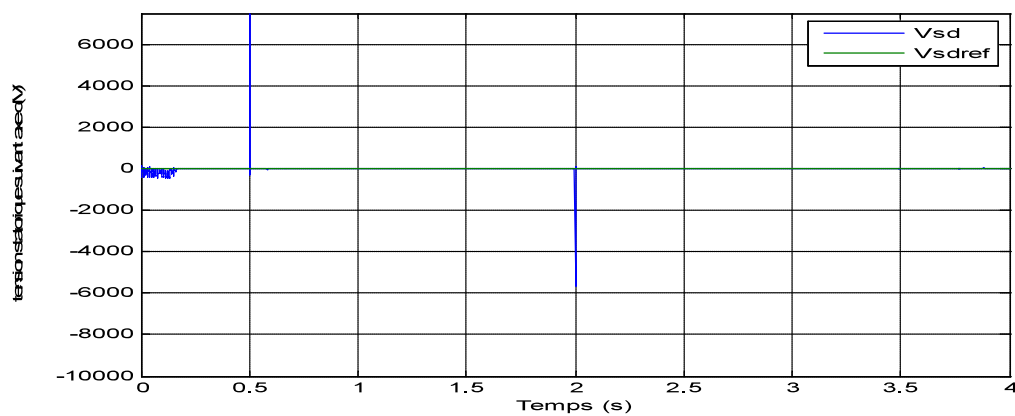


Figure IV.21 : la tension statorique suivant l'axe d .

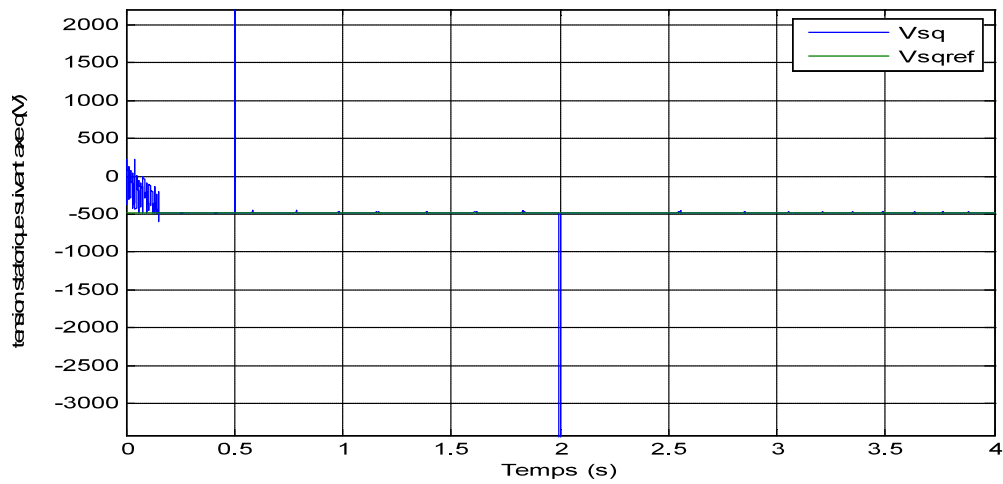


Figure IV.22 : la tension statorique suivant l'axe q.

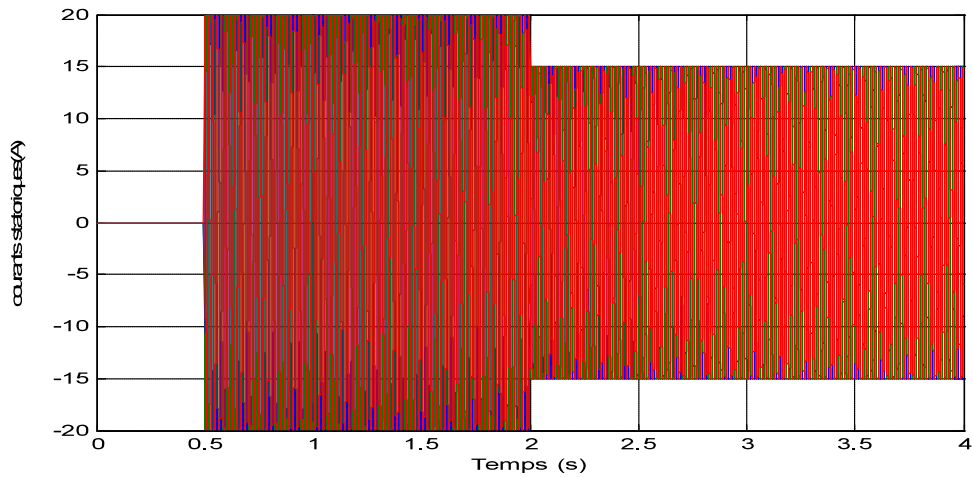


Figure IV.23 : les courants statoriques .

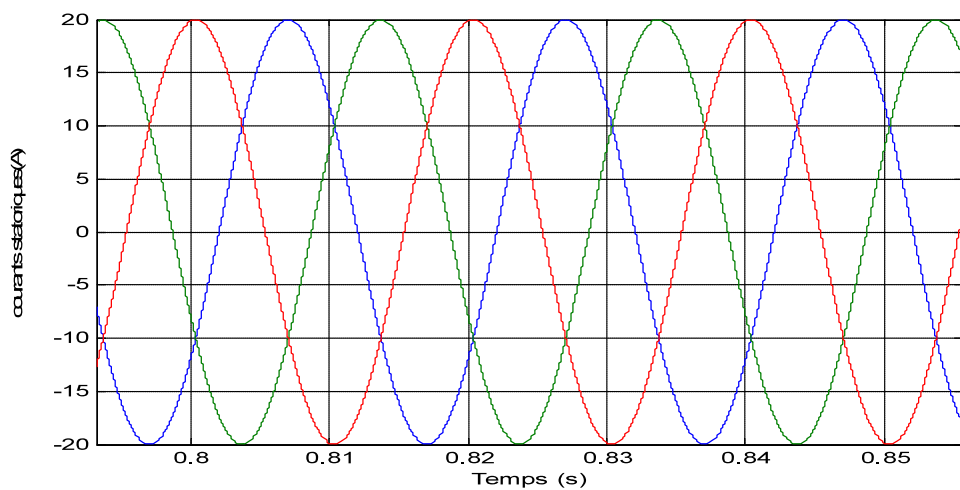


Figure IV.24 : les courants statoriques avec un zoom.

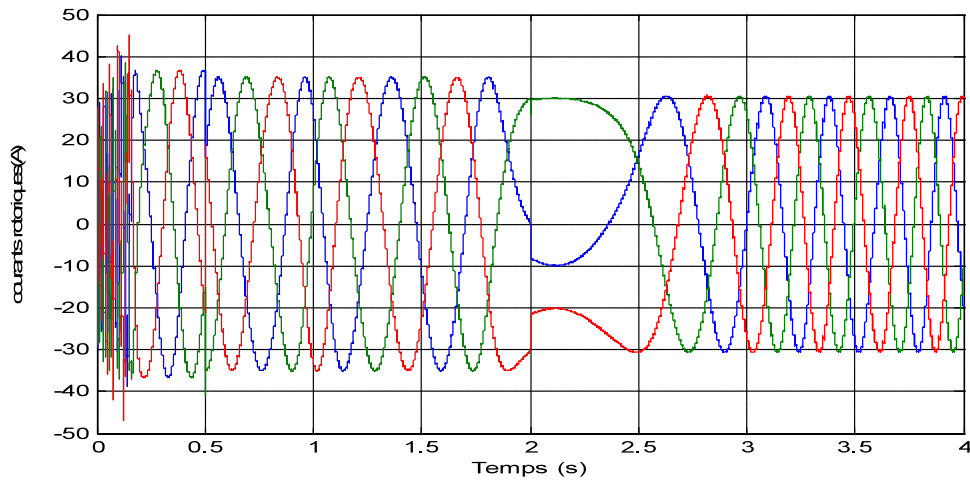


Figure IV.25 : les courants rotoriques .

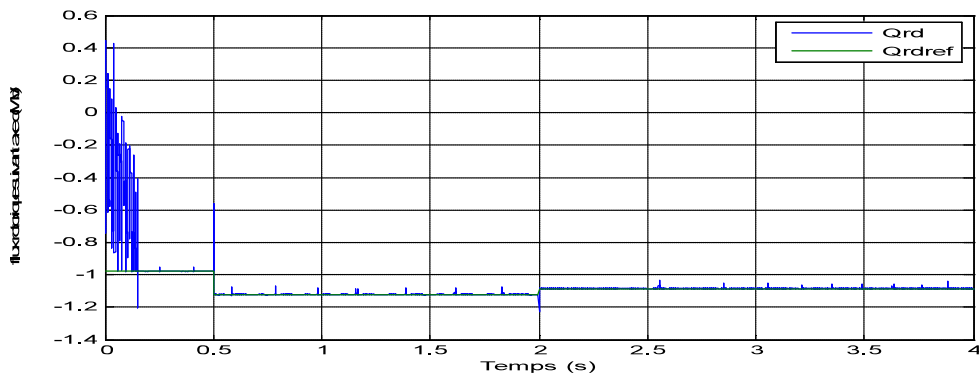


Figure IV.26 : le flux rotorique suivant l'axe d .

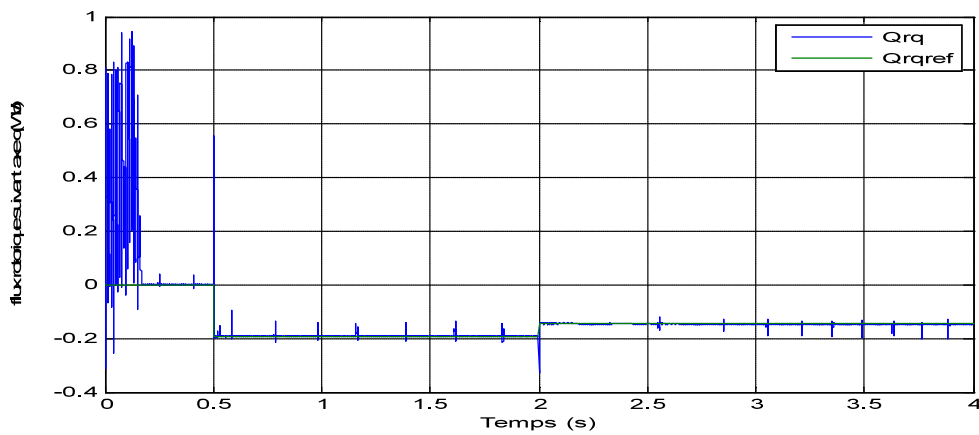


Figure IV.27 : le flux rotorique suivant l'axe q

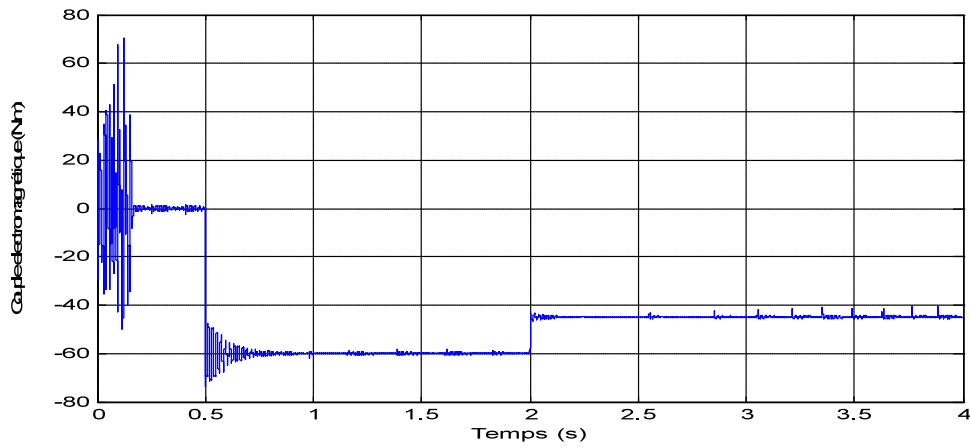


Figure IV.28 : le couple électromagnétique (N.m).

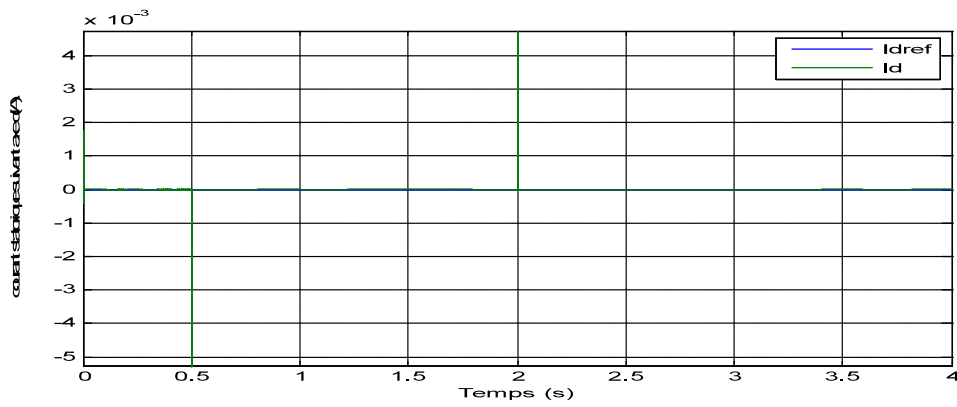


Figure IV.29 : le courant de la MSAP suivant l'axe d .

