



République Algérienne Démocratique et Populaire

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université des Sciences et de la Technologie d'Oran Mohamed Boudiaf

Faculté de Génie Electrique.

MÉMOIRE

En vue de l'obtention du
Diplôme de Magister

Présenté et Soutenu par :
M. LARABI Abdelkader

Intitulé

***Conception de la commande d'une machine asynchrone
destinée à l'énergie renouvelable***

« Application de la commande par mode de glissement à une éolienne
basée sur la Machine Asynchrone a Double Alimentation »

Département : *Electrotechnique*
Spécialité : *Electrotechnique*
Option : *Conception électrique*

Le jury est composé de :

| Nom & Prénom | Grade, | Statut | Domiciliation |
|--|-------------------|------------------|----------------------|
| <i>BOUTAIBA Tahar</i> | <i>Professeur</i> | <i>Président</i> | <i>USTO-MB</i> |
| <i>HENNAD Ali</i> | <i>Professeur</i> | <i>Encadrant</i> | <i>USTO-MB</i> |
| <i>BENABDELLAH Mohamed Badr-Eddine</i> | <i>MCA</i> | <i>Examineur</i> | <i>USTO-MB</i> |
| <i>RIZOUGA Mohamed</i> | <i>Professeur</i> | <i>Examineur</i> | <i>USTO-MB</i> |
| <i>ADJIM Naser-Eddine</i> | <i>MCA</i> | <i>Invité</i> | <i>USTO-MB</i> |

Année Universitaire 2017 / 2018

Dédicace

*Je dédie ce modeste travail :
à mes parents (Allah Yarhamhom) :*

Bekhadda et Faradji kheira.

Aussi à toutes mes sœurs et ma femme Sarra sans oublier

*mes filles et fils : Aya riham,
Mohamed Ayoub,
Janna Kheira .
Et Mohamed yousf el seddik.*

À mes amis, collègues Et à toute la famille

Larabi Abdelkader

Oran, le 14 Novembre 2007

Remerciements

*Avant tout, nous remercions Dieu Le tout puissant de nous avoir donné
le courage, la volonté, la patience, et la santé
durant toutes ces longues années d'étude.*

*Je tiens à exprimer du fond du cœur ma sincère gratitude à tout le monde
qui m'a aidé à établir ce modeste travail.*

*Je adresse mes sincères remerciements à tous mes enseignants de
L'université de US70-MB, notamment à mon promoteur Le
professeur, Hennad Ali , qui a assuré la direction et l'encadrement du
travail présenté dans ce mémoire. Je tiens notamment, à adresser
l'expression de ma sincère reconnaissance aux membres du jury d'examen,
pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail.*

*Cette page ne serait être complète sans remercier mes meilleurs collègues
et frères : Bentata Brahim, EL-eulemi Abdellah et El-hamel cheikh
. Sans leurs soutiens je n'aurais sûrement pas pu mener à bien ce
mémoire.*

*Enfin, mes remerciements vont à tous ceux qui m'ont soutenu de près ou
de loin à réussir ce travail.*

Mes vives salutations.

شكر

قبل كل شيء، نشكر الله عز وجل على إعطائنا الشجاعة والإرادة والصبر والصحة

خلال كل هذه السنوات الطويلة من الدراسة

أود أن أعرب من أعماق قلبي عن خالص امتناني لكل من ساعدني على إتمام هذا العمل المتواضع

و أعبر عن شكري الصادق لجميع أساتذة جامعة العلوم و التكنولوجيا محمد بوضياف

USTO-MB

، ولا سيما أستاذي الأستاذ **هناد علي** ، الذي أشرف على العمل المقدم في هذه المذكرات. وعلى

وجه الخصوص، أود أن أعرب عن خالص تقديري لأعضاء لجنة المناقشة على اهتمامهم بهذا

العمل

لن تكتمل هذه الصفحة دون شكر أفضل الزملاء والإخوة: **بن طاطا إبراهيم والعلمي عبد الله**

وهامل الشيخ ، وبدون دعمهم لم أتمكن بالتأكيد من إكمال هذه المذكرات

أخيراً ، أتوجه بالشكر إلى جميع الذين دعموني من قريب أو بعيد للنجاح في هذا العمل

أحر تحياتي

SOMMAIRE :

SOMMAIRE :

CHAPITRE I

| | |
|---|----|
| <u>I.1.INTRODUCTION :</u> | 4 |
| <u>I.2. ÉVOLUTION HISTORIQUE DE L'ENERGIE EOLIENNE :</u> | 4 |
| <u>I.3.LES AVANTAGES ET LES INCONVENIENTS DES EOLIENNES :</u> | 6 |
| <u>I.3.1. Les avantages :</u> | 6 |
| <u>I.3.2. Les inconvénients:</u> | 7 |
| <u>I.4.DEVELOPPEMENT DE L'EOLIENNE AU COURS DU TEMPS DANS LE MONDE ET EN ALGERIE.</u> | 8 |
| <u>I.4.1. Dynamique de croissance de l'éolienne:</u> | 8 |
| <u>I.4.2. Contexte mondial actuel :</u> | 10 |
| <u>I.4.3. Contexte actuel en Algérie :</u> | 10 |
| <u>I.5.ÉVOLUTION TECHNOLOGIQUE DES ÉOLIENNES :</u> | 13 |
| <u>I.5.1. Généralité sur l'aérogénérateur (l'éolienne) :</u> | 13 |
| <u>I.5.2. Types d'aérogénérateurs :</u> | 13 |
| <u>I.5.2.1. Aérogénérateurs à axe vertical :</u> | 13 |
| <u>I.5.2.2. Aérogénérateurs à rotor de Darrieus :</u> | 13 |
| <u>I.5.2.3. Aérogénérateurs à rotor de Savonius :</u> | 14 |
| <u>I.5.2.4. Aérogénérateurs à axe horizontal :</u> | 15 |
| <u>I.5.3. Principaux composants d'une éolienne.</u> | 16 |
| <u>I.5.4. Comparaison des différents types de turbines :</u> | 18 |
| <u>I.6.L'EVOLUTION DU CONCEPT DE CONTROLE DE VITESSE ET DE PUISSANCE :</u> | 19 |
| <u>I.6.1. Contrôle de la vitesse de rotation des éoliennes :</u> | 19 |
| <u>I.6.1.1. Éoliennes à vitesse de rotation constante :</u> | 19 |
| <u>I.6.1.2. Éoliennes à vitesse semi-variable:</u> | 20 |
| <u>I.6.1.3. Éoliennes à vitesse variable :</u> | 21 |
| <u>I.6.2. Les concepts de limitation de la puissance aérodynamique :</u> | 25 |
| <u>I.6.2.1. Éoliennes à décrochage aérodynamique passif « pas fixe » :</u> | 25 |
| <u>I.6.2.2. Éoliennes à variation de l'angle de calage « pas variable » :</u> | 27 |
| <u>I.6.2.3. Éoliennes à décrochage aérodynamique active :</u> | 27 |
| <u>I.7.LES DIFFERENTES TOPOLOGIES D'ALIMENTATION DE LA MADA :</u> | 28 |
| <u>I.7.1. MADA à énergie rotorique dissipée :</u> | 28 |
| <u>I.7.2. MADA, structure de Kramer :</u> | 28 |
| <u>I.7.3. MADA avec cyclo-convertisseur :</u> | 29 |
| <u>I.7.4. MADA « Structure de Scherbius avec convertisseurs MLI » :</u> | 30 |
| <u>I.8.LES AVANTAGES ET LES INCONVENIENTS DE MADA.</u> | 30 |
| <u>I.8.1. Les avantages</u> | 31 |
| <u>I.8.2. Les inconvénients</u> | 31 |
| <u>I.9.LES DIFFERENTS CONCEPTS DE LA MACHINE ASYNCHRONE A DOUBLE ALIMENTATION « MADA »:</u> | 32 |
| <u>I.9.1. Machine asynchrone à double alimentation type "rotor bobiné".</u> | 32 |
| <u>I.9.2. Machine Asynchrone à double alimentation en cascade :</u> | 33 |
| <u>I.9.3. Machine Asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB)</u> | 34 |

| | |
|--|----|
| <u>I.9.4. Machine Asynchrone à double alimentation avec convertisseur statique rotatif (RPE-BDFIG) :</u> | 35 |
| <u>I.10. CROISSANCE EN PUISSANCE ET EN TAILLE DES EOLIENNES 1980 A 2015 :</u> | 37 |
| <u>I.10.1. La technologie adoptée pour les futures éoliennes :</u> | 38 |
| <u>I.10.2. Évolution du prix de revient de l'énergie éolienne sur l'horizon 2004 à 2014 :</u> | 39 |
| <u>I.11. CONCLUSION :</u> | 41 |
| CHAPITRE II | |
| <u>II.1. INTRODUCTION :</u> | 42 |
| <u>II.2. MODELISATION DE LA PARTIE MECANIQUE DU SYSTEME EOLIENNE :</u> | 42 |
| <u>II.2.1. Principe :</u> | 42 |
| <u>II.2.2. Modèle du vent :</u> | 43 |
| <u>II.2.3. Modèle du disque actif, [40].</u> | 44 |
| <u>II.2.4. Action du vent sur les pales de la turbine :</u> | 46 |
| <u>II.2.5. Modèle du multiplicateur :</u> | 50 |
| <u>II.2.6. Équation dynamique de l'arbre :</u> | 50 |
| <u>II.3. COMMANDE DE LA PARTIE MECANIQUE DU SYSTEME EOLIEN :</u> | 51 |
| <u>II.4. CONTROLE DE LA TURBINE AVEC LA TECHNIQUE D'EXTRACTION DU MAXIMUM DE PUISSANCE (ZONE II) :</u> | 54 |
| <u>II.4.4. Contrôle du mode de fonctionnement à vitesse constante (Zone III) :</u> | 59 |
| <u>II.4.5. Contrôle de l'angle de calage des pales « pitch control » (Zone I, II et IV) :</u> | 61 |
| <u>II.5. RESULTATS DE SIMULATIONS DE LA PARTIE MECANIQUE :</u> | 64 |
| <u>II.5.1. Simulation de Contrôle de la Turbine avec MPPT (Zone II) :</u> | 64 |
| <u>II.5.2. Résultats de simulation de la commande MPPT (Zone II) :</u> | 68 |
| <u>II.5.3. Simulation du mode de fonctionnement à vitesse constante (Zone III) :</u> | 69 |
| <u>II.5.4. Simulation de Contrôle de l'angle de calage des pales « pitch control »(Zone IV) :</u> | 71 |
| <u>II.5.5. Résultats de Simulation de Contrôle de l'angle de calage des pales (Zone IV) :</u> | 72 |
| <u>II.5.6. Simulation globale des trois zones :</u> | 73 |
| <u>II.5.7. Résultats de simulation obtenus pour les trois zones :</u> | 75 |
| <u>II.6. CONCLUSION :</u> | 76 |
| CHAPITRE III | |
| <u>III.1. INTRODUCTION :</u> | 77 |
| <u>III.2. MODILISATION DE LA PARTIE ELECTRIQUE DU SYSTEME EOLIEN :</u> | 79 |
| <u>III.2.1. Principe de fonctionnement de la machine asynchrone à double alimentation :</u> | 79 |
| <u>III.2.1.1. Structure de la machine :</u> | 79 |
| <u>III.2.1.2. Couple électromagnétique :</u> | 79 |
| <u>III.2.1.3. Puissance électrique :</u> | 81 |
| <u>III.2.1.4. Modes de fonctionnement de la machine à double alimentation :</u> | 82 |
| <u>III.2.1.5. Fonctionnement en Mode Moteur Hypo-Synchrone $g > 0$[25] :</u> | 82 |

| | |
|---|-----|
| <u>III.2.1.6. Fonctionnement en Mode Moteur Hyper-Synchrone $g < 0$[25]:</u> | 82 |
| <u>III.2.1.7. Fonctionnement en Mode Générateur Hypo-Synchrone $g > 0$[25]:</u> | 83 |
| <u>III.2.1.8. Fonctionnement en Mode Générateur Hyper-Synchrone $g < 0$[25]:</u> | 83 |
| <u>III.2.2. Modélisation de la Machine à Double Alimentation « MADA » :</u> | 84 |
| <u>III.2.2.1. Introduction :</u> | 84 |
| <u>III.2.2.2. Hypothèses simplificatrices :</u> | 84 |
| <u>III.2.2.3. Modèle mathématique de la MADA dans le référentiel généralisé :</u> | 85 |
| <u>III.2.2.3.1. Description :</u> | 85 |
| <u>III.2.2.3.2. Équation électrique :</u> | 85 |
| <u>III.2.2.3.3. Équations magnétiques :</u> | 85 |
| <u>III.2.2.4. Représentation des paramètres de la machine asynchrone dans le plan (d,q) :</u> | 87 |
| <u>III.2.2.4.1. La transformée de Park :</u> | 87 |
| <u>III.2.2.4.2. Modèle de MADA dans le référentiel (d,q) généralisé:</u> | 88 |
| <u>III.2.2.4.2.1. Équations électriques :</u> | 89 |
| <u>III.2.2.4.2.2. Equations magnétiques :</u> | 89 |
| <u>III.2.2.4.3. Choix du référentiel :</u> | 89 |
| <u>III.2.2.4.4. Modèle de MADA dans le référentiel (d,q)lié au champ tournant :</u> | 90 |
| <u>III.2.2.4.4.1. Équations électriques :</u> | 90 |
| <u>III.2.2.4.4.2. Equations magnétiques :</u> | 90 |
| <u>III.2.2.4.4.3. Schéma équivalent de la machine asynchrone dans le plan (d,q) :</u> | 90 |
| <u>III.2.2.4.4.4. L'équation mécanique :</u> | 91 |
| <u>III.2.2.5. Boucle à verrouillage de phase «PLL » :</u> | 92 |
| <u>III.2.3. Représentation des paramètres de la machine dans l'espace d'état :</u> | 92 |
| <u>III.2.3.1. Simulation numérique de la MADA :</u> | 93 |
| <u>III.2.3.1.1. Résultats de simulation du fonctionnement moteur et générateur ($V_r=0V$) :</u> | 93 |
| <u>III.2.3.1.2. Interprétation des résultats de simulation ($V_r=0V$) :</u> | 95 |
| <u>III.2.3.1.3. Résultats de simulation du fonctionnement moteur et générateur ($V_r=25V$) :</u> | 96 |
| <u>III.2.3.1.4. Interprétations des résultats de simulation ($V_r=25V$) :</u> | 98 |
| <u>III.2.4. Modélisation des Convertisseurs statiques CCR et CCM:</u> | 100 |
| <u>III.2.4.1. Introduction :</u> | 100 |
| <u>III.2.4.2. Hypothèses simplificatrices [37] :</u> | 100 |
| <u>III.2.4.3. Modélisation du Convertisseurs côté machine CCM :</u> | 101 |
| <u>III.2.4.4. Modélisation du Convertisseurs côté réseau CCR :</u> | 103 |
| <u>III.2.4.5. Le model de la source d'alimentation :</u> | 103 |
| <u>III.2.4.6. L'étage du bus continu :</u> | 104 |
| <u>III.2.4.7. L'étage du Convertisseur CCR :</u> | 104 |

SOMMAIRE :

| | |
|--|-----|
| III.2.4.8. Générateur des signaux de commande des convertisseurs« MLI » :..... | 104 |
| III.3. COMMANDE DE LA PARTIE ELECTRIQUE DU SYSTEME EOLIEN :..... | 107 |
| III.3.1. Commande de la machine à Double Alimentation « MADA » :..... | 107 |
| III.3.1.1. Commande du convertisseur côté machine CCM :..... | 107 |
| III.3.1.2. Commande vectorielle de la MADA..... | 108 |
| III.3.1.2.1. Introduction :..... | 108 |
| III.3.1.3. Le principe de la commande vectorielle de la MADA :..... | 108 |
| III.3.1.4. Établissement du modèle de la MADA :..... | 109 |
| III.3.1.5. Choix du référentiel pour le modèle diphasé :..... | 109 |
| III.3.1.6. Commande vectorielle directe :..... | 114 |
| III.3.1.7. Commande vectorielle indirecte :..... | 114 |
| III.3.1.8. Commande en boucle ouvert:..... | 115 |
| III.3.1.9. Commande en boucle fermée :..... | 115 |
| III.3.2. Simulation de la commande directe et indirecte des puissances active et réactive :..... | 116 |
| III.3.2.1. Résultats de simulation :..... | 116 |
| III.3.2.2. Interprétation des résultats :..... | 118 |
| III.3.3. Commande du convertisseur de puissance côté réseau CCR..... | 119 |
| III.3.3.1. Stratégie de commande du convertisseur..... | 119 |
| III.4. Simulation globale de la chaine de conversion de l'éolienne:..... | 122 |
| III.4.1. Résultats de simulation :..... | 122 |
| III.4.2. interprétation des résultats..... | 126 |
| III.5. CONCLUSION :..... | 127 |

CHAPITRE IV : 2

| | |
|--|-----|
| IV.1. INTRODUCTION :..... | 128 |
| IV.2. GENERALITES SUR LA THEORIE DU CONTROLE PAR MODE DE GLISSEMENT :..... | 129 |
| IV.3. NOTIONS D'UN SYSTEME A STRUCTURE VARIABLE :..... | 130 |
| IV.4.LES MODES DE LA TRAJECTOIRE DANS LE PLAN DE PHASE:..... | 130 |
| IV.4.1.Le mode de convergence (MC) :..... | 130 |
| IV.4.2.Le mode de glissement (MG) :..... | 131 |
| IV.4.3.Le mode de régime permanent (MRP) :..... | 131 |
| IV.5. PRINCIPE DU CONTROLEUR A MODE GLISSANT :..... | 131 |
| IV.6. COMMANDE PAR MODE GLISSANT:..... | 132 |
| IV.7. CONCEPTION DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT :..... | 132 |
| IV.7.1.Choix de la surface de glissement :..... | 132 |
| IV.7.2.Conditions de convergence et d'existence :..... | 133 |
| IV.7.2.1.Approche directe:..... | 134 |
| IV.7.2.2.Approche de Lyapunov :..... | 134 |

SOMMAIRE :

| | |
|---|-----|
| IV.7.3.Synthèse des lois de commande du mode glissant:..... | 134 |
| IV.8. APPLICATION DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT A LA MADA :..... | 138 |
| IV.8.1.Modèle de la machine asynchrone double alimentation (MADA) :..... | 138 |
| IV.8.2.Application de la commande directe par mode glissant :..... | 139 |
| IV.8.2.1.Surface de régulation des puissances statoriques :..... | 139 |
| IV.8.2.2.Détermination de la composante équivalente V_{req} :..... | 140 |
| IV.8.2.3.Détermination de la composante non linéaire V_{rn} :..... | 140 |
| IV.8.3.Application de la a commande indirecte par mode glissant :..... | 141 |
| IV.8.3.1.Surface de régulation des courants rotoriques :..... | 142 |
| IV.8.3.2.Détermination de la composante équivalente V_{req} :..... | 142 |
| IV.8.3.3.Détermination de la composante non linéaire V_{rn} :..... | 142 |
| IV.8.3.4.Surface de régulation des puissances statoriques :..... | 143 |
| IV.8.3.4.1.Détermination de la composante équivalente I_{req} :..... | 143 |
| IV.8.3.5.Détermination de la composante non linéaire V_{rn} :..... | 144 |
| IV.8.4.Condition d'existence de mode glissement :..... | 144 |
| IV.9. SIMULATION GLOBALE DE LA CHAINE DE CONVERSION DE L'EOLIENNE COMMANDEE PAR MODE GLISSANT :..... | 144 |
| IV.10.ETUDE COMPARATIVE ENTRE LES TECHNIQUES DE COMMANDE PROPOSEES :..... | 150 |
| IV.11.CONCLUSION :..... | 151 |
| IV.12.CONCLUSION GENERALE :..... | 152 |
| IV.13.ANNEXES :..... | 153 |

Nomenclature

Les principales notations utilisées dans cette thèse sont explicitées ci-dessous, sous leur forme la plus couramment employée dans le domaine du génie électrique.

Grandeurs électriques et mécaniques

| | | |
|-----------------------|---|---|
| v | = | Vitesse du vent (m/sec) ; |
| ρ | = | Densité de l'air (kg/m^3) ; |
| R | = | Rayon du rotor (m) ; |
| P_{aer} | = | Puissance aérodynamique (W) ; |
| C_{aer} | = | Couple aérodynamique (Nm) ; |
| λ | = | Vitesse spécifique ; |
| $C_p(\lambda)$ | = | Coefficient de puissance ; |
| ω | = | Vitesse du rotor/partie mécanique (rad/sec) ; |
| C_g | = | Couple de la génératrice (Nm) ; |
| K | = | Coefficient de rigidité total (Nm/rad sec) ; |
| J | = | Inertie totale (kg m^2) ; |
| $V (I)$ | = | Tension (courant) (V, A) ; |
| $P (Q)$ | = | Puissance active (réactive) ; |
| ϕ | = | Flux (Wb) ; |
| C_{em} | = | Couple électromagnétique (Nm) ; |
| $R_s(R_r)$ | = | Résistance statorique (rotorique) (Ω) ; |
| $L_s (L_r)$ | = | Inductance statorique (rotorique) (H) ; |
| $M (L_m)$ | = | Inductance mutuelle (H) ; |
| σ | = | Coefficient de dispersion, $\sigma = 1 - M^2/L_s L_r$; |
| θ_r | = | Position rotorique ; |
| $\omega_r (\omega_s)$ | = | Vitesse angulaire (vitesse synchrone) ; |
| g | = | Glissement ; |
| p | = | Nombre de paires de pôles. |
| B | = | Induction magnétique. |
| $\cos \phi$ | = | Facteur de puissance. |
| t | = | Temps |

| Acronyme | Signification |
|----------|--|
| CV | Commande Vectorielle |
| FOC | Field Oriented Control |
| CCM | Convertisseur Côté Machine |
| RSC | Rotor Side Converter |
| CCR | Convertisseur Côté Réseau |
| GSC | GridSideConvertre |
| MADA | Machine Asynchrone à Double Alimentation |
| DFIG | Doubly Fed Induction Generator |
| IGBT | Insulated Gate Bipolar Transistor |
| MG | Mode Glissant |
| SMC | Sliding mode control |
| MLI | Modulation de Largeur d'Impulsion |
| PWM | Pulse Width Modulation |
| MPPT | Maximum Power Point Tracking |
| PI | Proportionnel et Intégral |

INTRODUCTION GENERALE

Introduction générale :

Au cours de la dernière décennie, on a pu assister à une augmentation spectaculaire de l'intérêt de la société à l'égard des énergies renouvelables. Ceci est en partie la conséquence des effets des changements climatiques, devenus désormais perceptibles par le commun des mortels. En réalité, cet intérêt remonte aux débuts des années 1970 avec l'apparition des premiers mouvements écologistes. La hausse du prix du pétrole et le sentiment croissant de dépendance des pays industrialisés vis-à-vis des pays exportateurs sont aussi des facteurs importants qui ont contribué à susciter l'intérêt pour les énergies renouvelables. Dans les années 1970, c'est principalement la crise pétrolière qui a incité les gouvernements à investir dans des sources d'énergie alternatives. Ces développements se sont fortement ralentis dans les années 1980, lors de la baisse du prix du pétrole. Le mouvement écologiste était alors incapable d'exercer une influence notable sur la scène politique à cause de l'importance des enjeux économiques liés à l'énergie. Nous vivons actuellement dans une période caractérisée par un fort regain d'intérêt pour les énergies renouvelables. À la différence du passé, on peut constater l'apparition d'une prise de conscience globale des effets et des causes du changement climatique. L'intérêt des gouvernements pour les énergies renouvelables n'est plus exclusivement relié à des causes économiques, il s'explique aussi par l'urgence des problèmes environnementaux. Contrairement au contexte des années 1970, l'industrialisation à grande échelle peut aujourd'hui assurer la continuité du développement des technologies liées aux énergies renouvelables, même dans les périodes de baisse de coût du pétrole.

Une des multiples solutions aux problèmes d'environnement et de pénurie d'énergie facilement utilisable par l'homme, comme l'électricité, consiste à adopter des sources renouvelables. Une autre solution, sans doute la plus raisonnable, consiste, bien sûr, à réduire notre consommation énergétique. Mais cette dernière solution nécessite la résolution de problèmes extrêmement complexes faisant globalement intervenir toute une panoplie de variables, principalement économiques et politiques. Nous nous limiterons dans ce qui suit à traiter un domaine particulier de la production d'énergie électrique à partir d'une source renouvelable. Il est difficile de donner une définition exacte du terme " énergie renouvelable ", puisqu'elle varie sensiblement d'un ouvrage à l'autre. De manière générale, cette énergie peut être définie de manière synthétique, comme une énergie qui est renouvelée ou régénérée avec une constante de temps qui avoisine celle de sa consommation. Dans ce contexte, le pétrole et tous les autres combustibles fossiles ne sont pas des sources d'énergie renouvelable puisque la vitesse de leur régénération est bien inférieure à la vitesse à laquelle la race humaine les consomme. Quant à l'énergie hydraulique, c'est une source d'énergie renouvelable puisque que son temps de régénération par le cycle de l'eau est sensiblement égal au temps de sa consommation. Avec cette définition, on voit bien que dans un futur relativement lointain l'énergie hydraulique sera toujours présente, donc renouvelable, alors que le pétrole ou l'uranium seront épuisés. La problématique principale reliée aux énergies renouvelables réside dans leur caractère intermittent. Par exemple, le soleil n'est présent que durant la journée, il ne pleut pas constamment, les interactions terre-lune suivent certains cycles intermittents, etc. C'est pourquoi, dans le contexte de la production d'énergie électrique à partir de sources renouvelables, il est absolument nécessaire de disposer de systèmes de stockage énergétique pour assurer la continuité de l'approvisionnement [12].

Le soleil est une des principales sources d'énergie renouvelable. Pour que la définition d'énergie renouvelable s'applique, il faudrait supposer que le soleil a une durée de vie infinie. Le soleil produit de l'énergie thermique, photovoltaïque, hydraulique, éolienne, etc. La principale cause de l'existence du vent sur la terre est le soleil. Son rayonnement atteint différents types de surfaces terrestres, qui sont inhomogènes (eau, terre, forêts, etc.). Il est donc absorbé de manière différente, ce qui provoque des répartitions spatiales non homogènes aussi bien de température, que de densité et de pression atmosphérique. Ce phénomène provoque le déplacement des masses d'air qui constitue le vent [13] [22]. L'énergie éolienne est donc une dérivée de l'énergie solaire.

Dans cette gamme de puissance il existe toute une panoplie de topologies, plus ou moins nouvelles. Parmi les topologies "anciennes", mais encore en opération, on retrouve les machines asynchrones à cage d'écureuil (représentent encore le 30% environ du marché en puissance installée en 2006) et les machines asynchrones à rotor bobiné avec réglage électronique du glissement (variation de résistance rotorique). Il existe deux principales topologies de chaîne de conversion électromécanique associée aux turbines éoliennes de dernière génération : l'une utilise une Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA), alors que l'autre utilise une Machine Synchrone (MS). La chaîne actuellement la plus utilisée industriellement dans ces gammes de puissances est celle qui est basée sur la MADA [23] [24]. Ces deux topologies présentent chacune des avantages et des inconvénients. Parmi ceux-ci, il faut considérer le coût initial, le coût de maintenance, la fiabilité et les performances. Il s'agit d'une technologie en plein essor, les problèmes rencontrés sont encore nombreux et les solutions industrielles sont loin d'être stabilisées. En particulier, les coûts de maintenance ne sont pas négligeables pour les topologies utilisant la MADA, alors que les coûts d'investissement initial sont élevés pour les topologies utilisant la MS. La principale différence entre ces deux topologies réside dans la présence d'un multiplicateur de vitesse mécanique entre la turbine éolienne et le générateur dans la topologie utilisant la MADA. La topologie utilisant la MS est pour le moment à entraînement direct, c'est à dire qu'aucun système de multiplication de vitesse à engrenages n'est utilisé. Le multiplicateur de vitesse mécanique présente des inconvénients au niveau de la fiabilité et de la maintenance. La topologie basée sur la MADA permet de fonctionner sur une large plage de vitesses de vent, et d'exploiter au maximum les ressources éoliennes. Son circuit statorique est connecté directement au réseau électrique, tandis que son circuit rotorique est relié au réseau par l'intermédiaire des convertisseurs de puissance. Etant donné que la puissance rotorique transitée est faible, le coût des convertisseurs s'en trouve réduit par rapport à une éolienne basée sur une MS. C'est la raison principale pour laquelle on trouve cette génératrice pour la production en forte puissance. Une seconde raison est la possibilité de régler la tension de la génératrice au point de connexion. L'ensemble de l'éolienne est contrôlé de manière à maximiser en permanence la puissance produite en recherchant le point de fonctionnement à puissance maximum communément appelé MPPT (**M**aximum **P**ower **P**oint **T**racking).

L'objectif principal de notre travail consiste à l'étude de la commande d'une MADA qui peut être introduite dans un système éolien. On a choisi deux types de commande, l'une classique (commande vectorielle), l'autre c'est la commande par mode glissant.

La structure de notre mémoire est donnée comme suit :

Le document est subdivisé en quatre chapitres. Dans **le premier chapitre**, un historique de

l'évolution des systèmes de conversion de l'énergie éolienne et les concepts physiques régissant leurs fonctionnements sont présentés. Un aperçu sur les différents types d'éoliennes à axe vertical ou horizontal, leurs caractéristiques technologiques sont également exposées. Ces rappels sont suivis par un état de l'art sur la conversion électromécanique à travers les différents types de génératrice utilisée dans la conversion éolienne. Des statistiques sont données montrant l'évolution de la production et la consommation de l'énergie éolienne dans le monde sans oublier l'Algérie, Ensuite, les différentes associations machine-convertisseur statique, utilisées pour la conversion éolienne basée sur une machine asynchrone à double alimentation seront étudiées.

Le second chapitre est dédié à la modélisation et la commande de la partie mécanique de la chaîne éolienne. Des modèles analytiques de la turbine éolienne et les stratégies de commande MPPT (Maximum Power Point Tracking) ont été conçus en utilisant différentes méthodes d'extractions de puissance possible, dans le but d'évaluer leurs performances. Dans le but d'extraction du maximum de puissance MPPT, un profil du vent a été choisi d'une manière à prendre en considération les deux modes de fonctionnements hypo synchrone et hyper synchrone.

Le troisième chapitre est consacré à la modélisation et commande de la partie électrique de la génératrice asynchrone à double alimentation triphasé dans le référentiel biphasé de Park, ce qui permet de définir une représentation d'état et de mettre en évidence la structure multi-variable et la nature non linéaire de ce type de générateur. Une modélisation de l'onduleur de tension, chargé de la conversation continue alternatif et de sa commande MLI est également effectuée. Nous y abordons le principe de l'orientation du flux statorique en vue de la synthèse de la commande vectorielle et résumons la structure de contrôle directe et indirect des puissances active et réactive statoriques. Nous y montrons les performances de régulateur classique de type PI dans le cadre d'une régulation des puissances active et réactive statoriques appliquées au convertisseur côté machine CCM.

Dans le dernier lieu nous présentons le système complet constitué de : la turbine, la génératrice asynchrone double alimentation et les convertisseurs statiques. On se met dans le cas le plus pratique ou l'alimentation de l'onduleur connectée au niveau du rotor est fournie par un convertisseur triphasé à MLI fonctionnant en redresseur. Les résultats de simulation sous MatLab/Simulink seront présentés.

Le quatrième chapitre est consacré à l'étude des performances de la commande par mode glissant appliquée d'une machine asynchrone à double alimentation. Cette technique trouve sa plus forte justification au problème d'utilisation d'une loi de commande non linéaire robuste aux incertitudes du modèle. L'objectif est d'appliquer cette commande pour contrôler indépendamment des puissances actives et réactives générées par la machine asynchrone découplée par orientation du flux.

Dans la dernière partie, une **conclusion** résume l'ensemble des travaux présentés et des perspectives pour de futurs travaux sont suggérés.

CHAPITRE I :
Etat de l'art sur l'énergie éolienne

I.1. INTRODUCTION :

Depuis l'avènement des moulins à vent jusqu'aux premiers aérogénérateurs, la technologie des aérogénérateurs (éolienne) a connu une évolution fulgurante surtout ces dernières décennies. Plusieurs technologies sont utilisées pour capter l'énergie du vent et leurs structures sont de plus en plus performantes. Cependant, elle connaît depuis environ 50 ans un essor sans précédent notamment après la crise pétrolière de 1973 qui a alerté les états producteurs d'énergie fossile.

En effet, après l'an 2000, le contexte fluctuant des énergies fossiles, l'explosion de la demande mondiale en électricité et les prises de conscience environnementale, ont accentué le besoin de l'énergie propre et durable ou l'éolien occupe une place privilégiée. Fort de son potentiel mondial, celui-ci a ainsi attiré différents acteurs du monde économique et surtout de l'énergie. Ceci s'est traduit par une profonde réorganisation et mutation du marché de l'éolien [1] pour lequel les aérogénérateurs ont atteint une certaine maturité technique. Le développement des convertisseurs statiques et leur commande a permis le contrôle des puissances produites par ces aérogénérateurs. Outre leurs caractéristiques mécaniques, nous nous intéressons à l'efficacité de la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique. En effet, il existe deux types d'éoliennes à savoir les éoliennes à axe vertical et les éoliennes à axe horizontal.

Dans ce présent chapitre nous allons énoncer en première partie l'historique et la situation de l'énergie éolienne dans le monde et en Algérie, ensuite l'évolution technologique et les différents types et configurations d'éoliennes et finalement, l'évolution du prix de revient de l'énergie sera discutée. Nous allons nous intéresser plus particulièrement aux éoliennes rapides à axe horizontal de grande puissance qui sont non seulement les plus répandues, mais aussi les plus efficaces.

I.2. ÉVOLUTION HISTORIQUE DE L'ENERGIE EOLIENNE :

Les bateaux à voile peuvent être considérés comme la première utilisation d'énergie éolienne. En 3500 ans avant J.-C, les Sumériens naviguaient déjà à l'aide de voiles. Au VII^{ème} siècle, les Perses ont utilisé la force du vent qui, en s'engouffrant dans des roues à aubes, pouvait actionner des pompes (Figure I.1-a). Les Egyptiens ont eu recours à la même stratégie, mais afin d'irriguer la terre en faisant monter l'eau grâce à un système de pompage qui entraînait dans de petits réservoirs. Par la suite, les Perses ont perfectionné leurs machines en fixant des voiles sur un axe vertical. Ce stratagème a permis de mieux utiliser l'énergie du vent et de tendre à maximaliser le rendement de cette nouvelle machine, appelée aujourd'hui « moulin ». L'efficacité des moulins a pu permettre au monde occidental de jouir de cette magnifique invention persique et de cette avancée technologique. [2] [3] [4].

Dès le début du XVI^e, les artisans européens ont amélioré les ailes du moulin et les ont nettement complexifiées (Figure I.1-a). Les Néerlandais sont sûrement le peuple européen à avoir le mieux et le plus utilisé le moulin, qui leur a permis d'assécher la terre afin de créer les célèbres polders.

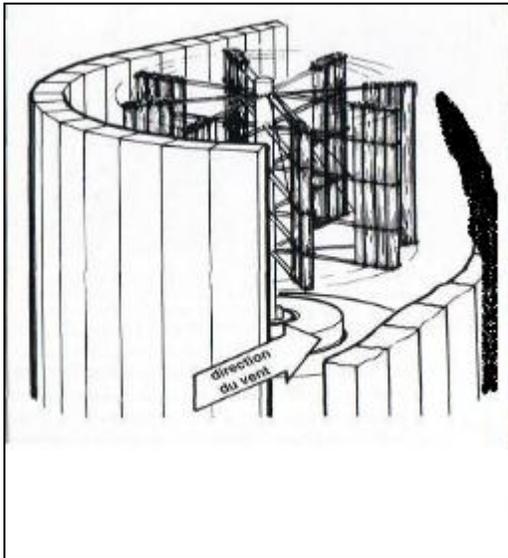


Fig. I. 1 : a) moulin perse.

b) moulin du moyen âge

A la fin du XVIII^e siècle, à la veille de la révolution industrielle, la quasi-totalité des besoins d'énergie de l'humanité était assurée par des énergies renouvelables et l'énergie éolienne avait une part importante dans le bilan énergétique, assurant l'essentiel des besoins des transports internationaux (marine à voile) et une partie des transports intérieurs (cabotage et navigation fluviale) ainsi que des besoins de l'industrie alimentaire (moulins à vent). Dans un essai d'évaluation de la répartition des consommations par source d'énergie, l'économiste mondial *Fernand Braudel* estime à un peu plus de 1 % la part de la voile, contre plus de 50 % pour la traction animale, environ 25 % pour le bois et 10 à 15 % pour les moulins à eau ; il renonce à chiffrer la part des moulins à vent, faute de données, tout en précisant : « les éoliennes, moins nombreuses que les roues hydrauliques, ne peuvent représenter que le quart ou le tiers de la puissance des eaux disciplinées ». On peut donc évaluer la part totale de l'énergie éolienne (voile + moulins à vent) entre 3 et 5 % [2].

Ce n'est qu'après les développements de la technologie électrique, à la fin du XIX^e siècle que les éoliennes ont été considérées pour la production d'énergie électrique. Ces nouveaux systèmes sont alors appelés "aérogénérateurs". Le plus grand pionnier dans le domaine de la conversion d'énergie éolienne en énergie électrique est l'Américain *Charles F. Brush* qui a construit la première éolienne automatique, fabriquée à Cleveland en 1887 de haute de 18 m, pesant 3,6 tonnes et alimentant une génératrice de 12 KW (Figure I.2), Suivi par le Professeur danois *Poul La Cour* [3] [5]. Encouragé par le gouvernement danois qui voulait fournir de l'électricité dans des zones rurales, *La Cour* construit un premier aérogénérateur utilisant une "dynamo" (génératrice à courant continu) dès 1891. Son concept a été par la suite commercialisé, et il est important de souligner que *La Cour* avait déjà résolu le problème du stockage énergétique, car son premier

prototype pouvait produire de l'hydrogène par électrolyse pendant les périodes de surproduction afin d'alimenter des lampes utilisant ce type de gaz [3].

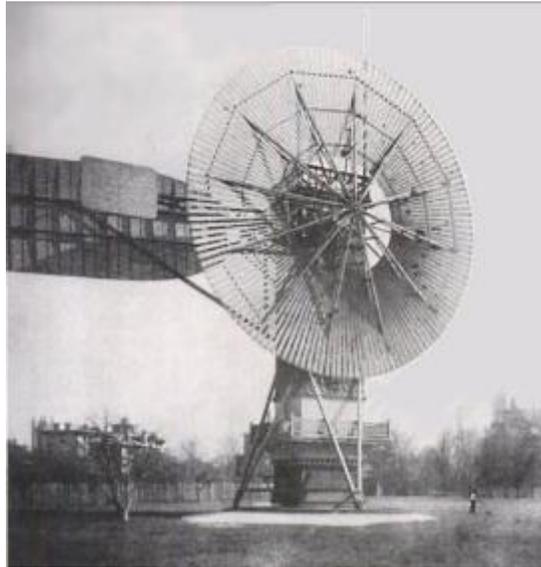


Fig. I. 2: La première éolienne automatique, fabriquée à Cleveland en 1887 par Charles F. Brush.

Il y a eu, par la suite, quelques rares réalisations d'aérogénérateurs. L'un des premiers aérogénérateurs de grande taille pour l'époque, a vu le jour au Bourget (France) en 1929 par la compagnie *Électro-Mécanique* en collaboration avec *Georges Darrieus*[6]. Il s'agissait d'un aérogénérateur possédant un diamètre des pales de 20 mètres. En 1931 ce sont les russes, sur la mer noire, à expérimenter une éolienne de 30 mètres de diamètre et 100 kW de puissance [6]. Dans les années 1940 un aérogénérateur de 1250 kW possédant un diamètre des pales de 60 mètres, a fonctionné dans *le Vermont* aux *États-Unis d'Amérique* (E.U.A.) [6]. Aux E.U.A., c'est la crise pétrolière de 1974 qui a fortement relancé les recherches dans le domaine et le développement d'aérogénérateurs en grande échelle. À cette époque, les motivations associées aux énergies éolienne et solaire étaient d'ordre économique et politique à cause de la dépendance élevée des pays consommateurs vis-à-vis des pays exportateurs de pétrole. De nombreux projets de recherche financés par le gouvernement des E.U.A. ont permis la réalisation des premiers grands aérogénérateurs expérimentaux (de 100kW à 3.2 MW au début des années 1980). La même tendance s'est confirmée au Canada au cours de cette époque. Entre 1974 et 1975, *l'Europe* est entrée dans la course au développement. Devenue toujours plus performante et silencieuse, l'éolienne s'impose aujourd'hui comme une source d'énergie potentielle non polluante à ne plus négliger.

I.3. LES AVANTAGES ET LES INCONVENIENTS DES EOLIENNES :

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

I.3.1. Les avantages :

L'énergie éolienne, propre, fiable, économique, et écologique, c'est une énergie qui respecte l'environnement.

Bien que ne pouvons pas envisager de remplacer totalement les sources traditionnelles d'énergie, l'énergie éolienne peut toutefois proposer une alternative intéressante et renouvelable. Elle s'inscrit parfaitement dans l'effort global de réductions des émissions de CO₂, etc.

L'énergie éolienne est une énergie renouvelable propre, gratuite, et inépuisable.

Chaque mégawattheure d'électricité produit par l'énergie éolienne aide à réduire de 0,8 à 0,9 tonne les émissions de CO₂ rejetées chaque année par la production d'électricité d'origine thermique.

Parmi toutes les sources de production d'électricité, celle d'origine éolienne subit de très loin le plus fort taux de croissance.

L'énergie éolienne n'est pas non plus une énergie à risque comme l'énergie nucléaire et ne produit pas de déchets toxiques ou radioactifs.

L'exploitation de l'énergie éolienne n'est pas un procédé continu puisque les éoliennes en fonctionnement peuvent facilement être arrêtées, contrairement aux procédés continus de la plupart des centrales thermiques et des centrales nucléaires. Ceux-ci fournissent de l'énergie même lorsque que l'on n'en a pas besoin, entraînant ainsi d'importantes pertes et par conséquent un mauvais rendement énergétique.

Les parcs éoliens se démontent très facilement et ne laissent pas de trace.

C'est une source d'énergie locale qui répond aux besoins locaux en énergie. Ainsi les pertes en lignes dues aux longs transports d'énergie sont moindres. Cette source d'énergie peut de plus stimuler l'économie locale, notamment dans les zones rurales.

La durée de vie des éoliennes modernes est maintenant de 20 à 25 ans, ce qui est comparable à de nombreuses autres technologies de production d'énergie conventionnelles.

C'est l'énergie la moins chère entre les énergies renouvelables, le coût de l'éolienne à diminuer presque de 90% depuis le début des années 80. Le coût de l'énergie éolienne continue de diminuer grâce aux percées technologiques, à l'accroissement du niveau de production et à l'utilisation de grandes turbines.

Cette source d'énergie est également très intéressante pour les pays en voie de développement. Elle répond au besoin urgent d'énergie qu'ont ces pays pour se développer. L'installation d'un parc ou d'une turbine éolienne est relativement simple. Le coût d'investissement nécessaire est faible par rapport à des énergies plus traditionnelles, ce type d'énergie est facilement intégré dans un système électrique existant déjà.

L'énergie éolienne se révèle une excellente ressource d'appoint d'autres énergies, notamment durant les pics de consommation, en hiver par exemple [24].

I.3.2. Les inconvénients:

Même s'ils ne sont pas nombreux, l'éolien a quelques désavantages :

L'impact visuel : Cela reste néanmoins un thème subjectif. Des images de synthèse sont élaborées pour montrer l'impact visuel. Dans la plus grande majorité des cas, les enquêtes réalisées montrent une réelle acceptation des populations voisines ou visitant un site éolien.

Les bruits mécaniques ou aérodynamiques ont été réduits par l'utilisation de nouveaux profils, extrémités de pale, mécanismes de transmission etc.

et ne sont plus une gêne, même proche des machines (50-60 dB équivalent à une conversation). Une distance d'environ huit fois le diamètre permet de ne plus distinguer aucun bruit lié à cette activité (< 40 dB). De plus, il faut souligner que le bruit naturel du vent, pour des vitesses supérieures à 8 m/s, a tendance à masquer le bruit rayonné par l'éolienne.

Les éoliennes peuvent nuire à la migration des oiseaux en étant un obstacle mortel. En effet, les pales en rotation sont difficilement visibles par mauvais temps ou la nuit. Les oiseaux peuvent alors entrer en collision avec celles-ci. Plus le parc éolien est dense plus ce risque est grand. Des lumières sur les pales peuvent réduire ce danger. Cependant, aucune étude sérieuse ne semble actuellement avoir démontré la réalité du danger pour les oiseaux.

La source d'énergie éolienne étant stochastique, la puissance électrique produite par les aérogénérateurs n'est pas constante. La qualité de la puissance produite n'est donc pas toujours très bonne. Jusqu'à présent, le pourcentage de ce type d'énergie dans le réseau était faible, mais avec le développement de l'éolien, notamment dans les régions à fort potentiel de vent, ce pourcentage n'est plus négligeable. Ainsi, l'influence de la qualité de la puissance produite par les aérogénérateurs augmente et par suite, les contraintes des gérants du réseau électrique sont de plus en plus strictes.

Les systèmes éoliens coûtent généralement plus cher à l'achat que les systèmes utilisant des sources d'énergie classiques, comme les groupes électrogènes à essence, mais à long terme, ils constituent une source d'énergie économique et ils demandent peu d'entretien [24].

I.4. DEVELOPPEMENT DE L'EOLIENNE AU COURS DU TEMPS DANS LE MONDE ET EN ALGERIE.

I.4.1. Dynamique de croissance de l'éolienne:

L'énergie éolienne est actuellement la filière énergétique la plus dynamique dans le monde. Au cours de la dernière décennie, la capacité de production mondiale d'énergie éolienne a connu une croissance fulgurante estimée à 28 % annuellement [7]. Plusieurs facteurs expliquent cette expansion spectaculaire. D'une part, cette source d'énergie renouvelable aide les pays à augmenter leur production d'électricité sans augmenter leur production de gaz à effet de serre. D'autre part, plusieurs de ces pays voient dans le développement de la filière éolienne une étape importante vers une diminution de leur dépendance aux combustibles fossiles, dont les prix ne cessent d'augmenter. Cette croissance a aussi été stimulée par des avancées technologiques qui

permettent de construire des éoliennes plus puissantes permettant d'occuper moins de territoire, tout en produisant la même quantité d'électricité.

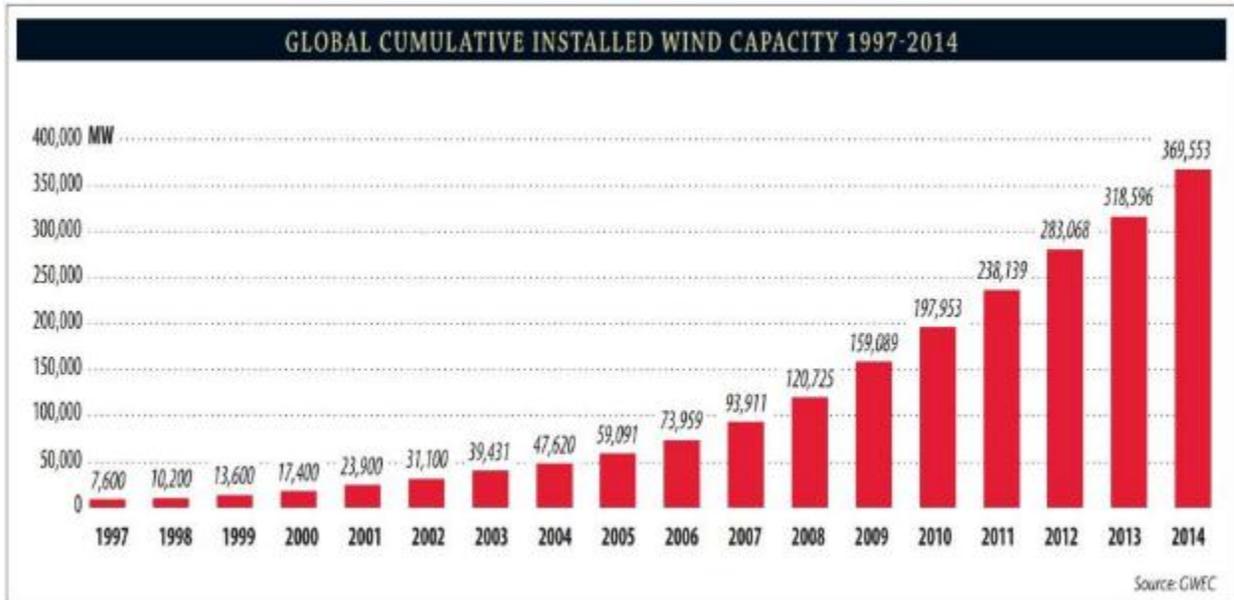


Fig. I. 3: histogramme de la capacité totale de puissance fournie par les éoliennes dans le monde (MW)

La figure I.3 montre la forte croissance de l'énergie électrique produite par les éoliennes dans le monde sur 17 années. Leur production totale dans le monde correspondait à 2.5 % de la production totale d'électricité pour l'année 2014.

Le *Global Wind Energy Council* (GWEC) estime qu'en 2020, 2030 et 2050 respectivement, la production d'énergie éolienne mondiale composera de 10 à 12 %, 17 à 19 % et 25 à 30 % de toute l'énergie électrique produite [8].

Néanmoins, en dépit de sa progression impressionnante au niveau mondial, il existe toujours de fortes oppositions au développement massif de l'éolien. Parmi les nombreux arguments avancés par ces opposants, on trouve en bonne place des affirmations de nature.

Il faut également signaler que dans l'équation énergétique et climatique, les énergies renouvelables, ne représentent qu'un tiers de la solution ; les deux tiers restants sont à chercher dans la réduction à la source de nos besoins en énergie et dans une véritable rupture en termes d'efficacité énergétique dans tous les domaines d'activités.

Le développement massif de l'éolien n'a de sens et d'intérêt qu'en synergie intelligente avec les nouvelles technologies puissantes de stockage de l'énergie et de gestion intelligente, décentralisée et interactive, en grille, du réseau électrique.

