

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE
SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE MOHAMED BOUDIAF - M'SILA

FACULTE TECHNOLOGIE

DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

DOMAINE: SCIENCE ET TECHNOLOGIE

FILIERE : GENIE ELECTRIQUE

OPTION : COMMANDE ELECTRIQUE

N° :



Mémoire présenté pour l'obtention
Du diplôme de Master Académique

Par:

HAMANI ABDERRAHMEN YACINE

Intitulé

**Commande non linéaire d'un système de
conversion d'énergie éolienne basé sur MADA
sans balais.**

Soutenu devant le jury composé de:

Pr. Hani benguasmia

Université de M'sila

Président

Dr.Riyadh Rouabhi

Université de M'sila

Rapporteur

Dr.Oussama Moussa

Université de M'sila

CO-Rapporteur

Dr. Lallouani Hellalli

Université de M'sila

Examineur

Année universitaire : 2024 /2025

Remerciements

Avant tout, je rends grâce à Dieu, source de paix et d'endurance, pour la force intérieure, la patience et la lucidité qu'Il m'a insufflées tout au long de cette aventure. Dans les moments d'incertitude ou d'épuisement, c'est en Lui que j'ai trouvé la sérénité nécessaire pour avancer. Sans son soutien discret mais essentiel, ce travail n'aurait pu voir le jour.

À travers cette reconnaissance spirituelle, je mesure combien chaque étape de ce parcours a été rendue possible par une aide qui dépasse les simples efforts humains.

Je souhaite également exprimer, avec sincérité, ma profonde reconnaissance Monsieur **Dr. Oussama Moussa**, Maître de Conférences à l'Université de Ghardaia pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de rapporter ce mémoire, et pour ses conseils et encouragements réguliers. Sa bienveillance, sa gentillesse, ses qualités scientifiques et humaines ont toujours été une aide ainsi que son expertise académique et ses qualités humaines exceptionnelles source de motivation.

Je tiens à exprimer ma gratitude Monsieur **Dr. Riyadh Rouabhi** Maître de Conférences à l'Université de M'sila pour l'intérêt qu'il a bien voulu porter à ce travail. Sa disponibilité et sa bienveillance ont été très appréciées, et je le remercie sincèrement pour l'attention et le regard attentif qu'il a accordés à ce mémoire.

J'ai l'honneur de présenter mes plus vifs remerciements ma profonde gratitude aux honorables membres du jury pour leur examen minutieux de ce travail et leur contribution précieuse à son amélioration.

En fin, j'exprime ma profonde gratitude à toutes les personnes qui ont contribué, directement ou indirectement, à la réalisation de ce travail de recherche.

Dédicaces

Il m'est difficile de trouver les mots justes pour remercier mes parents, à qui je dois tant, Que Dieu les protège et leur accorde une vie longue et paisible. Tout au long de mon parcours universitaire, ils ont été là, souvent dans l'ombre, mais toujours présents par leurs conseils, leur patience, leurs sacrifices silencieux et leurs prières qui m'ont accompagné sans relâche.

Leur soutien n'a jamais faibli, même dans les moments les plus incertains. C'est grâce à leur amour, à leur foi en moi et à l'éducation qu'ils m'ont transmise avec tant de sagesse que j'ai pu avancer et franchir chaque étape ,Cette réussite n'est pas seulement la mienne : elle est le reflet de ce qu'ils ont semé en moi depuis le début. À eux reviennent les honneurs, car sans eux, rien de tout cela n'aurait été possible.

A mon père, Dont la sagesse a été ma boussole, et la confiance en moi mon moteur. Merci pour ton soutien inébranlable et ton amour silencieux, Puisse Dieu te combler de bonheur et de santé.

A Ma mère, L'ange de ma vie, celle que j'aime d'un amour profond ,Toi qui es la signification même de l'amour, de la tendresse et du dévouement ,Ce sourire qui illumine mes jours ,Le secret de mon existence et la source de ma réussite ,Celle dont les prières ont ouvert mes chemins, Dont la tendresse a apaisé mes blessures ,L'espace infini de l'amour, l'océan de tendresse ,La fleur de ce monde et sa plus belle joie Ma chère maman, que Dieu te protège et te garde pour moi.

mon frère, que je porte dans mon cœur avec tant d'amour. Merci pour ton soutien calme, ta présence fidèle, et tes mots simples qui ont eu tant de valeur dans les moments clés. Tu restes pour moi un pilier irremplaçable. Mon confident, mon allié depuis toujours... Dieu te garde à mes côtés.
mes chères soeurs.

tous mes amis, et toute la famille à toutes les personnes chères à mon cœur, pour leur présence et leur gentillesse tout au long de cette aventure. mes enseignants, pour leurs efforts et leur accompagnement tout au long de ma formation.

toutes les entreprises et institutions où j'ai eu le privilège d'effectuer mes stages pratiques, pour leur accueil chaleureux, leur encadrement et leur collaboration Je mentionne spécifiquement.

société algérienne des industries électrique et gazière (SAIEG) – Sonelgaz.

TRC SP3 M'SILA- Sonatrach.

Production d'électricité – Sonelgaz.

Algérienne des Eaux – Ade M'sila.

Mes remerciements vont également à l'ensemble des employés de ces institutions, pour leur disponibilité, leur Patience et leur professionnalisme tout au long de mes stages.

Table des matières

Table des matières	i
Liste des figures	vi
Liste des tableaux	x
Abréviations et symboles	xi
Introduction générale	1

Chapitre I : Etat de l'art sur les systèmes de conversion d'énergie éolienne

I.1 Introduction	5
I.2 Présentation l'énergie éolienne	6
I.2.1 Définition de l'énergie éolienne.....	6
I.2.2 Historique de l'éolien.....	6
I.2.3 Énergie éolienne en quelques chiffres.....	7
I.2.3.1 Énergie éolienne en Algérie	9
I.2.3.2 Les éléments constitutifs de la centrale éolienne Kabertene	10
I.2.4 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne	11
I.2.4.1 Avantages.....	11
I.2.4.2 Inconvénients	12
I.2.5 Les différents types d'éoliennes.....	13
I.2.5.1 Eoliennes à axe vertical.....	13
I.2.5.2 Eoliennes à axe horizontal.....	14
I.3 De nombreux composants essentiels des aérogénérateurs à axe horizontal.....	17
I.3.1 Les pales.....	18
I.3.2 La tour	18
I.3.3 Le rotor.....	18
I.3.4 La nacelle	18
I.4 Conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique.....	20
I.5 Eolienne à vitesse fixe et à vitesse variable	21

I.6 Machines électriques et systèmes de conversion d'énergie éolienne.....	22
I.6.1 Générateur Asynchrone.....	22
I.6.1.1 Générateur Asynchrone avec Cage d'Écureuil	23
I.6.1.2 Générateur Asynchrone à double stator	24
I.6.1.3 Machine asynchrone connectée au réseau par l'intermédiaire d'une interface d'électronique de puissance.....	25
I.6.2 Générateur synchrone.....	26
I.6.2.1 Générateur synchrone à rotor bobiné	26
I.6.3 Evolution des systèmes éoliens à vitesse variable vers la double alimentation	28
I.6.3.1 Machine asynchrone à double alimentation type rotor bobiné.....	28
I.6.3.2 Machine asynchrone à double alimentation en cascade	30
I.6.4.3 Machine asynchrone à double alimentation sans balais (BDFIG)	30
I.6.4.4 Comparaison des topologies et choix de la BDFM.....	32
I.7 Conclusions	33

Chapitre II : Modélisation d'un Système Eolien Basé Sur une Machine Asynchrone Double Alimentation Sans Balais

II. 1 Introduction.....	35
II .2 Description Système éolien.....	36
II .3 Modélisation aérodynamique et mécanique d'une éolienne.....	37
II.3.1 source primaire : le vent.....	37
II.3.1.2 Puissance du vent.....	38
II.3.1.3 Modèle du multiplicateur	40
II.3.1.4 Modèle de la partie mécanique	40
II.3.2 Description et fonctionnement de la MADA sans balais.....	42
II.3.3 Principe de fonctionnement	44
II.3.3.1 Contraintes constructives et d'alimentation pour le fonctionnement correcte de la BDFIG	45
II.3.3.2 schéma équivalent de la MADA sans balais.....	48
II.3.4 Modélisation vectorielle de la MADA Sans Balais (BDFIG).....	49
II.3.4.1 Hypothèses simplificatrices	50

II.3.4.2 Modèle électrique de la MADA Sans Balais dans le repère triphasé.....	51
II.3.4.3 Transformation de Park.....	52
II.3.4.4 Modèle électrique de la MADA Sans Balais dans le repère biphasé.....	53
II.3.5 Modélisation de Convertisseur coté machine	55
II.3.5.2.1 Principe de la MLI vectorielle	60
II.3.5.2.2 Localisation du vecteur de référence	60
II.3.5.2.3 Calcul des temps de commutation	61
II.3.5.2.4 Génération des impulsions de commande.....	62
II.3.5.2.5 Schéma bloc da la MLI vectorielle	63
II.4 Stratégie de commande de la turbine éolienne.....	64
II.4.1 Maximisation de la puissance avec asservissement de vitesse	65
II.4.2 Maximisation de la puissance sans asservissement de vitesse.....	66
II.4.3 Régulation du système d'orientation des pales « <i>pitch control</i> ».....	67
II.5 Simulations numériques.....	68
II.6 Conclusion	72

Chapitre III : Commande des Puissances Active et Réactive d'un Système Eolien à Vitesse Variable Basé Sur une MADASB

III.1 Introduction	73
III.2 Commande vectorielle des puissances active et réactive	73
III.2.1 Principe de la commande vectorielle de la MADA Sans Balais.....	74
III.2.2 Stratégie de commande en puissances active et réactive de la MADASB	75
III.2.3 Expression des puissances active et réactive statoriquess (BP).....	77
III.2.4 Expression des tensions statoriques (BC).....	78
III.2.4 Commande indirecte sans boucle de puissance de la MADASB	79
III.2.5 Synthèse de la régulation PI	81
III.3 Résultats de Simulations.....	83
III.3.1 Résultats de simulation du système par la commande vectorielle.....	83
III.4.3 Interprétation des résultats.....	86

III.5 Conclusion.....	87
-----------------------	----

Chapitre IV: Commande Par Mode Glissant d'un Système Eolien basé sur une MADA Sans Balais

IV.1 Introduction	88
IV.2 Présentation des contrôleurs non linéaires	89
IV.3 Commande par mode glissant	90
IV.3.1 Concept général de la commande par mode glissant.....	90
IV.4 Commande par mode de glissement du premier ordre	91
IV.4.1 Structures de la commande par mode de glissement.....	92
IV.4.1.1 Structure par commutation au niveau d'une contre réaction d'état	93
IV.4.1.2 Structure de régulation par ajout de la commande équivalente.....	93
IV.4.2 Conception de la commande par mode de glissement.....	94
IV.4.2.1 Choix de la surface de glissement	95
IV.4.2.2 Conditions d'existence et de convergence du régime glissant	96
IV.4.3 Phénomène du Chattering et ses solutions	100
IV.4.3.1 Solution de couche limite	101
IV.4.3.2 La fonction smooth.....	102
IV.4.3.3 La loi d'interpolation de puissance.....	103
IV.4.3.4 La fonction pseudo-signe	103
IV.4.3.5 La fonction arctangente	104
IV.4.3.6 La fonction tangente hyperbolique.....	104
IV.5 Commande par mode de glissement d'ordre supérieur	106
IV.5.1 Commande par mode glissant du second ordre.....	107
IV.5.2 Algorithme de commande par mode glissant du second ordre.....	109
IV.5.2.1 Algorithme sous-optimal.....	110
IV.5.2.2 Algorithme du Twisting	112
IV.5.2.3 Algorithme du Super Twisting.....	112
IV.6 Application de la commande par mode glissant sur le système éolien à base de la MADASB.....	114

IV.6.1 Commande par mode glissant d'ordre un des puissances active et réactive	114
IV.6.2 Commande par mode glissant de second ordre des puissances active et réactive.....	116
IV.7 Résultats de simulation.....	119
IV.7.1 Résultats de simulation du système par la commande par mode glissant d'ordre un.....	120
IV.7.2 Résultats de simulation du système par la commande mode glissant d'ordre deux.....	123
IV.7.3 Interprétation des résultats.....	125
IV.8 Conclusion.....	126
<i>Conclusion générale</i>	127
Bibliographies.....	130

Liste des figures

Chapitre I : Etat de l'art sur les systèmes de conversion d'énergie éolienne

Figure (I-1): Capacité cumulée d'énergie éolienne dans le monde.....	7
Figure (I.2): Puissance des installations éoliennes (MW) à l'échelle mondiale.....	8
Figure (I.3): Carte annuelle de la vitesse moyenne du vent à 10m du sol (m/s) en Algérie.....	10
Figure (I.4): Vue perspective générale de la ferme éolienne de KABERTENE	11
Figure (I.5): technologie éolienne à axe vertical.	13
Figure (I.6): Les éoliennes à axe horizontal.	15
Figure (I.7): Type de montage d'une voilure à axe horizontal.....	15
Figure (I.8): limite de la puissance éolienne a) contrôle de l'inclinaison, b) déviation verticale du rotor, c) rotation horizontale du rotor, d) vitesse de rotation continuellement variable.	16
Figure (I.9): Principaux composants de l'éolienne moderne. La Figure I.9 représente les différentes parties d'une éolienne à axe horizontale Nordex N60 (1300 kW).	17
Figure (I.10): Zones opérationnelles d'une éolienne	20
Figure (I.11): La puissance d'une éolienne standard dépend de la vitesse de la machine et du vent.....	21
Figure (I.12): Ordre des types d'éoliennes en fonction du coefficient C_p	22
Figure (I.13): Système éolien basé sur l'utilisation de la machine asynchrone à cage (rotation à vitesse constante).....	23
Figure (I .14) : Système éolien utilisant la machine asynchrone à grille à fréquence variable.	24
Figure (I.15): Un générateur asynchrone à double stator dans un système de conversion éolien	25
Figure (I. 16):Machine asynchrone reliée au réseau via un ensemble redresseur-onduleur.....	26
Figure (I.17): Machine synchrone connectée au réseau à travers un appareil redresseur – hacheur – onduleur MLI.....	27
Figure (I.18): Machine synchrone à aimants permanents intégrée dans un système de conversion éolienne.....	28
Figure (I.19): Machine asynchrone à double alimentation de type rotor bobiné dans un système de conversion éolienne	29
Figure (I.20): Principe de fonctionnement de deux machines asynchrones en cascade.	30
Figure (I.21): Machine asynchrone à double alimentation sans balais (BDFIG)	31

Chapitre II : Modélisation d'un Système Eolien Basé Sur une Machine Asynchrone Double Alimentation Sans Balais

Figure (II.1) : Configuration triphasée du système éolien lié au réseau.	36
Figure (II.2) : Profil du vent utilisé pour la turbine.	38
Figure (II.3) : Changement du coefficient de puissance en fonction de la vitesse relative	39
Figure (II.4) : Modèle mécanique de la turbine éolienne.	41
Figure (II.5) : Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne.....	42
Figure (II.6) : Couplage magnétique de la MADA sans balais.	44
Figure (II.7) : Représentation du modèle présenté par MADASB.	49
Figure (II. 8) : Schéma équivalent de la MADASB référé au stator BP.....	49
Figure (II.9) : Darstellung d'une BDFIG dans le système de coordonnées abc.....	51
Figure (II.10) : représentation du modèle général de la MADASB.....	53
Figure (II.11) : Structure d'un onduleur de tension triphasé à deux niveaux.	55
Figure (II.12) : Diagramme vectoriel de l'onduleur à deux niveaux.	58
Figure (II.13) : Organigramme de calcul du secteur.....	61
Figure (II.14) : Schéma bloc de la MLI vectorielle.	64
Figure (II.15) : synthétise le concept de la méthode MPPT pour le contrôle de l'éolienne sans régulation de la vitesse de rotation.	67
Figure (II.16) : Vitesse mécanique.	69
Figure (II.17) : Coefficient de puissance et la vitesse spécifique.	70
Figure (II.18) : Courants et de la MADASB	71
Figure (II.19) : Le couple électromagnétique.	71
Figure (II.20) : Puissance active et réactive de la MADASB.....	72

Chapitre III : Commande des Puissances Active et Réactive d'un Système Eolien à Vitesse Variable Basé Sur une MADASB

Figure (III.1): Principe de la commande vectorielle à flux orienté.	74
Figure (III. 2) : Schéma bloc de la MADASB.....	78
Figure (III. 3) : Schéma synoptique du contrôle de la MADASB.	81

Figure (III. 4) : Schéma synoptique de régulation des courants.	82
Figure (III. 5) : Puissance active et réactive statorique de la MADASB par la commande vectorielle.	83
Figure (III. 6) : La tension de réseau et le courant statorique de BP.	84
Figure (III. 7) : Courant statorique d'une phase, zoom, Spectre harmonique du courant statorique.....	85
Figure (III. 8) : Courant du bobinage de commande.	85

Chapitre IV: Commande Par Mode Glissant d'un Système Eolien basé sur une MADA Sans Balais

Figure (IV. 1) : Différents modes de glissant dans le plan de phase : (a) glissement idéal, (b) glissement réel. ..	91
Figure (IV. 2) : Structure de régulation par commutation au niveau de l'organe de commande.	93
Figure (IV. 3) : Structure de régulation par commutation au niveau de la rétroaction d'état.	93
Figure (IV. 4) : Structure de régulation par ajout de la commande équivalente.....	94
Figure (IV. 5) : Valeur continue prise par la commande lors de la commutation entre u^+ et u^-	98
Figure (IV. 6) : Principe de la commande par mode glissant avec commande équivalente.	100
Figure (IV. 7) : Phénomène de broutement.	101
Figure (IV. 8) : Fonction saturation.....	102
Figure (IV. 9) : Fonction Smooth.	102
Figure (IV. 10) : Fonction d'interpolation.....	103
Figure (IV. 11) : Fonction pseudo-signe	104
Figure (IV. 12) : Fonction arctangente	104
Figure (IV. 13) : Fonction tangente hyperbolique.....	105
Figure (IV. 14) : Régime glissant classique (a) et mode glissant d'ordre supérieur (b).....	106
Figure (IV. 15) : Intersection des 3 surfaces de commutation définit le point de référence.....	107
Figure (IV. 16) : Trajectoire de phase de l'algorithme sous-optimal.	110
Figure (IV. 17) : Trajectoire de phase de l'algorithme de Twisting.....	112
Figure (IV. 18) : Trajectoire de phase de l'algorithme du Super Twisting.	113
Figure (IV. 19) : Schéma bloc de la structure de commande par mode glissant.	116
Figure (IV. 20) : Schéma bloc de la structure de commande par mode glissant d'ordre deux.....	118

Figure (IV. 21) :Puissances active et réactive statorique de la MADASB par la commande par mode glissant d'ordre un.	120
Figure (IV22) : La tension de réseau et le courant statorique de BP.	121
Figure (IV23) : Courant statorique d'une phase, zoom et spectre harmonique du courant statorique.	122
Figure (IV. 24) : Courant du bobinage de commande.	122
Figure (IV. 25) : Puissances active et réactive statorique de la MADASB par la commande mode glissant d'ordre deux.....	123
Figure (IV. 26) : La tension de réseau et le courant statorique de BP.	123
Figure (IV. 27): Courant statorique d'une phase, zoom et spectre harmonique du courant statorique.	124
Figure (IV. 28) : Courant du bobinage de commande.	125

Liste des tableaux

Chapitre I : Etat de l'art sur les systèmes de conversion d'énergie éolienne

Tableau (I. 1): Capacité de production éolienne totale installée [9].....	9
Tableau (I. 2): Évaluation en comparé de différentes machines utilisées dans SCE [30]	32

**Chapitre II : Modélisation d'un Système Eolien Basé Sur une
Machine Asynchrone Double Alimentation Sans Balais**

Tableau II. 1: Etats de l'onduleur et les coordonnées du vecteur v_i dans le plan (α, β)	58
---	----

Liste des symboles

V_w : Vitesse du vent.

V_1 : Vitesse en amont.

V_2 : Vitesse en aval.

E_c : L'énergie cinétique du vent.

P_m : Puissance du vent.

R_t : Rayon des pâles de l'éolienne.

ρ : Densité d'aire.

m : Masse d'air.

β : Angle d'orientation des pales.

S : Surface balayée par les pales de la turbine.

λ : Vitesse spécifique.

Ω_t^{ref} : Vitesse angulaire de référence.

Ω_t : Vitesse angulaire de rotation des pâles.

P_t : Puissance de la turbine.

j : Inertie totale.

C_t : Couple capté par la turbine

$C_{p\max}$: Coefficient de puissance maximale.

C_p : Coefficient de puissance.

λ_{opt} : Vitesse spécifique optimale.

C_g : Couple du générateur.

Ω_{em}^{ref} : Couple électromagnétique de référence.

Ω_m : Vitesse mécanique

C_{em} : Couple électromagnétique développé par la génératrice.

Ω_m^{ref} : Vitesse mécanique de référence.

j_t : Inertie de la turbine.

j_m : Inertie de la machine.

$\psi_{sp}^a, \psi_{sp}^b, \psi_{sp}^c$: Flux propres circulants au stator BP.

$\psi_{sc}^a, \psi_{sc}^b, \psi_{sc}^c$: Flux propres circulants au stator BC.

$\psi_r^a, \psi_r^b, \psi_r^c$: Flux propres circulants au rotor.

M_{sp}, M_{sc} : Inductances cycliques de la MADASB.

M_r : Inductance cyclique rotorique de la MADASB.

$v_{sp}^a, v_{sp}^b, v_{sp}^c$: Tensions triphasées au stator BC.

$i_{sp}^a, i_{sp}^b, i_{sp}^c$: Courants triphasées au stator BC.

i_r^a, i_r^b, i_r^c : Courants triphasées au rotor.

ρ_p : Nombre de paires de pôles de la (BP).

ρ_c : Nombre de paires de pôles de la (BC).
 ω_{sp} : Pulsation électrique statorique (BP).
 ω_{sc} : Pulsation électrique statorique (BC).
 ω_r : Pulsation électrique rotorique.
 f_{sp} : Fréquence statorique (BP).
 f_r : Fréquence rotorique.
 f_c : Fréquence statorique (BC).
 R_r : Résistance rotorique de la MADASB.
 R_{sc} : Résistance statorique de la MADASB (BC).
 R_{sp} : Résistance statorique de la MADASB (BP).
 (α, β) : Référentiel lié au stator.
 (d, q) : Référentiel lié au champ tournant.
 (X, Y) : Référentiel lié au rotor.
 Q_{sp}^* : Puissance réactive de référence.
 P_{sp}^* : Puissance active de référence.
 v_{sc}^* : Tension statorique (BC) de référence.
 v_{sabc} : Tensions de réseau.
 i_{sc}^* : Courant statorique (BC) de référence.
 i_{sp}^* : Courant statorique (BP) de référence.
 i_{sabc} : Courants de réseau.
 v_{cabc} : Tensions de sortie d'onduleur.
 $v_{s\alpha, \beta}$: Tensions de réseau dans le repère α et β
 V_{dc}^* : Tension continue de référence.
 V_{dc} : Tension continue.
 i_{dc} : Courant continu de la sortie de redresseur.
 i_s : Courant continu de l'entrée de l'onduleur.
 $v_{sd, q}$: Courants de réseau dans le repère d et q .
 $i_{s\alpha, \beta}$: Tensions de réseau dans le repère d et q .
 v_m^* : Amplitude de vecteur de référence.
 P_c : Puissance du condensateur.
 ω_s : Pulsation électrique du réseau.
 θ_s : Angle électrique du réseau.
 L_f : Inductance de filtre.
 R_f : Résistance de filtre.
 C : Condensateur de filtrage côté continu.
 $G(p)$: Equation caractéristique de la fonction $H(p)$.

$H(p)$: Fonction de transfert en boucle fermé.
 $F(p)$: Fonction de transfert en boucle ouverte.
 $R(p)$: Fonction de transfert du PI.
 p : Opérateur de Laplace.
 t : Temps.
 $s_i, i = 1 \dots 6$: Secteur de localisation du vecteur v^* .
 f_h : Fréquence de commutation de l'onduleur.
 T_h : Période de commutation de l'onduleur.
 t_i : Temps de commutation de l'interrupteur i .
 v_β : Projection du vecteur v sur l'axe imaginaire.
 v_α : Projection du vecteur v sur l'axe réel.
 m : Position angulaire de vecteur de référence.
 θ : Position angulaire de vecteur de référence.
 u_{eq} : Commande équivalente.
 $s(x)$: Surface de glissement.
 $u(t)$: Commande.
 ω_{ndc} : Pulsation de coupure régulateur PI de la tension continue.
 K_{pdc}, K_{idc} : Gains du régulateur PI de la tension continue.
 ζ_{dc} : Coefficient d'amortissement du régulateur PI de la tension continue.
 ω_{nc} : Pulsation de coupure du régulateur PI des courants actif et réactif.
 K_{pc}, K_{ic} : Gains du régulateur PI des courants actif et réactif.
 ζ_c : Coefficient d'amortissement du régulateur PI des courants actif et réactif.
 K_{pd}, K_{id}, K_{sd} : Gains des régulateurs SMC des courants actif et réactif.
 $k_{pdc}, K_{idc}, K_{sdc}$: Gains du régulateur SMC de la tension continue.
 V : Fonction de Lyapunov.
 r : le degré relatif.
 $ey(x)$: Ecart entre la variable à régler et sa référence.
 u_{dis} : La commande discontinue.

Liste des Abréviations

MAS: Machine Asynchrone à cage.
 MSRB: Machine Asynchrone à rotor Bobiné.
 BP, BC: Bobinage de puissance et Boubinage de commande.
 FTBO : Fonction de Transfer en Boucle Ouverte.
 FTBF : Fonction de Transfer en Boucle Fermée.
 GACE : Générateur Asynchrone à Cage d'Ecureuil.
 CDER : Centre de Développement d'Energie.
 CCR : Convertisseur coté réseau.
 GVV : Générateur à Vitesse Variable.
 FEM : Force Electromotrice.
 SCE : Systèmes de Conversion Eolien.
 MCC : Machine à Courant Continu.
 SVM : Space Vector Modulation.
 WECS: Wind Energy Conversion System
IGBT: Insolated Gate Bipolar Transistor.
NPC: Neutral Point Clamped.
SVM: Space Vector Modulation.
PI: ProportionalIntegral.
MLI : Modulation de Largeur d'Impulsion.
MPPT: Maximum Power Point Tracking.
AC: Alternative Current.
DC: Direct Current.
PLL: Phase Locked Loop.
THD: Total HarmonicDistortion.
SSV : Systèmes à Structures Variables.
SMC: Sliding Mode Controller.
 MADASB : Machine Asynchrone à Double Alimentation Sans Balais.
 BDFIG: Brushless Doubly Fed Induction Generator.
 MADAC: Machine Asynchrone à Double Alimentation en Cascade.
 MADA : Machine Asynchrone à Double Alimentation.
 MSAP : Machine Synchrone à Aiment Permanant.

MASDS: Machine Asynchrone à Double Stator.

Introduction générale

L'expansion rapide de l'industrialisation au cours des dernières décennies et l'augmentation du nombre d'appareils électriques, utilisés tant pour des fins domestiques qu'industrielles, stimulent fortement la demande mondiale en électricité. Cette hausse de la consommation d'énergie a entraîné une dégradation progressive des ressources fossiles, tout en exacerbant la détérioration environnementale. À l'heure actuelle, la plupart de l'énergie utilisée à l'échelle mondiale provient toujours des ressources fossiles comme (le pétrole, le gaz naturel et le charbon). Une utilisation trop grande de ces ressources conduit non seulement à une réduction accélérée des stocks accessibles, mais aussi à de grands désordres écologiques, en notamment via l'effet de serre. En solution à ces défis, un certain nombre de pays développés ont opté pour l'énergie nucléaire comme alternative. Même si cette alternative diminue drastiquement les émissions de gaz à effet de serre par rapport aux centrales au charbon, elle n'est pas sans défis. Toutefois, elle suscite de vives préoccupations en matière d'accidents potentiels, de gestion et d'entreposage à long terme des déchets radioactifs, des enjeux majeurs pour les générations à venir.

Devant les problématiques liées à l'exploitation intensive des énergies fossiles, de nombreux pays ont opté pour des alternatives énergétiques plus durables et prometteuses, souvent dénommées énergies renouvelables. Ces dernières englobent des sources d'énergie inépuisables à l'échelle humaine, largement accessibles, souvent sans frais, et qui préservent l'environnement. Elles peuvent être transformées en électricité ou en chaleur en fonction des exigences. Ainsi, les pays développés ont consacré des moyens à la mise en place et à l'utilisation de ces sources d'énergie renouvelable, comme le solaire, la biomasse, la géothermie, l'énergie marémotrice et l'hydraulique, entre autres[1].

L'énergie éolienne se distingue par un potentiel particulièrement significatif parmi ces sources. Elle ne cherche pas à supplanter les énergies traditionnelles, mais plutôt à satisfaire la demande énergétique en constante augmentation. Après des siècles de progrès et de recherches minutieuses au cours des dernières décennies, plusieurs pays se sont désormais fermement engagés à développer l'énergie éolienne[2].

Les avantages des éoliennes en place actuellement sont dotées d'une machine asynchrone à double alimentation (MADA). Cela permet d'opérer sur un large éventail de vitesses de vent et d'extraire le maximum de puissance disponible pour chacune d'elles. Son circuit statorique est branché directement sur le réseau électrique, alors que son circuit rotorique est lié au réseau via des

convertisseurs de puissance. Le coût des convertisseurs est moindre comparé à une éolienne à vitesse variable alimentée par le stator, étant donné que la puissance échangée entre le rotor et le réseau est faible. C'est pourquoi on retrouve cette génératrice dans le processus de production. Des puissances considérables. Un autre motif est la possibilité d'ajuster la tension de la génératrice au point de raccordement [6-7-8].

L'emploi d'un rotor bobiné induit le développement de modes oscillatoires annexés, contrairement au rotor à cage dont la structure mécanique assure une rigidité supérieure. À puissance nominale équivalente, la machine avec rotor bobiné détient plus d'espace et est plus pesante que celle à rotor à cage. En définitive, l'usage de balais mécaniques requiert des opérations d'entretien plus périodiques, ce qui accroît les dépenses opérationnelles [30].

La machine asynchrone doublement alimentée sans balais (MADASB) a gagné en popularité récemment, grâce à ses nombreux avantages. Son design de rotor en cage, combiné à l'absence de balais et bagues, lui confère une solidité mécanique totale. En outre, sa faculté de contrôler à la fois la rapidité et le facteur de puissance lui confère des bénéfices opérationnels notables, surtout dans les contextes d'application éolienne, où elle surpasse les appareils traditionnels en matière de flexibilité et d'efficacité énergétique.

La première solution consiste en une cascade de deux machines MADA, une configuration innovante cherchant à combiner les avantages du MAC et de la MADA. Cette structure en cascade représente la première réalisation pratique d'une machine à induction doublement alimentée sans balais (MADASB)[9]. Ou Brushless Doubly-Fed Induction Generator (BDFIG) en anglais, qui constitue l'objet central de cette étude.

Le dispositif comprend un rotor à cage spécifique et deux bobinages du stator triphasés distincts le premier, connu sous le nom d'enroulement de puissance (BP), est branché directement au réseau électrique, alors que l'autre, désigné comme enroulement de commande (BC), est alimenté par un convertisseur réversible. L'objectif principal de ce projet est de maîtriser et d'optimiser les performances de cette architecture, en particulier par une gestion rigoureuse des interactions entre ses composants [30].

Cette structure présente plusieurs atouts significatifs :

- o la possibilité de dimensionner le convertisseur à une puissance inférieure à celle de la génération standard (à l'instar de la MADA);

- une robustesse mécanique offrant une grande tolérance aux surcharges, ainsi qu'une installation facilitée dans des environnements hostiles (similaire à la MAS);
- une installation et un entretien moins coûteux que dans une configuration de type MADA; la capacité à supprimer les oscillations du rotor enroulé.

Toutefois, l'étude des stratégies de commande demeure complexe à cause du modèle mathématique basé sur divers référentiels vectoriels. Pour rendre cette approche plus simple, des études ont mené à la conception d'un modèle basé sur un point de référence rotatif en deux étapes. Dans ce cadre, J. Poza et son équipe ont suggéré un modèle unifié pour la MADASB, qui constitue la fondation pour des algorithmes de contrôle plus efficaces [30].

Dans le contrôle des machines asynchrones traditionnelles, un cadre basé sur le flux statorique ou rotorique permet l'acquisition de variables électriques stables en régime permanent. Pour la BDFM, cette technique est ajustée en synchronisant l'indicateur avec le flux BP. L'orientation du contrôle est optimalement définie par la stabilité de ce flux, protégée par une tension (BP) constante de la MADASB.

Le présent travail est structuré en quatre chapitres. Le premier chapitre offre une étude complète des dispositifs de transformation de l'énergie éolienne, décrivant le progrès technologique des turbines éoliennes au fil des dernières décennies. Il fournit une classification approfondie des diverses catégories de turbines, en mettant l'accent sur les turbines à axe horizontal, qui sont le sujet principal de notre recherche. Ce chapitre examine en profondeur l'évolution des systèmes de génération éolienne à travers trois axes principaux : les fondements théoriques régissant leur fonctionnement, les mécanismes de contrôle précis régulant leurs performances ainsi que les systèmes intégrés de protection mécanique. Une analyse comparative détaillée est présentée entre les différents types de génératrices électriques utilisées dans les parcs éoliens, incluant une évaluation rigoureuse de leurs indicateurs d'efficacité, de leurs avantages comparatifs et de leurs défis opérationnels spécifiques à chaque conception.

Dans le deuxième chapitre, la modélisation intégrale de la chaîne de conversion éolienne à vitesse variable, en examinant méthodiquement ses divers éléments. La recherche débute par un examen minutieux du sous-système mécanique, incluant la modélisation dynamique de la turbine et une description précise du champ éolien et de sa fluctuation dans le temps, puis elle se poursuit avec l'estimation théorique de la puissance maximale récupérable basée sur la limite de Betz. La seconde étape porte sur la modélisation de la machine asynchrone à double alimentation sans balais (BDFIG), au cours de laquelle sont formulées les équations électromagnétiques qui déterminent son

comportement en régime variable. La recherche continue avec là Le processus de recherche continue avec la modélisation des niveaux de conversion, qui comprend d'une part le convertisseur du côté de la machine fournissant l'alimentation au bobinage de commande de la BDFIG, garantissant ainsi l'interface avec le réseau électrique. Ce chapitre met l'accent sur les techniques de contrôle sophistiquées utilisées pour la turbine éolienne, en privilégiant l'utilisation de méthodes MPPT pour maximiser la production énergétique et les approches de contrôle vectoriel afin de garantir le respect des normes du réseau électrique.

Au chapitre trois, nous présenterons une stratégie de contrôle perfectionnée pour rehausser la qualité de l'énergie électrique produite par le système. Cette méthode s'appuie sur un système de régulation qui permet de gérer indépendamment les puissances actives et réactives. L'analyse intègre le contrôle vectoriel, qui est mis en œuvre via des régulateurs PI et repose sur la direction du flux statorique. Cette approche permet d'ajuster le modèle de la machine et de réaliser une séparation optimale entre les éléments des puissances générées.

Le but premier de cette approche est de créer une liaison explicite entre les variables électriques du bobinage principal et les éléments du bobinage de commande, ce qui permet un contrôle exact des échanges d'énergie active et réactive entre le stator de la machine (BP) et le réseau. Ce type de commande joue un rôle crucial dans l'amélioration des performances dynamiques du système tout en garantissant sa robustesse face aux perturbations.

Le chapitre quatre se consacre à l'étude de la commande par mode glissant, en traitant deux approches majeures. La première section, suite à un bref rappel des systèmes de contrôle non linéaires, traite des principes du contrôle glissant de premier ordre ainsi que de la notion de commande équivalente. Elle traite également du phénomène du chattering et des stratégies pour le minimiser, y compris l'utilisation de la commande d'ordre supérieur basée sur l'algorithme **Super-Twisting**. La seconde partie est dédiée à l'application de ces deux lois de commande sur un système de conversion d'énergie, visant le contrôle indépendant des puissances active et réactive. Enfin, une conclusion générale viendra synthétiser les principaux apports de ce travail, tout en mettant en lumière certaines perspectives de recherche envisageables.

Chapitre I

Etat de l'art sur les systèmes de conversion d'énergie éolienne

I.1 Introduction

Les énergies renouvelables, par leur nature illimitée, proposent une réponse pour satisfaire nos besoins en énergie sans porter atteinte à notre environnement naturel. Dans le domaine des énergies renouvelables, l'énergie éolienne se démarque par son important potentiel énergétique. L'énergie générée par les fermes éoliennes à travers le monde continue de croître de façon constante d'une année à l'autre [1].

Les caractéristiques mécaniques de l'éolienne, l'efficacité de la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique est très importante. Là encore, de nombreux dispositifs existent et, pour la plupart, ils utilisent des machines synchrones ou asynchrones. Les stratégies de commande de ces machines et leurs éventuelles interfaces de connexion au réseau doivent permettre de capter un maximum d'énergie sur une plage de variation de vitesse de vent la plus large possible, ceci dans le but d'améliorer la rentabilité des installations éoliennes[2].

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

I.2 Présentation l'énergie éolienne

I.2.1 Définition de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne fait référence à l'énergie tirée du vent grâce à un système aérogénérateur, comme une éolienne ou un moulin à vent. Une éolienne transforme une partie de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique au niveau d'un arbre de transmission, qui est ensuite convertie en électricité par une génératrice. On considère ce type d'énergie comme renouvelable, car à l'échelle humaine, elle est inépuisable. De plus, c'est une énergie verte qui respecte l'environnement, car elle ne produit ni émissions polluantes dans l'air, ni déchets radioactifs [3].

I.2.2 Historique de l'éolien

L'origine du terme « éolienne » est attribuée au nom d'Éole, le dieu grec des vents, figure légendaire de l'Antiquité grecque. L'homme utilise l'énergie éolienne depuis des lustres, datant à environ 2000 ans au préalable à notre ère. À cette période, les Babyloniens avaient déjà envisagé de recourir à la puissance du vent dans leurs systèmes d'irrigation en Mésopotamie. Par la suite, cette force a été mise à profit pour la navigation à voile. Durant le Moyen Âge, les Européens ont recouru à cette technologie pour satisfaire leurs exigences en matière d'énergie mécanique, notamment pour les moulins à farine et pour l'assèchement des terrains inondés aux Pays-Bas, grâce à des dispositifs de pompage de l'eau [4].

L'ingénieur danois Poul La Cour a été le premier à associer une turbine éolienne à une génératrice, une innovation développée en 1891. Depuis son invention, l'énergie éolienne a constamment progressé tout au long du 20^e siècle et au commencement du 21^e siècle, aussi bien en termes de puissance que d'efficacité. Son utilisation s'est progressivement répandue à travers le monde, y compris dans des zones reculées comme les îles du Pacifique.

Vers le début des années 1900, les éoliennes ont connu une large diffusion aux États-Unis, principalement dans les zones rurales reculées dépourvues de connexion au réseau électrique. Près de six millions d'éoliennes ont été érigées, principalement pour fournir de l'électricité aux fermes et aux résidences éloignées. Cette expansion considérable a rendu l'énergie éolienne une option tangible et appropriée aux besoins locaux, surtout dans un environnement caractérisé par un déficit d'infrastructures électriques contemporaines.

La crise pétrolière de 1973 a marqué un moment crucial, poussant les pays producteurs et utilisateurs d'énergies fossiles à considérer sérieusement l'expansion de sources d'énergie alternatives, en particulier

l'énergie éolienne. À partir de la fin des années 1980, on a observé une augmentation notable du nombre d'éoliennes mises en place à travers le monde[5-7].

En 2006, l'Algérie a matérialisé son ambition d'adopter les énergies renouvelables en mettant en fonctionnement sa première ferme éolienne à Tindouf, qui a une capacité de 50 MW. Sur le long terme, l'objectif du pays est de satisfaire 5 % de sa consommation d'électricité à partir de sources renouvelables, avec une attention particulière portée à l'énergie éolienne [8].

I.2.3 Énergie éolienne en quelques chiffres

Selon les données préliminaires publiées par l'Association mondiale de l'énergie éolienne (WWEA), la capacité installée en énergie éolienne à l'échelle mondiale a atteint 1 047 gigawatts à la fin de l'année 2023 [9]. Cette progression annuelle représente une augmentation de 116 065 mégawatts, soit un taux de croissance record de 12,5 %.

La capacité installée en 2023 dépasse de 34 % celle de l'année précédente, où l'expansion n'avait été que de 86 gigawatts. Ainsi, le rythme de développement de l'énergie éolienne s'est nettement accéléré par rapport à 2022, qui avait enregistré une croissance de 10,2 %. Avec un total dépassant désormais le million de mégawatts, le secteur se rapproche des prévisions établies, confirmant une dynamique mondiale en forte progression.

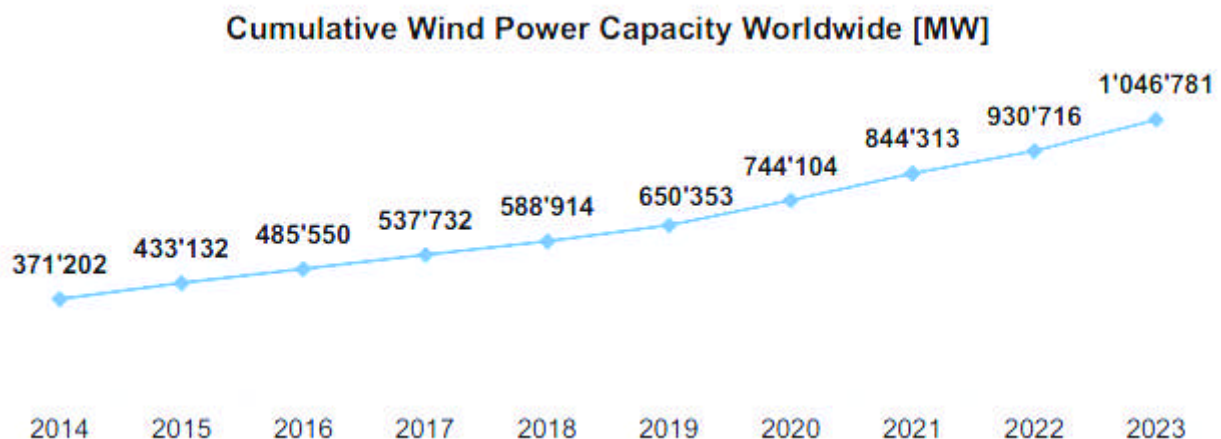


Figure I-1: Capacité cumulée d'énergie éolienne dans le monde [2023].

Parmi les dix premiers pays, le Brésil (20,8 %) et la Chine (19 %) affichent les taux de croissance les plus élevés. Les Pays-Bas (34 %), la Finlande (22 %), le Vietnam (24 %) et le Chili (26 %) ont tous enregistré des taux de croissance bien supérieurs à la moyenne mondiale et figurent désormais parmi les marchés les plus dynamiques, tandis que les anciens leaders États-Unis, Allemagne, Inde, Espagne et Royaume-Uni ont sous performé, restant bien en dessous de 10 %.

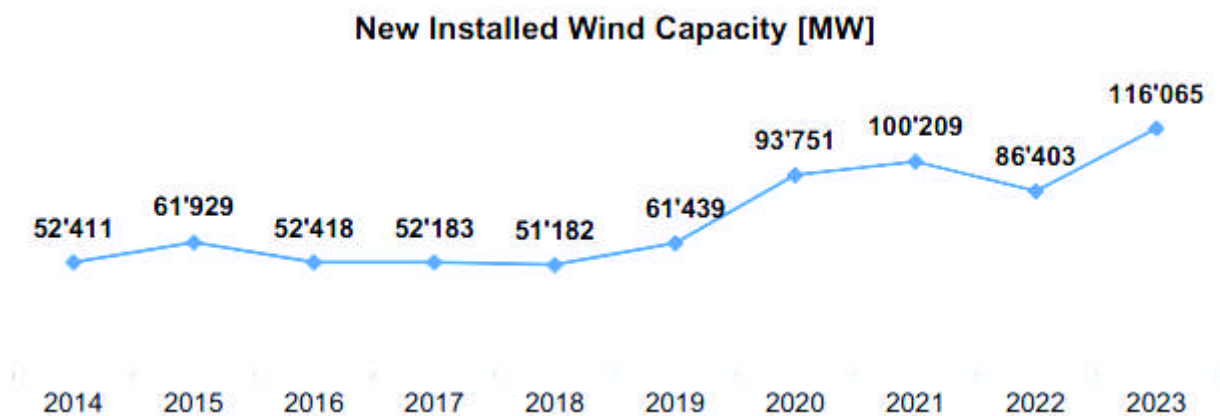


Figure I-2: Puissance des installations éoliennes (MW) à l'échelle mondiale [9].

Une croissance supplémentaire est attendue dans les années à venir, portée par de nouvelles politiques qui ont commencé à prendre effet dans de nombreux pays à travers le monde en réponse à l'aggravation du climat et aux crises des combustibles fossiles [5].

La demande une autre étape importante. Plus de dix pays affichent désormais une part d'énergie éolienne supérieure à 20 %, le Danemark en tête, qui produit 56 % de son électricité à partir du vent. L'Allemagne, les Pays-Bas, le Portugal, le Royaume-Uni et l'Uruguay comptent parmi les pays qui produisent environ un tiers ou plus de leur électricité à partir du vent.

Le marché éolien mondial est dominé par l'Asie, la Chine en tête, pour la 9^e année consécutive selon le WWEA. La Chine a renforcé sa position de leader sur ce marché.

La Chine joue une fois de plus un rôle exceptionnel dans le développement mondial de l'énergie éolienne : selon les estimations, elle a ajouté 75 gigawatts en 2023. Ce nouveau record n'a été battu que grâce à la Chine, qui représente 65 % du marché mondial des nouvelles éoliennes, contre 58 % en 2022. Jamais auparavant un pays n'avait joué un rôle aussi prépondérant dans le développement mondial de l'énergie éolienne que la Chine en 2023, avec un taux de croissance annuel de 19,2 %.

L'Inde a conservé sa position de cinquième marché pour les nouvelles capacités éoliennes, juste derrière l'Allemagne. Compte tenu des objectifs ambitieux du pays, l'Inde devrait conserver sa quatrième place en termes de capacité globale dans les années à venir.

L'Allemagne a pris la tête du marché des nouvelles installations, avec 3,2 gigawatts, portant sa capacité totale à 69,5 gigawatts. Les Pays-Bas ont ajouté de grands parcs éoliens offshore, augmentant leur capacité totale de 2,8 gigawatts, pour atteindre 11 gigawatts. Au total, sept pays européens ont dépassé le seuil de 1 gigawatt pour les nouvelles éoliennes : l'Allemagne et les Pays-Bas, la France (2,6

gigawatts de nouvelles installations, soit 23,5 gigawatts), la Suède (2 Gigawatts de nouvelles installations, soit 16,3 gigawatts), le Royaume-Uni (1,4 gigawatt de nouvelles installations, soit 30,2 gigawatts au total), la Pologne (1,4 gigawatt supplémentaire, soit 9,4 gigawatts au total) et la Finlande (1,3 gigawatt supplémentaire, soit 6,9 gigawatts au total). Les marchés de taille moyenne en Europe comprenaient la Grèce (543 mégawatts supplémentaires), l'Italie (plus 365 mégawatts), l'Autriche (313 mégawatts), la Belgique (274 mégawatts) et la Croatie (266 mégawatts)[9].

Les États-Unis ont dépassé les 150 gigawatts de capacité éolienne totale, le Canada a installé 1,8 gigawatt et dispose désormais de 17 gigawatts de capacité. Le Mexique a franchi le seuil des 8 gigawatts en 2023.

Le Brésil s'est enfin imposé comme le troisième marché mondial pour les nouvelles éoliennes, avec une capacité supplémentaire de 4,9 gigawatts en un an seulement. Avec une capacité installée de 20,8% en glissement annuel, le Brésil a enregistré la plus forte croissance des dix principaux marchés éoliens. Le pays se classe toujours au septième rang en termes de capacité totale, mais il devrait se hisser à la cinquième place d'ici 2024, dépassant l'Espagne et le Royaume-Uni. En Amérique du Sud, le Brésil est le leader incontesté de l'énergie éolienne avec une capacité totale de 28,6 gigawatts [9].

Tableau (I. 1): Capacité de production éolienne totale installée [9].

Position 2018	pays	Capacité totale fin 2023[MW]
01	Chine	405000
02	Etat Unis	148000
03	Allemagne	70000
04	Inde	45000
05	Royaume-Uni	30200
06	Brésil	29100
07	France	22200
-	Algérie	10

1.2.3.1 Énergie éolienne en Algérie

L'Algérie présente un potentiel éolien considérable qui peut être exploité pour la production d'énergie électrique, surtout dans le sud où les vitesses de vents sont élevées et peuvent dépasser 4m /s (6m/s dans la région de Tindouf), et jusqu'à 7m /s dans la région d'Adrar [10].

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

Algérie [11]. Ceci a permis l'identification de huit zones ventées susceptibles de recevoir des installations éoliennes: [11].

- deux zones sur le littoral ;
- trois zones sur les hauts plateaux ;
- quatre zones en sites sahariens.

Les trois régions situées au sud-ouest du Sahara (Tindouf, In Salah et Adrar) semblent être les plus favorables à l'installation de fermes éoliennes car elles cumulent à elles seules un potentiel économique approchant les 24 TWH/an [11].

La figure I.8 présente la carte des vents en Algérie établie par le centre de développement des énergies renouvelable CDER, laboratoire de l'énergie éolienne [11].

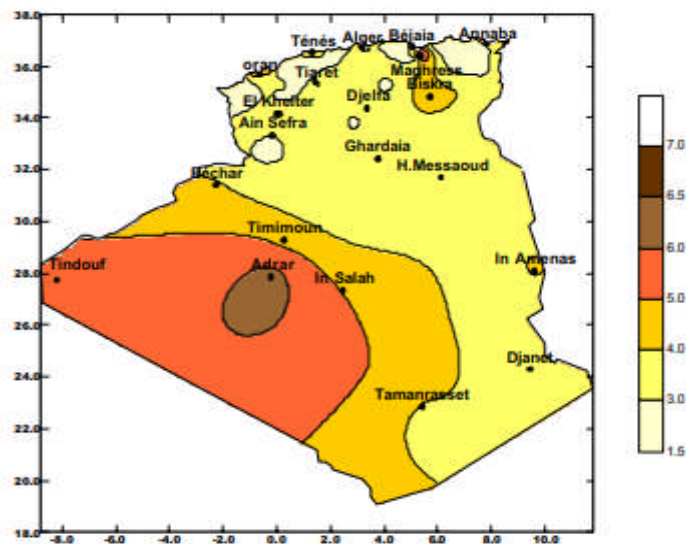


Figure I. 3: Carte annuelle de la vitesse moyenne du vent à 10m du sol (m/s) en Algérie[12].

I.2.3.2 Les éléments constitutifs de la centrale éolienne Kabertene

L'emplacement de la Centrale KABERTENE dans la wilaya d'Adrar a été déterminé après une analyse cartographique des grandes zones venteuses en Algérie, qui a abouti à la désignation de la région d'Adrar. L'énergie générée par cette installation est alimentée au poste HTA 30 kV KABERTENE. L'emplacement de la ferme KABERTENE dans la wilaya d'Adrar a été déterminé à la suite d'une analyse cartographique des principales zones venteuses en Algérie, qui a conduit à la désignation de la région d'Adrar, L'énergie générée par cette ferme est dirigée vers le poste **HTA 30 kV KABERTENE**. La ferme éolienne de KABERTENE est dotée de 12 aérogénérateurs, chacun ayant une capacité de 850 kW, ce qui donne une puissance totale de 10,2 MW pour l'ensemble du site.



Figure I.4: Vue perspective générale de la ferme éolienne de KABERTENE [12].

I.2.4 Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est une partie essentielle des ressources énergétiques renouvelables. Elle propose de multiples bénéfices qui lui procurent une position stratégique dans la composition énergétique future. Cependant, il est important d'examiner les limites inhérentes à cette technologie.

I.2.4.1 Avantages

Les avantages de l'énergie éolienne sont variés et largement décrits dans les articles [13-14]. Parmi les atouts significatifs de cette forme d'énergie, on peut indiquer :

- C'est une ressource énergétique écologique, renouvelable, illimitée et écologique qui offre un potentiel économique pour les avancées futures ;
- À l'opposé de l'énergie nucléaire, elle n'implique pas de dangers significatifs pour la santé ou la nature et ne produit aucun déchet radioactif ;

- elle contribue à prévenir le rejet de volumes considérables de gaz polluants : environ 6,3 millions de tonnes de CO₂, 21 millions de tonnes de SO₂ et 17,5 milliers de tonnes de NO₂, participant ainsi grandement à la diminution des pluies acides ;
- Le déploiement rapide des turbines est facilité par leur installation relativement simple, contrairement aux centrales électriques traditionnelles ;
- Les éoliennes actuelles peuvent avoir une longévité allant jusqu'à 25 ans, ce qui est comparable aux installations de production d'énergie traditionnelles ;
- Une fois leur cycle de vie terminé, les parcs éoliens peuvent être démontés sans laisser d'impact environnemental notable ;
- L'énergie éolienne, étant disponible partout sur la planète, représente une ressource universelle, en contrepartie aux énergies fossiles qui sont réservées dans certaines zones spécifiques ;
- Elle a un coût plus bas que celui de nombreuses autres sources d'énergies renouvelables ;
- Cette technologie est adaptée particulièrement aux pays en voie de développement, car elle peut être facilement intégrée dans les réseaux électriques déjà en place.