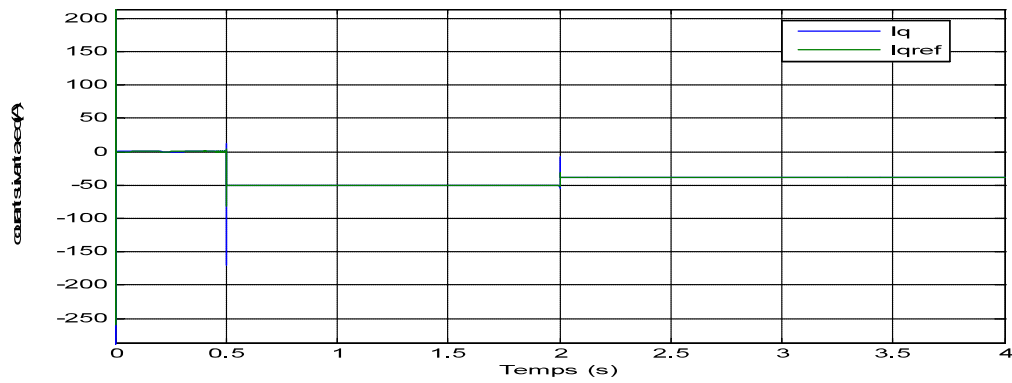


Figure IV.30 : le courant de la MSAP suivant l'axe q .

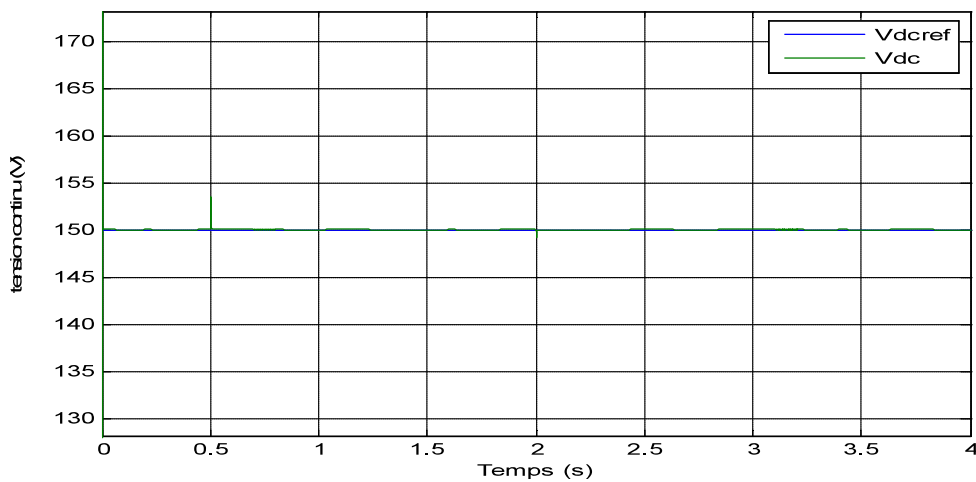


Figure IV.31 : la tension de bus continue Vdc (V).

IV.4.1.1 Interprétation des résultats

Les simulations effectuées avec une charge linéaire confirment la validité du système proposé. En effet, celui-ci s'avère capable de fonctionner correctement sous différentes conditions de charge : puissance nulle à $t = 0$ s, montée à 12 kVA à $t = 1$ s, puis réduction à 9 kVA à $t = 2$ s (cf. figure IV.12), avec un facteur de puissance fixé à 0,8.

Les résultats obtenus montrent également que la tension statorique (V_s) et la tension continue (V_{dc}) restent parfaitement régulées, aussi bien lors des variations de charge que lors des fluctuations de vitesse. Ces performances valident la pertinence du système aussi bien en régime d'hyper synchronisme qu'en régime d'hypo synchronisme.

Néanmoins, comme il sera démontré ultérieurement, l'introduction de charges non linéaires déstabilise fortement le système en raison des courants harmoniques générés, ce qui conduit à des performances jugées inacceptables.

IV.4.2 Cas d'une charge non linéaire

Après avoir étudié le fonctionnement du générateur asynchrone à double alimentation sur charge linéaire, on va étudier le comportement du générateur asynchrone à double alimentation débitant sur une charge non linéaire constituée d'un convertisseur (ponts redresseurs à six diodes) débitant sur une charge (voir la figure IV.32)

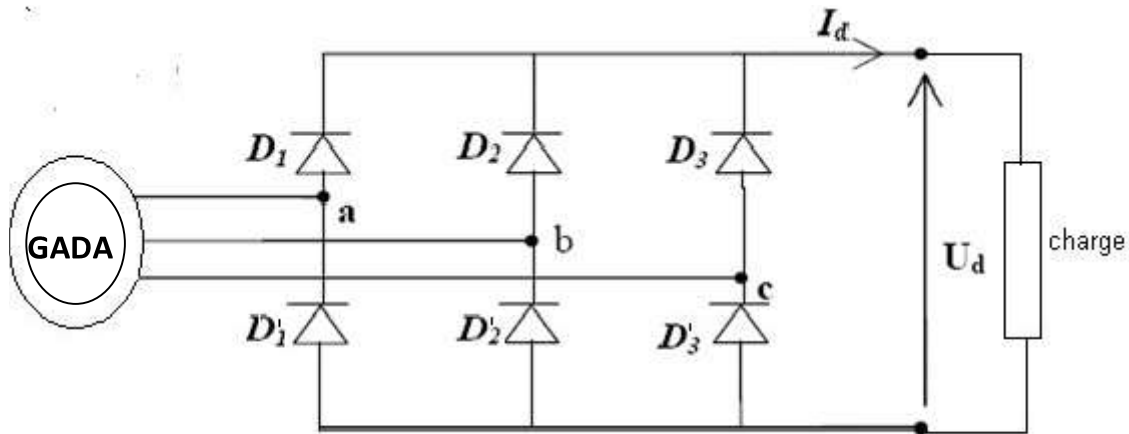


Figure IV.32 : Structure d'un pont redresseur à six diodes

La séquence de conduction des semi-conducteurs est la suivante :

La diode D_1 conduit si v_a la plus positive ; D'_1 conduit si v_a la plus négative en termes d'équations nous écrivons :

$$D_i \text{ conduit si } v_{is} = \text{Max}(v_{js}) \quad (\text{IV-40})$$

$$D'_i \text{ conduit si } v_{is} = \text{Min}(v_{js}) \quad (\text{IV-41})$$

$$i=1, 2, 3 \text{ et } j=1, 2, 3.$$

La tension redressée est obtenue par l'équation suivante :

$$U_d = \text{Max}(v_{js}) - \text{Min}(v_{js}) \quad (\text{IV-42})$$

Pour une charge inductive :

$$I_d = \frac{U_d}{Ls + R} \quad (\text{IV-43})$$

Dans notre cas $L=0.1 \text{ H}$, $R=100 \Omega$.

Le redresseur impose, durant la fermeture de ses semi-conducteurs, un courant de charge triphasé :

$$i_{abcl} = \begin{cases} I_d \text{ lorsque } D_{123} \text{ et } (D'_{231} \text{ ou } D'_{312}) \text{ conduisent} \\ -I_d \text{ lorsque } D'_{123} \text{ et } (D_{231} \text{ ou } D_{312}) \text{ conduisent} \\ 0 \text{ si non} \end{cases} \quad (\text{IV-44})$$

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

L'insertion d'un pont redresseur à six diodes dans le système ne change pas la procédure de test, la seule différence consiste dans l'introduction de charges non-linéaires au lieu de charge linéaire RL. En effet, ce type de convertisseurs induit un grand nombre d'harmoniques de courant :

$$I_{sf} = \frac{\sqrt{3}}{\pi} I_d \quad (\text{IV-45})$$

$$I_{sh} = \frac{I_{sf}}{h} \quad , \quad h=6n\pm 1 \quad , \quad n \geq 1 \quad (\text{IV-46})$$

$$\text{TDH}_{I_s} = \frac{\sqrt{\sum I_{sh}^2}}{I_{sf}} \quad (\text{IV-47})$$

I_{sf} représente l'amplitude du courant fondamental, I_{sh} celle du courant harmonique de rang h et I_d le courant continu traversant la charge. TDH_{I_s} est le taux de distorsion harmonique du courant de charge.

Les résultats de simulation sont présentés dans les figures suivantes :

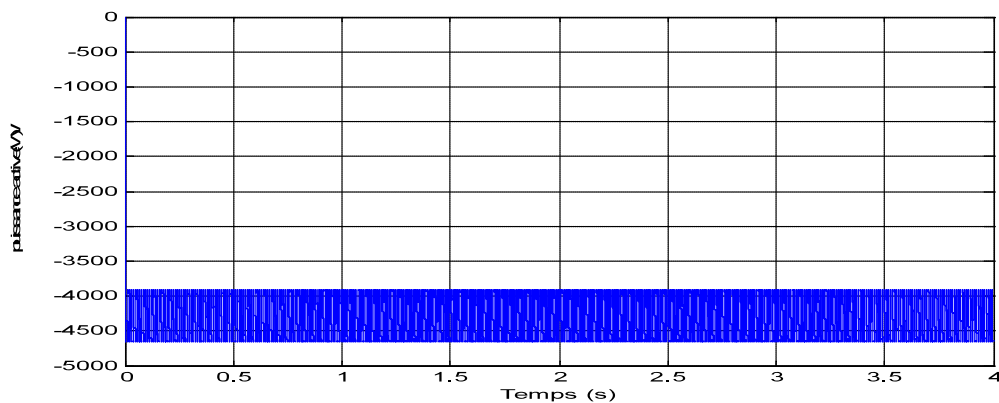


Figure IV.33 : la puissance active (W).

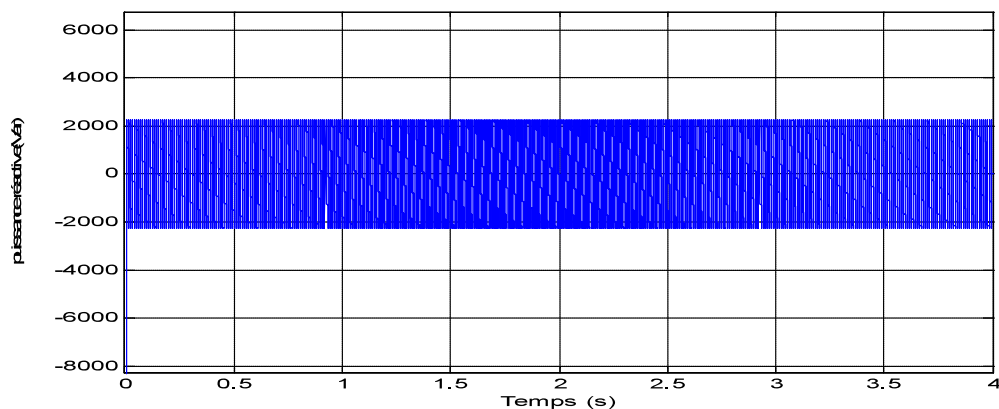


Figure IV.34 : la puissance réactive (VAR).

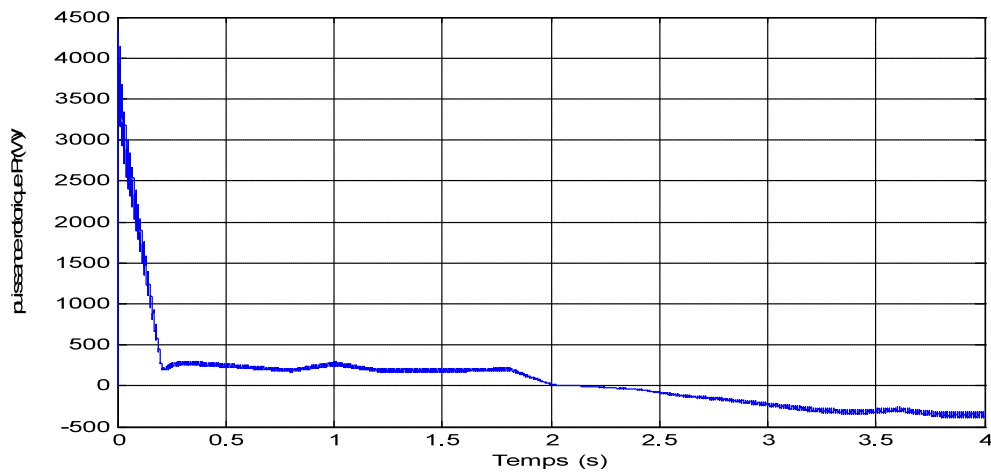


Figure IV.35 : la puissance rotorique P_r de la GADA (W).