I.4.2. Contexte mondial actuel :

En 2014, selon (GWEC), il y avait 369,553 Gigawatts de capacité d'énergie éolienne installée sur la planète. La Chine domine le classement des pays avec 114,763Gigawatts, suivie de près par les États-Unis avec 65.879 Gigawatts et en suite par l'Allemagne avec 39.165Gigawatts.

La figure I.4 illustre la répartition de la puissance éolienne installée dans les dix premiers pays producteurs au monde au cours l'année 2014.

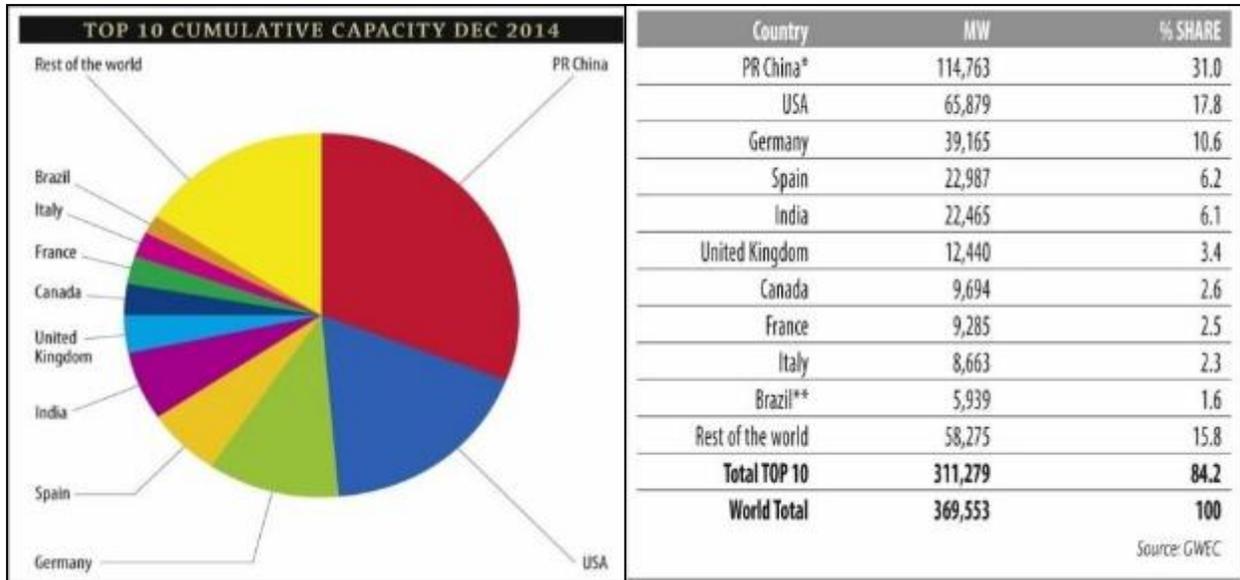


Fig. I. 4: Les dix premiers pays en termes de capacité installée au cours de l'année 2014.(GWEC [8])

En Afrique du Nord, le développement de la puissance éolienne continue en Egypte, Maroc et Tunisie avec respectivement 550 MW, 495 MW et 104 MW de nouvelles capacités installées. Au Moyen Orient, l'Iran a installé 100 MW de nouvelle capacité. Le total de la puissance éolienne installé en Afrique jusqu'en 2014, était de 1488 MW [9].

I.4.3. Contexte actuel en Algérie :

En ce qui concerne l'Algérie, les énergies renouvelables n'ont pas encore connu à l'heure actuelle le développement qui permettrait leur exploitation, malgré le gisement considérable en énergies renouvelables dont dispose l'Algérie. Ceci constitue un atout majeur qui pourra être valorisé pour faire de l'Algérie un fournisseur potentiel en énergie électrique.

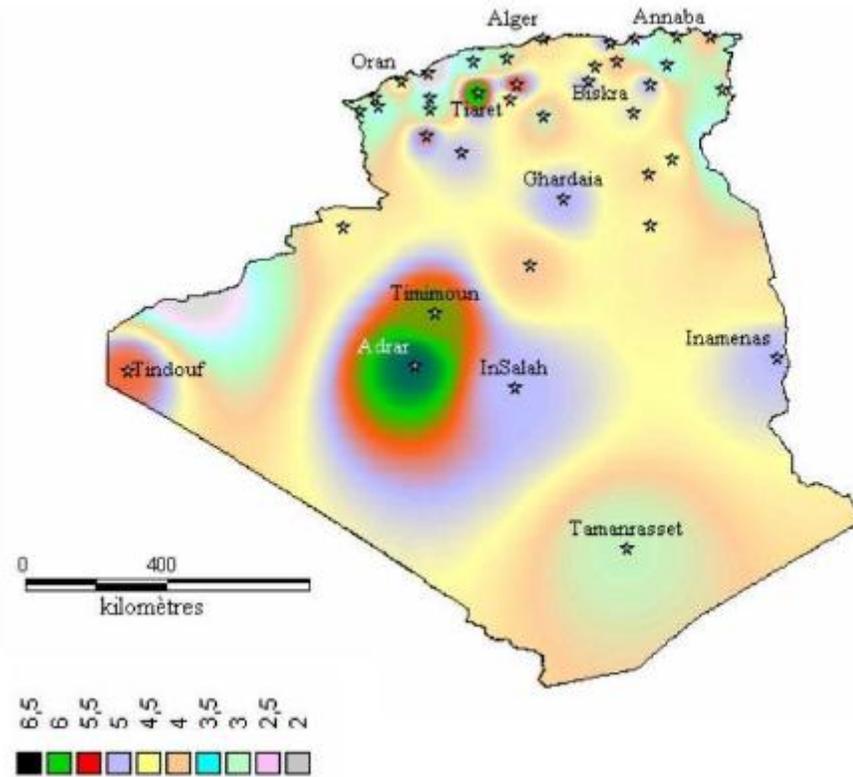
De ce fait, un programme très ambitieux de développement de ces énergies renouvelables a été adopté récemment par le gouvernement en visant une contribution de plus de 22 000 MW, à hauteur de 40% de la production nationale d'électricité, à l'horizon 2030 [10].

Dans ce contexte, 65 projets pour la période 2011/2020, dont 10 projets pour la seule phase pilote 2011-2013 ont été identifiés. En matière d'emploi, la réalisation du programme des énergies renouvelables prévoit la création de plus de 200 000 emplois directs et indirects.

Le plan du gouvernement devrait être réalisé en trois phases. La première (2011-2013), consacrée aux études et au lancement de projets pilotes ; la seconde (2014-2015), à la réalisation des premières installations, et la troisième (2016-2020), au lancement de l'industrie à grande échelle [21]. A ce rythme, la production à grande échelle ne peut intervenir qu'après 2020.

Afin de mettre en évidence le gisement et la variation relative des ressources éoliennes à travers le pays, de nombreuses études relatives à l'évolution saisonnière et annuelle de la vitesse moyenne du vent ont été réalisées. Ces études ont permis de faire une première identification des régions ventées en les représentant sous forme de cartes géographiques de potentiel éolien [21].

Ces études révèlent que l'Algérie dispose d'un potentiel énorme en énergie éolienne et Mettent en exergue des conditions météorologiques particulièrement propices au développement de l'éolien terrestre, avec une vitesse des vents atteignant les 10 m/s à une hauteur de 50 m sur certains sites. La carte représentée dans **la figure (I.5)** montre que le sud est caractérisé par des vitesses plus élevés que le nord, plus particulièrement le sud-ouest avec des vitesses supérieures à 4 m/s et qui dépassent la valeur de 6 m/s dans la région d'Adrar. Concernant le nord, la vitesse moyenne est globalement peu élevée. Il est noté cependant, l'existence de microclimats sur les sites côtiers d'*Oran*, *Bejaia* et *Annaba*, sur les hauts plateaux de *Tiaret* et *El kheiter* ainsi que dans la région délimitée *Bejaia* au nord et *Biskra* au sud. Toutefois, la vitesse du vent subit des variations en fonction des saisons qui ne doit pas être négligée, en particulier, lorsqu'il s'agit d'installer des systèmes de conversion de l'énergie éolienne.[22]. Cette carte permet de cibler les zones les mieux ventées pour installer des parcs éoliens en vue d'alimenter des régions isolées afin d'avoir une autonomie énergétique par rapport au réseau national déjà très chargé.



*Fig. I. 5: Carte du potentiel éolien en Algérie[22].
(La vitesse moyenne annuelle en m/s à 10 m du sol)*

Des projets de ce genre sont en phase d'étude et d'autres commencent à voir le jour tel que la première ferme éolienne de la Wilaya d'Adrar, opérationnelle depuis le 4 juillet 2014.



Fig. I. 6: La première ferme éolienne en Algérie [22]

Première du genre à l'échelle nationale, cette nouvelle centrale de production d'électricité est implantée sur une superficie de 30 hectares dans la zone de Kabertène à 72 km au nord de la wilaya d'Adrar (**Figure I.6**). Cette ferme pilote est constituée de 12 éoliennes d'une puissance unitaire de 0.85MW chacune et dont l'énergie produite sera évacuée vers le poste 220/30KV situé dans la

même localité.[21].

D'un coût global de 2,8 milliards de dinars, la ferme éolienne de Kabertène a été réalisée par le consortium français CEGELEC en partenariat avec un groupement composé de sociétés filiales de la Société Nationale d'Electricité et du Gaz « *Sonelgaz* ».

I.5. ÉVOLUTION TECHNOLOGIQUE DES ÉOLIENNES :

Dans cette partie, les technologies d'éoliennes ainsi que les différents composants constituant l'aérogénérateur seront brièvement présentés.

Il sera présenté aussi, l'évolution de leurs concepts (puissance, taille, système de contrôle), différentes configurations de génératrices et chaîne de conversion et en fin l'évolution du prix de revient de l'énergie éolienne au cours du temps.

I.5.1. Généralité sur l'aérogénérateur (l'éolienne) :

Pour convertir l'énergie disponible dans le vent en énergie électrique, les turbines éoliennes doivent être composées d'une partie mécanique et d'une partie électrique. La partie mécanique sert à capter l'énergie cinétique disponible dans le vent et à la transformer en énergie mécanique rotative. Cette dernière est transmise via un système d'entraînement, habituellement composé d'une boîte de vitesse, à une génératrice électrique. La conversion d'énergie mécanique en énergie électrique est effectuée via la génératrice électrique.

Selon leur puissance nominale, les éoliennes sont divisées en trois catégories [12]:

Eoliennes de petite puissance : inférieure à 40 kW.

Eoliennes de moyenne puissance : de 40 à quelques centaines de kW.

Eoliennes de forte puissance : supérieure à 1 MW.

I.5.2. Types d'aérogénérateurs :

Les solutions techniques permettant de recueillir l'énergie du vent sont très variées. En effet, les turbines éoliennes sont classées selon la disposition géométrique de leur arbre sur lequel est montée l'hélice, en deux types : les éoliennes à axe vertical et à axe horizontal [11] [13] [14].

I.5.2.1. Aérogénérateurs à axe vertical :

Les aérogénérateurs à axe vertical ont été les premières structures utilisées pour la production de l'énergie électrique. Plusieurs prototypes ont vu le jour mais rares sont ceux qui ont atteint le stade de l'industrialisation. Ils sont classés selon leur caractéristique aérodynamique en deux familles ; les aérogénérateurs conçus sur la base de la portance (Aérogénérateurs à rotor de Darrieus : conçu par l'ingénieur français George Darrieus) et ceux basés sur la traînée (Aérogénérateurs à rotor de Savonius : inventé par le finlandais *Siguard Savonius* en 1924).

I.5.2.2. Aérogénérateurs à rotor de Darrieus :

Ce type d'aérogénérateur est basé sur le fait qu'un profil placé dans la direction d'écoulement de l'air est soumis à des forces de direction et d'intensité variables selon l'orientation de ce profil (Figure I.7). La résultante de ces forces génère un couple moteur entraînant l'orientation du dispositif.

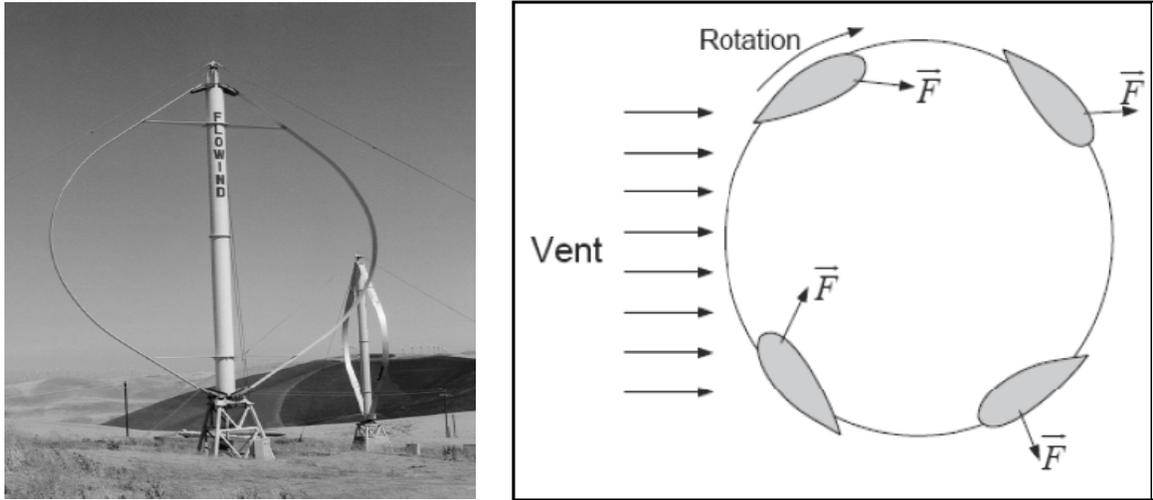


Fig. I. 7: Aérogénérateur à axe vertical (structure de Darrieus) [13].

I.5.2.3. Aérogénérateurs à rotor de Savonius :

Ils sont basés sur le principe de la traînée différentielle qui stipule qu'un couple moteur peut être obtenu par une pression différente exercée par le vent sur les parties concaves et convexes de la structure (Fig. I.8).

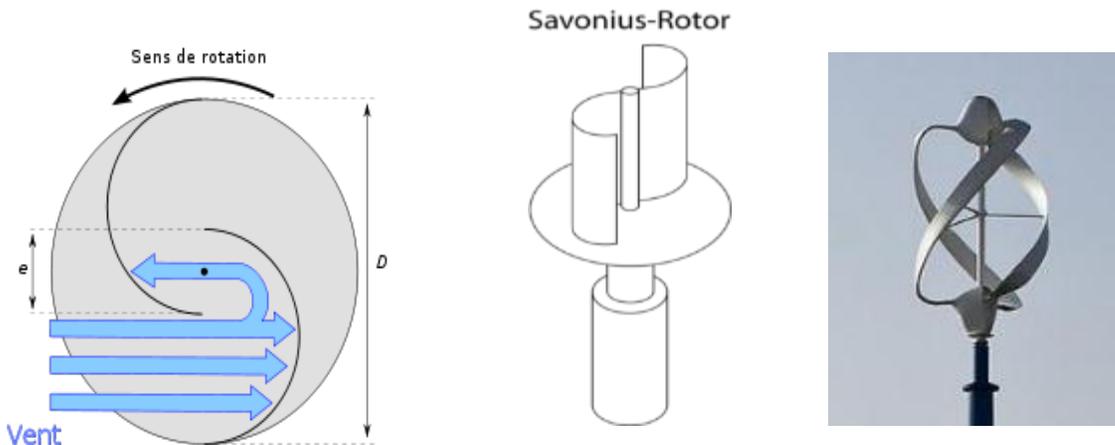


Fig. I. 8: Aérogénérateur à axe vertical (structure de Savonius) [13].

Les principaux avantages des éoliennes à axe vertical sont les suivants :

Accessibilité de la génératrice et du multiplicateur mis directement au sol, ce qui facilite la maintenance et l'entretien.

La non nécessité d'un système d'orientation du rotor car le vent peut faire tourner la structure quelque soit sa direction.

Cependant, elles ont comme inconvénients les points suivants:

Faible rendement et fluctuations importantes de la puissance,

Occupation importante du terrain pour les puissances élevées,

Faible vitesse du vent à proximité du sol.

I.5.2.4. Aérogénérateurs à axe horizontal :

Les turbines à axe horizontal sont les plus utilisées actuellement comparées à celles à axe vertical puisque elles présentent un coût moins important (**Figure. I.9**), en plus elles sont moins exposées aux contraintes mécaniques [15]. Elles sont constituées de plusieurs pales pour générer un couple moteur entraînant la rotation. Le nombre des pales varie entre 1 et 3, le rotor tripal est le plus utilisé car il constitue un compromis entre le coefficient de puissance, le coût et la vitesse de rotation du capteur éolien [16].

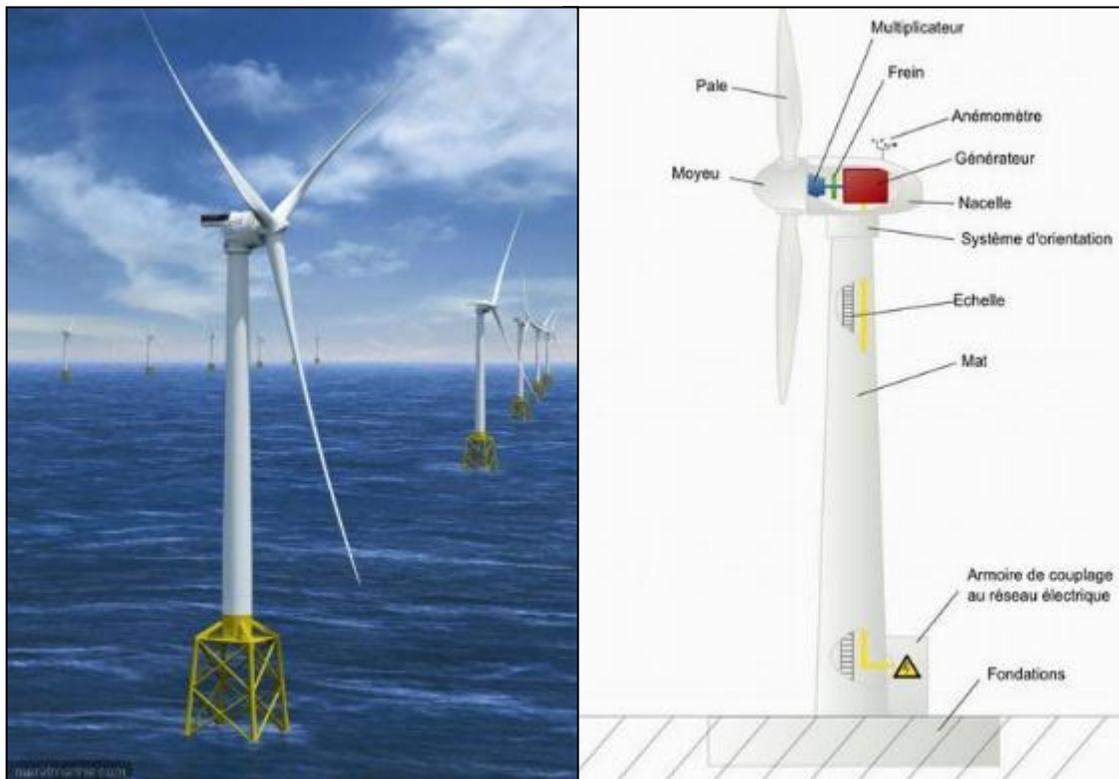


Fig. I. 9: Aérogénérateur à axe horizontal.

On distingue les éoliennes offshore qui sont implantées en haute mer et les éoliennes terrestres. Ces deux types d'éoliennes fonctionnent de la même manière. L'éolien offshore permet d'implanter des turbines plus puissantes tout en bénéficiant d'un vent plus fort, plus fréquent et plus régulier. Un parc à quelques kilomètres au large peut ainsi produire 50% d'énergie de plus qu'un parc éolien terrestre.

Il n'y a pas de modèle général, mais les éoliennes à trois pales face au vent sont les plus répandues. Sur ces turbines, les pales du rotor sont orientées face au vent par un mécanisme d'asservissement de l'orientation ou par un phénomène d'équilibre dynamique naturel assuré un gouvernail. tandis que sur les éoliennes sous le vent, c'est la nacelle qui est dirigée en face du vent (Figure. I.10). Les éoliennes sous le vent s'orientent passivement en fonction de la direction du vent. Aucun dispositif d'orientation n'étant nécessaire, leur conception s'avère plus simple. Ce modèle est parfois choisi pour la structure des petites éoliennes.

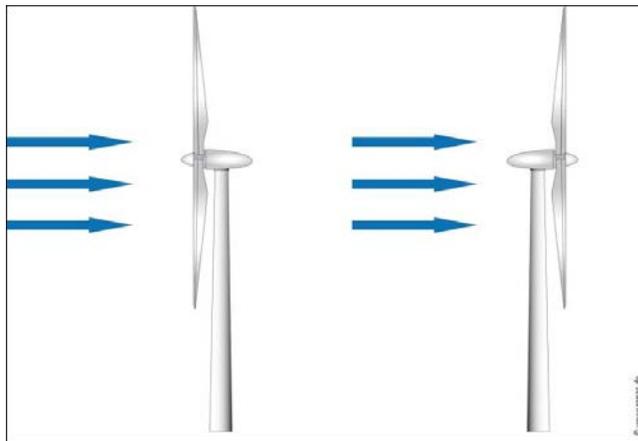


Fig. I. 10: Éoliennes face au vent et sous le vent[17]

I.5.3. Principaux composants d'une éolienne.

L'éolienne comporte généralement des éléments mécaniques et électriques qui sont illustrés sur la figure I.11 [18] [19].

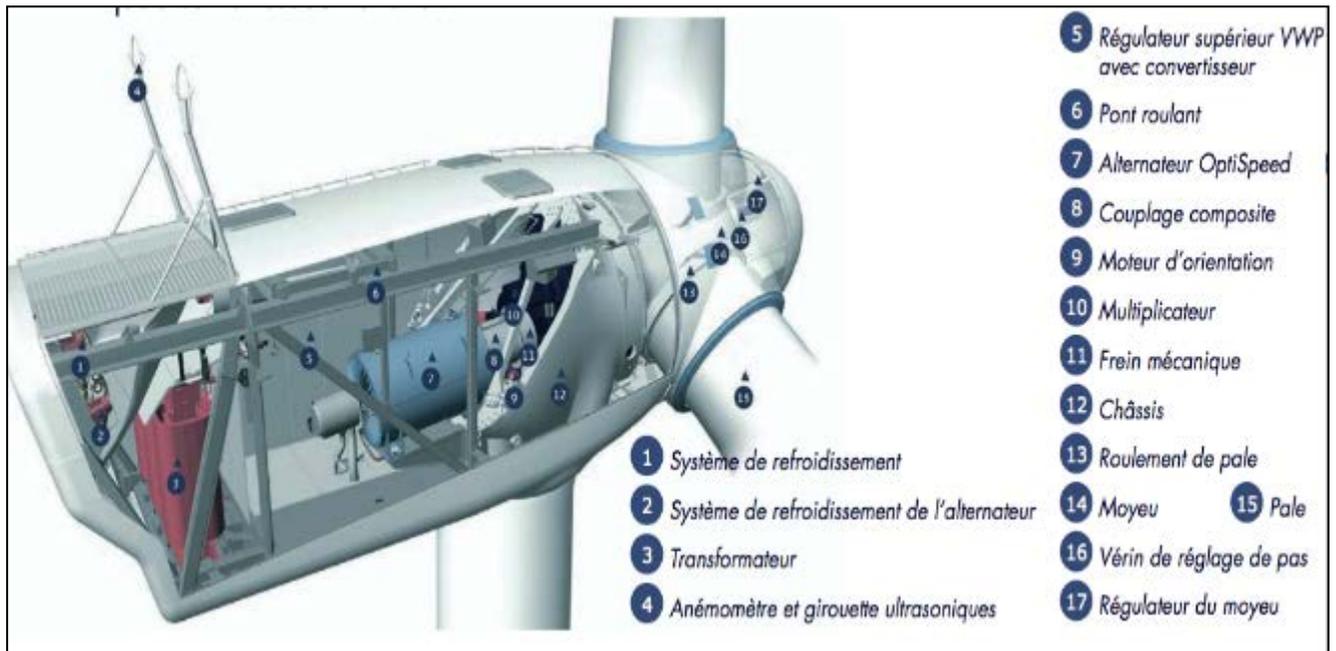


Fig. I. 11 : Principaux composants d'une éolienne

Il existe plusieurs configurations possibles d'aérogénérateurs qui peuvent avoir des différences importantes selon leurs classe, type, catégorie et concept de fabrication.

Les principaux composants d'un aérogénérateur sont comme suit :

Le mat ou la tour: à la forme d'un tronc en cône où, à l'intérieur, sont disposés les câbles de transport de l'énergie électrique, les éléments de contrôle, les appareillages de connexion au réseau de distribution ainsi que l'échelle d'accès à la nacelle, Une tour peut mesurer entre 50 et 80 m de haut.

La nacelle: Regroupe tout le système de conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique et divers équipements auxiliaires ainsi que les capteurs et actionneurs de commande.

Un arbre dit "lent": relie le moyeu au multiplicateur et contient un système hydraulique permettant le freinage aérodynamique en cas de besoin.

Un multiplicateur: adapte la vitesse de la turbine éolienne à celle du générateur électrique, Ce multiplicateur est muni d'un frein mécanique à disque actionné en cas d'urgence lorsque le frein aérodynamique tombe en panne ou en cas de maintenance de l'éolienne.

Le système de refroidissement: comprend généralement un ventilateur électrique utilisé pour refroidir la génératrice et un refroidisseur à huile pour le multiplicateur. Il existe certaines éoliennes comportant un refroidissement à l'eau.

La génératrice (ou l'alternateur): c'est l'élément principal de la conversion mécano-électrique qui est généralement une machine synchrone, asynchrone à cage ou à rotor bobiné. La puissance électrique de cette génératrice peut varier entre quelque kW à 10 MW [Lis 11].

Le système de contrôle-commande : qui assure le contrôle de différents paramètres de fonctionnement et surveille en permanence le bon état de l'ensemble des composants de l'éolienne. En cas de défaillance d'un organe, le système arrête automatiquement l'éolienne.

L'anémomètre: Instrument servant à mesurer la vitesse du vent, utilisé par le système de contrôle-commande de l'éolienne pour démarrer l'éolienne, lorsque la vitesse du vent atteint approximativement 5 m/s. De même, le système de commande électronique arrête automatiquement l'éolienne si la vitesse du vent est supérieure à 25 m/s afin d'assurer la protection de l'éolienne.

L'armoire de commande de puissance, comportant tous les convertisseurs de l'électronique de puissance (onduleur, redresseur), ainsi que les systèmes de régulation de puissance, de courant et de tension et d'orientation des pales et de la nacelle.

I.5.4. Comparaison des différents types de turbines :

Sur le plan aérodynamique, on peut comparer les différents types de turbines en comparant leurs coefficients aérodynamiques de puissance C_p ou le couple en fonction de la vitesse normalisée λ . [1]

$$D'où C_p = \frac{\text{Puissance mécanique}}{\text{Puissance du vent}} \text{ et } \lambda = \frac{\text{Diamètre du rotor} * \text{Vitesse du Rotor}}{\text{Vitesse du vent}}$$

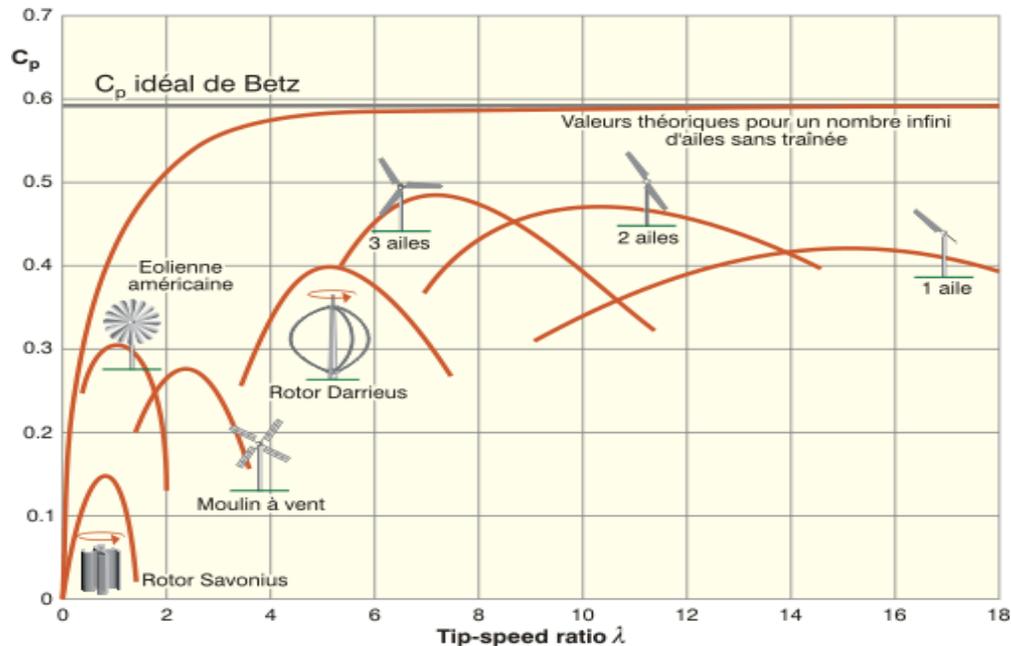


Fig. I. 12: Coefficients de puissance et de couple C_p en fonction de la vitesse normalisée pour différents types de turbines [17]

Les courbes $C_p(\lambda)$ montrent clairement l'avantage des axes horizontaux en termes de puissance, même si ce jugement est à nuancer lorsqu'on observe l'énergie restituée, en particulier en site peu ventés (zones urbaines,...).

Les courbes $C_p(\lambda)$ sont plus plates pour les axes horizontaux à faible nombre de pales(3, 2,1) par rapport aux axes verticaux ou aux multi-pales. Elles sont donc moins sensibles aux variations de λ .

I.6. L'EVOLUTION DU CONCEPT DE CONTROLE DE VITESSE ET DE PUISSANCE :

Lorsque le développement d'éolienne raccordée au réseau en était encore à ses prémices, Le concept de génératrice était relativement simple. Les génératrices asynchrones classiques et à rotor bobiné connectées directement au réseau dominaient alors le marché .Par la suite, de nouveaux concepts ont dérivé du concept initial.

Aujourd'hui, en raison des exigences spécifiques du code du réseau électrique, les génératrices asynchrones à double alimentation et les génératrices à pleine interface du convertisseur de fréquence à pas variable occupent une place de plus en plus prépondérante. [17].

Les différents concepts d'éolienne se distinguent selon les techniques de contrôle de la vitesse de rotation rotor et de la puissance aérodynamique.

I.6.1. Contrôle de la vitesse de rotation des éoliennes :

Les systèmes de contrôle de la vitesse de rotation sont nécessaires afin de maintenir la vitesse de rotation à la valeur de fonctionnement optimale et sécuritaire, quelque soit la variation de la vitesse du vent. Les concepts de contrôle de la vitesse se divisent en trois classes soit les éoliennes à vitesse de rotation constante, semi-variable et variable.

I.6.1.1. Éoliennes à vitesse de rotation constante :

Les éoliennes à vitesse de rotation constante sont connectées directement au réseau électrique. Elles sont également équipées d'un démarreur progressif et de condensateur afin de réduire la consommation de la puissance réactive. La génératrice consomme de la puissance réactive provenant du réseau afin de conserver la vitesse de rotation constante. Les compensateurs servent à compenser la puissance réactive. Le réseau électrique agit comme un volant d'inertie conservant la vitesse de rotation du rotor constante indépendamment de la vitesse du vent. Les avantages de ce concept sont la simplicité, la robustesse, la fiabilité et le faible coût. Les inconvénients sont la consommation de puissance réactive, les contraintes mécaniques élevées et un contrôle limité de la qualité de la puissance.

Ce concept est préféré pour des considérations liées aux coûts relativement bas des composantes malgré les inconvénients relatifs au fonctionnement aérodynamique du rotor éolien et aux charges dynamiques sur le mécanisme du multiplicateur de vitesse.

La chaîne de conversion de ce type de technologie est constituée, comme indiqué sur la figure

I.13, d'un rotor éolien, d'un multiplicateur de vitesse et d'un générateur couplé directement au réseau.

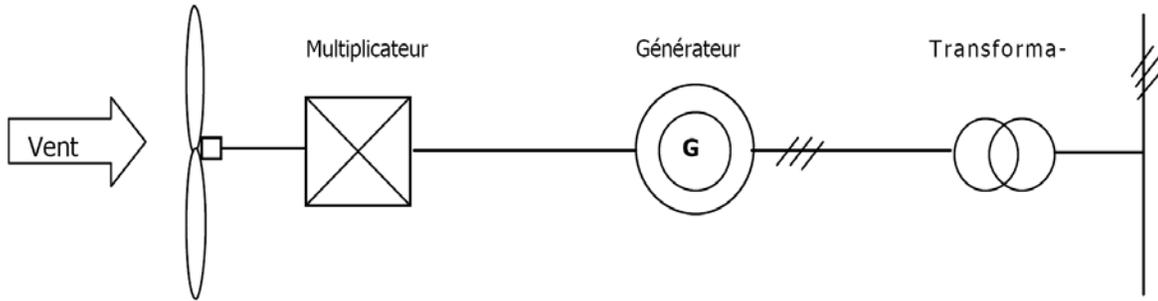


Fig. I. 13 : L'éolienne à vitesse de rotation constante connectée directement au réseau

Les générateurs électriques les plus utilisés dans ce cas sont les générateurs à induction (asynchrones classiques), qui se couplent facilement au réseau et acceptent des variations de la vitesse de rotation (par opposition aux générateurs synchrones des éoliennes directement liés au réseau; en effet, ces derniers présentent l'inconvénient de mal supporter les variations de charges sur le rotor suite aux effets des bourrasques de vent) .De conception simple et fiable, Ces génératrices ont connu un grand succès commercial[38].

En conséquence de la crise de l'énergie dans les années 80, les fabricants danois ont acquis une vaste expérience en vendant un grand nombre d'éoliennes équipées de ce type de génératrices aux États-Unis. Au début des années 90, les fabricants danois se trouvaient à la tête du marché sur le segment des éoliennes de 150 kW à 300 kW. Les éoliennes étaient à axe horizontal et possédaient un rotor à trois pales face au vent. Raccordées directement au réseau, elles fonctionnaient à vitesse de rotor et calage constants. Elles étaient munies d'un dispositif d'orientation actif et leurs puissances étaient limitées par le décrochage aérodynamique.

I.6.1.2. Éoliennes à vitesse semi-variable:

L'une des solutions envisageable pour améliorer le rendement de conversion est de permettre aux machines de fonctionner à deux plages de vitesses, soit une pour des régimes de vent élevés et l'autre pour des régimes de vent plus bas. Dans ce cas, le générateur peut être de type :

Machine asynchrone à rotor bobiné équipée d'un système d'excitation électronique pour permettre la variation partielle de la vitesse de rotation du rotor, généralement dans l'intervalle $\pm 10\%$.

Machine asynchrone à double stator .Cette machine présente deux enroulements au stator, l'un de forte puissance à petit nombre de paires de pôles pour les vitesses de vent les plus élevées, l'autre de faible puissance à grand nombre de paires de pôles pour les vitesses les plus faibles. Ce système reste intrinsèquement un dispositif à vitesse relativement fixe mais possède deux points de fonctionnement différents, [25].

La figure I.14 montre le schéma de principe des éoliennes à vitesse semi-variable.

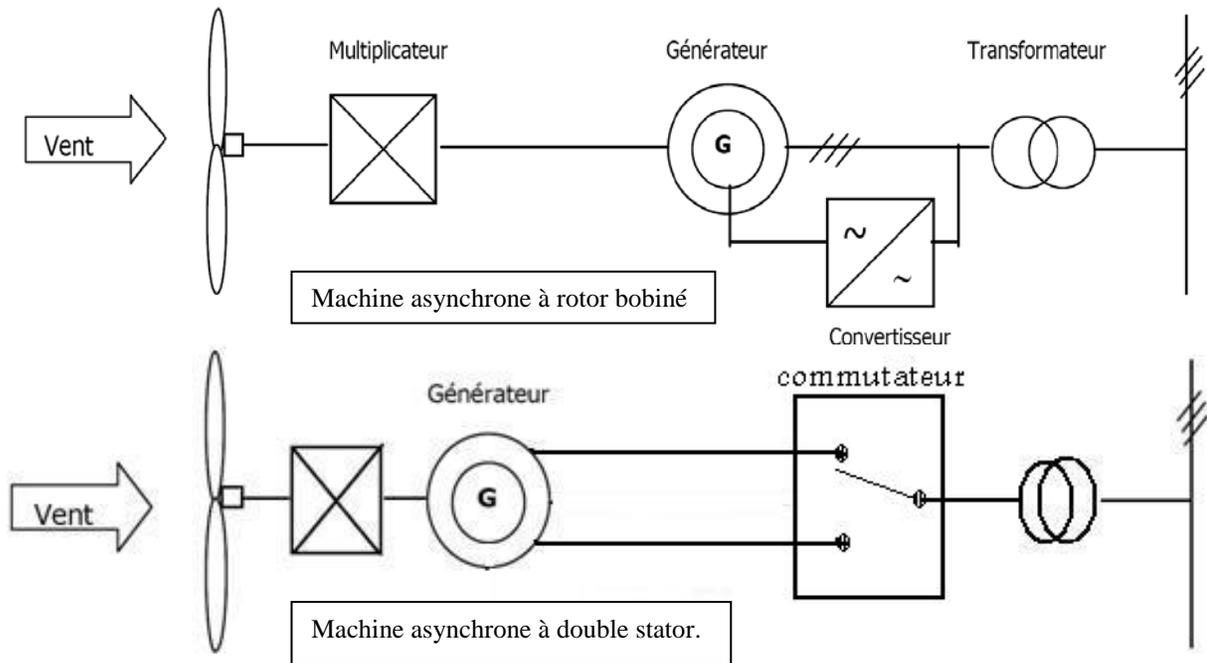


Fig. I. 14 : L'éolienne à vitesse de rotation semi-variable connectée directement au réseau

Le bruit ainsi engendré par l'éolienne est alors plus faible pour les petites vitesses de vent, car l'angle de calage nécessaire à l'orientation des pales atteint des **valeurs moins élevées**. La présence d'un deuxième stator rend la conception de la machine particulière et augmente le coût et le diamètre de façon non négligeable, ce qui représente une augmentation du poids et de l'encombrement de l'ensemble. [24], [25].

I.6.1.3. Éoliennes à vitesse variable :

L'introduction de générateurs électriques pouvant fonctionner à des vitesses de rotation variables a augmenté le rendement de conversion des éoliennes en plus d'améliorer leur comportement structurel et leur couplage aux réseaux électriques.

L'opération à vitesse variable permet continuellement l'adaptation de la vitesse de rotation de l'éolienne en fonction la vitesse du vent afin d'opérer un niveau d'efficacité aérodynamique optimal (MPPT). Les avantages de ce concept sont :

- Une réduction des contraintes mécaniques.
- Une augmentation de la captation de puissance.
- Une réduction du bruit.
- Une grande capacité de contrôle.

Ce concept technologique ne peut pas être utilisé sans l'ajout de convertisseurs électroniques de grande puissance, un processus qu'il y a une vingtaine d'années, n'était pas envisageable. Les

progrès des technologies de l'électronique de puissance ont rendu le couplage des générateurs fonctionnant à vitesse variable économiquement viable et ont donné un nouveau souffle à cette application. De plus, la suppression du multiplicateur de vitesse est l'une des améliorations qui peuvent être apportées au système conventionnel

Une éolienne basée sur ce principe, comporte un rotor éolien, un générateur et un convertisseur statique. L'avènement des composants de puissance pour ce genre d'application permet de piloter les convertisseurs statiques à l'aide du concept MLI (modulation de largeur d'impulsion), amenant le convertisseur à produire une tension sinusoïdale de haute qualité.

Il existe trois types de concept d'éolienne à vitesse variable soit le concept de résistance variable du rotor, à pleine interface du convertisseur de fréquence et le concept de double alimentation.

1) L'éolienne à vitesse de rotation variable par résistance variable du rotor :

Les générateurs les plus utilisés sont les machines asynchrone à rotor bobiné, ils utilisaient une résistance externe variable en courant continu en vue de varier la résistance rotorique équivalente afin de contrôler l'énergie dissipée par le bobinage rotorique (figure I.15). Ce contrôle permet de fonctionner à vitesse variable en restant dans la partie stable de la caractéristique (couple/vitesse) de la machine asynchrone (figure I.16). Pour éviter l'emballement du rotor et réduire les charges mécaniques sur les pales et les composants de l'éolienne, une limitation de la puissance de sortie était effectuée, en plus, par la régulation de l'angle de calage des pales.

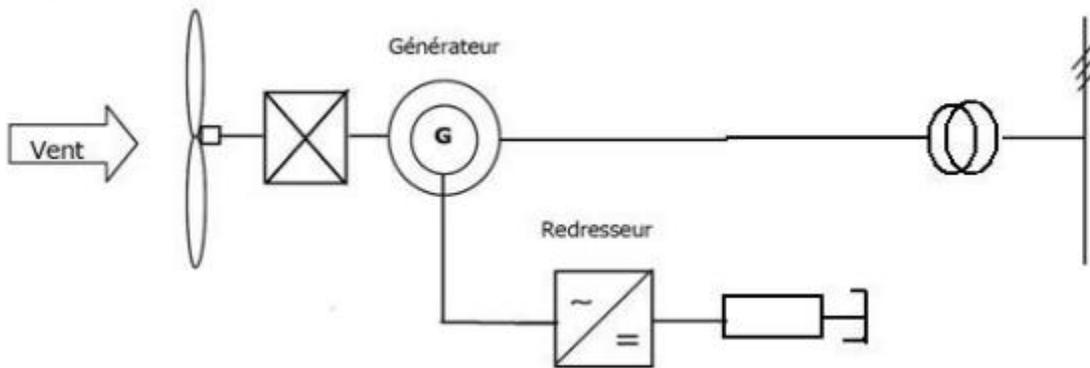


Fig. I. 15 : L'éolienne à vitesse de rotation variable par résistance variable du rotor.

Si le glissement devient important la puissance extraite du rotor est élevée et elle est entièrement dissipée dans la résistance R , ce qui nuit au rendement du système. De plus cela augmente la puissance transmise dans le convertisseur ainsi que la taille de la résistance.

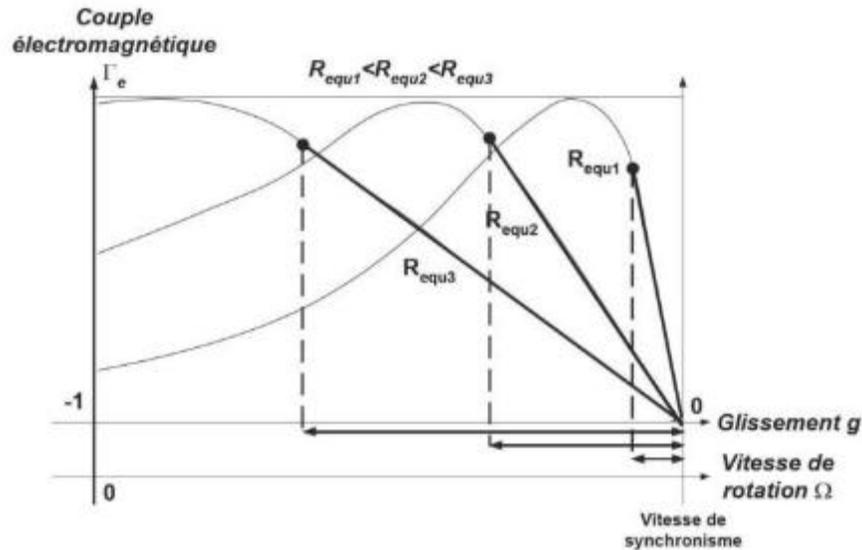


Fig. I. 16: Effet de la résistance rotorique sur le couple électromagnétique. [19]

Le fabricant des turbines éoliennes Vestas utilise cette topologie, sans bagues collectrices. Le convertisseur de puissance et la charge résistive sont assemblés sur le rotor et tournent avec lui. Le signal de commande du hacheur est transmis via un signal optique. Le glissement maximum obtenu avec ce système Vestas appelé "opti-slip" est de 10%.

L'inconvénient de ce principe est que la puissance dissipée dans la résistance diminue le rendement du système de conversion.

2) L'éolienne à vitesse de rotation variable basée sur la génératrice à pleine interface du convertisseur de fréquence :

Les générateurs les plus utilisés pour ce genre d'application sont généralement de type synchrone ou asynchrone classique, la quantité totale de la puissance générée est fournie au réseau par l'intermédiaire d'un convertisseur de puissance qui convertit le courant alternatif (CA) en courant continu (CC), et puis vice versa (figure I.17). La génératrice peut être adaptée à la vitesse du vent de façon optimale. Certains fabricants choisissent de ne pas avoir recours au multiplicateur, ce qui implique l'intervention d'une génératrice synchrone à faible vitesse et à grand nombre de pôles sur les éoliennes sans multiplicateur, la vitesse nominale se situe généralement entre 10 T/min et 25 T/min.[18].

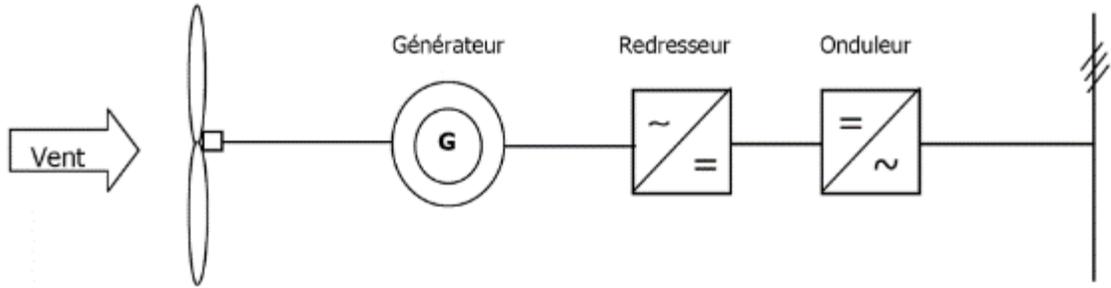


Fig. I. 17: L'éolienne à vitesse de rotation variable à pleine interface du convertisseur de fréquence.

3) **L'éolienne à vitesse de rotation variable basée sur la génératrice Asynchrone à double alimentation du rotor « GADA » :**

Pour ce type d'application le stator de la génératrice asynchrone est directement raccordé au réseau alors que l'enroulement du rotor triphasé est alimenté par l'électrique de puissance (convertisseur) par l'intermédiaire de bagues d'entraînement figure I.18.

L'avantage principal de ces génératrices réside dans le fait que le convertisseur présente une puissance nominale et dimensionnement moindre par rapport aux génératrices du type précédent. La capacité du convertisseur représente environ 30 à 40 % de la puissance totale de la génératrice. L'éolienne fonctionne à différentes vitesses de rotor et utilise un multiplicateur.[18].

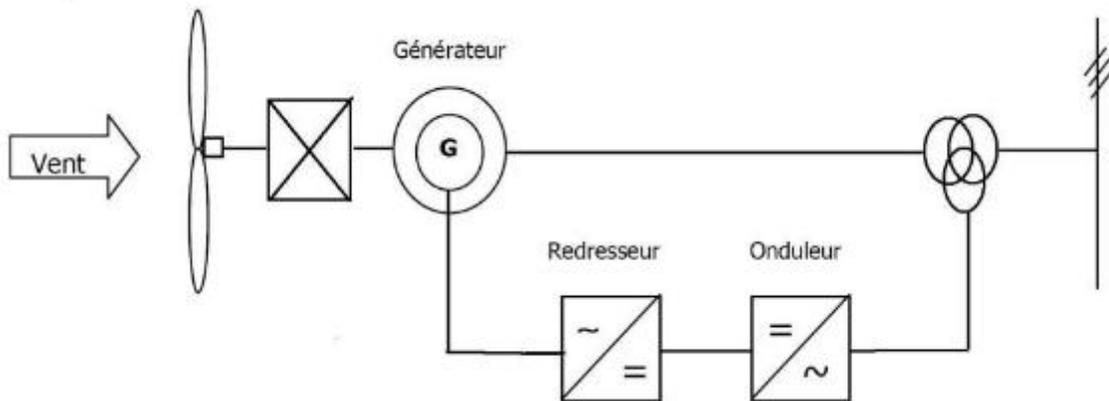


Fig. I. 18: L'éolienne à vitesse de rotation variable par double alimentation du rotor [18].

Alors que l'utilisation de ce concept donne plus de souplesse à la chaîne de conversion, la plupart des manufacturiers ont adopté le fonctionnement des éoliennes à vitesse variable par le « GADA ».

Du fait de la croissance fulgurante de la filière éolienne à travers le monde, les changements technologiques visent aussi à l'amélioration des performances des éoliennes à bas régime de vent. Certains régimes de vent restés inexploités sont actuellement ciblés par des programmes de recherche et de développement de la technologie éolienne de manière à permettre des

développements de projets économiquement viables en améliorant la productivité de ceux-ci.

Dans les cas présentés plus haut, le générateur dans la nacelle de l'éolienne transforme l'énergie mécanique de rotation en énergie électrique grâce au phénomène d'induction. Selon le générateur électrique utilisé, l'éolienne pourra permettre un fonctionnement à vitesse de rotation fixe, semi-variable ou variable. Le raccordement au réseau des éoliennes et des parcs éoliens est effectué via un transformateur car la tension de la génératrice est peu élevée. Les niveaux de tension des génératrices d'éolienne varient ordinairement entre 120 et 3 300 volts. Un raccordement sur des réseaux à haute ou moyenne tension requiert des niveaux de tension entre 30 000 et 400 000 volts. Les transformateurs permettent d'atteindre ces performances. Un convertisseur de petite taille raccorde l'éolienne au réseau interne du parc éolien. Au point de couplage commun (PCC), un transformateur plus important raccorde le parc éolien au réseau de distribution ou de transport.