I.2.4.2 Inconvénients

En dépit des nombreux bénéfices de l'énergie éolienne, elle présente également des contraintes et des limites qu'il est crucial de considérer :[13-14].

- Sa production d'énergie électrique, influencée par les conditions météorologiques, notamment la puissance du vent, est imprévisible et complexe à anticiper ;
- Les éoliennes ont un effet visuel sur le paysage qui suscite des controverses, même si cette problématique demeure largement subjective ;
- La fluctuation et le caractère aléatoire du vent peuvent avoir un impact sur la constance et la qualité de l'énergie introduite dans le réseau, ce qui représente un défi pour les gestionnaires de systèmes électriques ;
- Les éoliennes génèrent des sons désagréables, compris des bruits mécaniques (provenant des multiplicateurs) et aérodynamiques (causés par la rotation des pales), qui peuvent atteindre des niveaux approximatifs de 55 dB ;
- Lors de vents extrêmes, des fractures de structure peuvent se produire, ce qui accroît la probabilité d'accidents ;
- Les parcs éoliens peuvent entraver la diffusion des ondes radio, influant sur la réception des signaux de radio, de télévision ou de téléphonie mobile ;

- Leurs installations à proximité des zones résidentielles sont souvent entravées par une combinaison de nuisances sonores, visuelles et de perturbations des ondes électromagnétiques, Ce que nécessite généralement un éloignement considérable des maisons L'incorporation des fermes éoliennes dans les systèmes électriques peut entraîner des restrictions techniques, surtout pour le contrôle de la tension et la protection de la qualité de l'électricité fournie ;
- Le son des pales, même distance, peut demeurer un facteur de nuisance pour les locaux proches, notamment dans les zones rurales paisibles.

I.2.5 Les différents types d'éoliennes

On identifie deux principales classifications d'éoliennes : les éoliennes à orientation verticale et celles à orientation horizontale.

I.2.5.1 Eoliennes à axe vertical

Les éoliennes à axe vertical comptent parmi les premières technologies mises au point pour la génération d'électricité. Au cours du temps, divers aménagements ont été testés, mais seulement deux ont réussi à atteindre l'étape de l'industrialisation :



Figure I.5: technologie éolienne à axe vertical.

Le rotor de Savonius et celui de **Darrieus**. Actuellement, cette forme d'éolienne représente une part minoritaire dans le secteur énergétique, son déploiement étant largement inférieur à celui des éoliennes horizontales. Cependant, elles comportent des points forts et des points faibles qu'il est important de mettre en évidence [15].

Bien qu'elles soient conçues de manière simple et capables de saisir le vent peu importe sa direction, les éoliennes verticales ont plusieurs contraintes. Elles affichent une performance énergétique limitée et certaines ont du mal à démarrer sans aide. De surcroît, elles ont une mauvaise réaction aux rafales, entraînant de fortes sollicitations mécaniques sur l'axe inférieur. Ces restrictions supplémentaires

entraînent des nécessités de maintenance plus régulières et, en fin de compte, une rentabilité réduite par rapport aux éoliennes à axe horizontal.

- **Avantage**

- o La structure verticale facilite l'installation du multiplicateur, de la génératrice et des systèmes de contrôle au sol, optimisant ainsi l'accès et la maintenance plus simplifiés ;
- o Cette éolienne, grâce à sa symétrie de rotation autour de son axe vertical, peut fonctionner de façon efficace peu importe la direction du vent, sans avoir besoin de faire pivoter le rotor ;
- o Sa création à la fois simple et robuste réduit les exigences en matière de maintenance et d'actions techniques.

- **Inconvénient**

- o Leur performance est moins élevée comparée à celle des éoliennes à axe horizontal ;
- o L'architecture verticale de ce genre d'éolienne requiert qu'elle opère près du sol, là où la rapidité du vent est souvent diminuée à cause des entraves naturelles du paysage ;
- o L'installation au sol nécessite l'emploi de tirants qui traversent les pales, ce qui accentue l'occupation du sol par rapport à celle des éoliennes sur tour.

I.2.5.2 Eoliennes à axe horizontal

Actuellement, les voilures à axe horizontal sont de loin les plus couramment employées. Les aérogénérateurs sont conçus en utilisant des configurations à deux ou trois pales (les plus fréquentes) ou des configurations à plusieurs pales.

L'emplacement de la voile devant la nacelle, une configuration appelée up-wind, exige l'installation d'un dispositif d'orientation pour que l'éolienne soit positionnée dans le sens du vent. Une approche mécaniquement plus simple serait de positionner la turbine à l'arrière de la nacelle, en suivant la configuration down Wind.



Figure I.6 : Les éoliennes à axe horizontal.

Dans ce contexte, la turbine se positionne automatiquement dans le sens du vent, sans nécessiter de mécanisme d'orientation. Toutefois, ce genre de conception n'est pas couramment utilisé en raison des vibrations significatives produites par le mouvement des pales derrière le mât. Ces deux configurations sont illustrées dans la figure (1.6)[16].

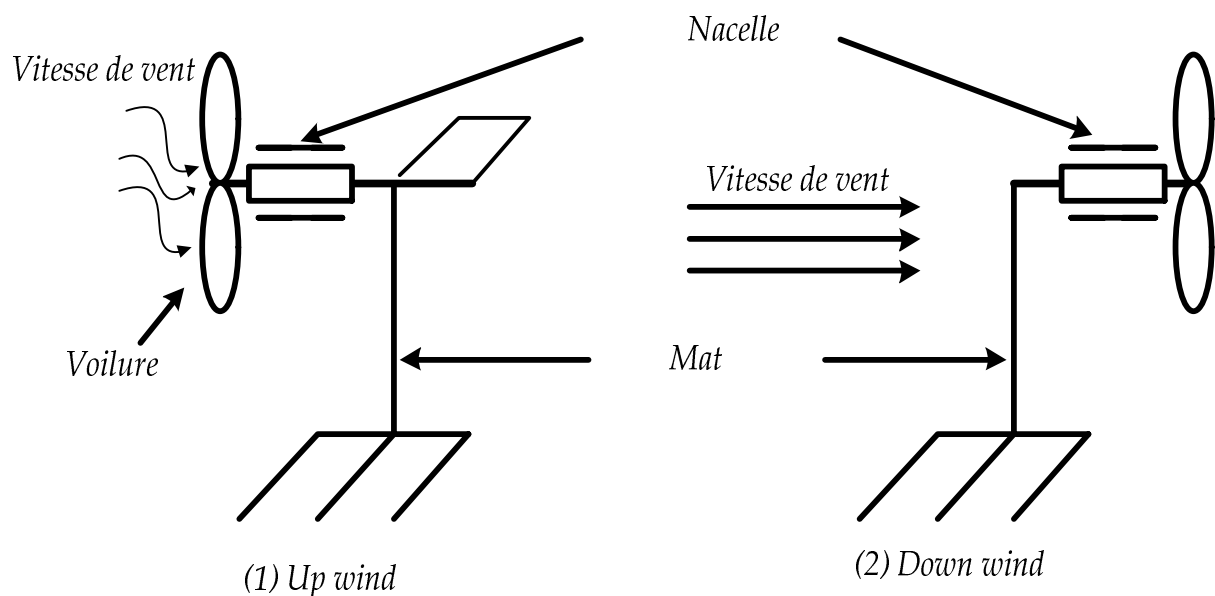


Figure I.7 : Type de montage d'une voilure à axe horizontal. [24]

En présence de vents forts, quatre techniques principales peuvent être employées pour contrôler la production d'énergie d'une éolienne. La première s'appuie sur un système actif, assez complexe et coûteux, appelé régulation à pas variable.

On utilise généralement la technique dénommée « pitch » sur les éoliennes de puissance modérée à importante, en particulier celles à vitesse variable (à partir de quelques centaines de kilowatts). Elle se base sur un réglage mécanique de l'inclinaison des pales autour de leur axe, ce qui offre la possibilité d'ajuster dynamiquement la courbe du coefficient de puissance et d'optimiser la collecte du vent selon les conditions.

La seconde technique, connue sous le nom de « *stall* », est une méthode passive. Elle vise à créer le profil aérodynamique des pales pour induire de manière naturelle un décrochage du flux d'air lors de vents forts, ce qui limite la puissance sans avoir besoin de mécanismes actifs.

On peut également envisager une troisième méthode, qui implique de changer l'orientation de l'axe du rotor. Ceci peut être accompli soit par un pivotement de la nacelle dans le plan vertical, soit par une rotation dans le plan horizontal autour de l'axe du mât. Ce changement délibéré dans la direction du vent diminue la surface exposée, ce qui restreint la puissance que la turbine peut capter [17].

La troisième méthode pour manipuler la puissance éolienne implique le réglage de la vitesse de rotation du rotor via un contrôle électrique. On utilise un générateur relié à un système de conversion statique, contrôlé de manière à adapter le transfert d'énergie en fonction des exigences concrètes de fonctionnement. Pour la plupart des éoliennes à axe horizontal, ce type de contrôle électrique est généralement couplé à un élément mécanique d'ajustement des pales, comme le pitch ou le stall, afin d'optimiser l'efficacité globale du système [17].

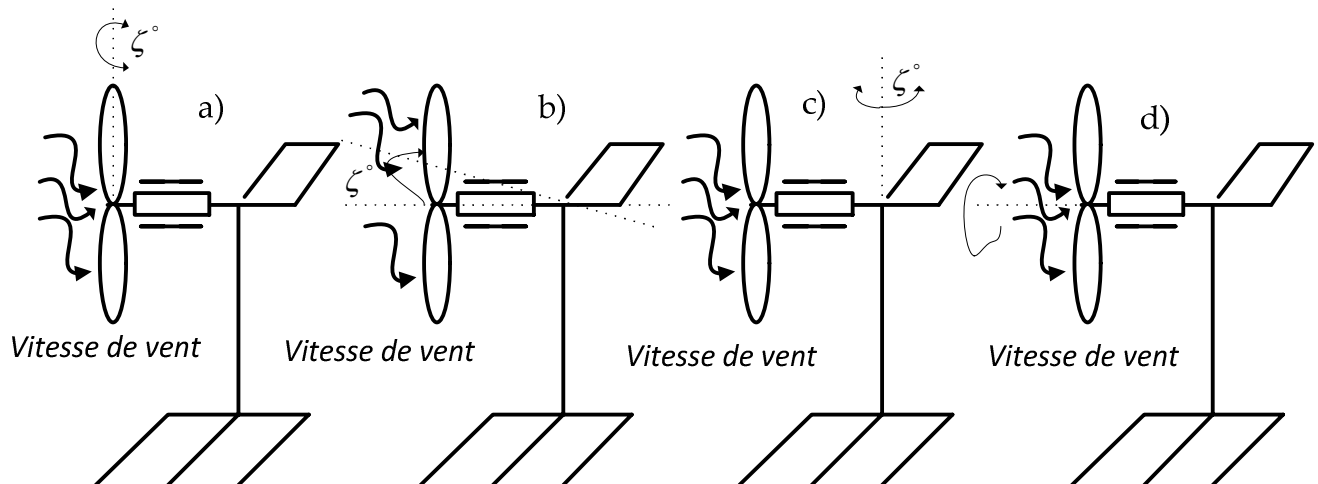


Figure I.8 : limite de la puissance éolienne a) contrôle de l'inclinaison, b) déviation verticale du rotor, c) rotation horizontale du rotor, d) vitesse de rotation continuellement variable.

Avantages d'une éolienne à axe horizontal :[18-19]

- Étude comparée aux éoliennes à axe vertical, elles présentent une empreinte au sol plutôt modeste ;

- Leur conception favorise une extraction optimale du vent en hauteur, ce qui se traduit par une montée de la vitesse de rotation ;
- Ces dernières permettent de réguler la vitesse de rotation pour optimiser l'énergie produite ;
- Il n'est pas nécessaire d'utiliser un dispositif de démarrage secondaire, ce qui facilite leur opération ;
- Elles affichent une efficacité énergétique élevée et un rendement optimal ;
- Le générateur et le système de commande sont directement incorporés dans la nacelle située au sommet de la tour, supprimant ainsi la nécessité d'une salle technique distincte ;

Inconvénients d'une éolienne à axe horizontal :[18-19]

- Le coût de construction demeure particulièrement haut ;
- L'intervention pour l'entretien des appareils situés au sommet de la tour comporte une certaine complexité ;
- Un système de réglage des pales est nécessaire pour un fonctionnement optimal ;

I.3 De nombreux composants essentiels des aérogénérateurs à axe horizontal

Une éolienne à haute vitesse est en majorité constituée de trois composants majeurs : le mât, la nacelle et les pales. Chaque composant nécessite une analyse détaillée et une conception exacte pour assurer des performances optimales et la fiabilité maximale du système, tout en contrôlant les coûts d'investissement.

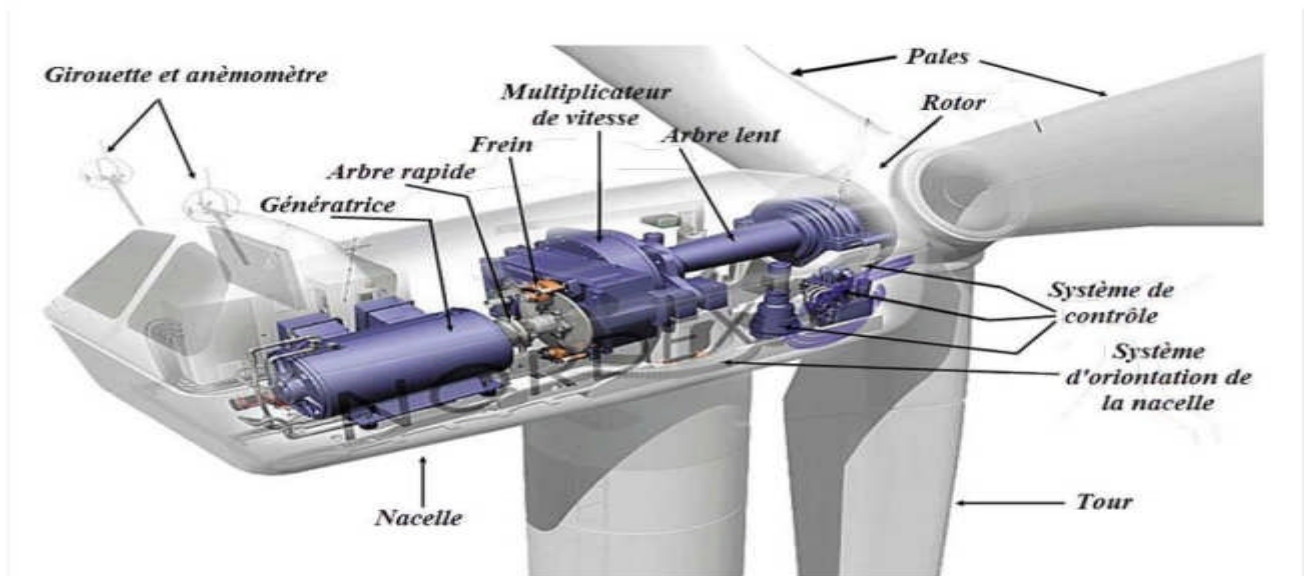


Figure I.9 : Principaux composants de l'éolienne moderne. La Figure I.9 représente les différentes parties d'une éolienne à axe horizontal Nordex N60 (1300 kW).

I.3.1 Les pales

Les pales tournent directement sous l'effet des variations du vent. L'essentiel de la gestion de l'énergie éolienne captée peut être réalisé par deux méthodes principales :

Grâce à la technique du **PITCH**, qui ajuste l'angle d'exposition des pales au vent, on modifie ainsi la surface effective captant l'énergie.

Par le biais de la technique du **STALL**, basée sur l'altération de l'angle de calage des pales, entraînant un décrochage aérodynamique qui entrave la rotation des pales.

I.3.2 La tour

La tour ou le mât est utilisé pour positionner le rotor à une distance adéquate pour lui permettre de tourner sans entrave cela est essentiel crucial pour les éoliennes à axe horizontal. De plus, en le positionnant en altitude, le rotor capte des vents plus robustes et plus constants que ceux présents à près du sol. Le mât conserve aussi fréquemment divers composants essentiels tels que le système de contrôle, le générateur, le multiplicateur de vitesse et différents éléments [22].

I.3.3 Le rotor

Le rotor, qui est l'élément principal en mouvement de l'éolienne, a pour fonction de convertir l'énergie cinétique fournie par le vent en énergie mécanique utilisable. Ce dispositif comporte une série de pales leur quantité pouvant fluctuer selon le modèle robustement fixées à l'axe principal. Ces pales sont montées grâce à un moyeu qui assure la cohésion et la transmission efficace du mouvement de rotation. Pour certains modèles, cet arbre principal tournant à basse vitesse comprend un mécanisme qui facilite la transition des conduites hydrauliques entre la nacelle et le moyeu. Ce système hydraulique sert principalement à ajuster les opérations de la machine, comme le contrôle du pas variable des pales et l'arrêt du rotor [23].

I.3.4 La nacelle

Positionnée au sommet du mât, la nacelle représente le logement protecteur qui renferme tous les systèmes mécaniques, hydrauliques et les composants électriques et électroniques essentiels à l'exécution efficace de la turbine éolienne.

- **Le multiplicateur de vitesse**

Le rôle du multiplicateur de vitesse est d'accroître la rotation entre l'arbre principal et l'arbre secondaire, ce dernier étant connecté à la génératrice électrique. Effectivement, la lente rotation de

l'éolienne ne permettrait pas de produire efficacement de l'électricité en utilisant des générateurs standar.

- **L'arbre secondaire**

Elle est généralement dotée d'un frein mécanique prévu pour immobiliser le rotor lors des interventions de maintenance et éviter tout surchauffe de la machine.

- **La génératrice**

C'est elle qui transforme l'énergie mécanique en énergie électrique.

- **Girouette , anémomètre, Contrôleur électronique**

L'électronique de contrôle a un rôle primordial dans la surveillance du fonctionnement de l'éolienne. C'est un dispositif informatique en mesure de gérer diverses fonctions cruciales comme l'activation de la machine lorsque le vent atteint une vitesse adéquate, l'ajustement de l'angle des pales, le freinage, et aussi le positionnement du rotor et de la nacelle en direction du vent. Pour accomplir ces missions, le contrôleur se base sur les données provenant d'un anémomètre qui évalue la vitesse du vent et d'une girouette qui détermine sa direction ; ces instruments sont habituellement placés à l'arrière de la nacelle. De plus, le contrôleur est également chargé de la détection et de la gestion des dysfonctionnements éventuels du système.

- **Divers dispositifs de refroidissement**

Le refroidissement des éléments internes à la nacelle est assuré soit par des ventilateurs, soit par des systèmes de refroidissement à base d'eau ou d'huile, en fonction des besoins thermiques et de l'agencement de la turbine.

- **Le dispositif d'orientation de la nacelle**

Un mécanisme d'orientation permet le pivotement de la nacelle au sommet de la tour autour de l'axe vertical. Généralement, ceci opère grâce à des moteurs électriques qui agissent sur une couronne dentée. Par ailleurs, un grand nombre d'éoliennes sont dotées d'un système de verrouillage mécanique qui assure une position stable de la nacelle, en particulier pendant les opérations de maintenance, afin d'assurer la sécurité des interventions.

- **Le système de direction des pales**

Il permet de régler la capacité portante des pales en fonction de la vitesse du vent afin de garantir une puissance à peu près stable en cas de vents forts (turbines à vitesse variable) ou d'assurer une rotation constante indépendamment de la force du vent (turbines à vitesse fixe).

I.4 Conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique

En se basant sur les données antérieures, le schéma de puissance généralement proposé par les producteurs permet d'identifier quatre modes d'opération de l'éolienne, chacun associé à une gamme particulière de vitesses du vent :

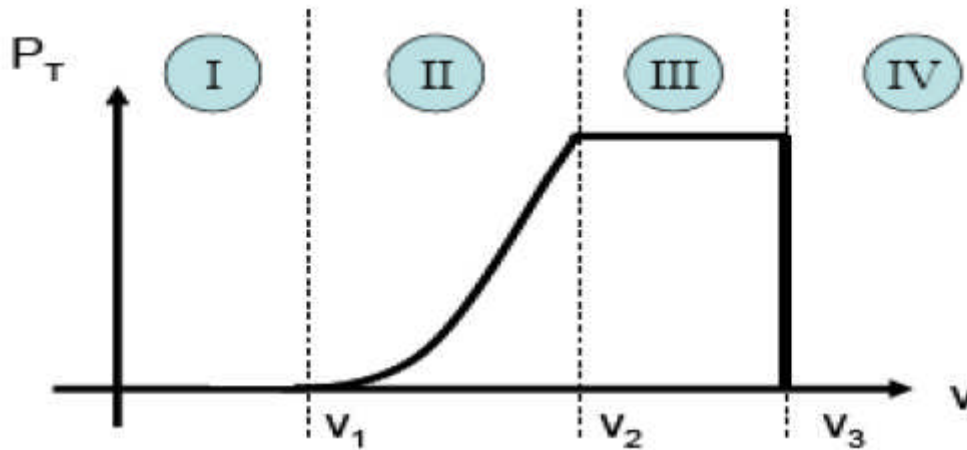


Figure I.10 : Zones opérationnelles d'une éolienne

V_1 : Rapidité de démarrage de la turbine C'est la vitesse minimale du vent indispensable pour que l'éolienne commence à produire de l'électricité. Selon les fabricants et les modèles, notamment pour ceux de haute puissance, cette valeur est habituellement comprise entre 2,5 m/s et 4 m/s.

V_2 : Vitesse équivalente à la puissance nominale. C'est la vitesse du vent à laquelle l'éolienne parvient à produire au maximum, ce qu'on appelle la puissance nominale. Ce paramètre, déterminé par le producteur, indique l'endroit où la génératrice offre ses performances maximales. La vitesse V_2 varie selon les décisions technologiques spécifiques à chaque type d'éolienne et se trouve généralement dans une fourchette de 11,5 m/s à 15 m/s.

V_3 : Haute fréquence de coupure Quand la vitesse du vent excède cette limite, il est indispensable de stopper l'éolienne pour prévenir des contraintes mécaniques trop importantes, surtout au niveau des bouts des pales. La majorité des éoliennes sont configurées pour s'arrêter lorsque la vitesse du vent dépasse 25 m/s.

Zone I : ($V < V_1$) : Le vent ne déboule pas assez fort pour générer une production d'énergie notable. Il est possible que la turbine fonctionne, mais l'énergie qu'elle capte est insignifiante.

Zone II : ($V_1 < V < V_2$) : C'est dans cette gamme de valeurs que l'éolienne récolte le plus d'énergie à tout moment, en modifiant son mode de fonctionnement. Elle fonctionne ici en mode de charge partielle, optimisant ainsi la restitution d'énergie.

Zone III : ($V_2 < V < V_3$) : Lorsque la force du vent augmente, la puissance récupérée est régulée pour rester à proximité de la puissance nominale, afin d'empêcher des surcharges. Dans ces conditions, l'éolienne fonctionne à son rendement optimal.

Zone IV : ($V > V_3$) : La vitesse du vent excède le seuil de sécurité. Pour éviter toute détérioration, l'éolienne se met en marche automatiquement. Ainsi, la génération d'énergie est interrompue.

I.5 Eolienne à vitesse fixe et à vitesse variable

L'illustration (figure 1.11) ci-dessous montre les divers graphiques de puissance en fonction de certaines vitesses du vent (exprimées en m/s) et des fréquences de rotation de la machine (en rotations par seconde). Une éolienne à vitesse fixe impose une vitesse constante au générateur électromécanique, fixée ici à 3 tours par seconde (soit 180 tours/minute).

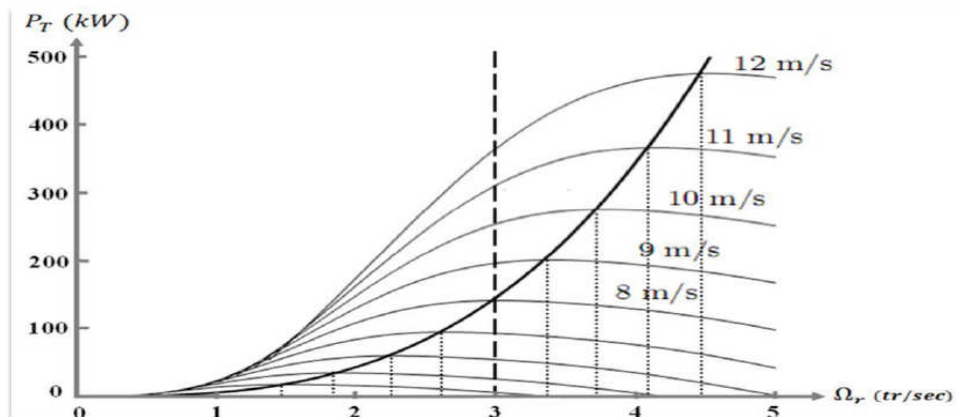


Figure I.11 : La puissance d'une éolienne standard dépend de la vitesse de la machine et du vent [20].

On observe donc que l'énergie éolienne est optimale uniquement lorsque la vitesse du vent se rapproche de 8 m/s, ce qui définit une éolienne à vitesse fixe. Par contre, une éolienne à vitesse variable module la vitesse de rotation du générateur pour maximiser en permanence l'énergie collectée, suivant ainsi la courbe parabolique illustrée dans (figure 1.11). Par exemple, avec un vent de 12 m/s, la vitesse du générateur doit être ajustée à 4,5 tours par seconde (270 tours/minute), alors qu'à une vitesse de vent de 10 m/s, elle devrait être fixée à 3,65 tours par seconde (219 tours/minute), et ainsi pour les autres vitesses. On appelle cela un algorithme de suivi du point de puissance maximale,

ou MPPT (Maximum Power Point Tracking), qui permet d'optimiser en permanence la génération d'énergie.

Le graphe de la figure I.12 donne une vue sur les coefficients de puissance C_p habituels en fonction de la vitesse réduite pour différents types d'éoliennes.

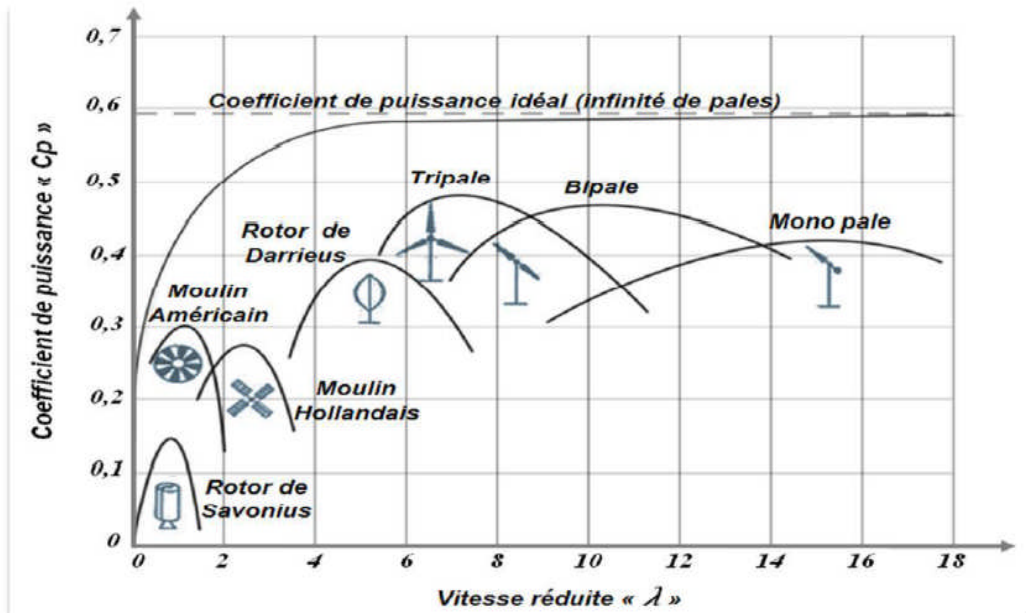


Figure I.12: Ordre des types d'éoliennes en fonction du coefficient C_p [21].

I.6 Machines électriques et systèmes de conversion d'énergie éolienne

À l'heure actuelle, les turbines éoliennes servent principalement à générer de l'électricité, ce qui requiert une machine électrique. On trouve diverses sortes de génératrices, adaptées en fonction du modèle et de la dimension de l'éolienne. Cette rédaction offre une vue d'ensemble des matériels les plus fréquemment utilisés, en soulignant leurs spécificités distinctives.

La sélection du genre de générateur pour une turbine éolienne se base principalement sur des paramètres techniques et financiers. Les générateurs synchrones à aimants permanents sont généralement favorisés pour les installations de faible puissance, grâce à leur structure simplifiée et leur prix abordable. Cependant, pour des puissances plus élevées, les générateurs asynchrones sont généralement privilégiés en raison de leur bon rapport qualité-prix. On va maintenant présenter les principales technologies de générateurs employées dans l'industrie éolienne.

I.6.1 Générateur Asynchrone

On utilise abondamment les générateurs à induction dans les éoliennes de taille petite et grande, principalement en raison de leur simplicité mécanique, de leur robustesse et de leur prix raisonnable.

Un de leurs avantages est la capacité à les relier directement sur le réseau électrique sans provoquer de pics majeurs, grâce à un léger décalage entre la vitesse du rotor et le champ magnétique produit par le stator. C'est la raison pour laquelle la plupart des éoliennes à vitesse fixe se servent de ce genre de machines.

Dans les années 90, les Danois ont perfectionné l'efficacité des éoliennes en ajoutant une seconde machine, ce qui a permis un fonctionnement à deux vitesses. L'installation subséquente de convertisseurs de puissance a rendu possible un contrôle autonome de la vitesse de rotation sans obligation au réseau, ce qui a donc entraîné une meilleure adaptabilité au vent et une optimisation de l'efficacité [13].

I.6.1.1 Générateur Asynchrone avec Cage d'Écureuil

Les machines asynchrones se caractérisent par leur simplicité de construction et leur coût réduit. Leur uniformisation, combinée à une production à grande échelle et une variété étendue de puissances, les rend largement adoptés comme solution. Elles demandent peu de maintenance et présentent un taux de panne particulièrement faible. En ce qui concerne les éoliennes de grande dimension — dotées d'une puissance considérable et d'un vaste diamètre de pales la fréquence de rotation est habituellement modeste [13].

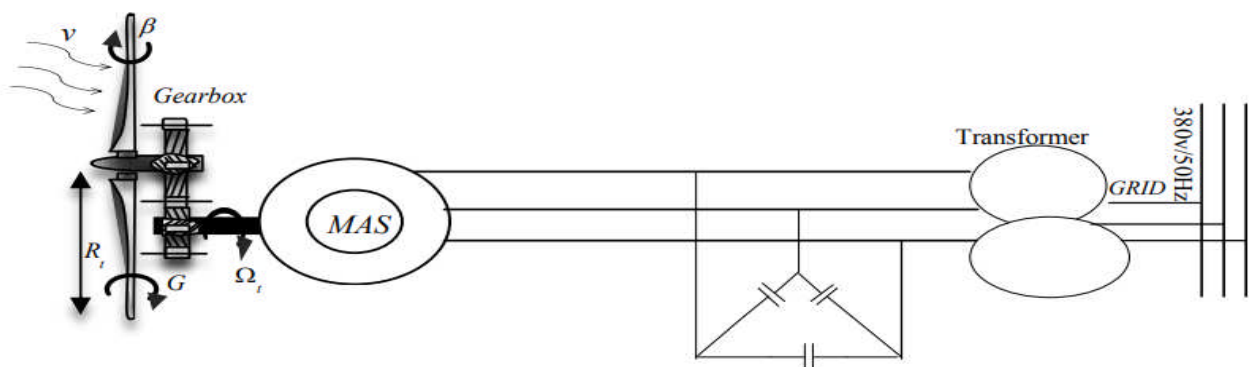


Figure I.13 : Système éolien basé sur l'utilisation de la machine asynchrone à cage (rotation à vitesse constante).

Il n'est pas envisageable de concevoir une génératrice asynchrone fonctionnant à basse vitesse tout en conservant un rendement satisfaisant. Par conséquent, il est indispensable d'intercaler un multiplicateur mécanique de vitesse entre la turbine et la machine asynchrone. Une autre approche consiste à modifier la configuration des enroulements du stator, notamment le nombre de pôles, en utilisant des machines de type **Dahlander**, comme illustré à la figure I.13. Cependant, cette solution présente certaines limitations.

L'efficacité n'est pas encore optimale sur toute la gamme de vitesses du vent. Une autre méthode envisageable est l'utilisation d'un variateur de fréquence, mais cette option reste onéreuse car elle requiert un ajustement précis de la fréquence lié à un multiplicateur de vitesse, ce qui entrave son application pratique (voir figure I.14).

Comme le montre la (figure 1.14), environ 85 % des éoliennes en fonctionnement sont raccordées directement au réseau électrique et opèrent donc à une vitesse de rotation constante. Ces machines sont particulièrement adaptées aux petites éoliennes, où la vitesse de rotation des pales est élevée et l'entraînement direct possible. Cependant, malgré leur simplicité, ces systèmes sont moins efficaces sur le plan énergétique en comparaison avec les solutions à fréquence variable. Par ailleurs, l'un des principaux désavantages de ces chaînes réside dans leur rigidité mécanique, qui provoque des fluctuations brusques de puissance, et les dangers d'une défaillance du réseau lors d'une diminution du vent.

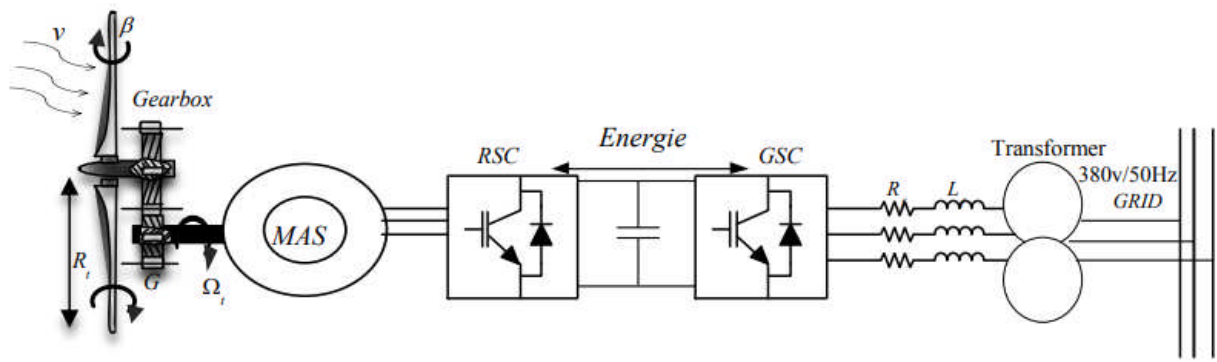


Figure I.14 : Système éolien utilisant la machine asynchrone à grille à fréquence variable.[13]

I.6.1.2 Générateur Asynchrone à double stator

Dans le but d'optimiser la récupération de l'énergie éolienne avec le système antérieur, certains producteurs utilisent une machine asynchrone à double stator (voir figure I.13). Cette machine dispose de deux bobinages statoriques différents : un bobinage à forte puissance avec un nombre réduit de paires de pôles, approprié pour les vents violents, et un second moins puissant mais comportant un grand nombre de paires de pôles, dédié aux faibles vitesses de vent. Même si ce dispositif est essentiellement à vitesse constante, il propose néanmoins deux modes de fonctionnement distincts qui favorisent une adaptation optimale aux fluctuations de la vitesse du vent [24].

À basse vitesse de vent, le bruit généré par l'éolienne est atténué, car l'angle de positionnement nécessaire pour l'orientation des pales est moins crucial. Cependant, l'intégration d'un second stator complique la conception de la machine, entraînant une hausse notable du coût et du diamètre de l'appareil, ce qui engendre un poids et une taille plus importants [24-25].

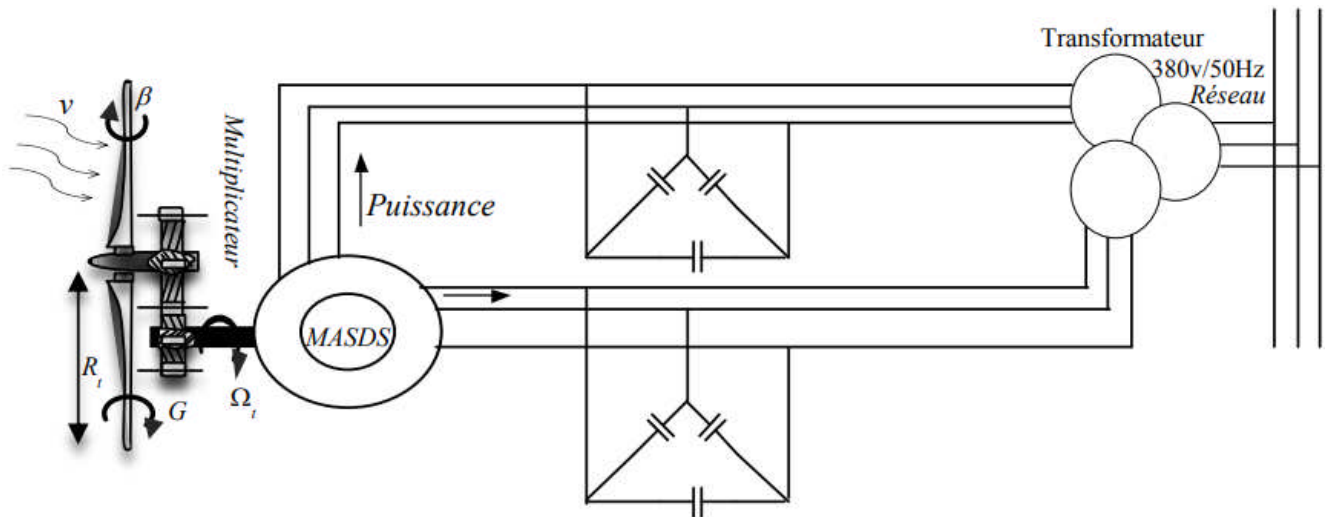


Figure I.15: Un générateur asynchrone à double stator dans un système de conversion éolien

I.6.1.3 Machine asynchrone connectée au réseau par l'intermédiaire d'une interface d'électronique de puissance

La machine asynchrone à rotor en cage avec un stator unique, illustrée à la figure 1.16, est couplée à un multiplicateur de vitesse, un redresseur et un onduleur disposés entre le stator et le réseau électrique. Cette structure entraîne une hausse significative des dépenses ainsi que des pertes d'énergie, qui peuvent s'élever à environ 3 % de la capacité nominale de l'appareil. Puisque le redresseur opère dans une seule direction, il est indispensable d'intégrer des condensateurs en parallèle au stator afin de garantir une magnétisation appropriée de machines[24].

Cette configuration autorise l'éolienne à opérer avec des vitesses de vent qui varient. L'inverseur gère la puissance fournie par la machine en modulant la fréquence du réseau, grâce au contrôle vectoriel par modulation de largeur d'impulsion (MLI), sans se soucier de la vitesse du rotor. Dans cette méthode, la capacité moyenne de l'alternateur fixe la puissance maximale que l'éolienne est capable de fournir. De surcroît, l'inversion de l'onduleur peut substituer le redresseur, permettant ainsi un transfert réciproque de l'énergie réactive et garantissant l'approvisionnement en énergie réactive pour la machine asynchrone, tout en éliminant la nécessité d'utiliser des condensateurs dans la configuration antérieure.

Ce paramétrage emploie un contrôleur de fréquence, une option souvent onéreuse du fait de l'exigence de créer un contrôleur capable de résister aux puissances transitoires et d'un multiplicateur de vitesse. C'est la raison pour laquelle son utilisation demeure assez restreinte. Cependant, ces deux alternatives présentent de nombreux désavantages importants, notamment une hausse notable des dépenses et une complication grandissante lors de leur application [25].

Les deux configurations ne sont généralement pas déployées en raison des désavantages cités précédemment. En outre, la puissance efficace obtenue est considérablement diminuée du fait de la combinaison du multiplicateur de vitesse, de la génératrice et des convertisseurs.

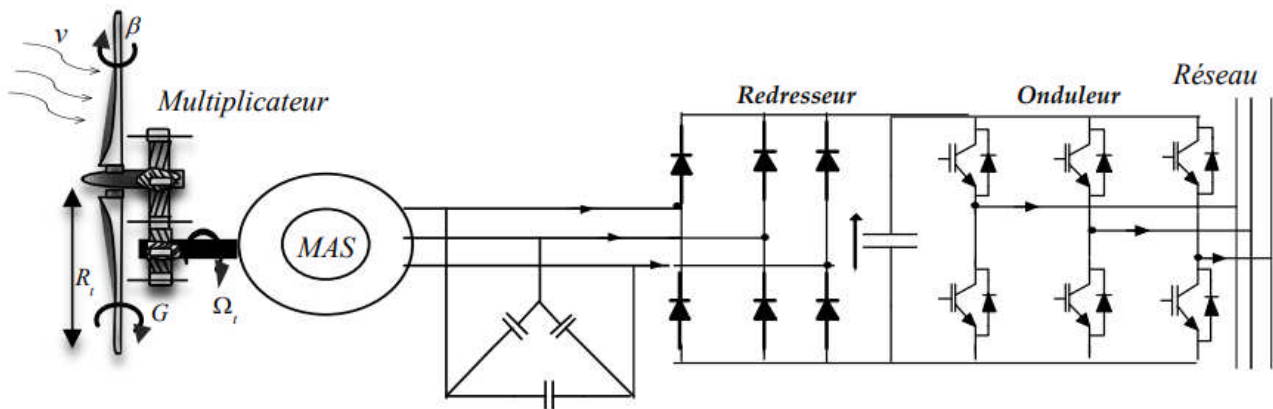


Figure I. 16 :Machine asynchrone reliée au réseau via un ensemble redresseur-onduleur.[25]

I.6.2 Générateur synchrone

L'un des bénéfices majeurs du générateur synchrone sur le générateur asynchrone est l'absence de courant réactif de magnétisation. Le générateur synchrone peut générer un champ magnétique soit à partir d'aimants permanents, soit via une bobine d'excitation traditionnelle. Quand un générateur dispose d'un nombre adéquat de pôles, il devient approprié pour les applications de formation directe, supprimant donc le besoin d'une transmission. Cependant, le générateur synchrone est plus adapté à une connexion indirecte au réseau électrique grâce à un convertisseur statique (voir figure I.16), offrant une variation de vitesse efficace. Les générateurs à aimants permanents sont souvent plus simples et moins coûteux pour les puissances faibles, généralement en dessous de 20 kW. Au-delà de cette capacité, le générateur synchrone s'avère plus coûteux et complexe que son équivalent asynchrone de dimensions similaires[26-27].

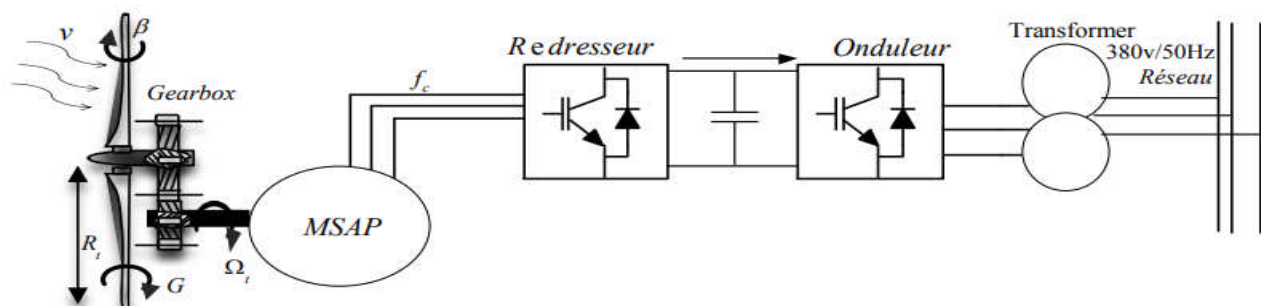


Figure I.17 : Système utilisant un générateur synchrone pour une opération à vitesse variable.

I.6.2.1 Générateur synchrone à rotor bobiné

Dans les systèmes de production d'électricité par éolien, des changements considérables du couple électromagnétique peuvent graduellement modifier les caractéristiques des aimants permanents,

réduisant ainsi leur longévité et mettant en péril l'efficacité de la machine. Cette connaissance découle des spécificités des matériaux employés, fréquemment dérivés de terres rares, ardues à obtenir et particulièrement imposants. Pour relever ce défi, quelques constructeurs ont développé des versions récentes d'éoliennes intégrant des conceptions plus solides, aptes à réduire ces impacts et à garantir un fonctionnement stable dans des conditions variées. Dans les machines synchrones à rotor bobiné, le champ magnétique en rotation du rotor est produit par un bobinage alimenté par un courant continu, connu sous le nom de roue polaire, grâce à un redresseur connecté au réseau électrique. Ce genre d'excitation requiert habituellement un contact qui glisse au niveau du rotor, bien qu'il soit aussi envisageable de choisir une configuration sans balais (brushless) munie d'un redresseur rotatif [25-28].

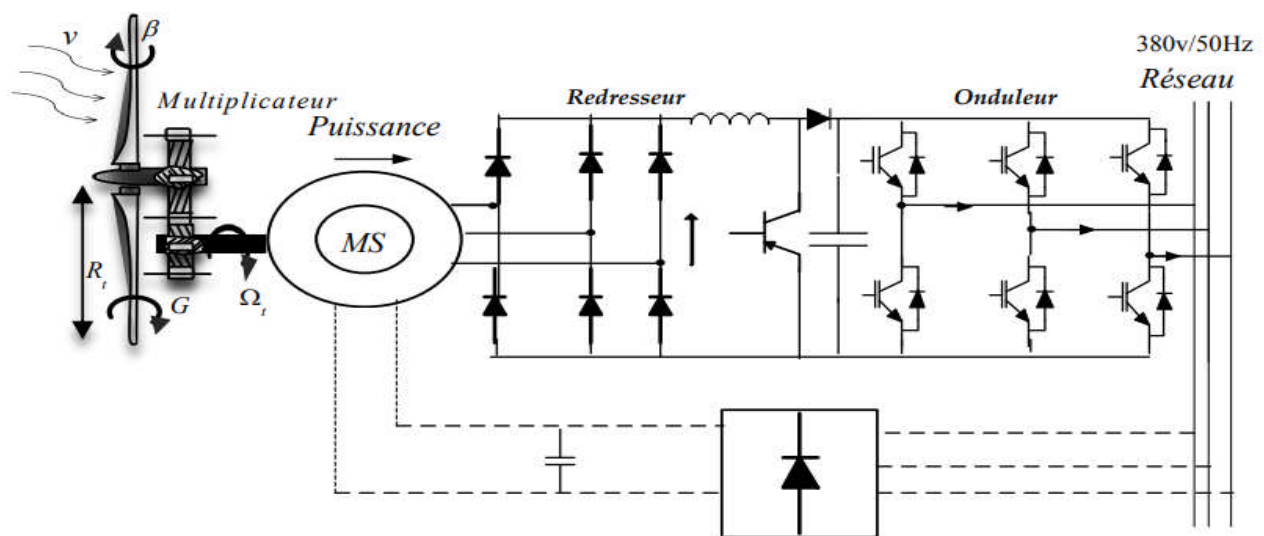


Figure I.17 : Machine synchrone connectée au réseau à travers un appareil redresseur – hacheur – onduleur MLI.

I.6.2.2 Générateur synchrone à aimants permanents

Avec aux progrès réalisés dans le domaine des composants magnétiques, les machines synchrones à aimants permanents sont devenues plus abordables, ce qui les rend actuellement financièrement favorables. Ces machines, généralement conçues avec un grand nombre de pôles, ont la faculté de générer d'importants couples mécaniques. Diverses configurations ont été mises au point pour répondre aux exigences de la production d'énergie éolienne : plusieurs font recours à une connexion rotative dans un cadre traditionnel, d'autres utilisent parti d'un champ axial dans des génératrices en forme de disque, ou encore optent pour une conception avec rotor extérieur [29].

Grâce aux progrès technologiques, l'intégration entre ces machines et l'électronique de puissance devient économiquement plus avantageuse, tout en offrant une fiabilité accrue par l'élimination des composants mécaniques sensibles comme les multiplicateurs de vitesse et les systèmes à bagues

et balais, avec en plus une réduction significative des coûts de maintenance particulièrement cruciale pour les équipements situés dans des emplacements difficiles d'accès comme les sites offshore, et permettant également une meilleure efficacité énergétique grâce au contrôle électronique de la vitesse de rotation [29].

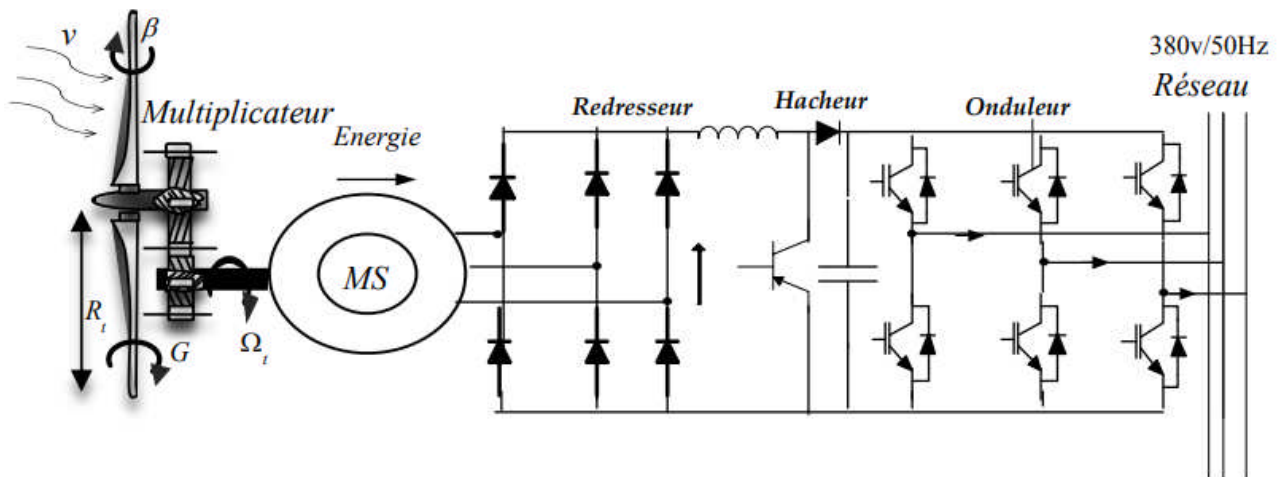


Figure I.18 : Machine synchrone à aimants permanents intégrée dans un système de conversion éolienne.

I.6.3 Evolution des systèmes éoliens à vitesse variable vers la double alimentation

Le système GVV éolien optimal utilise un nombre minimal de composants pour maximiser l'extraction d'énergie du vent. En réduisant la puissance du convertisseur statique, on diminue les éléments de filtrage et de conversion, ce qui améliore la fiabilité, réduit les coûts et garantit une meilleure qualité de signal grâce à une modulation plus efficace. Cette configuration est aujourd'hui la plus adoptée par les fabricants [30].

I.6.3.1 Machine asynchrone à double alimentation type rotor bobiné

La machine asynchrone à double alimentation (MADA), équipée d'un rotor bobiné, se distingue par la présence d'un stator triphasé semblable à celui des machines asynchrones conventionnelles. Son rotor est également constitué d'un enroulement triphasé, accessible via trois bagues collectrices dotées de balais. Lorsqu'elle est intégrée à un système de conversion éolienne, le stator de la machine est en général directement relié au réseau électrique, tandis que l'énergie associée au rotor est gérée selon divers dispositifs décrits ultérieurement [13].

Les convertisseurs employés sont donc dimensionnés pour une fraction de la puissance nominale de l'appareil. L'économie réalisée sur le convertisseur compense alors le coût supplémentaire lié à l'inclusion de bobinages au rotor.

Cette configuration permet d'économiser sur les convertisseurs de puissance, car la puissance transmise par le circuit rotorique est inférieure à celle de la configuration classique, où la puissance est statorique.

Ces machines présentent une complexité quelque peu plus élevée que les machines asynchrones à rotor en cage, malgré le fait qu'elles requièrent toutes deux l'utilisation d'un multiplicateur de vitesse [7].

Les avantages des génératrices asynchrones double alimentation sont :

- Une optimisation de l'énergie générée, surtout dans les zones de vents faibles à modérés ;
- L'option de gérer séparément la puissance active et la puissance réactive, grâce à une gestion autonome de chacune ;
- un autoalimenté grâce au rotor, permettant de réguler la tension sans avoir besoin de se brancher directement sur le réseau ;
- Pour l'électronique de puissance, il suffit d'un dimensionnement d'environ 30 % de la puissance nominale de la machine.

Les inconvénients des génératrices asynchrones double alimentation sont :

- L'obligation d'un entretien périodique du multiplicateur de vitesse ;
- Une stratégie de commande qui s'avère plutôt complexe à implémenter ;
- La sensibilité aux vibrations mécaniques non désirées ;
- L'impératif d'employer des anneaux de collecte et des balais, engendrant une hausse des exigences en maintenance.