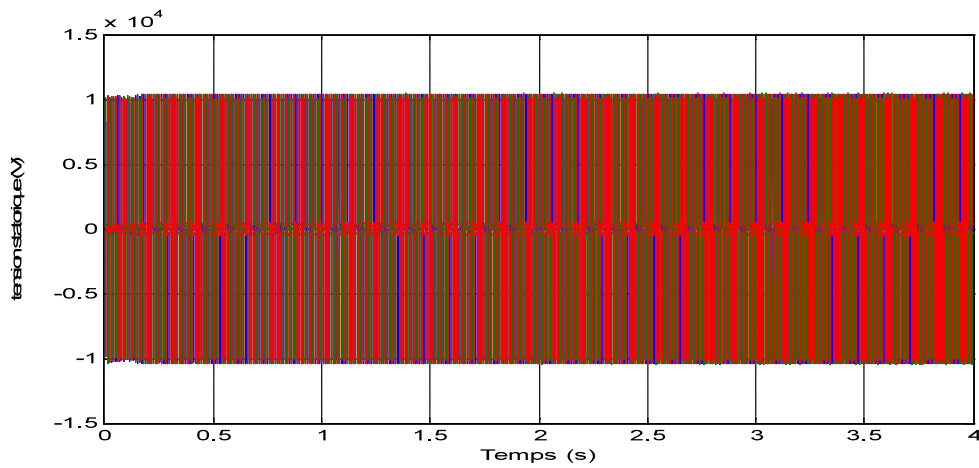


Figure IV.36 : la tension statorique générée par la GADA.

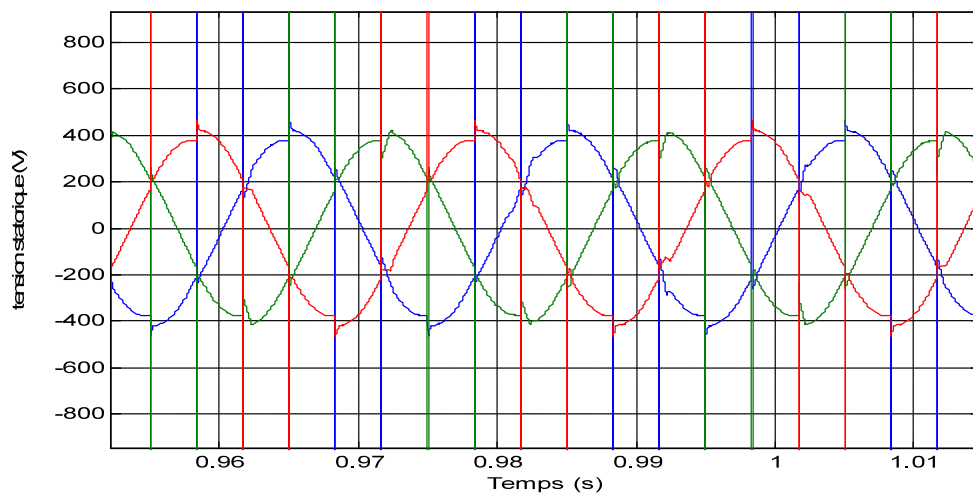


Figure IV.37 : la tension statorique générée par la GADA avec un zoom.

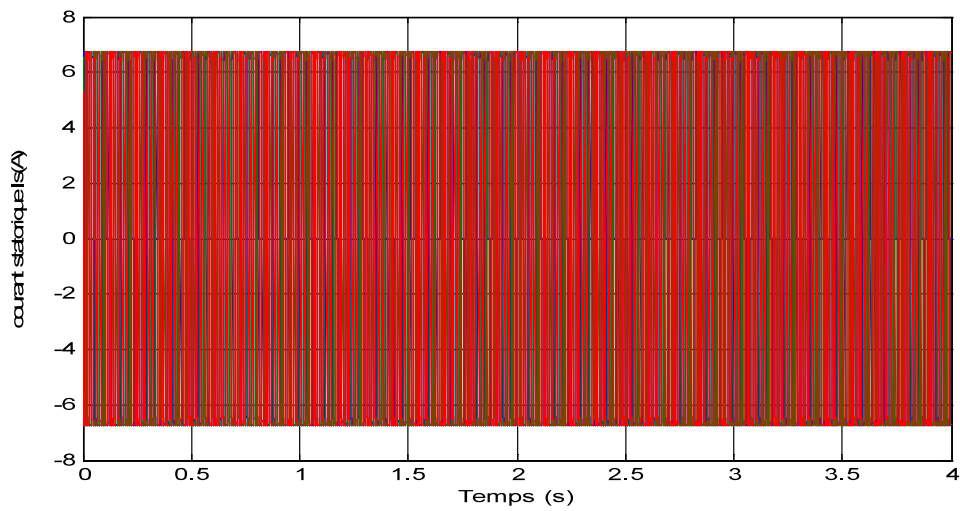


Figure IV.38 : les courants statoriques .

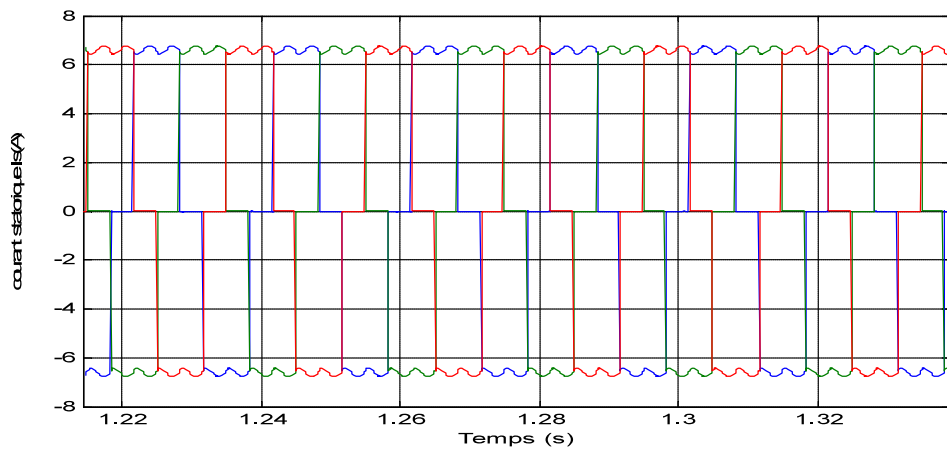


Figure IV.39 : les courants statoriques avec un zoom.

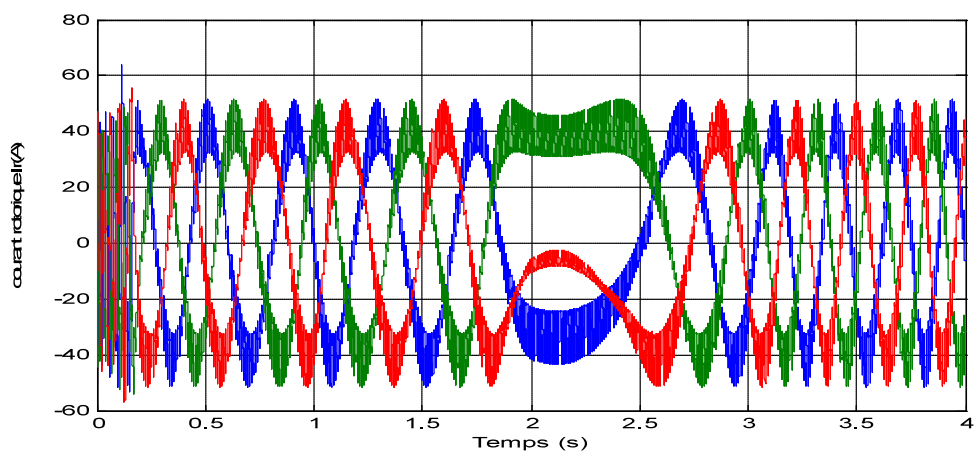


Figure IV.40 : les courants rotoriques .

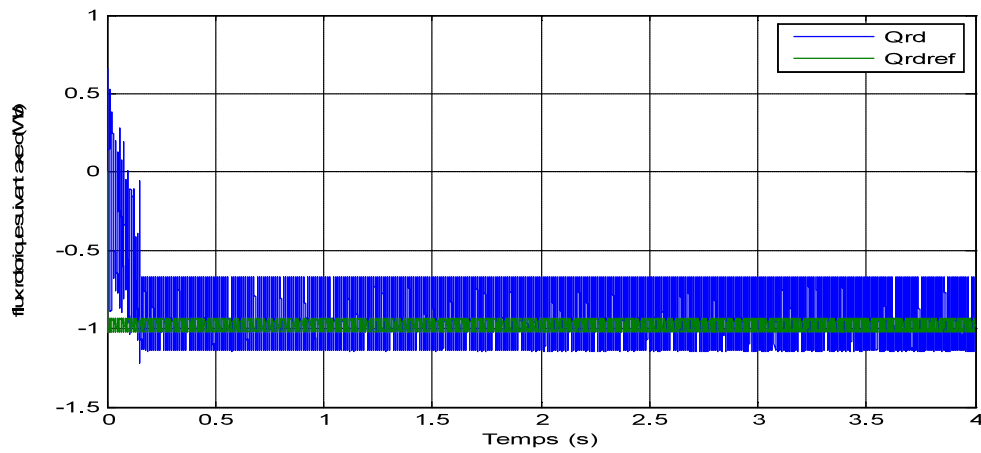


Figure IV.41 : le flux rotorique suivant l'axe d.

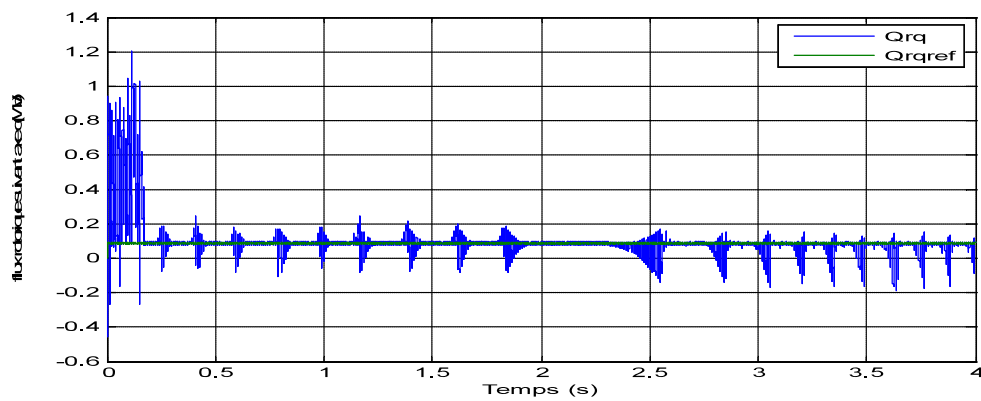


Figure IV.42 : le flux rotorique suivant l'axe q

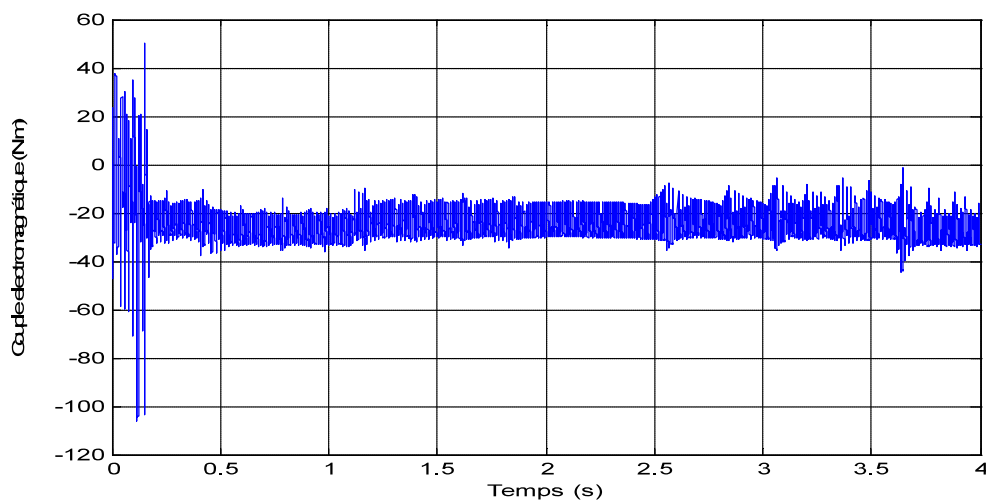


Figure IV.43 : le couple électromagnétique (N.m).