I.6.2. Les concepts de limitation de la puissance aérodynamique :

Le but de ces concepts est de diminuer volontairement l'efficacité aérodynamique de la turbine pour des vitesses de vent élevées afin de respecter les limites de conception et éviter la détérioration de l'éolienne. Toutes les éoliennes de moyenne et grande puissance sont donc conçues avec un système de régulation de la puissance.

Les concepts de limitation de la puissance aérodynamique se divisent en trois classes soit les éoliennes à contrôle par décrochage aérodynamique passif, contrôle par variation de l'angle de calage et enfin à contrôle par décrochage aérodynamique actif.

I.6.2.1. Éoliennes à décrochage aérodynamique passif « pas fixe » :

Le premier concept exploité a été le décrochage aérodynamique passif « passive stall by aerodynamic control ». Pour ce type d'éolienne, les pales sont solidaires avec le rotor. Le profil des pales est conçu de façon à ce qu'à une certaine vitesse de vent il y ait un décrochage automatique (Figure I.19). « Lorsque la vitesse du vent augmente, l'angle d'attaque des pales augmentera également jusqu'à arriver au point de décrochage »

Le décrochage est la diminution volontaire de la portance sur la pale en provoquant de la turbulence sur la partie de la pale qui n'est pas face au vent. Ce décrochage empêche la portance d'agir sur le rotor (Figure I.20).

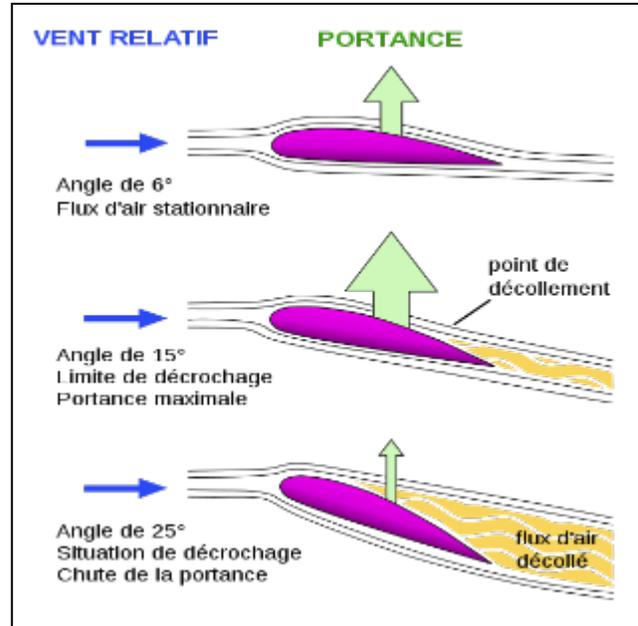


Fig. I. 19: L'éolienne à vitesse de rotation variable par décrochage aérodynamique passif

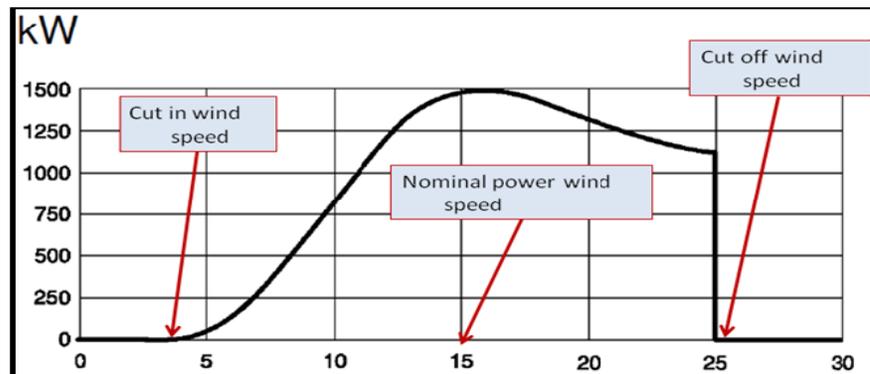


Fig. I. 20: Exemple de courbe de puissance à régulation par décrochage aérodynamique.

L'avantage de ce concept est la simplicité de la conception puisqu'il n'y a pas de roulement et de mécanisme de calage des pales ni de système de contrôle électrique. Les désavantages sont les contraintes mécaniques élevées appliquées aux pales par les rafales de vent. Une telle contrainte ne pose pas seulement de grands défis à la conception aérodynamique des pales, mais également à la conception de l'éolienne entière afin d'éviter l'apparition de grandes vibrations par le décrochage. De plus, il n'y pas de démarrage assisté de l'éolienne et il y a une variation de la puissance maximale en fonction de la densité de l'air.

I.6.2.2. Éoliennes à variation de l'angle de calage « pas variable » :

Ce type d'éoliennes utilise des pales mobiles autour de leur axe longitudinal (Figure I.21). Lorsque la vitesse du vent augmente, les pales pivotent sur elles-mêmes de manière à réduire la portée du vent qui les entraîne. Un système de contrôle avancé permet de déterminer la meilleure position des pales en fonction de la vitesse du vent et commande le système d'orientation des pales pour ajuster l'angle d'attaque (« blade pitch control »).

Lorsque le vent diminue, l'angle se retourne afin d'obtenir l'efficacité aérodynamique optimale.



Fig. I. 21: L'éolienne à vitesse de rotation variable par à variation de l'angle de calage.

Le système d'orientation des pales possède les avantages suivants :

Il permet d'effectuer un contrôle actif de la puissance pour de larges variations du vent (bien sûr en dessous de la limite de sécurité).

Il offre une production d'énergie plus importante que les éoliennes à décrochage STALL pour la plage de fonctionnement correspondant aux fortes vitesses de vent.

Il facilite le freinage de l'éolienne, en réduisant la prise du vent des pales, ce qui limite l'utilisation de freins puissants.

Il offre un démarrage assisté de l'éolienne et un arrêt d'urgence moins énergivore.

Contrairement aux turbines à pas fixe, ceux à pas variable maintiennent plus facilement la puissance produite à un niveau sensiblement constant, ce qui réduit considérablement les efforts sur les pales et les autres composantes de la turbine et permet de livrer au réseau électrique une énergie de meilleure qualité.

Les turbines à pas variable sont largement éprouvées et tendent à remplacer celles à pas fixe, surtout dans les nouvelles gammes de machines de grande taille.

I.6.2.3. Éoliennes à décrochage aérodynamique active :

Le contrôle par décrochage aérodynamique active utilise le meilleur des systèmes de contrôle de l'angle de calage et par décrochage aérodynamique passif.

Le décrochage de la pale est contrôlé en modifiant l'angle de calage afin d'obtenir un angle d'attaque plus élevé. À vitesse élevée, la pale subit un décrochage plus profond en modifiant l'angle dans la direction opposée du vent qu'avec un système de contrôle de l'angle de calage. Les avantages sont de pouvoir compenser les variations de la densité de l'air, de permettre un démarrage assisté et une limitation de puissance plus en douceur sans les grandes variations de puissance des éoliennes par contrôle de l'angle de calage.

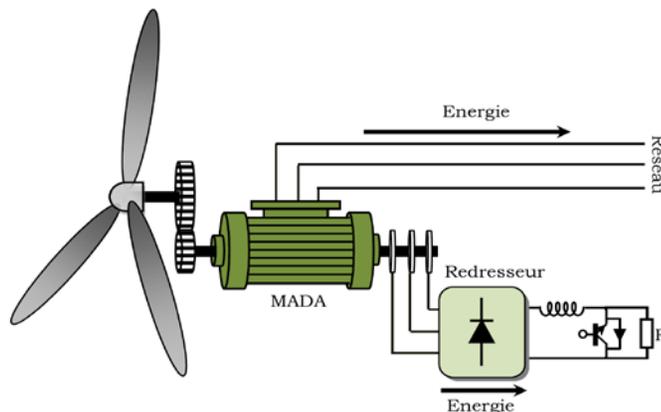
Du point de vue technique, ayant des pales mobiles, ces machines ressemblent à celles contrôlées à calage variable. Afin d'avoir un couple relativement élevé à des vitesses de vent faibles, ces éoliennes sont normalement programmées pour pivoter leurs pales de la même façon que les éoliennes à pas variable.

Cependant, lorsque l'éolienne atteint sa puissance nominale, une grande différence par rapport aux éoliennes à pas variable est à noter : si la génératrice est sur le point d'être surchargée, l'éolienne pivotera ses pales dans la direction opposée à celle dans laquelle une éolienne à pas variable l'aurait fait. En d'autres mots, au lieu de le réduire, elle augmentera l'angle d'attaque des pales du rotor pour faire décrocher les pales encore plus, perdant ainsi l'excès d'énergie du vent. Un nombre croissant des grandes éoliennes (1 MW et plus) sont conçues par ce principe.

I.7. LES DIFFERENTES TOPOLOGIES D'ALIMENTATION DE LA MADA :

I.7.1. MADA à énergie rotorique dissipée :

Cette configuration à vitesse variable est représentée sur la (figure I.22) dont le stator est connecté directement au réseau et le rotor est connecté à un redresseur. Une charge résistive est alors placée en sortie du redresseur par l'intermédiaire d'un hacheur à IGBT ou GTO. Le contrôle de l'IGBT permet de faire varier l'énergie dissipée par le bobinage rotorique et de fonctionner à vitesse variable en restant dans la partie stable de la caractéristique couple/vitesse de la machine



asynchrone. Le glissement est ainsi modifié en fonction de la vitesse de rotation du moteur [14].

Fig. I. 22: MADA avec contrôle du glissement par L'énergie dissipée.

I.7.2. MADA, structure de Kramer :

Dans le but d'augmenter le rendement de la structure du système précédent, on remplacera le hacheur et la résistance par un onduleur qui va permettre de renvoyer l'énergie de glissement vers le réseau. (Structure de Kramer, Figure (I.23)).

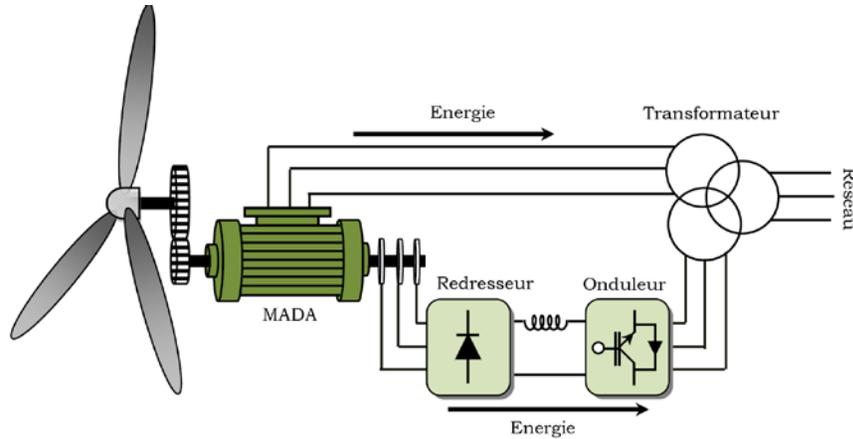


Fig. I. 23 : MADA, structure Kramer

L'ensemble redresseur-onduleur est alors dimensionné pour une fraction de la puissance nominale de la machine, ce système est avantageux s'il permet de réduire la taille du convertisseur par rapport à la puissance nominale de la machine. Afin de respecter cette contrainte, le glissement est maintenu inférieur à 30%. Le redresseur est unidirectionnel (transfert d'énergie uniquement du rotor de la machine vers le réseau) donc le système ne peut produire de l'énergie que pour des vitesses de rotation supérieures au synchronisme. Cette solution n'est plus utilisée au profit de la structure de Scherbius avec convertisseurs à IGBT, [24].

I.7.3. MADA avec cyclo-convertisseur :

Dans cette configuration, figure (I.24), l'échange d'énergie entre le rotor et le réseau est bidirectionnel. Cela permet de doubler la plage de variation de vitesse par rapport à la structure de Kramer. En effet, la variation du glissement inférieur à 30% peut être dans ce (fonctionnement hypo synchrone) ou négative (fonctionnement hyper synchrone).

L'inconvénient noté est la génération de perturbations harmoniques importantes qui nuisent au facteur de puissance du dispositif [7].

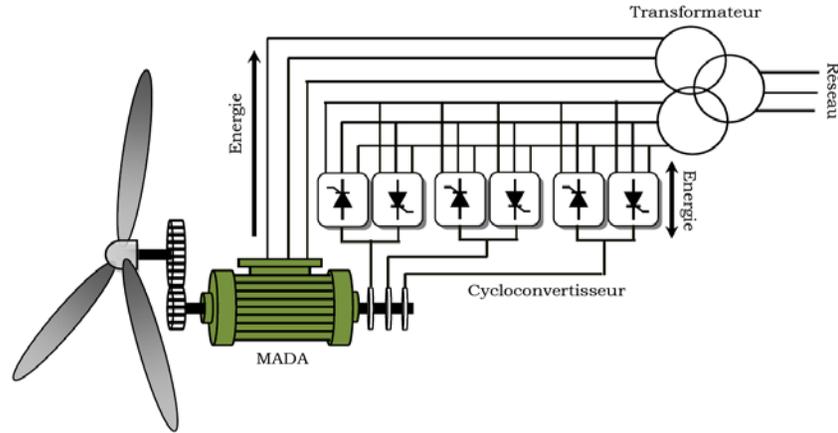


Fig. I. 24: Structure de Scherbius avec Cycloconvertisseur

I.7.4. MADA « Structure de Scherbius avec convertisseurs MLI » :

Une autre structure intéressante figure (I.25) utilise deux ponts triphasés d'IGBT commandables à l'ouverture et à la fermeture et leur fréquence de commutation est plus élevée que celle des GTO [7]. Le gain se répercute sur des perturbations moins importantes (rejet des premiers harmoniques non nuls vers les fréquences élevées par la commande MLI). En plus la bidirectionnalité du convertisseur rotorique autorise les fonctionnements hyper et hypo synchrone et le contrôle du facteur de puissance côté réseau [12].

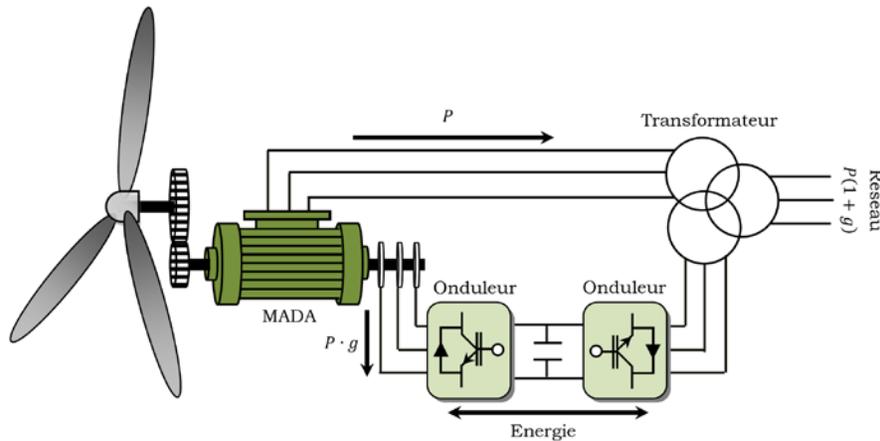


Fig. I. 25: Structure de Scherbius avec convertisseurs MLI.

I.8. LES AVANTAGES ET LES INCONVENIENTS DE MADA.

Nous introduisons brièvement dans ce paragraphe les avantages principaux et inconvénients de la machine asynchrone à double alimentation lors de son utilisation dans le domaine des vitesses variables [26, 27, 28]

I.8.1. Les avantages

Les principaux avantages de la MADA sont :

- La MADA offre de nombreux avantages qui favorisent son utilisation dans les éoliennes. Tout d'abord, elle est capable de fonctionner sur une grande plage de vitesse ce qui permet de s'affranchir de la contrainte de vitesse variable du vent. D'autre part son rendement est élevé et il est possible de contrôler à la fois le couple et le facteur de puissance.
- L'accessibilité au rotor et au stator rend la mesure des courants rotorique possible, ce qui offre une grande flexibilité et précision pour le contrôle de flux et du couple électromagnétique ;
- Elle offre plusieurs possibilités de reconfiguration grâce à sa double alimentation ce qui permet à cette dernière de trouver un large domaine d'application ;
- Elle présente une puissance massique légèrement plus élevée que les autres machines de grandes puissances ;
- Fonctionnement possible à couple constant au-delà de la vitesse nominale ;
- Le convertisseur lié au rotor est dimensionné au tiers de la puissance nominale de la machine pour une vitesse de fonctionnement autour de celle de synchronisme, dans ce cas les pertes dans les interrupteurs à semi-conducteurs sont faibles, et par conséquent un rendement élevé du système de conversion.
- Transfert bidirectionnel de la puissance rotorique [10].
- La MADA réunit les avantages de la machine synchrone et de la machine asynchrone, à savoir :
 - Fonctionnement à vitesse de rotation variable.
 - Régulation découplée des puissances active et réactive [18].

I.8.2. Les inconvénients

Comparativement à la machine asynchrone à cage, la MADA présente des inconvénients liés essentiellement au système balais-bague comme :

- Machine plus volumineuse que celle à cage grâce à la présence du système balais – bague, qui provoque des effets indésirables sur la machine comme les frottements ;
- Elle est moins fiable que celle à cage à cause de la présence du système balais-bague et le bobinage du rotor ;
- Nécessite une maintenance périodique, ce qui va augmenter le coût d'exploitation.
- Le coût total de la machine est plus important par rapport aux autres machines électriques [18].
- Néanmoins, le principal inconvénient réside dans l'utilisation de balais-collecteurs au rotor ce qui nuit à sa robustesse.

I.9. LES DIFFERENTS CONCEPTS DE LA MACHINE ASYNCHRONE A DOUBLE ALIMENTATION « MADA »:

I.9.1. Machine asynchrone à double alimentation type "rotor bobiné"

Ce type d'aérogénérateur s'est développé récemment, car la double alimentation de machine asynchrone permet une meilleure exploitation du potentiel de l'éolienne, [BOY 06]. Le stator est directement relié au réseau tandis que les grandeurs rotoriques sont commandées par un convertisseur statique (Figure I.26).

La maîtrise de l'état électromagnétique de la machine par le rotor permet de fonctionner à la fréquence et l'amplitude nominale du réseau même si le rotor s'éloigne de la vitesse de

synchronisme [13]. Le dimensionnement du convertisseur est proportionnel au glissement maximal du rotor, autrement dit, il dépend de l'écart maximal entre la vitesse de synchronisme et la vitesse réelle du rotor, [15], [13].

Si, par exemple, on a prévu une plage de variation de vitesse de $\pm 30\%$ autour du synchronisme, il faudra choisir un convertisseur d'une puissance quatre fois inférieure à la puissance nominale de génération (la plage de vitesses utiles de la MADA se situe dans une plage de 25% à 50% de la vitesse nominale), [13], [15].

Ces machines sont un peu plus complexes que des machines asynchrones à cage avec lesquelles elles ont en commun de nécessiter un multiplicateur de vitesse. Leur robustesse est légèrement diminuée par la présence de système à bagues et balais, mais le bénéfice du fonctionnement à vitesse variable est un avantage suffisant pour que de très nombreux fabricants (Vestas, Gamesa,...) utilisent ce type de machines, [23].

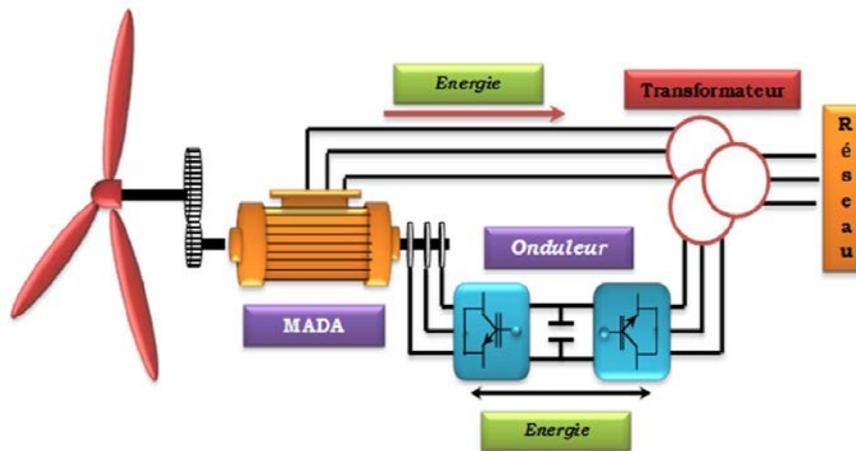


Fig. I. 26: schéma de principe d'une machine asynchrone à double alimentation (MADA) à bague /balais pilotée par le rotor .

Le résumé des points forts de la MADA sont, [13]. :

Sa capacité de commander la puissance réactive et, de cette façon, de découpler la commande des puissances active et réactive.

Il peut se magnétiser à partir du rotor sans prélever au réseau la puissance réactive nécessaire.

Il est capable d'échanger de la puissance réactive avec le réseau pour faire la commande de tension.

La taille du convertisseur n'est pas simplement en rapport avec la puissance totale du générateur, mais aussi avec la gamme de vitesse choisie. En fait, le coût du convertisseur augmente avec la gamme de vitesse autour de la vitesse de synchronisme.

Son inconvénient réside dans la présence obligatoire de bagues et balais. Pour remédier le problème de la présence de bague-balais, les chercheurs : [29], [30], [31],[32], [33], [34], [35], [28], [36]etc. proposent une autre structure qui s'appelle machine asynchrone à double alimentation sans balais

(brushless). On envisage même l'utilisation de deux machines sur le même arbre, l'une servant à la production électrique et l'autre à l'alimentation des enroulements rotoriques du premier (cascade).

I.9.2. Machine Asynchrone à double alimentation en cascade :

Cette configuration de machine essaie d'allier les avantages de la MAC et de la MADA. Elle peut être considérée comme la première réalisation pratique d'une machine tournante sans balais doublement alimentée [28]. Un des bobinages du stator, appelé Bobinage de Puissance (BP), est directement relié au réseau, tandis que l'autre, appelé Bobinage de Commande (BC), est alimenté par un convertisseur bidirectionnel (figure I.27). La puissance à travers l'ensemble convertisseur/BC est proportionnelle au glissement du rotor (BP). La maîtrise de l'état électromagnétique de la machine est assurée par le bobinage de commande, ce qui permet de générer dans le bobinage de puissance une tension à la fréquence et amplitude nominales du réseau même si le rotor s'éloigne de la vitesse synchronique, [36], [27].

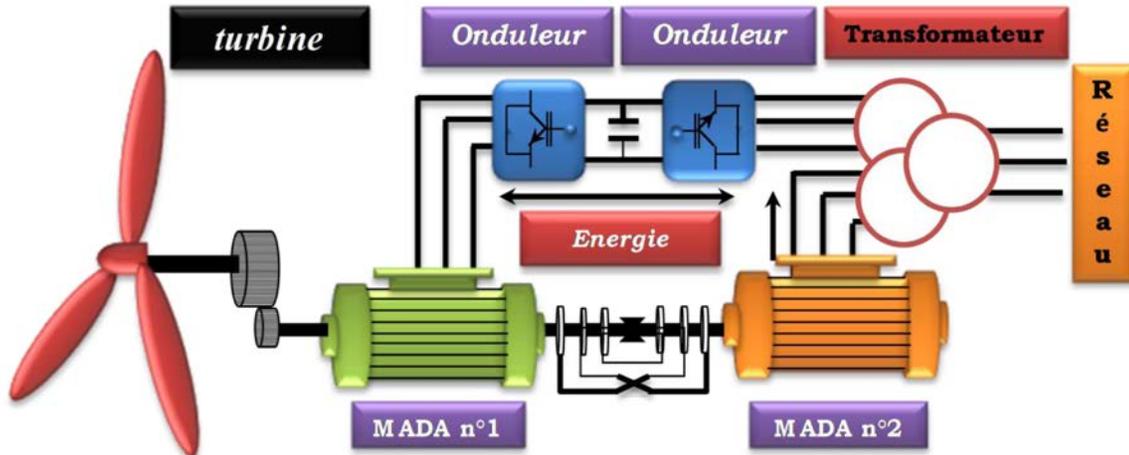


Fig. I. 27: Principe de fonctionnement de deux machines asynchrones en cascade.

Les deux stators peuvent être inclus dans la même carcasse et le rotor peut adopter une structure à cage (Figure I.21) [28], [36]. Les barres rotoriques sont croisées entre les deux machines, [27].

I.9.3. Machine Asynchrone à double alimentation sans balais (MADASB)

La cascade est une association de deux MADA (figure I.28) que nous considérons comme distinctes (i.e. indépendantes). Afin d'optimiser et d'éviter l'encombrement de celui-ci. On place les enroulements des deux MADA dans des encoches communes : on parle alors de SF-CDFIG (Single Frame-Cascaded Doubly Fed Induction Generator) [28], [36].

Dans une telle machine, des couplages magnétiques entre machines sont inévitables et il y a des précautions à prendre dans la conception pour les rendre nuls, en théorie, ou tout du moins aussi faibles que possible en pratique. Le point essentiel porte sur les nombres de paires de pôles des deux MADA. Afin d'obtenir deux MADA découplés magnétiquement, il faut que le flux créé par

le stator de l'une ait une résultante nulle sur le stator de l'autre. Il est aisé de découpler deux bobinages en les plaçant en quadrature. Or, ici nous devons découpler des enroulements triphasés entre eux et il n'est donc pas possible dans ce cas d'obtenir un découplage par un simple décalage angulaire. Il est possible de effectuer le découplage par le choix judicieux des nombres de paires de pôles des deux MADA, comme cela est illustré par le schéma de la figure (I.30). On notera que les enroulements rotoriques peuvent être construits sous la forme d'une cage (figure I.29) d'après [36]. Et la construction du rotor fait d'une façon à respecter le couplage magnétique croisé entre les deux bobinages stator.

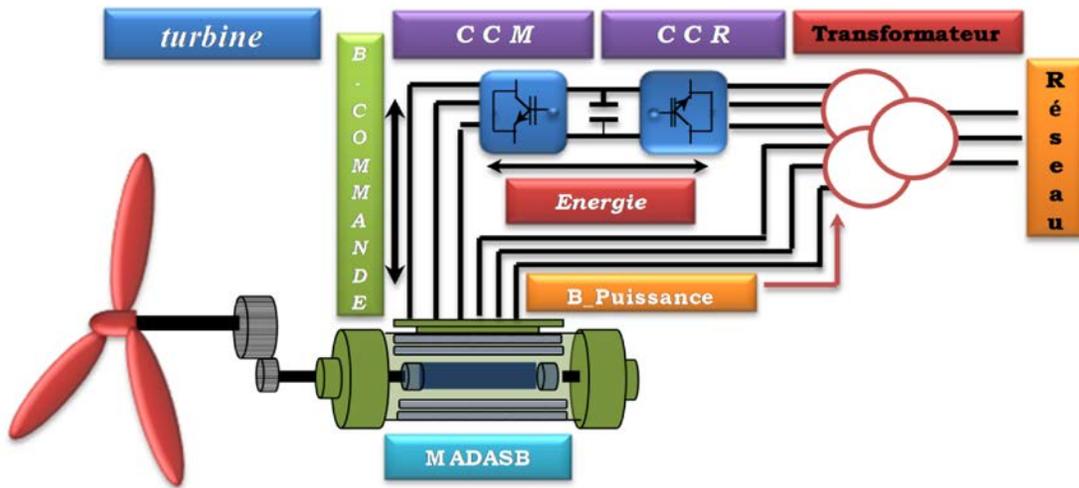


Fig. I. 28 : machine asynchrone à double alimentation sans balais avec rotor à cage ou réluctant



(a)



(b)

Fig. I. 29: (a) Rotor sans conducteur : (b) Rotor Bobiné [RUN 06].

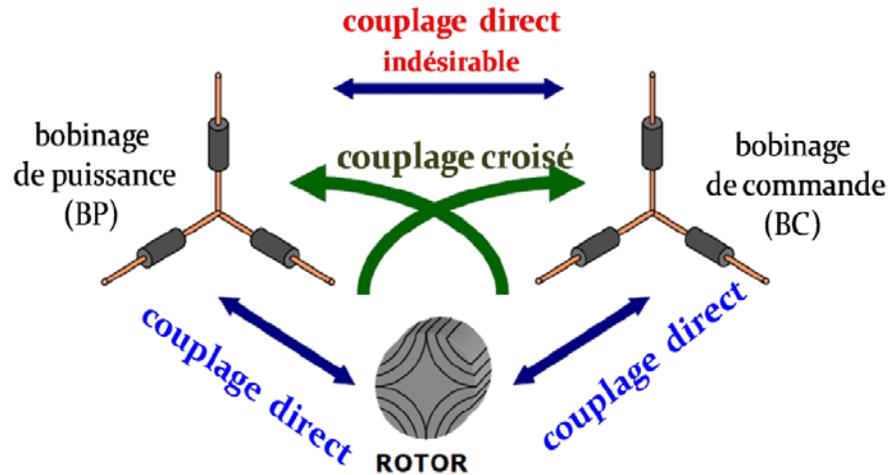


Fig. I. 30: Schéma de couplage croisé entre les deux stators.

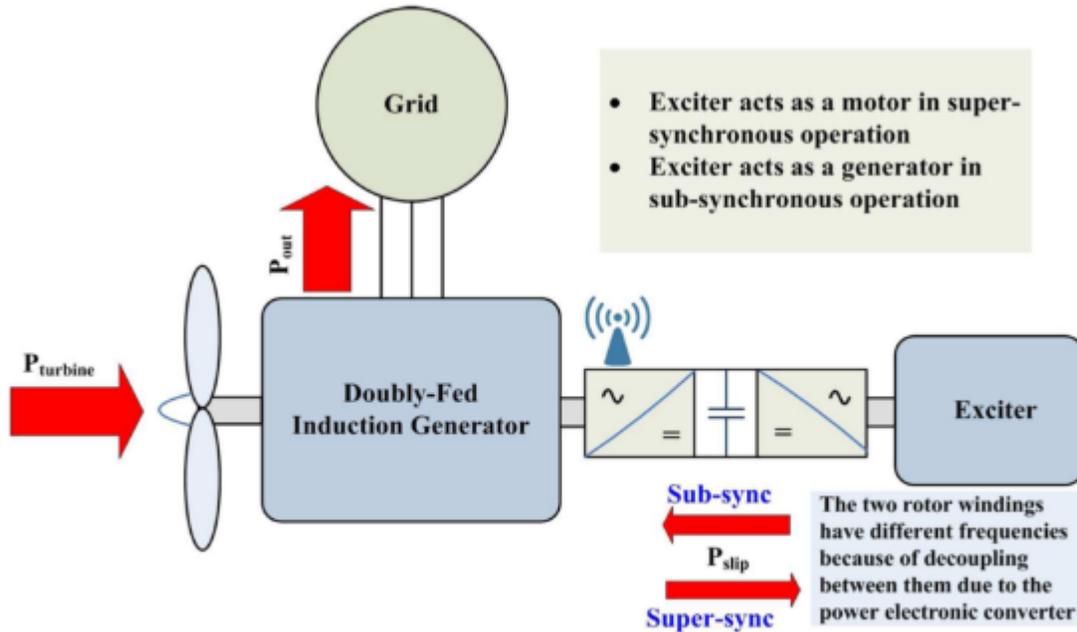
I.9.4. Machine Asynchrone à double alimentation avec convertisseur statique rotatif (RPE-BDFIG) :

Malgré le fait que beaucoup de recherches ont été effectuées dans les deux dernières décennies sur BDFIG, ce type de machine n'a pas été en mesure d'atteindre le succès commercial comme on s'y attendait. L'une des raisons principales qui a été elle emploie deux machines asynchrones et donc la densité de puissance est faible. En outre la machine souffre d'un faible facteur de puissance. Par conséquent, une variante de configuration de la topologie sans balai (RPE-BDFIG) est en cours de développement où la deuxième machine d'induction (machine auxiliaire) dans le BDFIG est remplacée par une machine synchrone et de la puissance des convertisseurs électroniques sont déplacés du stator de la machine auxiliaire entre les rotors des deux machines. Il est prévu que, ce faisant, un meilleur contrôle du facteur de puissance sur une large gamme de puissance inférieure du convertisseur électronique de puissance et de petite taille de la machine peut être atteint. En outre, il est prévu que la nouvelle configuration se traduira par une densité de puissance plus élevée que le BDFIG classique.

Le principe de fonctionnement de base de (RPE-BDFIG) est basé sur le même principe que celui de la machine classique à bague collectrice (MADA), mais sans l'utilisation de carbone brosses et les bagues collectrice, ces-à-dire des moyens de récupération de puissance de glissement est sans balai dans la nature.

Le RPE-BDFIG se compose de deux machines comme le montre la figure I.31.; l'un est la machine principale qui est une machine à induction à rotor bobiné (également dénommé à induction à double

alimentation du générateur (DFIG)) et l'autre machine est l'excitateur qui est modélisée comme une machine synchrone.



Configuration of the Rotating Power Electronic Converter Brushless Doubly-Fed Induction Generator.

Fig. I. 31 : MADA sans balais à convertisseurs statiques rotatifs.

Les deux machines sont couplées mécaniquement et donc tournent avec la même vitesse. Toutefois, contrairement à (BDFIG), les rotors des deux machines ne sont pas couplés électriquement mais seulement par un organisme du circuit intermédiaire, à savoir les enroulements de rotor des deux machines sont reliés entre eux par deux convertisseurs électroniques de puissance.

Par conséquent, la fréquence et l'amplitude des courants et des tensions sont différentes dans les deux rotors. Ceci est en contraste avec la BDFIG où rotors des deux machines doivent avoir des courants de même fréquence pour un fonctionnement stable de l'unité. En outre des moyens mécaniques sont utilisés pour récupérer le pouvoir de glissement (contrairement BDFIG où la récupération de puissance de glissement est de nature électrique) qui est ensuite ajouté à l'arbre principal.

Cela implique que l'excitateur agit comme un dispositif de transfert de puissance transférer de la puissance du rotor de la machine à induction (de nature électrique) à l'arbre commun (de nature mécanique) et vice versa.

Les avantages potentiels de cette structure sont, [36] :

Dimensionnement du convertisseur à une puissance plus petite que la puissance nominale de génération (avantage équivalent à celui de la MADA).

Machine robuste avec une capacité de surcharge grande et une facilité d'installation dans des environnements hostiles (avantage équivalent à celui de la MAC).

Coûts d'installation et de maintenance réduits par rapport à la topologie MADA.

Élimination des oscillations produites par le rotor bobiné.

I.10. CROISSANCE EN PUISSANCE ET EN TAILLE DES ÉOLIENNES SUR L'HORIZON 1980 A 2015 :

La puissance et les dimensions des turbines ont fortement évolué durant ces 25 dernières années. En effet, en 1997, les plus grandes turbines livraient une puissance nominale d'à peine 500 à 600 kW, En moins de 15 ans, la puissance d'une éolienne a été multipliée par 10. La puissance nominale des éoliennes de grande taille varie aujourd'hui entre 600 kW et 8 MW, comparativement aux éoliennes de 25 kW du début des années 1980. La puissance moyenne des éoliennes installées au cours de l'année 2012 s'élevait à 6 MW. La figure I.23 illustre l'évolution dans le temps de la taille et la puissance des éoliennes dans le monde [21]. Les plus importants manufacturiers d'éoliennes dans le monde ont déjà sur leur ligne de production des machines de puissance comprise entre 2,5 et 8 MW.

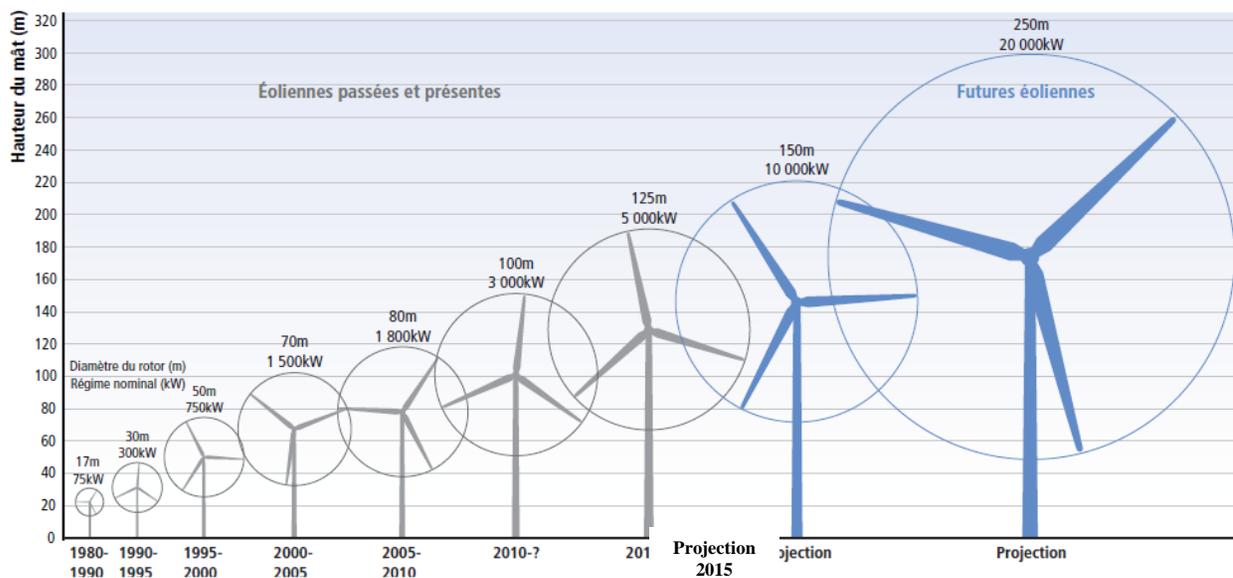


Fig. I. 32: L'Augmentation de la taille moyenne des éoliennes commerciales avec le temps.[21]

L'intérêt d'une éolienne de grande taille est de maximiser la quantité d'énergie produite par éolienne, et de réduire les coûts de production et de maintenance par effet d'échelle : il faudra moins d'éoliennes pour équiper les parcs. La plus grande éolienne en exploitation (jusqu'à l'année 2014) est le model V164, de puissance de 8 MW, de la société Vestas qui balaye une surface équivalente à 3 terrains de football. Elle possède un mat de 140 mètres de haut et un rotor de 164 mètres de diamètre. Lorsque l'une de ses trois pâles de 80 mètres est la verticale, l'éolienne atteint une hauteur totale de 220 mètres. Cette turbine capable d'alimenter 7.500 foyers en électricité.

I.10.1. La technologie adoptée pour les futures éoliennes :

Le premier prototype offshore, de 10 MW, devrait être construit en 2015 en Norvège, avec un budget estimé à 22 millions d'euros, Alors que les prototypes actuellement en phase de conception dans les bureaux d'études visent des puissances de 15 à 20 MW. Ces machines seront surtout destinées principalement à équiper des sites marins où la force et la régularité des vents permettront d'exploiter au mieux leur potentiel.

La génératrice du futur éolienne est entraînée directement, c'est à dire sans boîte de vitesse (figure I.33). Cela permet de minimiser la probabilité de défaillance du système globale en réduisant le nombre de composante. L'éolienne utilise la technologie d'induction à flux axial et se distingue par le fait que le stator ne contienne pas de fer. Le stator se compose normalement d'un noyau de fer entouré de cuivre, le futur stator en développement est entièrement constitué de cuivre, d'ou beaucoup de poids sera réduit ainsi les forces d'attractions magnétiques entre le stator et le rotor seront limitées. Ces solutions uniques permettent la conception de machines de puissance de 10 MW et plus, là où les projets conventionnels sont généralement limités à 7 ou 8 MW en raison de la taille des composants. Le diamètre du rotor devrait être d'au moins 145 mètres. Cette technologie permettrait de réduire les coûts au kilowattheure de 15 à 20% par rapport aux installations éoliennes classiques d'aujourd'hui [22].



Fig. I. 33 : l'aérogénérateur prototype 10 MW de la société Sway Turbine,

I.10.2. Évolution du prix de revient de l'énergie éolienne sur l'horizon 2004 à 2014 :

L'augmentation de la taille des éoliennes est un des principaux facteurs favorisant la réduction du prix de revient de cette filière. En effet, une éolienne de plus grande taille signifie :

- Hauteur plus élevée signifie un accès à des vitesses des vents plus grands et perpétuels et par conséquent une augmentation de l'efficacité de l'éolienne.
- Une réduction du coût des composantes de l'éolienne grâce à l'économie d'échelle, résultant en un coût relativement plus faible des éoliennes (par kW de puissance nominale);
- Une réduction du coût des travaux de construction considérant le nombre moins important de fondations, de chemins et de raccordements entre les éoliennes pour une puissance nominale donnée;
- Une réduction des frais d'opération et d'entretien par kWh produit en tenant compte du nombre moins important d'éoliennes à exploiter pour une puissance donnée.
- En plus des gains découlant de l'économie d'échelle, la filière éolienne a connu et connaîtra encore une réduction de son prix de revient pour les raisons suivantes :
 - L'accès à l'électronique de puissance (de moins en moins coûteux);
 - L'évolution des matériaux (de plus en plus légers);
 - Une plus grande efficacité sur le plan aérodynamique (pales), mécanique et électrique (engrenage, génératrice, utilisation de la vitesse variable);
 - L'utilisation de systèmes de contrôle plus performants;
 - Une plus grande fiabilité des éoliennes;
 - Une meilleure capacité à répertorier les bons gisements, à les évaluer avec précision et à configurer les parcs de manière optimale;
 - L'accès à du financement moins coûteux (considérant la plus grande maturité de la filière).

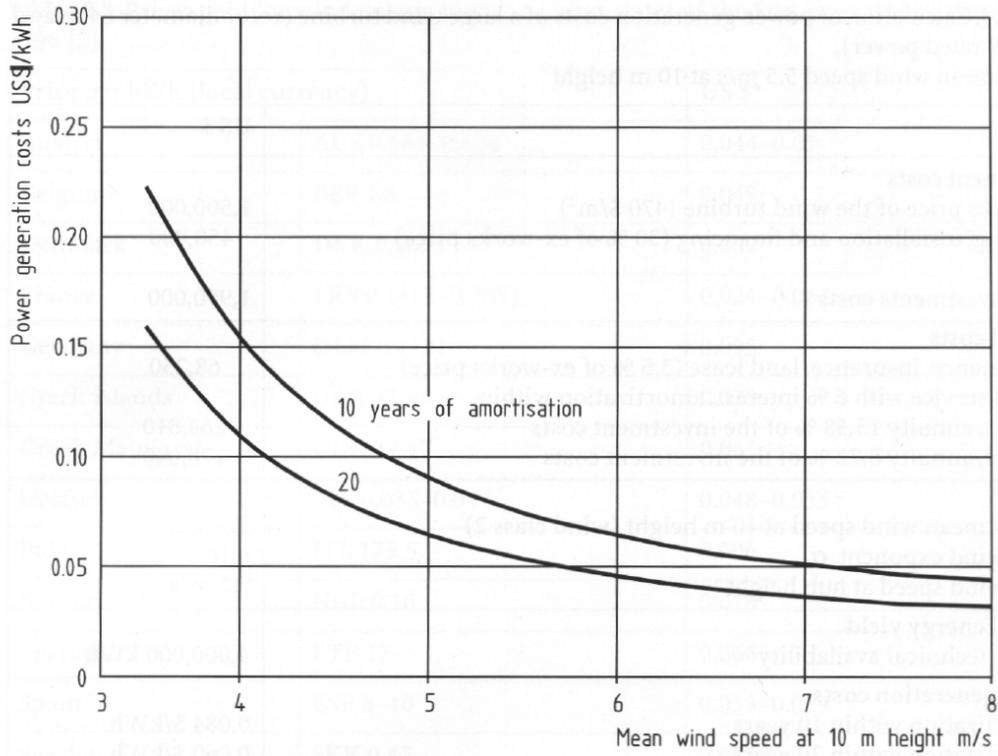
Pour les raisons qui précèdent, l'on convient que le prix de revient de la filière éolienne continuera de diminuer, à un rythme sur lequel tous ne s'entendent toutefois pas.

De manière générale, l'énergie éolienne est présentement compétitive par rapport aux formes conventionnelles d'énergie (énergies fossiles et nucléaires) si l'on comptabilise ses avantages sociaux et ses bénéfices environnementaux.

Par ailleurs, plusieurs organisations internationales (n'ayant pas d'intérêt particulier pour le déploiement de l'énergie éolienne) comme l'Agence internationale de l'énergie atomique, considèrent que l'énergie éolienne deviendra compétitive avec les énergies fossiles et l'énergie nucléaire sans égard aux considérations sociales et environnementales. En s'appuyant sur divers études et rapports, la réduction du coût de l'énergie éolienne est donnée selon des scénarios optimistes pour certains et conservateurs pour d'autres.

Le prix de revient du kWh est fonction de la vitesse du vent sur le site de production.

La figure I.34 montre, pour deux durées d'amortissement 10 et 20 ans et pour une machine de 40 m de diamètre du rotor 500 kW, le prix de revient du kWh est inversement proportionnel de la vitesse moyenne du vent [18].



Power-generation costs of a medium-sized wind turbine with 40 m rotor diameter and 500 kW rated power in dependency of the annual mean wind speed at 10 m height and the amortization time

Fig. I. 34 : prix de revient du kW.h éolien.

I.11. CONCLUSION :

Ce chapitre nous a permis de dresser un panel de solutions électrotechniques possibles pour la production d'énergie électrique grâce à des turbines éoliennes.

En premier temps, un aperçu sur l'historique et l'évolution de l'éolien dans le monde à été présenté. Après, un rappel de notions nécessaires à la compréhension du système de conversion de l'énergie éolienne, différents types d'éoliennes et leur mode de fonctionnement ont été décrits.

L'aspect aérodynamique de la conversion de l'énergie éolienne est aussi détaillé dans ce chapitre, on distingue trois techniques utilisées dans le contrôle de la puissance de la turbine éolienne en se basant sur le profil des pales (décrochage aérodynamique passif et actif) et contrôle par variation de l'angle de calage (Pitch). Le contrôle au niveau de la génératrice et la transmission au réseau, nous offre deux structures essentielles (entraînement à vitesse fixe et variable). Les entraînements à vitesse fixes ont tendance à disparaître devant les structures à vitesse variable.

Le concept technologique à axe horizontal, à trois pales constitue l'éolienne moderne d'aujourd'hui. Ce concept ne semble pas devoir changer dans les années à venir et ce, même si des concepteurs mettent à jour des maquettes de conception diverses. L'évolution de la technologie des éoliennes a été motivée par des paramètres de fiabilité et de performance qui sont directement liés aux ceux des composantes éoliennes.

Aujourd'hui la tendance est vers des structures entièrement interfacées avec ou sans multiplicateur de vitesse suivant le type de machine. Cette solution a l'avantage de pouvoir optimiser au mieux la production d'énergie et offre grâce à son interface une grande souplesse d'adaptation aux conditions techniques de raccordement.

CHAPITRE II .

Modélisation et commande de la partie mécanique du Système de Conversion Eolienne

II.1. INTRODUCTION :

Dans ce chapitre, on s'intéresse essentiellement à la modalisation et commande de la partie mécanique du Système de Conversion Eolienne basé sur une machine asynchrone à double alimentation (MADA).

Dans un premier temps, on a modélisé chaque élément de ce système de conversion éolienne, tels que la turbine éolienne et ses parties mécaniques et ensuite la stratégie MPPT (Maximum Power Point Tracking) pour extraire le maximum de la puissance produite par ce générateur. Les divers modèles développés sont utilisés dans le processus de conception globale du système éolienne afin d'estimer ses performances sur toute la plage d'utilisation, ou de simuler les comportements lors de régimes de fonctionnement particuliers.

Tous les modèles ont été développés en vue d'une exploitation par le logiciel MatLab/Simulink, qui permet de mettre en place assez rapidement des modèles ainsi que les lois de commande associées.

Afin d'examiner les performances globales de la partie mécanique de l'aérogénérateur, on a appliqué à la turbine un profil du vent particulier correspond à des mesures effectuées dans un site réel par EDF.

Nous présentons, dans cette partie, la théorie qui définit la transformation de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Par la suite, on présente les modèles aérodynamiques et mécaniques, ainsi la commande et simulation de la turbine que nous avons considérée.

II.2. MODELISATION DE LA PARTIE MECANIQUE DU SYSTEME EOLIENNE :

Dans cette partie, on présente les principes de base de l'interaction entre les pales de la turbine éolienne et le vent pour en déduire les expressions simplifiées de la puissance convertie.

Les hypothèses principales adoptées sont les suivantes :

- Dans le cas du vent, on suppose l'existence d'un champ de vecteurs vitesses de vent homogène dans l'espace et en régime permanent dans le temps, l'existence d'un régime d'écoulement d'air laminaire (non-turbulent), une densité et une température de l'air homogènes dans l'espace.
- Dans le cas du multiplicateur à engrenages, on prend en compte uniquement les frottements visqueux associés aux parties tournantes et au lubrifiant. Le modèle de la masse de ce composant est principalement basé sur les données fournies par les constructeurs.

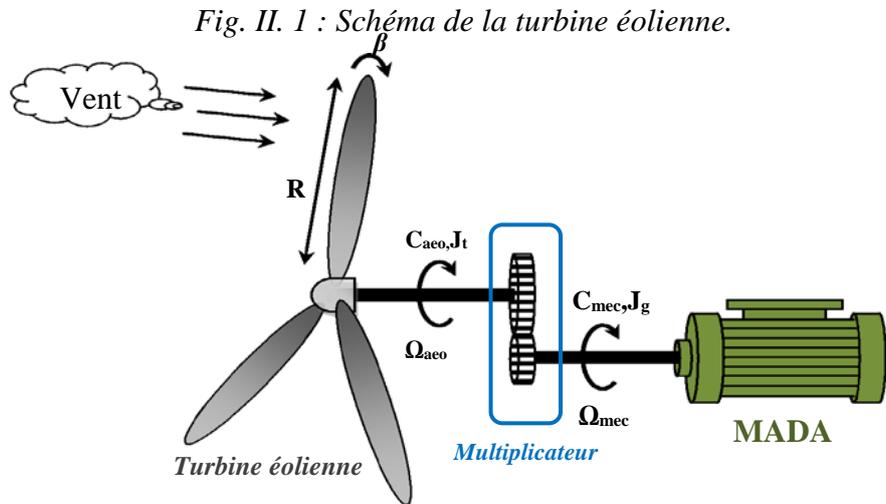
Ces hypothèses sont communément adoptées dans la littérature spécialisée qui sera citée aux endroits où cela sera nécessaire.