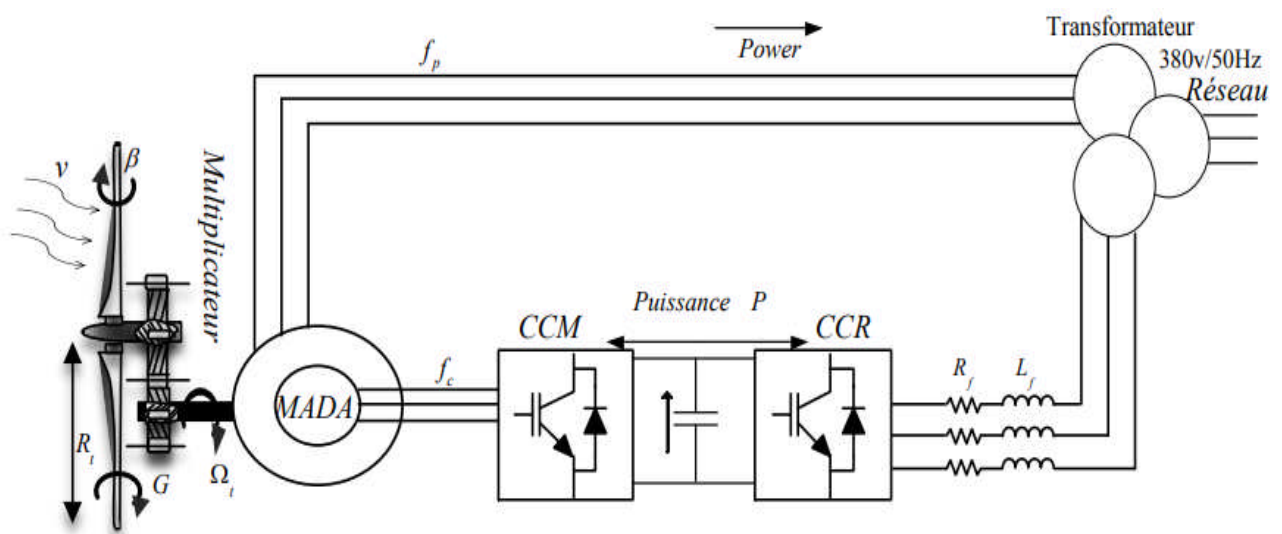


Figure I.19 : Machine asynchrone à double alimentation de type rotor bobiné dans un système de conversion éolienne [13]

I.6.3.2 Machine asynchrone à double alimentation en cascade

Cette configuration de machine cherche à combiner les points forts de la machine asynchrone (MAS) et de la machine à double alimentation (MADA). Elle représente l'une des premières applications concrètes d'une machine tournante sans balais à double alimentation. Dans cette architecture, le bobinage de puissance (BP) est connecté directement au réseau électrique, tandis que le bobinage de commande (BC) est alimenté par un convertisseur bidirectionnel (voir figure I.21). La puissance circulant entre le convertisseur et le BC dépend du glissement du rotor associé au BP. C'est grâce au contrôle exercé via le bobinage de commande que l'on peut maintenir, dans le BP, une tension ayant la même fréquence et amplitude que celles du réseau, même lorsque la vitesse du rotor s'éloigne de la synchronisation.[30-31-32].

Les deux stators peuvent être intégrés dans une même enveloppe et le rotor peut revêtir une configuration en cage (Figure 1.21) [33-30]. Les barres rotoriques sont superposées entre les deux appareils [32].

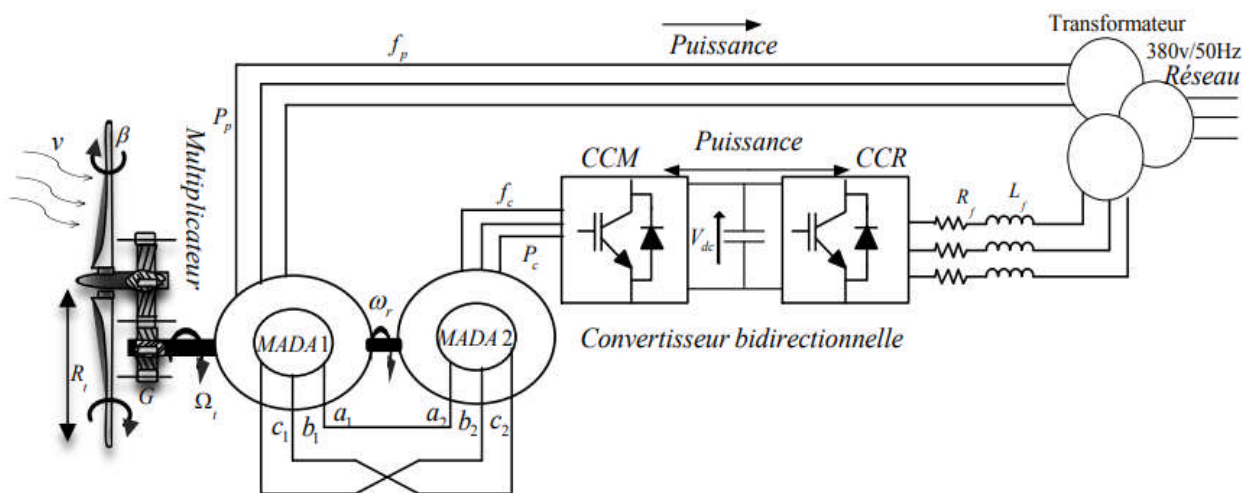


Figure I.20 : Principe de fonctionnement de deux machines asynchrones en cascade.

I.6.4.3 Machine asynchrone à double alimentation sans balais (BDFIG)

C'est René Spée et ses collègues de l'université d'État de l'Oregon (États-Unis) qui ont d'abord proposé la BDFM. En raison des premiers résultats de leur recherche, ils ont soumis une demande de brevet concernant la conception de cette machine et son modèle en état stable. Dans les années 1990, une multitude d'études traitant divers aspects de la BDFM ont été publiées, y compris sa conception, sa modélisation et les stratégies de contrôle qui lui sont liées [30-34].

Les générateurs BDFIG, qui ne détiennent pas de balais ni de bagues collectrices, gagnent en popularité comme alternative aux DFIG standard dans les parcs éoliens, surtout en mer. En raison de leur conception épurée, leur fiabilité est renforcée et leurs normes en matière d'entretien sont diminuées, ce qui est un avantage considérable dans des milieux compliqués à atteindre tels que les parcs offshore [30- 35].

Le BDFIG, qui appartient à la catégorie des machines à double alimentation, maintient tous les bénéfices du DFIG traditionnel et est actuellement perçu comme une option d'avenir prometteuse. Cette machine, équipée d'un rotor bobiné en boucle imbriquée, comprend trois bobinages : le stator, le rotor et le stator du contrôle, comme représenté à la figure I.22. L'enroulement primaire (BP) est connecté directement au réseau électrique, tandis que l'enroulement de commande est alimenté par un convertisseur électronique bidirectionnel à double pont." Ce convertisseur, délibérément sous-dimensionné pour des contraintes de coût et d'encombrement, adopte une configuration back-to-back permettant un transfert d'énergie réversible avec un contrôle précis du flux de puissance. Cette architecture innovante offre une grande flexibilité dans la régulation tout en maintenant une excellente stabilité dynamique du système [30].

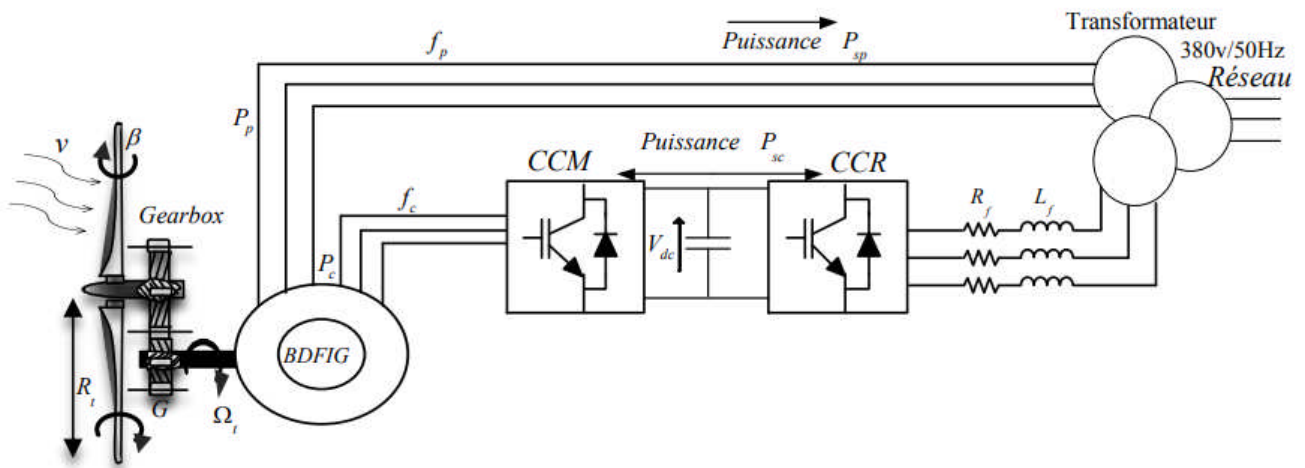


Figure I.21 : Machine asynchrone à double alimentation sans balais (BDFIG) [13].

Lors de la conception d'une machine à double alimentation (MADA), il est essentiel d'assurer la correspondance entre le nombre de pôles des enroulements du stator et ceux du rotor. Il existe donc une contrainte physique que doivent respecter les machines type BDFM. En même temps, l'utilisation d'une BDFM correctement conçue ne garantit pas le fonctionnement de la machine, il est nécessaire de respecter un rapport entre la pulsation des deux alimentations du stator et la vitesse du rotor condition d'alimentation. La BDFM impose une restriction opérationnelle similaire à celle des machines

synchrones. La spécificité de ce système est qu'il permet au bobinage de commande d'agir sur le courant induit dans le rotor par le bobinage de puissance. Ce dispositif facilite, via le rotor, un couplage magnétique croisé entre les deux bobinages du stator, caractéristique fondamentale de cette machine [36].

La BDFM se distingue par un stator avec deux bobinages triphasés équilibrés, alors que son rotor présente une structure de type cage particulière. Pour prévenir un couplage magnétique direct non désiré entre les deux bobinages statoriques, il est essentiel qu'ils aient une quantité distincte de paires de pôles ($p_1 \neq p_2$). Cependant, pour assurer une interaction appropriée entre les champs magnétiques générés par ces bobinages, les courants doivent avoir une répartition spatiale identique. Cette exigence a un impact direct sur l'élaboration géométrique et la constitution physique de l'appareil [13].

Les avantages potentiels de cette structure sont [30] :

- Dimensionnement du convertisseur à une puissance plus petite que la puissance nominale de génération (avantage équivalent à celui de la MADA) ;
- Coûts d'installation et de maintenance réduits par rapport à la topologie MADA ;
- Elimination des oscillations produites par le rotor bobiné.

I.6.4.4 Comparaison des topologies et choix de la BDFM

Le tableau ci-après synthétise les caractéristiques clés des diverses machines haute puissance employées dans le secteur de l'énergie éolienne :

Tableau I. 1: Évaluation en comparé de différentes machines utilisées dans SCE [30]

	01ere génération Machine asynchrone à cage (MAS)	02ere génération Machine asynchrone à double alimentation (MADA)	03ere génération Machine asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB)
Limitation de la plage de vitesse	Non	oui	oui
Distorsion harmonique	100% de la P _n	25% de la P _n	25% de la P _n
Coût de maintenance	Bas	Moyen/haut	Bas
Coût de l'ensemble machine+convertisse ur	Moyen/haut	Moyen	Moyen/bas
Robustesse, fiabilité	Haute	Moyenne	Haute

Les avantages de la BDFM font que cette machine est destinée à représenter la troisième génération d'éoliennes. Actuellement, le secteur évolue de la GVC traditionnelle vers la GVV, qui repose sur une structure MADA. Actuellement, il y a une vaste quantité de parcs éoliens fondés sur la GVV qui emploient des structures MADA. La décision des sociétés industrielles d'adopter ces équipements est basée sur des critères de coût et de fiabilité. En effet, on a souvent utilisé ces machines électriques dans une multitude d'applications pendant une durée prolongée. Par conséquent, leur accessibilité est grande, rendant simple la réutilisation des modèles, des méthodes de contrôle et des moyens secondaires déjà industrialisés [30].

I.7 Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons présenté une description générale des systèmes d'énergies renouvelables. Dans ce contexte, une analyse a été effectuée sur des données chiffrées qui illustrent l'expansion mondiale de ces énergies, mettant en évidence un intérêt grandissant et considérable qui leur est porté. Nous avons fourni une étude du potentiel éolien, complétée par une analyse des avantages et des défis spécifiques aux systèmes éoliens. Par la suite, un détail minutieux des composants d'une éolienne a été réalisé, accompagné d'une analyse détaillée des deux types principaux d'éoliennes, à axe horizontal et à axe vertical, ainsi que de leurs particularités distinctes. La suite de cette étude uniquement au cas des éoliennes à axe horizontal.

Actuellement, cette technologie se positionne comme la plus courante et performante en termes de transformation énergétique. Le principe originelle consiste à transformer l'énergie cinétique transmise par le vent en énergie mécanique. Cette partie couvre divers concepts essentiels, comme l'équation de la puissance extraite, le changement de la puissance selon la vitesse du vent. De plus, nous avons exposé les techniques essentielles de commande de la puissance aérodynamique recueillie par la turbine, compris le contrôle par modification de l'angle d'attaque et le système de décrochage aérodynamique.

Enfin, nous avons analysé les divers types de générateurs électriques utilisés dans les aérogénérateurs, en soulignant leurs caractéristiques principales et les convertisseurs d'électronique de puissance qui leur sont liés. On a identifié trois catégories principales de machines : les machines asynchrones, les machines synchrones et celles qui possèdent une structure spéciale.

Le système éolien basé sur la machine à double alimentation sans balais (MADASB) réunit les avantages de la MAS et de la MADA, étant fait que son rotor peut être de structure à cage et vu tenu de l'absence de contact entre balais et bagues, la MADASB est une machine robuste. Par ailleurs, La

faculté à régler sa vitesse et son facteur de puissance lui offre, lors de son application dans les systèmes éoliens, des Avantages significatifs en comparaison avec les dispositifs conventionnels. Compte tenu de tous ses avantages, la MADASB est classée comme une machine de troisième génération dans les systèmes éoliens. Le but de notre thèse est de concevoir des algorithmes de commande robuste pour un système éolien sur une MADASB, afin d'optimiser l'énergie captée pour la performance.

Chapitre II

Modélisation d'un Système Eolien Basé Sur une Machine Asynchrone Double Alimentation Sans Balais

II. 1 Introduction

Depuis de nombreuses années, les scientifiques tentent de découvrir des solutions énergétiques qui respectent les normes écologiques tout en minimisant les frais d'exploitation. Cette poursuite a suscité un intérêt grandissant pour les énergies vertes, en particulier l'énergie du vent. L'étape cruciale pour étudier le fonctionnement global du système réside dans la modélisation de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne. Elle facilite en particulier une meilleure compréhension de la dynamique du système et des interactions électromécaniques à l'intérieur de l'appareil. Une modélisation appropriée simplifie par la suite la sélection et la mise en œuvre des stratégies de commande adaptées.

À la différence des éoliennes à vitesse fixe, les éoliennes à vitesse variable pourront opérer sur une vaste secteur de vitesses, ce qui avantage l'optimisation de la production d'énergie lors de vents faibles et assure un apport économique constant lors de vents plus intenses. Cette partie porte une attention particulière à la développement et à l'implémentation d'une simulation pour un système éolien à vitesse variable, employant une machine asynchrone à double alimentation sans balais.

Nous débuterons par l'élaboration d'un modèle montrant les différents composants de la turbine éolienne. Ensuite, nous discuterons l'implémentation d'une stratégie de suivi du point de puissance maximale (MPPT), avec ou sans régulation de vitesse, afin d'optimiser la puissance mécanique générée, indépendamment de la vitesse du vent. Ensuite, nous traiterons la modélisation de la machine

à courant alternatif sans balais alimentée par double source, reconnue pour sa capacité à générer une puissance optimale quel que soit la variabilité du vent et pour sa robustesse notable.

Dans ce chapitre, nous nous intéressons à la modélisation d'un système éolien reposant sur une machine asynchrone double alimentation sans balais.

Par la suite, nous proposerons une analyse exhaustive des convertisseurs de tension à deux niveaux de type NPC côté machine (CCM). Nous envisagerons d'abord la structure, le fonctionnement, la modélisation et le contrôle de ces topologies à l'aide de la technique SVM (Modulation par Vecteur Spatial). La conclusion de ce chapitre illustrera les résultats obtenus par simulation.

II .2 Description Système éolien

La Figure II.1 illustre le modèle de l'éolienne basée sur une MADA sans balais reliée au réseau, comprenant les diverses mesures mécaniques et électriques utilisées pour la modélisation de la chaîne de conversion électromécanique.

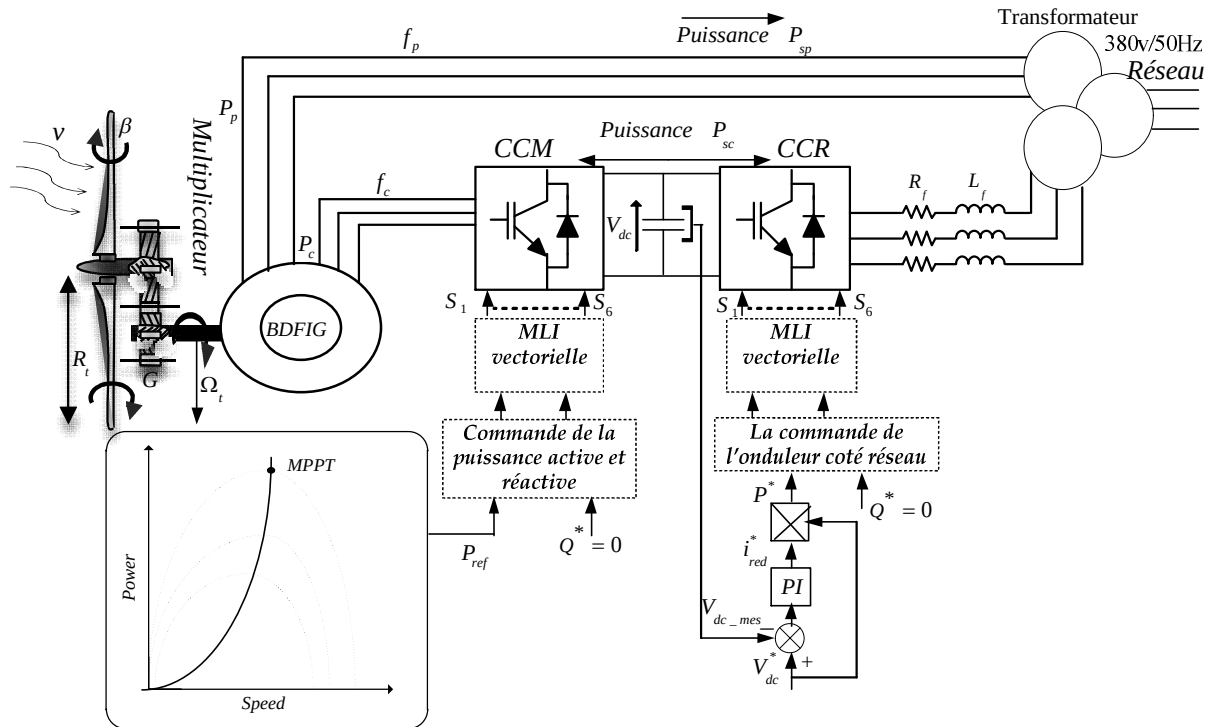


Figure (II 1) : Configuration triphasée du système éolien lié au réseau.

La turbine, grâce à un multiplicateur, actionne la machine qui est connectée au réseau électrique directement via le stator (Bobinage de Puissance) et aussi par l'intermédiaire de convertisseurs

statiques triphasés au moyen du second stator (Bobinage de Commande). On nomme respectivement CCM Côtés Machine.

Cette structure est constituée des éléments suivants :

- Une turbine éolienne ;
- Une machine asynchrone à double alimentation sans balais;
- un onduleur de tension triphasé côté machine (CCM).

II .3 Modélisation aérodynamique et mécanique d'une éolienne

La sortie d'un système éolien produit de l'énergie électrique provenant de la puissance mécanique, voire aérodynamique, captée par la turbine éolienne. L'origine principale de cette énergie réside dans le vent qui frappe la voile. Il est donc indispensable de mener une analyse quantitative de ces deux facteurs (le vent et la puissance éolienne).

II.3.1 source primaire : le vent

Les aérogénérateurs tirent essentiellement leur énergie du vent, en mettant à profit l'énergie cinétique des flux d'air mobiles. On peut le définir comme un domaine de vitesses caractérisé par sa direction et sa vitesse, qui sont influencées par différents éléments, dont le cisaillement du vent et l'effet d'obstacle créé par la tour de l'éolienne. Ces phénomènes, qui peuvent être modélisés, illustrent la composante déterministe de la variation spatiale du champ de vitesses. Toutefois, les perturbations causées par les obstacles en amont (tels que les édifices, les arbres ou d'autres turbines éoliennes) sont attribuables à la partie stochastique de cette fluctuation [37].

L'élaboration du modèle exige l'accès à des données climatiques et géographiques propres au lieu d'étude, tout en tenant compte de la saison de l'année liée à l'analyse. La démonstration du vent s'effectue par le mélange d'une série de Fourier, qui describe le vent comme un signal résultant de la superposition de plusieurs harmoniques [38].

$$v_w(t) = A + \sum_{k=1}^i a_k \sin(w_k t) \quad (\text{II.1})$$

Avec :

v_w : Vitesse du vent (m/sec) ;

A : Valeur moyenne de la vitesse du vent ;

a_k : Amplitude de l'harmonique d'ordre k ;

w_k : Pulsation de l'harmonique d'ordre k.

i : Rang du dernier harmonique retenu dans le calcul du profil du vent.

Dans notre recherche, le profil du vent appliqué présente une vitesse réduite, et son évolution temporelle est illustrée par la figure (II-2).

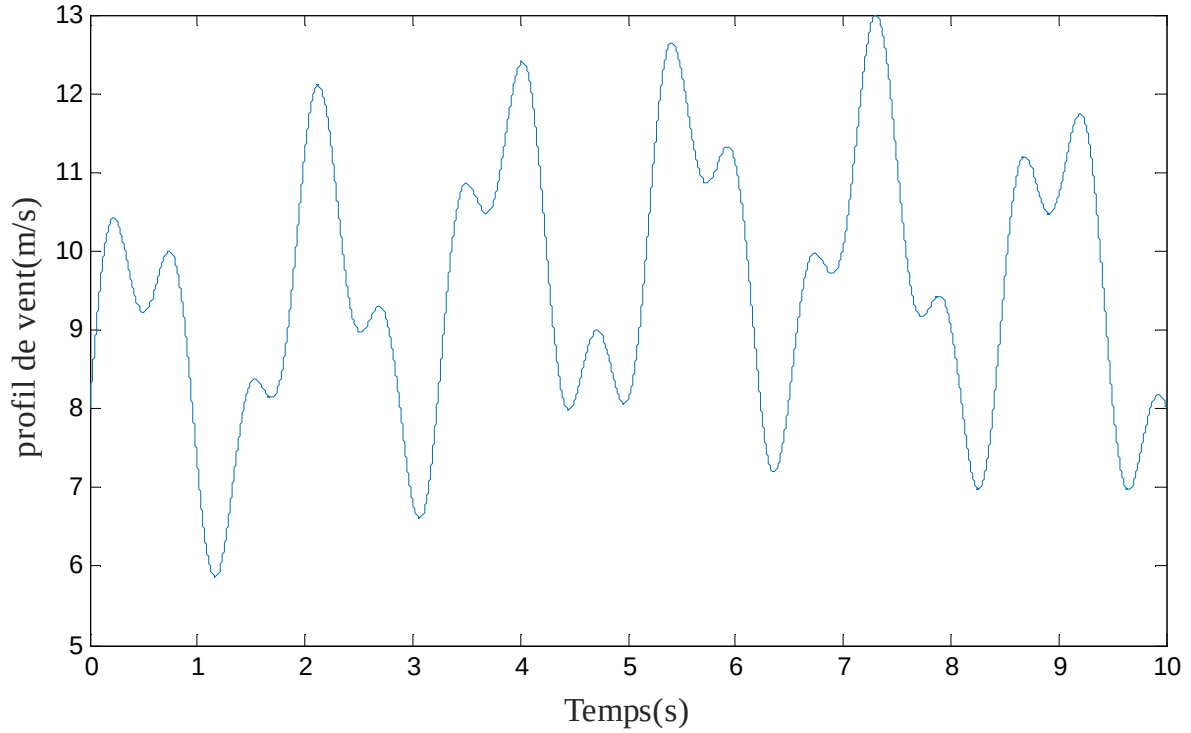


Figure (II.2) : Profil du vent utilisé pour la turbine.

II.3.1.2 Puissance du vent

Énergie éolienne est dérivée de l'énergie cinétique produite par le vent. L'énergie cinétique associée à une masse ρ et de vitesse v_w est exprimée par l'équation suivante :

$$E_c = \frac{1}{2} \rho v_w^2 \quad (II.2)$$

Avec :

ρ : Masse d'air

L'équation suivante décrit la puissance cinétique du vent à travers un disque éolien de rayon R est exprimée par l'équation

$$P_v = \frac{1}{2} \rho S v_w^3 = \frac{1}{2} \rho \pi R_t^2 v_w^3 \quad (II.3)$$

Avec :

ρ : Masse volumique de l'air (celle-ci est de 1.225 Kg/m³ en atmosphère normale) ;

S : Surface circulaire balayée par la turbine, le rayon du cercle est déterminé par la longueur de la pale

R_t : Correspond pratiquement à la longueur de la pale.

Cependant, il est impossible de recueillir toute l'énergie éolienne, car la vitesse du vent ne s'annule pas après son passage à travers l'éolienne. On fait alors appel à un facteur connu sous le nom de coefficient de performance ou coefficient de puissance c_p , qui est lié aux propriétés aérodynamiques des pales.

$$P_t = C_p P_v = \frac{1}{2} \rho \pi R_t^2 v_w^3 C_p(\lambda, \beta) \quad (\text{II.4})$$

Le facteur de puissance C_p , évalué de façon empirique, constitue une approximation pour une éolienne dotée d'une génératrice asynchrone à double alimentation sans balais. On le définit de la manière suivante :

$$C_p(\lambda, \beta) = 0,5 \left[116 \left(\frac{1}{\lambda + 0,08\beta} - \frac{0,035}{\beta^3 + 1} \right) - 0,4\beta - 5 \right] \exp \left[-21 \left(\frac{1}{\lambda + 0,08\beta} - \frac{0,035}{\beta^3 + 1} \right) \right] + 0,0068\lambda \quad (\text{II.5})$$

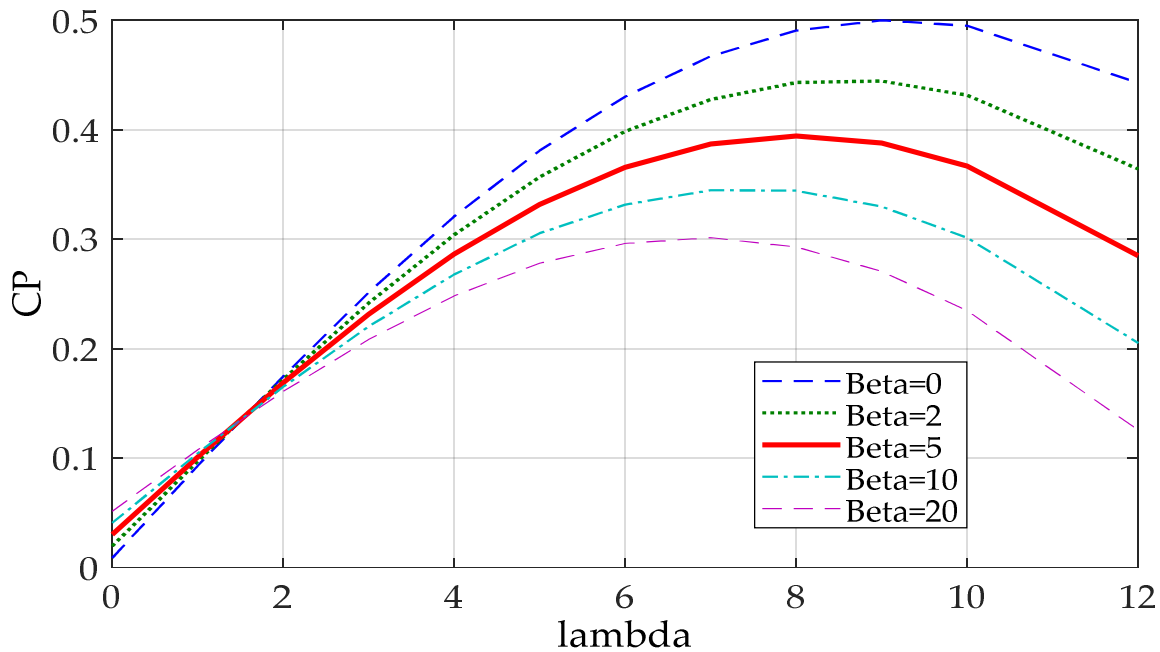


Figure (II.3) : Changement du coefficient de puissance en fonction de la vitesse relative

Un graphique montrant l'évolution de ce coefficient en relation avec la vitesse spécifique pour diverses valeurs.

Sur la base de l'orientation des pales (figure II. 3), on peut atteindre le point maximal de coefficient $0,5 = C_p$ qui correspond aux valeurs optimales ($9,2 = \lambda$) et ($0 = \beta$). Avec ces paramètres, la turbine opérera à un rendement maximal, offrant ainsi une puissance mécanique optimale.

II.3.1.3 Modèle du multiplicateur

En règle générale, la turbine éolienne opère à une vitesse nominale variant de 15 à 45 (tr/mn). Le rôle du multiplicateur est de transformer cette vitesse mécanique en une vitesse appropriée pour la génératrice, tout en convertissant le couple aérodynamique produit par la turbine en couple moteur appliqué à la génératrice, conformément aux relations ci-dessous :

$$C_{mec} = \frac{C_t}{G} \quad (II.6)$$

$$\Omega_t = \frac{\Omega_{mec}}{G} \quad (II.7)$$

C_{mec} : Couple mécanique sur l'arbre de la génératrice ;

Ω_{mec} : Vitesse de rotation (mécanique) de la génératrice [rad/s] ;

C_t : Couple de la turbine (aérodynamique) [rad/s] ;

Ω_t : Vitesse de la turbine [rad/s].

II.3.1.4 Modèle de la partie mécanique

La unité mécanique de la turbine est formée de trois pales ajustables en longueur (R), qui sont attachées à un axe moteur opérant à une vitesse de rotation (N). Cet arbre est connecté à un multiplicateur de vitesse lié à G, facilitant ainsi l'entraînement du générateur électrique. On part du principe que les trois pales sont identiques et exposées à un vent uniformément réparti, ce qui indique que les forces de poussée exercées sur chacune d'elles demeurent constantes. Donc, on peut voir toutes les pales comme un système mécanique unique dont les propriétés découlent de l'agrégation des caractéristiques mécaniques de chaque pale examinée individuellement [39].

Du fait de leur forme aérodynamique, les pales présentent un coefficient de friction aérienne si faible qu'il peut être considéré comme négligeable. De plus, compte tenu de la vitesse de rotation réduite de la turbine, les pertes mécaniques causées par la friction dans cette partie de l'appareil sont négligeables comparativement à celles constatées du côté du générateur. Sur la base de ces suppositions, nous pouvons modéliser le système à l'aide d'un modèle mécanique simplifié à deux masses, comme le

dépeint la figure (II.4). La validation de ce modèle a été effectuée en le comparant au modèle complet de la turbine, comme l'indiquent[40].

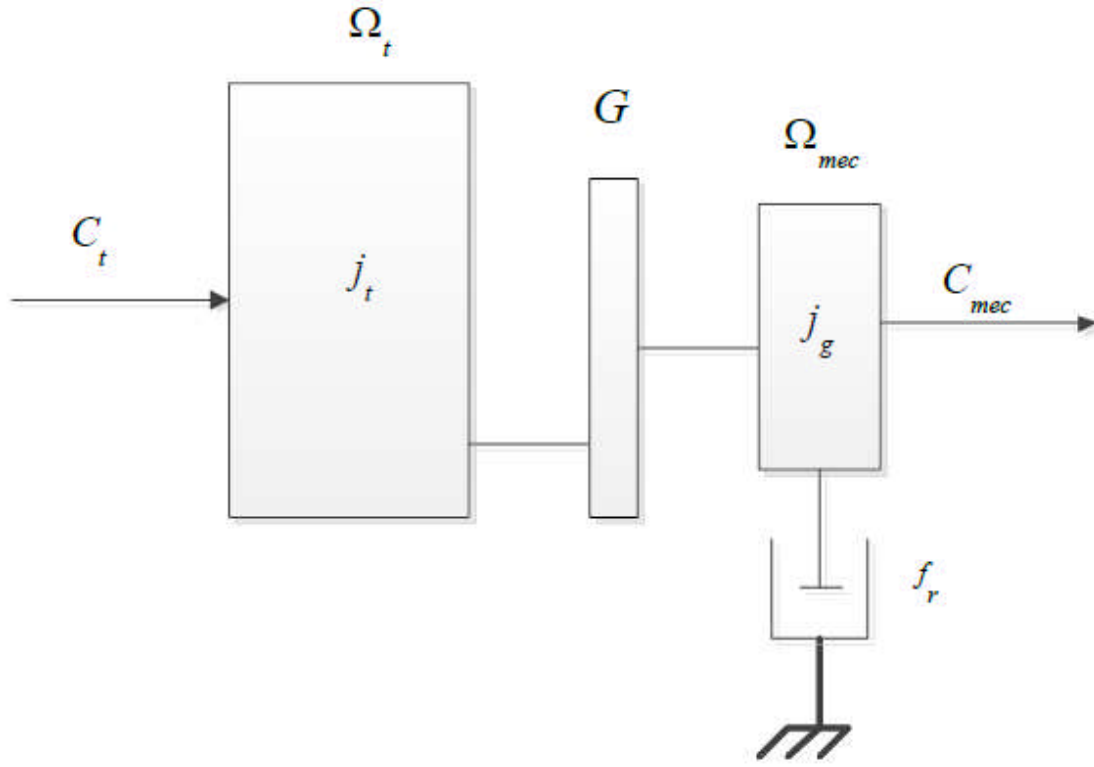


Figure (II.4) : Modèle mécanique de la turbine éolienne.

Sur la base des hypothèses simplificatrices mentionnées dans la section (II.3.1.1), on obtient alors un modèle mécanique constitué de deux masses comme l'illustre la figure (II.4) [48].

L'arbre de la turbine éolienne supporte la masse de la turbine sous forme d'inertie notée turbine $j = j_{turbine}$, qui inclut la masse des pales ainsi que celle du rotor de la turbine. Le modèle mécanique proposé considère en considère l'inertie totale j , qui comprend l'inertie de la turbine transférée sur le rotor, génératrice et de l'inertie de son intrinsèque [48].

$$j = j_{turbine} + j_{génératrice} \quad (II.8)$$

Il faut noter que l'inertie du rotor de la génératrice est particulièrement faible comparée à celle de la turbine indiquée par cet axe, En raison de considérée la vitesse de rotation de la turbine, le couple enregistré par celle-ci, C_t , est donc directement fixé par :

$$C_t = \frac{P_t}{\Omega_t} = C_p(\lambda, \beta) \frac{1}{2} \rho S v_w^3 \frac{1}{\Omega_t} \quad (II.9)$$

La dynamique du système mécanique de l'arbre du générateur est régie par l'équation fondamentale suivante:

$$j \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = f \Omega_{mec} = C_t - C_{mec} \quad (II.10)$$

$$C_{mec} = -C_{em} - C_{vis} \quad (II.11)$$

Avec :

j : L'inertie totale qui apparaît sur le rotor de la génératrice ;

C_{em} : Le couple électromagnétique produit par la génératrice.

Le modèle aérodynamique et mécanique de la turbine éolienne est illustré par le diagramme en bloc montré à la figure II.5. Il souligne que la régulation de la vitesse de rotation de la turbine, et par extension, de l'appareil, peut s'effectuer soit par la modification de l'angle des pales, soit par la gestion du couple électromagnétique de l'engin. De plus, la vitesse du vent V est perçue comme une perturbation influant sur le système [40].

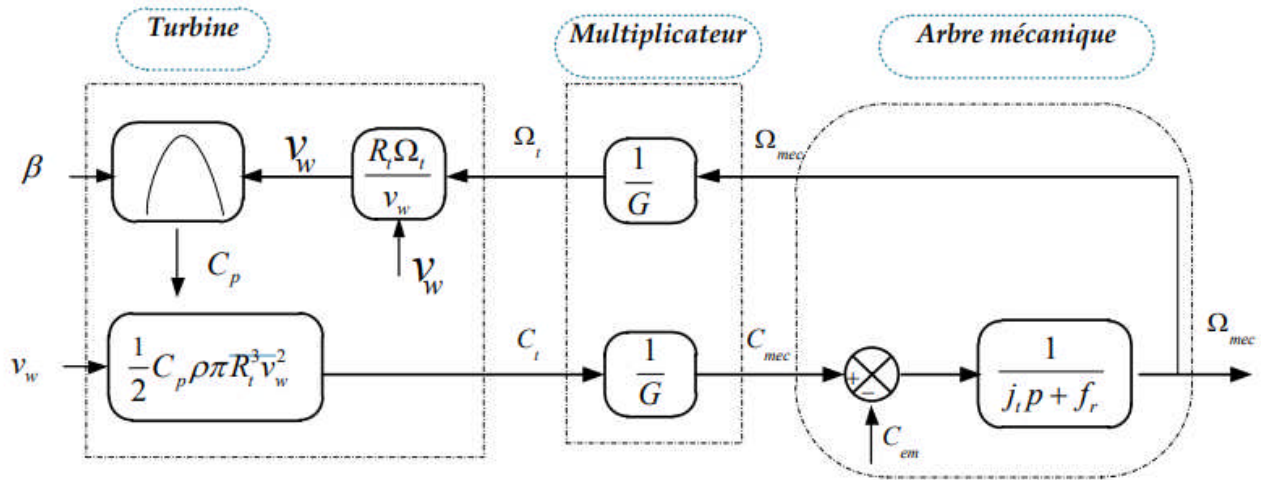


Figure (II.5) : Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne.

II.3.2 Description et fonctionnement de la MADA sans balais

Avec le temps, l'intérêt pour le générateur à induction sans balais (MADASB), utilisé dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne (SCEE), a progressivement augmenté. Cette hausse d'intérêt est attribuée à sa faculté de fonctionner efficacement malgré les fluctuations de la vitesse du vent, ce qui optimise la production d'énergie. Aussi appelé générateur à double alimentation sans balais (BDFM), cet appareil se caractérise par de nombreux avantages, faisant de lui une option fiable pour les systèmes à vitesse variable dans le secteur de l'énergie éolienne.

En plus de ses principales caractéristiques et qualités, on peut mentionner l'utilisation d'un convertisseur de puissance réduit et l'absence de balais, ce qui entraîne une amélioration significative de la fiabilité du système et une réduction des exigences en matière d'entretien. Effectivement, l'absence de pièces mécaniques telles que les balais et les pignons fait de cette technologie un choix particulièrement approprié pour les installations en milieu maritime, où l'entretien peut être souvent difficile et onéreux.

Par ailleurs, la simplification du rotor, notamment par une configuration de bobinage plus basique et l'absence de système de collecteur d'anneaux, diminue le coût de fabrication du MADASB en comparaison au générateur à double alimentation [41] Inductif traditionnel. Ainsi, un nombre considérable de chercheurs a récemment concentré ses efforts sur la conception de générateurs sans anneaux ni balais, tout en s'efforçant de préserver leurs avantages.

Le générateur à double alimentation sans balais (MADASB), aussi connu sous le nom de machine à cascade automatique, est constitué d'un stator intégrant deux enroulements triphasés symétriques. Les éléments suivants :

Le premier, connu sous le nom de bobinage de puissance (BP), est connecté directement au réseau, alors que l'autre, bobinage de commande (BC), est branché au convertisseur bidirectionnel, comme le montre la Figure (II.1).

Un rotor entraîné par une structure à cage spéciale, où les barres rotatives sont disposées en croix entre les deux enroulements [42-43].

Le nombre de paires de pôles d'enroulement du stator doit être différent ($p_p \neq p_c$) Pour prévenir l'association magnétique non souhaitée entre les deux bobinages [41].

Une des caractéristiques majeures du BDFIG est la capacité de l'enroulement de contrôle à ajuster le courant du rotor associé à l'enroulement de puissance. Cela engendre un couplage magnétique entre les deux enroulements du stator via le rotor, comme illustré Figure II.6

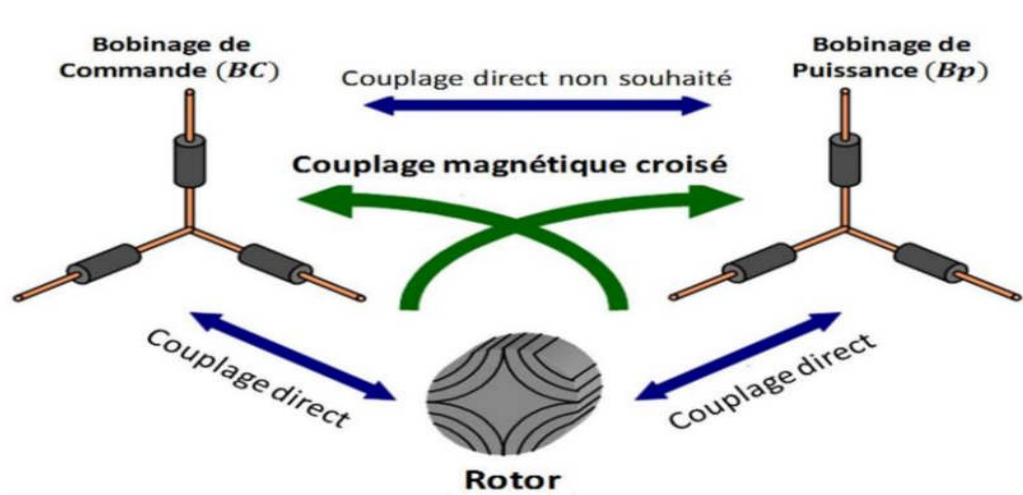


Figure (II.6) : Couplage magnétique de la MADA sans balais.

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

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

II.3.3 Principe de fonctionnement

S. Williamson [44] a apporté une contribution majeure à la compréhension des machines électriques complexes en développant un modèle analytique détaillé pour la BDFM (Machine Doubly-Fed sans balais) en régime stable, dans l'intention de le perfectionner. Ce modèle se fonde directement sur la composition physique de l'appareil, ce qui rend plus aisé l'établissement d'équations analytiques optimales pour les paramètres clés électromagnétiques, tels que les inductances individuelles et mutuelles.

Cette méthode, déjà testée par les mêmes auteurs dans le cadre de l'étude des machines asynchrones, offre ici une modélisation précise.

La méthode utilisée se base sur une analyse en séries de Fourier des distributions spatiales des conducteurs dans l'espace entre les pôles, technique qui permet d'isoler les différentes composantes harmoniques [45]. (Ou harmoniques spatiales) ayant un impact sur le couplage magnétique. Cette méthode, déjà testée par les mêmes auteurs dans l'analyse des machines asynchrones, offre ici une modélisation précise.

Ce travail se sépare par une évaluation détaillée des enroulements statoriques et rotoriques, autorisant, une surveillance précise des couplages magnétiques internes à la machine. Cette analyse rend possible l'amplification ou la diminution de certains effets d'interaction magnétique, selon les critères de performance et de stabilité.

II.3.3.1 Contraintes constructives et d'alimentation pour le fonctionnement correcte de la BDFIG

L'interdépendance des courants induits dans le rotor est la base du couplage magnétique croisé entre les deux bobinages du stator. Pour que ce couplage soit réalisable, il est crucial que ces courants présentent une distribution spatiale identique, ce qui impose des restrictions sur la conception physique de l'appareil.

L'intervalle d'alimentation n'est pas correctement fixé, deux courants tournants particuliers peuvent apparaître dans le rotor, chacun lié à une fréquence de glissement distincte. Ces flux interagissent via le champ magnétique, générant une force électromagnétique qui vise à augmenter ou à réduire la vitesse du rotor. Quand l'écart entre les deux fréquences de glissement reste faible, le système peut atteindre un état d'équilibre opérationnel où les deux courants du rotor présentent une fréquence de glissement identique. Dans ce cadre, un couplage approprié à la fréquence est mis en place, ce qui permet à l'appareil de fonctionner de manière synchrone.

En utilisation synchrone, toute modification de la cadence d'alimentation accomplie sur l'un des bobinages du stator génère un ajustement proportionnel de la vitesse du rotor afin de conserver le même glissement.

Dans cette situation, nous définirons les critères nécessaires pour assurer un lien magnétique croisé efficace entre les deux bobines du stator via le rotor. Pour réussir cette tâche, il est essentiel d'analyser la distribution globale de la quantité du flux magnétique produit par chaque enroulement dans l'entrefer.

Si on suppose que les harmoniques de la force magnétomotrice (FMM) sont négligeables, alors chaque système triphasé d'enroulements statoriques (BP et BC) crée une distribution de flux magnétique dans l'entrefer caractérisée par la forme suivante:[30].

$$b_p(\theta, t) = B_p \cos(\omega_{sp}t - p_{sp} + \alpha_p) \quad (\text{II.12})$$

$$b_c(\theta, t) = B_c \cos(\omega_{sc}t - p_{sc} + \alpha_p) \quad (\text{II.13})$$

ω_{sp}, ω_{sc} : Sont les fréquences d'alimentation de chaque bobinage du stator.

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

Dans le cas où le rotor tourne à une vitesse angulaire ω_r Il est possible d'exprimer la densité du flux de l'entrefer en comparaison avec celle du rotor.

$$b_p(\theta', t) = B_p \cos((\omega_{sp}t - p_{sp}\omega_r)t - p_{sp}\theta' + \alpha_p) \quad (\text{II.14})$$

$$b_c(\theta', t) = B_c \cos((\omega_{sc}t - p_{sc}\omega_r)t - p_{sc}\theta' + \alpha_c) \quad (\text{II.15})$$

Le couplage croisé des deux bobinages du stator est basé sur l'incapacité de séparer les courants induits dans le rotor. Ainsi, les densités de flux (II.19) et (II.20) produisent un courant de rotor de la façon suivante[30].

$$i_r^p = R_e [I_r^- e^{j(s_p \omega_{sp} t - (n-1) \frac{2\pi p_{sp}}{N_r} t)}] \quad (\text{II.16})$$

$$i_r^c = R_e [I_r^- e^{j(s_c \omega_{sc} t - (n-1) \frac{2\pi p_{sc}}{N_r} t)}] \quad (\text{II.17})$$

Pour garantir que ces deux flux restent indissociables, ils doivent partager une distribution spatiale identique, ce qui détermine la structure physique de l'appareil. (II.15) et (II.16) satisfont cette condition lorsque :

$$\frac{2\pi p_p}{N_r} = \frac{2\pi p_c}{N_r} + 2\pi q \quad \text{Avec} \quad 0, 1, 2, 3, \dots, \pm \pm \pm = q \quad (\text{II.18})$$

Calculant N_r de l'équation précédente :

$$N_r = \frac{p_p - p_c}{q} \quad (\text{II.19})$$

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

$$N_r = p_p - p_c \quad (\text{II.20})$$

L'équation (II.19) établit le rapport indispensable entre le nombre de pôles de chaque enroulement statorique et le nombre de spires du rotor afin que le couplage magnétique entre ces deux enroulements puisse se réaliser. Il est essentiel de réaliser ce couplage pour assurer une interaction cohérente entre les deux circuits du stator.

Cependant, ce n'est pas suffisant pour garantir le bon fonctionnement de la machine. Pour qu'on puisse réellement commander le courant dans l'enroulement de puissance (BP) à partir de l'enroulement de commande (BC), il faut que la tension induite dans (BP) ait exactement la même fréquence que la tension d'alimentation de ce même enroulement (BP).

En réellement, la fréquence de cette tension induite est définie par deux éléments : la vitesse de rotation du rotor et la fréquence d'alimentation (BC).Voilà pourquoi, pour garantir le fonctionnement optimal, il est crucial de choisir précisément la fréquence d'alimentation du bobinage de contrôle (BC).Cette choix garantit que les fréquences des deux tensions (induite et appliquée) demeurent synchronisées, une condition vitale pour le couplage effectif des deux bobinages du stator.

Par conséquent, cette fréquence induite est dépendant à la fois de la vitesse de rotation du rotor et de la fréquence d'alimentation du bobinage de commande (BC). Il est donc essentiel d'identifier avec exactitude la fréquence d'alimentation du (BC) pour assurer un couplage fréquentiel approprié entre les deux bobinages du stator [30].

Une alimentation inadéquate génère deux courants de rotor qui opèrent à des fréquences de glissement distinctes. Ces deux actions génèrent des champs magnétiques rotatifs en direction opposée, créant une force d'attraction ou de déplacement qui peut provoquer l'accélération ou la décélération du rotor, Si la différence entre les deux fréquences de glissement n'est pas significative, il se pourrait que les impacts dynamiques s'estompent partiellement, menant à une stabilité relative du mode de rotation. Par contre, une différence plus significative pourrait provoquer des vibrations, des pertes additionnelles ou même des instabilités mécaniques ou thermiques du système.

On peut instaurer une condition d'équilibre dans laquelle les courants rotoriques présentent une fréquence de glissement stable, grâce à un couplage de fréquence idéal. Cela représente le mode de fonctionnement synchrone de l'appareil. En mode synchrone, chaque changement de fréquence statorique entraîne un ajustement automatique de la vitesse du rotor, conservant ainsi un glissement constant [30].

En prenant compte de ces éléments et selon (II.15), (II.16), on peut déterminer que la condition nécessaire pour garantir le fonctionnement synchrone de la machine est :

$$g_p \omega_{sp} = g_c \omega_{sc} \quad (II.21)$$

$$\omega_{sp} - p_p \omega_r = \omega_{sc} - p_c \omega_r \quad (II.22)$$

$$\omega_r = \frac{\omega_{sp} - \omega_{sc}}{p_p - p_c} \quad (II.23)$$

L'équation (II.19) détermine le nombre de spires du rotor indispensables pour le couplage croisé, tandis que l'équation (II.22) spécifie la vitesse du rotor en lien avec l'opération synchrone de la MADASB. Cependant, il est nécessaire de considérer que dans l'équation (II.15) $\cos(-a) = \cos(a)$. On peut donc considérer une autre combinaison de N_r et ω_r et récrire l'équation (II.14) sous forme suivante :

$$b_p(\theta', t) = B_c \cos(-(\omega_{sc}t - p_{sc}\omega_r)t - p_{sc}\theta' - \alpha_c) \quad (II.24)$$

Si l'on applique en équation la condition d'égalité de distribution, on arrive à :

$$\omega_r = \frac{\omega_{sc} + \omega_{sp}}{P_c + P_p} \quad (II.25)$$

Ainsi, deux solutions sont potentielles :

Solution 01

Solution 02

$$\omega_r = \frac{\omega_{sc} - \omega_{sp}}{P_c - P_p}$$

$$N_r = p_p - p_c$$

$$\omega_r = \frac{\omega_{sc} + \omega_{sp}}{P_c + P_p}$$

$$N_r = p_p + p_c$$

Il est conseillé de choisir un rapport N_r en accord avec la seconde alternative, étant donné qu'il permet d'acquérir un plus grand nombre de spires sur le rotor. Néanmoins, malgré ce paramétrage, le nombre de spires reste assez bas, provoquant des impédances [44]. de couplage faibles. Pour résoudre ce problème, on peut diviser les spires en N_r groupes. Les bobines principales de chaque ensemble, désignées comme « nids de bobines », peuvent être connectées entre elles pour former une cage, ou rester indépendantes. Une approche suggérée inclut l'introduction de bobines concentriques isolées à l'intérieur de chaque bobine principale dans le but d'accroître l'impédance de couplage.

II.3.3.2 schéma équivalent de la MADA sans balais

Dans l'analyse des machines électriques, le schéma équivalent relatif au stator est effectivement utile. Dans ce paragraphe, on expose la version finale des schémas équivalents de la MADASB réduite au stator (Bobinage de Puissance).