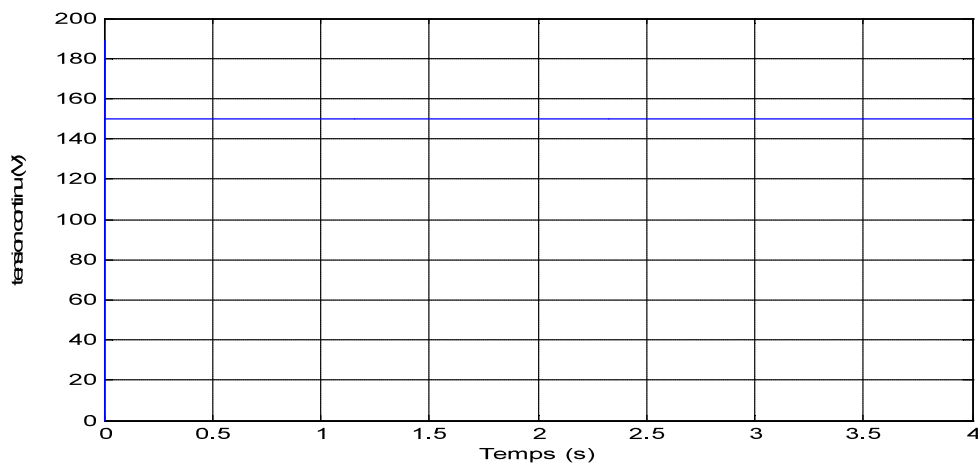


Figure IV.44 : la tension continue (V).

IV.4.2.1 Interprétation des résultats

Les résultats de simulation mettent en évidence une dégradation notable de la tension statorique, principalement due aux courants harmoniques générés par la charge non linéaire. En effet, plus l'intensité de la charge croît, plus la distorsion du courant de charge s'accroît. Cette non-linéarité se traduit également par une détérioration des puissances active et réactive, conséquence directe des harmoniques introduits par le pont redresseur à six diodes. Ces composantes harmoniques entraînent une augmentation des pertes dans la MADA et contribuent à un échauffement supplémentaire de la machine.

Pour pallier ce problème, l'intégration d'un filtre LC côté stator s'avère une solution efficace, permettant de réduire significativement les harmoniques et de maintenir leur niveau dans une plage acceptable.

IV.5 Conception et intégration d'un filtre LC

IV.5.1 Propriétés et paramètres caractéristiques du filtre LC

Le filtre LC est inséré côté statorique de la MADA afin de supprimer les harmoniques présents sur la tension du réseau interne. La figure IV.35 illustre le schéma équivalent monophasé du filtre, où L et r désignent respectivement l'inductance de filtrage et sa résistance interne, tandis que C représente la capacité du filtre. Le modèle peut être décrit par les équations d'état suivantes :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_s \\ V_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{r}{L} & -\frac{1}{L} \\ \frac{1}{C} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_s \\ V_g \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{L} \\ -\frac{1}{C} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_g \\ V_s \end{bmatrix} \quad (\text{IV-48})$$

Où :

- V_s et I_s représentent respectivement la tension et le courant statoriques de la MADA,
- I_g et V_g correspondent au courant et à la tension de la charge non linéaire.

Dans cette modélisation, V_s est considérée comme la variable d'entrée du filtre, I_g comme une perturbation, et V_g comme la sortie du filtre. À partir de (IV-48), il est possible d'établir quatre fonctions de transfert décrivant le comportement du filtre :

$$\begin{bmatrix} I_s(s) \\ V_g(s) \end{bmatrix} = \frac{w_0^2}{s^2 + 2mw_0s + w_0^2} \begin{bmatrix} 1 & Cs \\ Ls + r & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_g(s) \\ V_s(s) \end{bmatrix} \quad (IV-49)$$

Avec : $w_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}}$ la pulsation propre ;

et m : le coefficient d'amortissement ;

Il ressort de cette analyse que les harmoniques de courant engendrés par le pont redresseur à six diodes altèrent la qualité du courant statorique et de la tension appliquée à la charge. Le dimensionnement des paramètres du filtre doit donc être réalisé de façon à maintenir le taux de distorsion harmonique de la tension du réseau en dessous de **5 %**. Enfin, à partir de (IV-49), on peut déduire la fonction de transfert reliant $I_g(s)$ et $V_g(s)$.

$$\frac{V_g(s)}{I_g(s)} = \frac{(Ls+r)w_0^2}{s^2 + 2mw_0s + w_0^2} \quad (IV-50)$$

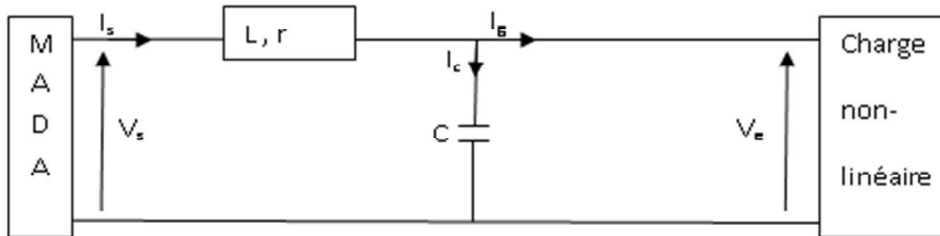


Figure IV.45 : Schéma équivalent monophasé du filtre LC

IV.5.2 Méthodologie de conception dimensionnelle

L'inductance du filtre est généralement choisie comme une fraction de l'impédance nominale de la machine, ce qui permet de limiter la chute de tension à ses bornes. Dans cette étude, la valeur retenue est :

$$L = 0.7L_s \quad (IV-51)$$

La résistance associée correspond à la résistance interne de l'inductance et traduit essentiellement les pertes par effet Joule dans l'enroulement. Afin de limiter ces pertes, celles-ci sont fixées à moins de 1 % de la puissance totale du système. Ainsi, la valeur maximale admissible de la résistance interne r_{max} s'exprime comme suit :

$$r_{\max} = \frac{0,01 s_{\text{-nom}}}{3I_{S\text{-nom}}^2} \quad (\text{IV-52})$$

L'efficacité du filtrage est directement liée au coefficient d'amortissement γ , paramètre imposé par l'utilisateur. Une fréquence de coupure relativement basse permet d'obtenir une atténuation suffisante, tandis qu'un coefficient d'amortissement élevé améliore encore cette atténuation. Cependant, un compromis doit être trouvé :

- une fréquence trop basse conduit à des composants de dimensions importantes [XIY02],
- un coefficient d'amortissement excessif impose une résistance interne supérieure à r_{\max} .

En conséquence, le dimensionnement du filtre doit équilibrer à la fois la taille des composants et le taux de distorsion harmonique (TDH) visé. Enfin, en tenant compte des composantes harmoniques du courant données par (IV-45), des caractéristiques amplitude-fréquence établies par (IV-50), ainsi que de l'amplitude du fondamental fixée à 400 V, il est possible d'établir la relation entre la fréquence de coupure du filtre et le TDH de la tension réseau après filtrage.

Finalement, connaissant ω_0 et L , on peut déduire la capacitance du filtre :

$$C = \frac{1}{L\omega_0^2} \quad (\text{IV-53})$$

IV.5.3 Simulation et interprétation

Un filtre LC, défini par une pulsation de coupure de 816,5 rad/s et un facteur d'amortissement de 0,734, est introduit et simulé dans les mêmes conditions afin de limiter les composantes harmoniques du courant.

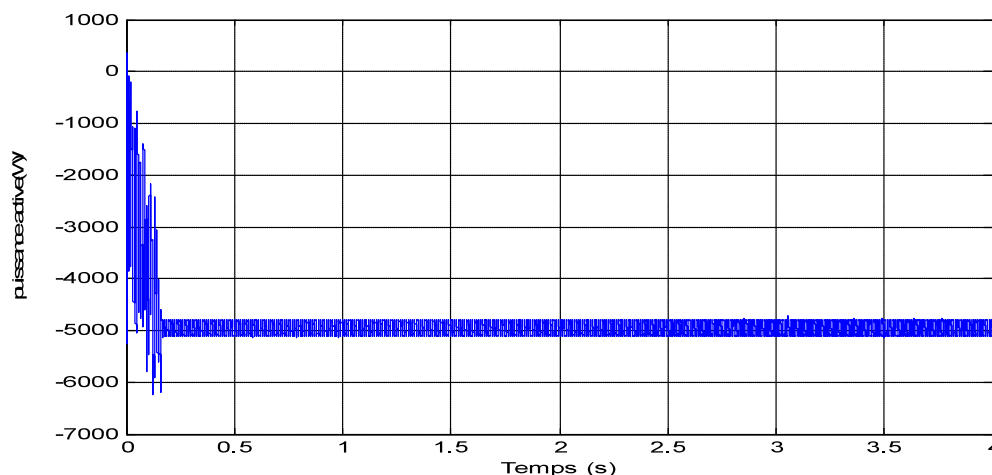


Figure IV.46 : la puissance active (W).

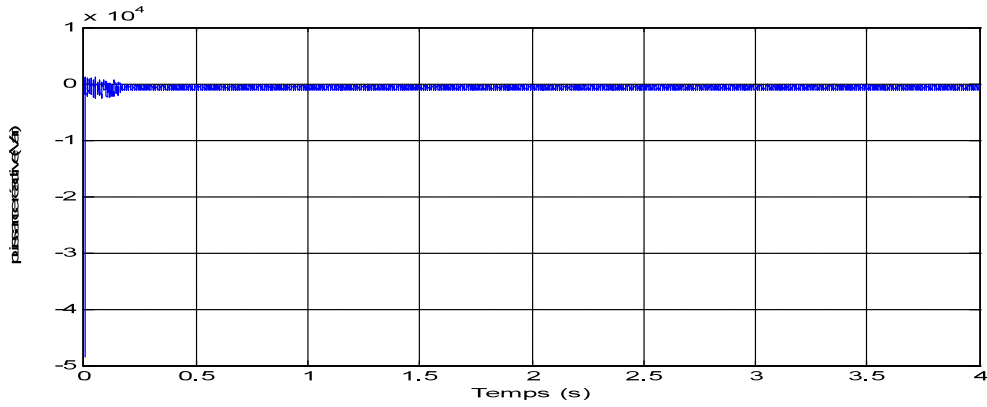


Figure IV.47 : la puissance réactive (VAR).

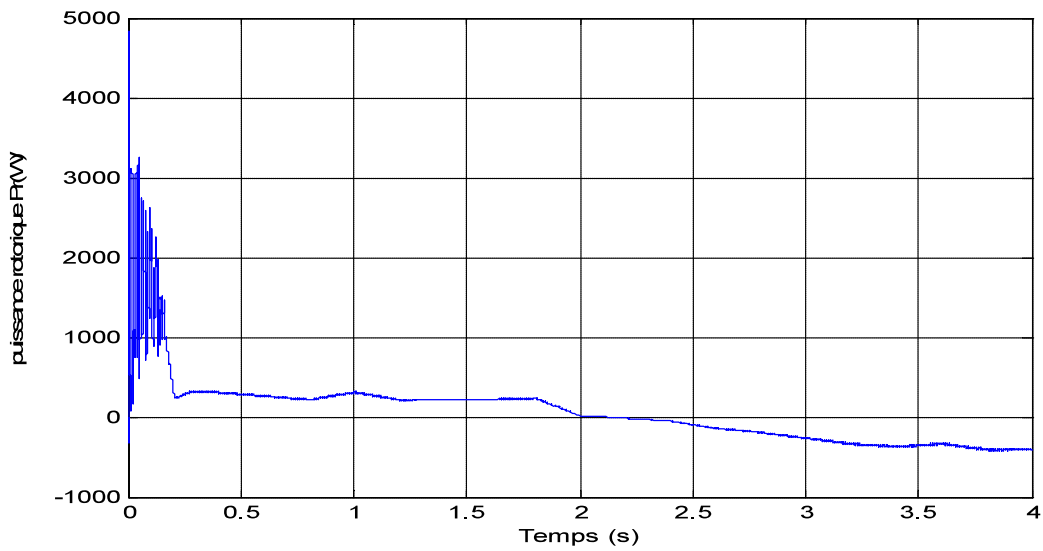


Figure IV.48 : la puissance rotorique Pr de la GADA (W).