II.2.1. Principe :

L'éolienne capte l'énergie cinétique du vent et la convertit en un couple qui fait tourner les pales du rotor. Trois facteurs déterminent le rapport entre l'énergie du vent et l'énergie mécanique récupérée par le rotor : La densité de l'air, la surface balayée par le rotor et la vitesse du vent.

La densité de l'air et la vitesse du vent sont des paramètres climatologiques qui dépendent du site [42]. Le dispositif, qui est étudié ici, est constitué d'une turbine éolienne comprenant des pales de longueur R entraînant un générateur à travers un multiplicateur de vitesse de gain G .

Le dispositif est illustré comme suit :



- J_t : Le moment d'inertie de la turbine ;
- J_g : Le moment d'inertie du générateur ;
- f_v : Le coefficient dû aux frottements visqueux du générateur ;
- $C_{aér}$: Le couple mécanique sur l'axe de la turbine ;
- C_{mec} : Le couple mécanique sur l'Arbre du générateur ;
- $\Omega_{aér}$: La vitesse de rotation de la turbine ;
- Ω_{mec} : La vitesse de rotation du générateur ;
- β : angle de calage des pales de turbine.

II.2.2. Modèle du vent

Les propriétés dynamiques du vent sont capitales pour l'étude de l'ensemble du système de conversion d'énergie car la puissance éolienne, dans les conditions optimales, évolue au cube de la vitesse du vent. La vitesse du vent est un vecteur tridimensionnel. Néanmoins, la direction du vecteur de vitesse du vent considéré dans ce modèle se limite à une dimension, [39].

La vitesse du vent est généralement représentée par une fonction scalaire qui évolue dans le temps.

$$v_V = f(t) \quad (II.1)$$

La vitesse du vent sera modélisée, dans cette partie, sous forme déterministe par une somme de plusieurs harmoniques [39] :

$$v_v(t) = 10 + 0.2 \sin(0.1047t) + 2 \sin(0.2665t) + \sin(1.2930t) + 0.2 \sin(3.6645t) \quad (II.2)$$

Il est à signaler que ce profil de vent particulier correspond à des mesures effectuées par EDF sur le site du canal des dunes [39].

II.2.3. Modèle du disque actif, [40]

En mécanique des fluides, le disque actif est défini comme une surface de discontinuité où des forces de surface agissent sur l'écoulement. Ce modèle est extrêmement simplifié et repose sur les hypothèses suivantes :

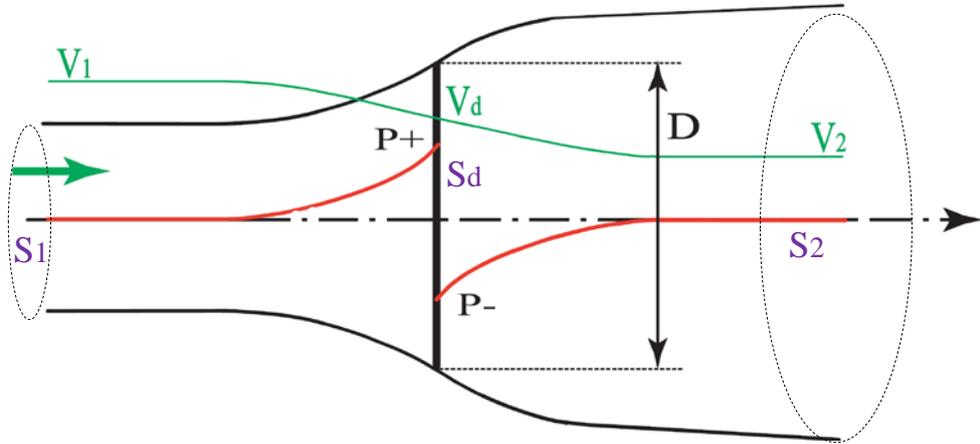


Fig. II. 2 : Modélisation du rotor éolien par un disque actif, [42].

La géométrie du rotor est simplifiée et ce dernier n'est représenté que par un disque d'épaisseur nulle de diamètre D . Le fluide est incompressible, non visqueux et non pesant.

Les vitesses V_1 à l'infini amont, V_d dans le plan du disque et V_2 dans la veine à l'infini aval sont uniformes et axiales.

L'énergie spécifique de l'écoulement comporte deux parties : cinétique et potentielle de pression.

La vitesse axiale dans le plan de rotation est définie en fonction de la vitesse à l'infini amont par l'introduction du facteur d'induction axial « a », qui est défini comme étant la proportion de la réduction de vitesse entre le vent incident et le vent passant à travers le rotor [40]. Soit :

$$a = \frac{V_1 - V_d}{V_1}$$

Donc

$$V_d = (1 - a)V_1 \quad (\text{II.3})$$

II.2.3.1. Équation de continuité

L'application de l'équation de continuité permet d'écrire :

$$\rho S_1 V_1 = \rho S_d V_d = \rho S_2 V_2 \quad (\text{II.4})$$

On désigne par S , S_2 et S_d les surfaces du disque traversées par le vent.

II.2.3.2. Bilan de quantité de mouvement

Quand le vent passe dans le tube de courant comportant le disque actif, il y a un changement de vitesse égal à $(V_1 - V_2)$, et le taux de variation de quantité de mouvement est égal à la somme des efforts extérieurs appliqués. Comme le tube de courant est complètement entouré par le vent à la pression atmosphérique, les forces à l'origine du changement de quantité de mouvement viennent uniquement de la différence de pression créée par le disque actif, [40].

$$(P_d^+ - P_d^-)S_d = (V_1 - V_2)\rho S_d V_1(1 - a) \quad (\text{II.5})$$

Pour obtenir la différence de pression, nous utilisons l'équation de Bernoulli entre l'infini amont et le disque et entre le disque et l'infini aval, [40] :

A l'amont,

$$P_1 + \frac{1}{2}\rho V_1^2 = P_d^+ + \frac{1}{2}\rho V_d^2 \quad (\text{II.6})$$

A l'aval,

$$P_1 + \frac{1}{2}\rho V_2^2 = P_d^- + \frac{1}{2}\rho V_d^2 \quad (\text{II.7})$$

D'où :

$$\Delta P = (P_d^+ - P_d^-) = \frac{1}{2}\rho(V_1^2 - V_2^2) \quad (\text{II.8})$$

A l'aide des équations (II.3), (II.5) et (II.8) on trouve que :

$$V_2 = (1 - 2a)V_1 \quad (\text{II.9})$$

En comparant les équations (II.3) et (II.9) on trouve que la vitesse induite dans le plan du rotor est égale à la moitié de la vitesse induite à l'infini aval, [40].

II.2.3.3. Coefficient de puissance :

D'après les équations (II.5) et (II.9), on exprime la force appliquée sur le disque actif [40]:

$$F_{\text{force}} = (P_d^+ - P_d^-)S_d = 2\rho S_d V_1^2 a(1 - a) \quad (\text{II.10})$$

La puissance transmise au disque est :

$$P = F_{\text{force}} V_d = 2\rho S_d V_1^3 a(1 - a)^2 \quad (\text{II.11})$$

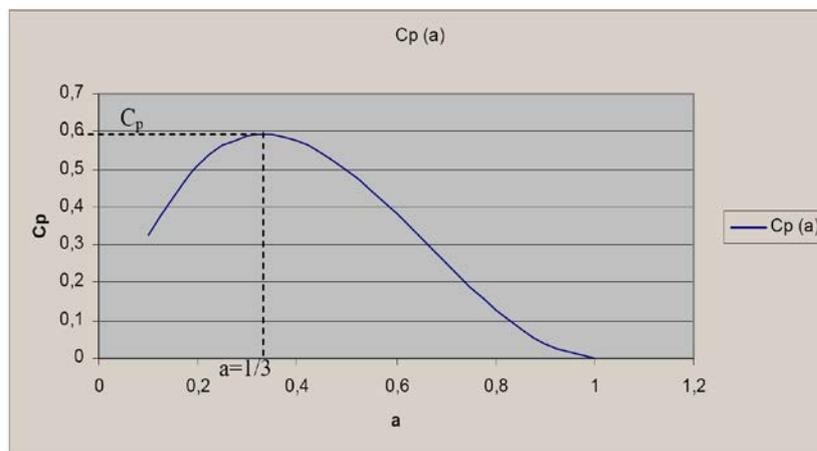
Le coefficient de puissance est défini par le rapport entre la puissance transmise au disque actif et une valeur de référence correspondant à la puissance du vent amont traversant une surface égale à celle du disque actif, [40] :

$$C_p = \frac{2\rho S_d V_1^3 a(1-a)^2}{2\rho S_d V_1^3} \quad (\text{II.12})$$

$$\text{Donc} \quad C_p = 4a(1 - a)^2 \quad (\text{II.13})$$

II.2.3.4. Limite de Betz :

La figure II.3 montre l'évolution du coefficient de puissance C_p fonction du facteur d'induction axial a . [39] :



:

Fig. II. 3 : Évolution du coefficient de puissance

La valeur maximale de C_p est déterminée par, [40] :

$$\frac{dC_p}{da} = 4a(1-a)(1-3a) = 0 \text{ Soit } a = \frac{1}{3} \text{ (II.14)}$$

Ce qui correspond au coefficient de puissance maximale,

$$C_{p_{\max}} = \frac{16}{27} = 0.593 \quad \text{(II.15)}$$

Cette valeur est appelée la limite de Betz et montre la limite supérieure théorique de la puissance que l'on peut extraire du vent incident avec une éolienne, [40]. Cette limite n'est en réalité jamais atteinte et chaque éolienne est définie par son propre coefficient de puissance exprimé en fonction de la vitesse relative λ . Figure (II.3).

II.2.4. Action du vent sur les pales de la turbine :

L'action de l'air en mouvement va se traduire par des forces appliquées en chaque point de la surface. Les pales ont un profil aérodynamique présenté sur le schéma de la figure II.4, [42].

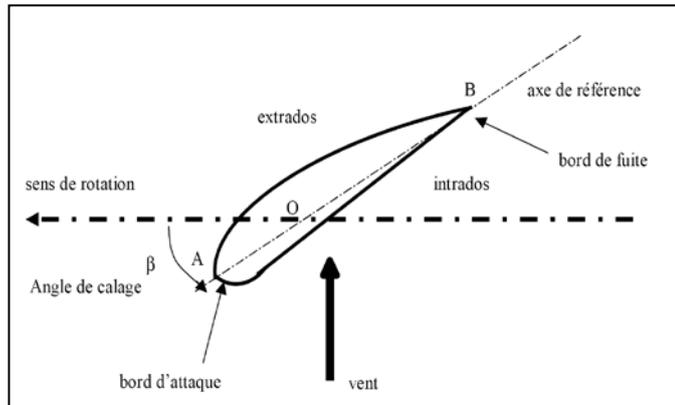


Fig. II. 4 : Éléments caractéristiques d'une pale, [41].

On remarque plus particulièrement les éléments suivants, [40] :

- Extrados : dessus de la pale
- Intrados : dessous de la pale.
- Corde l : longueur du profil du bord d'attaque au bord de fuite [A-B]
- Angle de calage β (inclinaison de l'axe de référence par rapport au plan de rotation) .Les

profils sont généralement de type plan-convexe (l'intrados est plan alors que l'extrados est convexe) ou alors biconvexe (l'intrados et l'extrados sont convexes). Ils sont normalisés et les paramètres sont bien définis, [40].

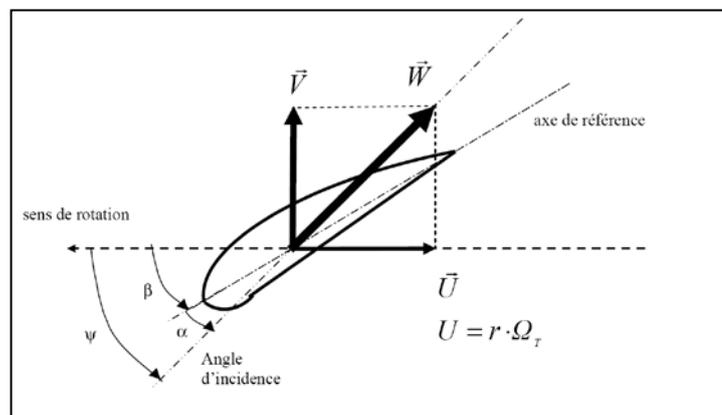


Fig. II. 5 : Directions du vent sur un tronçon de pale, [41]

Du fait de la rotation de la pale, le « tronçon » de largeur dr située à une distance r du moyeu est soumis à la fois au vent incident de vitesse \vec{V} et à un vent relatif de vitesse \vec{U} dirigée dans le sens contraire de la rotation de vitesse $\Omega_{aér}$, [41].

$$\mathbf{U} = \mathbf{r} \cdot \Omega_{aér} \quad (\text{II.16})$$

La vitesse résultante W du vent « apparent » s'écrit donc :

$$\vec{W} = \vec{V} + \vec{U} \quad (\text{II.17})$$

La vitesse résultante du vent « apparent » \vec{W} fait un angle d'attaque ψ avec le plan de rotation. Cet angle s'écrit :

$$\psi = \text{Arctan}\left(\frac{V}{U}\right) \quad (\text{II.18})$$

On introduit alors l'angle dit d'incidence, noté α entre l'axe de référence de la pale β et la direction du vent apparent ψ :

$$\alpha = \psi - \beta \quad (\text{II.19})$$

L'action du vent relatif sur un profil aérodynamique engendre sur la section de pale dS de largeur dr et de longueur de corde l à une distance r de l'axe de rotation une force résultante $d\vec{F}$:

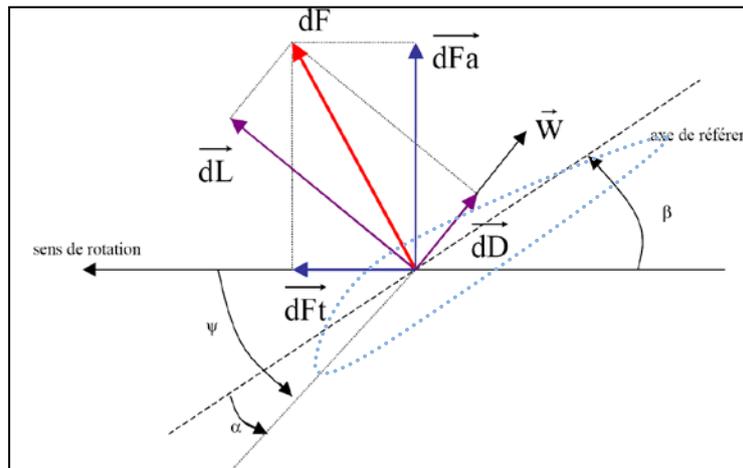


Fig. II. 6 : Forces appliquées sur un élément de pale, [41].

On peut décomposer la force résultante $d\vec{F}$ de la manière suivante :

- La portance $d\vec{L}$, normale à la direction du vent apparent ;
- La force de trainée $d\vec{D}$, parallèle à la direction du vent.

On peut aussi la décomposer d'une autre manière :

- La poussée axiale $d\vec{F}_a$, perpendiculaire au plan de rotation ;
- La poussée tangentielle $d\vec{F}_t$, dans la direction de rotation.

On déduit aisément les expressions de la poussée axiale et tangentielle en fonction de la portance et de la trainée à partir du schéma précédent, [41] :

$$\begin{aligned} dF_t &= dL \cdot \sin(\psi) - dD \cdot \cos(\psi) \\ dF_a &= dL \cdot \cos(\psi) + dD \cdot \sin(\psi) \end{aligned} \quad (\text{II.20})$$

C'est le couple résultant de l'ensemble des forces tangentielles qui va provoquer la rotation de la turbine. Les modules des forces $d\mathbf{L}$ et $d\mathbf{D}$ s'expriment en fonction de deux coefficients, le coefficient de portance C_L et le coefficient de traînée C_D , [40]:

$$\begin{aligned} d\mathbf{L} &= \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot W^2 \cdot dS \cdot C_L \\ d\mathbf{D} &= \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot W^2 \cdot dS \cdot C_d \end{aligned} \quad (\text{II.21})$$

Avec, $dS = l(r)dr$: surface du tronçon de pale.

Ces coefficients C_L et C_D dépendent fortement de l'angle d'incidence α (Figure II.6). Pour des angles α faibles, l'écoulement de l'air le long de la pale est laminaire et est plus rapide sur l'extrados que sur l'intrados. La dépression qui en résulte à l'extrados crée la portance. C'est cette force qui soulève un avion et qui lui permet de voler. Ici, elle « aspire » la pale vers l'avant. Si α augmente, la portance augmente jusqu'à un certain point puis l'écoulement devient turbulent. Du coup, la portance résultant de la dépression sur l'extrados disparaît. Ce phénomène s'appelle le décrochage aérodynamique, [41].

Cependant, les concepteurs de pales ne se préoccupent pas uniquement de la portance et du décrochage. Ils prêtent également beaucoup d'attention à la résistance de l'air, appelée aussi dans le langage technique de l'aérodynamique, la traînée. La traînée augmente en général si la surface exposée à la direction de l'écoulement de l'air augmente. Ce phénomène apparaîtra ici pour des angles α importants, [41].

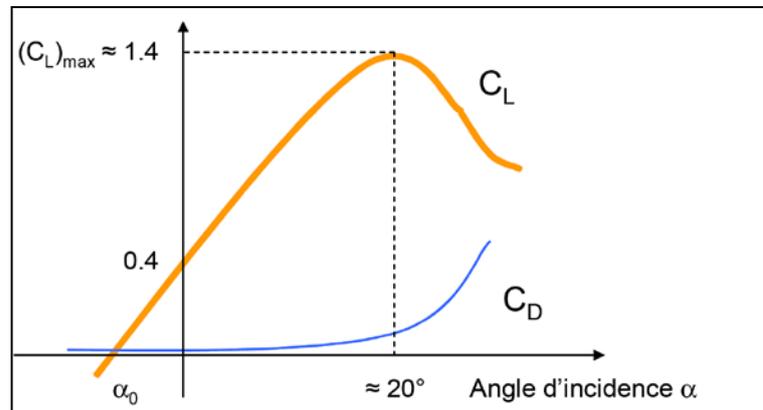


Fig. II. 7 : Évolution des coefficients de portance C_L et de traînée C_D , [41].

L'intégration le long des N_p pales (généralement $N_p=3$) des couples élémentaires exercés sur chaque « tronçon »:

$$d\mathbf{C}_{aér} = N_p \cdot \mathbf{r} \cdot d\mathbf{F} \quad (\text{II.22})$$

Permet d'obtenir après calcul le couple $\mathbf{C}_{aér}$ puis l'expression de la puissance captée par :

$$\mathbf{P}_{aér} = \mathbf{C}_{aér} \cdot \boldsymbol{\Omega}_{aér} \quad (\text{II.23})$$

Par ailleurs, on obtient l'expression de la puissance disponible par dérivation de l'énergie cinétique de la masse d'air traversant la surface S balayée par la turbine :

$$\mathbf{P}_{disp} = \frac{1}{2} \cdot S \cdot \rho \cdot V^3 \quad (\text{II.24})$$

Dans cette expression, V représente la vitesse du vent supposée uniforme et horizontale sur toute la surface S . On peut en déduire le coefficient de puissance par :

$$C_p = \frac{P_{aér}}{P_{disp}} \quad (\text{II.25})$$

Ce coefficient C_p est donc bien spécifique à la turbine considérée ; il dépend des variables V et Ω_t et du paramètre β . Plus généralement, on regroupe les deux variables pour définir une nouvelle variable λ appelée rapport de vitesse ou «Tip Speed Ratio» (TSR) en anglais,[41].

$$\lambda = \frac{R_{aér} \cdot \Omega_{aér}}{V} \quad (\text{II.26})$$

Le coefficient de puissance pour ce type de turbine est donné par l'équation suivante [40] :

$$C_p(\beta, \lambda) = (0.5 - 0.167(\beta - 2)) \sin\left(\frac{\pi(\lambda + 0.1)}{18.5 - 0.3(\beta - 2)}\right) - 0.00184(\lambda - 3)(\beta - 2) \quad (\text{II.27})$$

La figure (II.8) montre l'évolution du coefficient de performance C_p en fonction λ de pour quelques angles de calage β . Quand la turbine éolienne est à l'arrêt ($\Omega_{aér} = 0$), le ratio des vitesses en bout de pale s'annule. La puissance de la turbine doit être nulle aussi.

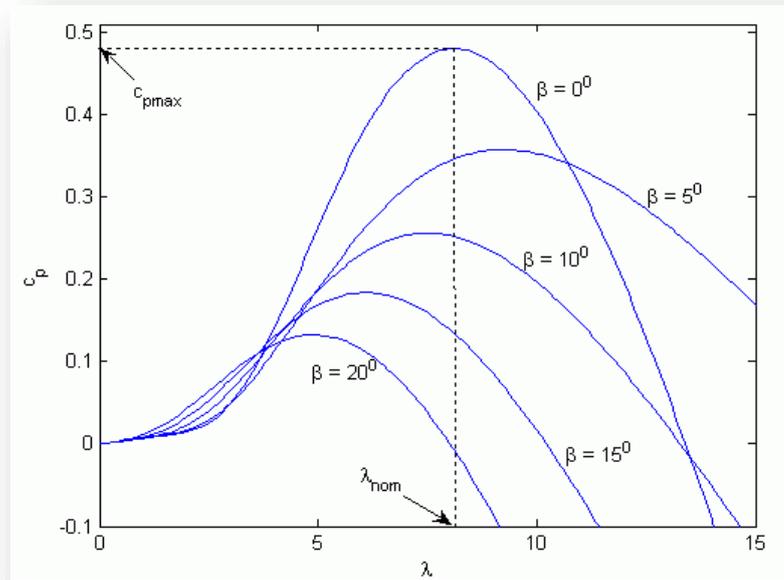


Fig. II. 8 : montre l'évolution du coefficient de performance C_p en fonction λ

La puissance captée par la turbine pourra donc s'écrire :

$$P_{aér} = \frac{1}{2} S \cdot \rho \cdot C_p(\beta, \lambda) V^3 \quad (\text{II.28})$$

Connaissant la vitesse de la turbine, le couple capté par la turbine est donc directement déterminé par :

$$C_{aér} = \frac{P_{aér}}{\Omega_{aér}} = C_p(\beta, \lambda) \frac{S \cdot \rho \cdot V^3}{2} \cdot \frac{1}{\Omega_{aér}} \quad (\text{II.29})$$

II.2.5. Modèle du multiplicateur

Le multiplicateur adapte la vitesse (lente) de la turbine à la vitesse de la génératrice (figure II.1). Ce multiplicateur est modélisé mathématiquement à partir du nombre de dents des pignons, comme suit [42]:

$$G = \frac{Z_G}{Z_T} \quad (\text{II.30})$$

$$G = \frac{C_{aér}}{C_g} = \frac{\Omega_{méc}}{\Omega_{aér}} \quad (\text{II.31})$$

Où Z_G et Z_T sont les nombres de dents des pignons côté générateur et côté turbine respectivement.

II.2.6. Équation dynamique de l'arbre :

La masse de la turbine éolienne est amenée sur l'arbre de la turbine sous la forme d'une inertie J_T et comprend la masse des pales et la masse du rotor de la turbine. Le modèle mécanique proposé considère l'inertie totale J constituée de l'inertie de la turbine amenée sur le rotor de la génératrice et de l'inertie de la génératrice J_g , [40].

$$J = J_T G^2 + J_g \tag{II.32}$$

Il est à noter que l'inertie du rotor de la génératrice est très faible par rapport à l'inertie de la turbine reportée par cet axe.

L'équation fondamentale de la dynamique permet de déterminer l'évolution de la vitesse mécanique à partir du couple mécanique total $C_{méc}$ appliqué au rotor, [40] :

$$J \cdot \frac{d\Omega_{méc}}{dt} = C_{méc} \tag{II.33}$$

Où J est l'inertie totale qui apparaît sur le rotor de la génératrice. Ce couple mécanique prend en compte, le couple électromagnétique C_{em} produit par la génératrice, le couple des frottements visqueux C_{vis} , et le couple issu du multiplicateur C_g , [40].

$$C_{méc} = C_g - C_{em} - C_{vis} \tag{II.34}$$

Le couple résistant est modélisé par un coefficient de frottements visqueux f_v :

$$C_{vis} = f_v \cdot \Omega_{méc} \tag{II.35}$$

Le schéma bloc (Figure II.8) correspondant à cette modélisation de la turbine se déduit aisément des équations précédentes. Cette dernière génère le couple aérodynamique $C_{aér}$ qui est appliqué au multiplicateur. Les entrées de la turbine sont la vitesse du vent V , l'angle d'orientation des pales β , et la vitesse de rotation de la turbine Ω_{aer} . Le modèle du multiplicateur transforme la vitesse mécanique $\Omega_{méc}$ et le couple aérodynamique $C_{aér}$ respectivement en vitesse de la turbine Ω_{aer} et en couple de multiplicateur C_g . Le modèle de l'arbre décrit la dynamique de la vitesse mécanique $\Omega_{méc}$, il a donc deux entrées : le couple du multiplicateur C_g , le couple électromagnétique C_{em} fourni par la génératrice, [40].

Le schéma montre que la vitesse de la turbine Ω_{aer} peut être contrôlée par action sur deux entrées : l'angle de la pale β et le couple électromagnétique de la génératrice C_{em} . La vitesse du vent V est considérée comme une entrée perturbatrice à ce système, [40].

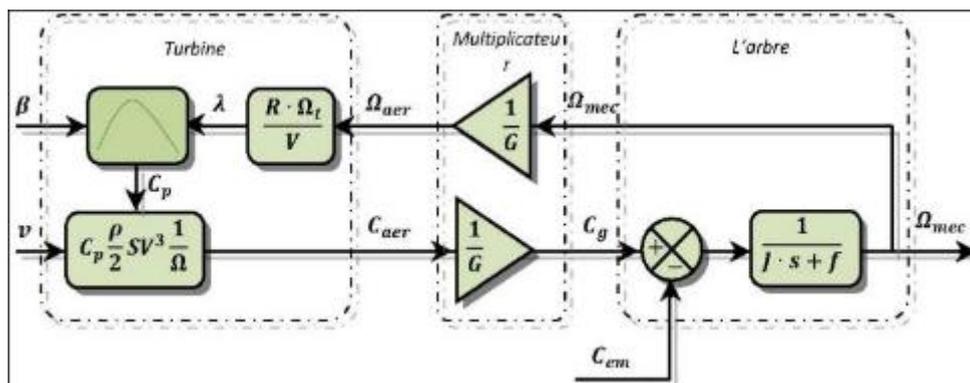


Fig. II. 9 : Schéma bloc du modèle de la turbine, [40].

II.3. COMMANDE DE LA PARTIE MECANIQUE DU SYSTEME EOLIEN :

Le système de commande de la turbine éolienne est conçu essentiellement pour contrôler la vitesse de rotation de l'arbre en vue d'optimiser le rendement aérodynamique et protéger la structure mécanique en limitant la vitesse.

De ce fait, On distingue trois boucles de contrôle qui sont fortement liées, à savoir :

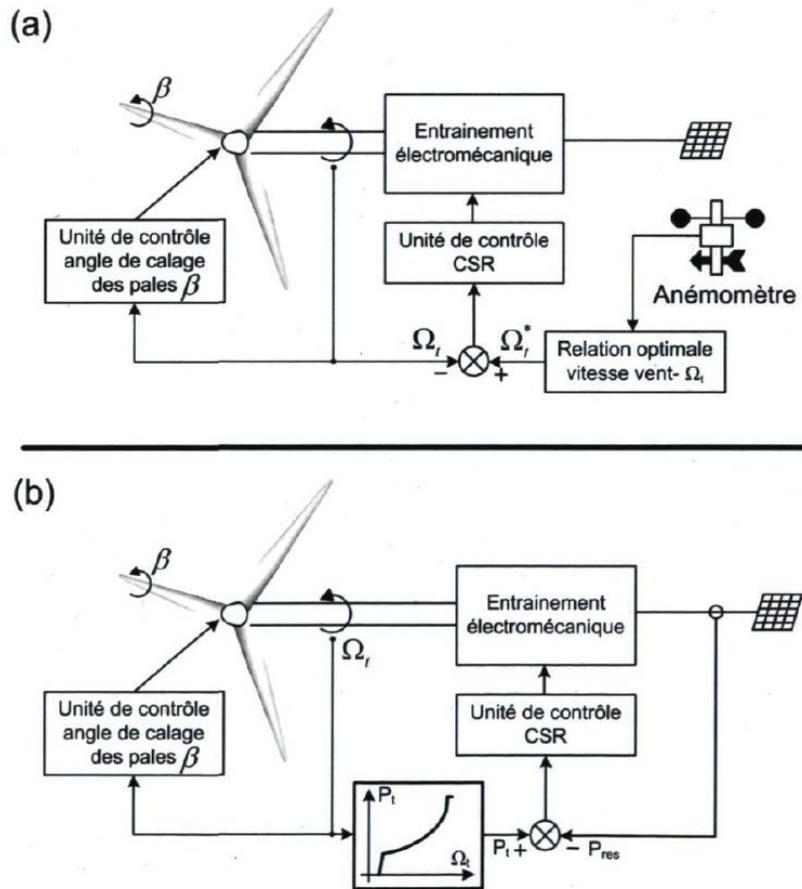
Contrôle de la Turbine avec la technique d'extraction du maximum de puissance « MPPT »,

Contrôle et limitation de la vitesse de rotation de la turbine,

Contrôle et limitation de puissance de la turbine par la variation de l'angle de calage « β »,

L'approche la plus intuitive pour le réglage de la vitesse de rotation consiste à mesurer la vitesse du vent pour ensuite en déduire la vitesse de rotation optimale de la turbine qui maximise la puissance mécanique extraite du gisement éolien et produite sur l'arbre. Ce principe de commande de vitesse de l'aérogénérateur est illustré à la Figure II.10 (a) [26]. La limite de cette méthode est liée à la mesure de la vitesse du vent à considérer pour son implantation. Le simple choix du nombre et de l'emplacement d'anémomètres en avant ou en arrière de la turbine, à la hauteur ou au-dessus de la nacelle, constitue un problème complexe. La méthode de réglage qui est utilisée en pratique est différente et le principe en est illustré à la Figure II.10 (b) [32].

En utilisant les spécifications de la turbine éolienne fournies par le constructeur, il est possible d'obtenir la loi optimale qui lie la puissance maximale que la turbine peut produire à la vitesse de rotation. Celle-ci est alors implantée dans un tableau préenregistré dans le système de commande qui fournit pour chaque vitesse de rotation de la turbine une référence de puissance maximale à produire sur le réseau. Cette technique de réglage, qui nécessite uniquement un capteur de la vitesse de rotation, permet de s'affranchir du problème de mesure de la vitesse de vent effective tout en assurant une stratégie de poursuite du point de puissance maximal lorsque la vitesse de vent varie). Les deux stratégies seront considérées dans cette étude. La figure II.10 illustre les deux Stratégies de commande de la vitesse d'un aérogénérateur utilisant la MADA [42].



- (a) méthode intuitive; (b) méthode utilisée en pratique

Fig. II.10 : - Stratégie de commande de la vitesse d'un aérogénérateur utilisant la MADA

Modes de Fonctionnement du Système Eolien:

Une turbine éolienne est dimensionnée pour développer sur son arbre une puissance nominale P_n à la vitesse de rotation nominale Ω_n qui est obtenue à partir de la vitesse nominale du vent V_n . On spécifie aussi :

- La vitesse du vent de démarrage V_d à partir de laquelle l'éolienne commence à fournir de l'énergie,.
- La vitesse de rotation Ω_{cut_in} , qui correspond à la vitesse minimale de fonctionnement de l'éolienne.
- La vitesse maximale du vent V_m et la vitesse maximale de rotation Ω_{cut_out} , pour laquelle la turbine ne convertit plus l'énergie éolienne, pour des raisons de sûreté de fonctionnement,
- La vitesse Ω_s , pour lequel le générateur atteint sa vitesse de synchronisme.

Suivant les constructeurs, V_d varie entre 2.5m/s et 4m/s pour les éoliennes de forte puissance, V_n varie entre 11.5m/s et 15m/s en fonction des technologies et Pour la grande majorité des éoliennes, V_m égale 25m/s.

Les vitesses de rotation de la turbine Ω_{cut_in} , Ω_s , Ω_n et Ω_{cut_out} définissent quatre zones de fonctionnement optimal (I, II, III et IV) sur le diagramme de la puissance utile en fonction de la vitesse du vent [40]:

La Figure II.11 présente l'évolution de la puissance mécanique en fonction de la vitesse du vent et de la vitesse mécanique dans les différentes zones de fonctionnement d'une éolienne.

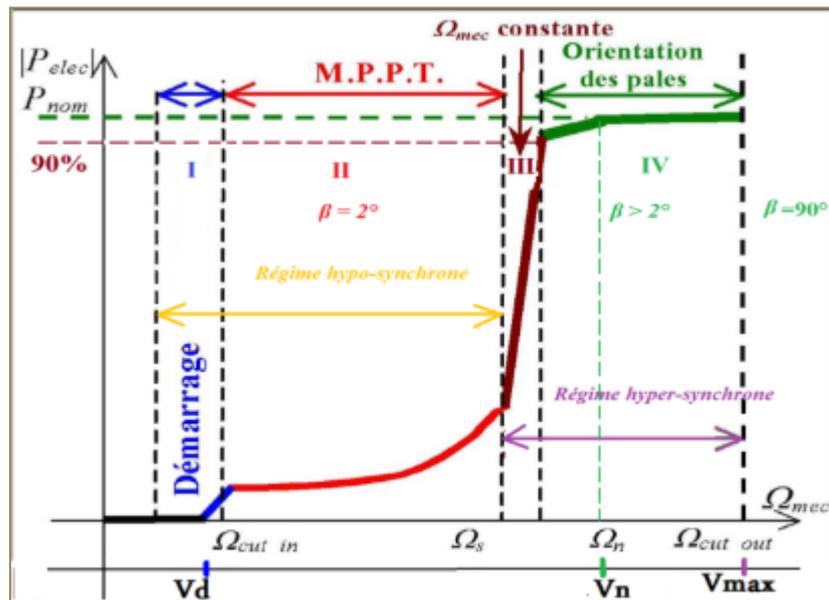


Fig. II. 11: La puissance éolienne en fonction de la vitesse du vent et la vitesse mécanique.

Au début, la vitesse du vent est faible, insuffisante pour permettre de démarrer l'éolienne ; la vitesse de rotation du rotor et la puissance mécanique sont alors égales à zéro.

En Zone I : C'est la zone de démarrage de la machine, le vent atteint une vitesse minimale V_d pour permettre le démarrage et la vitesse mécanique augmente jusqu'à la valeur seuil Ω_{cut_in} .

Zone II : Une fois ce démarrage effectué, à une vitesse supérieure à Ω_{cut_in} , la puissance mécanique dépasse la valeur seuil, l'éolienne fonctionne de manière à extraire le maximum de puissance disponible du vent (MPPT) afin d'avoir un fonctionnement optimal. L'angle de calage est maintenu constant à une valeur optimale $\beta_{opt} = 2^\circ$. Cependant la vitesse de rotation du rotor est ajustée par la boucle de régulation de vitesse en contrôlant le couple électromagnétique du générateur.

Ce régime continuera jusqu'à ce que la vitesse du rotor dépasse légèrement la vitesse de synchronisme Ω_s qui correspond à environ 90% Ω_n (Régime hypo-synchrone).

Zone III : Au delà, l'éolienne fonctionne à une vitesse relativement constante. Dans cette zone, la puissance de générateur atteint des valeurs plus importantes, jusqu'à 90% de la puissance nominale P_n (Régime hyper-synchrone).

Zone IV : Dans cette zone, le vent atteint des vitesses élevées supérieures à la vitesse nominale et la puissance mécanique dépasse rapidement les 90% de puissance nominale, elle doit être maintenue à sa valeur nominale afin de ne pas endommager l'éolienne. Cette limitation est effectuée à l'aide d'un système d'orientation des pales « pitch control » afin de dégrader le rendement aérodynamique de l'éolienne (Régime hyper-synchrone).

Au delà de la vitesse Ω_{cut_out} , un dispositif d'arrêt d'urgence est actionné de manière à éviter la destruction de la machine.

En pratique, le passage de la zone 2 à la zone 4 est un peu particulier. En effet, la vitesse de rotation est contrôlée par le couple électromagnétique C_{em} en zone 2 et, en zone 4, c'est la puissance qui doit être contrôlée par le dispositif d'orientation des pales. Le système

d'orientation des pales a une dynamique bien plus lente que la dynamique électrique de la machine. Ainsi, la lenteur de la régulation de l'angle de calage peut entraîner un dépassement de la vitesse de rotation limite lors d'une rafale se produisant pendant un fonctionnement entre les zones 2 et 4. Il est, dans ce cas, intéressant de concevoir une procédure permettant d'anticiper l'action du dispositif d'orientation en réglant le couple électromagnétique de manière à contrôler la vitesse de rotation (Vitesse constante), dans cette zone 3 intermédiaire. La conception des dispositifs de commande pour chaque zone de fonctionnement est maintenant expliquée [40].

La caractéristique expérimentale mesurée sur l'éolienne réelle de Schelle de 1.5 MW est représentée sur la Figure II.12.

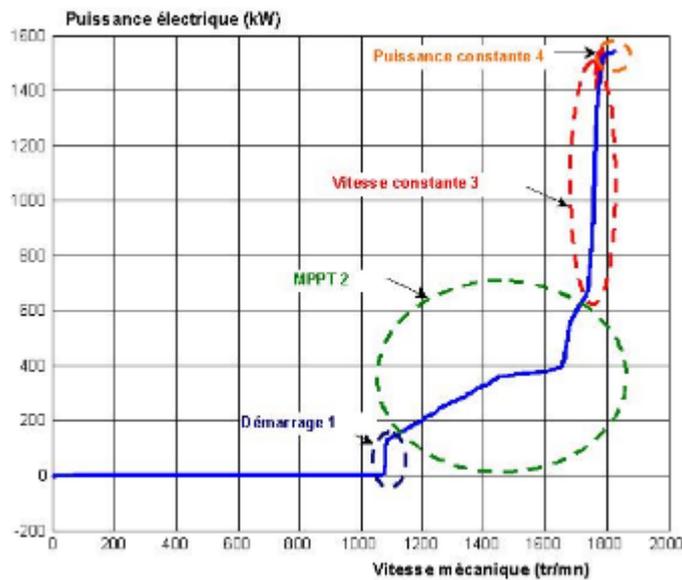


Fig. II. 12 : Caractéristique expérimentale mesurée sur l'éolienne de Schelle de 1.5 MW.

II.4. CONTROLE DE LA TURBINE AVEC LA TECHNIQUE D'EXTRACTION DU MAXIMUM DE PUISSANCE (ZONE II) :

Ce principe est connu sous la terminologie « Maximum Power Point Tracking (MPPT) » et correspond à la zone 2 de la caractéristique de fonctionnement de l'éolienne (Figure III.2). Cette commande permet de capter le maximum de puissance de l'énergie éolienne en ajustant en permanence la vitesse de rotation de la turbine à celle du vent. Le dispositif de commande dans ce cas doit imposer la vitesse de la MADA comme une grandeur de référence pour le régulateur, celui-ci détermine la consigne de commande qui est le couple électromagnétique de référence de manière à permettre à la MADA de tourner à une vitesse réglable afin d'assurer un point de fonctionnement optimal en terme d'extraction de puissance. Dans ce contexte, le ratio de la vitesse de l'éolienne λ doit être maintenu à sa valeur optimale ($\lambda = \lambda_{opt}$) sur une certaine plage de vitesse de vent. Ainsi, le coefficient de puissance serait maintenu à sa valeur maximale.

($C_p = C_{p-max}$) [40].

Dans cette partie, nous présenterons différentes stratégies pour contrôler le couple électromagnétique (et indirectement la puissance électromagnétique convertie) afin de régler la vitesse mécanique de manière à maximiser la puissance électrique générée.

II.4.1. Bilan des puissances :

Comme indiqué dans le chapitre précédent, l'équation (II.36) quantifie la puissance aérodynamique capturée par la turbine éolienne.

$$P_{\text{aer}} = \frac{1}{2} S \cdot \rho \cdot C_p(\beta, \lambda) V^3 \quad (\text{II.36})$$

Avec $\lambda = \frac{R \cdot \Omega_{\text{aér}}}{v}$

La relation (II.36) devient

$$P_{\text{aer}} = \frac{1}{2} S \cdot \rho \cdot C_p \left(\beta, \frac{R \cdot \Omega_{\text{aér}}}{v} \right) V^3 \quad (\text{II.37})$$

Cette relation permet d'établir un ensemble de caractéristiques donnant la puissance disponible en fonction de la vitesse de rotation du générateur pour différentes vitesses du vent (figure II. 13).

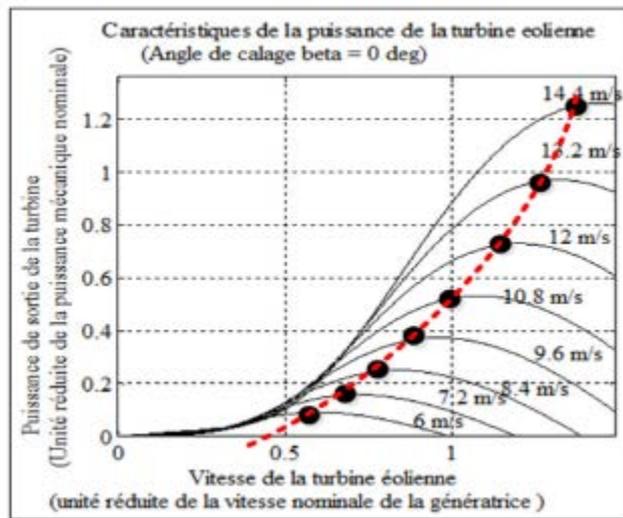


Fig. II. 103 : Extraction du maximum de puissance de la turbine éolienne « MPPT »

D'après ces caractéristiques, il apparaît clairement que si l'éolienne et par conséquent la génératrice fonctionne à vitesse fixe (Par exemple à vitesse nominale), les maximum théoriques des autres courbes de puissance ne sont pas exploités.

Cette puissance peut être essentiellement maximisée en ajustant le coefficient C_p . Ce coefficient étant dépendant de la vitesse de la génératrice (ou encore du ratio de vitesse λ), l'utilisation d'une éolienne à vitesse variable permet de maximiser ce coefficient.

Les techniques d'extraction du maximum de puissance consistent à déterminer la vitesse de la turbine qui permet d'obtenir le maximum de puissance générée, pour une vitesse du vent donnée (Figure. II. 12).

Pour cette étude, on supposera que la machine électrique et son convertisseur sont idéaux et donc, que quelle que soit la puissance générée, le couple électromagnétique développé est à tout instant égal à sa valeur de référence, [40].

$$C_{\text{em}} = C_{\text{em-ref}} \quad (\text{II.38})$$

Plusieurs dispositifs de commande peuvent être imaginés, On distingue deux familles de structures de commande qui sont illustrées dans (Figure II.14) [40] :

- Le contrôle par asservissement de la vitesse mécanique ;

- Le contrôle sans asservissement de la vitesse mécanique.

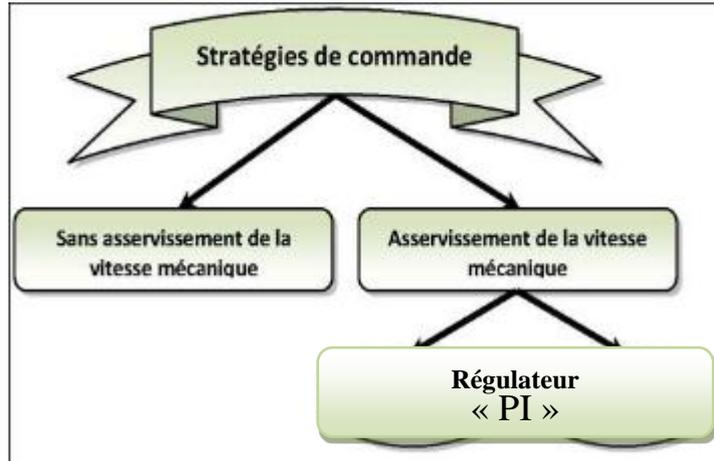


Fig. II. 14: Stratégies de commande de la turbine étudiée, [40].

II.4.2. Maximisation de la puissance avec asservissement de la vitesse :

Comme expliqué précédemment, la vitesse est influencée par l’application de trois couples : un couple éolien, un couple électromagnétique et un couple résistant. En regroupant l’action de ces trois couples, la vitesse mécanique n’est plus régie que par l’action de deux couples, le couple issu du multiplicateur C_g et le couple électromagnétique C_{em} , [40]:

$$\frac{d\Omega_{mec}}{dt} = \frac{1}{J} \cdot (C_g - f \cdot \Omega_{mec} - C_{em}) \tag{II.39}$$

La figure II.15, Présente le schéma bloc de la maximisation de la puissance avec asservissement de la vitesse,

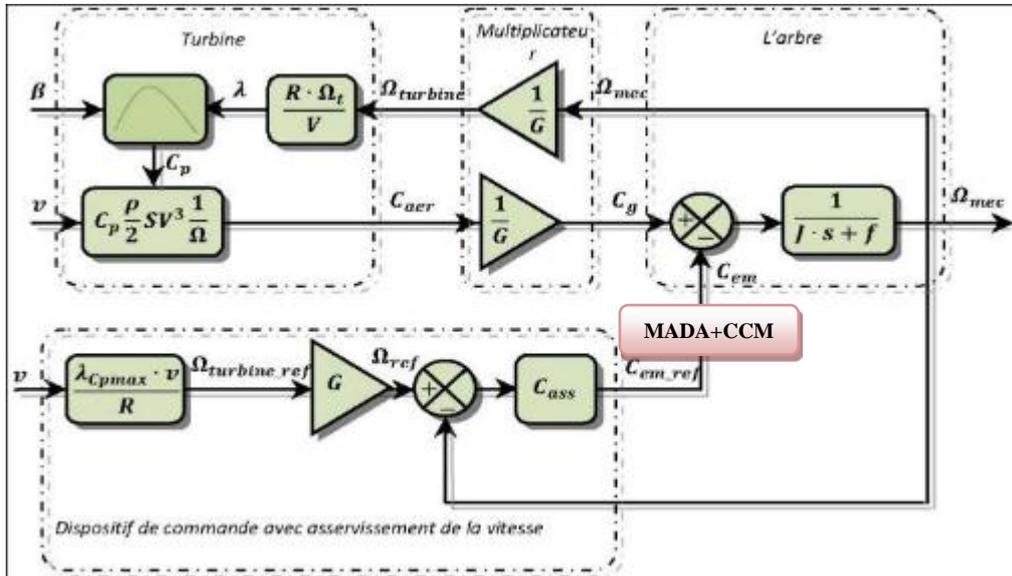


Fig. II. 11: Schéma bloc de la maximisation de la puissance avec asservissement de la vitesse, [40]

Cette structure de commande consiste à régler le couple apparaissant sur l’arbre de la turbine de manière à fixer sa vitesse à une référence. Cela est réalisé, en utilisant l’asservissement de la vitesse.

Le couple électromagnétique de référence C_{em-ref} permettant d’obtenir une vitesse mécanique du générateur égal à la vitesse de référence Ω_{ref} :

$$C_{em-ref} = C_{ass} \cdot (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (II.40)$$

Cette vitesse de référence dépend de la vitesse de la turbine à fixer ($\Omega_{aer-ref}$) pour maximiser la puissance extraite. En prenant en compte le gain du multiplicateur, on a donc :

$$\Omega_{ref} = G \cdot \Omega_{aer-ref} \quad (II.41)$$

La référence de la vitesse de la turbine correspond à celle correspondant à la valeur optimale du ratio de vitesse λ_{Cp-max} (à β constant et égal à 2°) permettant d'obtenir la valeur maximale du C_p-max (Figure II.16).

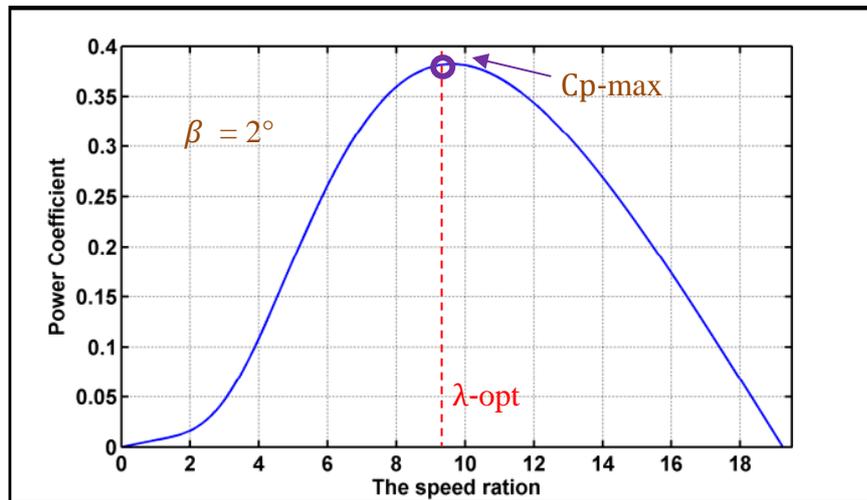


Fig. II. 12: Fonctionnement optimal de la turbine.

D'où

$$\Omega_{aer-ref} = \frac{\lambda_{Cp-max} \cdot v}{R} \quad (II.42)$$

En pratique, une mesure précise de la vitesse du vent est difficile à réaliser. Ceci pour deux raisons, [40]:

- 1- L'anémomètre est situé derrière le rotor de la turbine, ce qui rend la lecture de la vitesse du vent erronée,
- 2- Ensuite, le diamètre de la surface balayée par les pales étant important (typiquement 4.6 m pour une éolienne de 2.65 kW), une variation sensible du vent apparaît selon la hauteur où se trouve l'anémomètre. L'utilisation d'un seul anémomètre conduit donc à n'utiliser qu'une mesure locale de la vitesse du vent qui n'est donc pas suffisamment représentative de sa valeur moyenne apparaissant sur l'ensemble des pales.