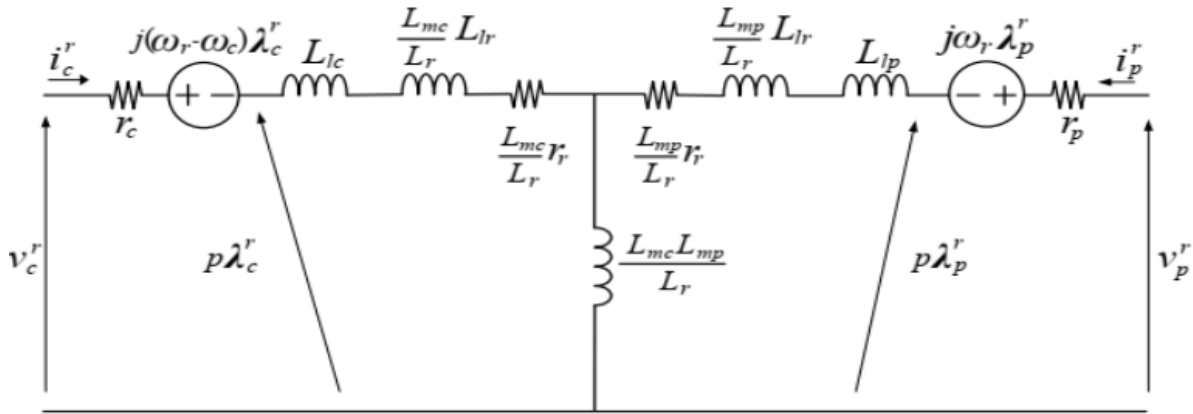


Figure (II.7) : Représentation du modèle présenté par MADASB.

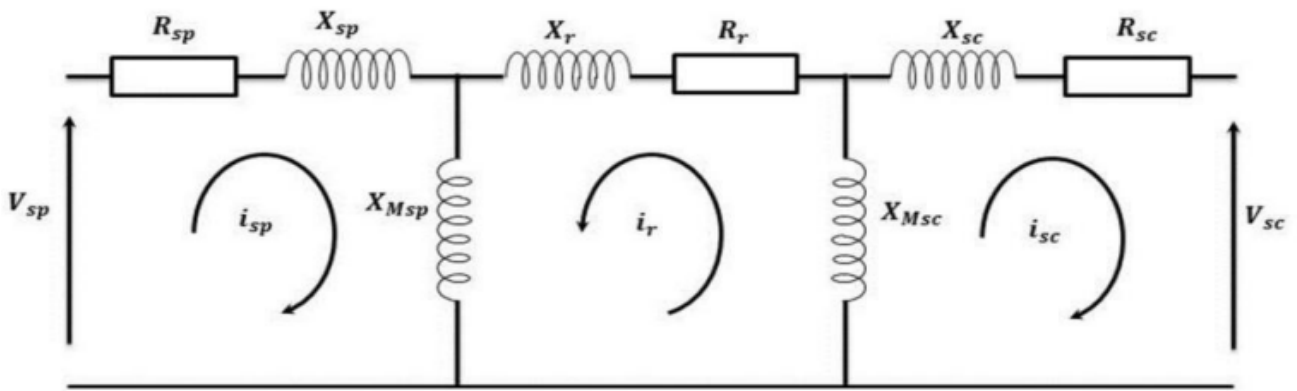


Figure (II. 8) : Schéma équivalent de la MADASB référencé au stator BP.

La MADASB est élaborée pour opérer avec les deux enroulements (BP et BC). C'est-à-dire, l'alimentation se fait au niveau de deux bobinages.

La figure II.8 représente le schéma équivalent en régime permanent de l'appareil alimenté uniquement par la BP [30].

Selon le diagramme présenté précédemment, on peut déduire que le schéma équivalent de la MADASB ressemble beaucoup à celui de la machine asynchrone à bagues. Dans ce dernier, nous avons une grille supplémentaire car nous employons un couplage magnétique de plus (stator BP-rotor-stator BC). Malgré la complexité supérieure du modèle MADASB, son fonctionnement demeure identique à celui de la machine asynchrone à bagues. Dans le cas de la MADASB, plutôt que d'approvisionner les bobinages du rotor, on fournira l'énergie à un bobinage supplémentaire du stator (BC).

II.3.4 Modélisation vectorielle de la MADA Sans Balais (BDFIG)

L'élaboration d'un modèle pour la Machine Asynchrone Double Alimentation Sans Balais (MADASB), en particulier, présente une complexité due à la disposition particulière des bobinages et à la géométrie qui lui est spécifique. Il est crucial d'avoir une modélisation précise pour le dimensionnement, l'étude du comportement dynamique, et l'élaboration des stratégies de contrôle.

La modélisation MADASB simplifie l'estimation des propriétés opérationnelles de la machine dans diverses conditions. Il est essentiel d'établir un lien clair entre les paramètres du modèle et les quantités physiques observables sur l'appareil afin de reproduire fidèlement ces comportements dans des conditions réelles.

En motif de sa complexité et de sa non-linéarité prononcée, la modélisation du MADASB exige l'introduction de certaines hypothèses simplificatrices. Toutefois, il est essentiel de sélectionner ces postulats avec soin afin de protéger la précision du modèle. L'objectif est d'atteindre un équilibre idéal entre l'élégance mathématique et le réalisme physique, garantissant ainsi la pertinence du modèle pour des applications concrètes.

II.3.4.1 Hypothèses simplificatrices

La modélisation de la MADA Sans Balais se fera en fonction des hypothèses simplificatrices suivantes :

- machine présente une symétrie parfaite ;
- Il n'y a pas de saturation ni de pertes dans le circuit magnétique (l'hystérésis et les courants de Foucault sont insignifiants) ;
- La distribution sinusoïdale des champs magnétiques le long de l'entrefer ;
- L'absence d'épaisseur variable dans l'entrefer et l'insignifiance de l'effet des encoches sont supposées ;
- Le rotor en court-circuit est considéré comme équivalent à un enroulement triphasé en configuration étoile ;
- On suppose que la force magnétique mutuelle générée par chaque phase des deux armatures suit une répartition sinusoïdale ;
- Le système d'alimentation est fondé sur des tensions triphasées symétriques ;
- L'effet de peau est mis de côté ;
- On tient compte de l'additivité des flux ;
- Les inductances propres restent constantes ;
- Les résistances du stator et du rotor sont maintenues constantes.

II.3.4.2 Modèle électrique de la MADA Sans Balais dans le repère triphasé

La figure (II.10) représente la configuration électrique d'un générateur asynchrone à double alimentation pour trois phases. En se basant sur les suppositions de simplification, on considère que tous les coefficients d'auto-inductance restent constants. Cependant, les inductances mutuelles entre les bobinages du stator et du rotor fluctuent de façon sinusoïdale selon l'angle électrique entre leurs axes magnétiques.

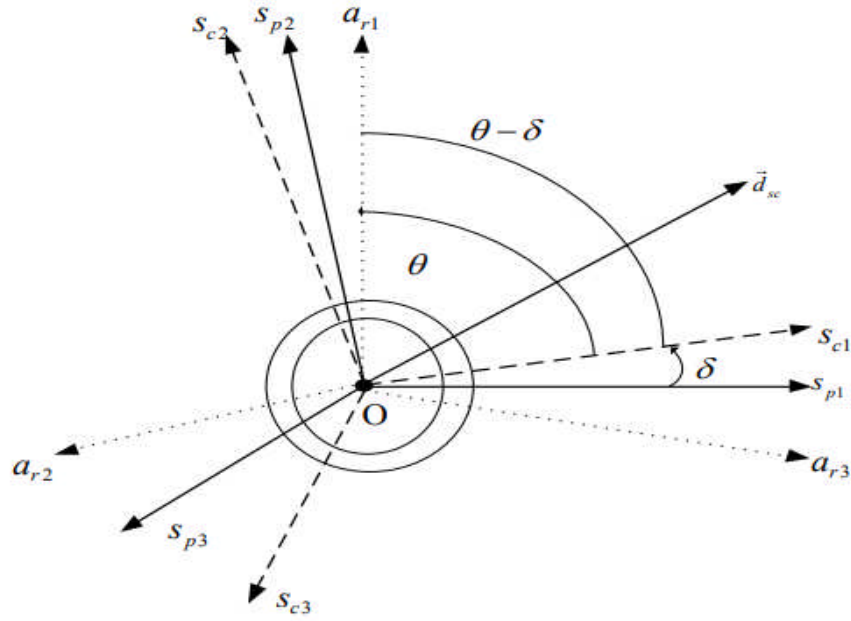


Figure (II.9) : Darstellung d'une BDFIG dans le système de coordonnées abc.

On donne le système d'équations des tensions de la MADA Sans Balais dans le plan abc sous la forme suivante :

$$\begin{cases} v_{sp}^a = -R_{sp} i_{sp}^a + \frac{d}{dt} \psi_{sp}^a \\ v_{sp}^b = -R_{sp} i_{sp}^b + \frac{d}{dt} \psi_{sp}^b \\ v_{sp}^c = -R_{sp} i_{sp}^c + \frac{d}{dt} \psi_{sp}^c \end{cases} \quad (II.26)$$

$$\begin{cases} v_{sc}^a = -R_{sc} i_{sc}^a + \frac{d}{dt} \psi_{sc}^a \\ v_{sc}^b = -R_{sc} i_{sc}^b + \frac{d}{dt} \psi_{sc}^b \\ v_{sc}^c = -R_{sc} i_{sc}^c + \frac{d}{dt} \psi_{sc}^c \end{cases} \quad (II.27)$$

$$\begin{cases} v_r^a = -R_r i_r^a + \frac{d}{dt} \psi_r^a \\ v_r^b = -R_r i_r^b + \frac{d}{dt} \psi_r^b \\ v_r^c = -R_r i_r^c + \frac{d}{dt} \psi_r^c \end{cases} \quad (\text{II.28})$$

Avec :

$v_{sp}^a, v_{sp}^b, v_{sp}^c$: Sont les tensions simple triphasé au stator (BP) de la machine ;

$i_{sp}^a, i_{sp}^b, i_{sp}^c$: Sont les courants simple triphasé au stator (BP) de la machine ;

$\psi_{sp}^a, \psi_{sp}^b, \psi_{sp}^c$: Sont les flux propre circulant au stator (BP) de la machine ;

$v_{sc}^a, v_{sc}^b, v_{sc}^c$: Sont les tensions simple triphasé au stator (BC) de la machine ;

$i_{sc}^a, i_{sc}^b, i_{sc}^c$: Sont les courants au stator (BC) de la machine

$\psi_{sc}^a, \psi_{sc}^b, \psi_{sc}^c$: Sont les flux propre circulant au stator (BC) de la machine ;

v_r^a, v_r^b, v_r^c : Sont les tensions simple triphasé au rotor de la machine ;

i_r^a, i_r^b, i_r^c : Sont les courants au rotor de la machine ;

$\psi_r^a, \psi_r^b, \psi_r^c$: Sont les flux propre circulant au rotor de la machine ;

R_{sp}, R_{sc} : Sont les résistances des enroulements statoriques (BP) et (BC) ;

R_r : Est la résistance des enroulements rotorique.

Pour effectuer la commande de la MADASB, nous présentons à nouveau sa modélisation dans le modèle du système de Park.

II.3.4.3 Transformation de Park

La matrice de rotation $[P(\theta)]$ correspondant à la transformation de Park permet de projeter les variables du système triphasé sur les axes d'un système diphasé tournant (d, q, o). Les grandeurs statoriques et rotoriques sont donc exprimées dans un cadre de référence commun. La transformation de Park est définie par le produit matriciel suivant [46].

$$P(\theta) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{pmatrix} \cos \theta_e & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_e - \frac{4\pi}{3}) \\ -\sin \theta_e & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta_e - \frac{4\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{pmatrix} \quad (\text{II.29})$$

$\theta_e = \int_0^t \omega_{abc} dt$: Angle entre les systèmes d'axes biphasé et triphasé.

ω_{abc} : Vitesse de rotation angulaire du système d'axes biphasés en comparaison au système d'axes triphasés.

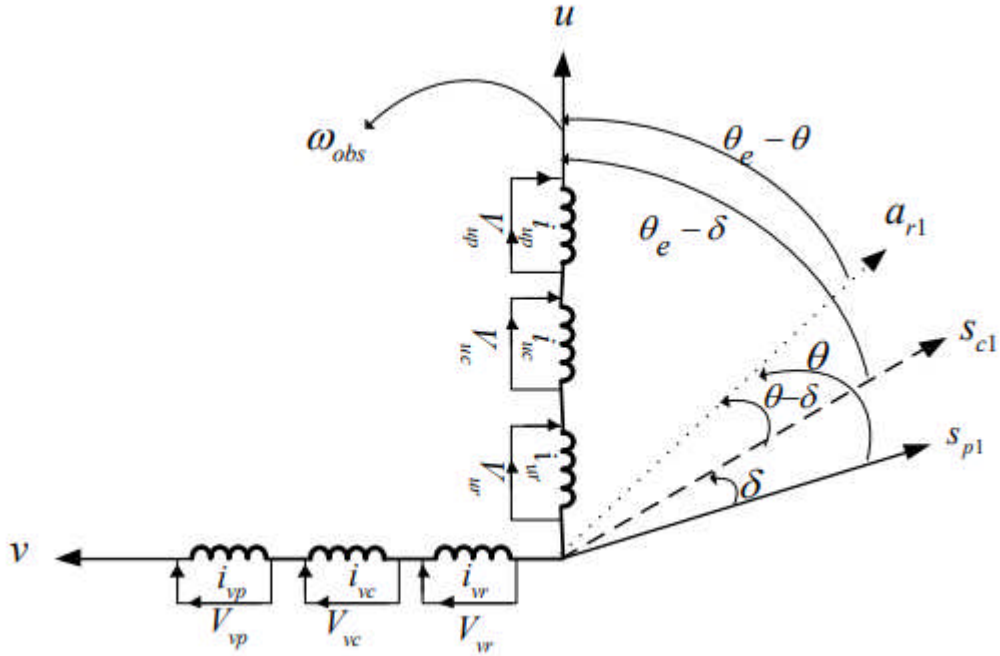


Figure (II.10) : représentation du modèle général de la MADASB.

II.3.4.4 Modèle électrique de la MADA Sans Balais dans le repère biphasé

En remplaçant ω_{abc} par ω_{sp} le modèle mathématique de la MADA Sans Balais dans le repère biphasé (d ,q) Les formules suivantes établissent le relation avec le champ tournant (bobinage de puissance BP) :

Les Equations électriques

$$\left\{ \begin{array}{l} v_{sp}^d = R_{sp} i_{sp}^d + \frac{d}{dt} \psi_{sp}^d - \omega_{sp}^d \psi_{sp}^q \\ v_{sp}^q = R_{sp} i_{sp}^q + \frac{d}{dt} \psi_{sp}^q + \omega_{sp}^q \psi_{sp}^d \\ v_{sc}^d = R_{sc} i_{sc}^d + \frac{d}{dt} \psi_{sc}^d - (\omega_{sp} - (p_p + p_c) \omega_r) \psi_{sc}^q \\ v_{sc}^q = R_{sc} i_{sc}^q + \frac{d}{dt} \psi_{sc}^q + (\omega_{sp} - (p_p + p_c) \omega_r) \psi_{sc}^d \\ v_r^d = R_r i_r^d + \frac{d}{dt} \psi_r^d - (\omega_{sp} - p_p \omega_r) \psi_r^q \\ v_r^q = R_r i_r^q + \frac{d}{dt} \psi_r^q + (\omega_{sp} - p_p \omega_r) \psi_r^d \end{array} \right. \quad (II.30)$$

Ou

$$\left\{ \begin{array}{l} \omega_r = \omega_{sp} - p_p \Omega \\ \omega_{sc} = \omega_{sp} - (p_p + p_c) \Omega \\ \omega_{sc} = \omega_r - p_c \Omega \end{array} \right. \quad (II.31)$$

Equations de flux

$$\left\{ \begin{array}{l} \psi_{sp}^d = L_{sp} i_{sp}^d + M_p i_r^d \\ \psi_{sp}^q = L_{sp} i_{sp}^q + M_p i_r^q \\ \psi_{sc}^d = L_{sc} i_{sc}^d + M_c i_r^d \\ \psi_{sc}^q = L_{sc} i_{sc}^q + M_c i_r^q \\ \psi_r^d = L_r i_r^d + M_p i_{sp}^d + M_c i_{sc}^d \\ \psi_r^q = L_r i_r^q + M_p i_{sp}^q + M_c i_{sc}^q \end{array} \right. \quad (II.32)$$

Ou

$L_{sp} = l_{sp} - m_{sp}$: L'inductance cyclique du stator1 (bobinage de puissance).

$L_{sc} = l_{sc} - m_{sc}$: L'inductance cyclique du stator2 (bobinage de commande).

$L_r = l_r - m_r$: L'inductance cyclique du rotor.

Equation du couple électromagnétique

La formule exprimant le couple électromagnétique est la suivante :

$$C_{em} = \frac{3}{2} [P_p M_p (i_{sp}^q i_r^d - i_{sp}^d i_r^q) - P_c M_c (i_{sc}^q i_r^d - i_{sc}^d i_r^q)] \quad (II.33)$$

Equation mécanique

$$j_{mec} \frac{d}{dt} \Omega = C_{em} - C_r - C_v \quad (II.34)$$

Pour le bobinage de puissance

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} (v_{sp}^d i_{sp}^d + v_{sp}^q i_{sp}^q) \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} (v_{sp}^q i_{sp}^d - v_{sp}^d i_{sp}^q) \end{cases} \quad (II.35)$$

Pour le bobinage de commande

$$\begin{cases} P_{sc} = \frac{3}{2} (v_{sc}^d i_{sc}^d + v_{sc}^q i_{sc}^q) \\ Q_{sc} = \frac{3}{2} (v_{sc}^q i_{sc}^d - v_{sc}^d i_{sc}^q) \end{cases} \quad (II.36)$$

II.3.5 Modélisation de Convertisseur coté machine

❖ Structure générale

La figure (II.13) dépeint la configuration générale d'un onduleur de tension à deux niveaux. Cet onduleur comporte trois bras, chacun étant doté de deux interrupteurs bidirectionnels entièrement contrôlables, à la fois pour l'ouverture et la fermeture. Pour ce projet, nous avons employé des transistors bipolaires à grille isolée (IGBT) en combinaison avec des diodes disposées en antiparallèle, ce qui autorise le passage du courant dans les deux sens.

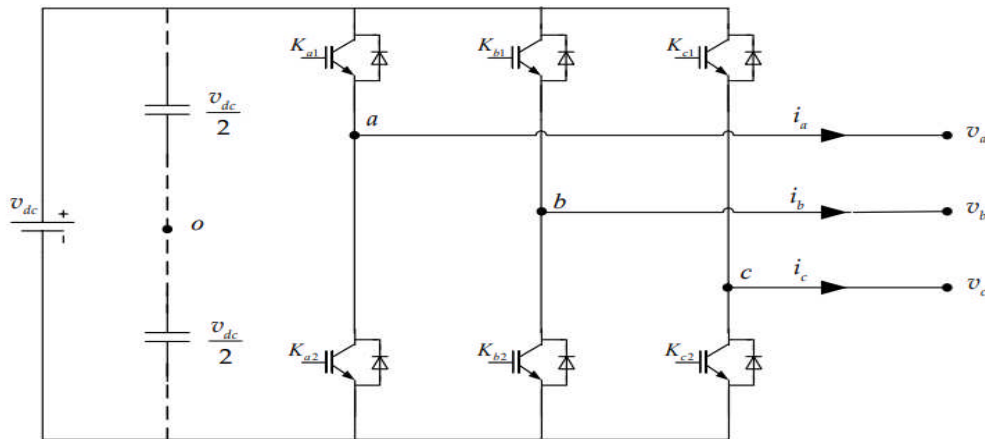


Figure (II.11) : Structure d'un onduleur de tension triphasé à deux niveaux.

• Modélisation de l'onduleur

Pour faciliter l'analyse, un point central O est établi en utilisant deux condensateurs imaginaire, chacun portant la moitié de la tension continue.

- **Fonction de commutation**

Les actions de commutation effectuées par les interrupteurs, présumés parfaits, sont illustrées par une fonction de liaison. Cela permet de représenter l'état de chaque interrupteur K_{xi} , qu'il soit en position ouverte ou fermée. À chaque commutateur S_{xi} On associe donc une fonction de connexion, , décrite de la manière suivante :

$$S_{xi} = 1 \text{ si } K_{xi} \text{ ferme} \ \& \ S_{xi} = 0 \text{ si } K_{xi} \text{ ouvert} \quad (\text{II.37})$$

Avec $x=a,b,c$: Indicateur de phase; $i=1, 2$: Numéro de l'interrupteur du bras x

Les actions de commutation effectuées par les interrupteurs, présumés parfaits, sont illustrées par une fonction de liaison. Cela permet de représenter l'état de chaque interrupteur, qu'il soit en position ouverte ou fermée. À chaque commutateur On associe donc une fonction de connexion, , décrite de la manière suivante :

Étant donné que l'action simultanée de fermer ou d'ouvrir les deux interrupteurs du même bras risque d'endommager le condensateur et les composants semi-conducteurs, soit par surcharge de courant, soit par surtension, il est crucial d'établir un contrôle additionnel entre les deux K_{x1} et K_{x2} [83].Ce qui conduit à la relation logique suivante :

$$S_{x2} = \bar{S}_{x1} = 1 - S_{x1} \quad (\text{II.38})$$

- **Tension de sortie**

L'onduleur de tension à deux niveaux délivre deux niveaux de tensions ($v_{dc}/2$) ou $(-v_{dc}/2)$ suivant la fonction de connexion comme illustré dans l'équation suivante :

$$v_{xo} = \frac{v_{dc}}{2} (2S_{x1} - 1) \quad (\text{II.39})$$

Avec v_{xo} Il s'agit d'une tension simple entre la phase x et le point. Les tensions composées entre différentes phases. v_{xy} deviennent donc :

$$v_{xy} = v_{xo} - v_{yo} = v_{dc} (S_{x1} - S_{y1}) \quad (\text{II.40})$$

Avec $y \neq x=a,b,c$: Indicateurs de phases.

L'onduleur permet le contrôle actif des grandeurs électriques critiques, notamment les tensions simples (v_a, v_b et v_c), en sortie de conversion. Cette régulation s'effectue par modulation vectorielle (SVM) afin d'assurer un régime équilibré triphasé. Ces tensions valident la relation suivante :

$$v_a + v_b + v_c = 0 \quad (\text{II.42})$$

Les tensions phases-neutre sont données, en fonction des tensions composées et des tensions phases-point milieu, par :

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} v_{ab} - v_{ca} \\ v_{bc} - v_{ab} \\ v_{ca} - v_{bc} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{ao} \\ v_{bo} \\ v_{co} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} v_{dc} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{a1} \\ S_{b1} \\ S_{c1} \end{bmatrix} \quad (\text{II.43})$$

La forme complexe de la tension de sortie est donnée par :

$$v = v_a e^{i0} + v_b e^{-j2\pi/3} + v_c e^{j2\pi/3} \quad (\text{II.44})$$

Suite à l'application de la transformation de Concordia, le système triphasé est réduit à un système biphasé (α, β). Cette transformation permet la représentation de la vectrice tension v dans un plan complexe à deux dimensions.

$$v = v_\alpha + jv_\beta \quad (\text{II.45})$$

Où v_α et v_β sont les projections du vecteur v dans le système fixe (α, β) données par :

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} v_{dc} \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{a1} \\ S_{b1} \\ S_{c1} \end{bmatrix} \quad (\text{II.46})$$

• Représentation vectorielle

Le tableau (II.3) illustre les divers états de l'onduleur ainsi que les coordonnées du vecteur de tension de sortie v_i associées à chaque état dans le système de référence. (α, β).

S_{a1}	S_{b1}	S_{c1}	v_i^α	v_i^β	v_i
0	0	0	0	0	v_0
1	0	0	$\sqrt{2/3}v_{dc}$	0	v_1
1	1	0	$\sqrt{1/6}v_{dc}$	$\sqrt{1/2}v_{dc}$	v_2
0	1	0	$-\sqrt{1/6}v_{dc}$	$\sqrt{1/2}v_{dc}$	v_3
0	1	1	$-\sqrt{2/3}v_{dc}$	0	v_4

0	0	1	$-\sqrt{1/6}v_{dc}$	$-\sqrt{1/2}v_{dc}$	v_5
1	0	1	$\sqrt{1/6}v_{dc}$	$-\sqrt{1/2}v_{dc}$	v_6
1	1	1	0	0	v_7

Tableau II. 1: Etats de l'onduleur et les coordonnées du vecteur v_i dans le plan (α, β) .

Comme on peut le voir, les combinaisons (111) et (000) donnent toujours des vecteurs nuls. La figure (II.14) illustre la représentation dans le plan complexe des six vecteurs non nuls qui peuvent être générés par l'onduleur, et qui constituent le diagramme vectoriel de l'onduleur à deux niveaux ou l'hexagone de commutation[84].

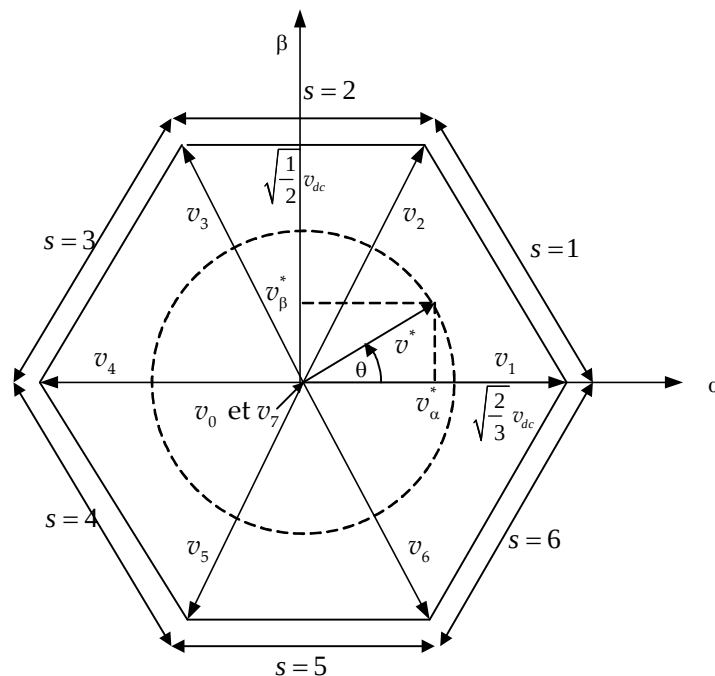


Figure (II.12) : Diagramme vectoriel de l'onduleur à deux niveaux.

La objectif de la commande de l'onduleur est d'ajuster les tensions de sortie v_a , v_b et v_c aussi proches que possible des trois tensions de référence sinusoïdales v_a^* , v_b^* et v_c^* . Comme il est illustré dans la Figure (II.14), Il est possible de représenter ces vecteurs dans le plan. (α, β) par un seul vecteur de

référence d'amplitude v_m^* constante et égale à l'amplitude souhaitée des tensions simples, et tournant autour du centre de l'hexagone avec une vitesse angulaire $w=d\theta/dt$ constante correspondante à la pulsation électrique souhaitée. Ce vecteur est défini par :

$$\mathbf{v}^* = v_m^* e^{i\theta} \quad (\text{II.48})$$

Si nous attribue au vecteur de référence $\mathbf{v}^*$ uniquement les huit positions discrètes de la figure (II.14), la tension de sortie sera riche en harmoniques. Pour atténuer la distorsion harmonique induite par la géométrie non-circulaire de l'hexagone de commutation, on impose au vecteur $\mathbf{v}^*$ de se positionner à l'intérieur du cercle délimité par l'hexagone. Ainsi, le module maximal admissible du vecteur $\mathbf{v}^*$ est :

$$v_{\max}^* = v_{dc} \sqrt{\frac{2}{3}} \cos\left(\frac{\pi}{6}\right) = \frac{v_{dc}}{\sqrt{2}} \quad (\text{II.49})$$

L'équation (II.48) devient :

$$\mathbf{v}^* = m \frac{v_{dc}}{\sqrt{2}} e^{i\theta} \quad (\text{II.50})$$

Avec m : le taux de modulation qui a une valeur entre 0 et 1 et θ : la position angulaire du vecteur calculée comme suit :

$$\begin{cases} \theta = \arctg\left(\frac{v_\beta}{v_\alpha}\right) \\ m = \frac{v_m^* \sqrt{2}}{v_{dc}} \end{cases} \quad (\text{II.51})$$

• Modulation vectorielle

Les techniques de modulations permettent de générer un signal quantifié, image du signal de référence. Le signal de référence à l'entrée du modulateur est l'image du signal qu'il faudrait idéalement appliquer au dispositif à contrôler pour obtenir l'effet désiré. Le signal généré à la sortie du modulateur (le signal modulé) C'est l'image du signal la plus proche que l'onduleur est capable de produire en utilisant les niveaux dont il dispose.

La modulation par largeur d'impulsions (MLI) s'est imposée comme la technique de référence pour la commande des onduleursoffrant une solution optimale pour la génération de tensions alternatives On rencontre plusieurs stratégies de ce type de commande, telles que la modulation triangulo-sinusoïdale, la modulation par hystérésis, et au milieu des années quatre-vingt, Le concept de la modulation

vectorielle (SVM) a été suggéré par [85]. Cette méthode présente des atouts notables en comparaison avec la MLI naturelle et le sampling régulier, en termes de performances, de facilité d'implémentation et d'un taux de transfert idéal.

II.3.5.2.1 Principe de la MLI vectorielle

Le principe de la MLI vectorielle consiste à projeter le vecteur de tension de référence $\mathbf{v}^*$ désiré sur les deux axes du plan (α, β) . On utilise ces estimations pour déterminer les temps de commutation désirés entre deux états non nuls de l'onduleur. Si on désigne par t_i et t_{i+1} les deux temps de commutation en question, leur somme doit être forcément inférieure à la période de commutation de l'onduleur T_h . Pour maintenir la fréquence de commutation constante, un état nul de l'onduleur est appliqué durant le reste de la période T_h . Afin de connaître dans quel secteur se trouve le vecteur de tension $\mathbf{v}^*$, une série de tests sur v_α^* et v_β^* assure la localisation de celui-ci. Au pendant d'une phase de transition de l'onduleur, plusieurs techniques sont mises en œuvre pour appliquer les vecteurs dans le but d'obtenir la tension souhaitée.

Dans le but de minimiser les harmoniques, il est préférable de générer des tensions centrées sur la période de commutation de l'onduleur. Si le système de commande nécessite des tensions qui dépassent la valeur maximale de l'algorithme MLI vectorielle, il sera nécessaire de établir en implanter un mécanisme pour limiter les tensions de sortie. [84].

II.3.5.2.2 Localisation du vecteur de référence

L'hexagone de commutation peut être divisé en six zones, chaque zone étant constituée d'un triangle dont les points culminants sont le point médian, ainsi que les extrémités des deux vecteurs consécutifs. ($\mathbf{v}_i$ et $\mathbf{v}_{i+1}$). Ces secteurs sont déterminés par l'une des méthodes suivantes :

1. À partir des coordonnées v_α^* et v_β^* , on déduit dans quel secteur (s) se situe le vecteur $\mathbf{v}^*$ en utilisant les équations de ses deux côtés. La figure (II.15) Présente l'organigramme illustrant les phases de cette technique.

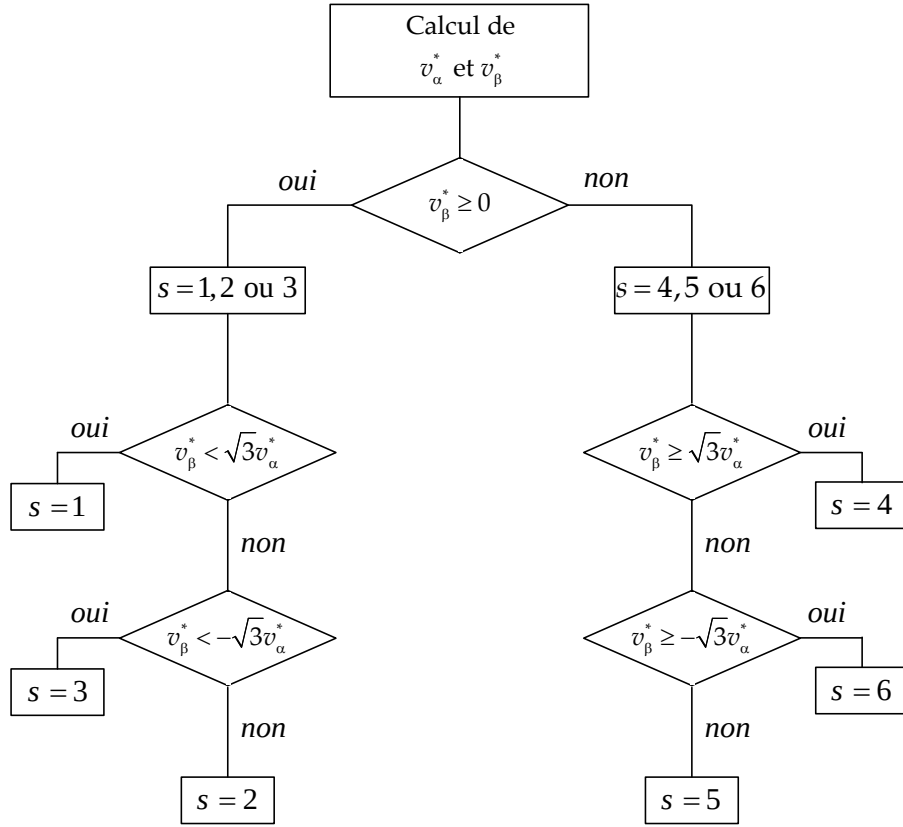


Figure (II.13) : Organigramme de calcul du secteur.

2. À partir de l'angle θ du vecteur $\mathbf{v}^*$ on peut déduire le secteur où il se trouve selon la relation :

$$s = \text{int} \left(\frac{3\theta}{\pi} + 1 \right) \quad (\text{II.52})$$

Avec int : fonction qui calcule la partie entière d'un nombre réel.

On peut aussi déduire la position de la vectrice tension à partir de la valeur de l'angle θ tout en respectant les conditions suivantes :

$$s = \begin{cases} 1 & \text{si } \theta \in [0, \pi/3] \\ 2 & \text{si } \theta \in [\pi/3, 2\pi/3] \\ 3 & \text{si } \theta \in [2\pi/3, \pi] \\ 4 & \text{si } \theta \in [\pi, 4\pi/3] \\ 5 & \text{si } \theta \in [4\pi/3, 5\pi/3] \\ 6 & \text{si } \theta \in [5\pi/3, 2\pi] \end{cases} \quad (\text{II.53})$$

II.3.5.2.3 Calcul des temps de commutation

En général, l'onduleur ne peut pas produire directement le vecteur $\mathbf{v}^*$, car il ne peut prendre que les huit états discrets illustrés précédemment. On doit donc construire $\mathbf{v}^*$ à l'aide d'une combinaison des vecteurs nuls ($\mathbf{v}_0$ ou $\mathbf{v}_7$) et des deux vecteurs adjacents $\mathbf{v}_i$ et $\mathbf{v}_{i+1}$ du secteur qui contient le vecteur de

référence ($s=i$). Ces vecteurs sont appliqués individuellement pendant certaines durées t_0 , t_i et t_{i+1} de sorte que le vecteur $\mathbf{v}^*$ soit égale à la valeur moyenne de ces vecteurs pendant une période de découpage :

$$\frac{1}{T_h} \int_t^{t+T_h} \mathbf{v}^* dt = \frac{1}{T_h} \left[\int_t^{t+t_i} \mathbf{v}_i dt + \int_{t+t_i}^{t+t_i+t_{i+1}} \mathbf{v}_{i+1} dt + \int_{t+t_i+t_{i+1}}^{t+T_h} \mathbf{v}_0 dt \right] \quad (\text{II.54})$$

Étant donné la période de découpage T_h est très faible, la valeur moyenne de tension $\mathbf{v}^*$ peut être considérée comme constante. Et puisque les vecteurs $\mathbf{v}_i$ et $\mathbf{v}_{i+1}$ sont des vecteurs fixes, l'équation (II.54) devient :

L'équation (II.54) devient :

$$T_h \mathbf{v}^* = t_0 \mathbf{v}_0 + t_i \mathbf{v}_i + t_{i+1} \mathbf{v}_{i+1} \quad (\text{II.55})$$

Il faut de noter que :

$$t_0 = T_h - t_i - t_{i+1} \quad (\text{II.56})$$

En comparant les composantes réelles et imaginaires des deux éléments de (II.55) on obtient :

$$\begin{cases} T_h v_\alpha^* = t_0 v_0^\alpha + t_i v_i^\alpha + t_{i+1} v_{i+1}^\alpha \\ T_h v_\beta^* = t_0 v_0^\beta + t_i v_i^\beta + t_{i+1} v_{i+1}^\beta \end{cases} \quad (\text{II.57})$$

Connaissions les valeurs des coordonnées des vecteurs de sortie v_i^α et v_i^β (Tableau II.1). On peut calculer les temps de commutation t_0 , t_i et t_{i+1} en fonction des coordonnées du vecteur de référence par la résolution du système d'équations (II.56) et (II.57).

$$\begin{bmatrix} t_0 \\ t_i \\ t_{i+1} \end{bmatrix} = T_h \begin{bmatrix} v_\alpha^* \\ v_\beta^* \\ 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_0^\alpha & v_i^\alpha & v_{i+1}^\alpha \\ v_0^\beta & v_i^\beta & v_{i+1}^\beta \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix}^{-1} \quad (\text{II.58})$$

II.3.5.2.4 Génération des impulsions de commande

Lors de l'utilisation des vecteurs d'états pendant une phase de découpage, deux critères doivent être pris en compte.[86] :

a- Minimisation des harmoniques, par la génération d'une tension de sortie la plus proche que possible de la tension de référence, par l'application du vecteur d'état $\mathbf{v}_i$ pendant une durée t_i , le vecteur $\mathbf{v}_{i+1}$ pendant une durée t_{i+1} et le vecteur nul pendant le reste de la période. On applique $\mathbf{v}_0$ aux extrémités de la période de découpage et $\mathbf{v}_7$ au centre de cette période.

b- Minimisation des pertes dans les interrupteurs par la réduction du nombre de commutation de chaque interrupteur, par l'application du vecteur actif d'indice impair avant l'utilisation du vecteur actif d'indice pair au cours de la demi-période. de découpage et inversement durant l'autre demi période.

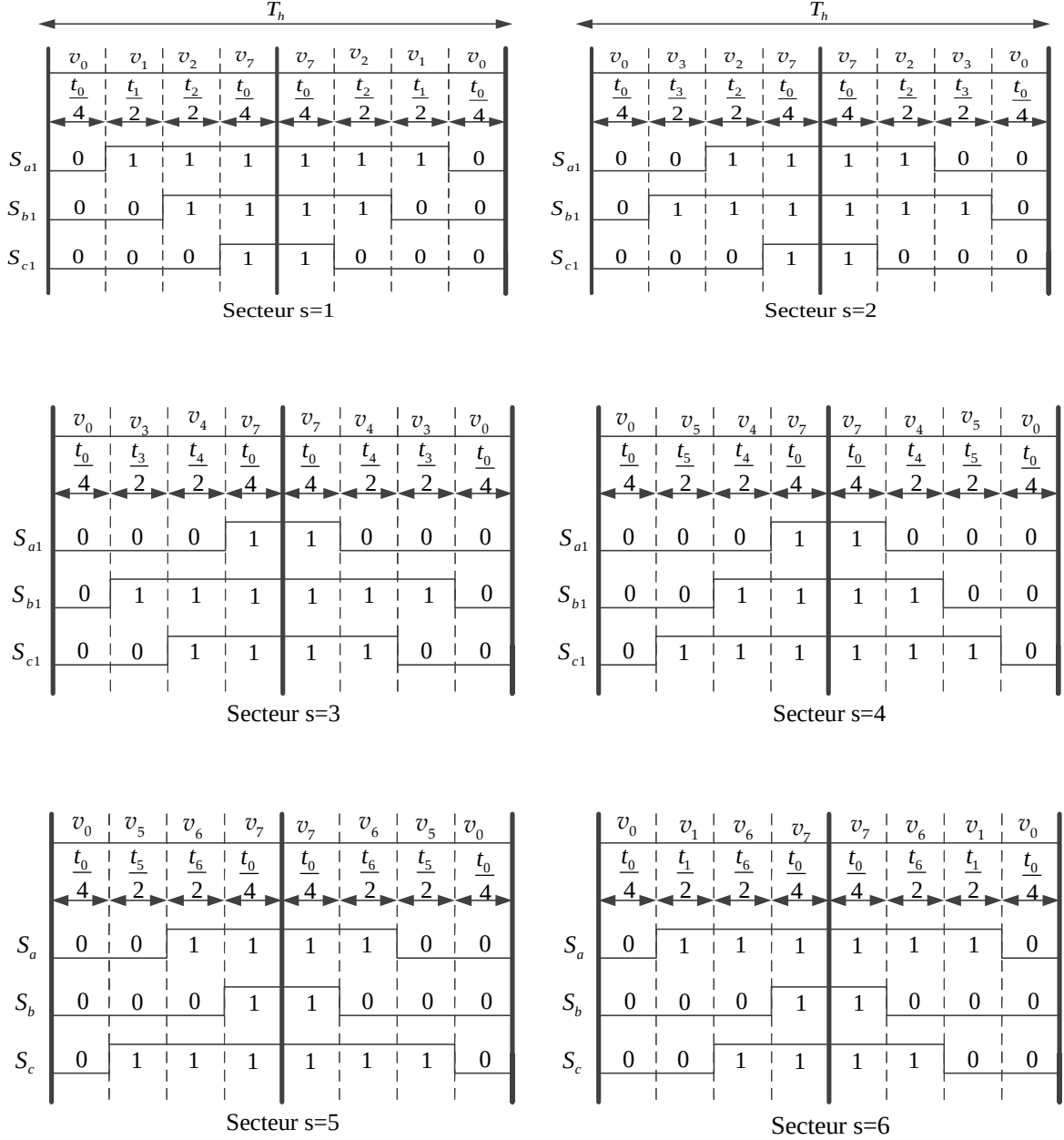


Figure (II.14) : Principe de génération des impulsions de commande par MLI vectorielle.

II.3.5.2.5 Schéma bloc de la MLI vectorielle

Pour récapituler la technique de calcul de la MLI vectorielle, voici les éléments clés :

- 1- A partir des tensions de référence v_a^* , v_b^* et v_c^* on déduit les composantes du vecteur référence v_a^* et v_b^* dans le repère de (α, β) ;

- 2- Calcul du numéro du secteur s où se situe le vecteur de référence ;
- 3- Calcul des temps (t_0 , t_i et t_{i+1}) d'application des vecteurs (v_0 , v_i et v_{i+1}) ;
- 4- Génération des impulsions de commande des interrupteurs.

Sur la figure (II.17), apparaît le schéma bloc de la MLI vectorielle.

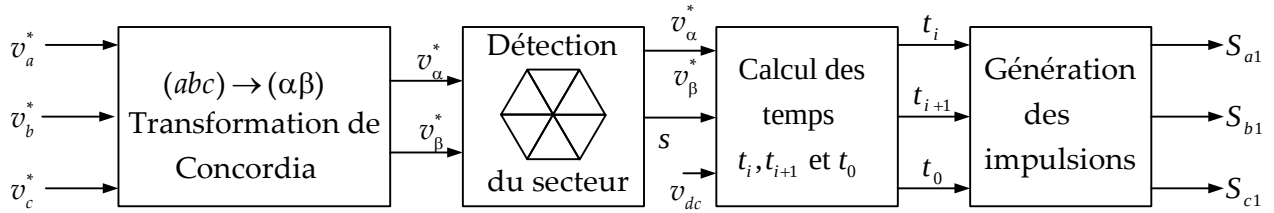


Figure (II.14) : Schéma bloc de la MLI vectorielle.

II.4 Stratégie de commande de la turbine éolienne

Du fait de sa nature imprévisible et instable, le vent constitue un défi crucial pour la production d'énergie éolienne. Cette variabilité entraîne des variations constantes de l'énergie produite, ce qui rend parfois difficile l'utilisation des éoliennes. Afin d'assurer un rendement optimal, l'éolienne doit être capable de s'ajuster en direct et de capter constamment la puissance maximale que le vent peut fournir[47].

C'est dans cette optique que nous mettons en œuvre la stratégie de suivi du point de puissance maximale (Maximum Power Point Tracking, MPPT), qui permet d'optimiser l'extraction de l'énergie disponible.

C'est dans cet esprit que nous appliquons la stratégie de suivi du point de puissance maximale, également connue sous l'acronyme « Maximum Power Point Tracking » (MPPT).

Dans les éoliennes traditionnelles raccordées directement au réseau de distribution, le MPPT est généralement appliqué sans aucune supervision centralisée. En cas de défaut sur le réseau, ces éoliennes sont programmées pour se déconnecter automatiquement, ce qui limite fortement leur capacité à ajuster leur production. De ce fait, elles ne peuvent malheureusement pas participer activement aux services de régulation ou de soutien du système électrique [48].

D'après le schéma bloc présenté dans la figure (II.5), on peut contrôler la vitesse de rotation de la turbine en agissant sur deux paramètres : l'angle de calage des pales (β) et le couple électromagnétique C_{em} appliqué par la génératrice. En utilisation, deux stratégies de gestion sont instaurées en fonction des conditions de vent :

Lorsqu'il y a peu de vent, le but est de capter autant d'énergie que possible. Ainsi, nous modifions le couple et la vitesse de rotation pour maintenir l'état de fonctionnement optimal de la turbine.

Dans le processus de modernisation de nos installations, notre équipe adopte une politique qui limite la production d'énergie lorsque la force du vent devient trop importante. Nous recourons à un système de contrôle qui ajuste l'inclinaison des pales, ce qui réduit leur performance aérodynamique et par conséquent limite la production.

Pour maximiser la production d'énergie par une éolienne face aux fluctuations imprévues de la vitesse du vent, deux approches principales de gestion sont possibles : le contrôle indirect de la vitesse, qui repose sur une loi de commande du couple avec angle de calage fixe (stratégie MPPT), et le contrôle direct de la vitesse, où une loi de vitesse influence l'angle de calage pour contrôler la puissance. Cela permet d'identifier deux types de gestion en fonction de l'existence ou non d'un contrôle explicite de la vitesse mécanique[48].

L'objectif du réglage de la vitesse variable MADASB du générateur est d'optimiser l'exploitation de l'énergie éolienne.

Pour cela, une stratégie de commande est mise en place afin d'agir sur les consignes de référence, dans le but d'améliorer les performances globales du système.

Cette étude repose sur l'hypothèse que la génératrice et les convertisseurs fonctionnent de façon constante, sans aucun souci d'exploitation, lorsqu'on examine les deux méthodes de contrôle proposées. Autrement dit, toute l'énergie mécanique produite par la turbine est transformée en couple électromagnétique. Par conséquent, on présume que le couple électromagnétique appliqué à l'arbre de la machine est toujours conforme à la valeur directive établie par l'algorithme de contrôle.

II.4.1 Maximisation de la puissance avec asservissement de vitesse

L'objectif du système de commande que vous avez placé est de modifier le couple électromagnétique de la génératrice, pour assurer une rotation mécanique impeccable. Cette réglementation a été instaurée pour optimiser l'usage de l'énergie générée par la turbine, assurant ainsi une utilisation dans les conditions les plus efficaces. Il est donc crucial d'incorporer le rapport de transmission du multiplicateur au modèle de commande. L'objectif est d'obtenir la puissance mécanique maximale pour une vitesse de vent spécifique. $C_p(C_{p-\max})$ Cette situation se produit lorsque l'on atteint le coefficient de puissance maximal $C_{p-\max}$, ce qui arrive quand le rapport de vitesses relatif λ est à sa valeur optimale λ_{opt} , en supposant un angle de calage constant β fixé à 2° .

L'équation suivante permet d'obtenir la vitesse mécanique de référence de la MADASB :

$$\Omega_{mec}^{ref} = G\Omega_t^{ref} \quad (II.59)$$

Avec :

$$\Omega_t^{ref} = \frac{\lambda_{opt} V_w}{R_t} \quad (II.60)$$

Dans la majorité des cas, les éoliennes ne sont équipées que d'un seul anémomètre, ce qui limite la mesure du vent à un point local. Or, cette mesure ne reflète pas toujours la vitesse moyenne du vent à laquelle les pales sont réellement exposées. Une telle imprécision peut entraîner une estimation incorrecte de la vitesse du vent et, par conséquent, une baisse de la puissance extraite. C'est pour cela que, dans la pratique, la plupart des éoliennes ne régulent pas directement la vitesse de rotation[40].

II.4.2 Maximisation de la puissance sans asservissement de vitesse

Cet algorithme de contrôle basé sur l'hypothèse que la vitesse du vent varie très peu en régime permanent devant les constantes de temps électriques du système éolien, ce qui implique que le couple d'accélération de la turbine peut être considéré comme nul,[40]. Dans ce cas, à partir de l'équation, nous pouvons écrire:

$$Jt \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} - C_{em} - C_{vis} \quad (II.61)$$

Par ailleurs, si l'on ignore l'impact du couple lié aux frottements visqueux en comparaison $C_{vis} = f_r \pi_{mec} = 0$ au couple mécanique C_{em} , on peut formuler :

$$C_{mec} = C_{em} \quad (II.62)$$

On obtient une estimation de la vitesse de rotation de la turbine $\hat{\Omega}_t$ à partir de la mesure de la MADASB :

$$\hat{\Omega}_t = \frac{\Omega_{mec}}{G} \quad (II.63)$$

Étant donné la difficulté de mesurer précisément la vitesse du vent, une estimation de celle-ci, notée $\hat{v}_w$ est obtenue à partir de l'observation de la vitesse de rotation de la turbine :

$$\hat{v}_w = \frac{\hat{\Omega}_t R_t}{\lambda_{opt}} \quad (II.64)$$

On peut par la suite obtenir le couple de la turbine éolienne à partir des évaluations de la vitesse du vent et de la vitesse de rotation de la turbine. On peut l'exprimer de la manière suivante :

$$\hat{C}_t = \frac{1}{2} C_{p-\max} \rho \pi R_t^3 \hat{v}_w^2 \quad (\text{II.65})$$

En substituant maintenant (II.49) dans (II.50), le couple de la turbine de référence est donc formulé comme suit :

$$\hat{C}_t^{ref} = \frac{1}{2 \lambda_{opt}^2} C_{p-\max} \rho \pi \hat{\Omega}_t^2 R_t^5 \quad (\text{II.66})$$

Le couple électromagnétique de référence est donc dérivé de l'estimation du couple produit par l'éolienne :

$$\hat{C}_{em}^{ref} = \hat{C}_{mec}^{ref} = \frac{\hat{G}_t^{ref}}{G} = \frac{1}{2 \lambda_{opt}^2} C_{p-\max} \rho \pi \hat{\Omega}_t^2 R_t^5 \quad (\text{II.67})$$

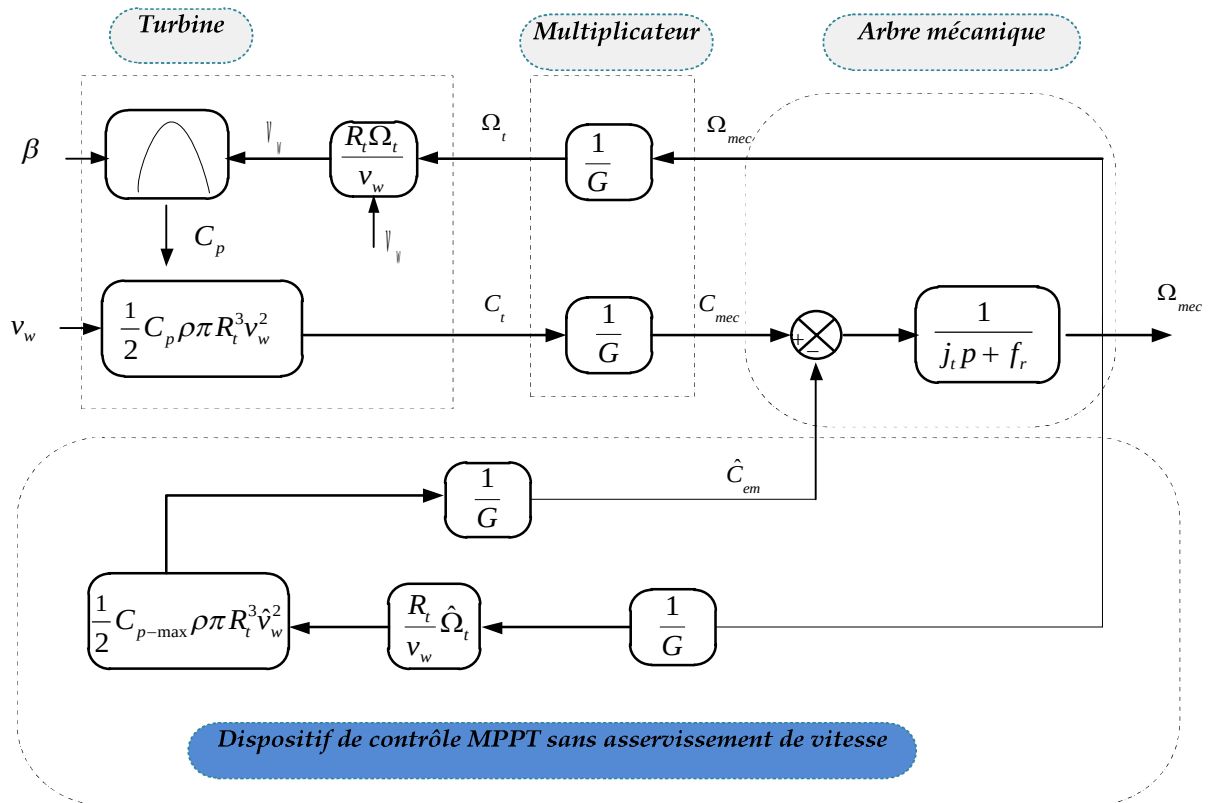


Figure (II.15) : synthétise le concept de la méthode MPPT pour le contrôle de l'éolienne sans régulation de la vitesse de rotation.