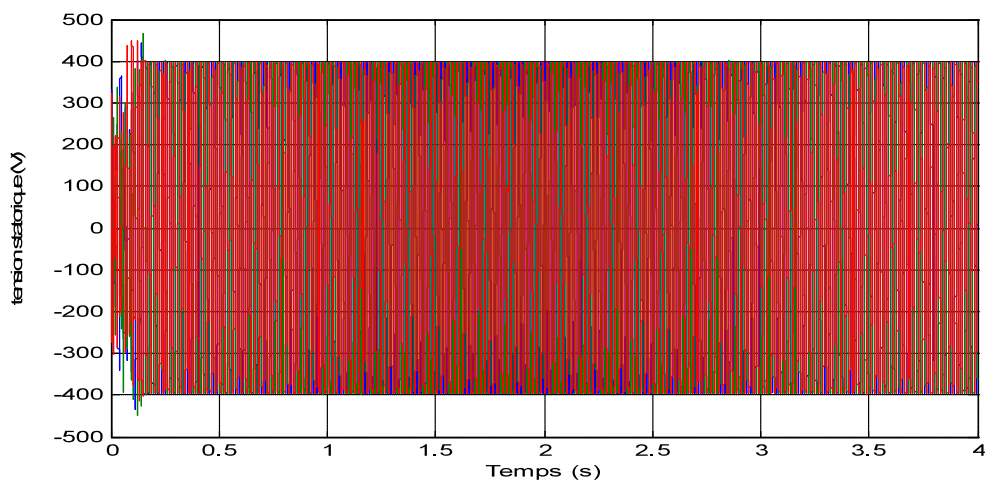


Figure IV.49 : la tension statorique générée par la GADA.

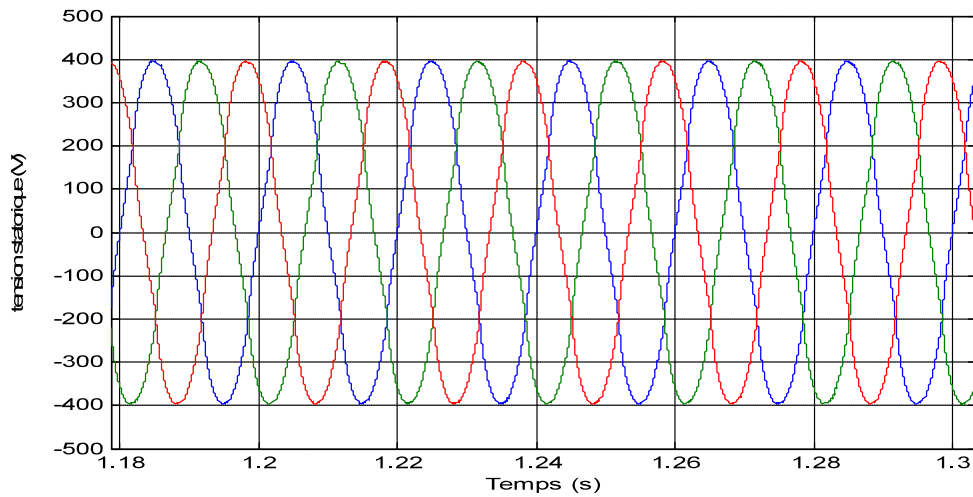


Figure IV.50 : la tension statorique générée par la GADA avec un zoom.

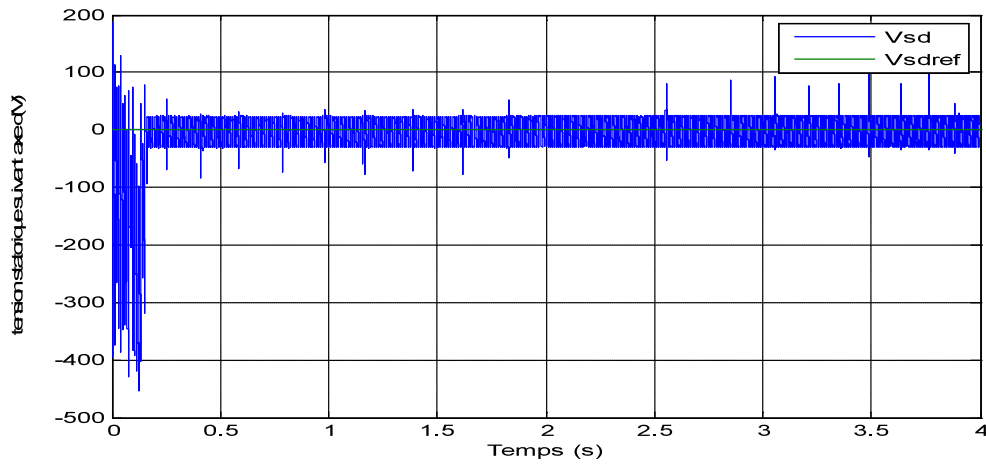


Figure IV.51 : la tension statorique suivant l'axe d.

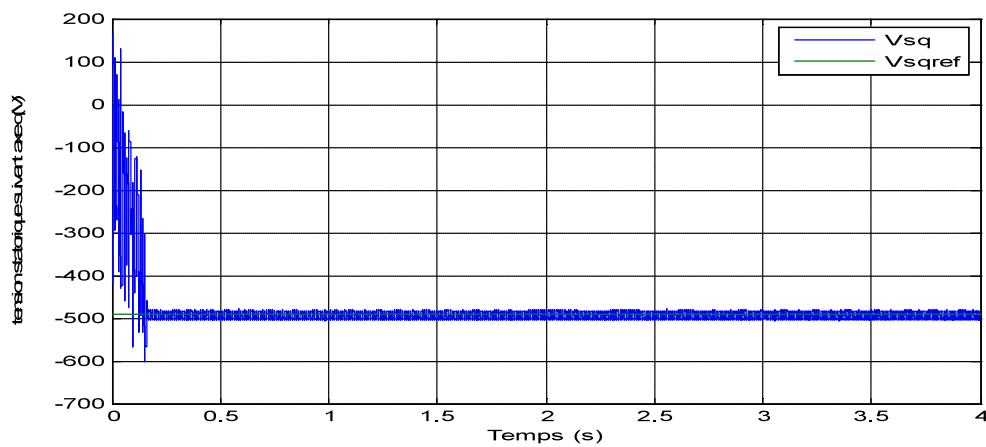


Figure IV.52 : la tension statorique suivant l'axe q.

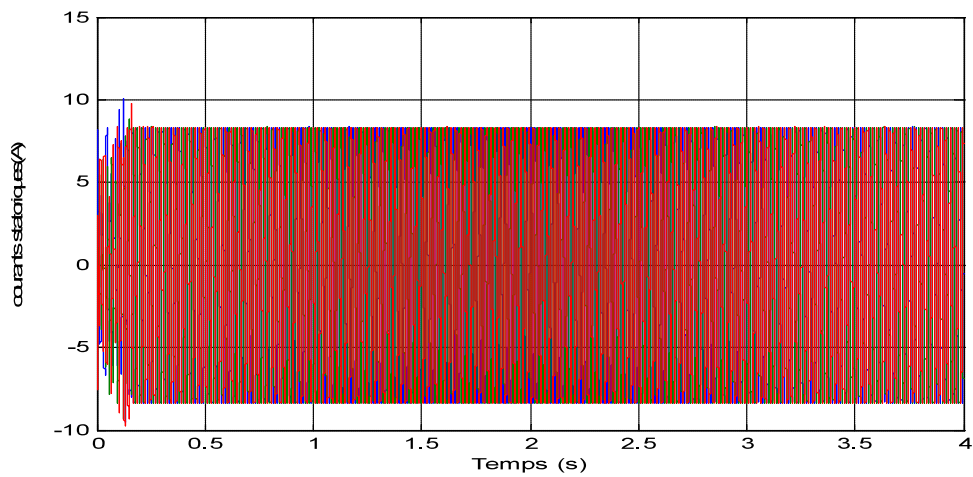


Figure IV.53 : les courants statoriques .

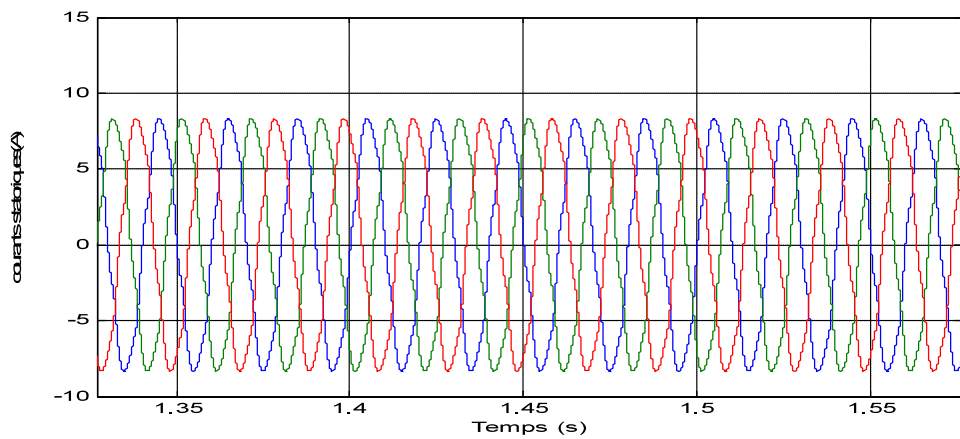


Figure IV.54 : les courants statoriques avec un zoom.

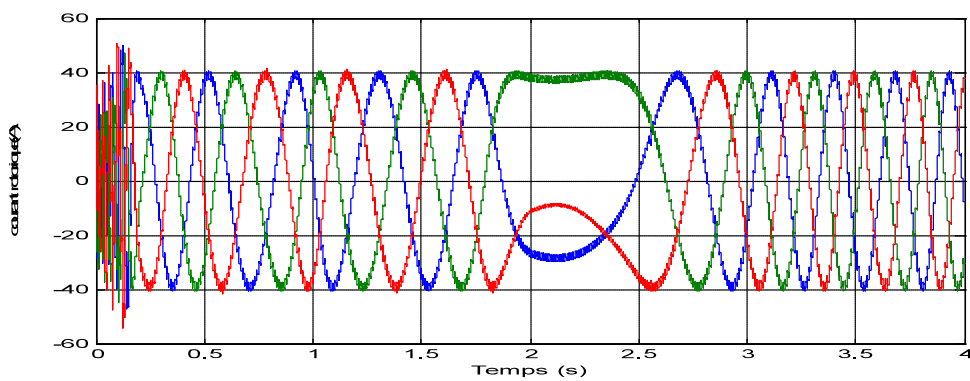


Figure IV.55 : les courants rotoriques .

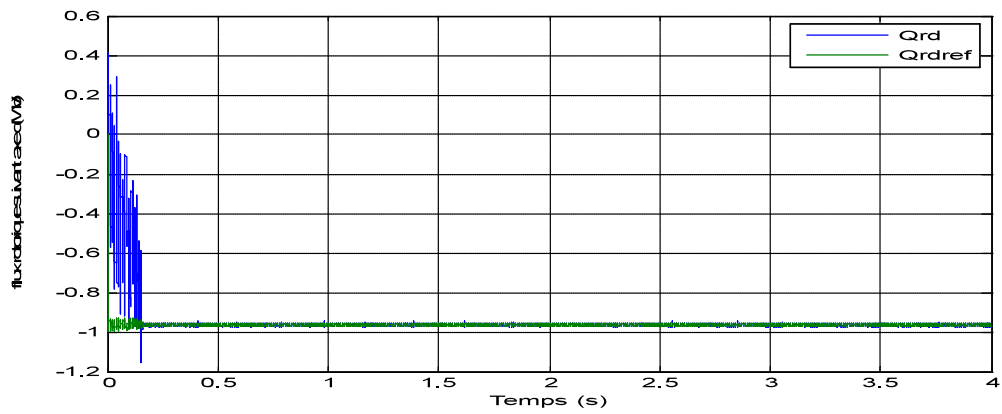


Figure IV.56 : le flux rotorique suivant l'axe d.