Une mesure erronée de la vitesse conduit donc forcément à une dégradation de la puissance captée selon la technique d'extraction précédente. C'est pourquoi la plupart des turbines éoliennes sont contrôlées sans asservissement de la vitesse [ELA 04], la méthode adoptée pour ce travail.

II.4.3. Maximisation de la puissance sans asservissement de la vitesse, [ELA 04]

La seconde structure de la commande repose sur l'hypothèse que la vitesse du vent varie très peu en régime permanent. Dans ce cas, à partir de l'équation dynamique de la turbine, on obtient l'équation statique décrivant le régime permanent de la turbine :

$$J \cdot \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} = 0 = C_g - C_{em} - C_{vis} \quad (II.43)$$

Ceci revient à considérer le couple mécanique C_{mec} développé comme étant nul. Donc, en négligeant l'effet du couple des frottements visqueux $C_{vis} \approx 0$, on obtient.

$$C_{em} = C_g \quad (II.44)$$

Le couple électromagnétique de réglage est déterminé à partir d'une estimation du couple éolien :

$$C_{em-ref} = \frac{C_{aer-estimé}}{G} \quad (II.45)$$

Le couple éolien peut être déterminé à partir de la connaissance d'une estimation de la vitesse du vent et de la mesure de la vitesse mécanique en utilisant l'équation (II.29) :

$$C_{aér} = C_p(\beta, \lambda) \frac{\rho \cdot v^3}{2} \cdot \frac{1}{\Omega_{aér}} \quad (II.46)$$

Une estimation de la vitesse de la turbine $\Omega_{aer-estime}$ est calculée à partir de la mesure de la vitesse mécanique :

$$\Omega_{aer-estime} = \frac{\Omega_{mec}}{G} \quad (II.47)$$

La mesure de la vitesse du vent apparaissant au niveau de la turbine étant délicate, une estimation de sa valeur peut être obtenue à partir de l'équation (II.48).

$$v_{estime} = \frac{\Omega_{aer-estimé} \cdot R}{\lambda} \quad (II.48)$$

En regroupant ces quatre équations (II.45), (II.46), (II.47) et (II.48) on obtient une relation globale de contrôle :

$$C_{em-ref} = \frac{C_p}{\lambda^3} \cdot \frac{\rho \cdot \pi \cdot R^5}{2} \cdot \frac{\Omega_{mec}^2}{G^3} \quad (II.49)$$

Pour extraire le maximum de la puissance générée, il faut fixer le ratio de vitesse à la valeur $\lambda_{C_{pmax}}$ qui correspond au maximum du coefficient de puissance C_{p-max} (figure II.17). Le couple électromagnétique de référence doit alors être réglé à la valeur suivante :

$$C_{em-ref} = \frac{C_p}{\lambda_{C_{pmax}}^3} \cdot \frac{\rho \cdot \pi \cdot R^5}{2} \cdot \frac{\Omega_{mec}^2}{G^3} \quad (II.50)$$

L'expression du couple de référence devient alors proportionnelle au carré de la vitesse du générateur:

$$C_{em-ref} = k \cdot \Omega_{mec}^2 \quad (II.51)$$

Avec

$$k = \frac{C_p}{\lambda_{C_{pmax}}^3} \cdot \frac{\rho \cdot \pi \cdot R^5}{2} \cdot \frac{1}{G^3} \quad (II.52)$$

La représentation du système sous forme de schéma-blocs est montrée à la figure II.17.

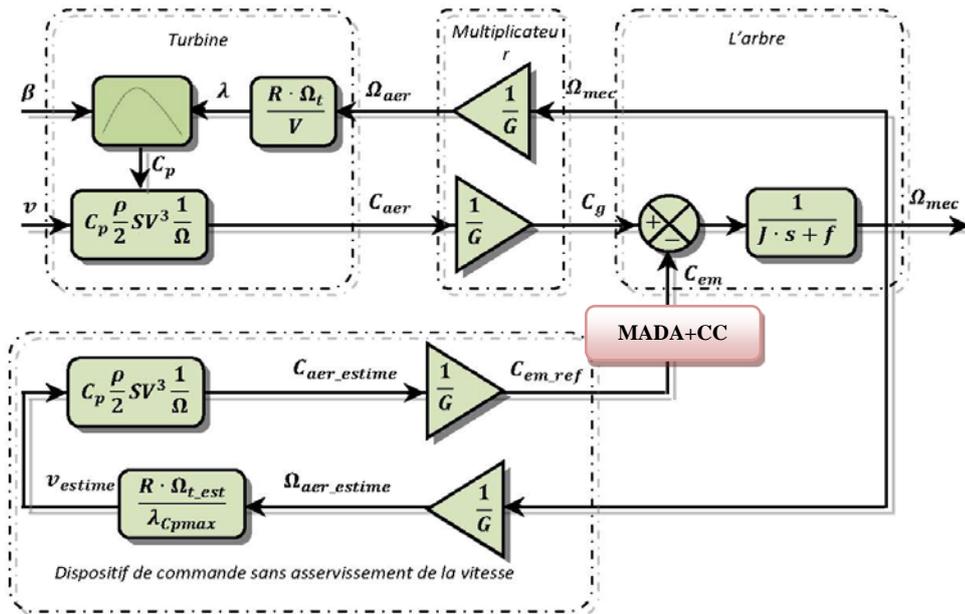


Fig. II.17 : Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite sans asservissement de la vitesse, [40].

II.4.4. Contrôle du mode de fonctionnement à vitesse constante (Zone III) :

Lorsque la vitesse de la turbine arrive à environ 90% de la vitesse nominale, la turbine ne doit plus être contrôlée pour extraire le maximum de la puissance éolienne (zone 2). La vitesse de la turbine doit alors être rendue constante. Ce mode de contrôle correspond à la zone 3 du fonctionnement de la turbine représenté dans la figure II.10. Pour ce faire, deux moyens sont mis en œuvre :

- Un réglage électrique de la vitesse.
- Une orientation des pales pour réduire la portance.

Nous ne détaillons pas le principe de réglage de l'angle de la pale car il a été explicité dans la partie précédente.

L'algorithme de maximisation de la puissance (M.P.P.T.) doit être remplacé par un algorithme permettant d'obtenir un fonctionnement à vitesse constante. Deux cas sont à considérer selon qu'un contrôle avec asservissement de vitesse est utilisé ou non.

II.4.4.1. Contrôle avec asservissement de la vitesse :

Lorsqu'un contrôle avec asservissement de vitesse est utilisé, il suffit d'appliquer une vitesse de référence constante plutôt que celle générée par l'algorithme de maximisation de puissance (figure II.18). [40].

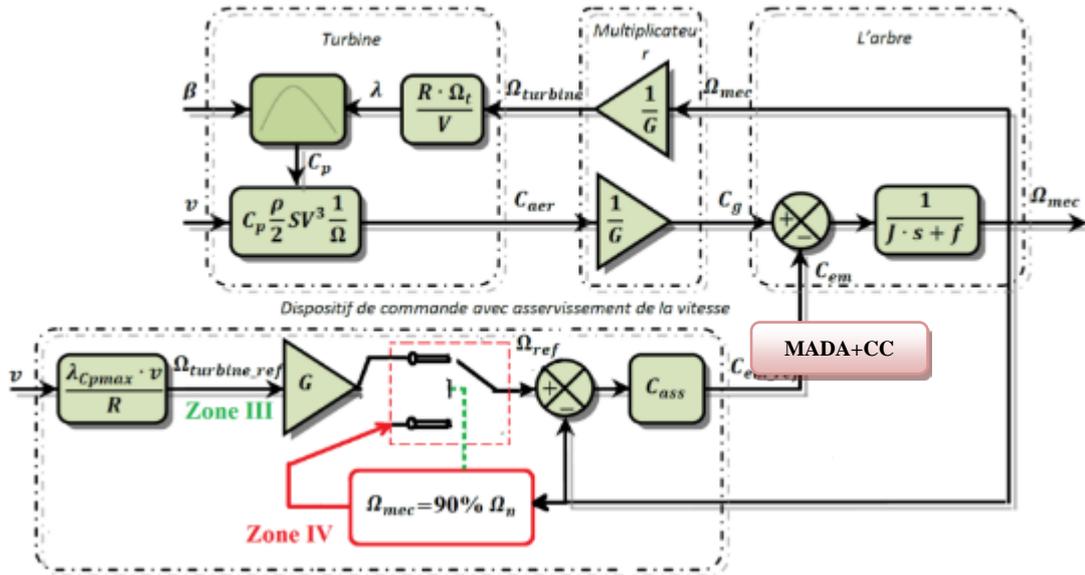


Fig. II.18: – Fonctionnement à vitesse constante et asservissement de vitesse en Zone IV

II.4.4.2. Contrôle sans asservissement de la vitesse :

Lorsqu’un contrôle sans asservissement de vitesse est utilisé, le ratio de vitesse doit être réglé pour maintenir une vitesse constante (figure III). Pour cela, on utilise une mesure de la puissance électrique (P_{elec}) qu’on suppose égale à la puissance aérodynamique.

$P_{elec} \cong P_{aer}$ D’ou

$P_{elec} = \frac{1}{2} \cdot C_p \cdot \rho \cdot S \cdot v^3$ (II.53)

Précédemment, on a montré que pour ce mode de réglage, la vitesse du vent est liée à la vitesse de la turbine. On a donc :

$P_{elec} = \frac{1}{2} \cdot C_p \cdot \rho \cdot S \cdot \frac{1}{\lambda^3} \cdot R^3 \cdot \Omega_{turbine}^3$ (II.54)

Dès lors, la relation de vitesse permettant d’obtenir une vitesse constante s’écrit :

$\lambda_{\Omega_{constante}} = \sqrt[3]{\frac{1}{2} \cdot C_p \cdot \rho \cdot S \cdot \frac{1}{P_{elec}} \cdot R \cdot \Omega_{turbine-estime}}$ (II.55)

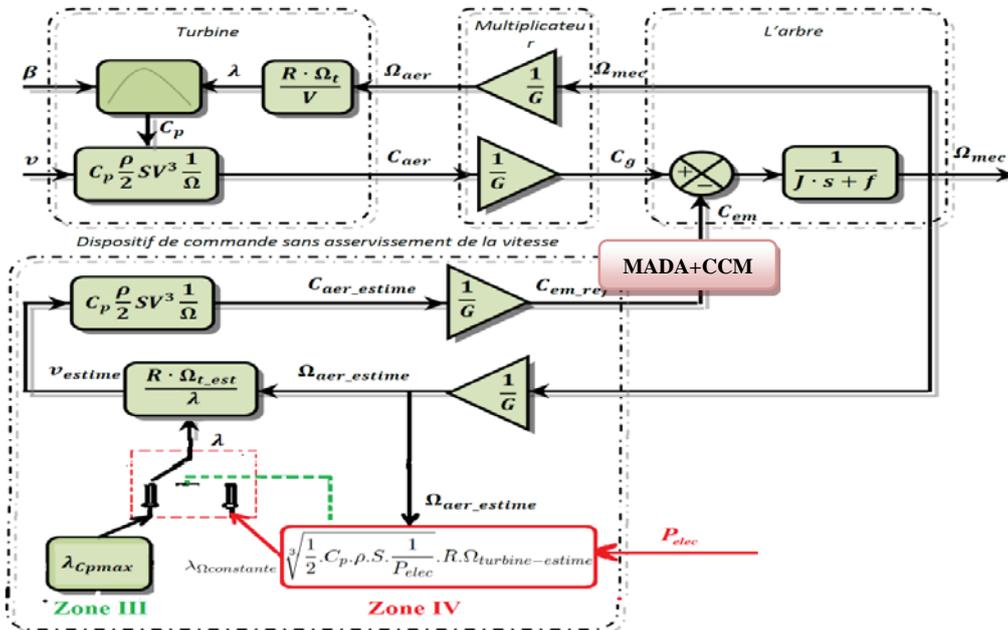


Fig. II. 19: – Fonctionnement à vitesse constante en zone 3 sans asservissement de vitesse

II.4.5. Contrôle de l'angle de calage des pales « pitch control » (Zone I, II et IV) :

La plupart des grandes turbines éoliennes à vitesse variable utilisent ce principe de contrôle aérodynamique pour limiter la puissance extraite du générateur à sa valeur nominale. Les constructeurs justifient ce choix par des considérations technico-économiques [40].

Ce système intervient dans le fonctionnement de la turbine, par la variation du calage β , de manière prépondérante depuis le démarrage (zone I) et dans le régime de régulation de vitesse (zone III et IV) jusqu'au décrochage de la turbine.

Le système d'orientation des pales ajuste la portance des pales à la vitesse du vent pour maintenir une puissance mécanique sensiblement constante. En réglant l'angle d'orientation des pales, on modifie les performances de la turbine, et plus précisément le coefficient de puissance C_p . Les pales sont face au vent en basses vitesses, puis, pour les fortes vitesses de vent, s'inclinent pour dégrader le coefficient de puissance. Elles atteignent la position « en drapeau » à la vitesse maximale (figure II.10).

Comme montre la figure. II. 20, l'entrée de commande du système d'orientation des pales est la puissance électrique mesurée [40].

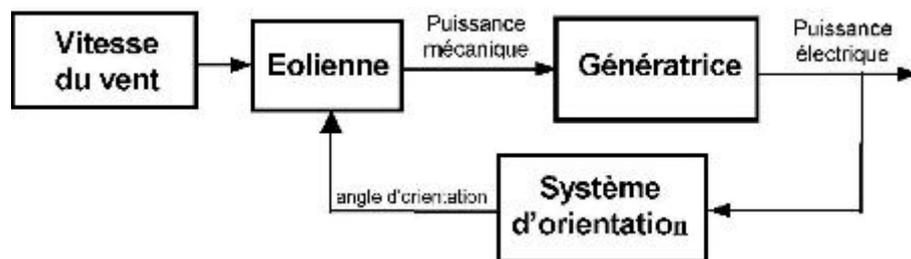


Fig. II.20 Application du système d'orientation des pales

II.4.5.1. Génération de l'angle de référence β -ref :

La forme des pales et, plus généralement, les caractéristiques de la turbine jouent un rôle primordial dans ce réglage de puissance. Le modèle non-linéaire de la turbine rend complexe une conception analytique de ce réglage. De plus, de très grandes disparités (dues aux élasticités) peuvent apparaître d'une turbine à l'autre. C'est pourquoi il est plus pratique d'utiliser une caractéristique expérimentale de la puissance électrique mesurée pour différentes orientations de la pale. La caractéristique issue des mesures sur une éolienne réelle (figure II.21) montre que l'angle de calage est fixé à la valeur de 2° pour une variation de puissance allant de 0 jusqu'à environ 1.5 MW. Ensuite, cet angle varie verticalement pour atteindre des valeurs très importantes, jusqu'à 85° , dans l'objectif de maintenir la puissance constante à environ 1550 KW [40]. Cette caractéristique est donc introduite dans le programme de simulation, pour compléter le modèle du système d'orientation des pales.

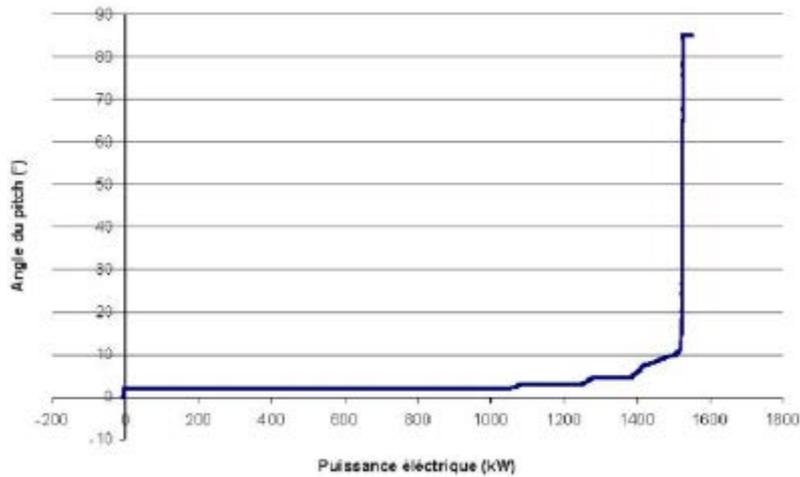


Fig. II. 21 : L'angle d'orientation en fonction de la puissance électrique mesurée [40]

II.4.5.2. Système de régulation de l'angle d'orientation :

Le régulateur peut être théoriquement conçu soit pour le calage de toutes les pales, soit pour celui de chacune d'elles indépendamment. Cette régulation indépendante donne plus de degrés de liberté au système de commande. Mais, dans un but de simplicité, on supposera que l'angle de référence est appliqué sur les trois actionneurs d'orientation.

Il existe deux technologies d'actionneurs électriques :

- Pour un actionneur pas à pas, l'angle de calage est obtenu à partir d'une variation pas à pas en fonction de la vitesse du vent.
- Pour un actionneur linéaire, la variation de l'angle de calage est réalisée, selon une fonction linéaire de la vitesse du vent.

Généralement, le système d'orientation de l'angle d'orientation est approché par une fonction de transfert du 1^{er} ordre [42]. En effet, si l'on considère que la régulation de la vitesse de l'angle de calage et le contrôle de l'actionneur sont parfaitement réalisés (ou en un temps court par rapport à la dynamique de réglage de l'angle), On obtient donc le modèle simplifié sous forme de schéma-blocs de la figure II.21.

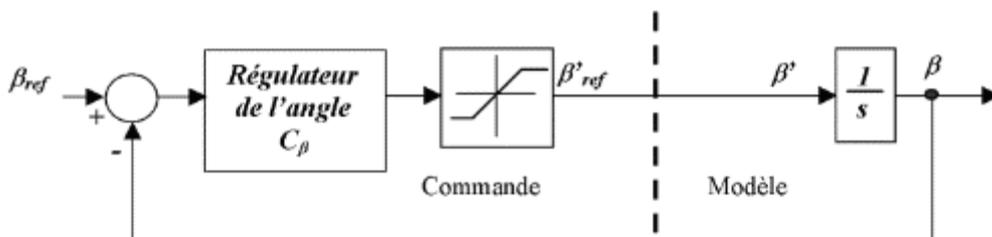


Fig. II.21: Système de régulation de l'angle de calage en boucle fermée

Lors de la modélisation du système de commande de l'orientation des pales, il est très important de modéliser la vitesse de variation de cet angle. En effet, compte tenu des efforts subis par les pales, la variation de l'angle de calage doit être limitée à environ 10°/s [42] lors d'un fonctionnement normal et à 20°/s pour des cas d'urgence. La régulation de l'angle de calage est donc modélisée par un régulateur générant une référence de vitesse de variation de

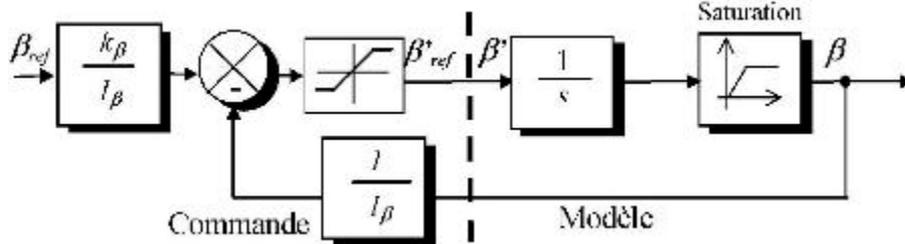
l'angle. Il existe plusieurs façons de concevoir le système de régulation de l'angle des pales en boucle fermée.

Nous présentons deux techniques de réglage d'angle de la pale rencontrées dans la littérature.

a - Régulation de l'angle à partir de gains :

Cette technique de régulation n'utilise que deux gains et un comparateur et a donc l'avantage d'être facilement réalisable sous format analogique [42] (figure II.22).

Fig. II.22: Schéma bloc d'une boucle de régulation de l'angle de la pale



La réponse de ce système en boucle fermée correspond à un système du 1er ordre :

$$G(s) = \frac{\beta}{\beta_{ref}} = \frac{k_{\beta}}{1+I_{\beta}.s} \quad (II.56)$$

Le temps de réponse du système est fixé par le gain I_{β} , et le gain statique par le gain k_{β} .

b - Régulation de l'angle avec régulateur PI :

Généralement, les régulateurs utilisés pour la régulation de l'angle d'orientation sont les régulateurs PI (Annexe 3) [Han 99]. Le correcteur PI utilisé a pour expression :

$$\frac{\beta_{ref}(s)}{\varepsilon(s)} = C_{\beta}(s) = \frac{\beta}{\beta_{ref}} = k_{\beta} + \frac{I_{\beta}}{s} \quad (II.57)$$

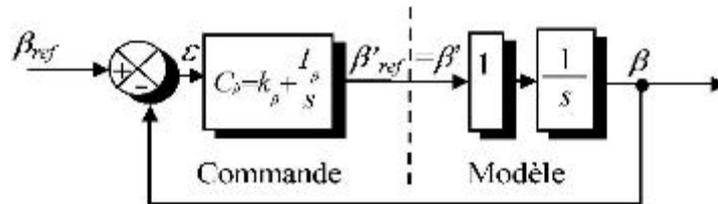


Fig. II. 23: – Régulation de l'angle avec un correcteur PI

La réponse de ce système en boucle fermée est la suivante :

$$G'(s) = \frac{\beta}{\beta_{ref}} = \frac{\frac{k_{\beta}.s+1}{I_{\beta}}}{\frac{1}{I_{\beta}}s^2 + \frac{k_{\beta}}{I_{\beta}}s + 1} \quad (II.58)$$

Les paramètres du dénominateur de cette fonction correspondent à ceux d'un second ordre et sont calculés de manière classique pour avoir un facteur d'amortissement égal à 1 et une pulsation naturelle donnée. On trouve alors :

$$I_{\beta} = \omega_n^2 \quad \text{et} \quad k_{\beta} = 2. \xi. \omega_n$$

Pour avoir un temps de réponse en boucle fermée égal à t_r , on anticipe la référence de l'angle de la pale avec cette fonction

$$T(s) = \frac{\frac{1}{I_{\beta}}s^2 + \frac{k_{\beta}}{I_{\beta}}s + 1}{\frac{k_{\beta}}{I_{\beta}}s + 1} \cdot \frac{1}{\frac{t_r}{3}s + 1} \quad (II.59)$$

La structure de commande avec anticipation est représentée à la figure III.13.

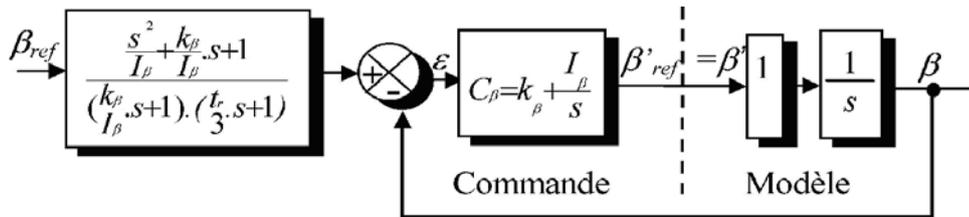


Fig. II.24: – Schéma bloc de la boucle de régulation de l'angle avec un correcteur PI et anticipation

II.5. RESULTATS DE SIMULATIONS DE LA PARTIE MECANIQUE :

Dans ce qui suit, nous présentons la simulation du fonctionnement de la partie mécanique de l'éolienne dont les paramètres sont donnés en [annexe A](#). Les simulations sont réalisées sous l'environnement MATLAB/SIMULINK.

Dans le cas étudié, l'hélice et le multiplicateur ne sont pas raccordés au générateur mais tout simplement observer la vitesse, le couple et la puissance produite à la sortie du multiplicateur en fonction de l'évolution du vent et l'angle de calage β .

Notons qu'ici la présence du convertisseur n'est pas prise en compte et que les résultats obtenus seront considérés comme idéaux. Nous montrerons l'influence des convertisseurs dans le chapitre suivant.

II.5.1. Simulation de Contrôle de la Turbine avec MPPT (Zone II) :

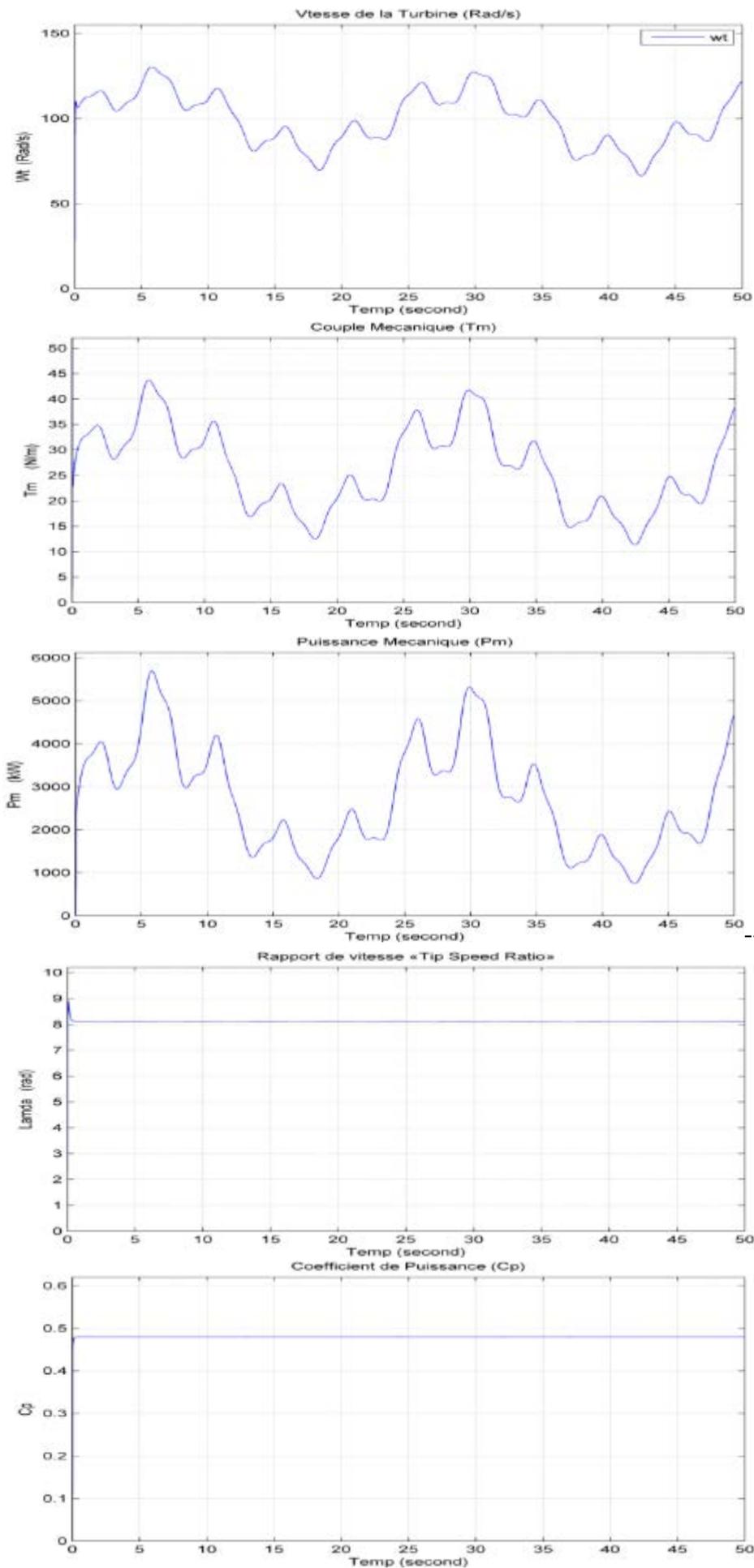
Pour valider les lois de commande des deux méthodes MPPT, pour un fonctionnement dans la zone II, nous avons appliqué à la turbine un profil de vent du modèle étudié dans la partie II.3 (Vitesse du Vent entre 6 et 13 m/s), sur une durée de 50 seconds ([Figure II.25](#)).



Fig. II.25: – Profil du vent appliqué à la turbine éolienne

II.5.1.1. MPPT Avec asservissement de vitesse :

Les résultats obtenus sont basées sur la structure de commande maximisation de puissance avec asservissement de la vitesse (MPPT).



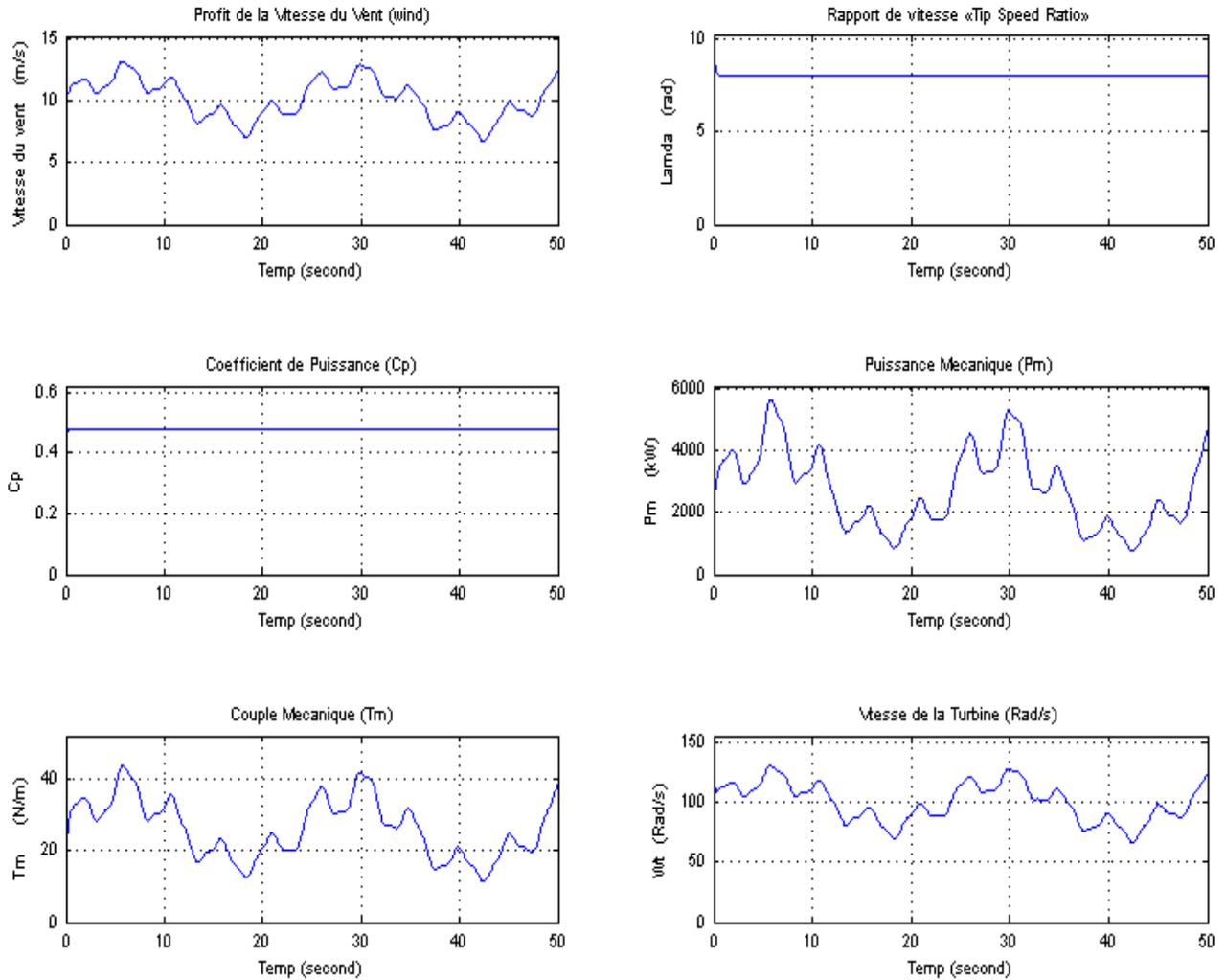
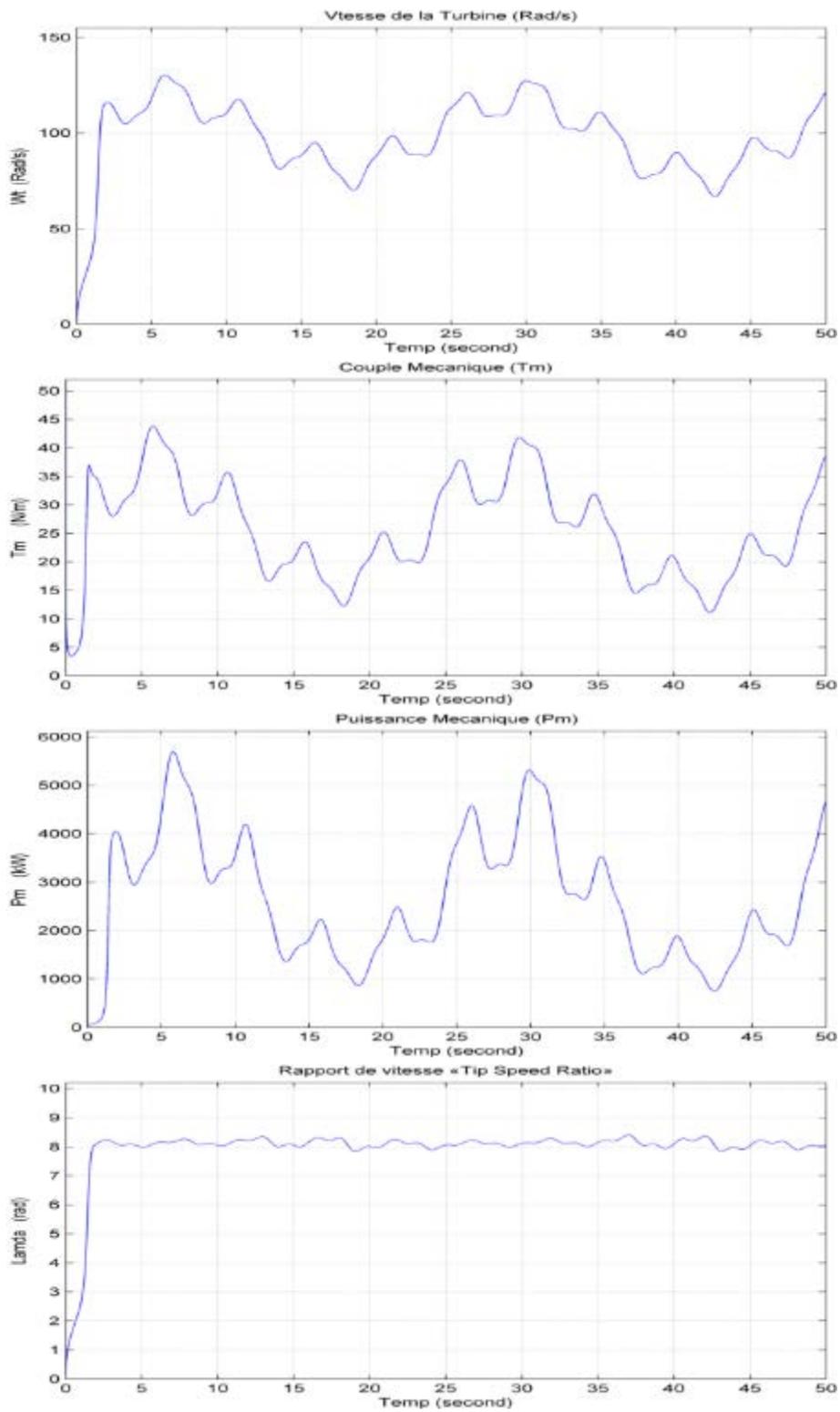


Fig. II.26 :-Simulation de commande maximisation de puissance avec asservissement de la vitesse (MPPT).

II.5.1.2. MPPT sans asservissement de vitesse :

Les résultats obtenus sont basées sur la structure de commande maximisation de puissance sans asservissement de la vitesse (MPPT).



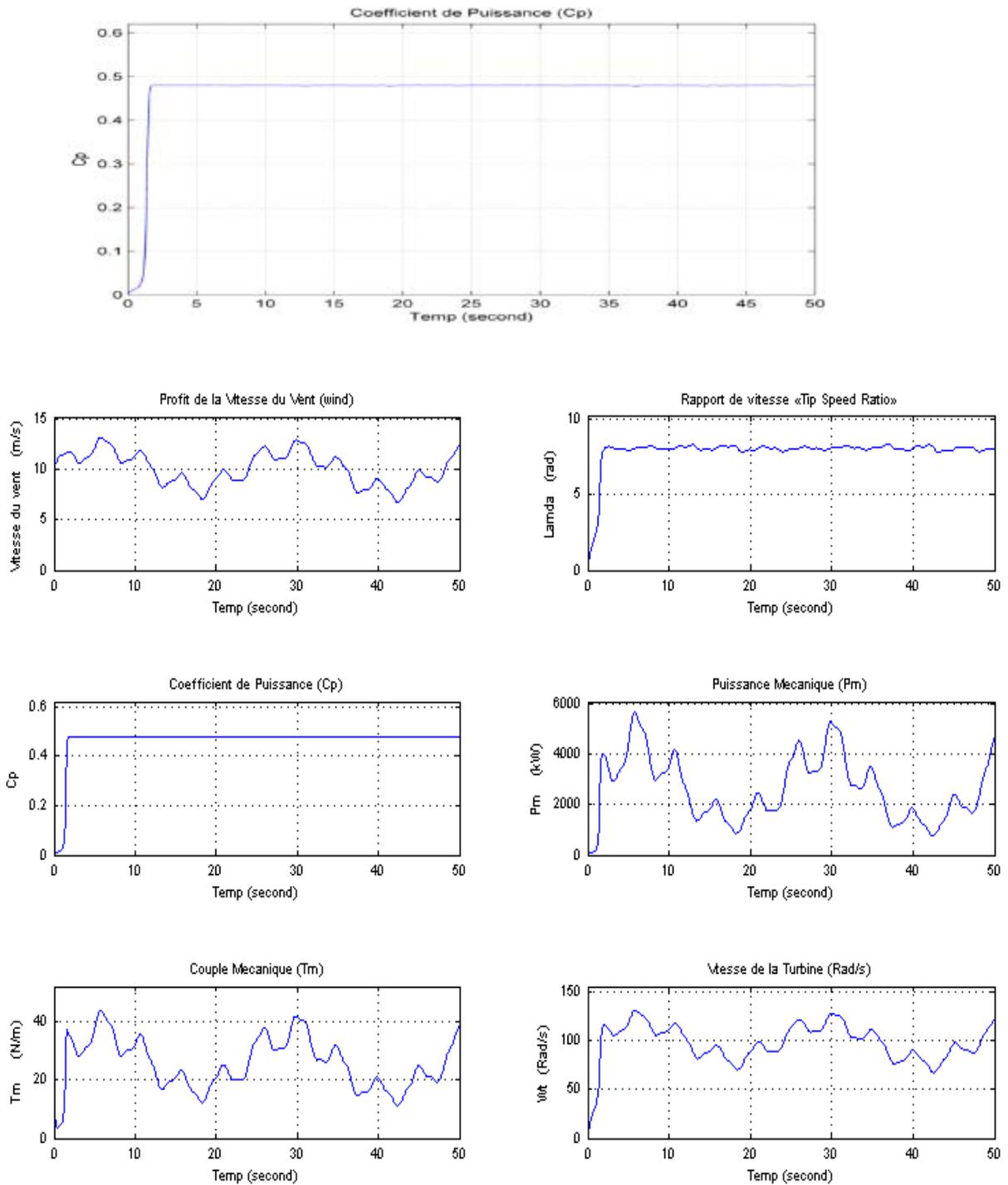


Fig. II.27 :- Simulation de commande maximisation de puissance sans asservissement de la vitesse (MPPT).

II.5.2. Résultats de simulation de la commande MPPT (Zone II):

Les schémas de commande des figures II.14 et II.16 permettent de régler la vitesse de rotation de la turbine en maintenant les coefficients λ et C_p à leurs valeurs maximales quelque soit la variation de la vitesse du vent dans la Zone II.

L'allure du vent est représentée par la figure II.25. Ensuite, les allures de la vitesse de rotation, la puissance, le couple et les coefficients λ et C_p sont représentés par la figure II.26 pour la commande avec asservissement de vitesse et représentés par figure II.27 pour la commande sans asservissement de vitesse.

Pour le premier schéma, On remarque que le couple et la puissance mécanique suivent les évolutions du vent et les valeurs des coefficients C_p et λ sont asservi à leurs valeurs maximales.

Pour le deuxième schéma, On remarque que le couple et la puissance mécanique suivent les évolutions du vent et les valeurs des coefficients C_p et λ sont maintenus relativement à leurs valeurs maximales avec des petits fluctuations des coefficients C_p et λ . La cause de ces FLUCTUATIONS EST QUE LA VALEUR DE LA VITESSE DU VENT ESTIMEE ET DIFFERENTE DE LA VALEUR DU VENT REELLE LORS DES VARIATIONS BRUSQUES DE LA VITESSE DU VENT.

II.5.3. SIMULATION DU MODE DE FONCTIONNEMENT A VITESSE CONSTANTE (ZONE III) :

Pour valider la loi de réglage du ratio de vitesse, pour un fonctionnement à vitesse constante (Zone III), nous avons appliqué à la turbine un profil de vent correspondant 130% du model étudié dans la partie II.3 (Vitesse du Vent entre 9 et 17 m/s), sur une durée de 50 seconds (Figure II.26).

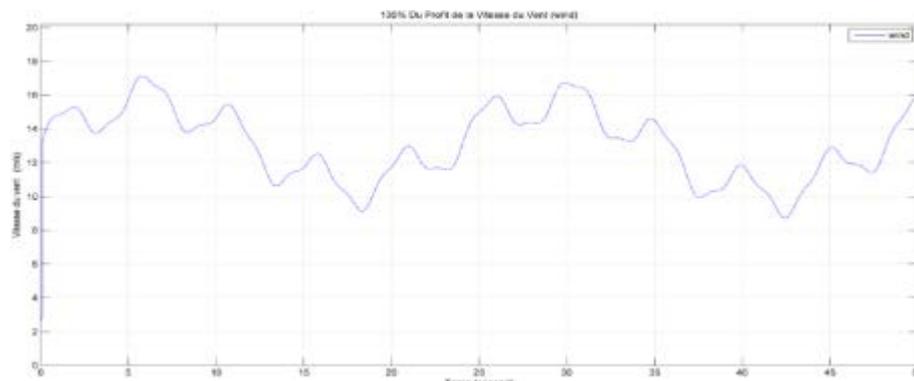
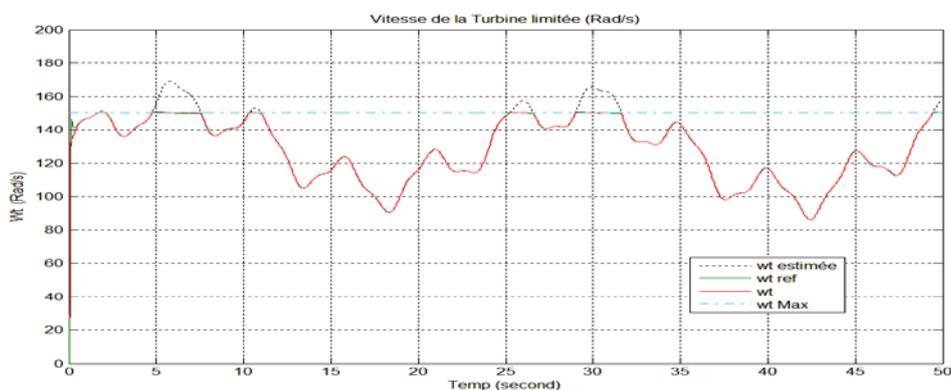


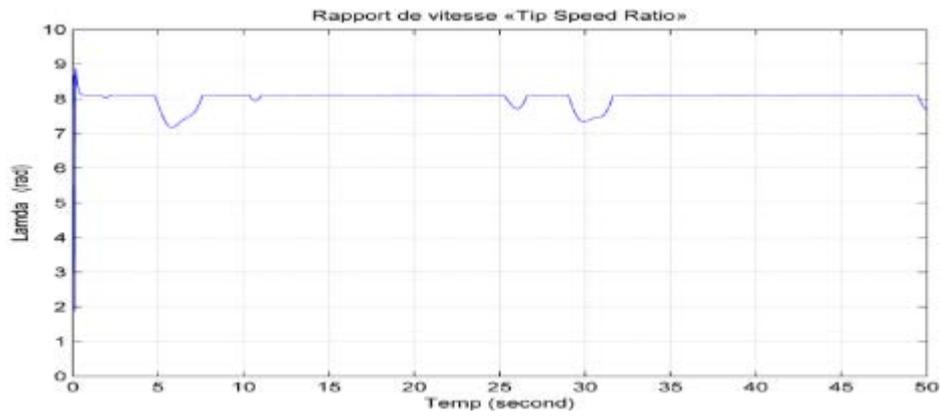
Fig. II. 13 : -Profil du vent appliqué à la turbine éolienne

1. Commande avec asservissement de vitesse (Limitation de la vitesse de la turbine w_t):

Les résultats obtenus sont basées sur la structure de commande à vitesse constante.



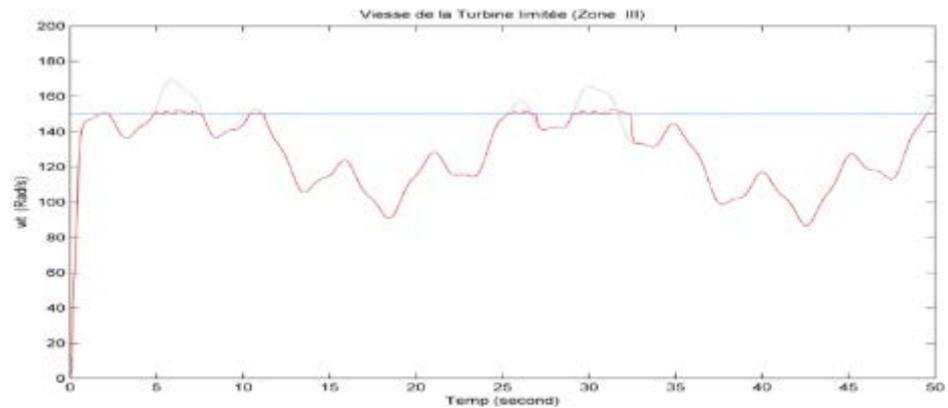
a) : - Vitesse de rotation de la turbine



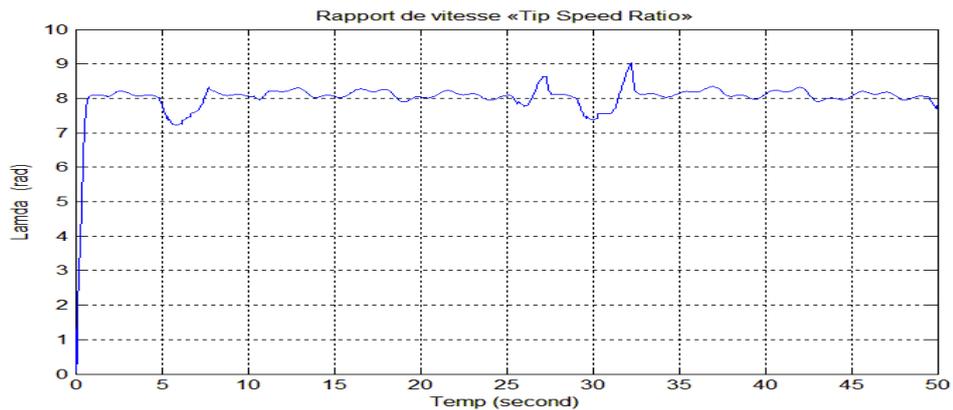
b) :- Ratio de Vitesse λ

Fig. II.29 :- Simulation de commande avec asservissement de vitesse.

2. Commande sans asservissement de vitesse (Limitation de la vitesse de la turbine wt): Les résultats obtenus sont basés sur la structure de commande à vitesse constante.



a) :- Vitesse de rotation de la turbine



b) :- Ratio de Vitesse λ

Fig. II.30 :- Simulation de commande sans asservissement de vitesse.

3. Résultats de Simulation du mode de fonctionnement à vitesse constante (Zone III) :

Les schémas de commande des figures II.17 et II.18 permettent de régler le ratio de vitesse λ afin maintenir la vitesse de rotation de la turbine constante quelque soit la variation de la vitesse du vent dans la Zone III.

L'allure du vent est représentée par la figure II.28. Ensuite, les allures de la vitesse de rotation et le ratio de vitesse λ sont représentées par la figure II.29 pour la commande avec asservissement de vitesse et représentés par figure II.30 pour la commande sans asservissement de vitesse.

Pour le premier schéma, On remarque que si la vitesse de rotation est inférieure à la valeur de 150 rad//s le ratio de vitesse λ est maintenu à sa valeur optimale et si la vitesse de rotation tente à dépasser cette valeur le ratio de vitesse λ est ajusté pour limiter la vitesse.

Pour le deuxième schéma, on remarque que si la vitesse de rotation est inférieure à la valeur de 150 rad//s le ratio de vitesse λ est maintenu relativement à sa valeur optimale et si la vitesse de rotation tente à dépasser cette valeur le ratio de vitesse λ est ajusté pour limiter la vitesse.

Néanmoins, un zoom sur ces allures montre qu'il existe des petites fluctuations et que les allures de la vitesse de rotation et le ratio de vitesse du premier schéma de commande sont plus lisses et plus stable que les allures du deuxième schéma de commande.

II.5.4. Simulation de Contrôle de l'angle de calage des pales « pitch control »(Zone IV) :

Pour valider la loi de réglage du ratio de vitesse, pour un fonctionnement à puissance constante (Zone IV), nous avons appliqué à la turbine un profil de vent correspondant 130% du model étudié dans la partie II.3 (Vitesse du Vent entre 9 et 17 m/s), sur une durée de 50 seconds (Figure II.31).