II.4.3 Régulation du système d'orientation des pales « pitch control »

La plupart des éoliennes de grande taille actuelles emploient deux techniques aérodynamiques majeures pour restreindre la production d'énergie à la capacité nominale du générateur:

Le contrôle d'inclinaison des pales (pitch control) : Il offre la possibilité de modifier l'angle des pales selon la vitesse du vent. À vitesse réduite, les pales sont positionnées contre le vent pour recueillir le plus d'énergie possible. Quand la vitesse du vent se renforce, les pales s'ajustent graduellement pour minimiser le coefficient de puissance (C_p), jusqu'à ce qu'elles atteignent la position dite « en drapeau » à la vitesse maximale autorisée. Le phénomène de décrochage aérodynamique : Il est basé sur une configuration particulière des pales qui entraîne une diminution de portance après une certaine vitesse du vent, réduisant ainsi la puissance de façon passive.

II.4.3.1 Le système de régulation de la puissance en changeant l'orientation des pales apporte les bénéfices suivants :

- Ce fait permet une régulation dynamique de la puissance sur un large éventail de vitesses de vent, tout en respectant les normes de sécurité.
- Comparé aux systèmes à décrochage, il autorise une production énergétique supérieure, notamment à des vitesses élevées.
- Il permet de ralentir l'éolienne en diminuant la zone soumise au vent, ce qui réduit l'utilisation de freins mécaniques puissants.
- Cela diminue les contraintes mécaniques sur les éléments de l'éolienne, que ce soit en charge maximale ou sous des conditions de vent intense.

II.5 Simulations numériques

Afin d'évaluer la pertinence du modèle agrégé de la MADASB, une simulation du fonctionnement global du système a été réalisée dans l'environnement MATLAB/Simulink. Dans cette étude, on suppose que le système éolien opère en régime permanent, en maintenant un fonctionnement optimal : il extrait ainsi la puissance maximale en fonction de la vitesse du vent. Les simulations ont été menées sur une configuration éolienne intégrant une MADASB.

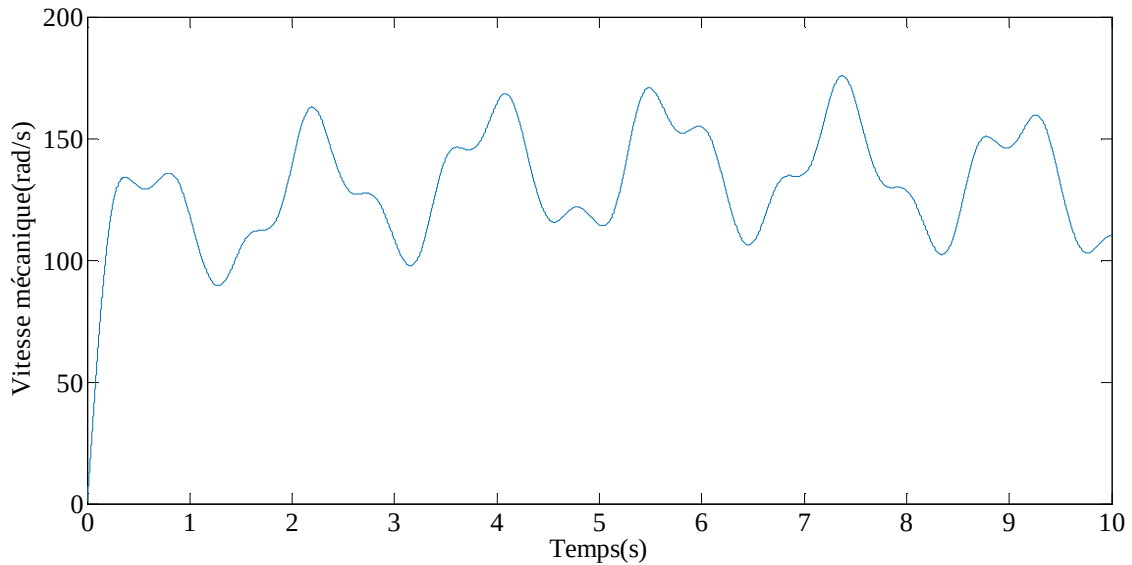
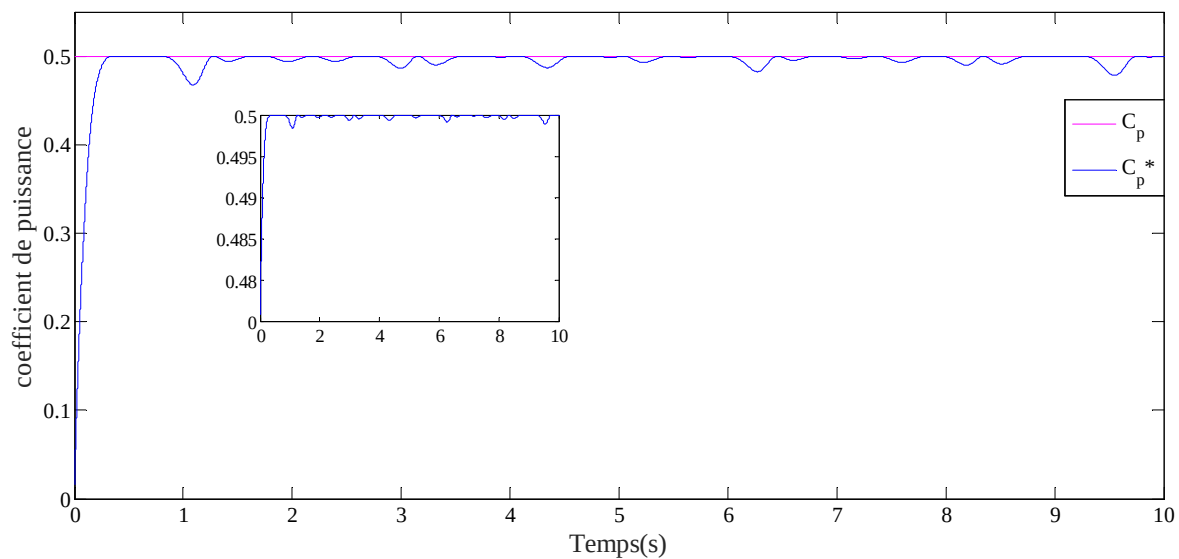


Figure (II.16) : Vitesse mécanique.

Dans cette partie, nous exposons la simulation du fonctionnement mécanique de l'éolienne, en mettant en œuvre une approche de contrôle sans régulation de la vitesse. L'analyse n'envisage pas de liaison directe entre l'hélice, le multiplicateur et la génératrice. L'étude met l'accent sur la progression de la vitesse, du couple et de la puissance en sortie du multiplicateur, selon les fluctuations de la vitesse du vent (voir figure 19), tout en conservant un angle de réglage β stable défini à 2° .

Les résultats expérimentaux révèlent une corrélation significative entre la vitesse mécanique du système et les fluctuations de la vitesse du vent. Par ailleurs, on observe une convergence progressive de la vitesse spécifique vers sa valeur de consigne optimale, ce qui permet de maintenir le coefficient de puissance à des niveaux proches de son maximum théorique.



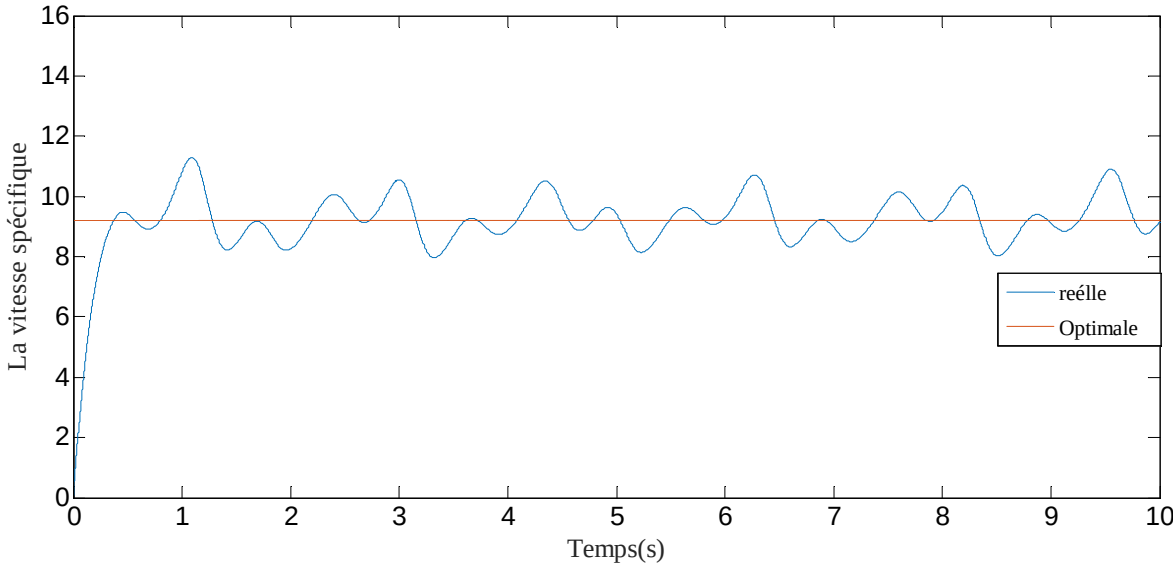
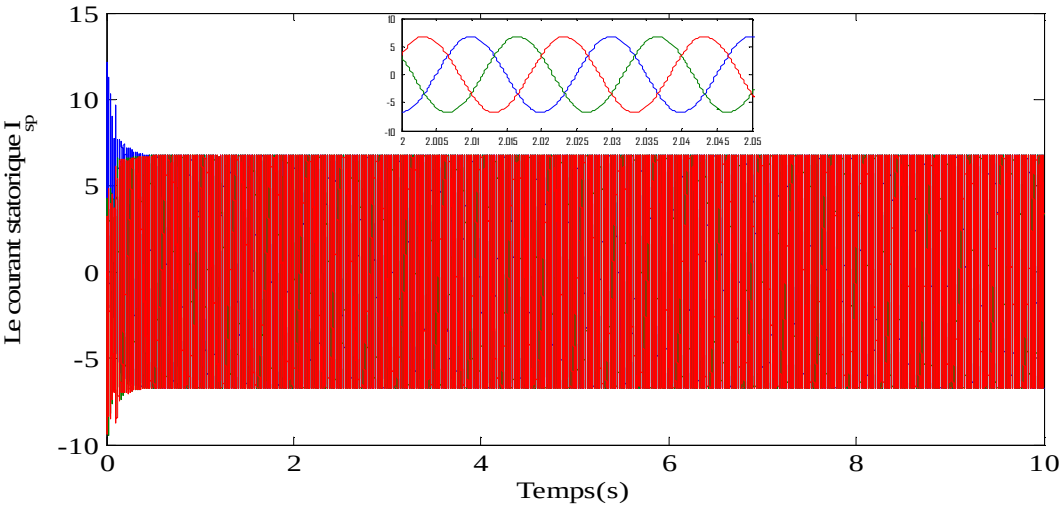


Figure (II.17) : Coefficient de puissance et la vitesse spécifique.



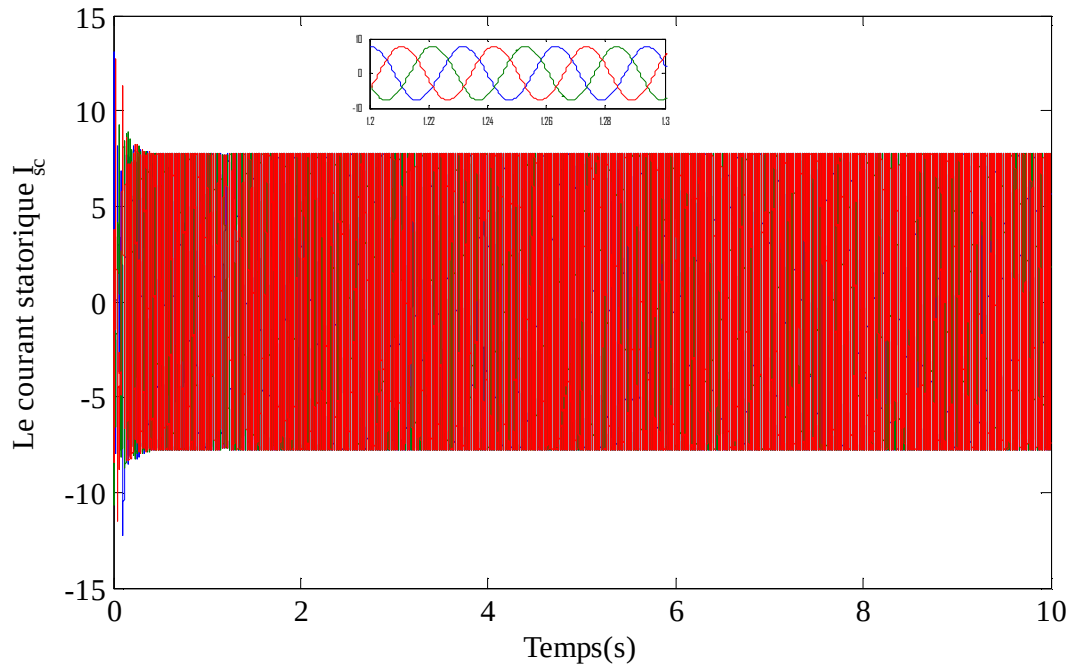


Figure (II.18) : Courants et de la MADASB

Les simulations montrent qu'en phase transitoire, les courants du stator maintiennent une forme sinusoïdale. Du côté BP, les courants affichent une fréquence constante de 50 Hz, alors que du côté BC, la fréquence des courants fluctue en fonction des conditions d'opération indique que durant le mode dynamique, le couple électromagnétique est négatif, ce qui fait que la MADASB opère comme un générateur.

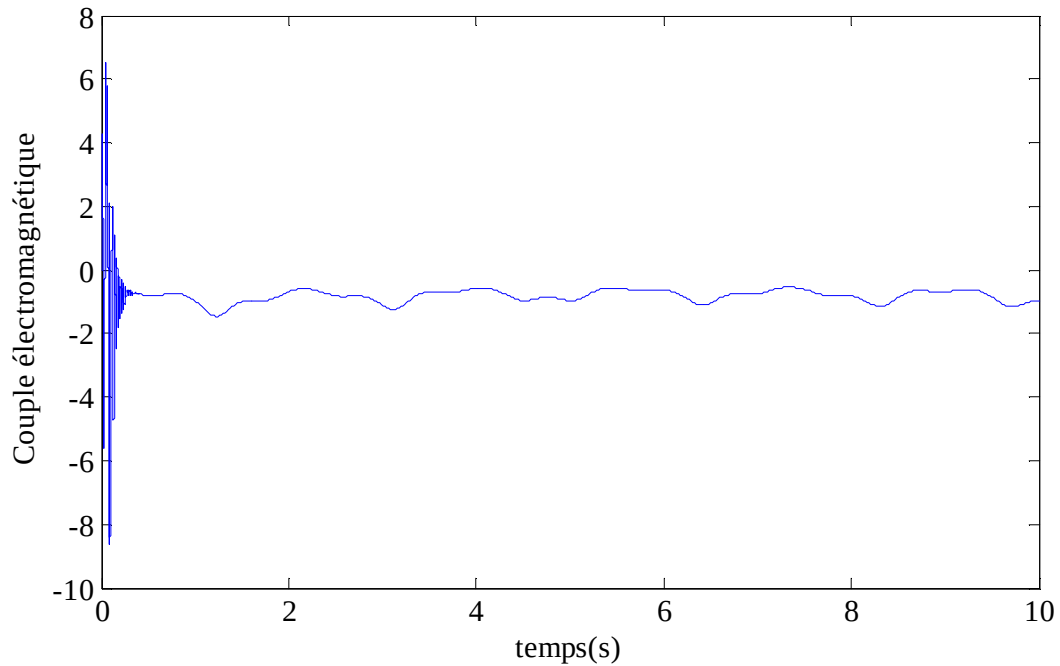


Figure (II.19) : Le couple électromagnétique.

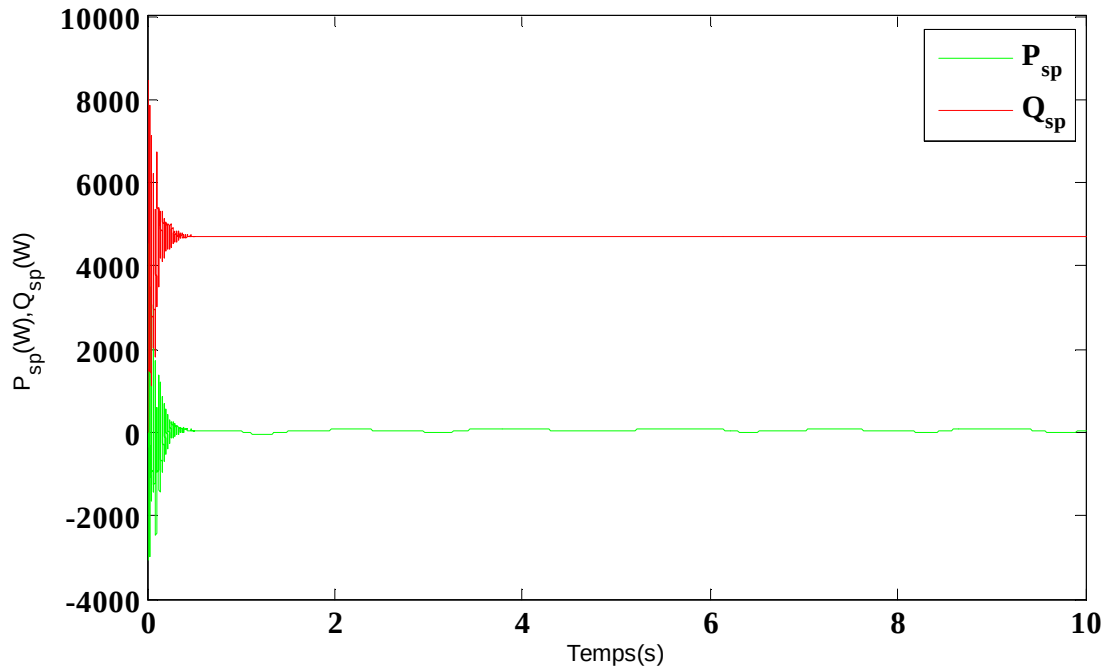


Figure (II.20) : Puissance active et réactive de la MADASB.

II.6 Conclusion

Dans cette étude, nous avons mis en lumière les éléments essentiels d'un système de conversion de l'énergie éolienne. Nous avons commencé par la modélisation d'une chaîne de conversion à vitesse variable, en utilisant un moteur asynchrone alimenté par deux sources sans balais (MADASB). Cette section inclut des éléments mécaniques tels que la turbine, le multiplicateur et l'arbre de l'appareil. Par la suite, nous avons examiné le fonctionnement de l'appareil en mode générateur. En raison de certaines suppositions simplificatrices, nous avons réussi à concevoir un modèle mathématique moins compliqué. Cette section inclut des éléments mécaniques tels que la turbine, le multiplicateur et l'arbre de l'appareil. Par la suite, nous avons examiné le fonctionnement de l'appareil en mode générateur. En raison de certaines suppositions simplificatrices, nous avons réussi à concevoir un modèle mathématique moins compliqué. L'utilisation de la transformation de Park a simplifié la gestion de ce modèle, Nous avons ensuite réalisé la modélisation côté machine. Dans la continuité de ce chapitre, nous avons introduit le modèle de la turbine éolienne en incorporant deux approches de contrôle. Dans la deuxième partie, nous avons débuté notre tâche en modélisant la turbine éolienne et ses deux commandes. D'une part, le contrôle indirect MPPT est utilisé pour optimiser le capteur de puissance durant les faibles vitesses du vent ; d'autre part, le pitch control sert à limiter et uniformiser la puissance convertie lors des vitesses de vent élevées. Nous avons ensuite commencé à modéliser l'alimentation de l'onduleur ainsi que sa commande, en visant à maintenir une valeur stable dans le but d'améliorer le facteur de puissance.

Chapitre III

Commande de Puissances Active et Réactive d'un Système Eolien à Vitesse Variable Basé Sur une MADASB

III.1 Introduction

Pour une gestion efficace de la production d'énergie éolienne, nous avons opté pour le contrôle et l'ajustement simultanés de la puissance active et réactive. Pour parvenir à la réussite, il est essentiel de saisir l'impact des fluctuations temporelles provenant du système de contrôle sur ces deux facteurs. Dans un dispositif éolien utilisant une machine asynchrone à double alimentation sans balais, il est primordial d'assurer une régulation rigoureuse des puissances afin de garantir une production électrique stable conforme aux normes du réseau. Le contrôle de la puissance active est réalisé en fonction des besoins propres à la turbine, ce qui permet d'améliorer les performances globales du système tout en assurant une efficacité optimale.

Dans le domaine de notre étude, nous avons choisi la méthode traditionnelle de commande vectorielle, augmentée par l'emploi de régulateurs proportionnels-intégraux (PI). Cette technique offre l'occasion d'effectuer un contrôle indépendant des puissances active et réactive, en ajustant le repère (**d-q**) en synchronisation avec bobinage du stator. Ce chapitre propose un aperçu concis de cette méthode, suivi de son application appliquée dans le système développé par notre équipe.

III.2 Commande vectorielle des puissances active et réactive

La commande vectorielle des machines asynchrones à double alimentation sans balais (MADA sans balais) représente une réponse particulièrement performante pour les applications qui exigent une haute performance, en particulier dans d'énergie électrique à vitesse variable. Cette méthode est couramment employée pour améliorer la qualité de l'énergie générée et intégrée au réseau électrique.

Ainsi, nous élaborons une stratégie de commande qui s'appuie sur la direction du flux statorique. Cela met en lumière les rapports fonctionnels entre les puissances active et réactive échangées au niveau

du(BP) stator, ainsi que les tensions statoriques(BC) produites par l'onduleur. Ces relations offrent la possibilité d'agir avec précision sur les grandeurs rotoriques afin de contrôler de manière indépendante le transfert de puissance active et réactive.

Ce chapitre est consacré à la présentation et à la mise en œuvre d'un algorithme de commande dédié à la régulation des puissances active et réactive dans un système de production d'énergie à base de MADA sans balais. Ce système est alimenté à l'aide d'un onduleur commandé par la technique de modulation vectorielle de largeur d'impulsion (SVMSpaceVector Modulation), Cette stratégie garantit un contrôle haute performance et une réponse dynamique adaptée aux exigences des réseaux électriques modernes, notamment dans le contexte des systèmes de production d'énergie renouvelable, où la stabilité et l'efficacité sont primordiales.

III.2.1 Principe de la commande vectorielle de la MADA Sans Balais

La commande par flux orienté est une expression qui apparaît de nos jours dans la littérature traitant les techniques de contrôle des machines électriques à courant alternatif. Ce concept repose sur le principe de l'orientation d'un vecteur de flux qu'il soit statorique, rotorique ou d'entrefer selon un axe particulier du repère tournant à la vitesse synchrone (Figure III.3) [49].

L'objectif principal de cette stratégie de commande est de reproduire le comportement dynamique d'une machine asynchrone à double alimentation sans balais de manière à ce qu'il soit comparable à celui d'une machine à courant continu à excitation séparée (Figure III.3). En effet, dans le cas d'une machine à courant continu, le courant d'induit I_a est responsable de la génération du couple, tandis que le courant d'excitation I_f gère le flux magnétique. Le couple électromagnétique d'une MCC peut alors s'exprimer par la relation suivante :

$$C_{em} = K\psi I_a = k' I_a I_f \quad (III.1)$$

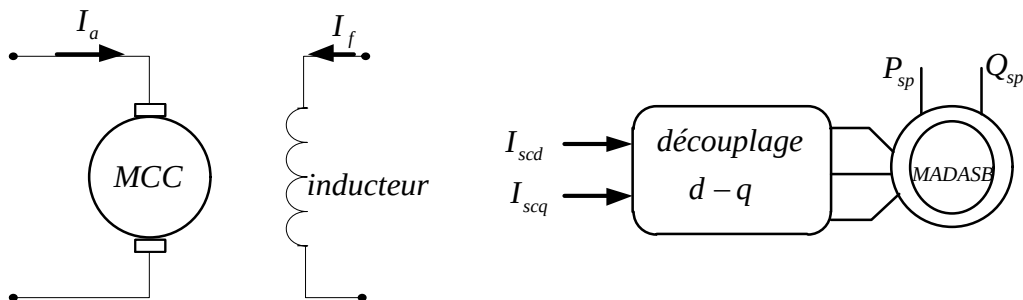


Figure (III.1): Principe de la commande vectorielle à flux orienté.

Avec :

ψ : Flux requis par le courant d'excitation I_f

I_a : Courant d'induit ;

K, K' : Constantes.

Le couple électromagnétique du bobinage de puissance que nous sommes sur le point d'analyser :

$$C_{emp} = \frac{3}{2} P_p (\psi_{sp}^d i_{sp}^q - \psi_{sp}^q i_{sp}^d) \quad (III.2)$$

Selon cette équation, il est possible de procéder à un découplage permettant que le couple soit contrôlé exclusivement par le courant statorique en quadrature i_{sp}^q (l'axe q doit être exempt de flux).

Et le flux $\psi_{sp}^q = 0$ par le courant statorique de l'enroulement de commande i_{sc}^d .

La relation finale du couple du bobinage de puissance est:

$$C_{emp} = \frac{3}{2} P_p \psi_{sp}^d i_{sp}^q \quad (III.3)$$

III.2.2 Stratégie de commande en puissances active et réactive de la MADASB

Pour pouvoir gérer plus simplement et efficacement la production d'électricité d'une éolienne, l'idée est de contrôler séparément la puissance active et la puissance réactive. Pour y arriver, on établit des équations qui relient les tensions envoyées par l'onduleur au bobinage de commande (BC), avec les puissances active et réactive générées dans le bobinage de puissance (BP).

Dans ce qui suit, nous allons supposer que l'axe d du Park est orienté suivant le flux statorique. Ce choix n'est pas dû au hasard, mais il se justifie par le fait que la machine est souvent couplée à un réseau puissant de tension et de fréquence constante, ce qui entraîne un flux constant au stator de la machine robuste de tension et de fréquence stable, générant un flux continu au niveau du stator de la machine[49].

L'approche basée sur le flux du BP simplifie considérablement les équations dynamiques, car la valeur de $|\psi_{sp}|$ est quasiment stable. Par conséquent, les termes contenant le facteur $\frac{d|\psi_{sp}|}{dt}$ sont simplifiés.

Sont pratiquement inexistantes. Nous employons la modélisation biphasée de la BDFM (consultez les équations : (II.30, II.32, II.33, II.34 et II.35)). On ajuste la position du repère d,q pour que l'axe d soit

aligné sur le flux statorique du bobinage de puissance ψ_{sp} Avec un flux statorique constant est orienté[50].

$$\begin{cases} \psi_{sp}^d = \psi_{sp} \\ \psi_{sp}^q = 0 \end{cases} \quad (III.4)$$

Et l'équation des flux statiques pour le bobinage de puissance se transforme en :

$$\begin{cases} \psi_{sp} = L_{sp} i_{sp}^d + M_p i_r^d \\ 0 = L_{sp} i_{sp}^q + M_p i_r^q \end{cases} \quad (III.5)$$

En partant de l'hypothèse que le réseau électrique est stable, avec une tension simple notée v_{sp} , on peut en conclure que le flux statorique ψ_{sp} reste constant dans le temps, Par ailleurs, si on considère que la résistance des enroulements statoriques du bobinage de puissance (BP) est négligeable, alors les équations qui décrivent les tensions statoriques du BP deviennent plus simples.

$$\begin{cases} v_{sp}^d = \frac{d}{dt} \psi_{sp}^d \\ v_{sp}^q = \omega_{sp} \psi_{sp}^d \end{cases} \quad (III.6)$$

Sous l'hypothèse d'un flux statorique constant, on obtient :

$$\begin{cases} v_{sp}^d = 0 \\ v_{sp}^q = v_{sp} \end{cases} \quad (III.7)$$

En se basant sur l'équation (II.29) et le flux (III.5), on est en mesure de relier les courants statoriques de puissance BP à ceux du BC :

$$\begin{cases} i_{sp}^q = \frac{-M_p}{L_{sp}} i_r^q \\ i_{sp}^d = \frac{\psi_{sp}^d - M_p i_r^d}{L_{sp}} \end{cases} \quad (III.8)$$

$$\begin{cases} i_r^q = \frac{\psi_r^q - M_p i_{sp}^q - M_c i_{sc}^q}{L_r} \\ i_r^d = \frac{\psi_r^d - M_p i_{sp}^d - M_c i_{sc}^d}{L_r} \end{cases} \quad (III.9)$$

Par la suite, les équations des courants prennent la forme suivante :

$$\begin{cases} i_{sp}^q = \frac{-M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_r^q + \frac{M_p M_c}{L_{sp}L_r - M_p^2} i_{sc}^q \\ i_{sp}^d = \frac{L_r}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_{sp}^d - \frac{M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_r^d + \frac{M_p M_c}{L_{sp}L_r - M_p^2} i_{sc}^d \end{cases} \quad (III.10)$$

III.2.3 Expression des puissances active et réactive statoriques (BP)

En se basant sur l'équation (II.35) et en référence à l'équation (III.7), on peut exprimer les puissances actives et réactives statoriques comme suit :

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} i_{sp}^q \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} i_{sp}^d \end{cases} \quad (III.11)$$

Pour exprimer les puissances du BP en termes des courants statoriques du BC, on substitue les courants dans l'équation précédente par l'équation (III.10) :

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} \left(\frac{-M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_r^q + \frac{M_p M_c}{L_{sp}L_r - M_p^2} i_{sc}^q \right) \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} \left(\frac{L_r}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_{sp}^d - \frac{M_p}{L_{sp}L_r - M_p^2} \psi_r^d + \frac{M_p M_c}{L_{sp}L_r - M_p^2} i_{sc}^d \right) \end{cases} \quad (III.12)$$

L'équation (III.12) indique que la puissance active du stator du côté primaire (BP) P_{sp} est directement proportionnelle à la composante en quadrature du courant statorique i_{sc}^q du côté secondaire (BC). Ainsi, la puissance réactive Q_{sp} est en relation proportionnelle avec la composante directe i_{sc}^d du courant statorique.

Pour garantir un contrôle précis de la machine, il est donc crucial d'établir le lien entre les courants et les tensions statoriques du BC, qui seront utilisés sur la machine asynchrone à double alimentation avec bobinage statorique (MADASB). En substituant dans l'équation des flux statoriques du BC les courants statoriques du BP par leur formulation présentée dans l'équation (III.10), on arrive à une expression qui lie clairement les variables de commande aux paramètres électriques de la machine, ce qui représente une avancée cruciale pour le contrôle optimal du système.

$$\begin{cases} \psi_{sp}^q = \frac{M_p M_c}{L_r} i_{sp}^q - \frac{M_c}{L_r} \psi_r^q + \frac{L_{sc} L_r - M_p^2}{L_r} i_{sc}^q \\ \psi_{sp}^d = \frac{M_p M_c}{L_r} i_{sp}^d - \frac{M_c}{L_r} \psi_r^d + \frac{L_{sc} L_r - M_p^2}{L_r} i_{sc}^d \end{cases} \quad (III.13)$$

III.2.4 Expression des tensions statoriques (BC)

En remportant l'expression précédente des flux (III.13) par celle issue des équations de tensions statoriques du BC (II.35), nous obtenons :

$$\begin{cases} v_{sc}^d = R_{sc} i_{sc}^d + \left(\frac{d}{dt} (\lambda_1 \psi_r^d + \lambda_2 i_{sc}^d) - \omega_{sc} (\lambda_1 \psi_r^q + \lambda_2 i_{sc}^q - \lambda_3 \psi_{sp}^q) \right) \\ v_{sc}^q = R_{sc} i_{sc}^q + \left(\frac{d}{dt} (\lambda_1 \psi_r^q + \lambda_2 i_{sc}^q) + \omega_{sc} (\lambda_1 i_r^d + \lambda_2 i_{sc}^d - \lambda_3 \psi_{sp}^d) \right) \end{cases} \quad (III.14)$$

Les facteurs de dispersion de la manière suivante :

$$\lambda_1 = \frac{L_{sp} M_c}{L_r L_{sp} - M_p^2}, \lambda_2 = L_{sc} - \frac{L_{sp} M_c^2}{L_r L_{sp} - M_p^2}, \lambda_3 = \frac{M_c M_p}{L_r L_{sp} - M_p^2}$$

$$\lambda_4 = \frac{M_p}{L_r L_{sp} - M_p^2}, \lambda_5 = \frac{L_r}{L_r L_{sp} - M_p^2}$$

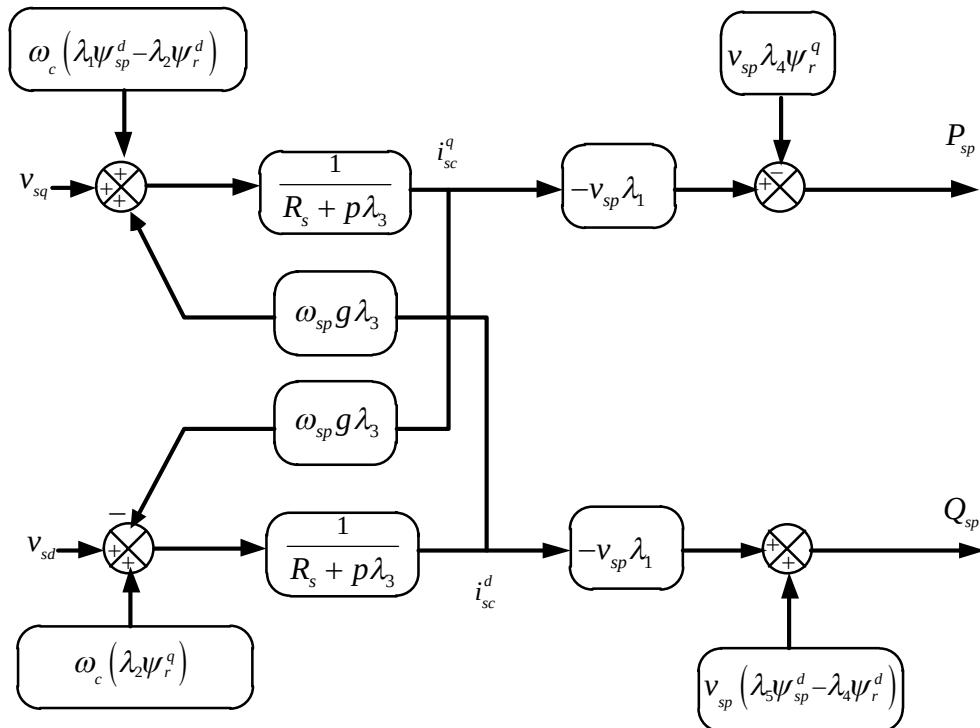


Figure (III. 2) : Schéma bloc de la MADASB.

Les tensions appliquées au stator du bobinage de commande (BC) induisent des puissances statoriques spécifiques, qu'il est désormais possible de modéliser à travers un schéma bloc représentatif de la machine à double alimentation (BDFM), schéma qui servira de base à la régulation ultérieure.

Dans l'architecture de commande vectorielle, chaque axe (d et q) est représenté par une fonction de transfert du premier ordre, permettant une régulation indépendante via des contrôleurs dédiés.

Le schéma de commande illustré dans la figure (III.2) repose sur une structure à boucles multiples en cascade. Cette stratégie vise principalement à maîtriser le couple électromagnétique de la machine par la commande du courant circulant dans le bobinage de puissance (BP), lequel est régulé de manière indirecte en ajustant d'abord le courant du BC, puis, par conséquent, la tension appliquée à ce dernier. Sur le principe des équations (III.13) et (III.15), il est réalisable de créer le diagramme en blocs comme représenté dans la figure III.2. Ce graphique illustre comment les exigences statiques utilisées au bobinage de commande (BC) ont un effet direct sur les puissances active et réactive remarquées au niveau du bobinage de puissance (BP).

Ces relations sont modélisées à l'aide de fonctions de transfert du premier ordre. Par ailleurs, la faible valeur du glissement g .

Facilite la mise en œuvre d'une commande vectorielle efficace, les effets de couplage demeurant limités, ce qui autorise une régulation distincte des composantes selon les axes d et q chacun via son propre régulateur.

La stratégie de commande adoptée est qualifiée de commande indirecte : elle intègre explicitement les termes de couplage et vise à les compenser à travers un système de double boucle destiné à réguler à la fois les puissances et les courants statoriques du BC. L'ensemble de cette approche découle logiquement de l'analyse des équations (III.13) et (III.15).

III.2.4 Commande indirecte sans boucle de puissance de la MADASB

La méthode de commande indirecte repose sur l'inversion du schéma bloc du système à réguler. L'idée consiste à construire un modèle fonctionnant en sens inverse de celui du système réel, permettant ainsi d'exprimer les tensions en fonction des puissances. On obtient alors un schéma équivalent à celui de la machine, mais analysé dans l'autre sens.

Dans ce cadre, la commande indirecte intègre l'ensemble des composants présents dans le schéma bloc de la machine asynchrone double alimentation (MADASB). On commence donc par établir la relation

entre la puissance au niveau du stator du côté primaire (BP) et les courants statoriques du côté secondaire (BC). Ensuite, on exploite les expressions liant les tensions statoriques aux courants statoriques du côté secondaire.

En s'appuyant sur l'équation (III.12), il est alors possible de déduire une correspondance entre les courants statoriques de référence de la machine (côté BC) et les puissances active et réactive injectées (côté BP). Cette relation est fondamentale pour déterminer les valeurs de courant à imposer afin de garantir la production des puissances désirées, ce qui constitue le cœur du principe de commande indirecte.

$$\begin{cases} P_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} (\lambda_5 \psi_{sp}^q - \lambda_4 \psi_r^q + \lambda_3 i_{sc}^q) \\ Q_{sp} = \frac{3}{2} v_{sp} (\lambda_5 \psi_{sp}^d - \lambda_4 \psi_r^d + \lambda_3 i_{sc}^d) \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} i_{sc}^{d-ref} = \frac{Q_{sp}^{ref}}{1.5 v_{sp}^q \cdot \lambda_3} + \frac{\lambda_4}{\lambda_3} \psi_r^d - \frac{\lambda_5}{\lambda_3} \psi_{sp}^d \\ i_{sc}^{q-ref} = \frac{P_{sp}^{ref}}{1.5 v_{sp}^q \cdot \lambda_3} + \frac{\lambda_4}{\lambda_3} \psi_r^q \end{cases} \quad (III.15)$$

On peut réorganiser les équations (III.14) en deux termes :

$$\begin{cases} v_{sc}^q = H_1(i_{sc}^q) + \chi_1 (\psi_r^q + \psi_r^d + i_{sc}^d + |\psi_{sp}^q|) \\ v_{sc}^d = H_2(i_{sc}^d) + \chi_2 (\psi_r^q + \psi_r^d + i_{sc}^q) \end{cases} \quad (III.16)$$

Dont les expressions individuelles sont :

$$\begin{cases} H_1(i_{sc}^q) = R_{sc} i_{sc}^q + \left(L_{sc} - \frac{L_{sp} M_c^2}{L_r L_{sp} - M_p^2} \right) \frac{d}{dt} i_{sc}^q \\ H_2(i_{sc}^d) = R_{sc} i_{sc}^d + \left(L_{sc} - \frac{L_{sp} M_c^2}{L_r L_{sp} - M_p^2} \right) \frac{d}{dt} i_{sc}^d \end{cases} \quad (III.17)$$

$$\begin{cases} \chi_1 = \lambda_1 \frac{d}{dt} \psi_r^q + \omega_{sc} (\lambda_1 i_r^d + \lambda_2 i_{sc}^d - \lambda \psi_{sp}^d) \\ \chi_2 = \lambda_1 \frac{d}{dt} \psi_r^d - \omega_{sc} (\lambda_1 \psi_r^q + \lambda_2 i_{sc}^q - \lambda_3 \psi_{sp}^q) \end{cases} \quad (III.18)$$

Les fonctions $H_1(i_{sc}^q)$ et $H_2(i_{sc}^d)$ expriment une relation linéaire entre les composantes vectorielles directes des tensions et des courants dans le repère (BC). En revanche, χ_1 et χ_2 traduisent le couplage de courant entre les composantes vectorielles croisées des axes direct (d) et en quadrature (q).

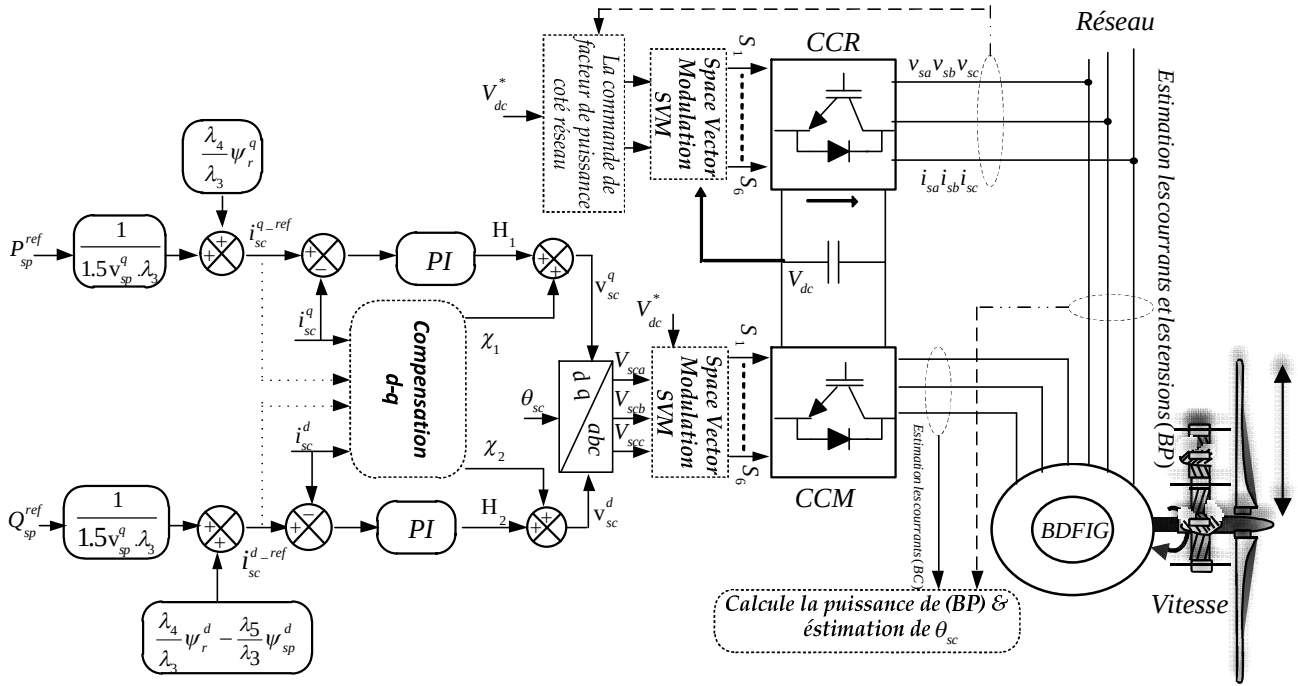


Figure (III. 3) : Schéma synoptique du contrôle de la MADASB.

Dans ce système de commande, les composants χ_1 et χ_2 sont directement intégrés. Sur la base des équations (III.14) et (III.15), un modèle de contrôle des puissances active et réactive est élaboré. Le schéma bloc III.3 dépeint la structure générale de la simulation, incluant les paramètres de la machine qui sont détaillés dans l'annexe. L'équipement est connecté directement au réseau du côté du stator (BP), tandis que l'approvisionnement en énergie pour le circuit rotorique (BC) s'effectue via un inverseur contrôlé par la modulation vectorielle (MLI vectorielle). Pour le contrôle, deux boucles distinctes de régulation sont mises en place pour chaque niveau de puissance, en prenant en compte les facteurs dynamiques.

En prenant en considération les perturbations illustrées dans le diagramme de blocs de la figure (III.3), tout en préservant les mêmes postulats de stabilité du réseau, le système de régulation est instauré selon ce schéma. Ce dernier incorpore un circuit de contrôle des courants statoriques de la partie BC, dont les directives sont directement établies en fonction des puissances actives et réactives désirées pour l'appareil. Cela donne lieu à une commande vectorielle simplifiée, comprenant un seul régulateur par axe, comme démontré dans la figure (III.3).

III.2.5 Synthèse de la régulation PI

Dans le cadre du contrôle des boucles de courant, un régulateur de type PI (Proportionnel-Intégral) a été adopté en raison de sa simplicité de mise en œuvre, de sa rapidité d'exécution, ainsi que de ses

performances satisfaisantes dans le pilotage de la machine à double alimentation (BDFM) en mode générateur. Cette option s'est révélée être une solution adéquate pour une analyse exhaustive d'un système de production d'énergie éolienne.

On se sert du régulateur PI pour contrôler la puissance active et réactive. Il présente plusieurs avantages, notamment une installation aisée, une réponse satisfaisante et une régulation efficace du système[49]. Il repose sur la combinaison de deux actions complémentaires : l'action proportionnelle, qui contrôle la dynamique et la rapidité de réponse du système, et l'action intégrale, conçue pour éliminer la différence statique entre le but visé et la variable observée, assurant ainsi un suivi plus exact.

La fonction de transfert appropriée est fournie par :

$$H(p) = K_p + \frac{K_i}{p} \quad (\text{III.19})$$

Le système de premier ordre suivant caractérisera la fonction de transfert du courant :

$$\Gamma_{i_{sc}}(p) = K_c + \frac{k_c}{\tau_c p} \quad (\text{III.20})$$

Ou:

$$\begin{cases} K_c = \frac{1}{R_{sc}} \\ \tau_c = \frac{\lambda_2}{R_{sc}} \end{cases} \quad (\text{III.21})$$

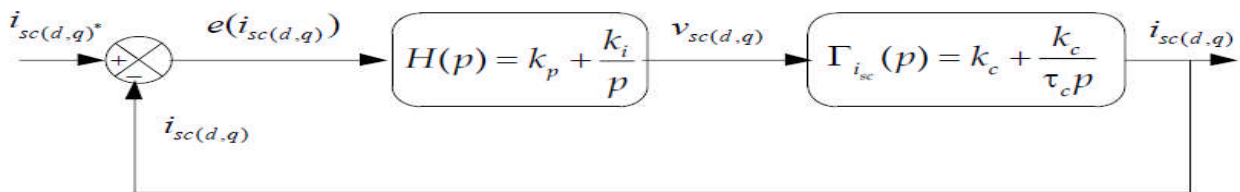


Figure (III. 4) : Schéma synoptique de régulation des courants.

Le schéma de cette fonction de transfert en boucle ouverte est le suivant :

$$F(p) = K_p + \frac{K_i}{p} \cdot K_c + \frac{K_c}{\tau_c p} \quad (\text{III.22})$$

La fonction de transfert en configuration en boucle fermée sera alors :

$$T(p) = \frac{k_p k_c p + K_i K_c}{\tau_c p^2 + (1 + K_p K_c) p + K_i K_c} \quad (\text{III.23})$$

Dans la technique de placement des pôles, il est nécessaire d'établir une comparaison entre l'équation caractéristique de la fonction $T(p)$ et celle de la fonction de transfert d'un système du second ordre en circuit fermé fournie par :

$$G(p) = p^2 + 2\xi\omega_n p + \omega_n^2 \quad (\text{III.24})$$

L'obtention des bénéfices du régulateur est réalisée par la comparaison des deux dénominateurs, ce qui permet de déterminer les paramètres du correcteur PI :

$$\begin{cases} K_p = \left(\frac{2\xi\omega_n\tau_c - 1}{K_c} \right) \\ K_i = \frac{\omega_n^2\tau_c}{K_c} \end{cases} \quad (\text{III.25})$$

III.3 Résultats de Simulations

III.3.1 Résultats de simulation du système par la commande vectorielle

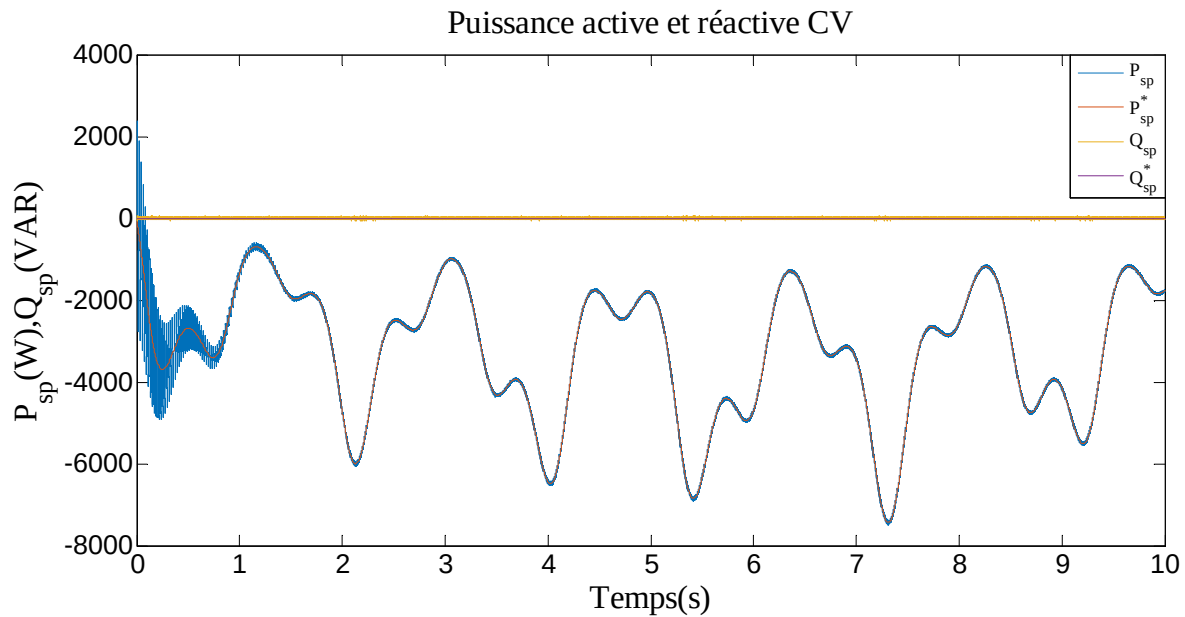


Figure (III. 5) : Puissance active et réactive statorique de la MADASB par la commande vectorielle.