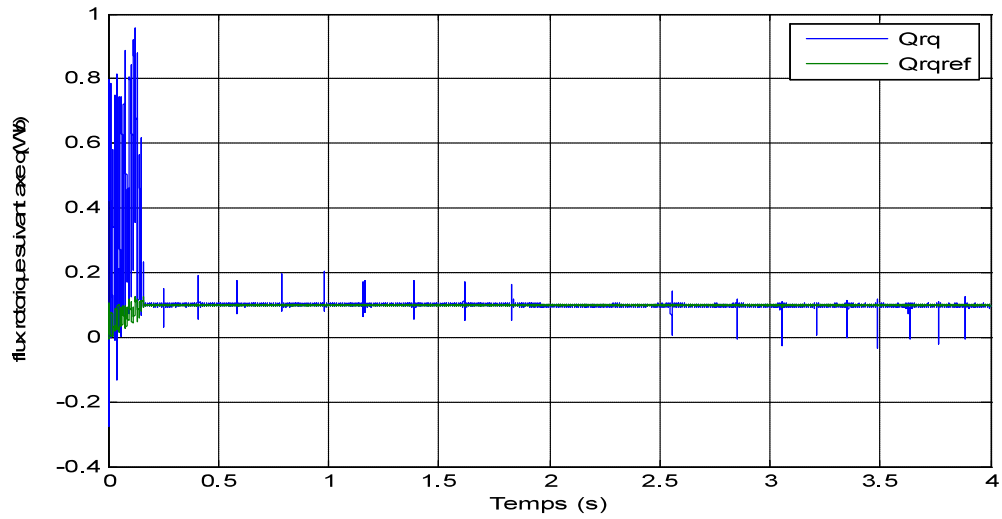


Figure IV.57 : le flux rotorique suivant l'axe q

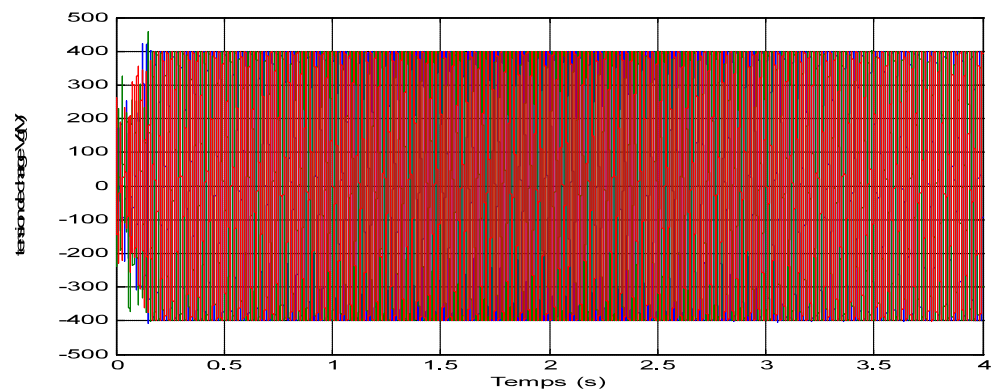


Figure IV.58: la tension au borne de la charge (V).

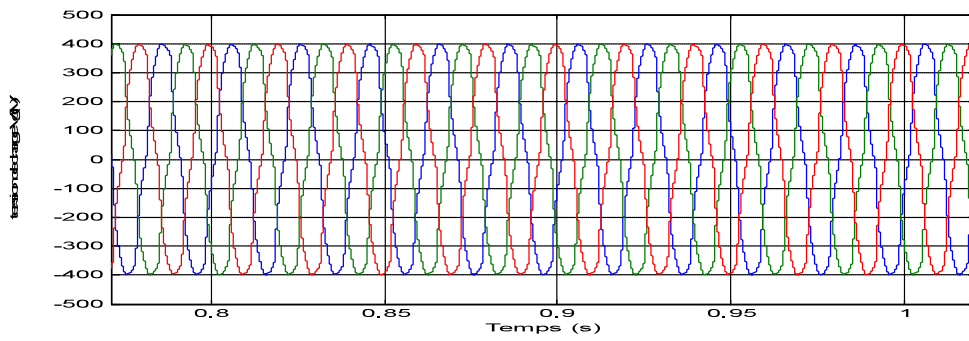


Figure IV.59: la tension au borne de la charge NL avec zoom (V).

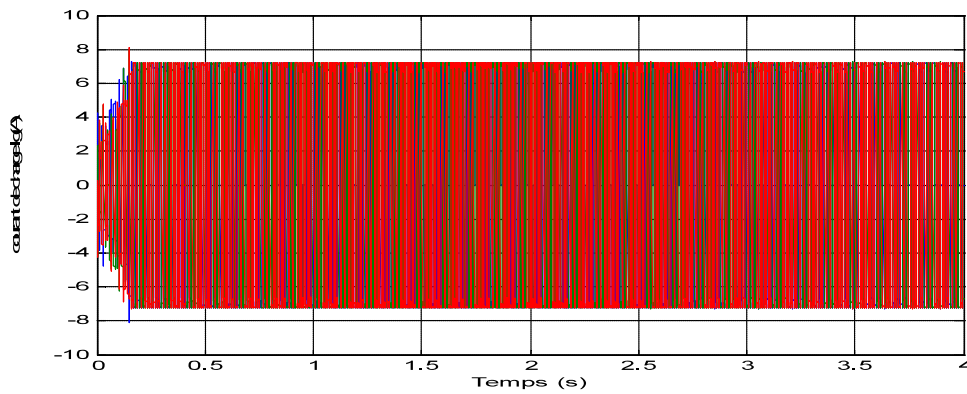


Figure IV.60 : le courant de charge NL.

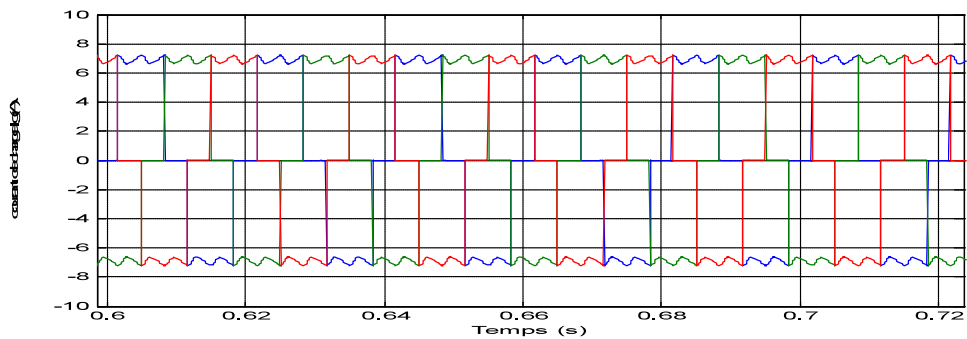


Figure IV.61 : le courant de charge NL avec zoom .

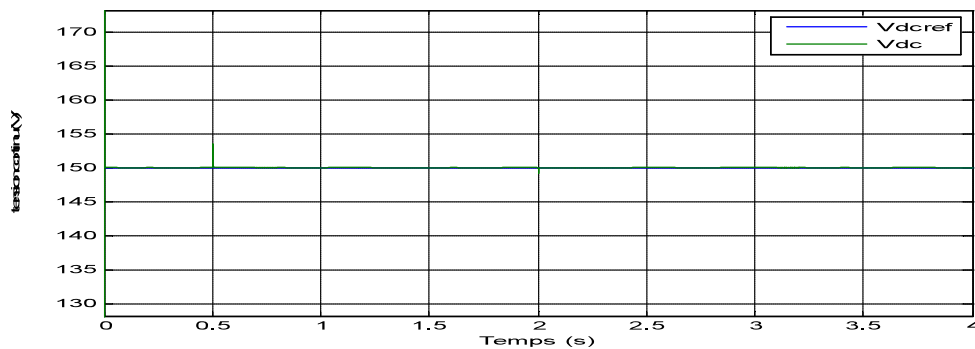


Figure IV.62 : la tension de bus continue Vdc (V).

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

Les résultats de simulation mettent en évidence que, sous l'effet d'une charge non linéaire, la tension appliquée reste proche d'une forme sinusoïdale. Par rapport au cas sans filtrage, l'intégration du filtre permet une atténuation significative des oscillations affectant les puissances active et réactive. Les tests réalisés sous MATLAB/Simulink confirment ainsi la performance et la robustesse du système proposé face aux charges non linéaires.

IV.6 conclusion

L'étude menée dans ce chapitre visait à valider la faisabilité et les performances d'un système de conversion éolien autonome, basé sur l'exploitation conjointe d'une MSAP et d'une MADA, pilotées par une structure de commande hiérarchisée intégrant une stratégie MPPT, un asservissement de vitesse, et une commande vectorielle orientée champ. Les différentes simulations effectuées sous MATLAB/Simulink ont permis d'évaluer le comportement du système dans deux configurations de charge : linéaire et non linéaire.

Dans le premier scénario, où la MADA alimente une charge linéaire, les résultats obtenus confirment la stabilité globale du système, même en présence de variations de vitesse de la turbine ou de changements de charge. La tension statorique ainsi que la tension continue du bus DC restent parfaitement contrôlées, attestant de l'efficacité de la commande vectorielle à maintenir les conditions nominales d'exploitation. Ce comportement reste valide aussi bien en régime d'hypersynchronisme qu'en hyposynchronisme, ce qui démontre la souplesse de fonctionnement de la MADA dans un environnement autonome.

Dans le second cas, correspondant à l'alimentation d'une charge non linéaire (type redresseur à 6 diodes), les simulations révèlent l'apparition de perturbations harmoniques significatives dans le courant statorique, induisant une dégradation de la tension ainsi qu'une altération des puissances active et réactive. Ces phénomènes, aggravés par l'augmentation de la charge, se traduisent par une élévation des pertes dans la machine et une surcharge thermique potentielle. Afin d'atténuer ces effets, un filtre LC a été introduit côté stator de la MADA. Les résultats post-filtrage montrent une amélioration notable de la qualité de la tension, désormais proche du sinusoïdal, et une réduction significative des oscillations sur les puissances, ce qui confirme la pertinence de cette solution.

Ces simulations mettent en lumière la robustesse et la fiabilité de la commande vectorielle (FOC), même dans des conditions de fonctionnement sévères, caractérisées par des charges perturbatrices et un environnement isolé. Comparée à la commande par modes glissants (SMC), souvent envisagée dans ce type d'application, la commande FOC présente plusieurs avantages stratégiques :

Chapitre IV Fonctionnement Autonome d'une Génératrice Asynchrone à Double Alimentation entraînée par une éolienne

- Sur le plan théorique, elle repose sur une modélisation plus simple et des structures de régulation mieux établies, évitant les dérivées d'ordre élevé nécessaires en SMC d'ordre 2.
- Sur le plan pratique, elle offre un meilleur compromis entre performance dynamique et facilité d'implémentation, tout en évitant les phénomènes de chattering inhérents aux SMC, particulièrement préjudiciables aux actionneurs électriques.
- Enfin, d'un point de vue économique, la FOC est moins coûteuse à déployer : elle utilise des composants standards, nécessite moins de ressources de calcul, et peut être intégrée facilement dans des plateformes de commande industrielles existantes.

Ainsi, les travaux menés dans ce chapitre démontrent que le système proposé constitue une solution robuste, fiable et optimisée pour l'alimentation en énergie électrique en site isolé. Grâce à la combinaison entre architecture hybride, filtrage passif et commande vectorielle, le système assure un haut niveau de qualité de tension, tout en maximisant l'extraction d'énergie renouvelable disponible. Ces résultats constituent une base solide pour envisager des développements futurs orientés vers la compensation active des perturbations, l'intégration de stockage, ou encore l'amélioration de la qualité de l'énergie en présence de charges plus complexes.

Conclusion générale

Dans un contexte mondial marqué par la transition énergétique et la nécessité d'exploiter durablement les sources d'énergie renouvelable, l'énergie éolienne s'impose comme l'une des alternatives les plus prometteuses. Le présent travail s'inscrit dans cette dynamique et s'est fixé pour objectif de contribuer à l'amélioration des systèmes de conversion éolienne à vitesse variable, en mettant en œuvre une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA). Ce choix technologique repose sur la capacité de cette machine à fonctionner sur une large plage de vitesses, à injecter la puissance directement dans le réseau par le stator, tout en minimisant la taille et le coût du convertisseur rotorique.

Le premier chapitre a permis de dresser un état de l'art complet sur les différentes architectures d'éoliennes, les types de génératrices employées et les systèmes de conversion associés. L'analyse comparative a mis en évidence les avantages techniques et économiques de la GADA, notamment en termes de rendement, de régulation de la puissance réactive, et de compatibilité avec les exigences d'un réseau électrique moderne ou d'un site isolé. La présentation des principes de fonctionnement des machines synchrones et asynchrones, ainsi que la classification des structures d'éoliennes, a fourni le socle théorique nécessaire à la suite de l'étude.

Dans le deuxième chapitre, l'attention s'est portée sur la modélisation dynamique du système basé sur la GADA. Une description mathématique rigoureuse a été développée pour les composants mécaniques de l'éolienne (pales, arbre, multiplicateur), ainsi que pour la machine électrique elle-même. La stratégie de suivi du point de puissance maximale (MPPT) a été intégrée afin d'assurer une extraction optimale de l'énergie disponible dans le vent. La commande de la vitesse a été assurée par un régulateur PI classique, dont les limites en régime transitoire ont été identifiées. En parallèle, deux approches de commande vectorielle ont été explorées : la commande directe et la commande indirecte. Cette dernière, plus simple à mettre en œuvre, s'est révélée plus adaptée aux applications industrielles grâce à sa robustesse et à ses besoins réduits en instrumentation.

Le troisième chapitre a constitué une avancée significative en introduisant des lois de commande non linéaires, visant à pallier les limitations des régulateurs classiques. Deux versions de la commande par modes glissants (SMC) ont été développées : l'une d'ordre 1

Conclusion générale

servant de base de comparaison, et l'autre d'ordre 2 permettant de réduire l'effet de chattering, souvent problématique pour les actionneurs. Les simulations réalisées ont mis en évidence une amélioration notable des performances dynamiques du système, une meilleure robustesse face aux incertitudes paramétriques et une efficacité accrue dans le suivi des consignes de puissance active et réactive. Ces résultats ouvrent la voie à une intégration plus large des techniques non linéaires dans les systèmes éoliens modernes.