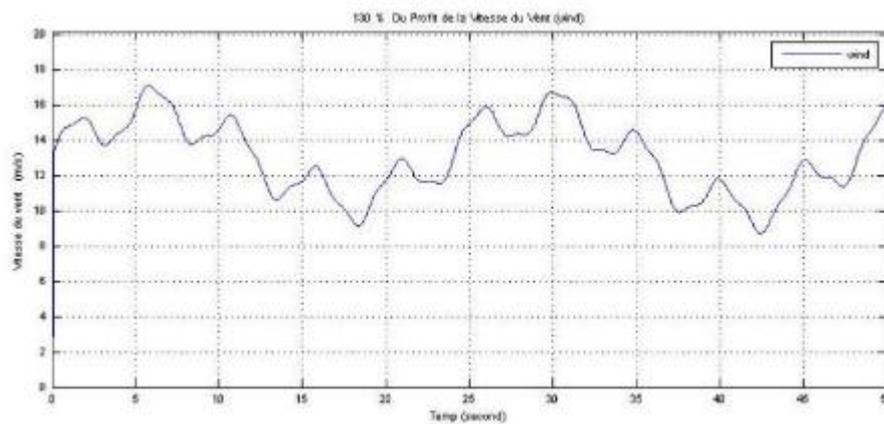


Fig. II.31 – Profil du vent appliqué à la turbine éolienne 130%

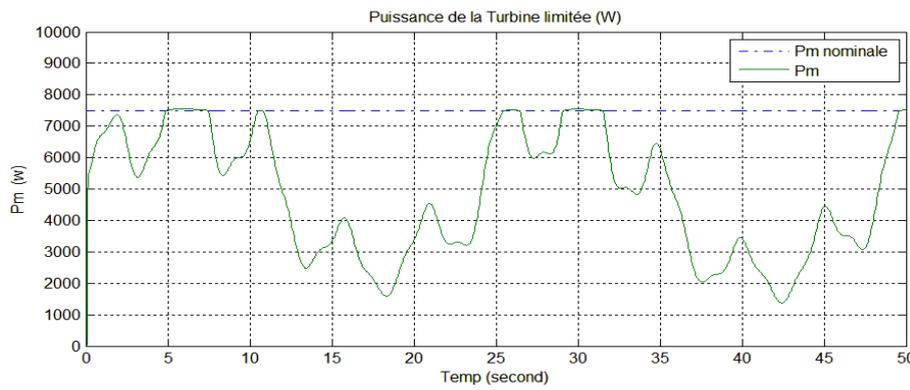


Fig. II.32 - Puissance mécanique de la turbine

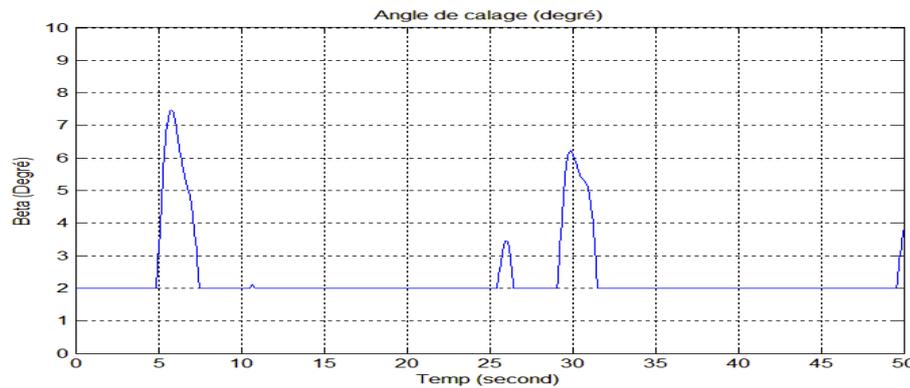


Fig. II.33 – Angle de calage la turbine éolienne

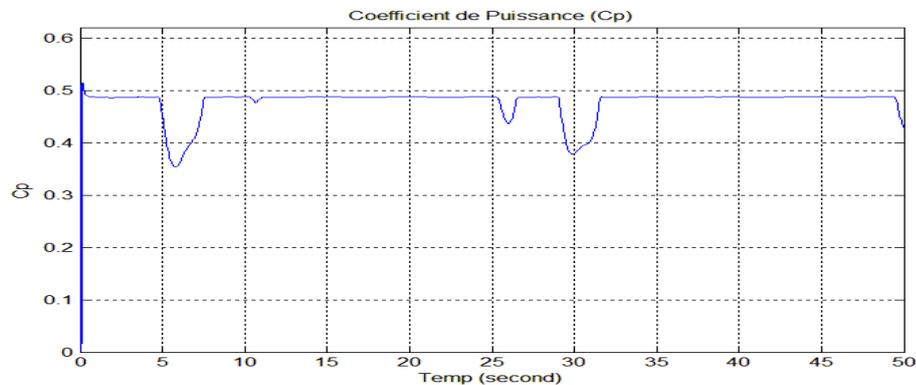


Fig. II.34–Coefficient de puissance.

II.5.5. Résultats de Simulation de Contrôle de l'angle de calage des pales (Zone IV) :

Les schémas de commande de la figure II.19 permet de régler le coefficient de puissance C_p afin de limiter la puissance mécanique de la turbine lorsque la vitesse du vent atteinte des valeurs élevés (Zone IV).

L'allure du vent est représentée par la figure II.31. Ensuite, les allures de la puissance mécanique de la turbine, l'angle de calage et le coefficient de puissance sont respectivement représentées par la figure II.32, figure II.33 et la figure II.34.

On remarque que la puissance mécanique produite est fluctuante suivant les fluctuations de la vitesse du vent, avec une valeur maximale pour la puissance nominale.

On constate notamment que Lorsque la puissance mécanique de la turbine est inférieure à la valeur nominale le coefficient de puissance C_p est maintenu à sa valeur optimale et Lorsque la puissance mécanique de la turbine tente à dépasser cette valeur le coefficient C_p décroît pour limiter la puissance.

Le coefficient de puissance C_p est réglé en fonction de l'angle de calage.

II.5.6. Simulation globale des trois zones:

Pour valider les lois de commande appliqués au contrôle de la partie mécanique de l'aérogénérateur, pour illustrer les différentes zones de fonctionnement, nous avons appliqué à la turbine un profil de vent croissant jusqu'à 20m/s, une consigne de vitesse de 140 Rad/s dans la zone III et une puissance maximale de 8 kW dans la zone IV.

En appliquant, les lois de réglages correspondantes à chaque zone, on obtient sur les figures ci-dessous, les caractéristiques de fonctionnement de la turbine, qui met en évidence les particularités de fonctionnement des quatre zones, évoquées en théorie.

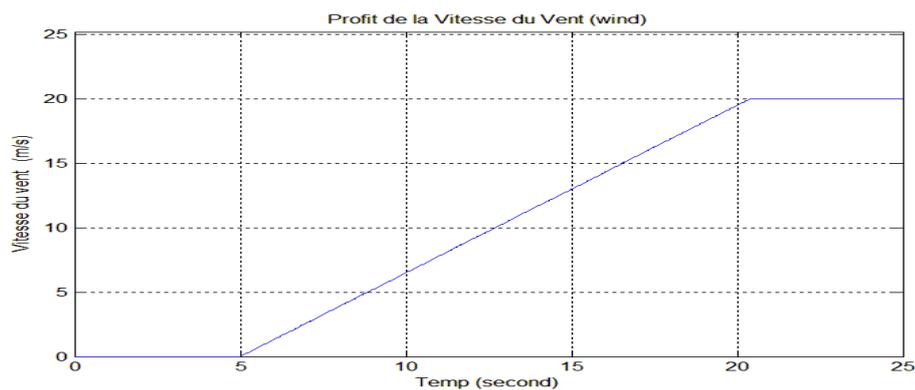


Fig. II.35–Profil du vent appliqué à la turbine éolienne

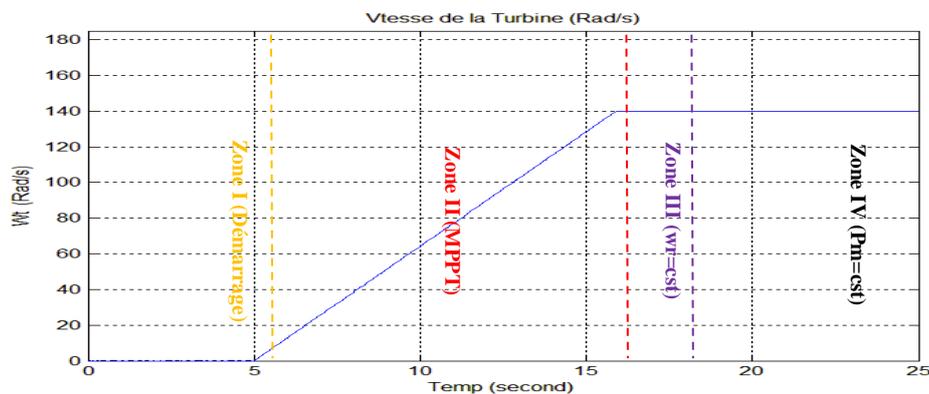


Fig. II.36–Vitesse de rotation de la turbine

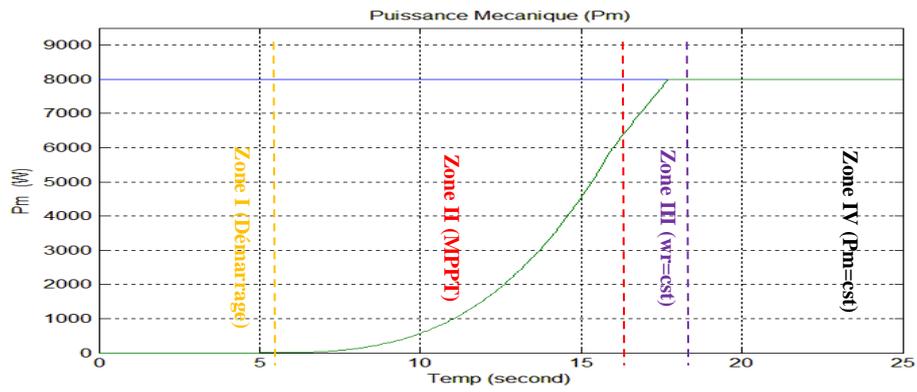


Fig. II.37– Puissance mécanique produite de la turbine

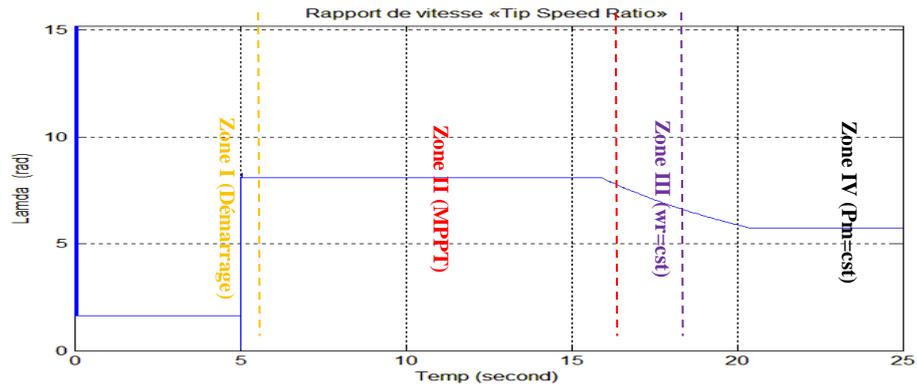


Fig. II.38–Ratio de Vitesse λ

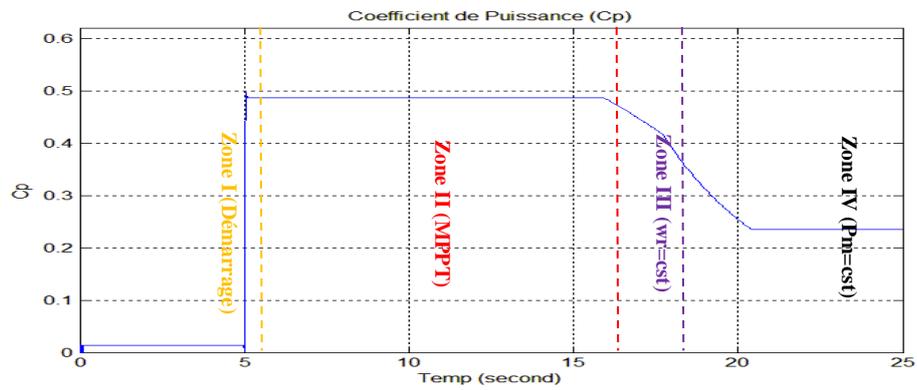


Fig. II.39–Coefficient de puissance.

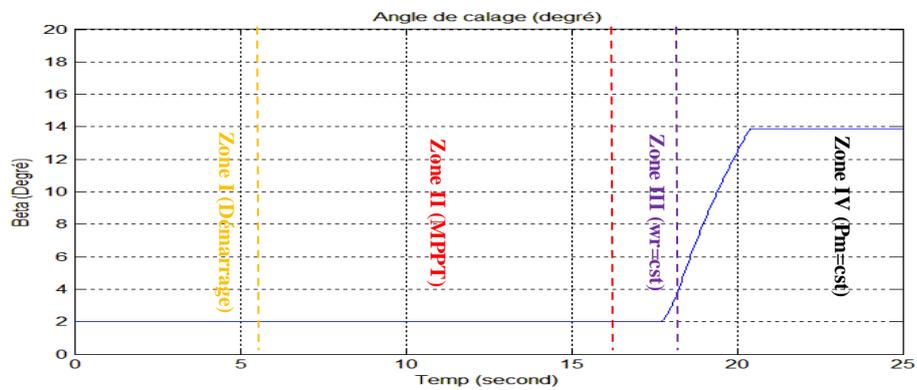


Fig. II.40–Angle de calage de la turbine « β ».

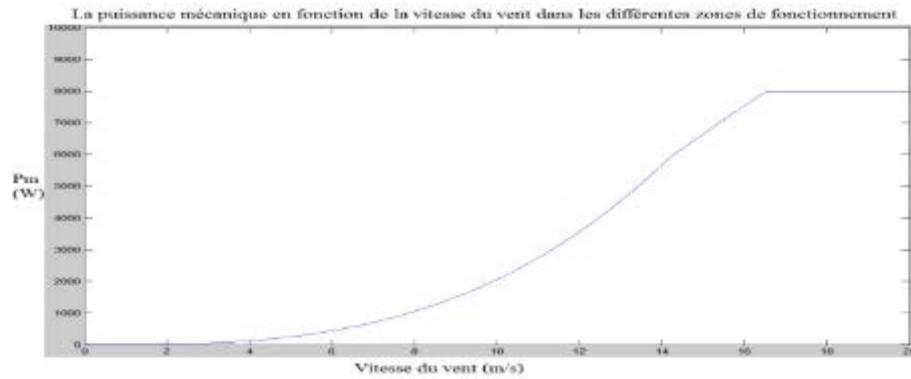


Fig. II.41– Puissance mécanique produite en fonction de la vitesse du vent.

II.5.7. Résultats de simulation obtenus pour les trois zones :

La figure II.36 montre la vitesse mécanique de la turbine. On constate que cette dernière est proportionnelle à l'évolution du vent dans la zone II et constante en zone III et zone IV.

La figure II.37 montre la puissance mécanique produite. On constate que cette dernière est linéaire en fonction du vent en zone II et zone III et limitée à 8 kW en zone IV.

Sur la figure II.38, on constate que le ratio de vitesse est constant et fixé à sa valeur optimale lorsqu'on extrait le maximum de puissance produite en zone II. Ensuite, lorsque la vitesse de la turbine arrive à 90% de sa vitesse nominale, il décroît pour avoir un fonctionnement à vitesse constante en zone III.

Sur la figure II.39, on constate que le coefficient de puissance est constant et fixé à sa valeur maximale lorsqu'on extrait le maximum de puissance produite en zone II. Ensuite, il décroît à cause de la diminution du ratio de vitesse en zone III et l'augmentation l'angle d'orientation de la pale en zone IV. En cette zone, l'angle d'orientation de la pale, réagit pour limiter la puissance mécanique générée (Figure II.40).

En fin sur la figure II.41, on ne constate que la courbe de la puissance mécanique produite en fonction de la vitesse du vent est analogue à celle retrouvée en théorie et met en évidence les quatre zones de fonctionnement de la turbine.

II.6. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons présenté la modélisation de la partie mécanique de l'éolienne avec les simulations sous l'environnement MATLAB-SIMULINK, ou nous avons décrit les différents éléments d'une turbine éolienne utilisant un multiplicateur.

Après avoir présentées les différentes zones de fonctionnement, nous avons détaillé chaque zone en particulier à savoir la zone de maximisation de l'énergie extraite du vent, la zone de fonctionnement à vitesse constante et la zone de limitation de puissance mécanique fournie.

Le contrôle de la première zone de fonctionnement est réalisé par le contrôle du couple électromagnétique généré. A cet effet, deux techniques de maximisation de la puissance extraite de la turbine ont été explicitées.

En comparons ces méthodes, nous nous sommes intéressés à la méthode d'extraction de maximum de puissance avec asservissement de vitesse de vent. Ces algorithmes ont été validés par les résultats de simulation, qui ont montrés les inconvénients et les avantages de chacune.

La deuxième partie de cette étude a été consacrée à la méthode de contrôle de la vitesse de rotation de la turbine.

La dernière partie de ce chapitre a fait l'objet d'une étude permettant d'illustrer les principales méthodes pour contrôler la puissance aérodynamique recueillie par la turbine et d'une description des méthodes de régulation de l'angle de calage pour un fonctionnement à puissance constante (Limitée). Ces stratégies ont été validées au moyen des résultats de simulation.

Le chapitre suivant sera consacré à la modélisation et la commande du système de conversion éolienne basé sur la machine asynchrone à double alimentation (MADA) en mode générateur. La régulation de la puissance active et réactive statorique avec la commande MPPT avec asservissement de vitesse du vent sera étudié.

CHAPITRE III :
**«Modélisation et commande des
parties électriques du system
éolien basé sur une MADA ».**

III.1. INTRODUCTION :

La stratégie de commande d'un aérogénérateur utilisant une MADA raccordée au réseau électrique utilise comme grandeurs de réglage les puissances actives et réactives gérées par les convertisseurs statiques CSR et CSS vise à atteindre les objectifs suivants :

- Régler la vitesse de rotation de la turbine pour en optimiser le rendement aérodynamique et protéger la structure mécanique en limitant la vitesse.
- Régler le facteur de puissance global de la centrale éolienne, vu par le réseau électrique.

Le stator MADA est connecté directement au réseau, tandis que le rotor est connecté au réseau via deux convertisseurs statiques bidirectionnels mis en cascade à travers un bus continu et un filtre triphasé de courant. Les tensions de ces convertisseurs sont contrôlées par la technique (MLI) qui permet le réglage simultané de la tension et la fréquence. La puissance aérodynamique est limitée par un système d'orientation des pales. Le fonctionnement global de l'éolienne est géré par un système de supervision et de commande global qui génère les consignes de commande des contrôleurs en fonction du mode de fonctionnement de la machine. De ce fait, On distingue plusieurs boucles de contrôle qui sont fortement liées, à savoir : Le contrôle de la Turbine avec la technique d'extraction du maximum de puissance « MPPT », le contrôle et limitation de puissance de la turbine par la variation de l'angle de calage « β », le contrôle de la tension de sortie V_r du convertisseur « CCM » connecté au rotor du générateur et le contrôle de la tension de sortie U_{dc} du Bus continu du convertisseur « CCR » connecté au réseau. De plus, le système de protection et de synchronisation du générateur. La figure III.1 illustre la structure du système de commande global de l'éolienne.

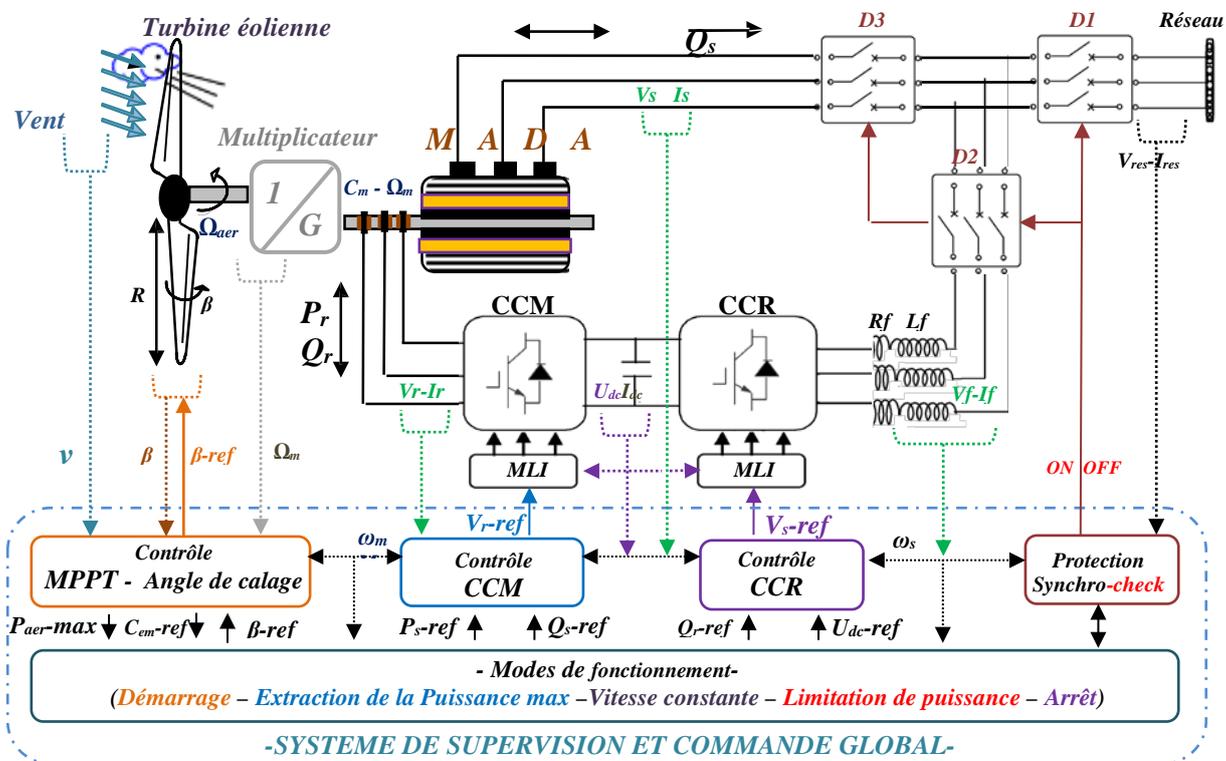


Fig. III.1 : Structure du système de commande global de l'éolienne.

Dans ce chapitre, on s'intéresse essentiellement à la modalisation et commande de la partie électrique du Système de Conversion Eolienne basé sur une machine asynchrone à double alimentation (MADA).

Dans un premier temps, on a présenté une introduction sur la machine asynchrone à rotor bobiné à double alimentation et son intérêt dans les applications requérant de la vitesse variable. Nous allons décrire au rotor peuvent contrôler le couple électromagnétique, la vitesse et le facteur de puissance lorsque la MADA fonctionne en mode moteur (hypo et hyper-synchrone) et en mode générateur (hypo et hyper-synchrone). Nous aborderons à la fin de ce chapitre le transfert de puissance dans la machine dans ces deux modes de fonctionnement. à travers les concepts physiques de base régissant le fonctionnement de tout type de machine.

Par la suite, on a modélisé chaque élément de ce système de conversion éolienne, tels que la machine asynchrone à double alimentation en mode générateur, les filtres et les convertisseurs statiques. Ensuite, on a appliqué la commande vectorielle de la puissance active et réactive statorique de la machine asynchrone à double alimentation (MADA) qui est entraîné par une turbine éolienne commandée par la stratégie MPPT (Maximum Power Point Tracking) pour extraire le maximum de la puissance produite par ce générateur.

La chaîne de conversion éolienne est directement connectée au réseau de distribution à travers le stator, et alimentée par le rotor au moyen de convertisseur de puissance fonctionnant en MLI (Modulation de Largeur d' Impulsion), (figure III.1).

La technique de la commande appliquée à cette machine est basée sur des régulateurs PI pour réguler les puissances active et réactive statoriques en contrôlant les courants rotoriques a fin déterminer les rapports cycliques des interrupteurs utilisés pour commander les convertisseurs statiques.

Ensuite, un calcul des paramètres des régulateurs nécessaire pour la commande et établie, et enfin les résultats de la simulation sont exposés, qui signifier la validation de commande.

Tous les modèles ont été développés en vue d'une exploitation par le logiciel MatLab/Simulink, qui permet de mettre en place assez rapidement des modèles ainsi que les lois de commande associées. Afin d'examiner la robustesse de cette commande à vitesse variable, on a soumis à la turbine une vitesse du vent variable en échelons et une autre variable aléatoire.

Les hypothèses principales adoptées dans ce chapitre sont les suivantes :

- Dans le cas de la MADA, on prend en compte uniquement le premier harmonique d'espace du flux magnétique et le premier harmonique de temps des grandeurs électriques (hypothèses de Park [25]). Le phénomène de saturation magnétique est négligé.
- Dans le cas des convertisseurs statiques, l'importance de la masse est négligée par rapport à la masse totale de l'entraînement et le calcul des pertes est basé sur une linéarisation des caractéristiques des composants et une tension du bus continu constante.

Ces hypothèses sont communément adoptées dans la littérature spécialisée qui sera citée aux endroits où cela sera nécessaire.

Ce qui contribue en outre à développer la stratégie de contrôle pour le CCR, ainsi que la modélisation de CCG dans un repère d-q en rotation synchrone.

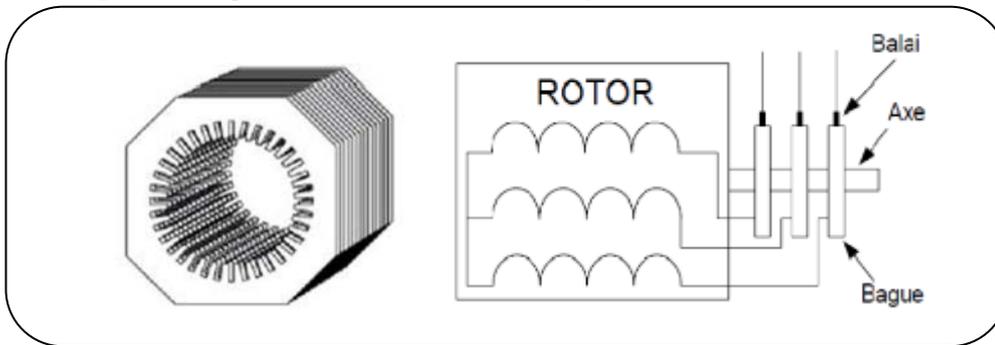
III.2. MODILISATION DE LA PARTIE ELECTRIQUE DU SYSTEME EOLIEN :

III.2.1. Principe de fonctionnement de la machine asynchrone à double alimentation :

III.2.1.1. Structure de la machine :

La machine asynchrone à double alimentation présente un stator analogue à celui des machines triphasées classiques (asynchrone à cage ou synchrone) constitué le plus souvent de tôles magnétiques empilées munies d'encoches dans lesquelles viennent s'insérer les enroulements. L'originalité de cette machine provient du fait que le rotor n'est plus une cage d'écureuil coulée dans les encoches d'un empilement de tôles mais il est constitué de trois bobinages connectés en étoile dont les extrémités sont reliées à des bagues conductrices sur lesquelles viennent frotter des balais lorsque la machine tourne (*Figure III.2*)[26].

Fig.III.2 : Représentation de la machine asynchrone à double alimentation.



Dans les applications éoliennes, les enroulements statoriques de la machine asynchrone sont connectés directement au réseau et les enroulements rotoriques sont connectés à travers un convertisseur de fréquence.

III.2.1.2. Couple électromagnétique :

Quand le stator est alimenté par une source triphasée équilibrée, les courants instantanés circulant dans les trois phases de l'induit créent une force magnétomotrice f_{mms} qui tourne à une vitesse du synchronisme $\Omega_s = \omega_s/p$. Du côté rotor, on dispose d'un enroulement triphasé branché à une source alternative ayant une fréquence f_r et qui produit une force magnétomotrice tournante f_{mmr} à une vitesse $\Omega_r = \omega_r/p$ par rapport au rotor. Pour que le couple moyen soit constant lorsque le rotor tourne par rapport au stator, il est impératif que les deux forces magnétomotrices restent immobiles dans l'espace l'un par rapport à l'autre (synchrones). Ceci impliquerait que le rotor doit, lui-même, tourner à une vitesse de $\Omega_{mec} = \Omega_s - \Omega_r$ [43]. Toute autre vitesse produit un glissement continu des pôles du rotor par rapport aux pôles du stator. Le couple moyen serait alors nul et la machine s'arrêterait

$$\text{Avec} \quad \Omega_{mec} = \omega_{mec}/p \quad (III.1)$$

$$\text{On a donc} \quad \omega_s = \omega_r + \omega_{mec} \quad (III.2)$$

Pour que la rotation du vecteur résultant par rapport au rotor se réalise, le courant dans l'enroulement rotorique I_r doit avoir une fréquence f_r [43], définie à partir de $\omega_r = 2 \cdot \pi \cdot f_r$; c'est-à-dire :

$$f_r = |g| \cdot f_s \quad (III.3)$$

La force magnétomotrice résultante F est la somme de la force magnétomotrice rotorique F_r et la force magnétomotrice statorique F_s , en notation phaseur on a :

$$\vec{F} = \vec{F}_s + \vec{F}_r \quad (III.4)$$

Le flux magnétisant résultant dans l'entrefer de la machine crée par la force magnétomotrice résultante à une valeur efficace Φ_m .

Si la pulsation mécanique de la machine ω_{mec} est inférieure à la pulsation du synchronisme ω_s , les sens de rotation des deux vecteurs \vec{F}_s et \vec{F}_r sont identiques, dans le cas contraire, quand la pulsation mécanique est supérieure à la pulsation de synchronisme les sens seront opposés.

Le couple électromagnétique qui s'exerce entre les deux forces magnétomotrices est le produit vectoriel de ceux-ci [43].

$$C_{em} = \vec{F} \wedge \vec{F}_r \quad (III.5)$$

En notant θ la valeur algébrique de la phase du courant dans le rotor I_r par rapport à la tension statorique V_s , on obtient la valeur de ce couple :

$$C_{em} = |F| * |F_r| * \sin\left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) \quad (III.6)$$

Les amplitudes des forces magnétomotrices sont proportionnelles aux courants qui les créent et au nombre de spires des enroulements :

$$F_s = N_s * I_s \quad \text{Et} \quad F_r = N_r * I_r \quad (III.7)$$

Avec : N_s et N_r , respectivement le nombre de spire statorique et rotorique.

De plus, l'équation III.4 est une somme vectorielle [6]. En considérant les conventions adoptées pour le sens des courants dans la partie de la modélisation de machine, le sens du vecteur de la force magnétomotrice résultante \vec{F} prend le sens du vecteur $-I_r$. Ceci permet d'écrire :

$$\left\{ \begin{array}{l} N_s * \bar{I}_m = N_s * \bar{I}_s - N_r * \bar{I}_r \\ \text{Soit } \bar{I}_s = \bar{I}_m + \frac{\bar{I}_r}{m} \quad \text{et} \quad m = \frac{N_s}{N_r} \end{array} \right. \quad (III.8)$$

La Figure III.3 présente le diagramme vectoriel des forces magnétomotrices avec le déphasage entre F_r et F en mode moteur et générateur.

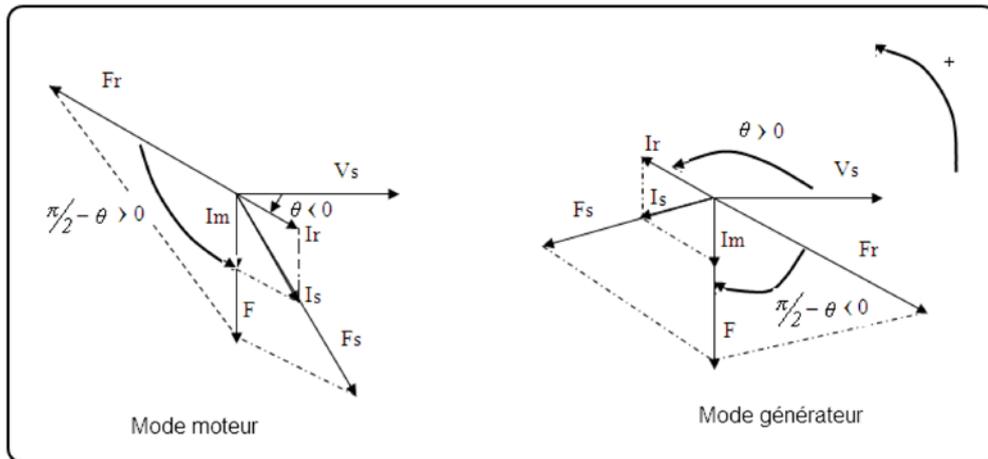


Fig.III.3:Diagramme vectoriel des forces magnétomotrices [43].

Le couple électromagnétique est donc :

$$C_{em} = N_s N_r * I_s * I_r * \sin(\pi + \theta - \varphi) \quad (III.9)$$

Avec φ le déphasage entre la tension et le courant statorique (\vec{V}_s ; \vec{I}_s)

On peut bien voir qu'en agissant sur l'amplitude et la phase du courant au rotor I_r , on arrive à contrôler le couple électromagnétique. Cependant, les grandeurs de contrôle accessibles au rotor sont le voltage et la phase de la tension au rotor, donc, on agit plutôt sur ces derniers comme grandeurs de contrôle.

III.2.1.3. Puissance électrique :

Une fois connecté au réseau un flux magnétique tournant à la vitesse ω_s apparaît au stator. Ce flux dépend de la réluctance du circuit magnétique, du nombre de spires dans le bobinage et donc du courant statorique. Pendant la rotation, le flux magnétique généré par le stator crée des f.é.m. dans le bobinage du rotor. Le rapport entre les forces électromotrices créées au rotor et au stator est [43].

$$\frac{E_r}{E_s} = \frac{N_r \omega_r}{N_s \omega_s} \quad (\text{III.10})$$

D'où :

$$\frac{E_r}{E_s} = g \cdot \frac{N_r}{N_s} \quad (\text{III.11})$$

On note g le glissement tel que :

$$g = \frac{\omega_s - \omega_{mec}}{\omega_s} = \frac{\omega_r}{\omega_s} \quad (\text{III.12})$$

Où :

ω_r : Lapulsion angulaire de glissement.

ω_{mec} : La pulsation mécanique du rotor.

N_r : Le nombre de spires des bobinages au rotor,

N_s : Le nombre de spires des bobinages au stator.

Les courants au stator et au rotor sont définis comme dans le cas d'un transformateur parfait:

$$\frac{I_r}{I_s} = \frac{N_s}{N_r} \quad (\text{III.13})$$

Si on considère que le circuit magnétique de la machine est parfait (il ne déphase donc aucune grandeur), les déphasages rotoriques et statoriques sont identiques. Donc le rapport entre la puissance apparente au rotor P_r et celle du stator P_s devient :

$$\frac{P_{rotor}}{P_{stator}} = \frac{E_r I_r}{E_s I_s} = g$$

D'où

$$P_{rotor} = g \cdot P_{stator} \quad (\text{III.14})$$

La puissance électrique fournie par la machine asynchrone au réseau électrique est donc :

$$P_{stator} - P_{rotor} = (1 - g)P_{stator} \quad (\text{III.15})$$

Ces équations montrent que pour une puissance constante transmise au stator, plus on transmet de la puissance par le rotor, plus on augmente le glissement. La pulsation au stator (imposée par le réseau) étant supposée constante, il est donc possible de contrôler la vitesse de la génératrice en agissant simplement sur la puissance transmise au rotor via le glissement g . [11].

III.2.1.4. Modes de fonctionnement de la machine à double alimentation :

Comme la machine asynchrone classique, la MADA permet de fonctionner en moteur ou en générateur mais la grande différence réside dans le fait que pour la MADA, ce n'est plus la vitesse de rotation qui impose le mode de fonctionnement moteur ou générateur [25].

Effectivement, une machine à cage doit tourner en dessous de sa vitesse de synchronisme pour fonctionner en moteur et au dessus pour fonctionner en générateur. Ici, c'est la commande des tensions rotoriques qui permet de gérer le champ magnétique à l'intérieur de la machine, offrant ainsi la possibilité de fonctionner en hyper ou hypo synchronisme aussi bien en mode moteur qu'en mode générateur [25].

Si Le glissement est positif, la pulsation mécanique du rotor ω_{mec} est inférieure à la pulsation de synchronisme ω_s , alors la machine fonctionne en mode hypo-synchrone.

Si le glissement est négatif, la pulsation mécanique du rotor ω_{mec} est supérieure à la pulsation de synchronisme de la machine ω_s , alors la machine fonctionne en mode hyper-synchrone.

La MADA est parfaitement commandable si toutefois le flux des puissances est bien contrôlé dans les enroulements du rotor. Puisque la MADA peut fonctionner en moteur comme générateur aux vitesses hypo-synchrones et hyper-synchrones, il y a à distinguer quatre modes opérationnels caractéristiques de la machine.

III.2.1.5. Fonctionnement en Mode Moteur Hypo-Synchrone ($g > 0$) [25] :

La figure I.15 montre que la puissance est fournie par le réseau au stator et la puissance de glissement transite par le rotor pour être réinjectée au réseau. On a donc un fonctionnement moteur en dessous de la vitesse de synchronisme $\omega_{mec} < \omega_s$. La machine asynchrone à cage classique peut fonctionner ainsi mais la puissance de glissement est alors dissipée en pertes Joule dans le rotor.

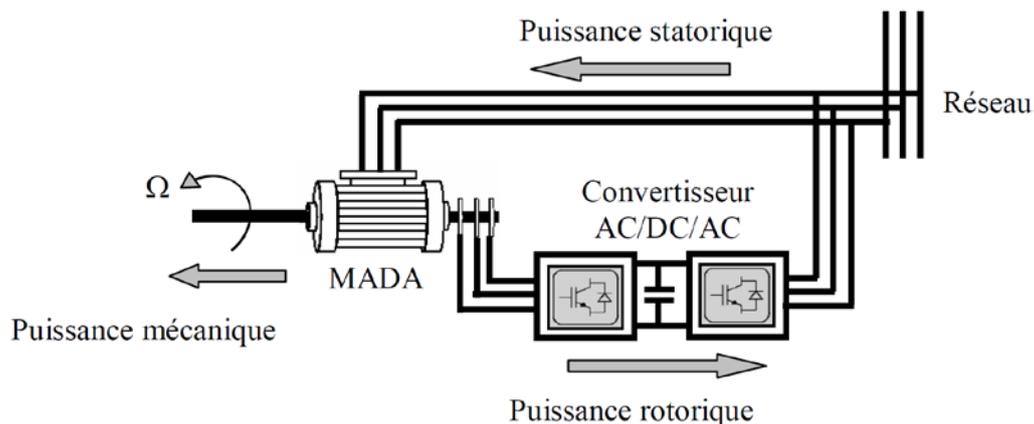


Fig.III.4 Fonctionnement en mode moteur hypo-synchrone.

III.2.1.6. Fonctionnement en Mode Moteur Hyper-Synchrone ($g < 0$) [25]:

La figure I.16 montre que la puissance est fournie par le réseau au stator et la puissance de glissement est également fournie par le réseau au rotor. On a donc un fonctionnement moteur au-dessus de la vitesse de synchronisme $\omega_{mec} > \omega_s$. La machine asynchrone à cage classique ne peut pas avoir ce fonctionnement.

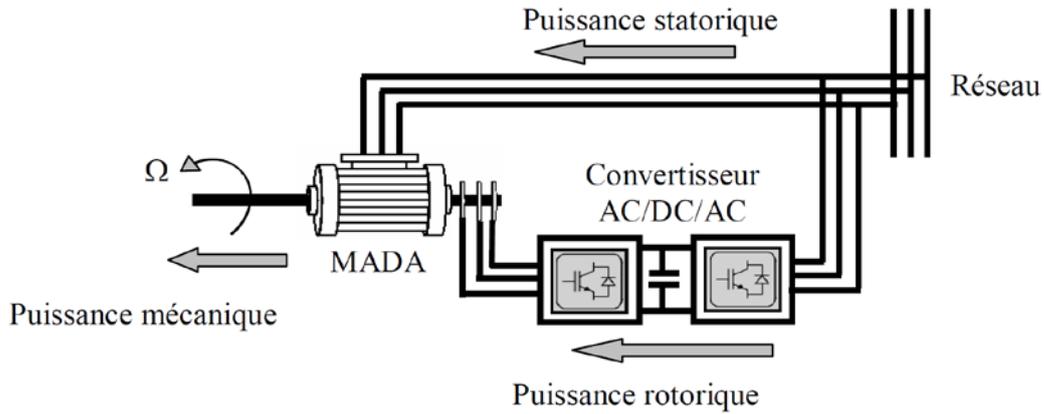


Fig.III.5 Fonctionnement en mode moteur hyper-synchrone

III.2.1.7. Fonctionnement en Mode Générateur Hypo-Synchrone ($g > 0$)[25]:

La figure I.17 montre que la puissance est fournie au réseau par le stator. La puissance de glissement est alors absorbée par le rotor. On a donc un fonctionnement générateur en dessous de la vitesse de synchronisme $\omega_{mec} < \omega_s$. La machine asynchrone à cage classique ne peut pas avoir ce mode de fonctionnement.

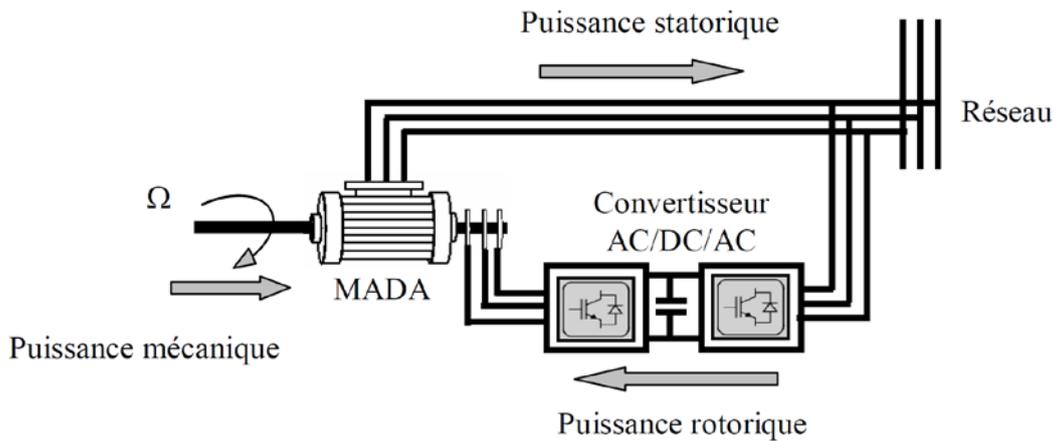
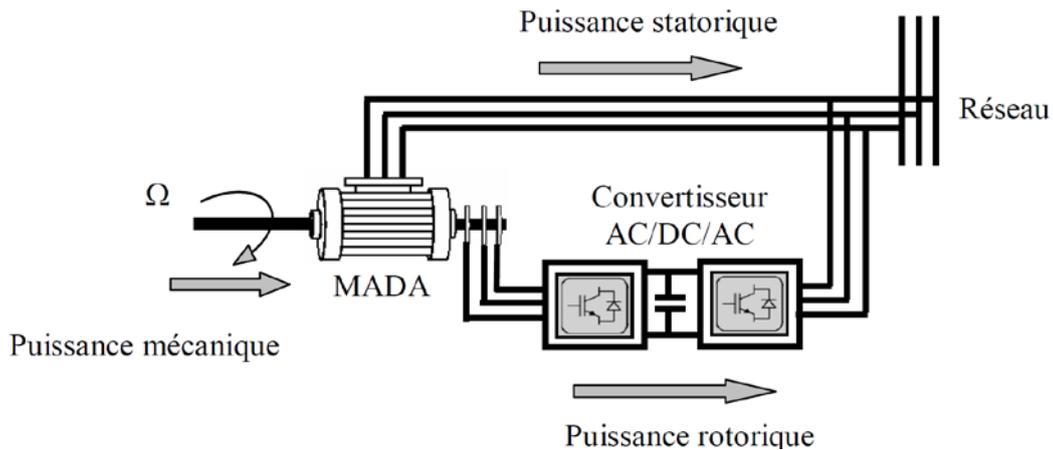


Fig.III.6 Fonctionnement en mode générateur hypo-synchrone

III.2.1.8. Fonctionnement en Mode Générateur Hyper-Synchrone ($g < 0$)[25]:

La figure I.18 montre que la puissance est alors fournie au réseau par le stator et la puissance de glissement est récupérée via le rotor pour être réinjectée au réseau. On a donc un fonctionnement générateur au dessus de la vitesse de synchronisme $\omega_{mec} > \omega_s$. C'est dans ce mode de fonctionnement que l'éolienne produit le maximum de puissance active. La machine asynchrone à cage classique peut avoir ce mode de fonctionnement mais dans ce cas la puissance de glissement est dissipée en pertes Joule dans le rotor. On peut donc remarquer que la MADA a deux principaux avantages sur la machine à cage classique : la production de puissance électrique quelle que soit sa vitesse de rotation (hypo ou hyper synchronisme) et la récupération de la puissance de glissement [25].

Fig.III.7 Fonctionnement en mode générateur hyper-synchrone



III.2.2. Modélisation de la Machine à Double Alimentation « MADA » :

III.2.2.1. Introduction :

La modélisation de la machine est une phase primordiale dans son analyse. Elle est d'un apport précieux en permettant d'une part de restituer une image de ce que l'on peut observer expérimentalement et d'autre part de prévoir des comportements de la machine plus variés que ceux de l'observation expérimentale.

Dans cette partie, on se propose de modéliser la génératrice asynchrone double alimentée dans le référentiel lié au champ tournant connectée directement aux réseaux par le stator et alimentée au rotor par l'intermédiaire d'une cascade convertisseur de puissance fonctionnant en MLI.

III.2.2.2. Hypothèses simplificatrices :

Afin d'établir un modèle simple de la MADA, nous avons pris en considération certaines hypothèses simplificatrices à savoir :

- La géométrie de la machine est symétrique.
- Le circuit magnétique est parfaitement feuilleté, au stator et au rotor, la saturation est négligeable.
- La densité de courant est considérée uniforme dans la section des conducteurs élémentaires.
- Les résistances des enroulements ne dépendent pas de la température.
- Les forces magnétomotrices créées par le stator ou le rotor ont une répartition Sinusoïdale.
- L'épaisseur de l'entrefer est uniforme.

III.2.2.3. Modèle mathématique de la MADA dans le référentiel généralisé :

III.2.2.3.1. Description :

La MADA présente un stator triphasé identique à celui d'une machine asynchrone classique dite à cage d'écureuil et un rotor constitué d'un bobinage triphasé accessible par trois

bagues munies de contacts glissants (balais). Sa robustesse est légèrement diminuée par rapport à une machine asynchrone classique à cause de ce système bagues/balais.

Une fois le stator de la machine connecté au réseau électrique, un flux magnétique apparaît au stator. Ce flux dépend de la réluctance du circuit magnétique, du nombre de spires dans le bobinage et du courant statorique. Lors de la rotation, le flux magnétique généré par le stator crée des forces électromotrices (fem) dans les enroulements rotoriques.

III.2.2.3.2. Équation électrique :

$$\begin{cases} V_{sa} = R_s I_{sa} + \frac{d\varphi_{sa}}{dt} \\ V_{sb} = R_s I_{sb} + \frac{d\varphi_{sb}}{dt} \\ V_{sc} = R_s I_{sc} + \frac{d\varphi_{sc}}{dt} \end{cases} \quad (III.16)$$

$$\begin{cases} V_{ra} = R_r I_{ra} + \frac{d\varphi_{ra}}{dt} \\ V_{rb} = R_r I_{rb} + \frac{d\varphi_{rb}}{dt} \\ V_{rc} = R_r I_{rc} + \frac{d\varphi_{rc}}{dt} \end{cases} \quad (III.17)$$

La représentation matricielle des équations de tension est comme suite :

$$[V_{sabc}] = [R_{sabc}][I_{sabc}] + \frac{d}{dt} [\Phi_{sabc}] \quad (III.18)$$

$$[V_{rabc}] = [R_{rabc}][I_{rabc}] + \frac{d}{dt} [\Phi_{rabc}] \quad (III.19)$$

Avec :

$[\Phi_{sabc}]$, $[\Phi_{rabc}]$: Vecteurs flux total statorique et rotorique.

$$[\Phi_{sabc}] = [\Phi_{sa}, \Phi_{sb}, \Phi_{sc}]^T, [\Phi_{rabc}] = [\Phi_{ra}, \Phi_{rb}, \Phi_{rc}]^T$$

$[V_{sabc}]$, $[V_{rabc}]$: Vecteurs tension statorique et rotorique appliqués aux trois phases.

$$[V_{sabc}] = [V_{sa}, V_{sb}, V_{sc}]^T, [V_{rabc}] = [V_{ra}, V_{rb}, V_{rc}]^T$$

$[I_{sabc}]$, $[I_{rabc}]$: Vecteurs courant traversant les enroulements statorique et rotorique.

$$[I_{sabc}] = [I_{sa}, I_{sb}, I_{sc}]^T, [I_{rabc}] = [I_{ra}, I_{rb}, I_{rc}]^T$$

$[R_{sabc}]$, $[R_{rabc}]$: Matrices résistance statorique et rotorique.

$$[R_{sabc}] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \text{ et } [R_{rabc}] = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix}$$

III.2.2.3.3. Équations magnétiques :

Les équations des flux magnétiques statorique et rotorique dans le repère a, b, c sont donnés par :

$$[\Phi_{sabc}] = [L_{ss}][I_{sabc}] + [M_{sr}][I_{rabc}] \quad (III.20)$$

$$[\Phi_{rabc}] = [L_{rr}][I_{rabc}] + [M_{sr}][I_{sabc}] \quad (III.21)$$

$[L_{ss}]$, $[L_{rr}]$ et $[M_{sr}]$, Représentent respectivement les matrices d'inductances statoriques, rotoriques et mutuelles exprimées en fonction des inductances propres et mutuelles.

$$[L_{SS}] = \begin{bmatrix} l_s & M_s & M_s \\ M_s & l_s & M_s \\ M_s & M_s & l_s \end{bmatrix} \quad (III.22)$$

Et

$$[L_{rr}] = \begin{bmatrix} l_r & M_r & M_r \\ M_r & l_r & M_r \\ M_r & M_r & l_r \end{bmatrix} \quad (III.23)$$

$$[M_{sr}] = [M_{rs}]^t = M_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (III.24)$$

Avec :

$[L_{SS}]$: Matrice d'inductances statoriques ;

$[L_{rr}]$: Matrice d'inductances rotoriques ;

$\langle l_s \rangle$: Inductance propre d'une phase statorique.