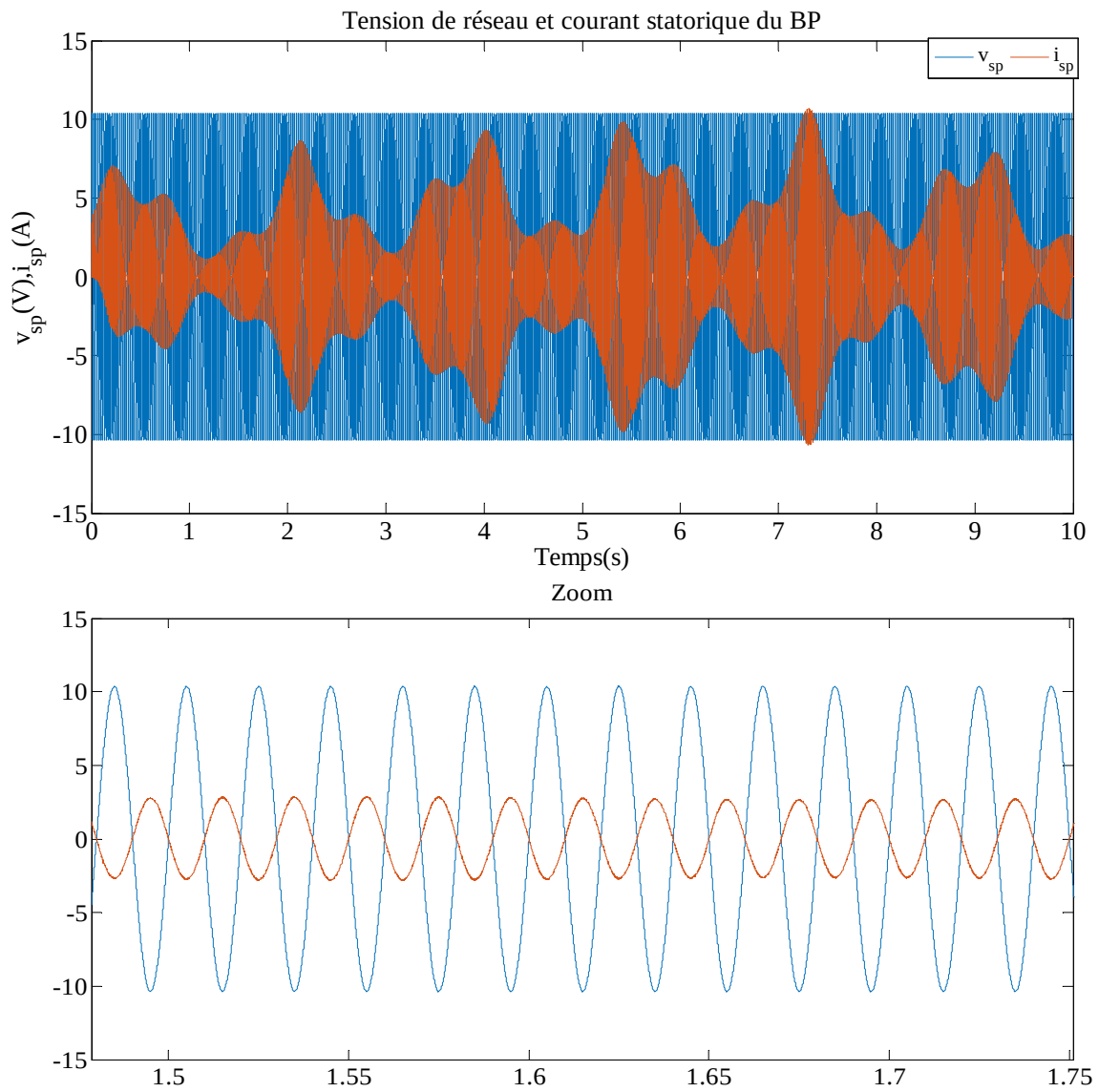
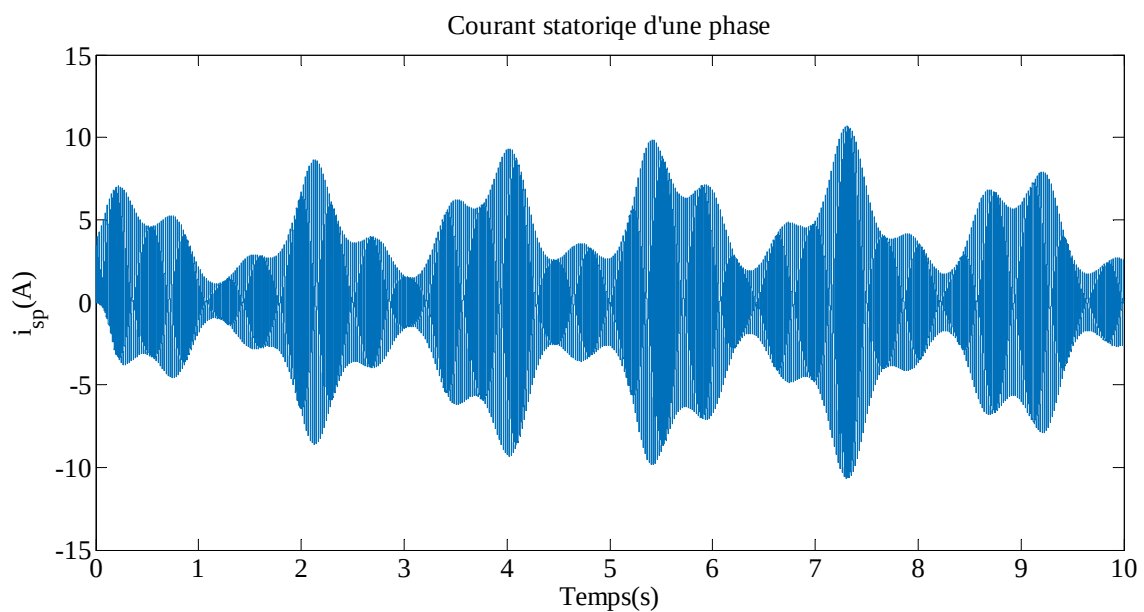


Figure (III. 6) : La tension de réseau et le courant statorique de BP.



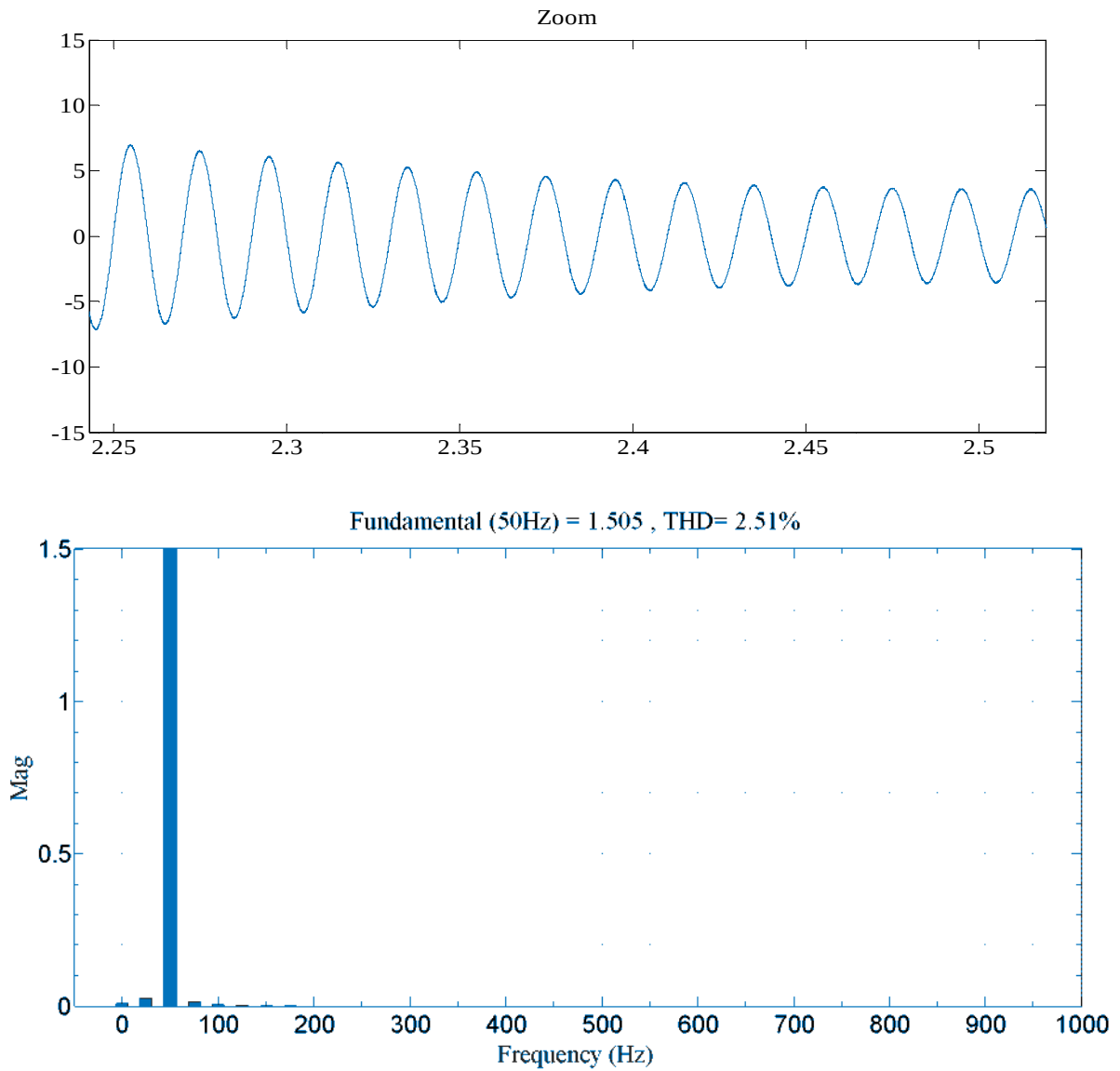


Figure (III. 7) : Courant statorique d'une phase, zoom, Spectre harmonique du courant statorique.

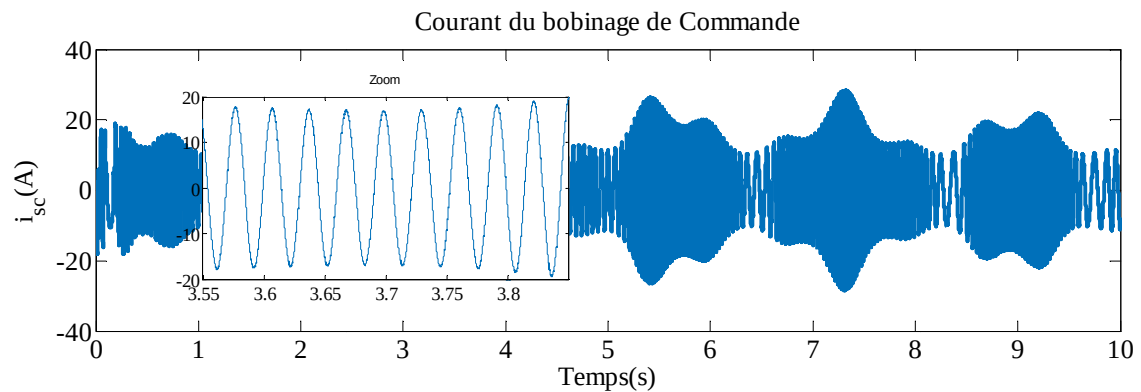


Figure (III. 8) : Courant du bobinage de commande.

III.4.3 Interprétation des résultats

Comme en témoigne la courbe illustrée dans la figure (III-15), laquelle présente les résultats de la simulation, il ressort explicitement que la technique de contrôle assure une séparation optimale entre les composantes de puissance active et réactive au niveau du stator.

L'analyse des résultats révèle que le système de contrôle vectoriel avec des régulateurs PI réussit à dissocier efficacement les composantes de puissance active et réactive au niveau du stator (BP), tout en maintenant de façon satisfaisante les valeurs de référence nécessaires lors de l'opération à vitesse variable du la MADASB. Toutefois, cette technique est sujette à des limites de performance lorsqu'elle fonctionne à une vitesse variable, essentiellement à cause de perturbations qui affectent les éléments de puissance active et passive.

Pour la figure (III.16), il est possible de noter que les tensions du réseau et les courants du stator de la génératrice éolienne, ainsi que du réseau équivalent, présentent une forme d'onde sinusoïdale.

La figure (III.16) illustre que le courant statorique du côté BP, fourni par la machine asynchrone à double alimentation (MADASB), est en opposition de phase par rapport à la tension du réseau. Cette configuration traduit le fait que la MADASB injecte uniquement de la puissance active dans le réseau électrique ($Q_{sp}^* = 0$).

Les figures (III.17, III.18) démontrent la progression des courants de bobinage. On remarque que la fréquence et l'amplitude des courants de commande changent considérablement au cours des phases transitoires de la puissance active et réactive. Cependant, la fréquence du courant fourni reste constante, s'alignant parfaitement sur celle du réseau électrique. Ce comportement reflète une adaptation dynamique du système, où tout changement de la référence de puissance active provoque une modification proportionnelle de l'amplitude du courant de commande.

L'analyse spectrale du courant de ligne illustré dans les figures (III. 17) démontre que les harmoniques à basse fréquence sont décalées vers des fréquences élevées. Ce phénomène occasionne une diminution considérable du niveau de distorsion harmonique, illustrant la performance des approches de contrôle utilisées.

III.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons conçu et dirigé le système de conversion d'énergie éolienne, qui est composé d'une machine asynchrone à double alimentation sans balais dirigée par un convertisseur vectoriel MLI.

Dans ce chapitre, une stratégie distincte est présentée pour réguler indépendamment les puissances actives et réactives produites par la MADASB dans le cadre d'un système de production d'énergie par éolienne. Ces instructions soulignent l'importance de travailler sur les tensions statoriques (BC) pour obtenir les puissances souhaitées aux bornes du stator (BP) de la MADASB.

En premier lieu en la conception d'un modèle de contrôle découplé des puissances active et réactive statoriques. Ce développement s'appuie sur une architecture de commande vectorielle à orientation du flux statorique appliquée à la machine asynchrone double alimentation à base bobinée (MADASB), implémentée au moyen de régulateurs proportionnels-intégraux (PI).

Le contrôle vectoriel basé sur les régulateurs PI présente des contraintes en termes de robustesse et d'adaptabilité dynamique, cette approche se singularise par ses performances extraordinaires en conditions d'exploitation normales.

L'analyse des données expérimentales démontre une émission de signaux sinusoïdaux avec une faible distorsion harmonique, un transfert rapide à l'état stable lors des phases transitoires, ainsi qu'une séparation efficace des composants actifs et réactifs liés à la puissance. Ces attributs justifient son utilisation continue dans les applications industrielles, en dépit de l'apparition de méthodes de contrôle plus sophistiquées.

Dans le prochain chapitre, nous explorerons d'autres méthodes pour surmonter certaines de ces difficultés en utilisant des techniques de commande dites avancées.

Chapitre IV

Commande Par Mode Glissant d'un Système Eolien basé sur une MADA Sans Balais

IV.1 Introduction

Les systèmes de production d'énergie éolienne sont souvent confrontés à diverses incertitudes internes ainsi qu'à des perturbations extérieures, ce qui complique leur commande. Les approches de commande linéaire reposent généralement sur l'hypothèse qu'un modèle linéaire reste valide sur une large plage de fonctionnement. Cependant, si cette condition n'est pas remplie, les performances du contrôleur linéaire peuvent subir une détérioration notable, mettant en péril la stabilité et l'efficacité du système[86].

À la différence des méthodes linéaires, les contrôleurs non linéaires ont la capacité d'incorporer les particularités non linéaires spécifiques au système, sous réserve qu'elles soient correctement reconnues. Cette compétence facilite la formulation de lois de contrôle dont les performances et la robustesse demeurent peu affectées, voire complètement autonomes, du point d'opération sélectionné. Par conséquent, l'étude du contrôle robuste des systèmes incertains constitue un thème majeur dans les publications scientifiques[53-54].

Dans ce situation, la méthode de contrôle par mode glissant s'avère être une approche extrêmement efficace et solide parmi les différentes techniques élaborées. Cette procédure a connu une évolution considérable au fil des décennies, principalement en raison de sa faculté à assurer une convergence rapide et définitive du système. De plus, elle se caractérise par une robustesse extraordinaire face aux incertitudes de modélisation et aux perturbations, qu'elles émanent de facteurs internes ou externes[54].

Ce chapitre s'articule en deux sections principales. La première partie est dédiée à l'exposé des principes théoriques de la commande par mode glissant, couvrant à la fois les formulations de premier et de second ordre. La seconde partie porte sur la mise en œuvre pratique de ces techniques, appliquées au contrôle d'un système éolien à vitesse variable reposant sur une machine asynchrone à double alimentation (MADASB).

IV.2 Présentation des contrôleurs non linéaires

Dans la période allant des années 1930 aux années 1940, plusieurs scientifiques influents Nyquist, Bode, Wiener, Nichols, Routh et Hurwitz ont jeté les bases de ce que l'on appelle aujourd'hui la théorie classique du contrôle. Ils ont développé des outils puissants, notamment ceux liés à l'analyse fréquentielle et à la méthode du lieu des racines, qui ont largement structuré le domaine.

Toutefois, cette théorie révélait vite ses contraintes, en particulier lorsqu'on tentait de l'appliquer à des systèmes ayant des comportements non linéaires. Ces restrictions ont donc incité la communauté scientifique à chercher de nouvelles approches, donnant le jour à des méthodes non linéaires qui sont plus appropriées pour relever ces défis [53].

Depuis les années 1970, il y a eu un développement significatif dans le domaine de la recherche sur les systèmes de contrôle non linéaires et leurs applications. Cette progression a été principalement facilitée par l'emploi efficace de techniques mathématiques contemporaines, y compris la géométrie différentielle et la théorie algébrique différentielle. Des chercheurs tels que Slotine, Khalil, Isidori et d'autres ont adopté une méthode basée sur le retour d'état, utilisant l'algèbre de Lie pour établir une correspondance précise entre l'entrée et la sortie des systèmes non linéaires par linéarisation.[53-54].

La méthode de linéarisation par rétroaction d'état se montre être un instrument efficace pour la gestion des systèmes non linéaires. En simplifiant à des modèles linéaires plus basiques, on rend leur observation et leur gestion plus aisée. Cependant, cette approche dépend entièrement de l'exactitude du modèle formel employé. La moindre incertitude dans les paramètres ou les dynamiques du système peut compromettre son efficacité, limitant ainsi son champ d'application réel. Cette linéarisation s'appuie sur deux méthodes principales, chacune conçue pour des contextes spécifiques, cependant, assurer la robustesse demeure une difficulté importante [54-55].

L'approche des systèmes à structure variable (VSS) a suscité un intérêt grandissant récemment pour la gestion des systèmes non linéaires et incertains. Cette approche s'appuie notamment sur l'idée de mode glissant, où la condition du système évolue rapidement entre diverses zones d'opération, ce qui facilite une meilleure gestion des incertitudes.

Ces changements à haute fréquence provoquent un comportement typique appelé « mode de glissement ». La qualité des performances en boucle fermée est étroitement liée à la conception de la surface de glissement, qui a un rôle déterminant en imposant une contrainte sur la dynamique du système pour qu'elle se déroule sur cette surface ou à proximité, garantissant de ce fait la solidité face aux incertitudes et aux perturbations [54-56].

IV.3 Commande par mode glissant

En théorie de contrôle, la commande par mode glissant est une méthode de contrôle non linéaire qui modifie la dynamique d'un système non linéaire en appliquant un signal de contrôle discontinu qui force le système à « glisser » le long d'une section transversale du comportement normal du système, [54-55].

Des progrès majeurs ont été réalisés dans tous les domaines du contrôle grâce à la technique de réglage en mode glissant. Dans le domaine de la commande hydraulique ou pneumatique, on emploie des valves à action binaire, qui ne possèdent que deux états fixes : totalement ouvertes ou totalement closes. Il est possible de commuter ces valves à des fréquences approximativement de 10 Hz [57].

L'approche de réglage par mode glissant ne se limite pas à une simple intervention manuelle, elle repose sur des algorithmes de commande automatique avancés généralement intégrés dans des systèmes intelligents. Cette approche utilise l'intelligence artificielle et les techniques modernes afin d'optimiser la performance dynamique, assurer une précision élevée et gérer efficacement des variables complexes telles que le courant et la vitesse de rotation [58].

IV.3.1 Concept général de la commande par mode glissant

Ce qui distingue toutes les approches fondées sur le mode glissant, c'est qu'elles ne nécessitent pas une connaissance détaillée de la dynamique du système à contrôler. En effet, le système est souvent considéré comme une "boîte noire", dont le comportement interne est largement incertain. La commande par mode glissant repose sur l'utilisation de lois de commande discontinues en retour d'état, qui ont pour objectif de guider l'état du système vers une surface bien définie dans l'espace d'état appelée surface de glissement ou surface de commutation [60]. et de le maintenir ensuite sur cette surface. Comme illustré dans la figure IV.1, la trajectoire du système dans le plan de phase peut généralement être divisée en trois phases : la phase d'approche, la phase de glissement, et enfin le point d'équilibre.

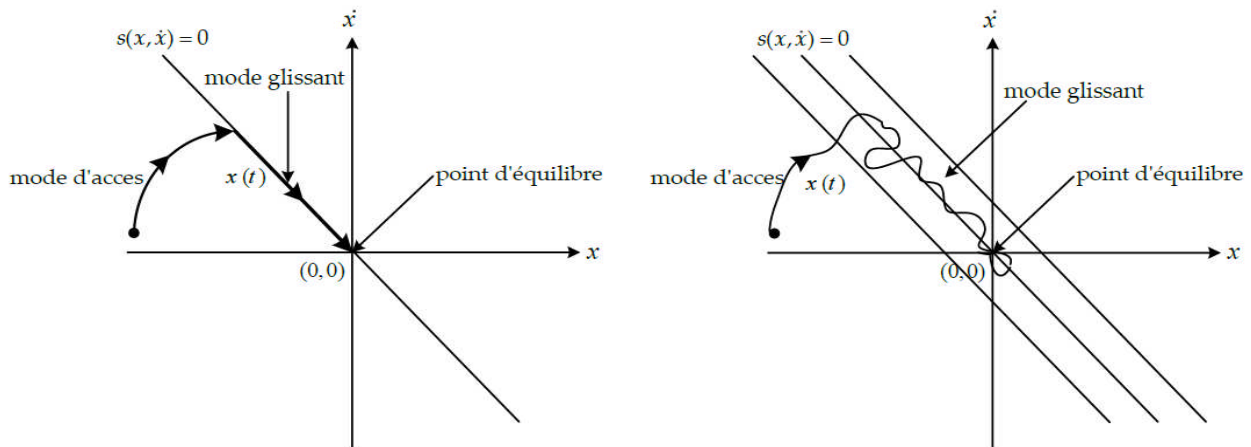


Figure (IV. 1) : Différents modes de glissant dans le plan de phase : (a) glissement idéal, (b) glissement réel.

La commande par mode glissant offre deux bénéfices majeurs. D'une part, elle permet de moduler la dynamique du système en ajustant de manière appropriée la fonction de glissement. D'autre part, elle confère au système une robustesse notable face à certaines incertitudes, rendant ainsi la réponse en boucle fermée pratiquement insensible à des variations paramétriques, à des perturbations externes ou encore à des non-linéarités supposées bornées [59-61]. Cette recherche aborde le contrôle en tant que commande à structure variable, où l'on examine un retour d'état commuté à haute fréquence. Ce basculement rapide provoque un comportement de glissement, où les gains du système oscillent entre deux valeurs distinctes selon l'état momentané du système, en suivant une règle de prise de décision précise.

La finalité première de la loi de commande par commutation est de diriger le parcours des états d'un système non linéaire vers une surface de glissement prédéterminée dans l'espace d'état, et ensuite de veiller à ce que ces états restent en place une fois arrivés à destination. Cette zone, définie au préalable par le créateur du système, a un impact significatif sur la performance du contrôle.

En pratique, notamment dans les systèmes d'ingénierie, cette surface est souvent construite à partir d'une combinaison entre l'erreur de suivi (la différence entre la sortie désirée et la sortie réelle) et sa dérivée temporelle [62]. Le défi fondamental dans ce contexte réside dans la conception d'une loi de commande efficace capable non seulement de forcer les états du système à rejoindre cette surface, mais également d'assurer leur maintien sur celle-ci durant toute la phase de fonctionnement.

IV.4 Commande par mode de glissement du premier ordre

Cette commande a pour objectif de conduire la trajectoire d'état du système en boucle, à partir d'une condition initiale quelconque $(t = 0) = x_0$, vers une surface déterminée appelée surface de glissement, puis de la maintenir sur cette surface à l'aide d'une logique de commutation appropriée jusqu'à atteindre le point d'équilibre.

Le principe de la commande par modes glissants consiste à contraindre le système à rejoindre une surface spécifiée, puis à y rester tout au long de son évolution dynamique jusqu'à la stabilisation. Cette stratégie de commande se déroule généralement en trois étapes principales, comme illustré dans la figure (IV.1), et telles que décrites dans [54-63].

- Le mode de non-glissement (reaching mode), également appelé mode d'accès ou mode de convergence (MC) : c'est la phase durant laquelle la variable à ajuster se déplace à partir de n'importe quel point initial dans le plan de phase, et vise à atteindre la surface de commutation.
- Le mode de glissement (sliding mode : SM) : Il s'agit du mode dans lequel la variable d'état touche la surface de glissement et se dirige vers l'origine du plan de phase. La dynamique de ce mode est définie par la sélection de la surface de glissement.
- Le mode de régime permanent (MRP) : Cette fonction est intégrée pour analyser la réaction du système à proximité de son point d'équilibre (origine du plan de phase). Il se distingue par la qualité et les performances de la commande[60].

IV.4.1 Structures de la commande par mode de glissement

Si S est le système à contrôler possédant une grandeur de contrôle u et une grandeur de sortie y . Une des configurations de base de la commande par mode de glissement est celle qui permet la génération de la commande par simple commutation d'interrupteurs, (figure IV.2). Cette configuration correspond à un contrôle à deux niveaux. Avec une loi de commutation très performante, seule l'information sur le signe de la fonction $S(x)$, où $S(x)$ est la surface de commutation, suffit pour décider de l'ouverture ou de la fermeture de l'organe de commande. Dans ce cas, la logique de commutation est donnée par :

$$u = \begin{cases} u^+ & \text{si } S > 0 \\ u^- & \text{si } S < 0 \end{cases} \quad (\text{IV.1})$$

La variable de contrôle u n'est pas une fonction continue dans le temps, elle marque un point de discontinuité quand $S(x) = 0$, [98], parce que :

$$\lim_{S(x) \rightarrow 0} u^+ \neq \lim_{S(x) \rightarrow 0} u^- \quad (\text{IV.2})$$

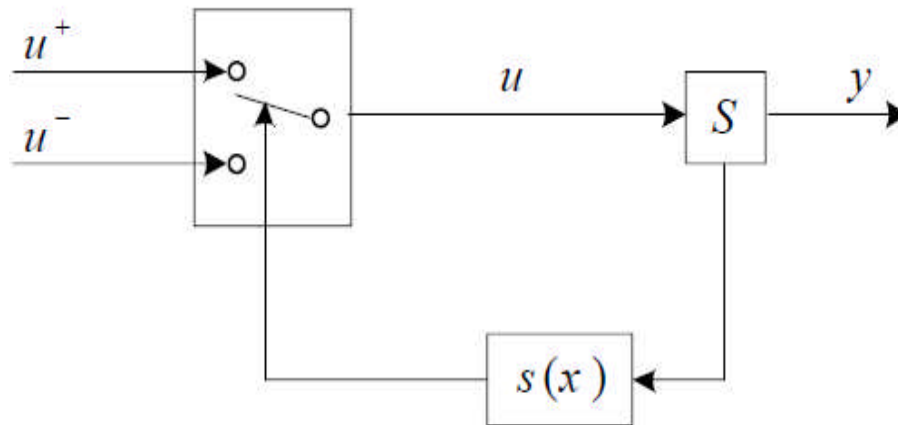


Figure (IV. 2) : Structure de régulation par commutation au niveau de l'organe de commande.

Cette configuration de base est désignée sous le nom de structure à commutation au niveau de l'organe de commande. Il existe cependant d'autres configurations plus avancées, notamment celle faisant intervenir la commutation à travers une boucle de rétroaction d'état, ainsi qu'une structure à commutation au niveau de l'organe de commande enrichie par l'ajout de la « commande équivalente ».

IV.4.1.1 Structure par commutation au niveau d'une contre réaction d'état

C'est la structure qui requiert le moins d'exigences en matière de demande de commande. Elle se base sur la commande par rétroaction d'état classique (Figure IV.3).

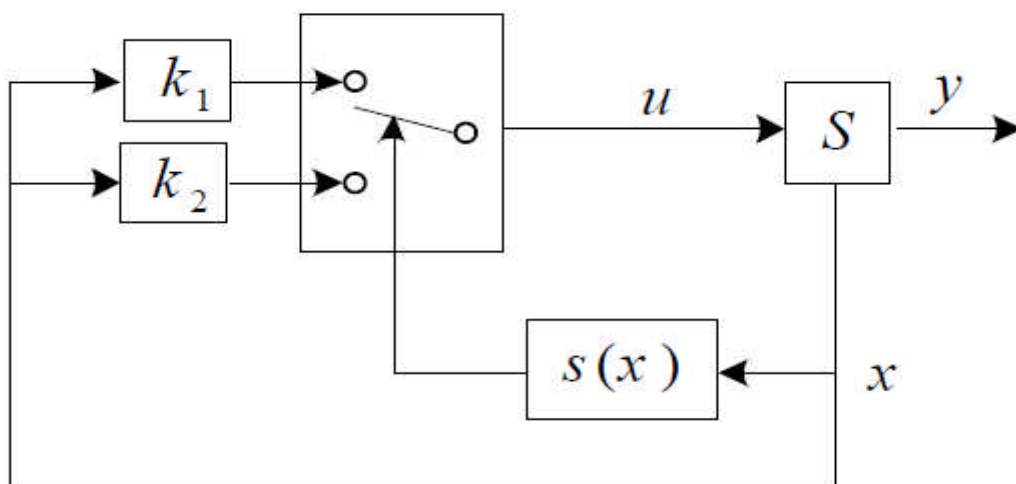


Figure (IV. 3) : Structure de régulation par commutation au niveau de la rétroaction d'état.

IV.4.1.2 Structure de régulation par ajout de la commande équivalente

Dans ce travail, la stratégie de commande employée se base sur une architecture dans laquelle une composante équivalente est intégrée au signal de commande, comme le démontre la figure (IV.4).

Dans ce contexte, le contrôleur est constitué de deux éléments séparés : une composante continue qui représente la dynamique du système en mode de glissement, et une composante disjoints qui illustre le comportement du système lors de son rapprochement à la surface de glissement.. Cette dernière joue un rôle essentiel dans les commandes non linéaires, car elle permet d'atténuer les effets des incertitudes et des perturbations affectant le modèle, comme mentionné dans [87]. Cette structure a été retenue dans le cadre de ce travail en raison de son efficacité face à ces défis.

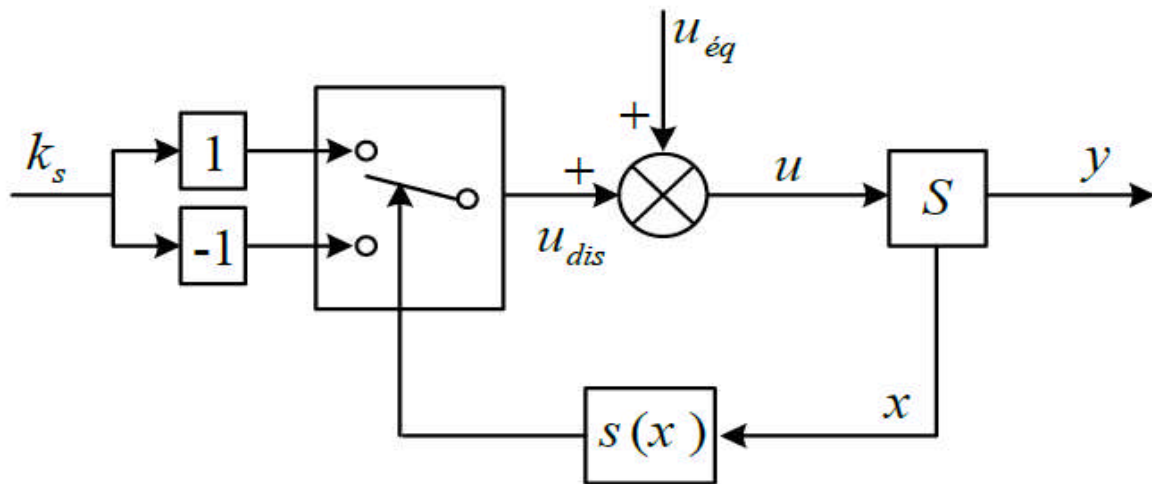


Figure (IV. 4) : Structure de régulation par ajout de la commande équivalente.

IV.4.2 Conception de la commande par mode de glissement

Considérons un système non linéaire défini par :

$$\dot{x}^{(n)}(t) = f(x,t)u(t) \quad (IV.3)$$

On considère $x(t)$ comme le vecteur d'état du système, tandis que $u(t)$ représente l'entrée de commande. L'expression $\dot{x}^{(n)}(t)$ désigne la dérivée d'ordre n de l'état, correspondant à l'ordre du système dynamique. La dynamique du système est modélisée à l'aide de fonctions non linéaires dépendantes du temps et de l'état, notées respectivement $f(x,t)$ et $g(x,t)$

La fonction $f(x,t)$ n'est pas connue de manière exacte ; toutefois, l'incertitude qui lui est associée est bornée par une fonction continue et connue de l'état x . De la même manière, la fonction $g(x,t)$ est également incertaine, mais son signe est connu à l'avance, et sa valeur est encadrée par une fonction continue connue, également dépendante de x .

Le problème de commande consiste à assurer le suivi de l'état réel par rapport à un état de référence x^* même en présence d'incertitudes sur les dynamiques du système, représentées par les fonctions $f(x,t)$

et $g(x, t)$ Pour cela, on introduit une surface de glissement dépendant du temps, notée $S(x, t)$, définie dans l'espace d'état R^n de manière à ce que la condition $S(x, t)=0$ garantisse l'atteinte de l'objectif de commande.

Technique de la commande par mode de glissement est structurée et prend en compte totalement les éléments touchant à la stabilité du système tout comme qu'à l'excellence des performances. Cette approche se structure généralement de trois phases complémentaires qui constituent le fondement du processus de conception [64],[65].

1. La choix de la surface ;
2. L'établissement des conditions d'existence ;
3. La détermination de la loi de commande.

IV.4.2.1 Choix de la surface de glissement

L'objectif principal consiste à satisfaire la condition initiale. $S(0) = 0$, en imposant une dynamique à l'écart entre la référence et la sortie qui suive celle d'un système linéaire autonome d'ordre r , tout en garantissant la condition de convergence.

Le choix de la surface de glissement joue un rôle essentiel, car il dépend à la fois du nombre et de la nature des fonctions utilisées dans sa définition. Ces choix sont fortement influencés par le type d'application et les objectifs de performance visés.

En général, le nombre de surfaces de glissement est choisi égal à la dimension m du vecteur de commande $u(t)$. La surface de glissement est généralement formulée à partir de l'erreur e et de certaines de ses dérivées, en fonction de l'ordre du système et des exigences de contrôle.

$$S(x, t) = h(e, \dot{e}, \dots, e^{(k)}) \quad (\text{IV.4})$$

Habituellement, le choix le plus courant pour la surface de glissement est une combinaison linéaire d'éléments :

$$\begin{aligned} S(x, t) &= e(x) \\ S(x, t) &= \dot{e}(x) + c_x e(x) \\ S(x, t) &= \ddot{e}(x) + 2c_x \dot{e}(x) + c_x^2 e(x) \\ S(x, t) &= \left(\frac{\partial}{\partial t} c_x \right)^{r-1} e(x) \end{aligned} \quad (\text{IV.5})$$

La dynamique souhaitée du système peut être définie par la condition $S(x) = 0$ représentant ainsi la surface de glissement. Dans ses travaux [65], Slotine propose une formulation générale permettant de concevoir cette surface de manière à garantir que la variable d'état $x(t)$ converge vers sa valeur de référence. Lorsque représente une sortie à contrôler, la surface de glissement est alors exprimée par la relation suivante :

$$S(x) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda \right)^{r-1} e_y(x) \quad (\text{IV.6})$$

Ou :

- $e_y(x)$: l'écart entre la variable à régler et sa référence ($e_y = y_i^* - y_i$)
- λ : une constante positive ;
- r : le niveau relatif. C'est le nombre de dérivées nécessaires pour que la commande se manifeste dans la sortie.

IV.4.2.2 Conditions d'existence et de convergence du régime glissant

Pour qu'un système dynamique puisse évoluer de manière stable vers l'objectif souhaité, il est essentiel de vérifier certaines conditions dites d'existence et de convergence. Ces conditions assurent non seulement que les trajectoires du système atteignent effectivement la surface de glissement, mais aussi qu'elles y restent, même en présence de perturbations extérieures. En général, on distingue deux types de conditions qui permettent de garantir ce comportement.

✓ Approche directe : fonction discrète de commutation

Utkin, [59] et Emilyanov, [66]. ont proposé et examiné cette méthode. On vise à conférer à la surface une dynamique tendant vers zéro. Elle est fournie par :

$$\begin{aligned} \dot{S}(x,t) &\geq 0 & \text{si } S(x,t) < 0 \\ \dot{S}(x,t) &\leq 0 & \text{si } S(x,t) > 0 \end{aligned} \quad (\text{IV.7})$$

Cette fonction peut être exprimée sous cette condition :

$$\dot{S}(x,t)S(x,t) < 0 \quad (\text{IV.8})$$

✓ Approche de Lyapunov

On recourt à la méthode de Lyapunov pour établir les caractéristiques de stabilité d'un point d'équilibre sans avoir à résoudre l'équation d'état. La fonction de Lyapunov est une fonction scalaire

positive ($v(x) > 0$) pour les variables d'état du système. La loi de commande doit réduire cette fonction ($v(x) < 0$)

La technique repose sur le choix d'une fonction scalaire $S(x)$ pour garantir que la variable contrôlée se dirige vers sa valeur souhaitée. Il s'agit également de formuler une commande u afin que le carré de la surface soit reconnu comme une fonction de Lyapunov.

Dans ce cadre, cette généralisation permet à décrire la dynamique de la trajectoire de l'état vers la surface de glissement. En fonction de l'architecture de commande sélectionnée, les gains sont déterminés afin de rendre nettement négatif le taux de changement temporel de la fonction de Lyapunov. Cela assure que la trajectoire de la condition se dirige vers la surface de glissement.

Voici la définition de la fonction de Lyapunov utilisée :

$$V(x,t) = \frac{1}{2} S^2(x,t) \quad (\text{IV.9})$$

L'équation (IV.9) indique que le carré de la distance, désigné par (x) , le gap entre un point arbitraire du plan de phase et la surface de glissement diminue constamment. Cette diminution nécessite que la trajectoire du système soit tirée vers la surface, peu importe l'origine de. Cependant, cette condition se base sur l'hypothèse d'un régime de glissement parfait, marqué par une fréquence de commutation infinie.

Pour assurer une convergence en temps fini, on remplace la condition (IV.10), qui ne garantit qu'une approximation asymptotique de la surface de glissement, par une exigence plus stricte, appelée condition d' η -attractivité, formulée comme suit [43].

$$\dot{V}(x,t) = S(x,t)\dot{S}(x,t) < -\eta|S| \quad (\text{IV.11})$$

η : Constante positif.

- **Calcul de la commande**

Une fois que le régime de glissement est établi, la dynamique du système devient indépendante de la loi de commande, celle-ci ayant uniquement pour objectif de préserver les conditions nécessaires au maintien du glissement, c'est-à-dire l'attractivité de la surface. Pour cette raison, la surface de glissement est définie indépendamment de la commande.

Il reste donc à concevoir une commande capable de diriger la trajectoire d'état vers cette surface, puis de l'amener vers son point d'équilibre, tout en garantissant les conditions d'existence du mode de glissement.

L'obtention d'un régime de glissement suppose une commande discontinue. La surface de glissement devrait être attractive des deux côtés. De ce fait, si cette commande discontinue est indispensable, il n'empêche nullement qu'une partie continue lui soit ajoutée. La partie continue peut en effet amener à réduire autant que nous voulons l'amplitude de la partie discontinue. En présence d'une perturbation, la partie discontinue a essentiellement pour but de vérifier les conditions d'attractivité. Dans ce cas, la structure d'un contrôleur par mode de glissement est constituée de deux parties, une concernant la linéarisation exacte u_{eq} et l'autre la stabilité u_{dis}

$$u(t) = u_{eq}(t) + u_{dis}(t) \quad (IV.12)$$

La commande u fait référence au signal de commande équivalent suggéré par Filipov [45]. Et Utkin [59]. On peut la considérer comme la valeur moyenne persistante que la commande assume lors d'un basculement rapide entre deux valeurs u^+ et u^- , tel que démontré dans la figure IV 5.

Cette commande u assure aussi l'attrait de la variable à contrôler vers le plan de glissement, tout en respectant la condition suivante : $s(x) \cdot s'(x) < 0$.

Pour illustrer le développement théorique précédent, examinons le système défini par l'équation (IV.3). Le but est de définir l'expression de la commande u , en débutant par le calcul de la dérivée de la surface de glissement :

$$\dot{S}(x,t) = \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial S}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial t} \quad (IV.13)$$

En changeant (IV.3) et (IV.12) dans (IV.13), on obtient :

$$\dot{S}(x,t) = \frac{\partial S}{\partial x} \left(f(x,t) + g(x,t)u_{eq}(t) \right) + \frac{\partial S}{\partial x} g(x,t)u_{dis}(t) \quad (IV.14)$$

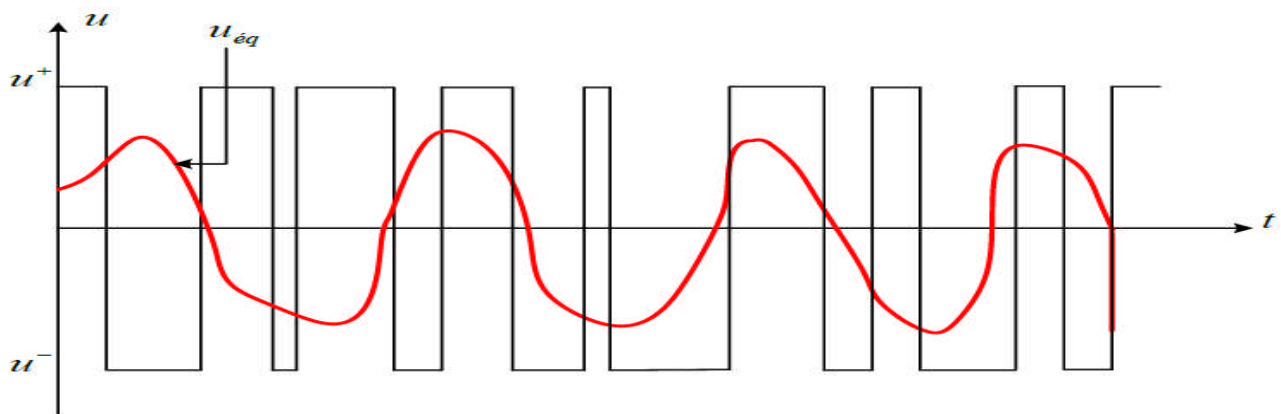


Figure (IV. 5) : Valeur continue prise par la commande lors de la commutation entre u^+ et u^- .

Pendant les phases de glissement et d'état stable, la surface est absente, ce qui signifie que sa dérivée ainsi que la composante discontinue sont également nulles. C'est ainsi que nous déduisons l'expression de la commande équivalente :

$$u_{eq}(t) = - \left(\frac{\partial S}{\partial x} g(x,t) \right)^{-1} \frac{\partial S}{\partial x} f(x,t) \quad (IV.15)$$

Avec la condition d'existence de :

$$\frac{\partial S}{\partial x} f(x,t) \neq 0 \quad (IV.16)$$

Lors de la phase de convergence, une fois que nous substituons la commande équivalente par son expression mentionnée dans l'équation (IV.14), nous obtenons l'expression actualisée de la dérivée de surface de glissement suivante :

$$\dot{S}(x,t) = \frac{\partial S}{\partial x} g(x,t) u_{dis}(t) \quad (IV.17)$$

La condition d'attractivité formulée par (IV.10) se transforme en :

$$s(x,t) \frac{\partial S}{\partial x} g(x,t) u_{dis}(t) < 0 \quad (IV.18)$$

Afin de satisfaire cette condition, le signe de u_{dis} doit être opposé à celui de $S(x,t) \frac{\partial S}{\partial x} g(x,t)$. La fonction la plus simple qui peut être utilisée pour accomplir cette condition est celle d'un relais de la figure (IV.2). La commande u_{dis} sera donc :

$$u_{dis}(t) = -K_s \text{sign}(S(x,t)) \quad (IV.19)$$

Avec :

$$\text{sign}(s(x,t)) = \begin{cases} 1 & \text{si } S(x,t) > 0 \\ 0 & \text{si } S(x,t) = 0 \\ -1 & \text{si } S(x,t) < 0 \end{cases} \quad (IV.20)$$

Le signe de K_s doit être différent de celui de $\frac{\partial S}{\partial x} g(x,t)$. Le réglage de ce gain joue un rôle déterminant dans les performances du système. En effet, une valeur trop faible conduit à un temps de réponse

excessivement long, tandis qu'un gain trop élevé engendre des oscillations importantes au niveau de l'actionneur, ce qui risque d'endommager ce dernier.

Le réglage de ce gain est crucial pour les performances du système. En effet, une valeur trop basse génère un délai de réponse très long, alors que qu'un gain trop fort occasionne des variations significatives au niveau de l'actionneur, ce qui peut le détériorer.

La figure (IV.6) présente de façon condensée les multiples phases de conception du contrôle en mode glissement.

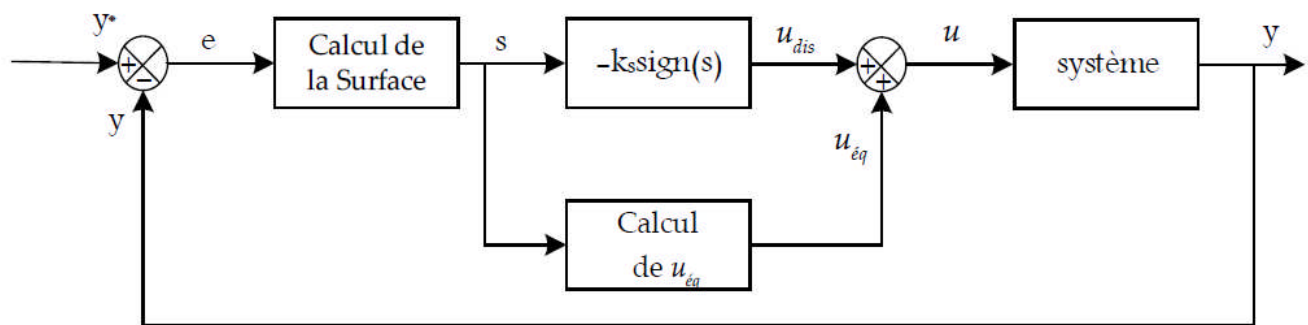


Figure (IV. 6) : Principe de la commande par mode glissant avec commande équivalente.

IV.4.3 Phénomène du Chattering et ses solutions

Une structure de glissement parfait postule l'existence d'un contrôle qui peut commuter à une fréquence théoriquement infinie. Toutefois, dans l'utilisation concrète, ces transitions rapides engendrent des ruptures dans le signal de commande, destinées à causer un effet indésirable appelé broutement (ou chattering en anglais). Ce phénomène, se traduisant par de brèves vibrations près de la surface de glissement, pourrait compromettre l'efficacité du système et provoquer une usure prématurée des composants[66]. Ce phénomène s'exprime par des fluctuations marquées des trajectoires du système près de la surface de glissement, comme le montre la figure (IV.7). Cela découle principalement des restrictions liées aux actionneurs ou des retards dans le processus de commutation au niveau du contrôle. Ces changements réguliers menacent l'exactitude de la surveillance et pourraient entraîner une détérioration prématurée des éléments mécaniques, tout en provoquant une hausse de température dans les pièces électriques, ce qui engendre par là même d'importantes pertes d'énergie [67].

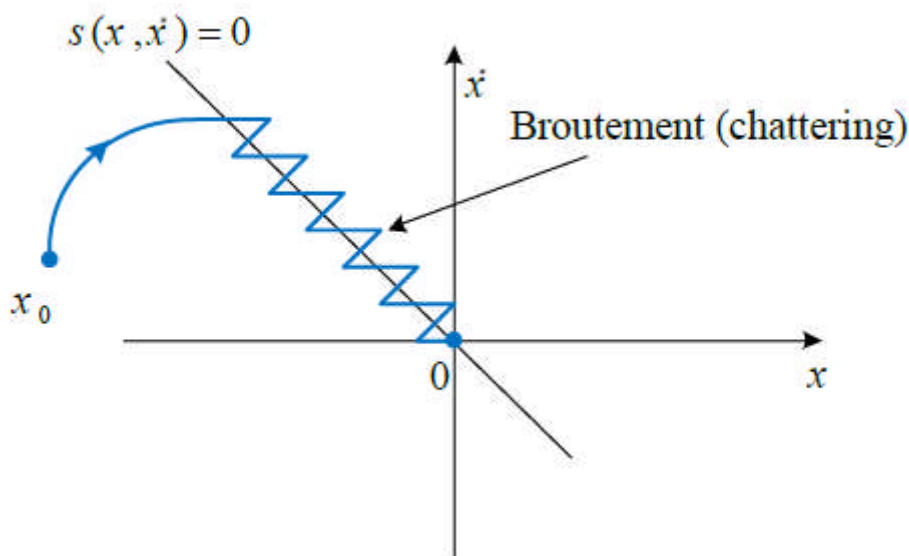


Figure (IV. 7) : Phénomène de broutement.

L'un des principaux obstacles du contrôle par mode glissant est le phénomène de chattering, qui rend sa mise en œuvre plus complexe. Pour minimiser ou éliminer ce phénomène dans divers domaines d'application, une multitude de stratégies ont été développées par les chercheurs. L'une des approches les plus courantes est la technique de la couche limite [68], qui remplace la fonction de signe par une fonction continue ou douce lorsque le parcours de l'état se rapproche de la surface de commutation, au sein d'une zone de marge définie.

IV.4.3.1 Solution de couche limite

Cette approche, également désignée sous le terme de « solution de la couche limite », a été introduite par Slotine et Sastry en 1983 [91]. Elle consiste à substituer la fonction signe par une approximation continue à gain élevé, mais uniquement dans un voisinage restreint de la surface de commutation. Parmi les fonctions fréquemment employées dans ce contexte, on retrouve notamment la fonction de saturation, définie par l'équation (III.18) et illustrée à la figure (IV.8).

$$sat(S(x)) = \begin{cases} \frac{S(x)}{\varepsilon} & \text{si } |S(x)| < \varepsilon \\ sign(S(x)) & \text{si } |S(x)| > \varepsilon \end{cases} \quad (IV.21)$$

ε : Largeur du seuil de la fonction de saturation.

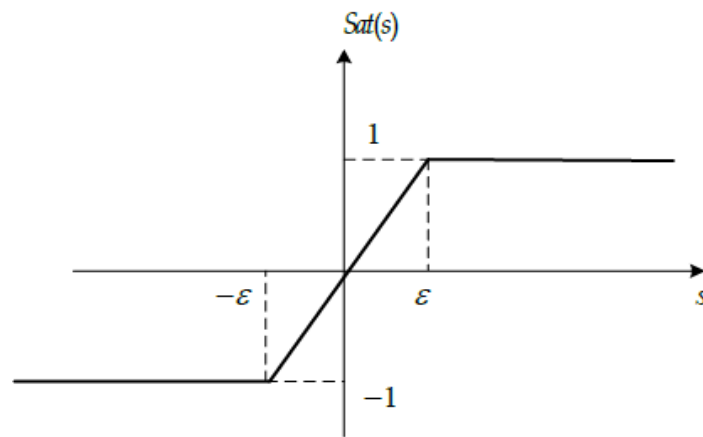


Figure (IV. 8) : Fonction saturation.

IV.4.3.2 La fonction smooth

L'implémentation de cette fonctionnalité est considérée comme l'une des options les plus efficaces suggérées dans les écrits académiques. Elle permet une réduction notable des oscillations à haute fréquence [68]. C'est pourquoi elle a été sélectionnée comme loi d'attraction dans le contexte de cette étude.

La formule mathématique de la fonction Smooth est la suivante :

$$Smooth(S(x,t)) = \tanh(S(x,t)) = \frac{e^x - e^{-x}}{e^x + e^{-x}} = \frac{S(x,t)}{|S(x,t)| + \varepsilon} \quad (IV.22)$$

Le système ne converge plus précisément vers la valeur visée, mais plutôt vers une région proche, un état défini comme régime pseudo-glissant. Même si cette méthode contribue à diminuer le phénomène de chattering, elle met néanmoins en péril la précision par rapport à l'objectif établi, ainsi que la solidité du contrôle et la rapidité de réaction[59].

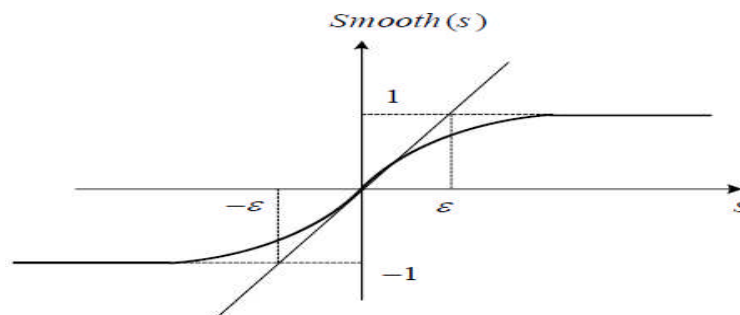


Figure (IV. 9) : Fonction Smooth.

Cette technique repose sur un élément positive, appelée ε , dont l'ajustement aide à établir un accord entre deux critères généralement opposés : minimiser le chattering tout en maintenant une robustesse solide du système. En usage, plus ε est réduit, plus la prédiction tend à se conformer à la fonction signe, ce qui optimise sa solidité. Pourtant, cela se réalise au prix de l'efficacité dans la diminution du chattering [59].

IV.4.3.3 La loi d'interpolation de puissance

Cette fonction est donnée par :

$$v(S, \varepsilon) = \frac{S(x, t)}{|S(x, t)| + \varepsilon} \begin{cases} \text{sign}(S) & \text{si } |S| > \varepsilon \\ (\varepsilon \setminus |S|)^{(q-1)} & \text{si } |S| < \varepsilon \\ 0 & \text{si } |S| = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.23})$$

Avec $q \in [0, 1[$

Et représentée par la figure (IV.10) :

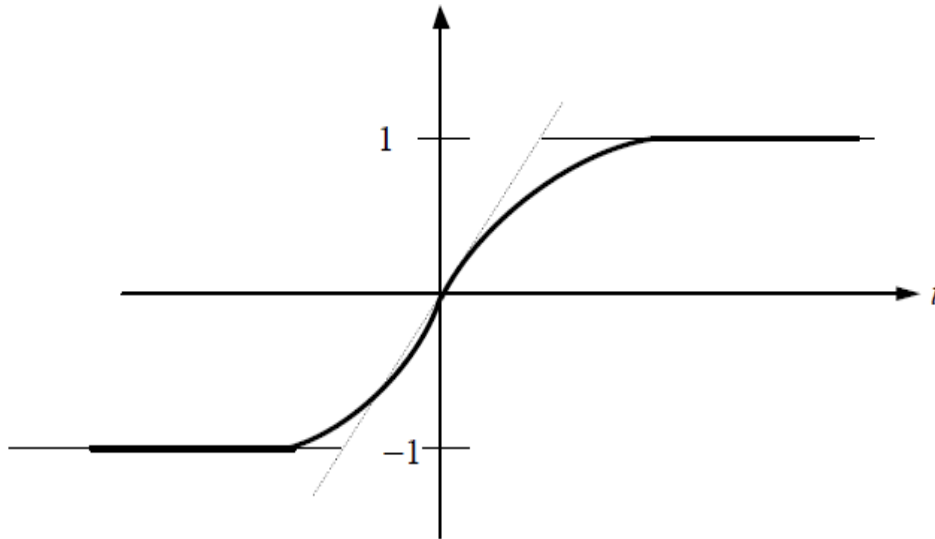


Figure (IV. 10) : Fonction d'interpolation.