Dans le quatrième chapitre, une application concrète en site isolé a été étudiée, illustrant la faisabilité d'un système hybride composé d'une GADA et d'une machine synchrone à aimants permanents (MSAP), fonctionnant en vitesse variable et fréquence fixe (VVF). Ce système repose sur une architecture énergétique autonome, dans laquelle la MSAP alimente le convertisseur rotorique, et la GADA injecte l'énergie vers une charge locale. La commande globale intègre une stratégie MPPT, une régulation de vitesse, une commande vectorielle orientée flux, ainsi qu'un filtrage LC passif pour garantir la qualité de la tension. Les résultats de simulation, réalisés sous MATLAB/Simulink, ont permis d'évaluer le comportement du système dans différentes conditions : charges linéaires, charges non linéaires, variations de vitesse de la turbine en régimes d'hypo et d'hyper synchronisme.

Les analyses ont montré que la commande vectorielle (FOC) utilisée dans ce contexte offre un compromis optimal entre performance dynamique, robustesse, simplicité de mise en œuvre et coût d'intégration. En comparaison avec les commandes par modes glissants, elle présente l'avantage d'éviter le chattering, tout en étant moins exigeante en termes de calculs et de capteurs. L'ajout d'un filtre LC côté stator a permis de corriger les distorsions harmoniques induites par les charges non linéaires, assurant ainsi une tension sinusoïdale stable, conforme aux exigences de qualité de l'énergie.

Ce mémoire apporte plusieurs contributions notables à la modélisation, la commande et l'exploitation de la GADA dans un contexte éolien :

- La mise en œuvre détaillée d'un modèle mathématique simplifié mais représentatif de la GADA et de l'ensemble de la chaîne de conversion électromécanique ;
- La comparaison critique entre commandes vectorielles directe et indirecte, avec des critères objectifs de performance et de mise en œuvre ;
- L'intégration et l'évaluation de deux commandes non linéaires par modes glissants, permettant une commande robuste des puissances statoriques, tout en minimisant le chattering ;

Conclusion générale

- La proposition d'un système hybride autonome innovant (MSAP + GADA) adapté aux sites isolés, avec validation par simulation d'une commande globale hiérarchique ;
- L'introduction d'un filtrage actif pour la compensation harmonique dans les environnements perturbés.

Les résultats obtenus ouvrent la voie à plusieurs pistes de développement pour des recherches futures :

1. Commandes avancées sans capteurs : La mise en œuvre de lois de commande vectorielle ou non linéaire sans capteur de vitesse ou de direction du vent permettrait de réduire le coût et d'augmenter la robustesse des systèmes éoliens, notamment en milieu isolé.
2. Modélisation enrichie de la GADA : Intégrer les phénomènes de saturation magnétique, d'hystérésis, ou les effets thermiques permettrait de rendre les modèles plus représentatifs du comportement réel de la machine.
3. Intégration de stockage d'énergie : L'ajout de batteries ou de supercondensateurs permettrait d'absorber les variations de production et de stabiliser davantage la tension délivrée.
4. Gestion énergétique multi-source : Étendre le système à d'autres sources renouvelables (photovoltaïque, hydraulique) avec une stratégie de gestion énergétique globale, pourrait offrir une solution complète pour l'électrification de zones isolées.
5. Implémentation expérimentale : Enfin, la validation expérimentale sur banc d'essai réel ou sur micro-réseau permettrait de tester les algorithmes développés dans des conditions réelles d'exploitation.

En résumé, ce travail a permis de démontrer que la GADA, associée à des stratégies de commande intelligentes, constitue une solution efficace, robuste et économiquement viable pour les systèmes de production éolienne modernes, qu'ils soient connectés au réseau ou autonomes. La diversité des approches étudiées, allant de la commande classique à la commande non linéaire, combinée à des architectures hybrides et à des techniques de filtrage avancées, permet d'envisager des systèmes énergétiques performants, fiables et adaptés aux enjeux de la transition énergétique.

ANNEXE A

1. Paramètres de la chaîne de conversion éolienne basée sur une GADA

Les Paramètres la turbine éolien utilisant une génératrice asynchrone à double alimentation sont illustrés dans le tableau suivant :

1.1. Paramètres de la partie mécanique de la turbine éolienne

Rayon de l'éolienne	R	35.25 m
Gain du multiplicateur de vitesse	G	90
Inertie de l'arbre	J	1000 kg.m ²

1.2. Paramètres de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA)

Tension nominale	U_N	400 Volts
Fréquence nominale	f	50 Hertz
Nombre de paire de pôle	N_p	2
Résistance statorique	R_S	0.455 Ω
Résistance rotorique	R_r	0.62 Ω
Inductance cyclique statorique	L_S	0.084 Henry
Inductance cyclique rotorique	L_r	0.081 Henry
Inductance cyclique mutuelle	M	0.078 Henry
Moment d'inertie	J_{mach}	0.3125 kg.m ²

2. Paramètres de la machine synchrone à aimant permanent (MSAP)

Les Paramètres la machine synchrone à aimant permanent sont illustrés dans le tableau suivant :

Fréquence <i>nominale</i>	f	50	Hertz
Résistance	R_{ms}	0.25	Ω
Inductance	L	0.004	Henry
Moment d'inertie	J_{mach}	0.0175	kg.m ²
Coefficient de frottement visqueux	C_f	0.001	N.m.s/rad
flux de l'aimant permanent	K_a	0.32	Wb

Bibliographie

- [ABD07] **A. Abdelli**, « Optimisation multicritère d'une chaîne éolienne passive », Thèse de doctorat, Ecole doctorale de L'institut National Polytechnique de Toulouse ,2007.
- [ABU08] **N. Abu-Tabak**, « Stabilité dynamique des systèmes électriques multimachines : modélisation, commande, observation et simulation », thèse doctorat, L'école Centrale de Lyon, 2008.
- [ACO04] **Acosta, J.A, Ortega and Astol**, « interconnection and damping assignment passivity-based control of mechanical systems with underactuation degree one », American control conference,Boston,USA,june 30,july 2,2004.
- [AHM20] **Ahmed S.D., Al-Ismail F.S.M., Shafiullah M., Al-Sulaiman F.A., El-Amin I.M.** « Grid Integration Challenges of Wind Energy: A Review». IEEE Access, vol. 8, pp. 10857-10878, 2020.
- [AL-B96] **A.H. Al-Bahrani**, « Analysis of Self-excited induction generators under unbalanced conditions», Electric Machines and power systems, 24, 1996, pp.117-129.
- [ARN06] **Arnau Doria-cerezo** « modelling, simulation and control of doubly-fed induction machine controlled by a back-to-back converter», Thesis doctorat, Universitat Politècnica De Catalunya, Juliol Del 2006.
- [BEL17] **O.Belounis**, « Etude et contrôle d'un système de production d'énergie électrique renouvelable autonome (énergie éolienne, photovoltaïque et diesel)», Thèse de doctorat, Université Badji Mokhtar de Annaba,2017.
- [BEL11] **B. Beltran**, « Contribution à la commande robuste des éoliennes à base de génératrices asynchrones double alimentation : Du mode glissant classique au mode glissant d'ordre supérieur », Thèse de Doctorat de l'Université de Bretagne Occidentale, France, juin 2011.
- [BEN21] **M.Benkahla** , « Etude et contrôle d'un système de production d'énergie électrique renouvelable autonome (énergie éolienne, photovoltaïque et diesel)», Thèse de doctorat, Université Hassiba Benbouali de Chlef,2021.
- [BEN09] **S. Benelghali**, « On multiphysics modeling and control of marine current turbine Systems », Thèse de Doctorat, Université de Brest, 2009.
- [BER17] **Berhanu Tuka M., Leidhold R., Mamo M.** «Modeling and control of a Doubly Fed Induction Generator using a back-to-back converters in grid tied wind power system». 2017 IEEE PES PowerAfrica, pp. 75-80, 2017.

Références Bibliographiques

- [BOU20] **A. Bouyekni**, « Contribution à l'amélioration de la qualité d'énergie fournie par un système hybride éolien-photovoltaïque lié au réseau », Thèse de doctorat, Université Hassiba Benbouali de Chlef, 2020.
- [BOU17] **E. Bounadja**, « Commande D'une Machine Asynchrone A Double Alimentation En Régime Saturé », Thèse de doctorat, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger (ENP), 2017.
- [BOU15] **Z. Boudjema**, « Etude et commande d'un système de production d'électricité renouvelable locale (énergie éolienne et photovoltaïque) », Thèse de doctorat, Université djillali liabes de sidi-bel-abbes, 2015.
- [BOU12] **Z. Boudjema, A. Meroufel, A. Ahmed**, « Robust control of a doubly fed induction generator (DFIG) fed by a direct AC-AC converter », *Przeegląd Elektrotechniczny Journal*, Vol 12a, pp. 213-221, 2012.
- [BOU07] **T. Bouaouiche**, « Commande à structure variable et étude de l'intégration d'éolienne à base de machine asynchrone à double alimentation sur le réseau électrique », thèse doctorat, Universités de Nantes, 2007.
- [BOU99] **C. Bourillon**. « Wind Energy-Clean Power for Generations », *Renewable Energy*, Vol 16. pp. 948-953, 1999.
- [BOY06] **A. boyette**, "contrôle commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne", thèse doctorat, université Henri Poincaré, Nancy I, 2006.
- [BRE10] **V. Bregeault**, « Quelques contributions à la théorie de la commande par modes glissants », Thèse de Doctorat, École Centrale de Nantes, France, 2010.
- [CAM03] **H. camblong**, "minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'électricité par des Aérogénérateurs à vitesse variable", thèse doctorat, l'école nationale supérieure d'arts et métiers, 2003.
- [CBY91] **Cbyrnes, A. Isidori, J.C. Willems**, « passivity, feedback, and the global stabilization of minimum phase nonlinear systems », *IEEE transaction on automatic control*, 1991, PP 1128-1240.
- [DAT01] **R. Datta, V.T. Ranganathan**, « A simple position-sensorless algorithm for rotor-side field-oriented control of wound-rotor induction generator », *IEEE Trans. on Ind. Electron.*, vol. 48, no. 4, pp. 786-793, Aug 2001.
- [DOR86] **C. M. Dorling, A. S. Zinober**, « Two approaches to hyperplane design in multivariable variable structure systems control », *Int. J. of Cont.* No. 44, pp. 65-82, 1986.
- [DUO18] **Duong M., Leva S., Mussetta M., Le K. A.**, « Comparative Study on Controllers

Références Bibliographiques

for Improving Transient Stability of DFIG Wind Turbines During Large Disturbances». *Energies*, vol. 11, no. 3, art. no. 480, 2018.

[EVA22] **Evans L.E., Dolšak N., Prakash A.** « Do windy areas have more wind turbines: An empirical analysis of wind installed capacity in Native tribal nations». *PLOS ONE*, vol. 17, no. 2, art. no. e0261752, 2022.

[FOR02] **D. Forchetti, G. Guarcia, M.I. Valla**, « Vector control strategy for a doubly-fed stand-alone induction generator », in *Proc. IEEE IECON Conf.*, pp. 991-995, 2002.

[HAM24] **Hammoudi B.A., Serhoud H.** «The wind turbine's direct power control of the doubly-fed induction generator». *International Journal of Power Electronics and Drive Systems (IJPEDS)*, vol. 15, no. 2, pp. 1201-1210, 2024.

[HOR05] **L.Hornfors, A.Petersson, T.Thiringer and T.Petru.** « Modeling and experimental verification of grid interaction of a DFIG wind turbine », *IEEE Transactions On Energy Conversion*. Vol.20, N°4, pp. 878-868, December, 2005.

[KNI05] **A.M. Knigh, G.E. Peters** « Simple Wind energy controller for an expanded operating range », *IEEE Trans. on energy conversion*, 20(2), 459-466, 2005.

[LEC] **P. Leconte, M. Rapin, E. Széchenyi**, « Eoliennes », techniques de l'ingénieur, traité de Génie mécanique, pp. BM 4 640 21.

[LEO96] **W. Leonhard**, « Control of electrical drives », Springer, pp. 287-305, 1996.

[LHA15] **M .L'Hadj Said., Moulahoum S., Bounekhla M., Kabache N., Houassine H.** «Autonomous operation of a doubly fed induction generator driven by a wind turbine». 2015 20th International Conference on Methods and Models in Automation and Robotics (MMAR), pp. 1050-1055, 2015.

[LHA25] **L'Hadj Said M., Ali Moussa M., Bessaad T.** «Control of an autonomous wind energy conversion system based on doubly fed induction generator supplying a non-linear load». *Electrical Engineering & Electromechanics*, no. 4, pp. 3-10, 2025.

[LIN02] **W. S. Lin and C. S. Chen**, « Robust adaptive sliding mode control using fuzzy modelling for a class of uncertain mimo nonlinear systems », *IEE on Control Theory and Applications*, 149(3) :193–201, 2002.