$\langle l_r \rangle$: Inductance propre d'une phase rotorique ;

$\langle M_s \rangle$: Inductance mutuelle entre phases statoriques ;

$\langle M_r \rangle$: Inductance mutuelle entre phase rotoriques.

$[M_{sr}]$: Inductance mutuelle entre phase statorique et rotorique.

En remplaçant les matrices de flux dans les équations (II.5) (II.6) par leurs expressions des équations (II.7) et (II.8), On obtient :

$$[V_{sabc}] = [R_{sabc}][I_{sabc}] + \frac{d}{dt} [L_{SS}][I_{sabc}] + \frac{d}{dt} [M_{sr}][I_{rabc}] \quad (III.25)$$

$$[V_{rabc}] = [R_{rabc}][I_{rabc}] + \frac{d}{dt} [L_{rr}][I_{rabc}] + \frac{d}{dt} [M_{rs}][I_{sabc}] \quad (III.26)$$

Par ailleurs, le couple électromagnétique s'exprime par la dérivée partielle de l'énergie électromagnétique par rapport à l'angle géométrique de rotation du rotor [25] :

$$C_{em} = \frac{\partial w}{\partial \theta_{geom}} = p \frac{\partial w}{\partial \theta_{elect}}$$

Avec :

$$w = \frac{1}{2} [I_s]^T [\Phi_s] + [I_r]^T [\Phi_r] \quad (III.27)$$

D'où on peut écrire :

$$C_{em} = \frac{p}{2} [I_s]^T \left(\frac{d[M_{sr}]}{d\theta_{elect}} \right) [I_r] \quad (III.28)$$

La représentation de la machine dans le système triphasé est particulièrement complexe et les équations sont fortement couplées. Par conséquent, la résolution de ces systèmes d'équations est très difficile à cause de la dépendance des coefficients au temps, de la position de l'axe rotorique par rapport à l'axe statorique et des dimensions des matrices entrant dans les calculs. Ceci conduit à l'utilisation de la transformation de Park qui permettra de rendre ces paramètres constants par rapport au repère choisis. Ce qui réduit considérablement la complexité du modèle en vue de sa commande.

III.2.2.4. Représentation des paramètres de la machine asynchrone dans le plan (d,q) :

III.2.2.4.1. La transformée de Park :

La transformation de Park est utilisée pour simplifier les équations de la machine asynchrone et ainsi pour obtenir un modèle plus simple. Le changement de repère permet d'éliminer la variation des inductances dans le temps, notamment de rendre la matrice impédance indépendante de (θ) .

Cette méthode est constituée d'une transformation triphasée - biphasée, suivie d'une rotation. Elle permet de passer du repère (abc) vers le repère $(\alpha\beta)$, puis vers le repère (dq). Le repère $(\alpha\beta)$ est toujours fixe par rapport au repère (abc); par contre le repère (dq) est mobile; il forme avec le repère fixe $(\alpha\beta)$ un angle (θ_{pk}) , appelé angle de la transformation de Park ou angle de Park.

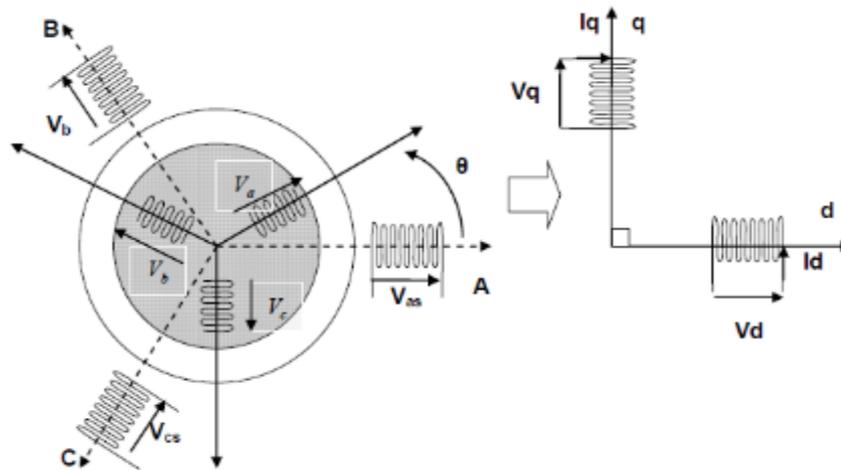


Fig.III.8 : Modèle de PARK de la MADA

La transformation de Park consiste à transformer les enroulements statoriques et rotoriques en enroulements orthogonaux équivalents, voir figure (II.7), afin d'obtenir un modèle mathématique plus simple que le modèle physique du système [25].

A partir de l'équation (III.11), on remarque que la matrice des inductances mutuelle dépend de l'angle électrique θ . Cela implique que le système d'équations obtenu à partir de la mise en équation de la machine asynchrone est à coefficients non constants. Ce qui engendre une difficulté dans la résolution de ce système. La transformation de Park nous permet de contourner ce problème (Chatelain, 1983). Elle permet d'éliminer la non-linéarité introduite par θ_{pk} en permettant, du point de vue électrique, le passage des enroulements triphasés en enroulements orthogonaux équivalents.

La matrice $P(\theta_{pk})$ dite de Park donnée par l'équation (III.16) permet le changement de référentiel entre le repère abc et le repère orthogonal (dq0).

Le nouveau modèle est obtenu en multipliant les équations des flux, tensions et courants par la matrice de Park qui s'exprime par :

$$[P(\theta_{Pk})] = k \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta_{Pk}) & \cos\left(\theta_{Pk} - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_{Pk} + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta_{Pk}) & -\sin\left(\theta_{Pk} - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_{Pk} + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}$$

$$\text{Et } [P(\theta_{Pk})]^{-1} = k \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta_{Pk}) & -\sin(\theta_{Pk}) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\theta_{Pk} - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_{Pk} - \frac{2\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\theta_{Pk} + \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_{Pk} + \frac{2\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{III.30})$$

Cette transformation dépend d'un coefficient arbitraire k de normalisation. Les valeurs usuelles prise par k sont :

Pour $k = \frac{2}{3}$: Les normes des courants, des tensions et des flux sont conservées.

Et Si $k = \sqrt{\frac{2}{3}}$: La norme de la puissance est conservée.

θ_{Pk} : Est l'angle de rotation du repère Park (d, q) qui représente l'écart angulaire entre l'axe statorique et l'axe direct 'd' pour les grandeurs statoriques transformées, tandis que, pour les grandeurs rotoriques elle devienne l'écart entre l'axe 'd' et la position de rotor.

- Grandeurs statoriques :

$$\begin{bmatrix} X_{sd} \\ X_{sq} \\ X_{so} \end{bmatrix} = [P(\theta_{Pk})] \begin{bmatrix} X_{sa} \\ X_{sb} \\ X_{sc} \end{bmatrix} \quad (\text{III.31}) \quad \text{et} \quad \begin{bmatrix} X_{sa} \\ X_{sb} \\ X_{sc} \end{bmatrix} = [P(\theta_{Pk})]^{-1} \begin{bmatrix} X_{sd} \\ X_{sq} \\ X_{so} \end{bmatrix} \quad (\text{III.32})$$

- Grandeurs rotoriques :

$$\begin{bmatrix} X_{rd} \\ X_{rq} \\ X_{ro} \end{bmatrix} = [P(\theta_{Pk} - \theta)] \begin{bmatrix} X_{ra} \\ X_{rb} \\ X_{rc} \end{bmatrix} \quad (\text{III.33}) \quad \text{et} \quad \begin{bmatrix} X_{ra} \\ X_{rb} \\ X_{rc} \end{bmatrix} = [P(\theta_{Pk} - \theta)]^{-1} \begin{bmatrix} X_{rd} \\ X_{rq} \\ X_{ro} \end{bmatrix} \quad (\text{III.34})$$

III.2.2.4.2. Modèle de MADA dans le référentiel (d,q) généralisé:

Afin de simplifier le model de MADA pour contrôler les convertisseurs de puissance, on représente les grandeurs statoriques et rotoriques dans le plan (d,q). Les composantes homopolaires sont supposées nulles.

A partir de l'équation(III.18), on peut écrire :

$$[P(\theta_{Pk})][V_{sabc}] = [P(\theta_{Pk})][R_{sabc}][I_{sabc}] + [P(\theta_{Pk})] \frac{d}{dt} [\Phi_{sabc}]$$

Donc :

$$[V_{sdq}] = [R_s][I_{sdq}] + [P(\theta_{Pk})] \frac{d}{dt} [\Phi_{sabc}]$$

D'après les propriétés des matrices, on a :

$$[P(\theta_{Pk})] \frac{d}{dt} [\Phi_{sabc}] = \frac{d}{dt} ([P(\theta_{Pk})][\Phi_{sabc}]) - \left(\frac{d}{dt} [P(\theta_{Pk})] \right) [\Phi_{sabc}]$$

Et :

$$[P(\theta_{Pk})] \frac{d}{dt} [\Phi_{sabc}] = \frac{d}{dt} [\Phi_{sdq}] - \left(\frac{d}{dt} [P(\theta_{Pk})] \right) [\Phi_{sabc}]$$

Avec :

$$\frac{d}{dt} [P(\theta_{Pk})] = - \left(\frac{d}{dt} [(\theta_{Pk})] \right) [P(\theta_{Pk})] \text{ Et } \frac{d}{dt} [(\theta_{Pk})] = \frac{d\theta_{Pk}}{dt} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix}$$

On obtient :

$$[V_{sdq}] = [R_s][I_{sdq}] + \frac{d}{dt} [\Phi_{sdq}] - \frac{d\theta_{Pk}}{dt} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix} [\Phi_{sdq}] \quad (\text{III. 35})$$

En appliquant les mêmes démarches sur les équations (II.19), (II.20) et (II.21) et après simplification, les équations électriques et magnétiques modélisant la machine dans le repère biphasé(d, q), sont comme suit :

III.2.2.4.2.1. Équations électriques :

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} + \frac{d\varphi_{sd}}{dt} - \omega_{Pk} \cdot \varphi_{sq} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \frac{d\varphi_{sq}}{dt} + \omega_{Pk} \cdot \varphi_{sd} \\ V_{rd} = R_r I_{rd} + \frac{d\varphi_{rd}}{dt} - (\omega_{Pk} - \omega) \varphi_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \frac{d\varphi_{rq}}{dt} + (\omega_{Pk} - \omega) \varphi_{rd} \end{cases} \quad (\text{III. 36})$$

III.2.2.4.2.2. Equations magnétiques :

$$\begin{cases} \varphi_{sd} = L_s I_{sd} + M I_{rd} \\ \varphi_{sq} = L_s I_{sq} + M I_{rq} \\ \varphi_{rd} = L_r I_{rd} + M I_{sd} \\ \varphi_{rq} = L_r I_{rq} + M I_{sq} \end{cases} \quad (\text{III. 37})$$

Avec respectivement :

$\omega_{Pk} = \frac{d\theta_{Pk}}{dt}$ Est la pulsation de rotation du repère de PARK (d, q).

$\omega = \omega_{mec} = p \cdot \Omega_{mec}$ Est la pulsation mécanique du rotor ;

p : Est nombre de paire de pole ;

V_{sd}, V_{sq}, V_{rd} Et V_{rq} sont les tensions statoriques et rotoriques directes et en quadrature du système diphasé.

$\varphi_{sq}, \varphi_{sd}, \varphi_{rq}$ Et φ_{rd} : sont les flux statoriques et rotoriques directs et en quadrature du système diphasé ;

$L_s = l_s + M_s$: L'inductance cyclique statorique.

$L_r = l_r + M_r$: L'inductance cyclique rotorique.

$M = \frac{2}{3} M_{sr}$: L'inductance mutuelle cyclique entre stator et rotor.

III.2.2.4.3. Choix du référentiel :

Afin d'élaborer une loi de commande optimale de la machine électrique, il est opportun de choisir un système d'axes de référence qui permet d'aboutir au système d'équations

différentielles le plus simple possible, car le résultat final est dépendant du choix du système de coordonnées.

Cette transformation permet d'orienter le repère $dq0$ comme on le désire. Ainsi, on peut l'orienter suivant le stator, suivant le rotor ou encore suivant le champ tournant.

- Référentiel fixé par rapport au stator : $\omega_{pk} = 0$
- Référentiel fixé par rapport au rotor : $\omega_{pk} = \omega$
- Référentiel fixé par rapport au champ tournant : $\omega_{pk} = \omega_s$

Cette dernière représentation, dite le référentiel lié au champ tournant, fait correspondre des grandeurs continues aux grandeurs sinusoïdales en régime permanent, la conception du contrôle vectoriel par orientation du flux requiert ce choix car les modèles d'action dépendent de la position du référentiel par rapport aux divers axes de flux.

III.2.2.4.4. Modèle de MADA dans le référentiel (d,q)lié au champ tournant :

Les équations générales de la MADA dans un repère diphasé (d,q) lié au champ tournant s'écrivent sous la forme suivante.

III.2.2.4.4.1. Équations électriques :

Avec $\omega_{pk} = \omega_s$ et $\omega_r = \omega_s - \omega$ le système d'équation (II.17) devient.

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} + \frac{d\varphi_{sd}}{dt} - \omega_s \varphi_{sq} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \frac{d\varphi_{sq}}{dt} + \omega_s \varphi_{sd} \\ V_{rd} = R_r I_{rd} + \frac{d\varphi_{rd}}{dt} - \omega_r \varphi_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \frac{d\varphi_{rq}}{dt} + \omega_r \varphi_{rd} \end{cases} \quad (\text{III. 38})$$

ω_r Et ω_s sont respectivement les pulsations des grandeurs électriques statoriques et rotoriques ;

III.2.2.4.4.2. Equations magnétiques :

On introduit de nouvelles variables dans les équations de la machine asynchrone afin d'établir son modèle équivalent.

En intégrant l'expression des inductances cycliques statorique et rotoriques dans l'équation (III. 37), On obtient :

$$\begin{cases} \varphi_{sd} = L_{1s} I_{sd} + L_m I_{md} \\ \varphi_{sq} = L_{1s} I_{sq} + L_m I_{mq} \\ \varphi_{rd} = L_{1r} I_{rd} + L_m I_{md} \\ \varphi_{rq} = L_{1r} I_{rq} + L_m I_{mq} \end{cases} \quad (\text{III. 39})$$

Avec

$$I_{md} = I_{sd} + I_{rd} \text{ Et } I_{mq} = I_{sq} + I_{rq}$$

$$L_m = M, L_s = L_{1s} + L_m \text{ et } L_r = L_{1r} + L_m$$

III.2.2.4.4.3. Schéma équivalent de la machine asynchrone dans le plan (d,q) :

A partir de l'équation (III. 38) et(III.39), On donne ainsi le schéma équivalent de la

machine asynchrone dans le plan (d,q) dans un référentiel lié au champ tournant (Figure.III.9) [43] :

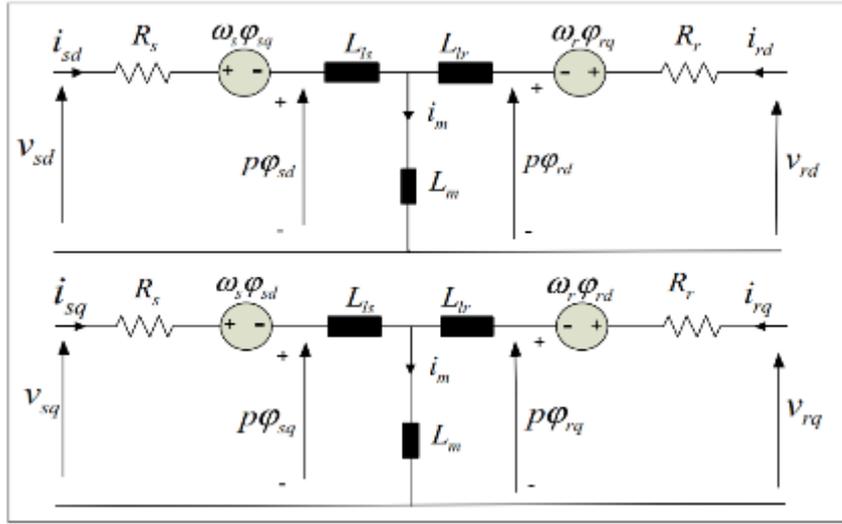


Fig.III.9 Schémas équivalents de la machine asynchrone dans le plan 'dq' dans un référentiel lié au champ tournant

III.2.2.4.4.4. L'équation mécanique :

$$C_{em} = C_r + f\Omega_{mec} + J \frac{d\Omega_{mec}}{dt} \quad (III.40)$$

Avec respectivement :

C_{em} : Le couple électromagnétique ;

C_r : Le couple résistant ;

f : Le coefficient de frottement visqueux de la MADA.

J : L'inertie totale des parties tournantes ;

Ω_{mec} : La vitesse de rotation mécanique du rotor de la MADA.

En vue de conserver la norme de la puissance et du couple, on pose la constante de Park $k = \sqrt{\frac{2}{3}}$. Dans ce cas :

L'expression du couple électromagnétique est donnée par les relations suivantes :

$$\begin{cases} C_{em} = p \cdot (I_{sq}\varphi_{sd} - I_{sd}\varphi_{sq}) \\ C_{em} = p \cdot (I_{rd}\varphi_{rq} - I_{rq}\varphi_{rd}) \\ C_{em} = p \frac{M}{L_r} (I_{sq}\varphi_{rd} - I_{sd}\varphi_{rq}) \\ C_{em} = p \frac{M}{L_s} (I_{rd}\varphi_{sq} - I_{rq}\varphi_{sd}) \end{cases} \quad (III.41)$$

Et les puissances actives et réactives du stator et rotor sont données par les relations suivantes:

$$\begin{cases} P_s = V_{sd}I_{sd} + V_{sq}I_{sq} \\ Q_s = V_{sq}I_{sd} - V_{sd}I_{sq} \end{cases} \quad (III.42) \quad \text{et} \quad \begin{cases} P_r = V_{rq}I_{rq} + V_{rd}I_{rd} \\ Q_r = V_{rq}I_{rd} - V_{rd}I_{rq} \end{cases} \quad (III.43)$$

III.2.2.5. Boucle à verrouillage de phase «PLL » :

Pour remédier au problème synchronisation et des tensions détériorées dans le réseau ainsi que pour déterminer les angles nécessaires aux transformations de Park pour les grandeurs statoriques (θ_s) et rotoriques (θ_r), nous avons utilisé une boucle à verrouillage de phase appelée plus communément PLL (*Phase Locked Loop*), comme l'illustre la figure III.10. Cette PLL permet d'estimer avec précision le déphasage, la fréquence et l'amplitude de la tension du réseau.

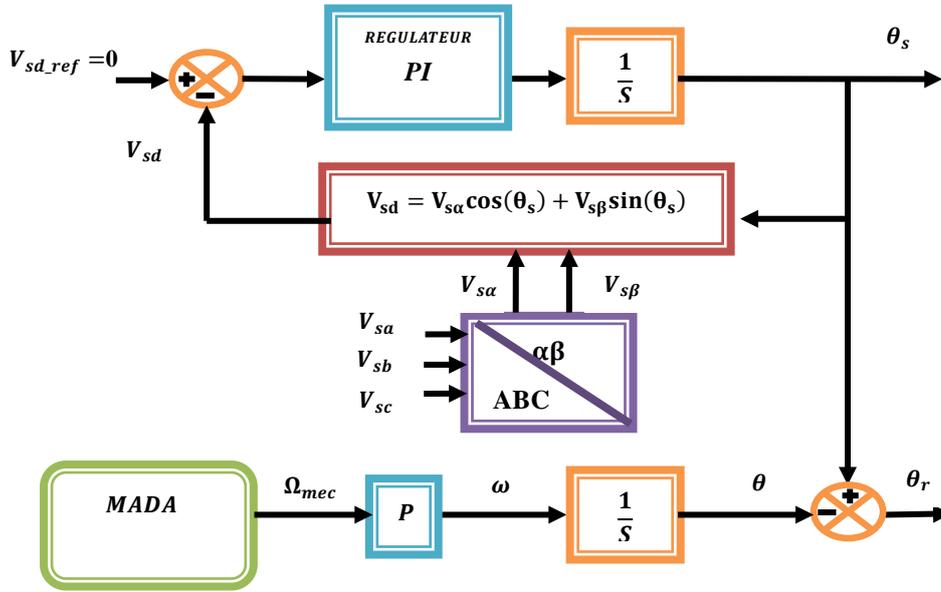


Fig. III.10 : Schéma bloc d'une PLL

Pour la méthode ici décrite, deux capteurs de tension et un capteur de vitesse sont donc nécessaires pour établir ces différents angles [37].

III.2.3. Représentation des paramètres de la machine dans l'espace d'état :

A partir des équations (II.24) et (II.25), le modèle peut être exprimé dans l'espace d'état sous la forme suivante :

$$[U] = [A][I] + [L] \frac{d}{dt} [I]$$

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ V_{rd} \\ V_{rq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s L_s & 0 & -\omega_s M \\ \omega_s L_s & R_s & M \omega_s & 0 \\ 0 & -\omega_r M & R_r & -\omega_r L_r \\ \omega_r M & 0 & \omega_r L_r & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{sd} \\ I_{sq} \\ I_{rd} \\ I_{rq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{I}_{sd} \\ \dot{I}_{sq} \\ \dot{I}_{rd} \\ \dot{I}_{rq} \end{bmatrix} \quad (\text{III.44})$$

Avec

$$A = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s L_s & 0 & -\omega_s M \\ \omega_s L_s & R_s & M \omega_s & 0 \\ 0 & -\omega_r M & R_r & -\omega_r L_r \\ \omega_r M & 0 & \omega_r L_r & R_r \end{bmatrix}, \quad L = \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix}$$

En constate que la matrice d'inductance L est constante et découplée par rapport a l'axe(d,q)

En considérant les composantes en (d, q) l'équation d'état prend la forme :

$$\frac{d}{dt}[I] = -[L]^{-1}[A'] [I] + [L]^{-1}[U]$$

Avec

$$[L]^{-1} = \frac{1}{L_s L_r - M^2} \begin{bmatrix} L_r & 0 & -M & 0 \\ 0 & L_r & 0 & -M \\ -M & 0 & L_s & 0 \\ 0 & -M & 0 & L_s \end{bmatrix} \quad (III.45)$$

III.2.3.1. Simulation numérique de la MADA :

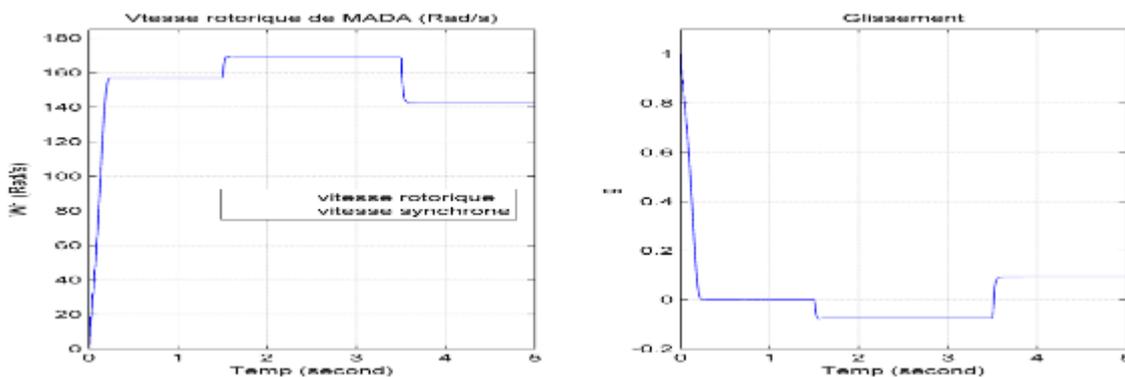
A l'aide de logiciel MATLAB/SIMULINK, la simulation de la machine asynchrone à double alimentation pour les deux modes de fonctionnement, moteur et générateur, a été réalisée. Le modèle étudié est basé sur les équations obtenues précédemment avec la transformation de Park. (Plan (d, q)) lié aux champs tournant. Les résultats montrés sur les figures ci-dessous sont ceux obtenus par le modèle d'une machine de tension 230V et de puissance 7.5 KW dont ces paramètres sont donnés en annexe A.

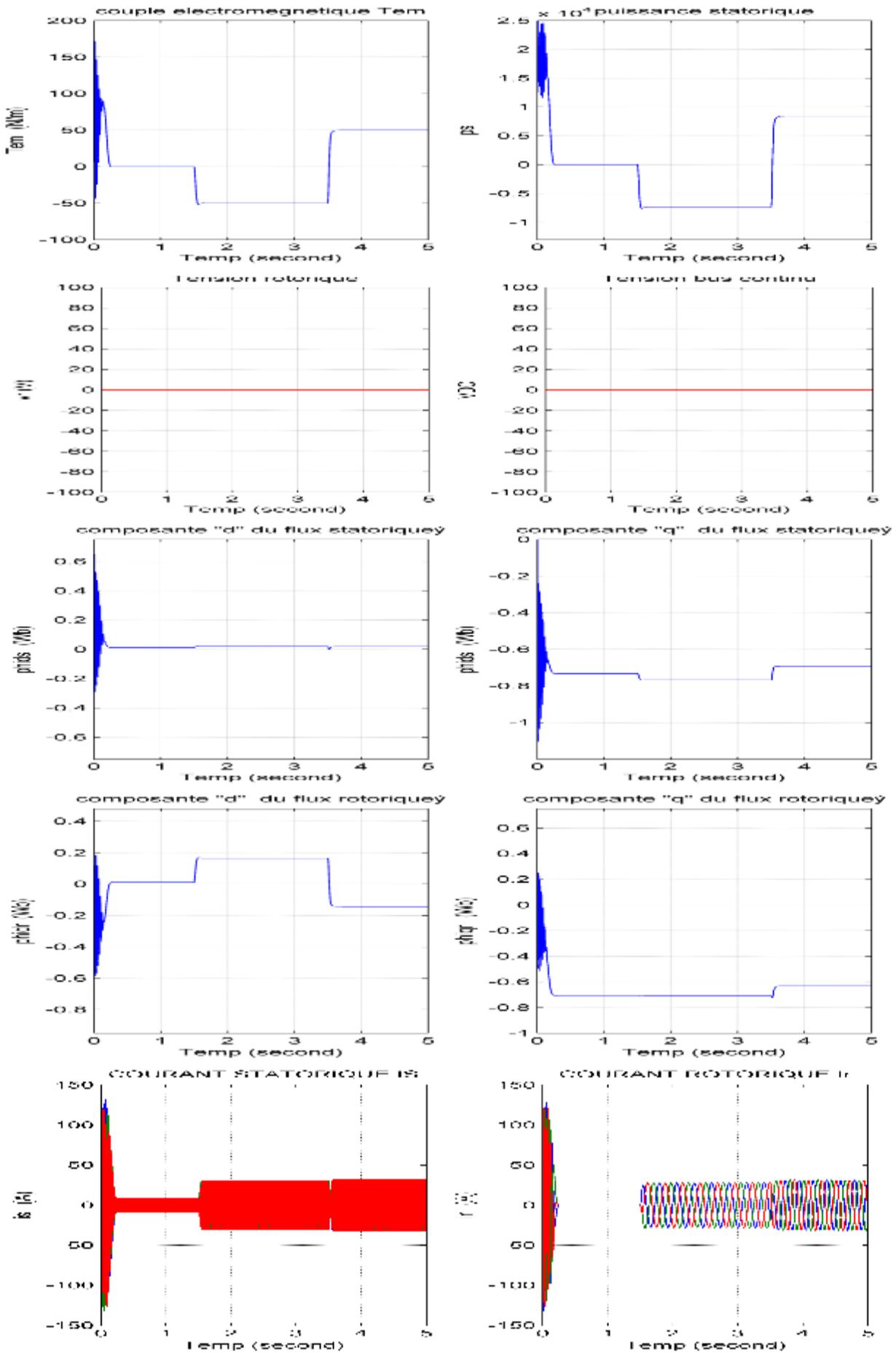
III.2.3.1.1. Résultats de simulation du fonctionnement moteur et générateur (Vr=0V) :

Les résultats de simulation de la machine asynchrone à rotor en court circuit fonctionnant en moteur et en générateur est présentée sur la figure (III.11) concernant respectivement la vitesse, glissement, le couple, la Puissance active, tension rotorique et du bus continu, les composante du flux statoriques et rotoriques et les composant du courant statoriques et rotoriques.

Afin de confirmer les performances du modèle de la MADA, on a appliqué à la machine un couple mécanique qui varie comme suit :

[t=0s, C_m = 0] , [t=1.5s , C_m = -50 N/m] et [t=3.5s , C_m = +50 N/m] avec V_r = 0





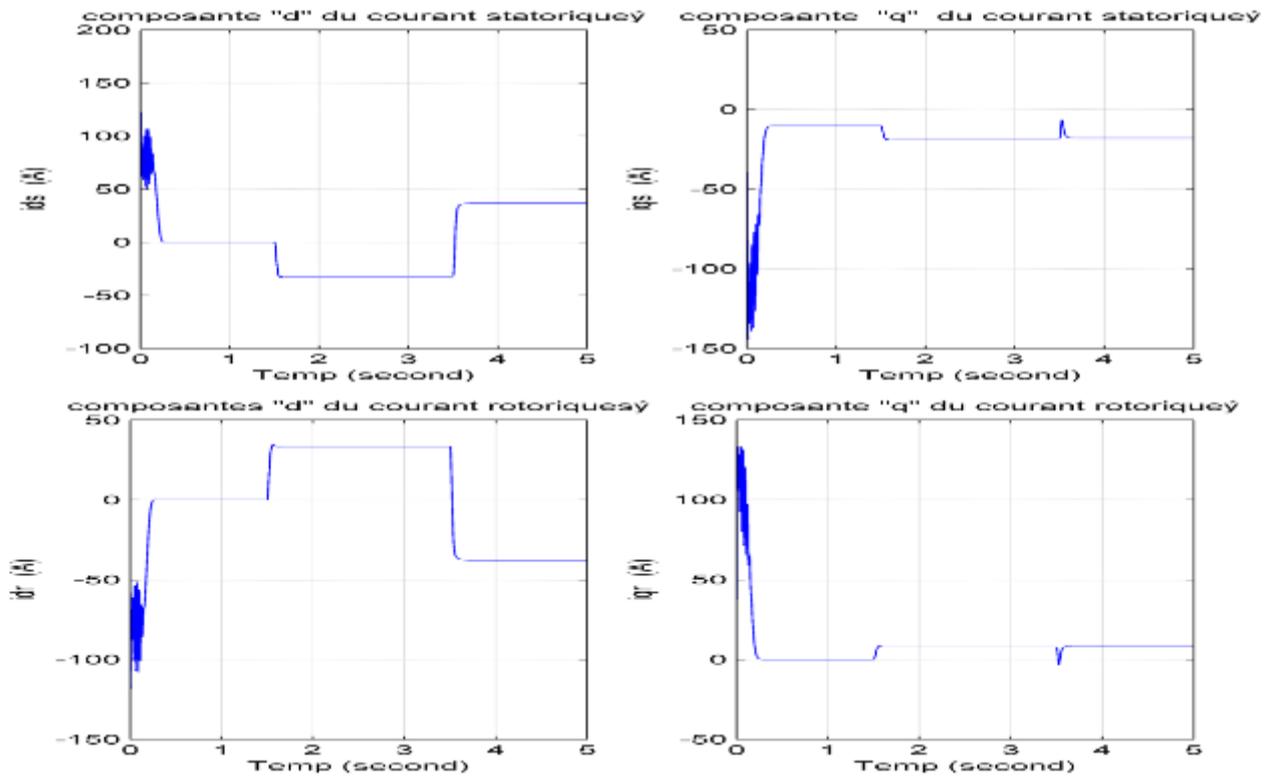


Fig. III.11 : - Simulation de la MADA à Rotor en court-circuit « Vr=0 »

III.2.3.1.2. Interprétation des résultats de simulation (Vr=0V) :

1- Durant l'intervalle du temps $[t=0s, t=1.5s, C_m = 0]$ (Fonctionnement à vide) :

On remarque que toutes les grandeurs passent par un régime transitoire avant l'établissement du régime permanent caractérisé par une vitesse proche du synchronisme et une fréquence des courants rotoriques presque nulle (un très faible glissement). En plus, le couple électromagnétique se stabilise à une valeur proche du zéro à cause de la présence de frottements visqueux. La machine fonctionne alors à vide.

2- Durant l'intervalle du temps $[t=1.5s, t=3.5s, C_m = -50 Nm]$:

L'application d'un couple résistant de $(-50 Nm)$ se traduit par une évolution du couple électromagnétique de la même valeur presque (à cause de la présence du couple de frottement), augmentation de l'amplitude des courants statoriques et rotoriques et une augmentation de la vitesse au-dessus de la vitesse de synchronisme. La machine fonctionne alors en générateur.

3- Durant l'intervalle du temps $[t=3.5s, t=5s, C_m = +50 Nm]$:

L'application d'un couple résistant de $(+50 Nm)$ se traduit par un changement du signe du couple électromagnétique de la même valeur, un changement du signe avec une légère augmentation de l'amplitude des courants statoriques et rotoriques et une diminution de la vitesse au-dessous de la vitesse de synchronisme à cause du glissement qui se répercute sur les courants rotoriques (vérification de la relation $(f_r = g \cdot f_s)$). La machine fonctionne alors en moteur.

En générale, On constate qu'une variation du couple mécanique implique une évolution analogue au niveau des composantes directes des courants rotorique et statoriques ainsi que une augmentation (diminution) de la composante quadrature du flux statorique de la machine.

III.2.3.1.3. Résultats de simulation du fonctionnement moteur et générateur ($V_r=25V$) :

Les résultats de simulation de la machine asynchrone à double alimentation fonctionnant en moteur et en générateur est présentée sur la figure (III.12) concernant respectivement la vitesse, le couple, la Puissance active et réactive, les composant du courant statoriques et rotoriques, tension rotorique et du bus continu.

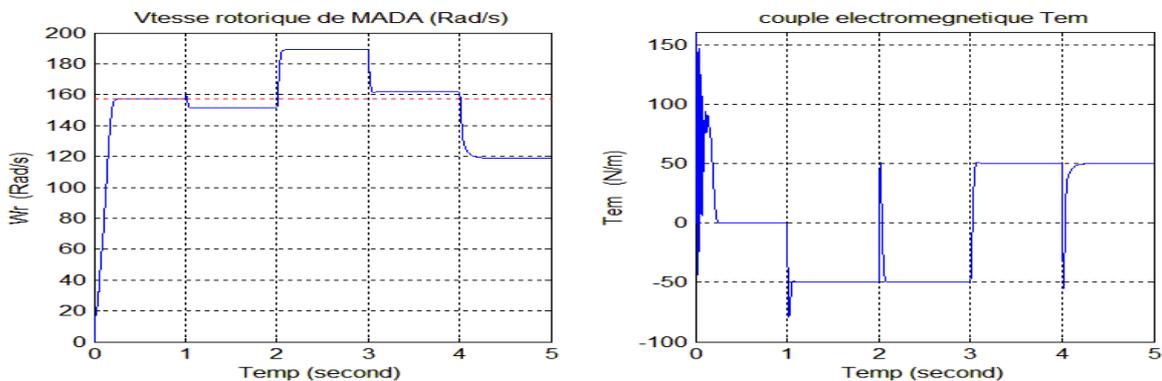
Afin de confirmer l'efficacité du modèle de la MADA pendant les différents modes de fonctionnement, la machine a été alimentée directement par deux sources de tension triphasée parfaite, l'une au niveau du stator avec tension de 230V et une fréquence du réseau qui est 50Hz et l'autre au niveau du rotor avec une amplitude variable de -25V et +25V et une fréquence égale à la fréquence rotorique.

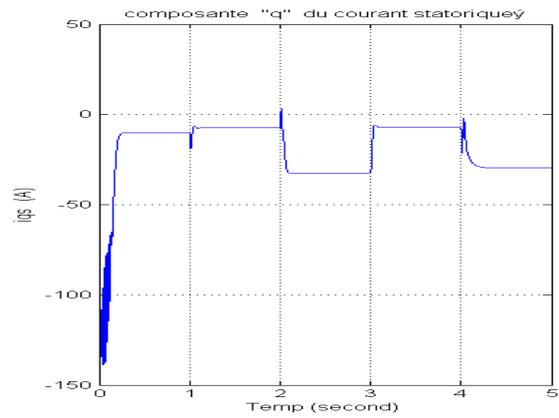
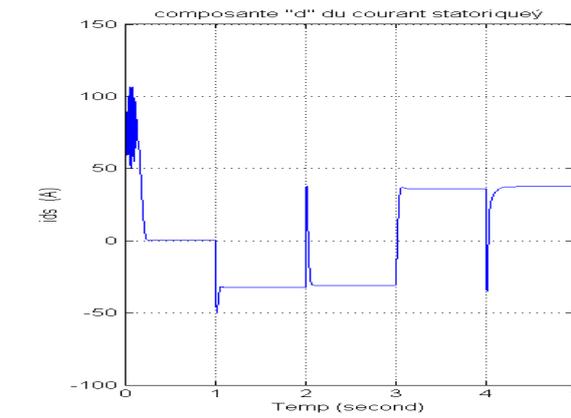
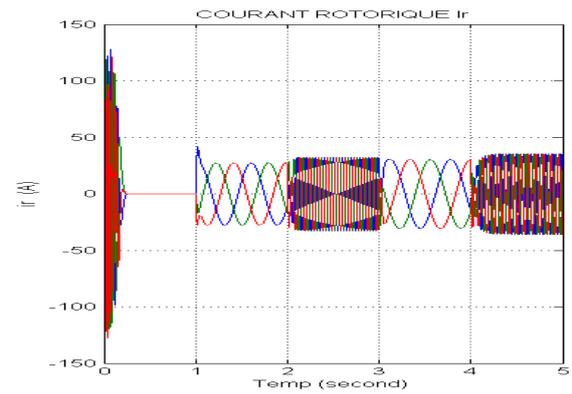
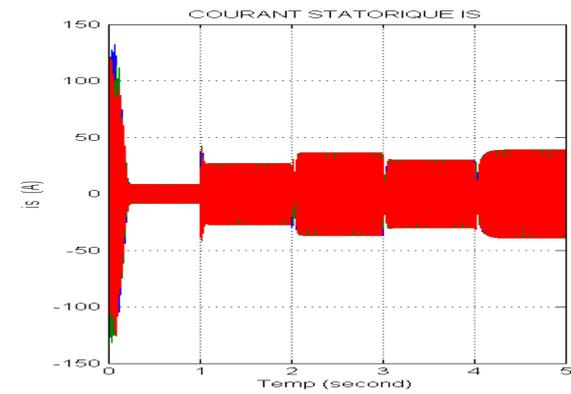
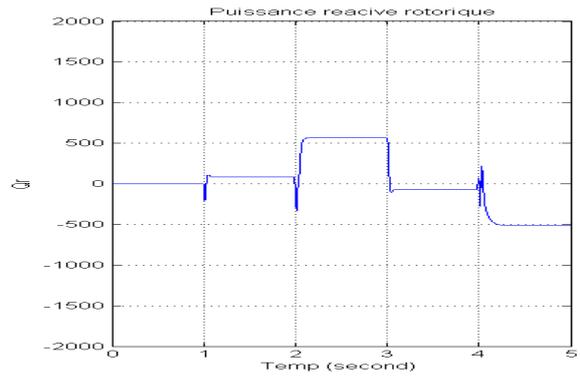
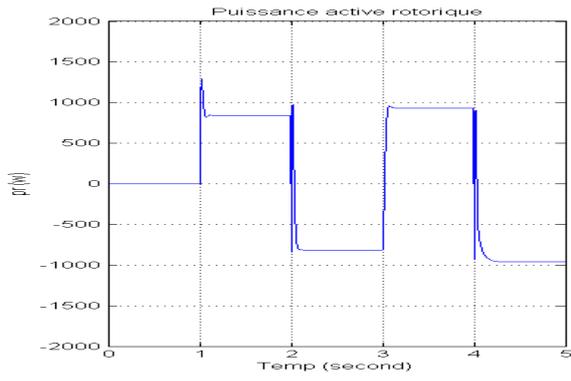
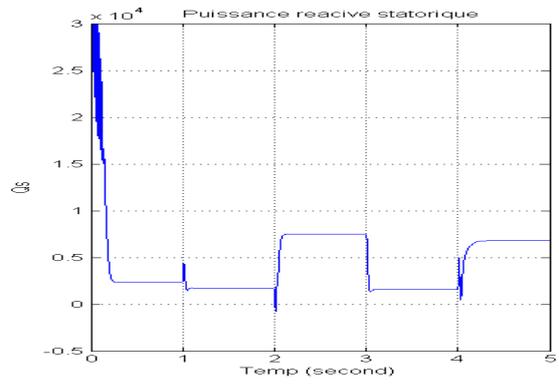
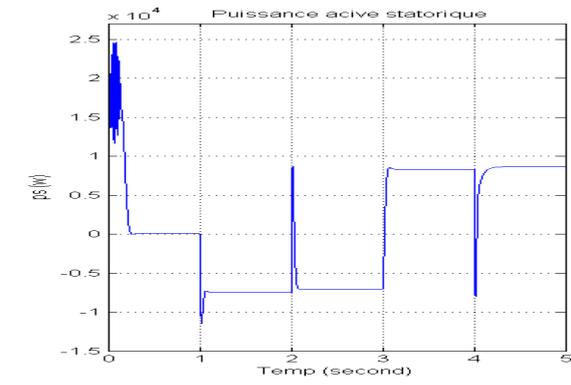
Les conditions de fonctionnement suivantes ont appliqué à la machine :

$$[t = 0s, C_m = 0Nm, V_r = 0V], [t = 1s, C_m = -50Nm \text{ et } V_r = +25V],$$

$$[t = 2s, C_m = -50Nm \text{ et } V_r = -25V] [t = 3s, C_m = +50Nm \text{ et } V_r = -25V]$$

$$[t = 4s, C_m = +50Nm \text{ et } V_r = +25V].$$





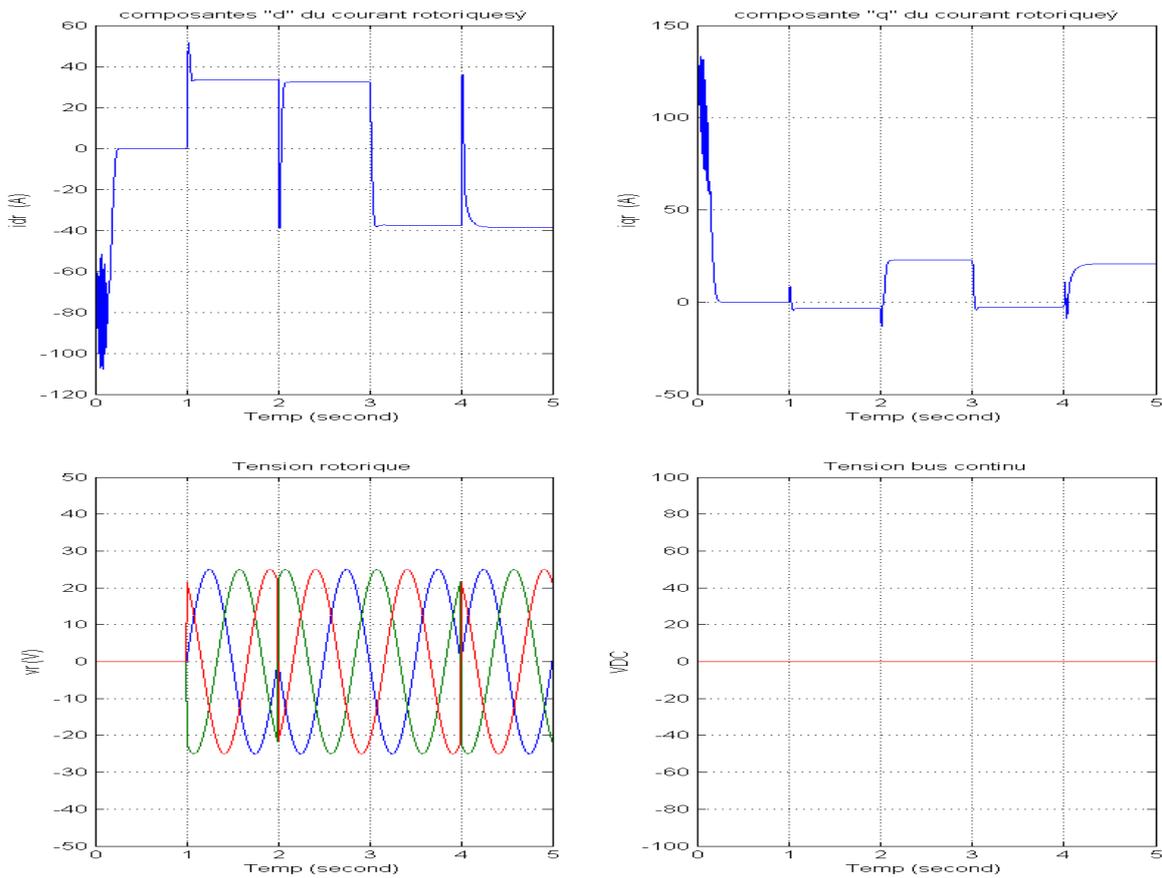


Fig. III.12 : - Simulation de la MADA à une tension du Rotor de« Vr=25»

III.2.3.1.4. Interprétations des résultats de simulation (Vr=25V) :

- 1- Durant l’intervalle du temps [t = 0s à t = 1s, Cm = 0, Vr = 0]:

On remarque que toutes les grandeurs passent par un régime transitoire avant l’établissement du régime permanent caractérisé par une vitesse proche du synchronisme et une fréquence des courants rotoriques presque nulle (un très faible glissement). En plus, le couple électromagnétique se stabilise à une valeur proche du zéro à cause de la présence de frottements visqueux. La machine fonctionne alors à vide.

Le couple électromagnétique atteint au démarrage une valeur maximale (148Nm).

- 2- Durant l’intervalle du temps,[t = 1s à t = 2s, Cm = -50 et Vr = +25],

L’application d’un couple résistant de (-50 N/m) et une tension rotorique d’amplitude Vr = +25 se traduit par une diminution de la puissance active statorique à la valeur de (-7.46kw), une augmentation de la puissance active rotorique à la valeur de (0.842kw) ainsi que une diminution de la vitesse au-dessous de la vitesse de synchronisme. La machine fonctionne alors en générateur hypo-synchrone.

- 3- Durant l’intervalle du temps [t = 2s à t = 3s, Cm = -50 et Vr = -25],

L’application d’un couple résistant de (-50 N/m) et une tension rotorique d’amplitude Vr = -25 se traduit par une stabilisation de la puissance active statorique à la valeur de (-7.14kw), un changement du signe et diminution de la puissance active rotorique à la valeur de (-0.816kw)

ainsi que une augmentation de la vitesse au-dessus de la vitesse de synchronisme. La machine fonctionne alors en générateur hyper-synchrone.

4- Durant l'intervalle du temps [$t = 3s$ à $t = 4s$, $C_m = +50$ et $V_r = -25$],

L'application d'un couple résistant de (+50 N/m) et une tension rotorique d'amplitude $V_r = -25$ se traduit par un changement du signe et augmentation respective des puissances active statorique et rotorique à les valeurs de (+8.31kw et +0.934 kW ainsi que une stabilisation de la vitesse au-dessus de la vitesse de synchronisme. La machine fonctionne alors en moteur hyper-synchrone.

5- Durant l'intervalle du temps [$t = 4s$ à $t = 5s$, $C_m = +50$ et $V_r = +25$],

L'application d'un couple résistant de (+50 N/m) et une tension rotorique d'amplitude $V_r = +25$ se traduit par une stabilisation de la puissance active statorique à la valeur de (+8.65kw), un changement du signe et diminution de la puissance active rotorique à la valeur de (-0.961kw) ainsi que une diminution de la vitesse au-dessous de la vitesse de synchronisme. La machine fonctionne alors en moteur hypo-synchrone.

On remarque que l'augmentation (diminution) au niveau de la tension rotorique implique augmentation (diminution) des puissances active de la machine, d'où on peut contrôler ces paramètres en ajustant la valeur la tension rotorique.

III.2.4. Modélisation des Convertisseurs statiques CCR et CCM:

III.2.4.1. Introduction :

La variation de la vitesse de rotor de la MADA en fonction de la vitesse du vent requit un courant rotorique à fréquence variable. Afin d’adapter la fréquence des courants rotoriques à celle du réseau électrique, la stratégie adoptée est l’introduction deux convertisseurs à MLI entre le circuit rotorique et le réseau électrique selon le modèle de Sherbius de la figure III.13.

Les deux convertisseurs sont bidirectionnels en source de tension, le premier est le convertisseur du côté machine, appelé CCM, et le second est le convertisseur du côté réseau électrique, appelé CCR, les deux éléments fonctionnant comme étant un redresseur ou un onduleur selon le régime de fonctionnement de la machine.

En régime hyper-synchrone le CCM fonctionne en redresseur et le CCR en onduleur, par contre en régime hypo-synchrone le CCM fonctionne en onduleur et le CCR en redresseur.

Ces convertisseurs sont à base des ponts triphasés à IGBT et commandables par modulation de largeur d’impulsions MLI. Ce choix permet d’agir sur deux degrés de liberté pour chaque convertisseur : le CCM assure un contrôle du flux et de la vitesse de rotation de la génératrice asynchrone et par conséquent la puissance active et réactive fournie par le stator et le CCR assure une tension du bus continue constante et un facteur de puissance désiré.