IV.4.3.4 La fonction pseudo-signe

On attribue cette fonction comme suit :

$$v(S, \varepsilon) = \frac{S}{|S| + \varepsilon} \quad (\text{IV.24})$$

Et illustrée par la figure (IV.11)

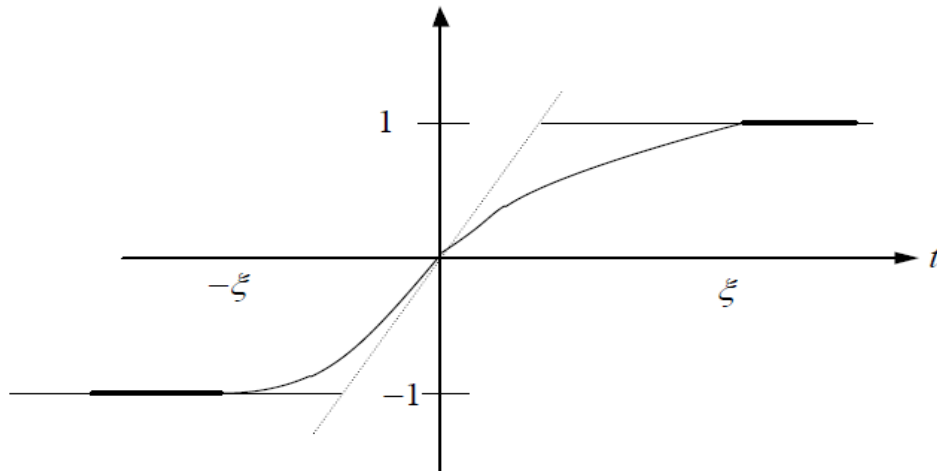


Figure (IV. 11) : Fonction pseudo-signe

IV.4.3.5 La fonction arctangente

On accorde cette fonction comme suit :

$$v(S, \varepsilon) = \frac{2}{\pi} \arctan\left(\frac{S}{\varepsilon}\right) \quad (\text{IV.25})$$

et représente par la figure (IV.12)

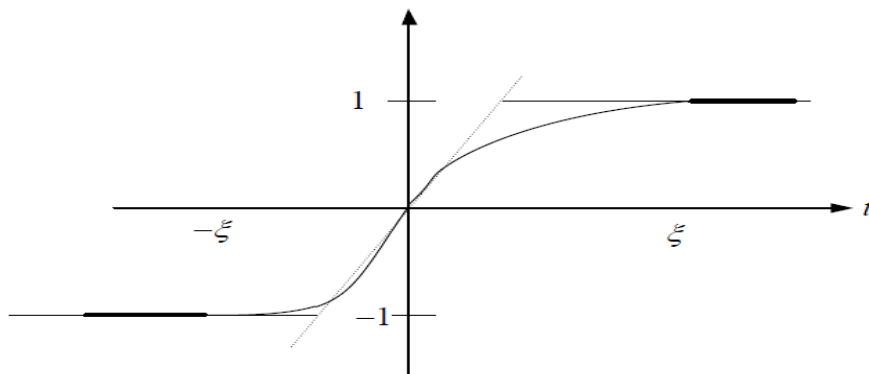


Figure (IV. 12) : Fonction arctangente

IV.4.3.6 La fonction tangente hyperbolique

On assigne cette fonction comme suit :

$$v(S, \varepsilon) = \tanh\left(\frac{S}{\varepsilon}\right) \quad (\text{IV.26})$$

Et dépeinte par le schéma (IV.13) :

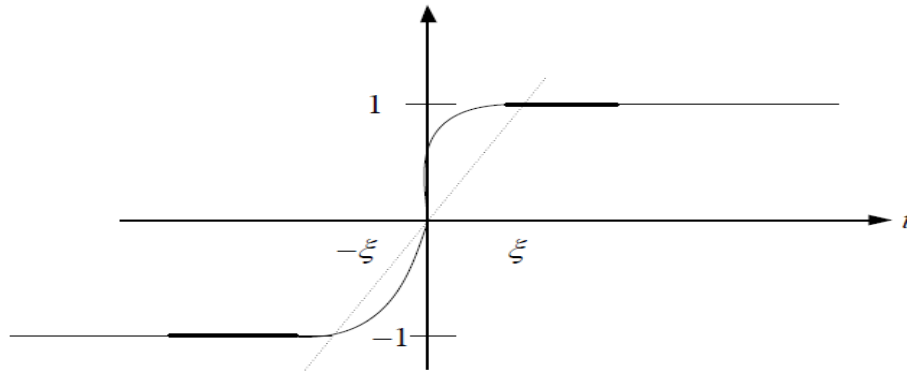


Figure (IV. 13) : Fonction tangente hyperbolique

Ces méthodes ne sont efficaces que lorsque les incertitudes sont minimales.[29-69] . De plus, ces fonctions n'assurent pas une convergence en temps fini de la variable glissante vers zéro lorsqu'il y a des perturbations extérieures. Leur application se réalise fréquemment au détriment de la solidité, ce qui provoque une diminution de la précision [70-71].

En outre, diverses méthodes ont été suggérées dans les publications académiques en vue de réduire, voire d'éradiquer, l'effet de chattering, comme :[68]

- **Filtres** : L'utilisation de filtres passe-bas aide à réduire le phénomène de chattering en stimulant le signal de commande. Ces filtres réduisent les éléments de haute fréquence, ce qui minimise les transitions rapides et par en conséquence améliore la stabilité et l'efficacité du système.
- **Observateur** : est une autre option pour résoudre le problème de chattering.
- **Mode glissant flou** : Il est en effet possible de diminuer le chattering dans le contrôle par mode glissant en élaborant des règles floues.
- **Mode glissant intégral** : Dans cette méthode, on peut améliorer la surface de glissement en y intégrant une action intégrale dans son expression. On définit alors cette surface par.

$$S(x) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda\right)^{r-1} e_y(t) + K_i \int e_y(t) dt \quad (\text{IV.27})$$

où K_i représente un bénéfice positif d'intégrale. L'atout de cette méthode est que la surface de glissement ici est un plan qui traverse l'origine. Si le système est de deuxième ordre ($r = 2$), on obtient

la solution dans un plan, tandis que la solution est acquise sur une ligne dans le mode traditionnel glissant.

Mode glissant d'ordre supérieur : La technique de contrôle par mode glissant d'ordre supérieur représente une avancée remarquable par rapport à la méthode classique, car elle permet de réduire, voire d'éliminer, le phénomène de chattering fréquemment observé dans les démarches traditionnelles. Cette méthode préserve les principaux avantages de l'approche glissante initiale, tels que la résilience face aux incertitudes, la facilité d'application, tout comme que la convergence en un temps limité. Ce qui démarque cette méthode, c'est l'utilisation du signal discontinu non pas directement sur la variable de commande, si bien sur sa dérivée seconde, offrant donc une transition plus fluide et un meilleur contrôle dynamique.

IV.5 Commande par mode de glissement d'ordre supérieur

Depuis son introduction, la théorie des modes glissants a été confrontée au problème du chattering, qui s'est révélé être un désavantage considérable.[72] Emelyanov a récemment présenté une nouvelle catégorie de commandes en utilisant des modes glissants de haut ordre.

Cette méthode se caractérise par l'utilisation d'un contrôle discontinu sur les dérivées de haut ordre de la variable de glissement. Elle offre la possibilité de maintenir les avantages essentiels du mode glissant traditionnel, notamment en ce qui concerne la solidité face aux incertitudes et la convergence en un temps défini.[71]

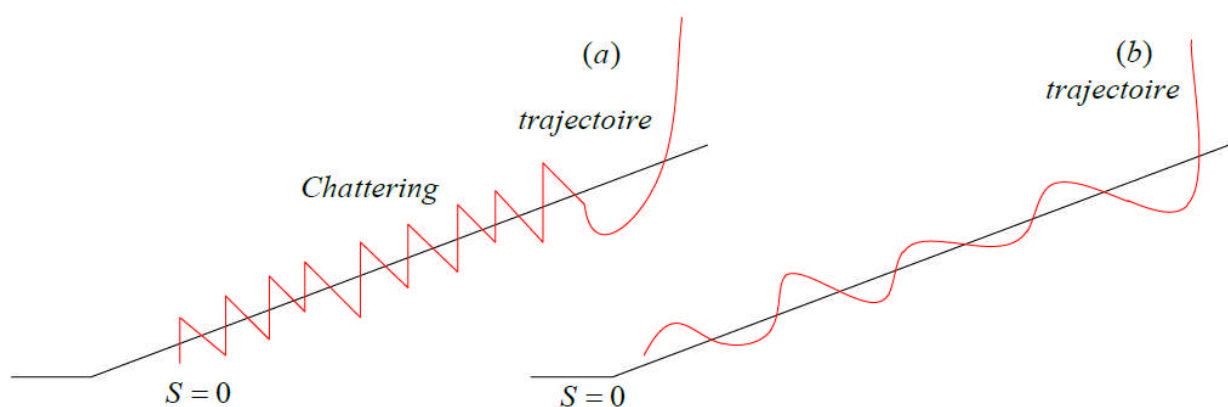


Figure (IV. 14) : Régime glissant classique (a) et mode glissant d'ordre supérieur (b)

Ils suppriment le phénomène de chatter tout en garantissant une convergence améliorée en termes de précision, malgré les imperfections du modèle ou des actionneurs. Le niveau de continuité des dynamiques du système près de la surface de glissement, correspondant au nombre de dérivées

continues de la variable à contrôler, est spécifiquement défini par l'ordre de glissement. Pour réaliser ce but, des algorithmes de contrôle sont élaborés dans le but de produire des régimes glissants d'ordres divers.[73]

Prenons en compte le système non linéaire IV.3. La surface de glissement sélectionnée pour garantir une convergence finie vers l'ensemble de glissement d'ordre n en relation avec la surface de glissement est indiquée par :

$$S(x,t) = \dot{S}(x,t) = \ddot{S}(x,t) \cdots \cdots = S^{n-1}(x,t) = 0 \quad (\text{IV.28})$$

Dans le cas où le système serait de degré relatif à la surface de glissement $r = n$ et $n > 1$, Un ordre en mode glissant. Assure une convergence finie vers la surface de glissement, en forçant les trajets d'état du système à rester au sein de cet ensemble. Le point de référence x_{ref} est défini par l'intersection de trois surfaces de commutation, comme le montre la figure (IV.15).

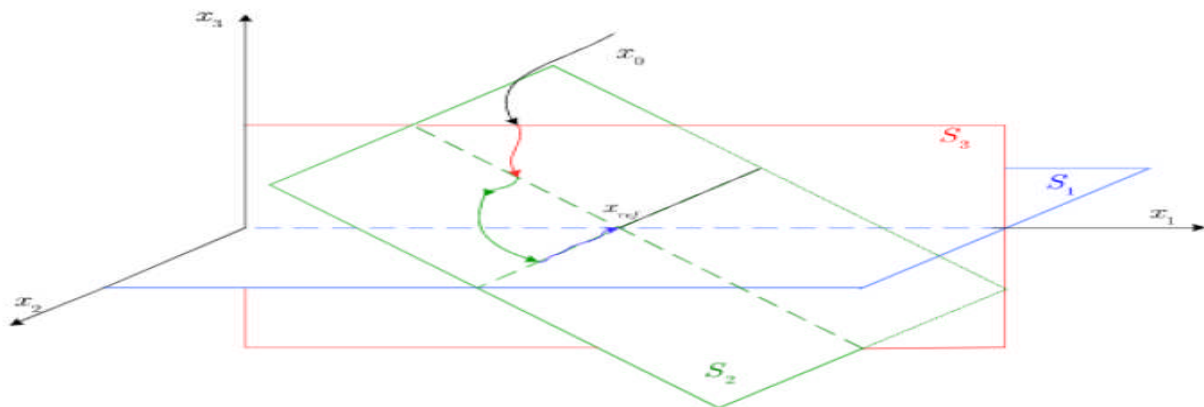


Figure (IV. 15) : Intersection des 3 surfaces de commutation définit le point de référence

Dans le contexte du contrôle glissant, l'ordre de la commande est déterminé principalement par le niveau de continuité des dynamiques du système près de la surface de glissement, qui fait référence au nombre de dérivées continues de cette surface. L'élaboration de la loi de commande en glissement d'ordre deux repose sur une fonction incertaine, qui joue un rôle dans la seconde dérivée de la surface de glissement [71].

IV.5.1 Commande par mode glissant du second ordre

En approfondissant le concept des modes glissants et leurs attributs principaux, nous suggérons une méthode basée sur l'emploi des modes glissants de rang supérieur. Au lieu de se baser sur la première

dérivée de la fonction glissante comme dans la méthode traditionnelle, cette technique tient compte des dérivées de rang supérieur. Ce genre de commande a pour objectif de garantir une convergence finie vers l'ensemble défini par les conditions de glissement. Pour mettre en oeuvre un mode glissant du second ordre relativement à $S(x,t)$, on contraint les trajectoires de l'état du système à atteindre l'ensemble $\dot{S}(x,t)$ en un temps fini, puis à y rester de manière permanente, comme indiqué dans [74]. Cela implique que :

$$\ddot{S}(x,t) = \left\{ x \in X, S(x,t) = \dot{S}(x,t) = 0 \in R^n \right. \quad (IV.29)$$

Par conséquent, nous établissons une loi de commande qui intervient directement sur la dérivée seconde de la surface de glissement. Plus généralement, dans le contexte du contrôle par mode glissant d'ordre deux, deux configurations sont identifiées en fonction du degré de relation entre le système et la surface de glissement considérée [71-75].

A. Cas d'un système de degré relatif 1

Dès que le rapport relatif du système face à la surface de glissement atteint un, le signal de contrôle u prend effet à partir de la première dérivée temporelle de cette surface. Dans ce contexte, la formule pour la dérivée de la surface de glissement se présente ainsi :

$$\dot{S} = \frac{\partial}{\partial t} S(t, x) + \frac{\partial}{\partial x} S(t, x) [f(t, x) + g(x, t)u] \quad (IV.30)$$

D'après l'expression d'IV.30, la dérivée seconde de la surface de glissement est formulée comme suit :

$$\ddot{S} = \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x) + \frac{\partial}{\partial x} \dot{S}(t, x) [f(t, x) + g(x, t)u] + \frac{\partial}{\partial u} \dot{S}(t, x) \dot{u} \quad (IV.31)$$

On pourrait le formuler comme suit :

$$\ddot{S} = \varphi(t, x) + \gamma(t, x) \dot{u} \quad (IV.32)$$

Ou :

$$\begin{cases} \varphi(t, x) = \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x) + \frac{\partial}{\partial x} \dot{S}(t, x) [f(t, x) + g(x, t)u] \\ \gamma(t, x) = \frac{\partial}{\partial u} \dot{S}(t, x) \end{cases}$$

Avec $\varphi(t, x)$ et $\gamma(t, x)$ des fonctions incertaines bornées qui respectent les inégalités suivantes à proximité de la surface de glissement :

$$\begin{cases} 0 < \Gamma_m \leq \gamma(t, x) \leq \Gamma_M \\ |\varphi(t, x)| \leq \Phi \end{cases} \quad (\text{IV.33})$$

Où Γ_m, Γ_M, Φ sont des valeurs positives constantes.

B. Cas d'un système de degré relatif 2

Si l'ordre du système est 2, la commande u se manifeste dans la seconde dérivée de la surface de glissement. Elle est présentée comme suit :

$$\ddot{S} = \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x) + \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x) [f(t, x) + g(t, x)u] \quad (\text{IV.34})$$

La deuxième dérivée de surface de glissement peut être écrite sous la forme suivante :

$$\ddot{S} = \varphi'(t, x) + \gamma'(t, x)u \quad (\text{IV.35})$$

Où :

$$\begin{cases} \varphi'(t, x) = \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x) + \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x) f(t, x) \\ \gamma'(t, x) = \frac{\partial}{\partial t} \dot{S}(t, x) g(t, x) \end{cases}$$

avec $\varphi'(t, x), \gamma'(t, x)$ des fonctions incertaines bornées. De même que dans le cas précédent, il existe trois constantes positives $\Gamma'_m, \Gamma'_M, \Phi'$, telles que, dans un voisinage de la surface de glissement, On observe, dans un voisinage de la surface de glissement, que :

$$\begin{cases} 0 < \Gamma'_m \leq \gamma'(t, x) \leq \Gamma'_M \\ |\varphi'(t, x)| \leq \Phi' \end{cases} \quad (\text{IV.36})$$

Les deux équations (IV.33) et (IV.36) revêtent une grande importance pour l'analyse de la robustesse du système [76].

IV.5.2 Algorithme de commande par mode glissant du second ordre

Comme indiqué précédemment, générer des régimes glissants asymptotiquement stables n'est généralement pas une tâche complexe. On pourrait ainsi envisager que la littérature offre des exemples de modes glissants pour chaque ordre. Cependant, parvenir à un régime glissant en temps fini rend la situation plus complexe. Effectivement, les algorithmes garantissant ce genre de convergence ne sont solidement établis que pour les ordres $r = 1$, $r = 2$ et $r = 3$, principalement dans des contextes scalaires où la surface de glissement a une dimension $(n - 1)$. Des travaux sont actuellement menés pour élaborer des lois de commande visant à assurer un régime glissant d'ordre spécifique en un temps fini, mais cela nécessite encore des recherches théoriques poussées [77].

On a noté qu'il était possible de faire la distinction entre les algorithmes idéaux et les algorithmes effectivement utilisés. Pour le premier type, un des principaux défis lors de la mise en œuvre est que la quantité d'informations requises croît constamment avec l'ordre de ce régime glissant. En règle générale, l'utilisation d'un algorithme de glissement d'ordre r par rapport à $S=0$ nécessite une compréhension de $S, \dot{S}, \dots, S^{(r-1)}$. Pour garantir la convergence de la surface de glissement et sa dérivée vers zéro en un temps fini., plusieurs algorithmes ont été introduits dans la littérature, à savoir : l'algorithme sous-optimal, du Twisting et du Super-Twisting [77, 78, 79]. Les deux premiers sont réservés aux systèmes de degré relatif 2 tandis que le Super-Twisting est dédié généralement aux systèmes de degré relatif 1.

IV.5.2.1 Algorithme sous-optimal

L'algorithme non optimal est applicable aux systèmes dont le rapport relatif à la surface de glissement est de 1 ou 2. Cet algorithme, basé sur les principes de la commande optimale bang-bang [71]. garantit une convergence en temps fini de la surface de glissement et de sa dérivée vers zéro. Il atteint ce but en forçant les trajectoires des arcs paraboliques à suivre un certain chemin, même près du point d'origine, comme le démontre la figure (IV.16).

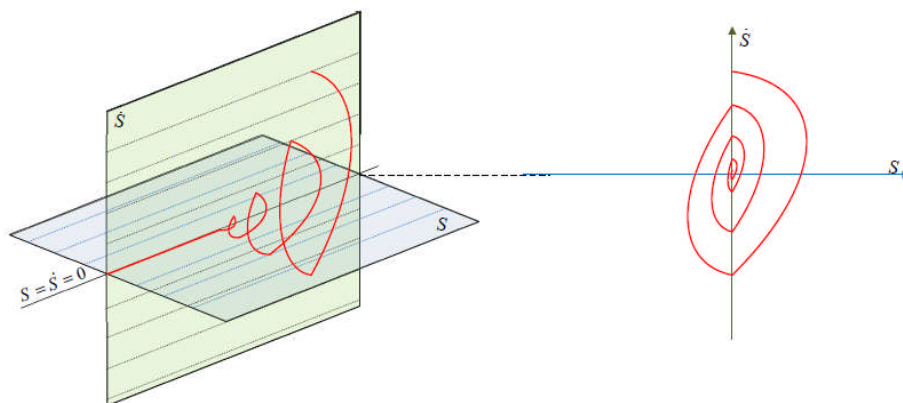


Figure (IV. 16) : Trajectoire de phase de l'algorithme sous-optimal.

Quand le système affiche un degré de relation de 2 en comparaison à la surface de glissement, la règle de contrôle dérivée de l'algorithme sous-optimal est formulée comme ceci :

$$v(t) = -\alpha V_M \text{sign} \left(S(x, t) - \frac{1}{2} S_M(x, t) \right) \quad (\text{IV.37})$$

Où V_M est une constante positive, et S_M défini par :

$$S_M(t) = \begin{cases} S(0) & 0 \leq t < t_{M_i} \\ S(t_{M_i}) & t_{M_i} \leq t < t_{M_{i+1}} \end{cases} \quad i = 1, 2, \dots \quad (\text{IV.38})$$

Où t_{M_i} sont les moments où la dérivée de la surface de glissement se trouve à zéro.

$\alpha(t)$ On définit par :

$$\alpha(t) = \begin{cases} \alpha^* & \text{si} \left[S(t) - \frac{1}{2} S_M \right] (S_M - S(t)) > 0 \\ 1 & \text{si} \left[S(t) - \frac{1}{2} S_M \right] (S_M - S(t)) \leq 0 \end{cases}$$

Où α^* est une constante positive.

Les conditions nécessaires correspondantes pour une convergence à temps fini sont :

$$\begin{cases} \alpha^* \in]0, 1] \cap \left(0, \frac{3\Gamma_m}{\Gamma_M} \right) \\ V_M > \max \left(\frac{\Phi}{\Gamma_m \alpha^*}, \frac{4\Phi}{3\Gamma_m - \Gamma_M \alpha^*} \right) \end{cases} \quad (\text{IV.39})$$

Où Γ_m, Φ et Γ_M sont des valeurs positives constantes

On peut également suggérer l'algorithme sous-optimal pour les systèmes ayant un degré de relation 1 avec la surface de glissement. Dans ce scénario, la règle de contrôle est donnée par :

$$v(t) = \dot{u} = -\alpha(t) V_M \left(\text{sign} \left(S(t) - \frac{1}{2} S_M(t) \right) \right) \quad (\text{IV.40})$$

IV.5.2.2 Algorithme du Twisting

Dans cet algorithme, outre la modification du signe de la commande, l'amplitude de celle-ci varie entre deux niveaux en fonction du quadrant dans lequel se trouve l'état du système. Ce procédé de basculement produit des trajectoires en spirale de forme sphérique qui convergent vers l'origine en un temps limité, comme le démontre la figure (IV. 17). La formule de contrôle correspondant à l'algorithme Twisting, qui s'applique aux systèmes de degré relatif 2, est la suivante :

$$u = -r_1 \text{sign}(S(s, t)) - r_2 \text{sign}(\dot{S}(x, t)) \quad (\text{IV.41})$$

Avec : $r_2 \succ r_1 \succ 1$

En fonction les conditions stipulées par (IV.36), la trajectoire du système converge vers le point d'équilibre en un temps fini si les conditions suivantes sont remplies :

$$\begin{cases} (r_1 - r_2)\Gamma'_m \succ \Phi' \\ \Gamma'_M \Phi'(r_1 - r_2) - \Phi' \succ \Gamma'_m \end{cases} \quad (\text{IV.42})$$

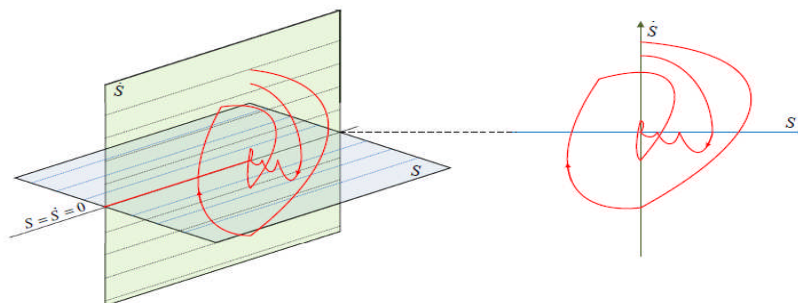


Figure (IV. 17) : Trajectoire de phase de l'algorithme de Twisting.

L'algorithme Twisting peut également être utilisé sur les systèmes de degré relatif 1 en enrichissant le système par un intégrateur c.-à-d. en contrôlant $\dot{u}$ au lieu de u directement.

IV.5.2.3 Algorithme du Super Twisting

Cet algorithme a d'abord été conçu pour le contrôle des systèmes de degré relatif un, comme suggéré dans les études [77-80]. Puis modifié pour s'adapter aux systèmes de degré relatif deux par [81].

L'algorithme Super-Twisting est élaboré pour effectuer un contrôle continu par mode glissant d'ordre 2, se basant uniquement sur la connaissance de la surface de glissement S , sans avoir besoin de

déterminer son signe. Cette caractéristique représente l'un des atouts majeurs de l'algorithme, car elle offre la possibilité d'éviter l'utilisation de fonctions discontinues, diminuant par conséquent le phénomène de chattering (tremblement).

Normalement, les méthodes de commande par mode glissant d'ordre 2 exigent des informations relatives aux dérivées de degré supérieur de la surface de glissement. Cependant, le Super-Twisting déroge à cette nécessité, ce qui le rend particulièrement séduisant pour des systèmes concrets où l'évaluation des dérivées est fréquemment perturbée ou complexe à obtenir.

Comme le démontre la figure (IV.18), le parcours sur le plan de phase indique que le système se dirige vers l'origine, les points d'intersection avec les axes se rapprochant peu à peu du point d'équilibre. L'algorithme converge vers l'origine en un temps fini, attestant de son efficacité en matière de stabilité et de performance dynamique.

La loi de commande du Super Twisting se divise en deux segments. Une composante discontinue u_1 et une composante continue u_2 . L'algorithme Super-Twisting est exprimé comme suit :

$$u = u_1 + u_2$$

Avec :

$$\begin{cases} u_1 = -\alpha |S|^\tau \text{sign}(S) \\ \dot{u} = -\beta \text{sign}(S) \end{cases} \quad \tau \in]0, 0.5] \quad (\text{IV.43})$$

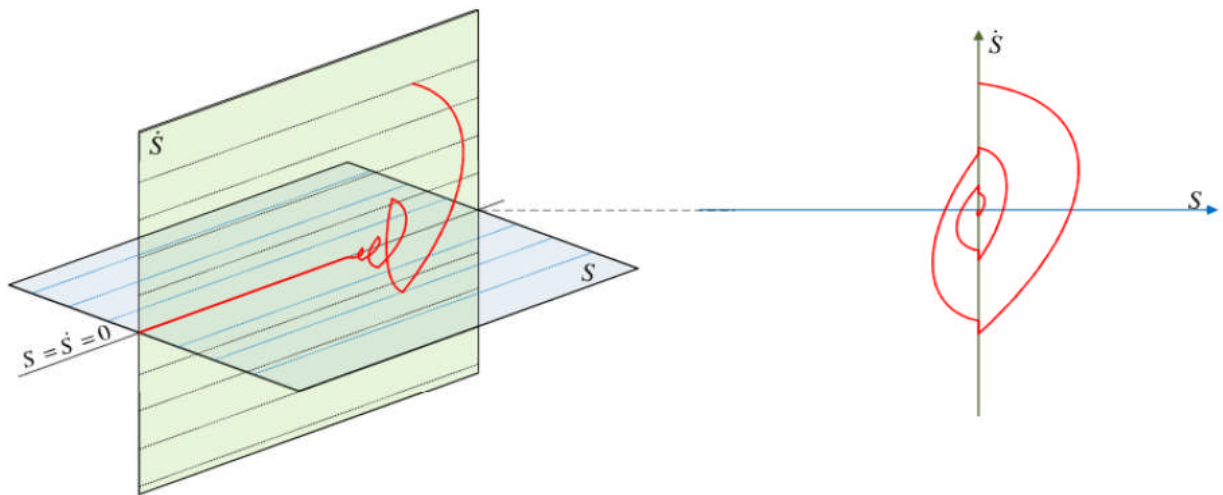


Figure (IV. 18) : Trajectoire de phase de l'algorithme du Super Twisting.

Avec α et β des constantes supérieures à zéro. La condition suffisante pour la convergence en surface du mode glissant du second ordre sur une période finie est fournie par :

$$\begin{cases} \beta \asymp \frac{\Phi}{\Gamma_m} \\ \alpha^2 \geq \frac{4\Phi}{\Gamma_m^2} \\ 0 \prec \tau \leq 0.5 \end{cases} \quad (\text{IV.44})$$

IV.6 Application de la commande par mode glissant sur le système éolien à base de la MADASB

Dans cette partie, nous mettons l'accent sur l'application de deux méthodes de contrôle dans le but d'optimiser les performances dynamiques du système examiné. Cela concerne particulièrement la commande par glissement de premier ordre et la commande par glissement de second ordre, qui s'appuie sur l'algorithme Super-Twisting. Le système de commande comprend un circuit interne de régulation dédié aux courants, où un contrôleur non linéaire est responsable du contrôle des composantes symétriques du courant.

IV.6.1 Commande par mode glissant d'ordre un des puissances active et réactive

La réalisation de la commande par méthode glissante du premier ordre se déroule en deux phases. La première étape implique la détermination de la surface de glissement, suivie par la conception du contrôleur dans une seconde étape, qui consiste à établir une action de commande orientant les trajectoires d'état vers la surface. Déplacement [82].

La puissance active est en proportion avec le courant statorique projeté sur l'axe. La puissance réactive est déterminée par le courant statorique en fonction de l'axe d. Dans cette partie, les surfaces de glissement sont déterminées en se basant sur les directives de puissance active et réactive, comme le Montre l'équation (III.15) Cette méthode a pour principal objectif de faciliter une supervision autonome des puissances actives et réactives générées L'approche du contrôle par mode glissant est mise en œuvre pour assurer la convergence des courants (CW) et (PW) à leurs valeurs de référence correspondantes. Voici la définition des surfaces de commande :

$$\begin{cases} S(P_{sp}) = (i_{sc}^{q-ref} - i_{sc}^q) \\ S(Q_{sp}) = (i_{sc}^{d-ref} - i_{sc}^d) \end{cases} \quad (\text{IV.45})$$

Pour de vérifier que les variables sélectionnées convergent vers les références, les deux surfaces de glissement doivent être nulles comme indiqué ci-dessous :

$$\begin{cases} S(\dot{i}_{sc}^{q-ref} - \dot{i}_{sc}^q) = 0 \\ S(\dot{i}_{sc}^{d-ref} - \dot{i}_{sc}^d) = 0 \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} \frac{d}{dt}(\dot{i}_{sc}^{q-ref} - \dot{i}_{sc}^q) = 0 \\ \frac{d}{dt}(\dot{i}_{sc}^{d-ref} - \dot{i}_{sc}^d) = 0 \end{cases} \quad (IV.46)$$

Création d'un régime glissant dépend de la validation par l'attractivité de Lyapounov :

$\dot{s}(x)s(x) < 0$ et l'invariance temporelle de surface $\dot{s}(x) = 0$

Pour contrôler le courant que nous prenons ($r=1$) , alors la dérivée de la surface est présentée par ce qui suit :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_{sp}) = (\dot{i}_{sc}^{q-ref} - \dot{i}_{sc}^q) \\ \dot{S}(Q_{sp}) = (\dot{i}_{sc}^{d-ref} - \dot{i}_{sc}^d) \end{cases} \quad (IV.47)$$

D'après l'équation (III.14), les dérivées du courant de commande $(\dot{i}_{sc}^d, \dot{i}_{sc}^q)$ peuvent être décrites de la manière suivante :

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}(\dot{i}_{sc}^d) = \frac{v_{sc}^d}{\lambda_2} - \frac{R_{sc}}{\lambda_2} \dot{i}_{sc}^d + \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_r^q + \lambda_2 \dot{i}_{sc}^q) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^d \\ \frac{d}{dt}(\dot{i}_{sc}^q) = \frac{v_{sc}^q}{\lambda_2} - \frac{R_{sc}}{\lambda_2} \dot{i}_{sc}^q + \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_r^d + \lambda_2 \dot{i}_{sc}^d - \lambda_3 \psi_{sp}^d) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^q \end{cases} \quad (IV.48)$$

En changeant l'expression (IV.15) en (IV.14), nous arrivons à :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_{sp}) = \left(\dot{i}_{sc}^{q-ref} - \left[\frac{v_{sc}^q}{\lambda_2} - \frac{R_{sc}}{\lambda_2} \dot{i}_{sc}^q - \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_r^d + \lambda_2 \dot{i}_{sc}^d - \lambda_3 \psi_{sp}^d) \right] - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^q \right) \\ \dot{S}(Q_{sp}) = \left(\dot{i}_{sc}^{d-ref} - \left[\frac{v_{sc}^q}{\lambda_2} - \frac{R_{sc}}{\lambda_2} \dot{i}_{sc}^q - \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_r^d + \lambda_2 \dot{i}_{sc}^d) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^d \right] \right) \end{cases} \quad (IV.49)$$

Pour assurer que le système converge vers la surface, il est nécessaire de respecter la condition suivante :

$$\dot{S}(P_{sp}, Q_{sp})S(P_{sp}, Q_{sp}) < 0 \quad (IV.50)$$

L'algorithme de contrôle est connu par la relation:

$$\begin{cases} v_{sc}^q = v_{sc}^{d-eq} + v_{sc}^{d-dis} \\ v_{sc}^d = v_{sc}^{q-eq} + v_{sc}^{q-dis} \end{cases} \quad (IV.51)$$

v_{sc}^d, v_{sc}^q : Grandeurs de commande.

$v_{sc}^{d-eq}, v_{sc}^{q-eq}$: Grandeur de commande équivalente.

$v_{sc}^{d-dis}, v_{sc}^{q-dis}$: Terme de commutation de commande.

Le vecteur de tension de l'enroulement de contrôle (CW) équivalent est illustré par :

$$\begin{cases} v_{sc}^{q-eq} = \lambda_2 \dot{i}_{sc}^{q-ref} + (R_{sc} i_{sc}^q + \omega_{sc} (\lambda_1 \psi_r^d + \lambda_2 i_{sc}^d - \lambda_3 \psi_{sp}^d) + \lambda_1 \dot{\psi}_r^q) \\ v_{sc}^{d-eq} = \lambda_2 \dot{i}_{sc}^{d-ref} + (R_{sc} i_{sc}^d + \omega_{sc} (\lambda_1 \psi_r^q + \lambda_2 i_{sc}^q) + \lambda_1 \dot{\psi}_r^d) \end{cases} \quad (IV.52)$$

Pour cette raison, le terme de commutation est délivré par:

$$\begin{cases} v_{sc}^{q-dis} = K_q \cdot \text{sign} S(P_{sp}) \\ v_{sc}^{d-dis} = K_d \cdot \text{sign} S(Q_{sp}) \end{cases} \quad (IV.53)$$

Les commandes globales en mode glissant du système illustrées sur la figure(IV.19).

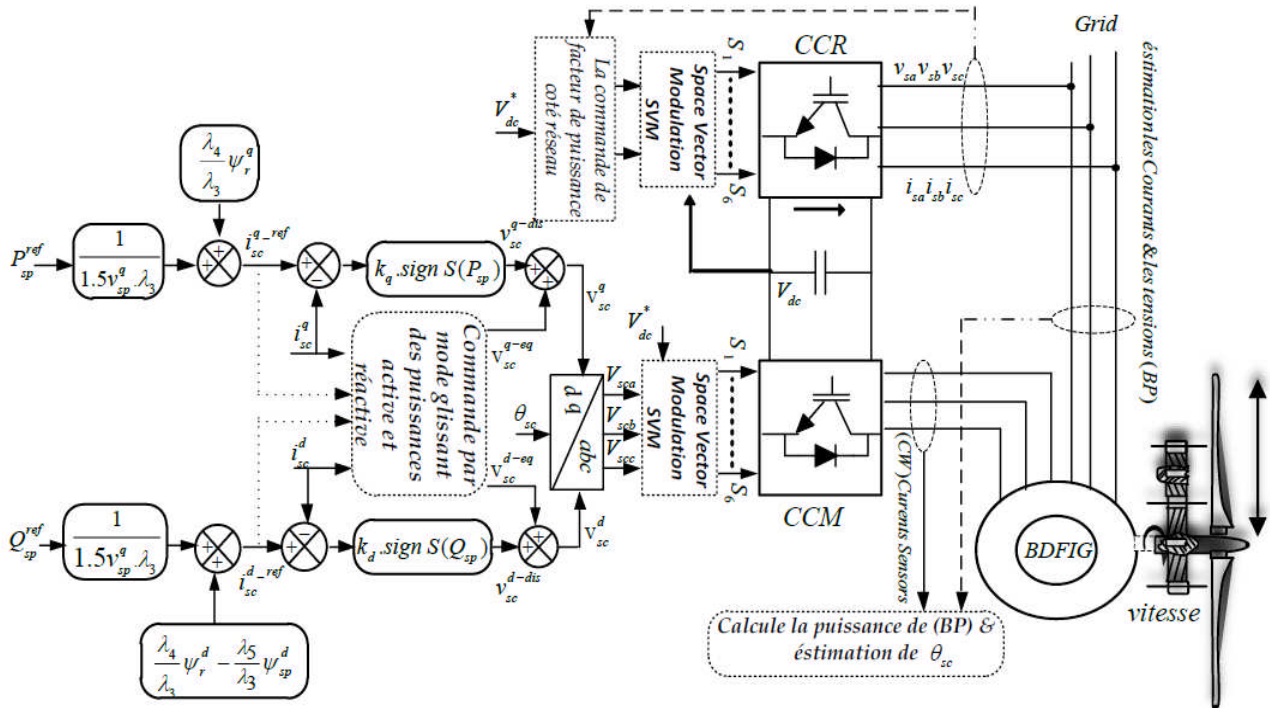


Figure (IV. 19) : Schéma bloc de la structure de commande par mode glissant.

IV.6.2 Commande par mode glissant de second ordre des puissances active et réactive

Dans le but d'assurer un contrôle solide face aux fluctuations paramétriques et aux perturbations extérieures, un algorithme de super-twisting a été choisi pour une commande par mode glissant de second ordre.

Cette approche de commande cherche à contrôler de façon autonome la production de puissances actives et réactives en se basant sur des surfaces de glissement soigneusement établies.

Cette technique est fondée sur l'approche de régulation utilisant l'algorithme de super-twisting, comme le démontrent les recherches [77-81].

Le contrôleur de glissement d'ordre supérieur (deuxième ordre) suggéré est organisé autour de deux éléments majeurs :

$$v_{sc}^q = u_1 + u_2$$

$$\Rightarrow \begin{cases} u_1 = \alpha |S(P_{sp})|^\tau \text{sign}S(P_{sp}) \\ \dot{u}_2 = \beta_1 \text{sign}S(P_{sp}) \end{cases} \quad (\text{IV.54})$$

$$\Rightarrow \begin{cases} \dot{S}(P_{sp}) = \left(\frac{v_{sc}^q}{\lambda_2} - \frac{R_{sc}}{\lambda_2} i_{sc}^q - \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_r^d + \lambda_2 i_{sc}^d - \lambda_3 \psi_{sp}^d) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^q - i_{sc}^{q-ref} \right) \\ \ddot{S}(P_{sp}) = \varphi_1(t, x) + \gamma_1(t, x) \dot{v}_{sc}^q \end{cases} \quad (\text{IV.55})$$

et :

$$v_{sc}^d = w_1 + w_2$$

$$\Rightarrow \begin{cases} w_1 = \alpha_2 |S(Q_{sp})|^\tau \text{sign}S(Q_{sp}) \\ \dot{w}_2 = \beta_2 \text{sign}S(Q_{sp}) \end{cases} \quad (\text{IV.56})$$

$$\Rightarrow \begin{cases} \dot{S}(Q_{sp}) = \left(\frac{v_{sc}^q}{\lambda_2} - \frac{R_{sc}}{\lambda_2} i_{sc}^q + \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_{sc}^q + \lambda_2 i_{sc}^q) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^d - i_{sc}^{d-ref} \right) \\ \ddot{S}(Q_{sp}) = \varphi(t, x) + \gamma_2(t, x) \dot{v}_{sc}^d \end{cases} \quad (\text{IV.57})$$

En posant G1 et G2 tels que:

$$\begin{cases} G_1 = -\frac{R_{sc}}{\lambda_2} i_{sc}^q - \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_r^d + \lambda_2 i_{sc}^d - \lambda_3 \psi_{sp}^d) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^q \\ G_2 = -\frac{R_{sc}}{\lambda_2} i_{sc}^d + \frac{\omega_{sc}}{\lambda_2} (\lambda_1 \psi_r^q + \lambda_2 i_{sc}^q) - \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \dot{\psi}_r^d \end{cases} \quad (\text{IV.58})$$

Alors cela donne:

$$\begin{cases} \ddot{S}(P_{sp}) = \frac{1}{\lambda_2} \dot{v}_{sc}^q + \dot{G}_1 \\ \ddot{S}(Q_{sp}) = \frac{1}{\lambda_2} \dot{v}_{sc}^d + \dot{G}_2 \end{cases} \quad (\text{IV.59})$$

Prenons maintenant en compte la commande suivante :

$$\begin{cases} v_{sc}^q = u_2 + \alpha_1 |S(P_{sp})|^\tau \text{sign}S(P_{sp}) \\ \dot{u}_2 = \beta_1 \cdot \text{sign}S(P_{sp}) \\ v_{sc}^d = w_2 + \alpha_2 |S(Q_{sp})|^\tau \text{sign}S(Q_{sp}) \\ \dot{w}_2 = \beta_2 \cdot \text{sign}S(Q_{sp}) \\ 0 < \tau < 0.5 \end{cases} \quad (\text{IV.60})$$

Avec des constantes positives $\alpha_1, \alpha_2, \beta_1, \beta_2, \varphi_1, \varphi_2$ qui remplissent les inégalités ci-dessous.

$$\Rightarrow \begin{cases} |\dot{G}_1| < \varphi_1 \\ \alpha_1 \geq \varphi_1 \\ \beta_1^2 \geq \frac{\varphi_1(\alpha_1 + \varphi_1)}{(\beta_1 - \varphi_1)} \\ |\dot{G}_2| < \varphi_2 \\ \alpha_2 \geq \varphi_2 \\ \beta_2^2 \geq \frac{\varphi_2(\alpha_2 + \varphi_2)}{(\beta_2 - \varphi_2)} \end{cases} \quad (\text{IV.61})$$

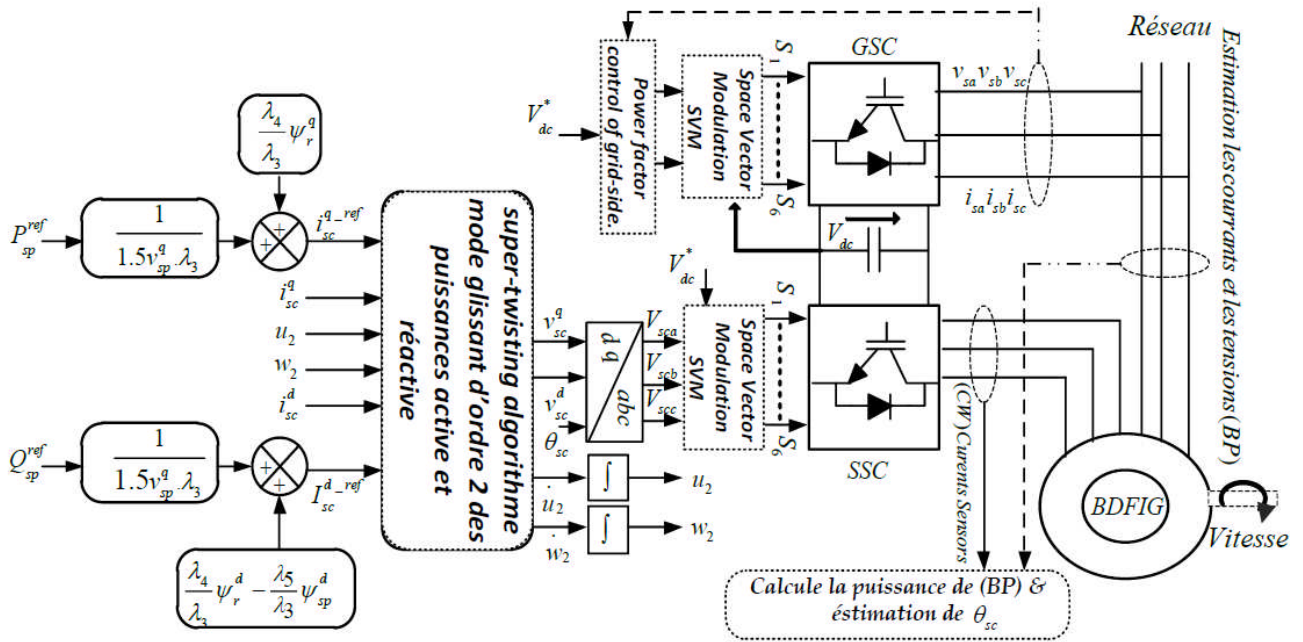


Figure (IV. 20) : Schéma bloc de la structure de commande par mode glissant d'ordre deux.

Nous assurons donc la convergence des $S(P_{sp})$ et $S(Q_{sp})$, respectivement, dans un temps fini $t_{p_{sp}}$ et $t_{q_{sp}}$ respectivement.

Nous aurons donc:

$$\begin{cases} i_{sc}^{d-ref} = i_{sc}^d, \forall t > t_{i_{sc}^d} \\ i_{sc}^{q-ref} = i_{sc}^q, \forall t > t_{i_{sc}^q} \end{cases} \quad (\text{IV.62})$$

La stratégie du contrôle par mode glissant d'ordre deux a pour objectif d'améliorer l'efficacité énergétique, de renforcer la fiabilité et de réduire le phénomène de chattering au minimum. Le schéma général de commande par mode glissant d'ordre deux est illustré dans la figure (IV.20).

IV.7 Résultats de simulation

Afin d'évaluer les performances de la commande par mode glissant du premier ordre et du second ordre appliquées au système éolien à base de la MADA Sans Balais, un ensemble de simulations a été effectué dans les mêmes conditions que celles utilisées dans le chapitre précédent. L'architecture globale du système simulé est illustrée dans la figure IV.21. Le profil de vent appliqué à la turbine présente une vitesse moyenne de 8 m/s.

Les résultats montrent que le coefficient de puissance optimal (C_p) est atteint pour un angle de calage $\beta = 0^\circ$, correspondant à une vitesse spécifique $\lambda_{opt} = 9.2$. L'objectif principal du contrôle consiste à maintenir ce point de fonctionnement optimal le plus longtemps possible afin de maximiser l'extraction d'énergie. On observe toutefois des variations mineures de $\lambda_{opt} = 9.2$ induites par les fluctuations de la vitesse du vent.

Les figures ci-dessous illustrent les divers résultats de la simulation du comportement du système global effectuée sous MATLAB/Simulink.

IV.7.1 Résultats de simulation du système par la commande par mode glissant d'ordre un

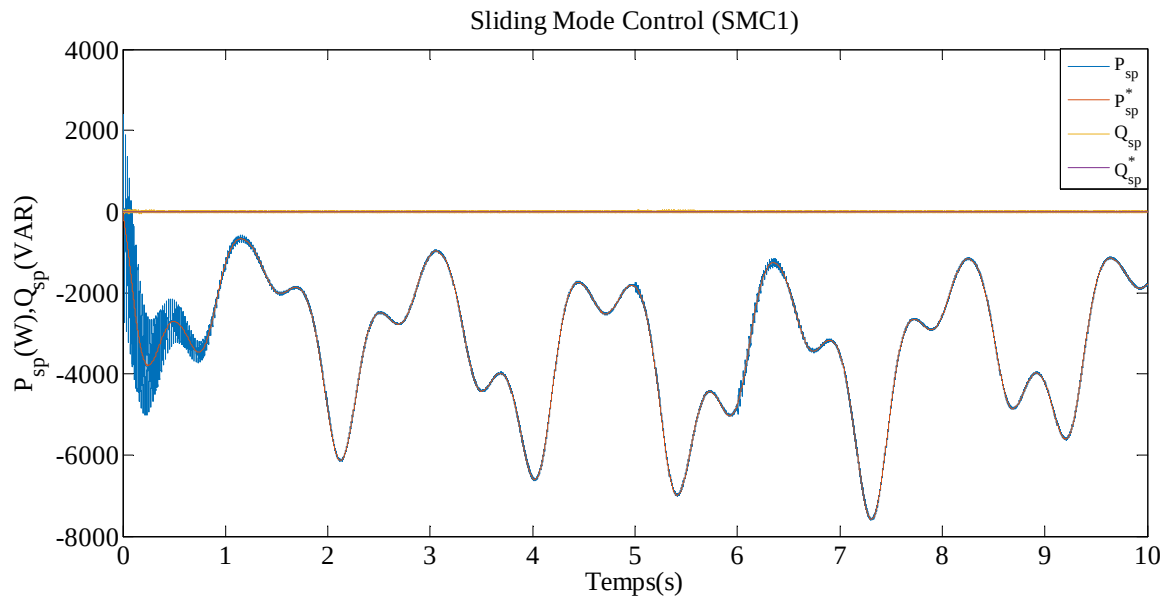
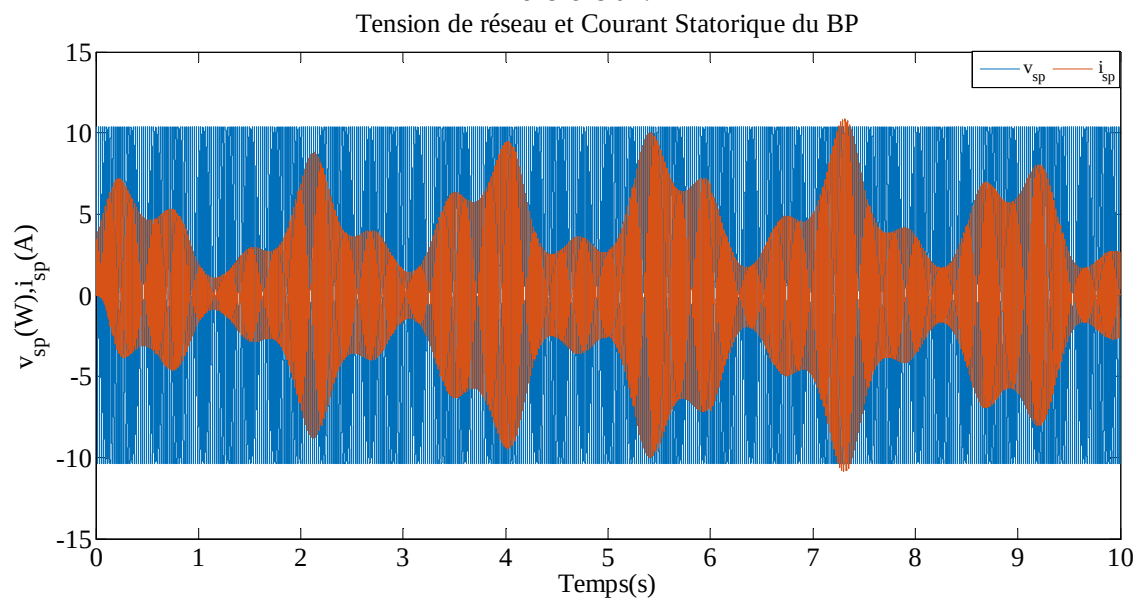


Figure (IV. 21) :Puissances active et réactive statorique de la MADASBpar la commande par mode glissant d'ordre un.