[MAH21] **Mahgoun M.S., Badoud A.E.** «New design and comparative study via two techniques for wind energy conversion system». *Electrical Engineering & Electromechanics*, no. 3, pp. 18-24, 2021.

[MAN12] **M. Manceur**, « Commande robuste des systèmes non linéaires complexes », Thèse de doctorat, Université de Reims Champagne-Ardenne, France, 2012.

[MAR] **J. Martin**, « Energies éoliennes », techniques de l'ingénieur, traite de génie

Références Bibliographiques

énergétique, pp. B 8 585 1- B 8 585 21.

[MAR01] M. Sc. Mariusz Malinowski, « Sensorless Control Strategies for Three-Phase PWM Rectifier » in Ph.D. Thesis, Faculty of Electrical Engineering Institute of Control and Industrial Electronics, Warsaw University of Technology, Warsaw, Poland, 2001

[MAS05] Maschke, B.M, Ortega, Van der schaft, « Energy-based Lyapunov functions for forced Hamiltonian systems with dissipation », IEEE transactions on automatic, 2005.

[MAS93] B.M.Maschke, A.I.van der schaft, P.C.Breedveld, « An intrinsic Hamiltonian formulation of network dynamics: non-standard Poisson structures and gyrators », journal of the Franklin institutes, 1993.

[MEN04] MENY IVAN, « Modélisation et réalisation d'une chaîne de conversion éolienne petite puissance » laboratoire d'électronique de Montpellier (LEM), soutenue le 14/12/2004.

[MEZ06] A. Mezouar, « Décomposition et réduction de modèles des procédés électromécaniques : application à la commande des machines asynchrones »; Doctorat en Electrotechnique, université Djillali Liabès, Faculté des Sciences de l'Ingénieur, Département d'Electrotechnique, 2006.

[MIL] Milutin G. Jovanovic and Robert E. Betz « Slip power recovery systems based on brushless doubly fed reluctance machines », University of Northumbria at Newcastle, School of Engineering Ellison Building, Newcastle upon Tyne NE1 8ST, UK. Tel: +44-191-2273016, Fax: +44-191-2273684, EMail: milutin.jovanovic@unn.ac.uk University of Newcastle, NSW 2308, Australia

[MIR07] A. Mirecki, X. Roboam and F.Richardeau, « Architecture complexity and energy efficiency of small wind turbines », IEEE Trans. On industrial electronics, Vol.54, No. 1, February 2007.

[MUL02] S. Muller, M. Deicke, R.W. De Doncker, « Doubly-fed induction generator systems for wind turbines », IEEE Ind. App. Magazine, pp. 26-33, May/June 2002.

[MUT24] Muthukaruppasamy S., Dharmaprakash R., Sendilkumar S., Parimalasundar E. « Enhancing off-grid wind energy systems with controlled inverter integration for improved power quality ». Electrical Engineering & Electromechanics, no. 5, pp. 41-47, 2024.

[NEJ22] Nejad A.R., Keller J., Guo Y. et al. « Wind turbine drivetrains: state-of-the-art technologies and future development trends ». Wind Energy Science, vol. 7, no. 1, pp. 387-

411, 2022.

[OUE24] Ouerghi F.H., Omri M., Menaem A.A., Taloba A.I., Abd El-Aziz R.M. «Feasibility evaluation of wind energy as a sustainable energy resource». Alexandria Engineering Journal, vol. 106, pp. 227-239, 2024.

[PEN02] R. Pena, R. Cardenas, J.C. Clare, G.M. Asher, J. Rodriguez, P. Cortes, « Vector control of a diesel-driven doubly-fed induction machine for a stand-alone variable speed energy system », in Proc. IEEE IECON Conf., pp. 985-990, 2002.

[PEN002] R. Pena, R. Cardenas, J.C. Clare, G.M. Asher, « Control strategy of a doubly-fed induction generators for a wind diesel energy system », in Proc. IEEE IECON Conf., pp. 3297-3302, 2002.

[PEN96] R. Pena, J.C. Clare, G.M. Asher, « Doubly-fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable- speed wind-energy generation », IEE Proc.-Electr.Power Appl., vol. 143, no. 3, pp. 231-241, May 1996.

[PENA96] R. Pena, J.C. Clare, G.M. Asher, « A doubly-fed induction generator using back-to-back PWM converters supplying an isolated load from a variable-speed wind turbine », IEE Proc.-Electr.Power Appl., vol. 143, no. 5, pp. 380-387, Sept 1996.

[POI03] F. Poitiers, « étude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de énergie éolienne », thèse de doctorat, université Henri Poincaré, Nancy I, 2003.

[SAL04] Salma El Aimani, « modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension », thèse doctorat, université des sciences et technologies de lile, 2004.

[SHA23] Shanu S., Barath Raj R.K., Thampatty K.C.S. «Wind Resource Assesment and Techno-economic Analysis using WaSP software – A Case Study». 2023 IEEE Technology & Engineering Management Conference - Asia Pacific (TEMSCON-ASPAC) , pp. 1-7, 2023.

[SHU22] Shutari H., Ibrahim T., Mohd Nor N.B., Saad N., Tajuddin M.F.N., Abdulrab H.Q.A. «Development of a Novel Efficient Maximum Power Extraction Technique for Grid-Tied VSWT System». IEEE Access, vol. 10, pp. 101922-101935, 2022.

[SLO84] J. J. Slotine, « Sliding controller design for nonlinear systems », Int. J. of Cont. Vol. 4, No. 02, pp. 421–434, 1984.

[SRT21] W.Strielkowski, L. Civín, E. Tarkhanova, M. Tvaronavičienė, Y. Petrenko, «Renewable Energy in the Sustainable Development of Electrical Power Sector: A Review». Energies, vol. 14, no. 24, art. no. 8240, 2021.

Références Bibliographiques

- [TOL00] **A.S. Toledo**, « Commande Directe et Observation des Convertisseur de Puissance: Application à l'Onduleur de Tension Triphasé », Thèse de Doctorat, Ecole Doctorale de l'Institut National Polytechnique, Grenoble, 2000.
- [UTK77] **V. I. Utkin**, « Variable structure systems with sliding modes », IEEE Trans. On Aut. Cont., Vol. AC-22, pp. 212-222, 1977.
- [VAS] **Krishna Vasudevan and P.Sasidhara Rao**, « A Modular Approach to the Simulation of Doubly –fed Induction Machine Systems » Department of Electrical Engineering Indian Institute of Technology Mdras 600036, INDIA
- [WIT00] **C.C.DE WIT**, « optimisation discrétisation et observateurs commande des moteurs asynchrone », Hermès science publication, 2000.
- [XIY02] **C. Xiyu, Y. Bin, G. Yu**, “The engineering design and optimization of inverter output RLC filter in AC motor drive system”, in Proc. IEEE IECON Conf., pp. 175-180, 2002
- [YAH17] **A. Yahdou** , « Commande Hybride par Mode Glissant d'Ordre 2 d'un Système Eolien à Double Rotor », Thèse de doctorat, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger (ENP), 2017.
- [YAI19] **I.Yaichi** , « Contribution À L'amélioration De La Qualité D'énergie Électrique D'un Système Éolien Basé Sur La MADA) », Thèse de doctorat, Université Djillali Liabes de Sidi-Bel-Abbes, 2019.
- [ZER16] **N. Zerzouri** , « Etude De L'effet De Defaut Sur Le Comportement Dynamique De La Machine Asynchrone », Thèse de doctorat, Université Badji Mokhtar Annaba, 2016.
- [1] **Communication**, « Les Moteurs Synchrones et leurs Applications Industrielles », Journées de l'Enseignement, de l'Electrotechnique et de l'Electronique Industrielle, SEE-MAFPEN, Gif-sur-Yvette, Mars 1995.

ملخص

في سياق التحول في مجال الطاقة وتعزيز الطاقات المتجددة، تركز هذه الأطروحة على نمذجة ومراقبة وتحسين نظام تحويل طاقة الرياح على أساس مولد غير متزامن مزدوج التغذية. بعد دراسة معمقة لمختلف توربينات الرياح وأنواع المولدات الكهربائية الموجودة، تم اختيار هذا النوع من المولدات نظرًا لقدرته على العمل بسرعات متغيرة، وكفاءته العالية، وتقليل حجم العاكس المرتبط به.

تناولت المرحلة الأولى من هذا العمل النمذجة الكاملة للسلسلة الكهروميكانيكية وتحقيق التحكم الاتجاهي في الاستطاعة الفعالة والتفاعلية. كما تم من الرتبة الأولى والثانية، بهدف تعزيز متانة النظام تطوير طريقتين للتحكم غير الخطي باستخدام نظرية الانزلاق وتقليل ظاهرة الذبذبات عالية التردد.

كما تم دراسة بنية هجينة مستقلة تضم مولد غير متزامن مزدوج التغذية ومولد متزامن دائم المغناطيس لتغذية الأحمال المعزولة. وقد أجريت محاكاة رقمية باستخدام برنامج ماتلاب/سيمولينك لتقييم أداء النظام في ظل أحمال خطية وغير خطية. أدى إدخال المرشح السلبي إلى إمكانية تصحيح التشوهات التوافقية وضمان استقرار الجهد.

تبرز هذه الأطروحة أهمية استخدام تقنيات التحكم المتقدمة لتحسين الأداء والموثوقية وجودة الطاقة في أنظمة طاقة الرياح الحديثة. كما تقترح آفاق بحث مستقبلية تشمل تطوير تقنيات تحكم بدون حساسات، والنمذجة الدقيقة للظواهر غير الخطية، وإدماج أنظمة تخزين الطاقة.

الكلمات المفتاحية: مولد غير متزامن مزدوج التغذية، الطاقة الهوائية بسرعة متغيرة، التحكم الشعاعي، نظام العمل الذاتي، مولد متزامن بمغناطيس دائم.

Résumé

Dans le cadre de la transition énergétique et de la promotion des énergies renouvelables, cette thèse s'intéresse à la modélisation, à la commande et à l'optimisation d'un système de conversion d'énergie éolienne basé sur une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA). Après une étude approfondie des différentes architectures d'éoliennes et des types de génératrices existantes, la GADA a été retenue pour ses avantages en termes de fonctionnement en vitesse variable, de rendement énergétique et de réduction de la taille du convertisseur.

La première partie du travail a porté sur la modélisation électromécanique complète de la chaîne de conversion et sur l'implémentation d'une commande vectorielle des puissances active et réactive. Ensuite, deux approches avancées de commande non linéaire, basées sur la théorie des modes glissants d'ordre 1 et d'ordre 2, ont été développées pour améliorer la robustesse du système face aux perturbations et réduire l'effet de chattering.

Une architecture hybride autonome, composée d'une GADA et d'une machine synchrone à aimants permanents (MSAP), a été étudiée pour l'alimentation de charges isolées. Des simulations numériques ont été réalisées sous MATLAB/Simulink pour évaluer le

comportement du système en présence de charges linéaires et non linéaires. L'introduction d'un filtre LC a permis de corriger les distorsions harmoniques et d'assurer une tension stable. Ce travail démontre la pertinence des stratégies de commande avancées pour améliorer les performances, la fiabilité et la qualité de l'énergie dans les systèmes éoliens modernes. Des perspectives de recherche sont proposées, incluant l'intégration de stratégies sans capteurs, la prise en compte des phénomènes non linéaires de la machine, et l'ajout de dispositifs de stockage d'énergie.

Mots clés : Génératrice asynchrone à double alimentation, Système éolien à vitesse variable, Commande vectorielle, Fonctionnement autonome, Machine synchrone à aimant permanent.

Abstract

In the context of the global energy transition and the growing adoption of renewable energy sources, this doctoral thesis focuses on the modeling, control, and optimization of a wind energy conversion system based on a **Doubly-Fed Induction Generator (DFIG)**. Following a comprehensive review of wind turbine technologies and generator types, the DFIG was selected for its ability to operate under variable speed conditions, its high efficiency, and its reduced converter size requirements.

The first part of the research involved the electromechanical modeling of the entire conversion chain and the implementation of **vector control of active and reactive powers**. To enhance robustness and reduce the chattering phenomenon, two advanced nonlinear control strategies based on first- and second-order **sliding mode control** were developed and tested through simulation.

An autonomous hybrid architecture combining a DFIG and a **Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG)** was then analyzed for isolated load applications. Numerical simulations under MATLAB/Simulink were carried out for both linear and nonlinear load scenarios. An LC filter was added to mitigate harmonic distortions and ensure voltage stability.

The results confirm the relevance of advanced control strategies for improving the performance, stability, and power quality of modern wind energy systems. Future research directions include the development of sensorless control techniques, refined modeling including nonlinear effects, and the integration of energy storage systems.

Keywords: double-fed induction generator, wind power system, vector control,