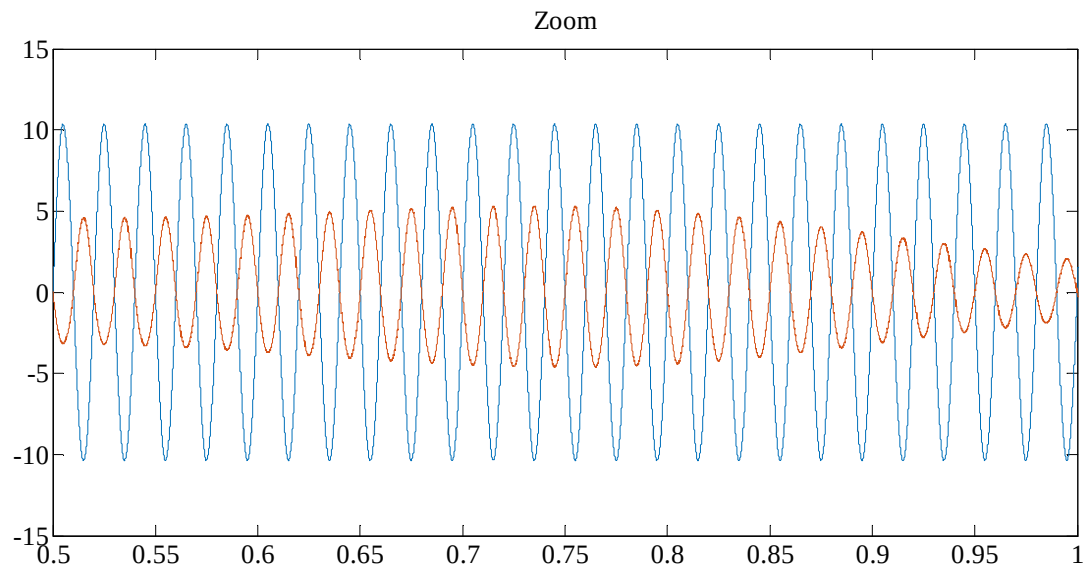
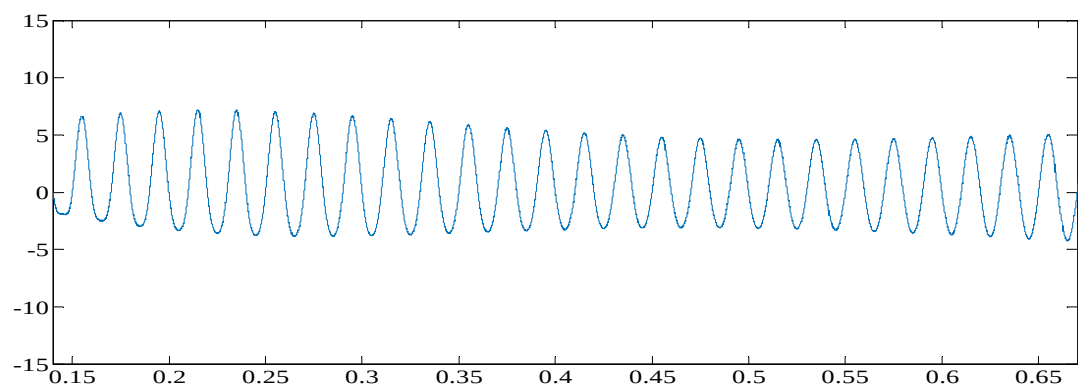
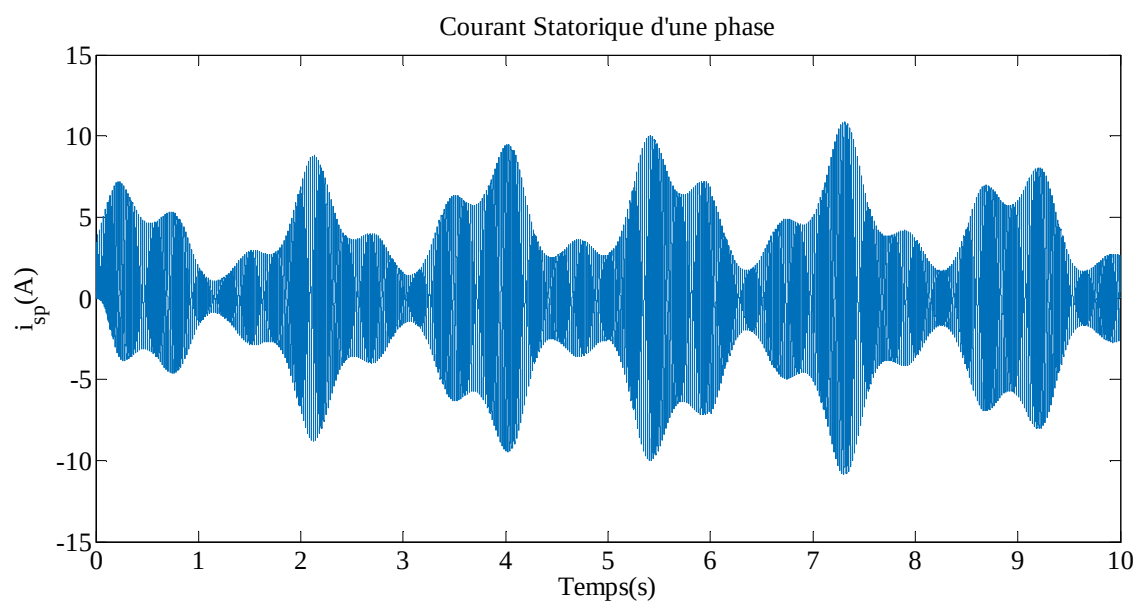


Figure (IV22) 1: La tension de réseau et le courant statorique de BP.



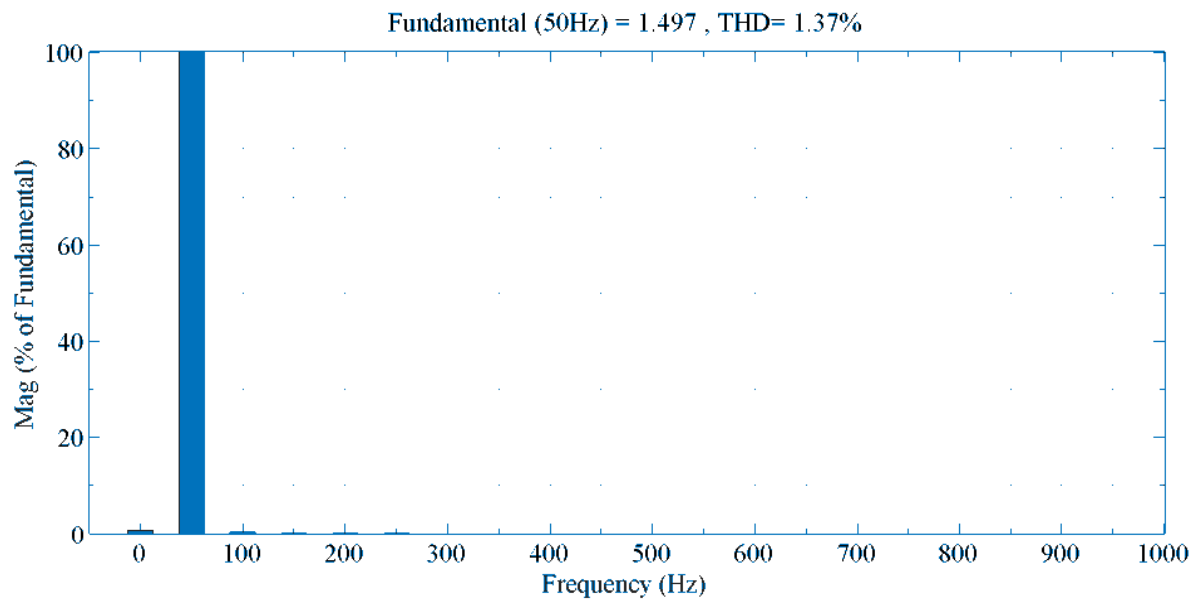


Figure (IV23) 2: Courant statorique d'une phase, zoom et spectre harmonique du courant statorique.

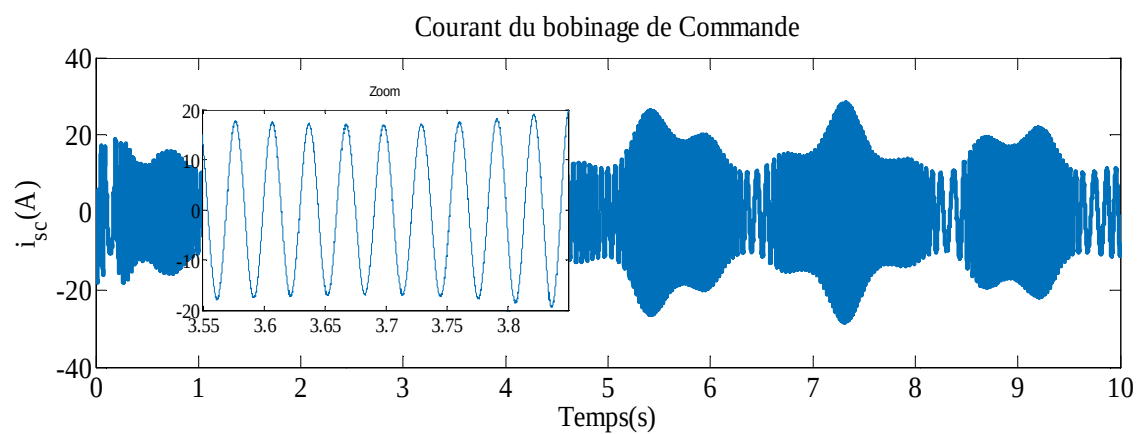


Figure (IV. 21) : Courant du bobinage de commande.

IV.7.2 Résultats de simulation du système par la commande mode glissant d'ordre deux

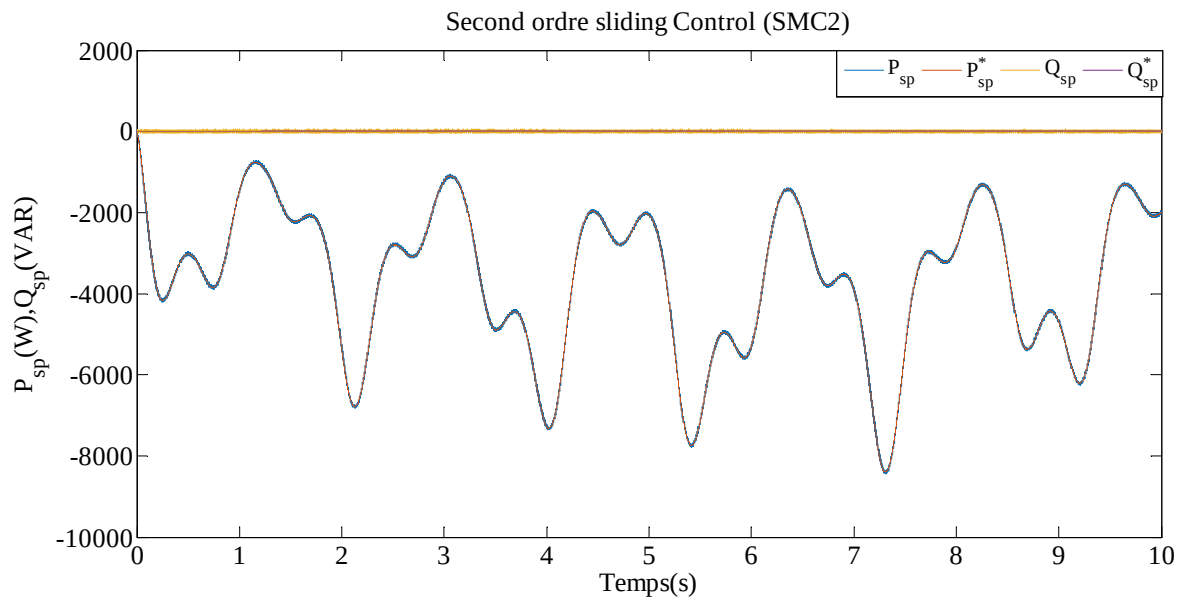


Figure (IV. 22) : Puissances active et réactive statorique de la MADASB par la commande mode glissant d'ordre deux

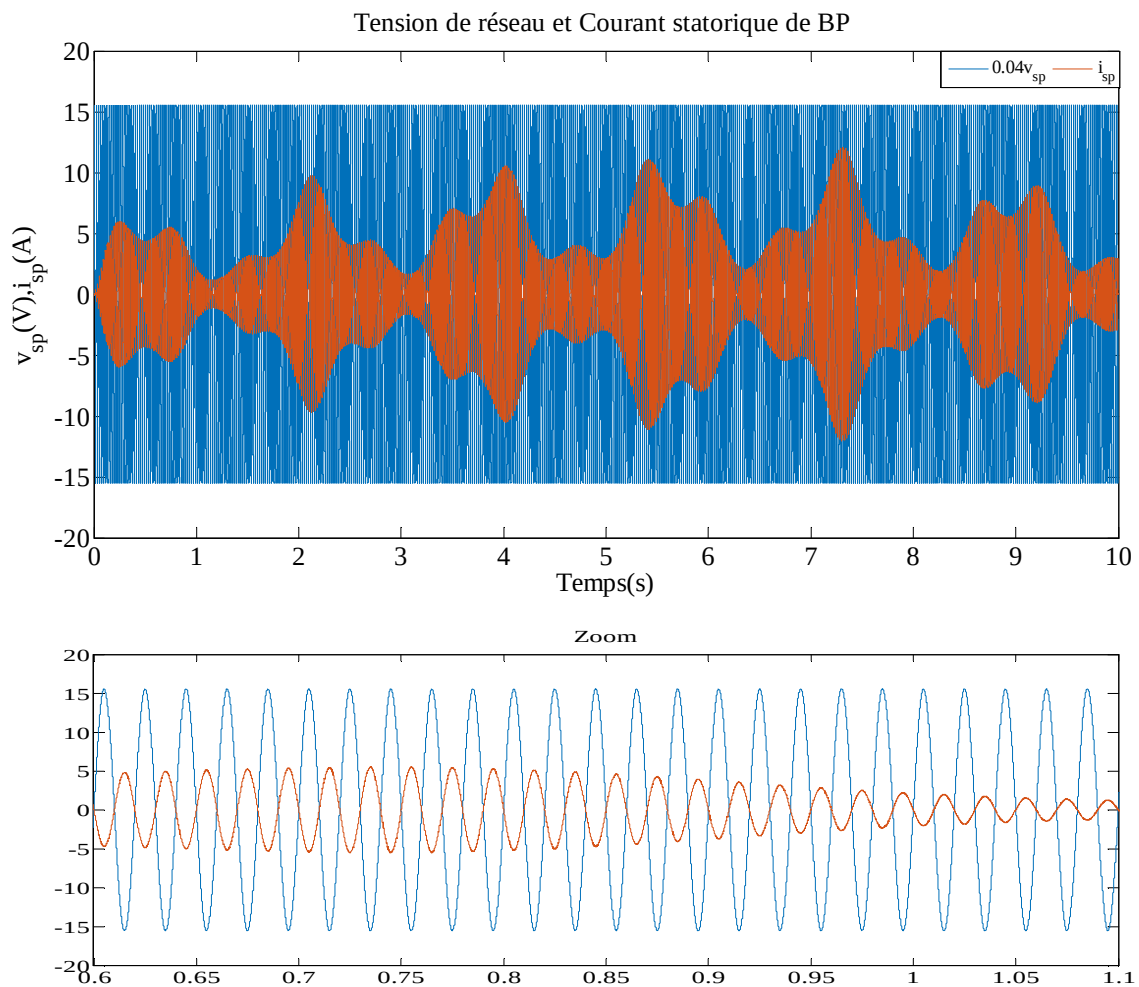


Figure (IV. 23) : La tension de réseau et le courant statorique de BP.

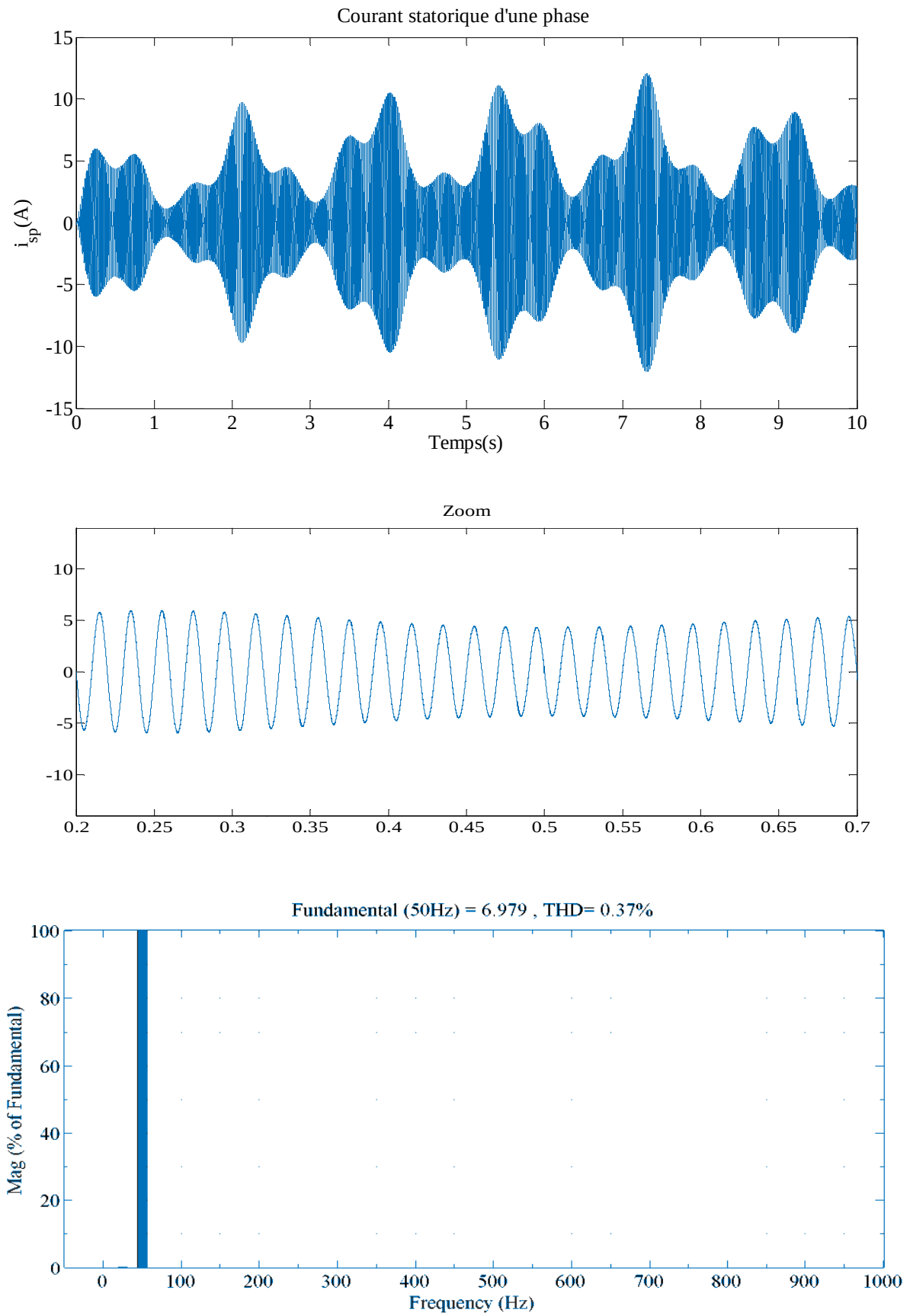


Figure (IV. 24): Courant statorique d'une phase, zoom et spectre harmonique du courant statorique.

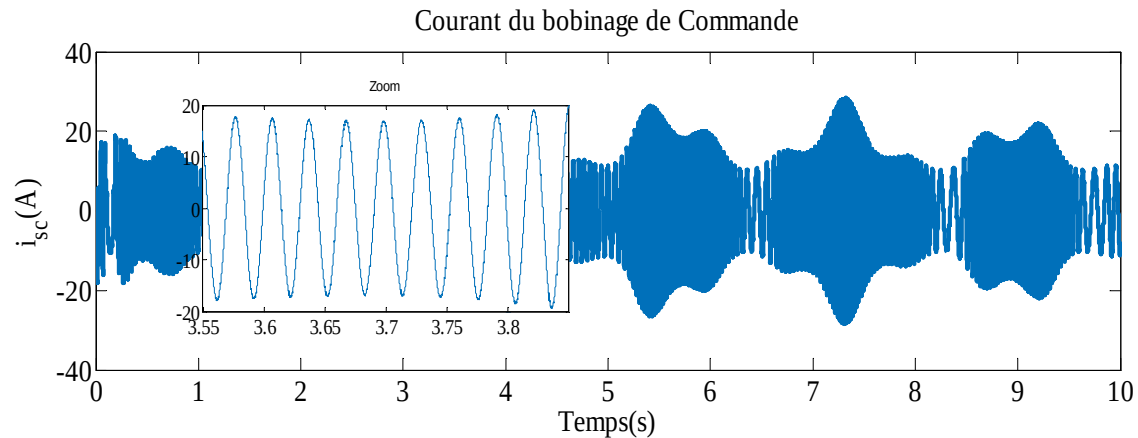


Figure (IV. 25) : Courant du bobinage de commande.

IV.7.3 Interprétation des résultats

Les résultats obtenus à travers les simulations nous ont conduits à considérer la nécessité d'une comparaison globale entre les deux stratégies de commande étudiées.

Les figures ci-jointes illustrent de manière claire le comportement du stator en termes de gestion des puissances active et réactive, dans le cadre d'un système éolien reposant sur une configuration en cascade intégrant une machine à double alimentation à flux indirect (BDFIG), ainsi qu'un onduleur triphasé à deux niveaux.

Les figures (IV.21) et (IV.25) démontrent l'efficacité des deux stratégies de commande dans la Dissociation des puissances statoriques actives et réactives, Les résultats indiquent aussi que l'application de ces deux lois de commande permet non seulement de conserver les puissances à des niveaux de référence désirés, mais également d'assurer un suivi remarquable des consignes, avec une réactivité et une précision exceptionnelles, Pourtant l'analyse des courbes met aussi en évidence l'émergence du phénomène de chattering, comme on le voit notamment dans la figure (IV.21). De En outre, nous constatons que la technique de contrôle par mode glissant d'ordre deux (HOSMC) donne des résultats supérieurs à ceux obtenus avec le commande par mode glissant d'ordre un.

Nous observons aussi, en présence d'un décalage de référence, que le HOSMC ne présente aucun dépassement des deux puissances actives et réactives durant l'événement transitoire.

Les figures (IV.22) et (IV.26) illustrent respectivement la tension et le courant de la première phase statorique du bloc de puissance (BP), ainsi que le déphasage existant entre ces deux grandeurs. L'observation d'un quasi-alignement en phase traduit un fonctionnement sous un facteur de puissance

unitaire. Cette performance est assurée par la stratégie de commande proposée, qui permet d'optimiser le transfert d'énergie active tout en minimisant les pertes dues à la circulation de puissance réactive.

Les figures (IV.23), (IV.24), (IV.27) et (IV.28) présentent les courants de bobinage, à partir desquels il est possible d'observer que la fréquence ainsi que l'amplitude des courants de commande varient durant les phases de modulation des puissances active et réactive. D'autre part la fréquence du courant de bobinage de puissance demeure stable, afin de rester synchronisée avec celle du réseau électrique. Ainsi, toute variation de la consigne de puissance active se traduit par une modification correspondante de l'amplitude du courant. Par ailleurs, les figures (IV.24, IV.28) illustrent explicitement que les harmoniques de rang faible sont déplacées vers les fréquences élevées tout en réduisant le taux de distorsion harmonique pour les deux techniques de commande.

IV.8 Conclusion

L'objectif de ce chapitre est d'introduire deux techniques de commande par mode glissant, de premier et de second ordre, appliquées à un système éolien à vitesse variable basé sur une machine à double alimentation asynchrone sans balais (MADASB). Le but principal est de garantir un contrôle indépendant des puissances actives et réactives générées.

Ensuite, on a introduit la technique qui permet de minimiser le phénomène de chattering issu de la loi de contrôle. L'algorithme Super-Twisting est à la base de la stratégie de commande par mode glissant de second ordre suggérée. Ces commandes orientées vers le flux appliquées sur le système ont permis d'ajuster de manière indépendante les puissances produites par la MADA Sans Balais.

Les simulations numériques effectuées sur le système entraîné à une vitesse variable, sous l'influence des deux commandes expérimentées, ont mis en évidence des performances distinctes notables. L'examen comparatif des résultats révèle l'avantage de la commande par mode glissant d'ordre deux sur celle d'ordre un. (Dépassement, temps de réponse, et précision de poursuite, ...). Outre ces avantages, elle assure à l'usager de la MADASB une robustesse appréciable et une fiabilité supérieure, tout en étant insensible aux perturbations et aux incertitudes liées aux paramètres.

Conclusion générale

Ce mémoire se concentre principalement sur la rationalisation des systèmes de production et de Transformation de l'énergie éolienne, Par conséquent, notre étude se concentre sur la modélisation, l'analyse et la simulation d'une chaîne de conversion innovante, associant une éolienne de puissance intermédiaire à un générateur asynchrone à double alimentation sans balais Le système est incorporé dans un équipement d'électronique de puissance qui assure l'interaction énergétique avec le réseau électrique ou la charge sur place.

Ce mémoire se concentre en grande partie sur l'élaboration et l'application d'algorithmes de contrôle sophistiqués, garantissant ainsi la stabilité et l'efficacité du système dans diverses conditions d'opération. Une évaluation comparative détaillée des performances, fondée sur des simulations en mode transitoire et permanent, permet de confirmer l'efficacité des différentes stratégies de contrôle suggérées. Les critères d'évaluation choisis : la robustesse, la rapidité, la précision, le dépassement, la poursuite, la facilité de mise en œuvre de la méthode et le temps de calcul.

Dans le premier chapitre, nous avons réalisé une synthèse détaillée des connaissances présentes concernant la production d'électricité à partir de l'énergie éolienne. Suite à une révision des notions de base essentielles pour comprendre les systèmes de conversion d'énergie éolienne.

Nous avons étudié les diverses catégories d'éoliennes et leurs modes de fonctionnement Par la suite, une analyse détaillée des machines électriques et des convertisseurs associés a été menée, en mettant l'accent sur leur adaptabilité aux systèmes éoliens.

Pour En conclusion, nos études ont démontré que la machine asynchrone à double alimentation sans balais combine les avantages de la machine asynchrone à cage et de la machine asynchrone classique à double alimentation. En outre, cette technologie propose un équilibre idéal entre le spectre de vitesses qu'elle autorise et la taille du convertisseur en comparaison avec la puissance nominale de la machine.

Nous avons détaillé les trois éléments clés du système de conversion de l'énergie éolienne. La première, correspondant à l'aspect mécanique, inclut la turbine, le multiplicateur et l'arbre. Nous avons ensuite établi les modèles de ces derniers. Dans une deuxième étape, une modélisation mathématique de la génératrice asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB) a été élaborée, d'abord

dans le référentiel naturel (a, b, c), puis dans le référentiel diphasé de Park. Par la suite, le modèle de convertisseur statique triphasé, le convertisseur côté machine (CCM), dont les principes de fonctionnement et la stratégie de commande par modulation vectorielle (SVM) ont été explicités. Cette dernière est implantée entre l'enroulement de commande (BC) de la MADASB et le réseau électrique.

Dans une troisième étape, une stratégie de commande ont été développées : une commande primaire axée sur la régulation de la turbine visant à optimiser l'extraction de la puissance éolienne via la technique MPPT (Maximum Power Point Tracking), Enfin, ce chapitre s'est conclu par une analyse des résultats de simulation obtenus pour la MADA sans balais, intégrée à un système complet de conversion d'énergie éolienne.

Pour une gestion efficace de la production d'énergie éolienne, il était commode d'utiliser des puissances pour gérer la commande de la MADASB. À cet effet, nous avons présenté dans le troisième chapitre, qui a été consacré au développement d'un modèle destiné à la surveillance indépendante des puissances actives et réactives statoriques, un modèle se basant sur le contrôle vectoriel de la MADASB à flux statorique orienté. Dans cette partie, nous avons exposé une analyse théorique où nous avons formulé les puissances statoriques active et réactive (BP) en relation avec les tensions du second stator (BC). Prétendant la capacité de contrôler la machine via le stator (bobinage de commande). L'application correcte des directives pour les deux puissances, active et réactive, par rapport aux puissances effectivement fournies par le stator de la machine. Démontrer l'efficacité du contrôle appliqué en amont de la stratégie de régulation en MLI via un onduleur à deux niveaux.

Le quatrième chapitre propose une contribution à travers la conception de deux stratégies de commande non linéaire fondées sur la théorie des modes glissants. Après critique des travaux antérieurs mettant en lumière l'applicabilité de ces techniques aux systèmes de conversion d'énergie, une analyse comparative a été menée entre Une commande par mode glissant (premier ordre) ,.Une implémentation avancée basée sur l'algorithme Super-Twisting (second ordre).

Le choix du Super-Twisting s'est avéré particulièrement judicieux en raison de sa propriété distinctive, son indépendance vis-à-vis de la connaissance explicite de la surface de glissement. Cette propriété profonde, associée à sa robustesse devant les contraintes d'échantillonnage temporel, le rend approprié pour satisfaire aux besoins des systèmes énergétiques contemporains. L'efficacité opérationnelle des deux méthodes a été nettement démontrée par la validation expérimentale, soutenue par des simulations détaillées. De plus, les bénéfices spécifiques de chaque méthode ont été justifiés à l'aide des résultats des simulations.

L'évolution directe des systèmes éoliens utilisant la machine asynchrone à rotor bobiné (MADA) vers la machine asynchrone à double alimentation sans balais MADASB transforme cette dernière en un domaine de recherche particulièrement excitant pour les producteurs.

Perspective

De systèmes éoliens qui emploient actuellement la MADASB Les futures recherches devraient se concentrer sur :

- ✓ L'élaboration d'autres algorithmes permettant la maximisation de la puissance captée sans recours au coefficient de puissance, qui s'avère très difficile à obtenir, tel que la logique flux, les réseaux de neurones... etc ;
- ✓ L'étude approfondie du modèle MADHAB, en intégrant les pertes de fer et les phénomènes de saturation magnétique ;
- ✓ l'étude et l'application d'autres convertisseurs de niveaux supérieurs pour la minimisation des harmoniques renvoyées au réseau ;
- ✓ L'étude du comportement de l'éolienne face aux éventuels défauts sur le réseau électrique pour assurer la continuité du service ;
- ✓ Réalisation d'une plateforme expérimentale permettant l'implémentation pratique et l'expérimentation des approches de commande proposées ;
- ✓ l'étude des commandes robustes, telles que la logique floue, les réseaux de neurones, les algorithmes génétiques, la commande adaptative, la commande par la méthode du backstepping, le feedback linearization... etc. capables de surpasser les limitations des régulateurs classiques.

L'énergie éolienne perpétue de se maintenir comme un domaine de recherche dynamique, où les enjeux principaux sont la maximisation des convertisseurs, la représentation détaillée des interactions entre l'air et la structure, ainsi que l'élaboration de règles de commande intelligentes. Ces domaines techniques nécessitent une approche systématique alliant la mécanique, l'électricité et l'automatisation. Leurs avancées déterminent la compétitivité future de ce secteur énergétique essentiel.

Bibliographies

- [1] **A.GAILLARD**, «Système éolien basé sur une MADA: contribution à l'étude de la qualité de l'énergie électrique et de la continuité de service ». Thèse de Doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy-1,2010.
- [2] **F. PITIERS**, « Étude et commande de génératrices asynchrones pour utiliser l'énergie éolienne » Thèse de doctorat, université de NANTES, 2003.
- [3] **M.T Latreche**, “Commande floue de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) utilisée dans un système éolien,” Mémoire de Magister, Université Ferhat Abbas de Setif, Jun. 2012.
- [4] **T. Bouaouiche**, « *Commande à Structure Variable et Etude de l'Intégration d'Eolienne à base deMachine Asynchrone à Double Alimentation sur le Réseau Electrique* ». Thèse doctorat, Au Centre de Recherches et de Transfert de Technologie de Saint-Nazaire, Le 7 Mai 2007.
- [5] **L. Abdelhamid**, « *Contribution à l'Amélioration des Performances des Générateurs Eoliens - Evaluation de l'Impact des Energies Renouvelables sur l'Environnement* ». Thèse doctorat, Université de Batna, Alger, Le 26 Avril 2012.
- [6] **D.Aguglia**, « *Conception globale des générateurs asynchrones à double alimentation pouréoliennes*». Thèse doctorat, Université Laval Québec, 2010.
- [7] **MIRCKI**, *Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petitepuissance* ».Thèse de doctorat De L'Institut national polytechnique de Toulouse.04/2005.
- [8] **N. K. Merzouk**, « Quel avenir pour l'Energie Eolienne en Algérie », Bulletin des Energies Renouvelables N°14, CDER, 12/2008.
- [9] Rapport annuel de World Wind Energy Association , fin 2023
- [10]**L. Abdelhamid**, « Contribution à l'Etude des Performances des Générateurs Electromagnétiques Utilisés dans les Systèmes Eoliens » These de magister, Université de Batna, 2008.
- [11]**N. K. Merzouk**, « Quel avenir pour l'Énergie Éolienne en Algérie ?, » Bul. Ene. Ren, CDER, N°14, Dec 2008, p.6-7
- [12] **L. HAMANE**,«les ressources éoliennes de l'algérie » Bul. Ene. Ren, CDER, N°3, juin 2003. P 10-11.

-
- [13] **M. Oussama**, « Contribution au contrôle d'un système éolien basé sur une MADA sans balais ». *Thèse de doctorat, université de Batna, Alger, (2020).*
- [14] **R. RIYADH**, « Contrôle des puissances générées par un système éolien à vitesse variable basé sur une machine asynchrone double alimentée » *Thèse doctorat, Université de Batna, Alger, le 01 / 12 / 2016.*
- [15] **METATLA SAMIR**, « Optimisation et régulation des puissances d'une éolienne à base d'une MADA » mémoire de magister de école nationale supérieure polytechnique d'Alger, 2009.
- [16] **A. MIRECKI**, « Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance » Thèse de Doctorat, INPT de France, 2005.
- [17] **GASSAB Samir**, « Modélisation d'une centrale à énergie renouvelable photovoltaïque-éolienne ». Mémoire de magister en électrotechnique, université de Sétif, 2011.
- [18] **T. Burton, D. Sharpe, N. Jenkins, E. Bossanyi**, « *Wind energy handbook* ». John Wiley & Sons 2001.
- [19] **A. Boyette**, « Contrôle-commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système destockage pour la production éolienne ». Thèse doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy 2006.
- [20] **F. D. BIANCHI, H. DE BATTISTA, R. J. MANTZ**, « Wind turbine control systems principles, modeling and gain scheduling design », Springer, 2007.
- [21] **Mukund R. patel**, « Wind and Solar power system », CRC Press LLC 1999.
- [22] **S. El Aimani**, "Modélisation de Différentes Technologie d'Eoliennes Intégrées dans un Réseau de Moyenne Tension ", Thèse de doctorat, Université de Lille.
- [23] **P. Leconte, M. Rapin, E. Szechenyi**, "**Eoliennes**", **Techniques** de l'Ingénieur, traité de Génie mécanique, pp. BM 4 640 1 - BM 4 640 21.
- [24] **CH. Belfedal**, "Commande d'une machine asynchrone à double alimentation en vue de son application dans le domaine de l'énergie éolienne étude et expérimentation", Thèse de Doctorat, Université d'Oran, 2007.
- [25] **F. PITIERS**, « Etude Et Commande De Génératrices Asynchrones Pour L'utilisation De L'énergie Eolienne » Thèse de doctorat, université de NANTES, 2003.
- [26] **M. LOPEZ**, « contribution a l'optimisation d'un système de conversion éolien pour une unité de production isolée » Thèse de Doctorat, Ecole Doctorale STITS, 2006.

-
- [27] **H.CAMBLONG**, « Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'électricité par des aérogénérateurs a vitesse variable » thèse de doctorat, ÉNSAM France, 2003.
- [28] **O. Dahmani**, "Modélisation, optimisation et analyse de fiabilité de topologies électriques AC de parcs éoliens offshore," Thèse de Doctorat, Université Nantes Angers Le Mans, Nov. 2014.
- [29] **M. Mayouf**, "Contribution à la modélisation de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents," Mémoire de Magister, Université de Batna, Fév. 2008.
- [30] **F. J. POZA LOBO**, « Modélisation, conception et commande d'une machine asynchrone sans balais doublement alimentée pour la génération à vitesse variable » These de Doctorant. Ins Nat. Poly Grenoble. 2003.
- [31] **S. KHOJET EL KHIL**, «Commande Vectorielle d'une Machine Asynchrone Doublement Alimentée (MADA) » Thèse de Doctorat, INPT de France et ENI de Tunis, 2006.
- [32] **P.E. VIDAL**, « Commande non linéaire d'une machine asynchrone à double alimentation » Thèse de doctorat, INP de TOULOUSE, 2004.
- [33] **B.Hopfensperger**, D.J.Atkinson and R.A.Lakin "Combined magnetising flux oriented control of the cascaded doubly-fed induction machine" IEE Proc, ElecAppl, Vol. 148, No, 4 July 2001.
- [34] **D. Zhou**, R. Spée, G.C. Alexander, «''Experimental of a rotor flux oriented control algorithm for brushless doubly-fed machines'', IEEE Trans. On Power Electronics, Vol. 12. No. 1. Januray. 1997.
- [35] **F. Jallali and A. Masmoudi**, "Investigation of the Transient Behavior of Brushless Cascaded Doubly Fed Machines," EVER MONACO, Mar. 2009.
- [36] **S.Hamech**, "Étude et commande d'une éolienne à base d'une machine synchrone à aimants permanents," Mémoire de magister, université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, juin 2013.
- [37] **F.D. BIANCHI, H. De BATTISTA, R.J. MANTZ F.D. BIANCHI, H. De BATTISTA, R.J. MANTZ**, « Wind turbine control systems: principles, modeling and gain scheduling design », Springer, 2007.
- [38] **Q. Li and Z. P. Pan**, "The modeling and simulation of brushless doubly fed generator of wind power generation system", IEEE. Pow. Elec. Driv. Sys. Vol.2, 2001.
- [39] **J. Usaola, P. Ledesma**, and all "Transient stability studies in grids with great windpower penetration. Modeling issues and operation requirements' Proceedings of the IEEE PES Transmission and Distribution, (USA), 2003.

-
- [40] **F. Boumaraf**, ‘‘*Commande D’un Aérogénérateur- Apport Des Techniques de L’intelligence Artificielle*’’. Thèse doctorat, Université de Batna, Alger, Le 24 Juin 2014.
- [41] **McMahon RA, Wan X, Abdi-Jalebi E, Tavner PJ, Roberts PC, Jagiela M**, ‘‘The BDFM as a generator in wind turbines’’, In: 12th IEEE proceeding international power electronics and motion control conference (2006), EPE-PEMC, pp 1859–1865.
- [42] **K. Protsenko and D. Xu**, ‘‘Modeling and Control of Brushless Doubly-Fed Induction Generator in Wind Energy Applications’’, IEEE Tra, Pow, Ele, Vol, 23, No. 3, May 2008.
- [43] **I. Poza, E. Oyarbide, D. Roye and M. Rodriguez**, ‘‘Unified reference frame dq model of the brushless doubly fed machine’’, IEE Proc. Elec. Powe. Appl, Vol.153, No. Sem 2006.
- [44] **S. Williamson, A.C. Ferreira, A.K. Wallace**, ‘‘Generalised theory of the brushless doubly-fed machine. Part 2: Model verification and performance’’, IEE Proc. Electr. Power Appl, Vol. 144.
- [45] **S. Williamson, A.C. Ferreira, A.K. Wallace**, ‘‘Generalised theory of the brushless doubly-fed machine. Part 1: Analysis’’, IEE Proc. Electr. Power Appl, Vol. 144, No, 2, March 1997.
- [46] **S. EL AIMANI**, << Modélisation de différentes technologies d’éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension >>. Thèse de doctorat, université de Lille, 2004.
- [47] **A. Abdelli**, ‘‘*Optimisation multicritère d’une chaîne éolienne passive*,’’ Thèse de Doctorat, L’institut national polytechnique de Toulouse, 2007.
- [48] **S. El Aimani**, ‘‘*Modélisation de Différentes Technologie d’Eoliennes Intégrées dans un Réseau de Moyenne Tension*’’, Thèse de doctorat, Université de Lille.
- [49] **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 2006.
- [50] **Serhoud H, Benattous D (2013)** ‘‘*Sensorless optimal power control of brushless doubly-fed machine in wind power generator based on extended kalman filter*’’, Int J Syst Assur Eng Manag 4(1):57-66.
- [51] **D. Zhou, R. Spée, G.C. Alexander**, ‘‘*Experimental of a rotor flux oriented control algorithm for brushless doubly-fed machines*’’, IEEE Trans. On Power Electronics, Vol. 12. No. 1. Januray. 1997.
- [52] **Lamia Kartobi**, ‘‘*Optimisation de la Synthèse des FACTS par les Algorithmes Génétiques et les. Essais Particulaires pour le contrôle des Réseaux Electriques*’’, Mémoire de Magister, Ecole Nationale Supérieure Polytechnique, Alger, Décembre 2006.

-
- [53] **Moussa, O., Abdessemed, R., Benagguene, S., & Benguesmia, H.** ‘‘Sliding Mode Control of a Grid-Connected Brushless Doubly Fed Induction Generator Sliding Mode Control of a Grid-Connected Brushless Doubly Fed Induction Generator’’, *European Journal of Electrical Engineering* , vol 21 no 05; pp421-430.
- [54]**Moussa, O., Abdessemed, R., Benagguene, S., & Benguesmia, H.**’’Power Quality Enhancement Grid Connected Brushless Doubly-Fed Induction Generator Using Sliding Mode Control’’,*ICME 2018, December 20-22, Hamamaet, Tunisia.*
- [55]**TSAI, Hung-Chi, CHU, Chia-Chi, et LEE, Sheng-Hui,** ‘‘Passivity-based nonlinear STATCOM controller design for improving transient stability of power systems’’, In: *Transmission and Distribution Conference and Exhibition: Asia and Pacific, 2005 IEEE/PES. IEEE, 2005. p. 1-5.*
- [56]**MISHRA, S., PANIGRAHI, B. K., et TRIPATHY, M. A,** ‘‘hybrid adaptive-bacterial-foraging and feedback linearization scheme based D-STATCOM’’ In: *Power System Technology, 2004.Power Con 2004. 2004 International Conference on. IEEE, 2004. p. 275-280.*
- [57] **GUI, Yonghao, LEE, Young Ok, HAN, Young seong, et al,** ‘‘Passivity-based control with nonlinear damping for STATCOM system’’, In : *Decision and Control (CDC), 2012 IEEE 51st Annual Conference on. IEEE, 2012. p. 1715-1720.*
- [58]**ZHANG, Chao, AIMIN, Zhang, HANG, Zhang, et al,** ‘‘An advanced adaptive backstepping control method for STATCOM’’, In: *Control and Decision Conference (2014 CCDC), The 26th Chinese. IEEE, 2014. p. 1822-1827.*
- [59] **Utkin,** "*Sliding Modes their application in variable structure systems*", Mir, Moscow, 1978.
- [60] **V.Utkin, and HoonLee,** ‘‘Chattering problem in Sliding Modes Control Systems’’, pp 346-350, *Alghero Italy, 2007.*
- [61]**I.Boiko, L. Fridman, A. Pisano, and Usai.** ‘‘Analysis of chattering in system with second order sliding modes’’, *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol 52, no, 11, pp, 2085-2102, 2007.
- [62] **Bekakra Y, Attous DB.** ‘‘DFIG sliding mode control fed by back-to-back PWM converter with DC-link voltage control for variable speed wind turbine’’, *Front Energy*, 2014, 8(3):345-354.
- [63]**Ammar A, Bourek A, Benakcha A.** ‘‘Robust SVM-direct torque control of induction motor based on sliding mode controller and sliding mode observer’’, *Frontiers in Energy*, 2017:1-14.
- [64] **N. Farokhnia, R. Khoraminia and G.B. Gharehpetian,**’’ Optimization of PI Controller Gains in Nonlinear Controller of STATCOM Using PSO and GA’’, *International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ’10), Granada (Spain), 23rd to 25th March, 2010.*

-
- [65] **Chen SZ, Cheung NC, Wong KC, Wu J.** "Integral sliding-mode direct torque control of doubly-fed induction generators under unbalanced grid voltage", IEEE transactions on energy conversion, 2010, 25(2):356-368.
- [66] **N. Hamdi,** " Amélioration des performances des aérogénérateurs ". Thèse doctorat, Université Mentouri de Constantine, Alger, Le 03/ 07/ 2013
- [67] Dash PK, Patnaik RK, "Adaptive second order sliding mode control of doubly fed induction generator in wind energy conversion system", (2014), Journal of Renewable and Sustainable Energy 6(5):053143.
- [68] V.Utkin, and HoonLee, "Chattering problem in Sliding Modes Control Systems", pp 346-350, Alghero Italy, 2007.
- [69] **Y. EL TOUS,** « Pitch angle control of variable speed wind turbine ». American J. of Engineering and Applied Sciences 1 (2), pp 118-120, 2008.
- [70] **M. Taleb, A. Levant, and F. Plestan.** "Pneumatic actuator control: "Solution based on adaptive twisting and experimentation", Control Engineering Practice, 21(5) :727– 736, 2013.
- [71] **Vincent Bregeault.** "Quelques contributions à la théorie de la commande par modes glissants". Thèse de doctorat. Ecole Centrale de Nantes (ECN), 2010.
- [72] **Yu X, Kaynak O.** "Sliding-mode control with soft computing: A survey". IEEE transactions on industrial electronics 56(9):3275-3285, 2009.
- [73] **Moussa, O., Abdessemed, R., & Benaggoune, S.** (2019). "Super-twisting sliding mode control for brushless doubly fed induction generator based on WECS". International Journal of System Assurance Engineering and Management, 10(5), 1145-1157.
- [74] **RakhtAla, Seyed Mehdi, Monazzahalsadat Yasoubi, and Hassan HosseinNia.** "Design of second order sliding mode and sliding mode algorithms: a practical insight to DC-DC buck converter", IEEE/CAA Journal of Automatica Sinica 4, no. 3 (2017): 483-497.
- [75] **Valenciaga F, Puleston PF** "High-order sliding control for a wind energy conversion system based on a permanent magnet synchronous generator", (2008) IEEE transactions on energy conversion 23(3):860-867.
- [76] **RakhtAla SM, Yasoubi M, Hossein Nia H.** "Design of second order sliding mode and sliding mode algorithms: a practical insight to DC-DC buck converter", (2017), IEEE/CAA Journal of Automatica Sinica 4(3):483-497.

-
- [77] **Levant A**, ‘*Sliding order and sliding accuracy in sliding mode control*’, (1993), International journal of control 58(6):1247-1263.
- [78] **Beltran B, Benbouzid ME, Ahmed-Ali T** ‘*Second-order sliding mode control of a doubly fed induction generator driven wind turbine*’, (2012), IEEE Transactions on Energy Conversion 27(2):261-269.
- [79] **Benelghali S, Benbouzid ME, Charpentier JF, Ahmed-Ali T, Munteanu I** ‘*Experimental validation of a marine current turbine simulator: Application to a PMSG-based system second-order sliding mode control*’, (2011), IEEE Trans. Industrial Electronics 58(1):118-126.
- [80] **Dash PK, Patnaik RK**, ‘*Adaptive second order sliding mode control of doubly fed induction generator in wind energy conversion system*’, (2014), Journal of Renewable and Sustainable Energy 6(5):053143.
- [81] **A. Levant**, “*Introduction To High-Order Sliding Modes*”, Springer, 2003.
- [82] **A. RUBAAI, D. RICKETTS, M. D. KANKAM**, “*Experimental Evaluation of a Fuzzy Logic-Based Controller for High Performance Brushless DC Motor Drives*”, IEEE Transactions On Industry Applications. 2000.
- [83] **O. BOUAKAZ**, “*Contribution à l’analyse des onduleurs multiniveaux, fonctionnement symétrique et asymétrique*”, mémoire de magister, université de Batna, 2005.
- [84] **Djafer LALILI**, “*MLI vectorielle et commande non linéaire du bus continu des onduleurs multiniveaux. Application à la conduite de la machine asynchrone*”, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure Polytechnique, Alger, Avril 2009.
- [85] **H. W. Van Der Broeck, H. C. Skudelny and G. V. Stanke**, “*Analysis and Realization of a Pulse Width Modulator Based on Voltage Space Vectors*”, IEEE Transactions On Industrial Applications, Vol. 24, No. 1, January/February 1988, pp. 142-150.
- [86] **P. F. Seixas, M. A. S. Mendes, P. D. Garcia, and A. M. N. Lima**, “*An Algebraic PWM Method for Three-level Voltage Source Inverter*”, Industry Applications Conference, Conference Record of the 2000 IEEE, Rome, Italy, Vol. 4, October 2000, pp. 2177-2184.

Annexe A

Paramètres utilisés dans le système de conversion d'énergie

A.1 Paramètres de la turbine

Paramètres	Valeur numérique
Densité d'air " ρ "	$1.25 \text{ kg} / \text{m}^3$
Nombre de pale	$N_p = 3$
Rayon des pales	$R_t = 3 \text{ m}$
Inertie " J "	$j = 315 \text{ kg.m}^2$
Coefficient de frottement visqueux " f "	$f = 0.0024 \text{ N.m.s} / \text{rad}$
Coefficient de puissance Optimale	$C_{p\text{-opt}} = 0.5$
Vitesse réduite Optimale	$\lambda_{\text{opt}} = 9.2$
Gain de multiplicateur de vitesse " G "	$G = 15$

A.2 Paramètres de la MADASB

Paramètres	MADASB (BDFIG)
Puissance nominale	$P_n = 2.5 \text{ KW}$
Tension nominal	$N_p = 3220 / 380 \text{ V}$
La vitesse nominale	750 rmp
Fréquence	50 Hz
Nombre de pair de pole	$P_p = 3, P_c = 1$
Résistance statorique R_{sp} / R_{sc}	$1.732 / 1.079 \Omega$
Résistance rotorique	0.473Ω
Inductance cyclique statorique L_{sp} / L_{sc}	$714.8 / 121.7 \text{ mH}$
Inductance cyclique rotorique L_r	132.6 mH
Mutuelle de park M_p / M_c	$242.1 / 59.8 \text{ mH}$
Moment d'inertie " j "	0.53 kg.m^2
Coefficient de frottement	$f = 0.0036 \text{ N.m.s} / \text{rad}$

Résumé

L'objectif principal de ce travail est de présenter des techniques de commande robustes dédiées aux systèmes éoliens des machines asynchrones à double alimentation sans balais (MADASB). Actionné par turbine à réglage variable des pales, le stator de puissance de la machine est directement connecté au réseau électrique, tandis que le stator de commande est alimenté au moyen d'un convertisseur de puissance. Une stratégie de commande de la puissance active et réactive a été développée afin d'assurer un contrôle optimal du système, qui permet la commande indépendante de la puissance active et réactive par l'intermédiaire d'un onduleur de tension équipé d'un régulateur PI. Cette étude se concentre spécifiquement sur la commande par mode glissant d'ordre un et de second ordre basée sur l'algorithme du Super-Twisting. Une étude des performances réalisées par les commandes proposées est effectuée. Les résultats des simulations démontrent que ces méthodes hiérarchisées témoignent d'excellentes performances dans le contrôle de tels systèmes, précisément en ce qui concerne le suivi de la référence, le découplage, le temps de réponse et la qualité du courant.

Mots-clés :MADASB , Energie éolienne, commande vectorielle,MPPT , puissance active et réactive, Super-Twisting,SMC,

Abstract

The primary objective of this work is to present robust control techniques designed for wind energy systems using brushless doubly-fed induction machines (BDFIM). Powered by a variable-pitch wind turbine, the machine's power stator is directly connected to the grid, while the control stator is fed through a power converter. To guarantee optimal system performance, an active and reactive power control strategy has been designed, allowing for the independent regulation of both power components using a voltage-source inverter that is PI-controlled. The Super-Twisting algorithm-based first- and second-order sliding mode control is the special subject of this work. A performance evaluation of the proposed control methods was conducted. Simulation results confirm that these hierarchical control strategies deliver excellent performance in system management, particularly in reference tracking, decoupling, response time, and current quality.

Keywords: Wind Energy, brushless doubly fed induction generator(BDFIG), Variable speed generator, Active and reactive power, MPPT, Vector control, SMC ,

ملخص

الهدف الرئيسي من هذه المذكرة هو تنميط نظام جديد لتحويل طاقة الرياح إلى طاقة كهربائية، وذلك بعد ربطه بالشبكة الكهربائية بتميز بقدرة تحكم عالية ومثانة في الأداء، و ثابتا للتحكم يكون مغذيا بواسطة محول ثنائيا لاتجاه، هذا النظام يعتمد على المولدات والتغذية المزدوجة بدون التماس انزلاقي كالذي نجده في آلات التزامنية ذات التغذية المزدوجة الكلاسيكية، MADASB لها مزايا هامة لأنظمة الرياح (WESS) نظرا لانخفاض تكلفتها، وبساطة بنيتها التشغيلية، إلى جانب تمتعها بدرجة أعلى من الموثوقية مقارنة بالمولدات اللاتزامنية التقليدية ذات التغذية المزدوجة، تعتمد هذه المذكرة على تطبيق مختلف تقنيات التحكم المتقدمة من أجل المراقبة المستقلة للطاقة النشطة والردية الناتجة عن نظام MADASB ، وذلك باستخدام استراتيجية التحكم الشعاعي، بعدها ادرجنا تقنية تحكم غير خطية التحكم الانزلاقي النوعي من الدرجة الاولى والثانية أثبتت تقنيات التحكم المعتمدة في هذه الدراسة فعالية عالية في تحكم في أنظمة الرياح، من حيث سرعة الاستجابة وتحسين نوعية التيار ودقة تتبع المرجع الاستقلالية كذلك الفعالية في وجود الاطراب ، وفي الاخير قدمنا مقارنة شاملة بين مختلف تقنيات التحكم المطبقة على النظام.

كلمات مفتاحية :الطاقات المتجددة، الطاقة الهوائية، الآلة اللاتزامنية مزدوجة التغذية بدون فرش، التحكم الشعاعي الطاقة النشطة والردية، الانزلاق النوعي 1 الانزلاق النوعي 2.