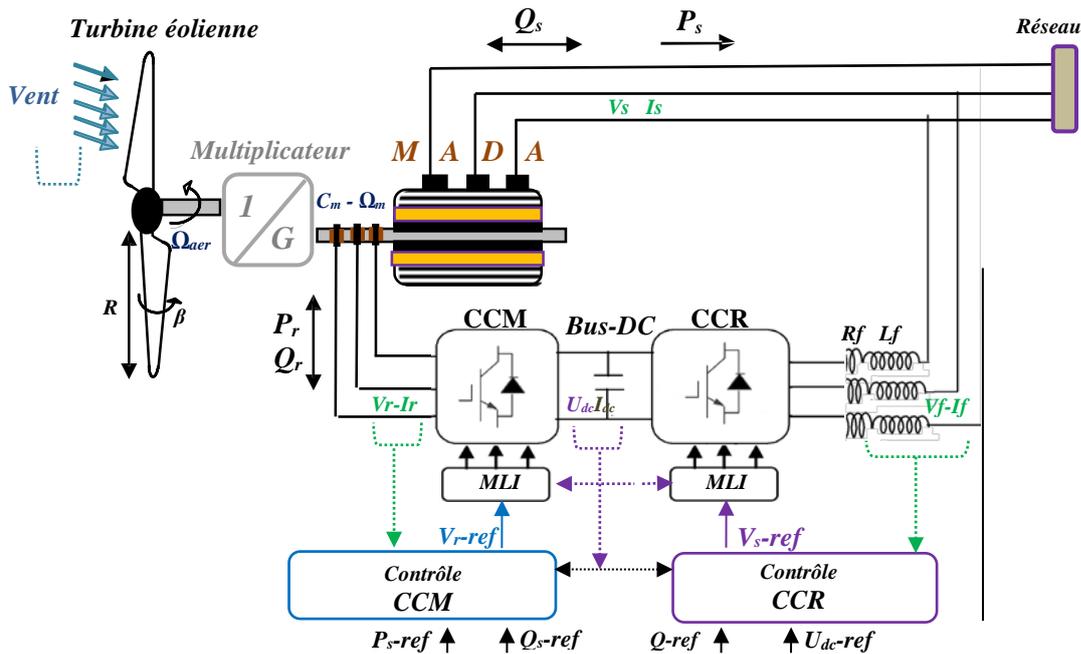


Fig. III.13 : Structure du convertisseur à MLI alimentant le rotor de la MADA.

III.2.4.2. Hypothèses simplificatrices [37]

Pour simplifier l’étude, on supposera que :

- Les interrupteurs sont considérés comme parfaits et les commutations sont instantanés.
- Les cellules d’interrupteurs placées en série ou en parallèles et commandées par les mêmes signaux sont considérées comme un seul interrupteur.
- La source est considérée comme parfaite et indépendante des autres contraintes électriques.

- Les éléments passifs sont considérés comme linéaires et invariants dans le temps.
- La chute de tension aux bornes des interrupteurs est négligeable.
- Le système triphasé obtenu à la sortie de l'onduleur est un système triphasé équilibré en tension ne contenant que les harmoniques impairs différents de trois.

III.2.4.3. Modélisation du Convertisseurs côté machine CCM :

Le convertisseur utilisé est un onduleur triphasé à simple niveau constitué de six interrupteurs, chaque interrupteur est composé d'un transistor ou IGBT et d'une diode montée en antiparallèle (Figure III.14). Les six interrupteurs forment ainsi trois bras et chaque bras commande une phase. La commande des interrupteurs de chaque bras est dite complémentaire. Nous nous limiterons donc à la commande des interrupteurs du haut de chaque bras.

Pour modéliser l'onduleur de tension, on considère son alimentation comme une source parfaite (bus continu), supposée d'être constituée de deux générateurs de f.é.m. égale à $U / 2$ connectés entre eux par un point virtuel « 0 » [37].

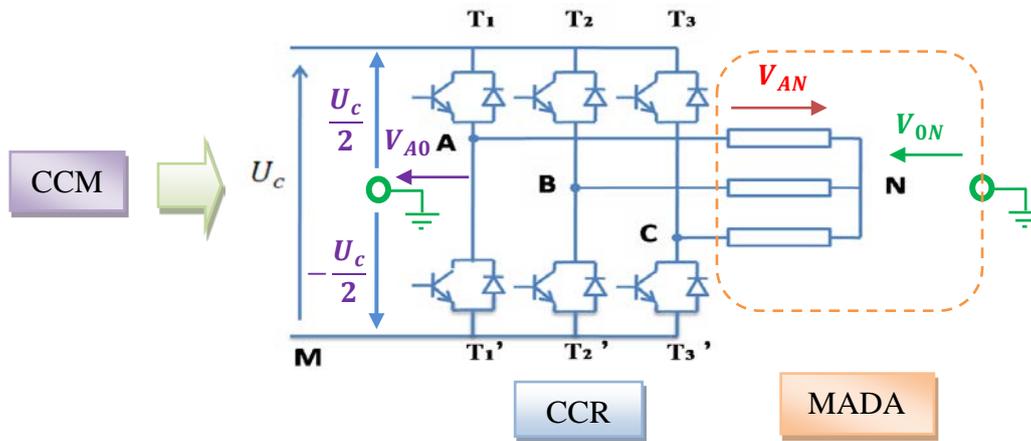


Fig. III.14 : Convertisseur coté machine CCM

En définissant S_i la fonction de connexion d'un interrupteur, T_i l'interrupteur du haut et T'_i l'interrupteur du bas où i représente le numéro du bras ($i=1,2$ ou 3), on peut écrire :

Les équations de tension simples appliquées aux trois phases sont:

$$\begin{cases} V_{AN} = V_{AO} + V_{ON} \\ V_{BN} = V_{BO} + V_{ON} \\ V_{CN} = V_{CO} + V_{ON} \end{cases} \quad (III.46)$$

En additionnant ces équations, on obtient :

$$V_{AN} + V_{BN} + V_{CN} = V_{AO} + V_{BO} + V_{CO} + 3V_{ON}$$

Sachant que le système des tensions triphasées statoriques est symétrique.

$$V_{AO} + V_{BO} + V_{CO} + 3V_{ON} = 0$$

Donc :
$$V_{ON} = -\frac{1}{3}(V_{AO} + V_{BO} + V_{CO}) \quad (III.47)$$

On remplace (III. 13) dans (III. 12), on aura le système suivant :

$$\begin{cases} V_{AN} = \frac{2}{3}V_{AO} - \frac{1}{3}V_{BO} - \frac{1}{3}V_{CO} \\ V_{BN} = -\frac{1}{3}V_{AO} + \frac{2}{3}V_{BO} - \frac{1}{3}V_{CO} \\ V_{CN} = -\frac{1}{3}V_{AO} - \frac{1}{3}V_{BO} + \frac{2}{3}V_{CO} \end{cases} \quad (III.48)$$

On peut écrire le système (III. 14) sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} V_{AN} \\ V_{BN} \\ V_{CN} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{AO} \\ V_{BO} \\ V_{CO} \end{bmatrix} \quad (III.49)$$

Selon l'état des interrupteurs T_i , les tensions de branche V_{iO} peuvent être égales à $\frac{U_c}{2}$ ou à $-\frac{U_c}{2}$. La variable S_i « fonction de connexion » prend l'état 1 si l'interrupteur T_i est fermé ou l'état -1 si l'interrupteur T'_i est fermé.

Le **Tableau (III.1)** présente les tensions de phase du convertisseur en fonction des états des interrupteurs ;

| Tension de phase | | Etat des interrupteurs T_i et T'_i | S_i |
|------------------|--------------------|--|----------|
| V_{AO} | $= \frac{U_c}{2}$ | Si T_1 Fermé et T'_1 Ouvert | $S_1=1$ |
| | $= -\frac{U_c}{2}$ | Si T_1 Ouvert et T'_1 Fermé | $S_1=-1$ |
| V_{BO} | $= \frac{U_c}{2}$ | Si T_2 Fermé et T'_2 Ouvert | $S_2=1$ |
| | $= -\frac{U_c}{2}$ | Si T_2 Ouvert et T'_2 Fermé | $S_2=-1$ |
| V_{CO} | $= \frac{U_c}{2}$ | Si T_3 Fermé et T'_3 Ouvert | $S_3=1$ |
| | $= -\frac{U_c}{2}$ | Si T_3 Ouvert et T'_3 Fermé | $S_3=-1$ |

Tableau (III.1): Tension de phase du convertisseur en fonction des états des interrupteurs

On peut déduire :

$$\begin{cases} V_{AO} = \frac{U_c}{2} S_1 \\ V_{BO} = \frac{U_c}{2} S_2 \\ V_{CO} = \frac{U_c}{2} S_3 \end{cases} \quad (III.50)$$

On remplace (III. 16) dans (III. 15), les équations permettent d'exprimer les tensions simples de l'onduleur au moyen des fonctions de connexion sont comme suite :

$$\begin{bmatrix} V_{AN} \\ V_{BN} \\ V_{CN} \end{bmatrix} = \frac{U_c}{6} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \end{bmatrix} \quad (III.51)$$

Le système (III.17) représente le modèle mathématique de l'onduleur triphasé à MLI.

Le courant redressé coté machine peut s'écrire :

$$I_{dc-M} = S_1 \cdot i_A + S_2 \cdot i_B + S_3 \cdot i_C \quad (III.52)$$

Et sous la forme matricielle :

$$I_{dc-M} = [i_A \quad i_B \quad i_C] \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \end{bmatrix} \quad (III.53)$$

III.2.4.4. Modélisation du Convertisseurs côté réseau CCR :

Le convertisseur coté réseau (CCR) de la figure (III.15) sert à assurer une tension de bus continu constante. Il assure également un facteur de puissance coté réseau unitaire, comme il peut fournir à la demande une puissance réactive au réseau. Il peut aussi servir de filtre électromagnétique pour dépolluer le réseau [48].

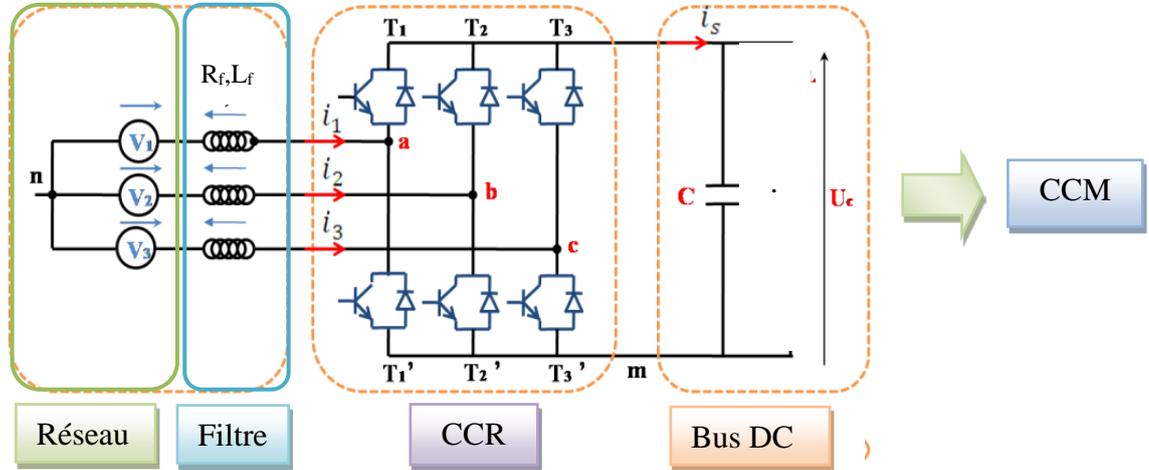


Fig.III.15: Convertisseur coté Réseau CCR

III.2.4.5. Le model de la source d'alimentation :

La source est modélisée par une FEM triphasée sinusoïdale en série avec une inductance L_f et une résistance R_f qui représentent l'impédance totale de la ligne et du filtre.

On suppose le réseau équilibré, avec les mêmes impédances dans les trois phases, les tensions de ligne sont exprimées comme suit :

$$\begin{cases} V_{res1} = R_f \cdot I_{res1} + L_f \frac{dI_{res1}}{dt} + V_{an} \\ V_{res2} = R_f \cdot I_{res2} + L_f \frac{dI_{res2}}{dt} + V_{bn} \\ V_{res3} = R_f \cdot I_{res3} + L_f \frac{dI_{res3}}{dt} + V_{cn} \end{cases} \quad (III.54)$$

Où V_{an} , V_{bn} et V_{cn} : Sont les tensions simples par rapport au neutre de la source à l'entrée du convertisseur.

Et V_{res1} , V_{res2} et V_{res3} : Sont les tensions simples de la source à l'entrée du filtre.

Les courants de chaque phase du réseau sont alors donnés par le système d'équations différentielles suivant :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{res1} \\ I_{res2} \\ I_{res3} \end{bmatrix} = -\frac{R}{L} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{res1} \\ I_{res2} \\ I_{res3} \end{bmatrix} + \frac{1}{L} \begin{bmatrix} V_{res1} - V_{an} \\ V_{res2} - V_{bn} \\ V_{res3} - V_{cn} \end{bmatrix} \quad (III.55)$$

III.2.4.6. L'étage du bus continu :

Cet étage est constitué principalement d'une capacité C . Et il est régi par l'équation électrique suivante :

$$\frac{dU_c}{dt} = \frac{1}{c} I_c$$

$$\frac{dU_c}{dt} = \frac{1}{c} (I_{dc-R} - I_{dc-M}) \quad (III.56)$$

Avec : I_{dc-R} et I_{dc-M} , Respectivement le courant du bus continu du convertisseur coté réseau (CCR) et coté machine (CCM).

III.2.4.7. L'étage du Convertisseur CCR :

Le modèle du convertisseur CCR est identique à celui du CCM, déjà modélisé dans la section précédente, ils ne diffèrent que par les lois de commande qui les gouvernent. Ainsi, la matrice de connexion du pont est similaire à l'équation (III. 17).

Les tensions simples V_{an} , V_{bn} et V_{cn} :

$$\begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} = \frac{U_c}{6} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S'_1 \\ S'_2 \\ S'_3 \end{bmatrix} \quad (III.57)$$

De plus, le courant redressé coté réseau est donné par :

$$I_{dc-R} = [S'_1 \quad S'_2 \quad S'_3] \begin{bmatrix} I_{res1} \\ I_{res2} \\ I_{res3} \end{bmatrix} \quad (III.58)$$

La détermination des fonctions S_i et S'_i dépend de la stratégie de commande. La stratégie adoptée pour les deux convertisseurs est la technique de modulation de largeur d'impulsion (MLI) triangulaire sinusoïdale appelée en anglais (PWM : Pulse Width Modulation), cette dernière est simple a réalisée et engendre moins d'harmonique sur les courants et des tensions et produit moins de pertes dues aux commutations.

En plus, Elle permet le réglage simultané de la fréquence et de la valeur efficace de tension de sortie.

III.2.4.8. Générateur des signaux de commande des convertisseurs« MLI » :

La MLI consiste à former chaque alternance de la tension de sortie du convertisseur par un ensemble d'impulsions sous forme de créneaux rectangulaires de largeurs modulées de telle sorte à rapprocher cette tension vers la sinusoïde. En effet, la MLI permet de reconstituer ces tensions à partir d'une source de tension continue. Le réglage est effectué par les durées d'ouverture et de fermeture des interrupteurs et par les séquences de fonctionnement [37]. Le principe de la MLI sinus-triangle repose sur la comparaison entre un signal triangulaire de haute fréquence appelé la modulante V_{p-i} et un signal de référence appelé la porteuse V_{0-i} . Le résultat de la comparaison de ces deux signaux conduit les fonctions de connexion S_i et S'_i afin de commander l'ouverture et la fermeture des interrupteurs du circuit de puissance.

Deux paramètres caractérisent cette commande si la référence est sinusoïdale :

- L'indice de modulation m qui définit le rapport entre la fréquence f de la porteuse et la fréquence f de la référence : $m = f_p / f$
- Le taux de modulation r (ou coefficient de réglage en tension ou encore rapport cyclique) qui donne le rapport de l'amplitude de la modulante V_r à la valeur crête V_p de la porteuse :

$$r = V_r / V_p. \quad (III.59)$$

La valeur du rapport de fréquence entre la porteuse et la modulante procède d'un compromis entre une bonne neutralisation des harmoniques et un bon rendement de l'onduleur [48].

La figure II.16 représente le bloc générateur d'impulsion d'un convertisseur triphasé commandé par MLI.

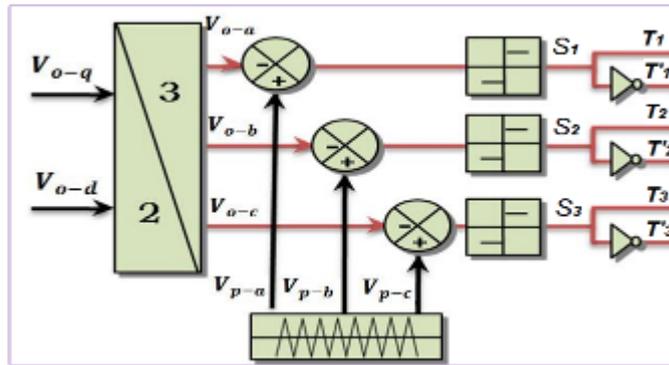


Fig.III.16 Bloc générateur d'impulsion MLI (sinus-triangle).

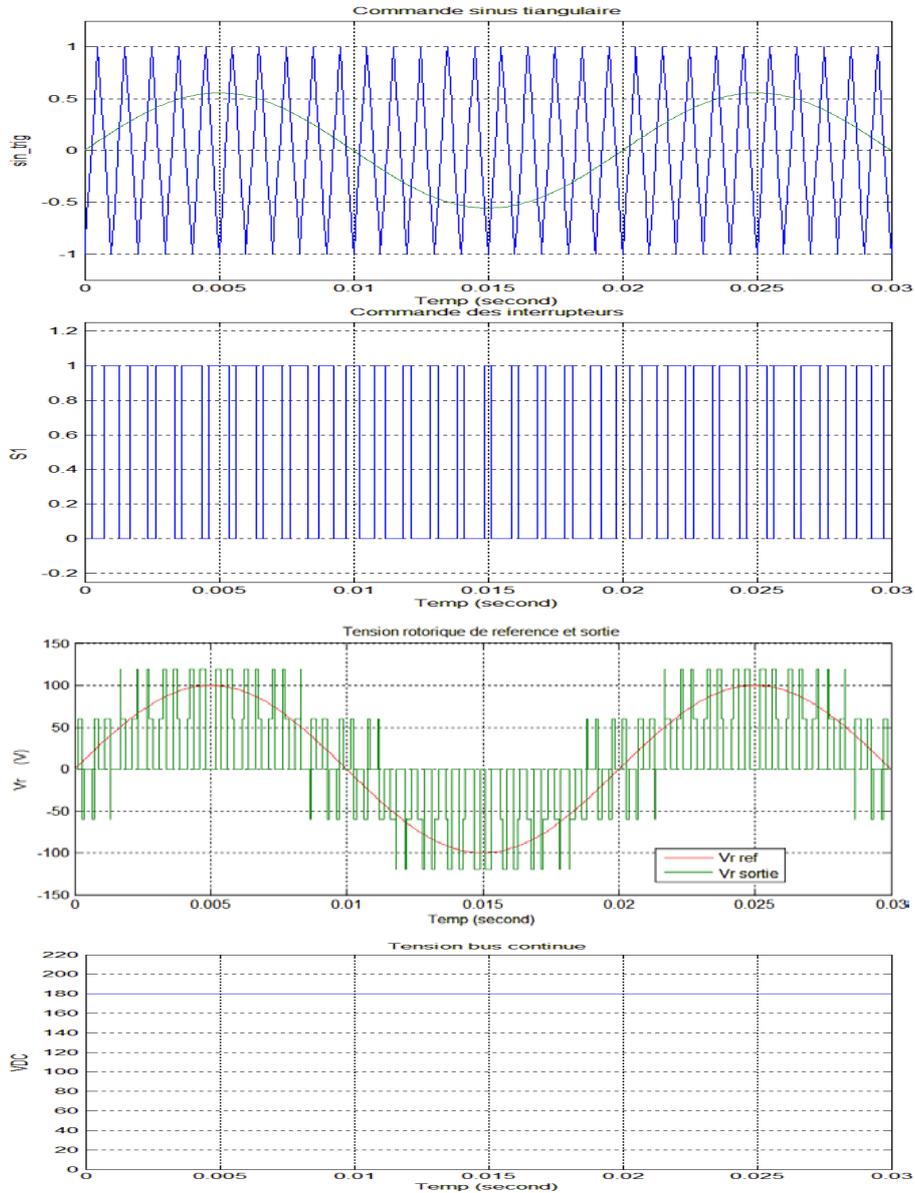


Fig. III.17 :-fonctionnement en onduleur (MLI sinus-triangle).

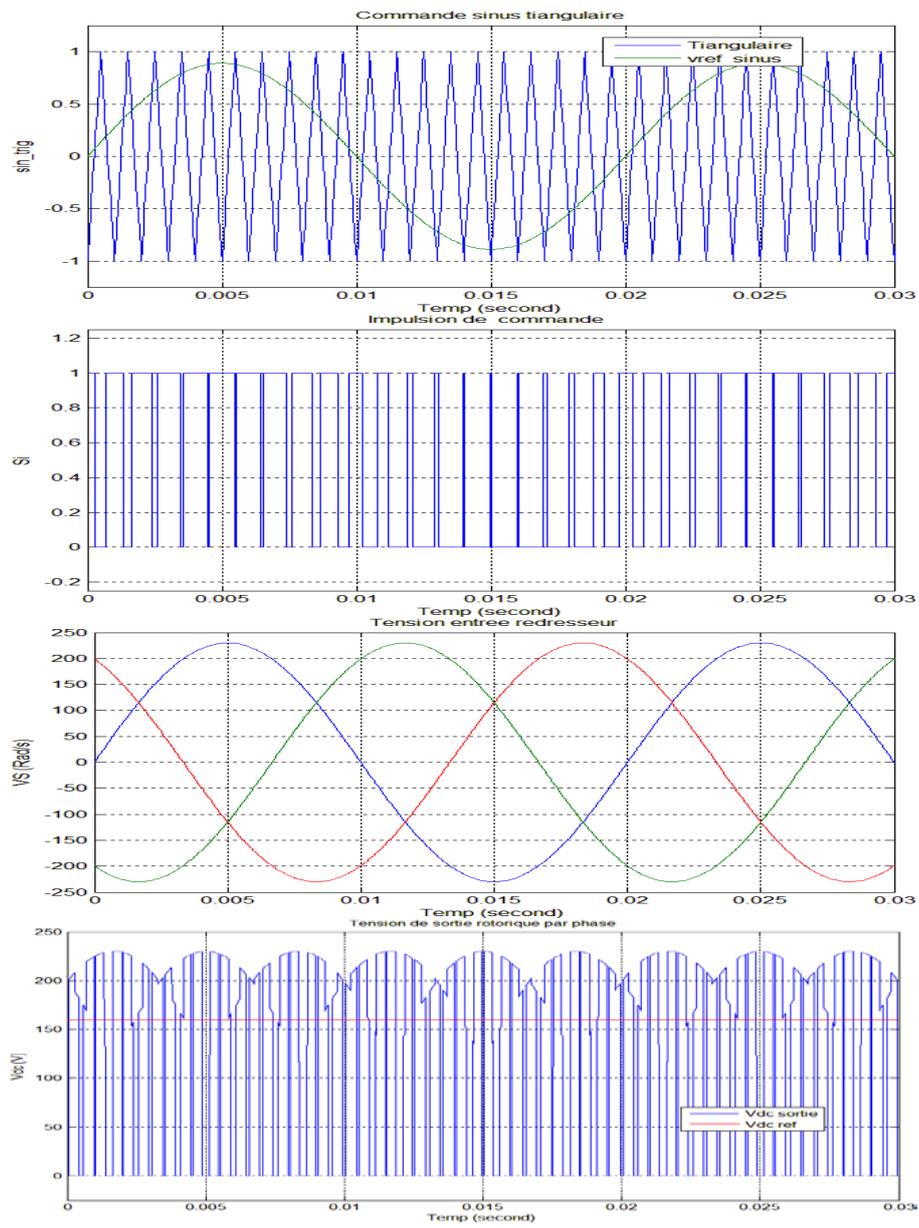


Fig. III.18 fonctionnement en redresseur (MLI sinus-triangle).

III.3. COMMANDE DE LA PARTIE ELECTRIQUE DU SYSTEME EOLIEN :

III.3.1. Commande de la machine à Double Alimentation « MADA » :

Dans cette section, nous nous intéressons à la stratégie de commande de la MADA, raccordée au réseau électrique, utilise comme grandeurs de réglage la puissance active et réactive gérées par les convertisseurs statiques CCR et CCM. Cette stratégie comme objectif le réglage de la vitesse de rotation de la turbine pour en optimiser le rendement aérodynamique et le contrôle du facteur de puissance global de la centrale éolienne, vu par le réseau électrique.

Pour assurer le fonctionnement de l'éolienne dans les conditions optimales, trois commandes sont nécessaires:

- La commande d'extraction du maximum de puissance du vent qui a été évoquée au chapitre précédent.
- La commande du CCM en contrôlant les puissances active et réactive statorique de la MADA,
- La commande du CCR en contrôlant la tension du bus continu et les puissances réactives échangées avec le réseau.

III.3.1.1. Commande du convertisseur côté machine CCM :

Dans cette partie, nous nous intéressons à la commande vectorielle du convertisseur côté machine (CCM) dont le principe est illustré à la **figure III.19**

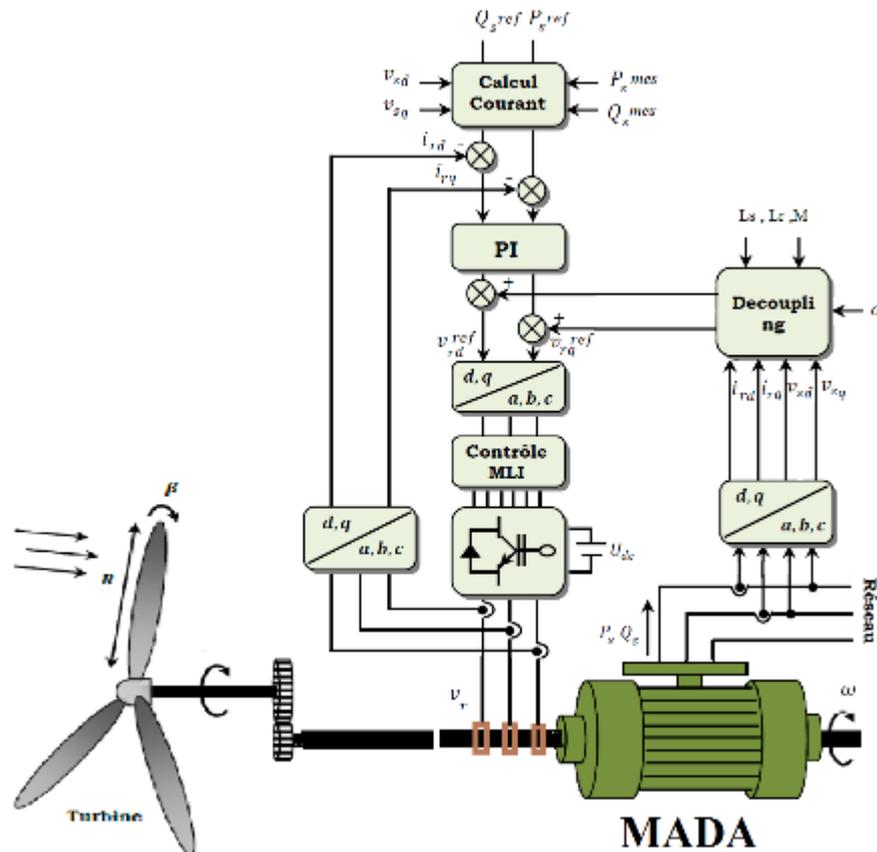


Fig. III.19: schémas de principe de la commande vectorielle du convertisseur côté machine (CCM) alimentant le rotor de la MADA.

III.3.1.2. Commande vectorielle de la MADA

III.3.1.2.1. Introduction :

La commande vectorielle de la machine à double alimentation est une solution plus attractive pour des applications à haute performance comme l'entraînement à vitesse variable et les systèmes de génération de l'énergie.

Cette solution convient à toutes les applications où les variations de la vitesse sont limitées autour de la vitesse de synchronisme. Puisque la puissance traitée par le côté rotorique (puissance de glissement) est proportionnelle au glissement, une conversion d'énergie est possible en utilisant un convertisseur de puissance du côté du rotorique, celui-ci ne traite qu'une petite fraction de puissance du système global, dans les entraînements à vitesses variables [46].

Dans cette section, nous avons proposé une loi de commande pour la MADA à rotor bobiné alimenté par un onduleur de tension basée sur l'orientation du flux statorique, utilisée pour la faire fonctionner en génératrice. Cette dernière met en évidence les relations entre les grandeurs statoriques et rotoriques. Ces relations vont permettre d'agir sur les signaux rotoriques en vue de contrôler l'échange de puissance active et réactive entre le stator de la machine et le réseau.

Cette commande se décompose en deux parties :

- Le contrôle des courants rotoriques.
- Le découplage ou compensation.

Pour établir la commande vectorielle de la génératrice, on considère l'hypothèse simplificatrice que les enroulements statoriques ou rotoriques de la machine sont supposés triphasés équilibrés, donc toutes les composantes homopolaire sont nulles.

III.3.1.3. Le principe de la commande vectorielle de la MADA :

La commande vectorielle est un terme générique désignant l'ensemble des commandes tenant compte en temps réel des équations du système qu'elle commande. Le nom de ces commandes vient du fait que les relations finales sont vectorielles à la différence des commandes scalaires. Les relations ainsi obtenues sont bien plus complexes que celles des commandes scalaires, mais en contrepartie elles permettent d'obtenir de meilleures performances lors des régimes transitoires. Il existe des commandes vectorielles pour tous les moteurs à courant alternatif.

Par construction, la machine à courant continu produit un champ magnétique statorique toujours perpendiculaire au rotor, le but de la commande vectorielle est de rendre le comportement de la machine asynchrone à double alimentation semblable à celui d'une machine à courant continu à excitation séparée dont le couple est régi par le courant d'induit I_f et le courant inducteur I_a . Cette méthode se base sur la transformation des variables électriques vers un référentiel qui tourne avec le vecteur du flux résultant (Boumaraf, 2009).

La figure III.20, illustre le principe de la commande vectorielle de la machine asynchrone à double alimentation.

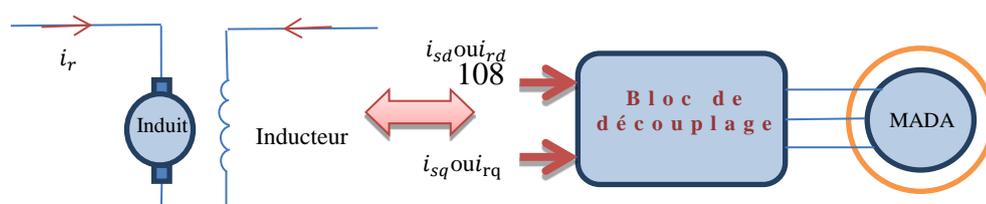


Fig. III.20 : Analogie entre MCC à excitation séparée et MADA.

III.3.1.4. Établissement du modèle de la MADA :

Pour réaliser un contrôle indépendant des puissances actives et réactives générées par le stator de la MADA, il est nécessaire d'établir les équations qui lient les valeurs des tensions rotoriques, générées par un onduleur, aux puissances statoriques [44] [45] [46]. On rappelle d'abord le système d'équations différentielles de la machine établi précédemment.

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} + \frac{d\varphi_{sd}}{dt} - \omega_s \varphi_{sq} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \frac{d\varphi_{sq}}{dt} + \omega_s \varphi_{sd} \\ V_{rd} = R_r I_{rd} + \frac{d\varphi_{rd}}{dt} - \omega_r \varphi_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \frac{d\varphi_{rq}}{dt} + \omega_r \varphi_{rd} \end{cases} \quad (\text{III.59})$$

III.3.1.5. Choix du référentiel pour le modèle diphasé :

Pour étudier la théorie des processus transitoires des machines électriques, il est recommandé de choisir un système d'axes de référence qui permet d'aboutir à un système différentiel le plus simple possible. On peut orienter le repère par rapport au stator, par rapport au rotor ou par rapport au champ tournant. Ces différentes orientations nous permettent d'obtenir plusieurs manières de contrôler la MADA via le convertisseur [47].

Suivant l'orientation du système d'axe (d, q) par rapport aux flux on peut avoir :

- Le flux rotorique : $\varphi_{rd} = \varphi_r$ et $\varphi_{rq} = 0$
- Le flux d'entrefer : $\varphi_{gd} = \varphi_g$ et $\varphi_{gq} = 0$
- Le flux statorique : $\varphi_{sd} = \varphi_s$ et $\varphi_{sq} = 0$

Cette dernière représentation permet de correspondre des grandeurs continues aux grandeurs sinusoïdales en régime permanent. Ce choix est nécessaire pour simplifier la conception du contrôle vectoriel par orientation du flux d'autant plus que les modèles **d'action dépendent de la position du référentiel par rapport aux divers axes de flux.**

Dans cette partie, nous développons la commande vectorielle de la génératrice asynchrone à double alimentation (MADA) avec orientation du repère (d-q) suivant le flux statorique comme illustré dans la **figure III.21.**

Si on oriente le référentiel suivant l'axe d, on contrôle le flux et si on oriente le référentiel suivant l'axe q on contrôle le couple. Ce qui nous permettra d'obtenir une solution afin d'isoler les variables en quadrature de couple et de flux.

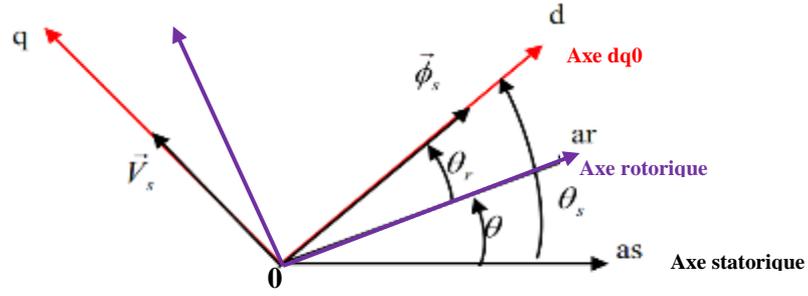


Fig. III.21 : Orientation du flux statorique

Avec un flux statorique constant et orienté suivant l'axe d $\varphi_{sd} = \varphi_s, \varphi_{sq} = 0, R_s \cong 0$
 En régime permanent, le flux statorique est proportionnel à la tension du réseau V_s car le stator est alimenté directement du réseau. En négligeant la résistance R_s nous obtiendrons [46]:

L'équation(III.59) est simplifiée sous la forme suivante :

$$\begin{cases} V_{sd} = 0 \\ V_{sq} = V_s = \omega_s \varphi_s = \omega_s \varphi_{sd} \\ V_{rd} = R_r I_{rd} + \frac{d}{dt}(\varphi_{rd}) - \omega_r \varphi_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \frac{d}{dt}(\varphi_{rq}) + \omega_r \varphi_{rd} \end{cases} \quad (III.60)$$

De la même manière que pour les tensions, les équations des flux deviennent :

$$\begin{cases} \varphi_{sd} = L_s I_{sd} + M I_{rd} = \varphi_s \\ \varphi_{sq} = L_s I_{sq} + M I_{rq} = 0 \\ \varphi_{rd} = L_r I_{rd} + M I_{sd} \\ \varphi_{rq} = L_r I_{rq} + M I_{sq} \end{cases} \quad (III.61)$$

✚ La relation entre le courant statorique et le courant rotorique :

À partir de l'équation de flux, nous pouvons alors écrire les équations liant les courants statoriques aux courants rotoriques :

$$\begin{cases} I_{sd} = -\frac{M}{L_s} I_{rd} + \frac{\varphi_{sd}}{L_s} \\ I_{sq} = -\frac{M}{L_s} I_{rq} \end{cases} \quad (III.62)$$

✚ La relation entre le couple électromagnétique et le courant rotorique:

L'expression du couple équation devient :

$$C_{em} = p \cdot \varphi_{sd} I_{sq} \quad (III.63)$$

En substituant le courant I_{sq} de l'équation III.62 dans l'équation III.63, le couple électromagnétique s'exprimera comme suite:

$$C_{em} = -p \cdot \frac{M}{L_s} \varphi_{sd} I_{rq} \quad (III.64)$$

Ainsi, avec l'orientation du flux statorique, $V_{sd} = 0$, la puissance réactive transitant par le stator s'exprime comme suite [46].

$$Q_s = V_{sq} I_{sd} \quad (III.65)$$

Puisque le générateur est connecté à un réseau infini, on peut prendre le facteur de puissance unitaire $\cos \varphi = 1$, ce qui revient à écrire,

$Q_s = 0$, impérativement le courant I_{sd} sera égal à 0.

En utilisant ce résultat, l'équation III.62 peut être réécrite autrement :

$$\varphi_{sd} = M I_{rd} \quad (III.66)$$

En remplaçant l'équation (III.66) dans l'équation (III.64), l'analogie avec la machine à courant continu est prouvée et l'expression du couple est comme suit:

$$C_{em} = -p \cdot \frac{M^2}{L_s} I_{rd} I_{rq} \quad (III.67)$$

L'expression du couple électromagnétique C_{em} n'est fonction que des composantes biphasées du courant rotorique de la machine, I_{rd} et I_{rq} . La composante d'axe 'd' du courant rotorique I_{rd} est alors directement proportionnelle à l'amplitude du flux statorique. En régulant et en maintenant constante l'amplitude de la composante du courant rotorique I_{rd} , nous obtenons le découplage entre la commande du couple et celle du flux de la machine. Le contrôle du couple ou de la puissance active ne dépend, dans ce cas, que de la composante d'axe q du courant rotorique I_{rq} .

✚ Les relations entre les puissances statoriques et les courants rotoriques:

Dans un repère diphasé, les puissances active et réactive statoriques d'une machine asynchrones s'écrivent:

$$\begin{cases} P_s = V_{sq} I_{sq} \\ Q_s = V_{sq} I_{sd} \end{cases} \quad (III.68)$$

Sous l'hypothèse d'un flux statorique orienté, Et remplaçant les courants statoriques direct et quadrature (III.62) par leurs expressions dans les équations des puissances active et réactive, on trouve :

$$\begin{cases} P_s = -V_s \frac{M}{L_s} I_{rq} \\ Q_s = \frac{V_s^2}{\omega_s L_s} - V_s \frac{M}{L_s} I_{rd} \end{cases} \quad (III.69)$$

Avec

$$V_{sq} = V_s = \omega_s \varphi_s \rightarrow \varphi_s = \frac{V_s}{\omega_s}$$

En considérant la mutuelle constante, le système obtenu lie, de façon proportionnelle, la puissance active au courant rotorique d'axe q et la puissance réactive au courant rotorique d'axe d à la constante $\frac{V_s^2}{\omega_s L_s}$.

Le terme $\frac{V_s^2}{\omega_s L_s}$ Représente une puissance réactive prés imposée par le réseau.

Afin de montrer que la commande par orientation du flux statorique permet d'avoir un découplage effectif des grandeurs réelles (couple, vitesse) de la MADA, on considère les tensions rotoriques V_{dr} , V_{qr} comme variable de commande qui sont générées par le bloc de contrôle à flux orienté et les courants rotoriques I_{dr} , I_{qr} comme variable d'état. Ces grandeurs sont fonction des grandeurs de consigne P_{ref} et Q_{ref} .



Fig. III.22: Bloc de contrôle à flux orienté.

A partir du système d'équation (III.69), les expressions des puissances de références active et réactive peuvent être écrites sous la forme suivante:

$$\begin{cases} P_{s-ref} = -V_s \frac{M}{L_s} I_{rq-ref} \\ Q_{s-ref} = \frac{V_s^2}{\omega_s L_s} - V_{sq} \frac{M}{L_s} I_{rd-ref} \end{cases} \quad (III.70)$$

Compte tenu du repère choisi et des approximations faites, et si l'on considère l'inductance magnétisante \mathbf{M} comme constante, le système obtenu liée de façon proportionnelle à la puissance active au courant rotorique d'axe \mathbf{q} et la puissance réactive au courant rotorique d'axe \mathbf{d} .

✦ Les relations entre les tensions rotoriques et les courants rotoriques :

A partir du système d'équation (III.61) et on en remplaçant les courants statoriques par leurs expressions, les expressions des flux rotoriques peuvent être écrites sous la forme suivante:

$$\begin{cases} \varphi_{rd} = (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{rd} + \frac{M.V_s}{\omega_s L_s} \\ \varphi_{rq} = (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{rq} \end{cases} \quad (III.71)$$

Ces expressions des flux rotoriques d'axe \mathbf{d} et \mathbf{q} sont alors intégrées aux expressions tensions rotoriques diphasées de l'équation (III.60). Nous obtenons alors :

$$\begin{aligned} V_{rd} &= R_r I_{rd} + (L_r - \frac{M^2}{L_s}) \frac{dI_{rd}}{dt} - g\omega_s (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{rq} \\ V_{rq} &= R_r I_{rq} + (L_r - \frac{M^2}{L_s}) \frac{dI_{rq}}{dt} + g\omega_s (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{rd} + g \frac{M.V_s}{L_s} \end{aligned} \quad (III.72)$$

Avec : $\sigma = (1 - \frac{M^2}{L_r L_s})$ est le coefficient de dispersion, l'équation (III.8) devient

$$\begin{aligned} V_{rd} &= R_r I_{rd} + L_r \sigma \frac{dI_{rd}}{dt} - g\omega_s L_r \sigma I_{rq} \\ V_{rq} &= R_r I_{rq} + L_r \sigma \frac{dI_{rq}}{dt} + g\omega_s L_r \sigma I_{rd} + g \frac{M.V_s}{L_s} \end{aligned} \quad (III.73)$$

En appliquant la transformation de Laplace à l'équation (III.73), on obtient :

$$\begin{cases} V_{rd} = [R_r + L_r \sigma \mathbf{S}] I_{rd} - g\omega_s L_r \sigma I_{rq} \\ V_{rq} = [R_r + L_r \sigma \mathbf{S}] I_{rq} + g\omega_s L_r \sigma I_{rd} + g \frac{M.V_s}{L_s} \end{cases} \quad (III.74)$$

Avec :

V_{rd} et V_{rq} sont les composantes déphasées des tensions rotoriques à imposer à la machine pour obtenir les courants rotoriques désirés.

$g \frac{M.V_s}{L_s}$: Représente une force électromotrice dépendante de la vitesse de rotation. Son influence n'est pas négligeable car elle entraîne une erreur de traînage.

$g\omega_s L_r \sigma$: Est le terme de couplage entre les deux axes.

Une synthèse adéquate du régulateur dans la boucle de commande permettra de les compenser.

A partir des systèmes d'équations (III.6) et (III.11), nous pouvons élaborer le modèle pour le contrôle des puissances tel qu'il est présenté par le schéma bloc ci-dessous.

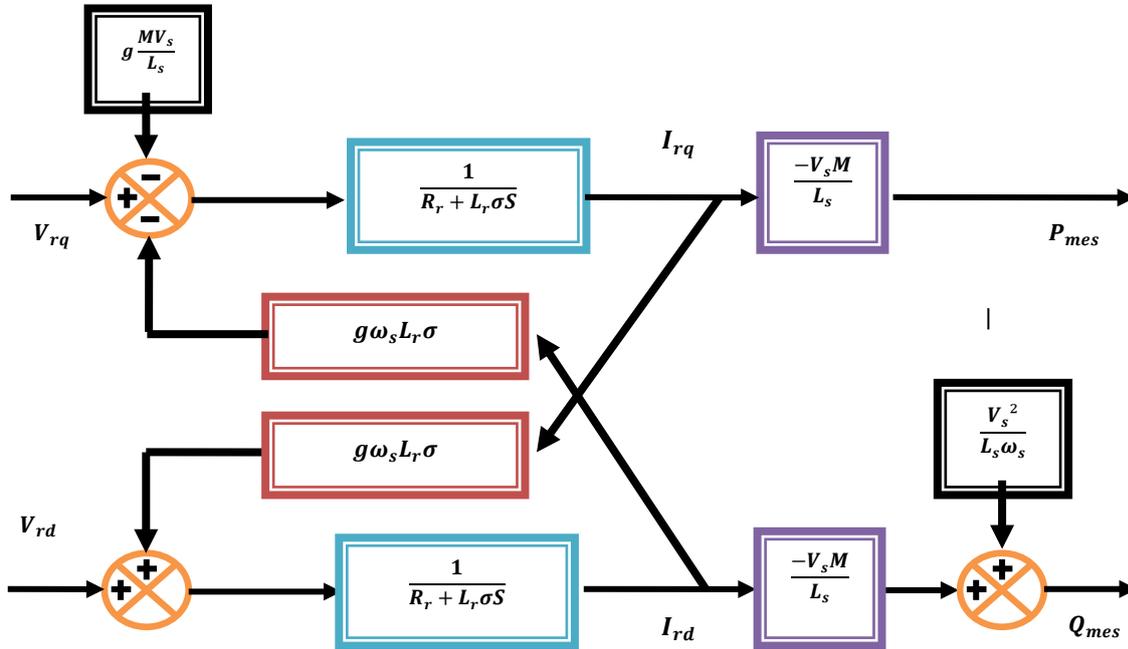


Fig. III.23: Modèle de la MADA pour le contrôle des puissances.

Dans ce schéma, nous avons fait apparaître des fonctions de transfert du premier ordre pour les deux axes liant les tensions rotoriques aux puissances actives et réactive statoriques. Ce qui nous permet de mettre en place une commande vectorielle, dont chaque axe peut être commandé indépendamment avec son propre régulateur. Les grandeurs de référence pour ces régulateurs seront : la puissance active pour l'axe **q** rotorique et la puissance réactive pour l'axe **d** rotorique. La consigne de puissance réactive sera maintenue nulle pour assurer un facteur de puissance unitaire côté stator de façon à optimiser la qualité de l'énergie renvoyée sur le réseau. La consigne de puissance active devra permettre de garder un transfert de puissance de l'éolienne optimal.

Ainsi, il apparait deux solutions pour effectuer la commande en puissance de la MADA.

- La première solution consiste à négliger l'influence du couplage, en plaçant un régulateur indépendant sur chaque axe pour contrôler directement les tensions rotoriques indépendamment, d'où la méthode dite commande directe. [44].
- La deuxième méthode consiste à tenir compte de la régulation des courants rotoriques, en effectuant un système comportant deux boucles permettant de contrôler les puissances indirectement à travers les courants, d'où le nom de la méthode indirecte [45].

III.3.1.6. Commande vectorielle directe :

Cette méthode a été proposée par **Blaschke** et rendue publique vers 1970, elle se base sur la connaissance exacte du flux (statorique dans notre cas) et de sa position. Il faut donc procéder à une série de mesures aux bornes de machine. Une première possibilité est de placer des capteurs

dans le bobinage statorique et de mesurer directement les composantes du flux de manière à en déduire l’amplitude et la phase. Les capteurs, mécaniquement fragiles, sont soumis à des contraintes sévères dues aux vibrations et à l’échauffement. En outre, ce mode nécessite l’utilisation d’une machine équipée des capteurs de flux, ce qui augmente considérablement le coût de sa construction. Par conséquent, dans la grande majorité des cas, on fait appel à des estimateurs ou des observateurs à partir des mesures effectuées sur les paramètres d’entrée et de sortie.

Cette méthode consiste à négliger les termes de couplage et à mettre en place un régulateur indépendant sur chaque axe pour contrôler indépendamment les puissances actives et réactives. L’appellation commande directe vient du fait que les régulateurs de puissance contrôlent directement les tensions rotoriques de la machine. L’intérêt que présente cette méthode est que sa mise en œuvre est simple et elle prendra beaucoup moins les variations des paramètres de la machine [43].

Pour réguler la MADA, nous avons mis en place une boucle de régulation sur chaque puissance avec un régulateur de type PI (Fig.III24) :

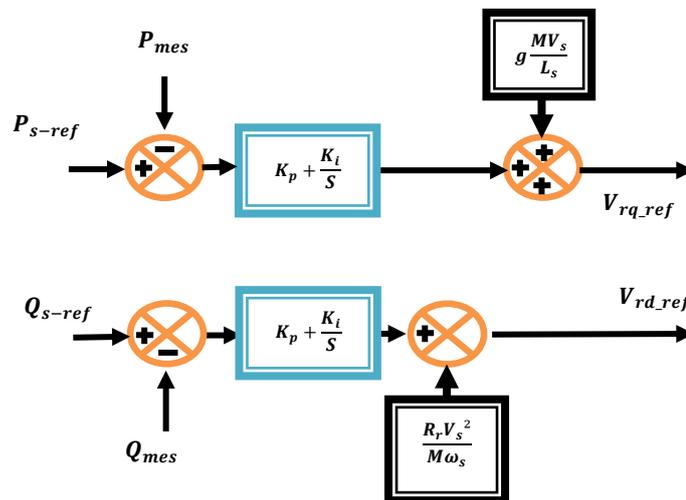


Fig. III.24 : schéma bloc de la commande directe.

III.3.1.7. Commande vectorielle indirecte :

La méthode indirecte consiste à reproduire, en sens inverse, le schéma bloc du système à réguler [47]. On construit ainsi un schéma bloc permettant d’exprimer les tensions rotoriques en fonction des puissances actives et réactives. On aboutit alors à un modèle qui correspond à celui de la machine mais dans l’autre sens inverse. La commande indirecte va donc contenir compte de tous les éléments présents dans le schéma bloc de la MADA.

Ainsi, les courants rotoriques seront régulés indirectement [47].

III.3.1.8. Commande en boucle ouverte:

La commande en boucle ouverte est essentiellement basée sur l’hypothèse d’un réseau stable en tension et en fréquence, elle consiste à asservir non plus les puissances mais plutôt indirectement les courants rotoriques en n’utilisant non plus les puissances mesurées comme retour sur le comparateur mais les courants rotoriques d’axe d et q [47].

A partir des expressions de la puissance active et réactive statoriques du système (III.70) on déduit les références des courants rotoriques direct et quadrature suivant les relations.

$$\begin{cases} I_{rq-ref} = -\frac{L_s}{M.V_s} \cdot P_{s-ref} \\ I_{rd-ref} = -\frac{L_s}{M.V_s} \cdot Q_{s-ref} + \frac{V_s}{M.\omega_s} \end{cases} \quad (III.75)$$

Ces courants seront utilisés comme références à la place des références sur les puissances active et réactive, on aboutit alors au schéma bloc ci-dessous.

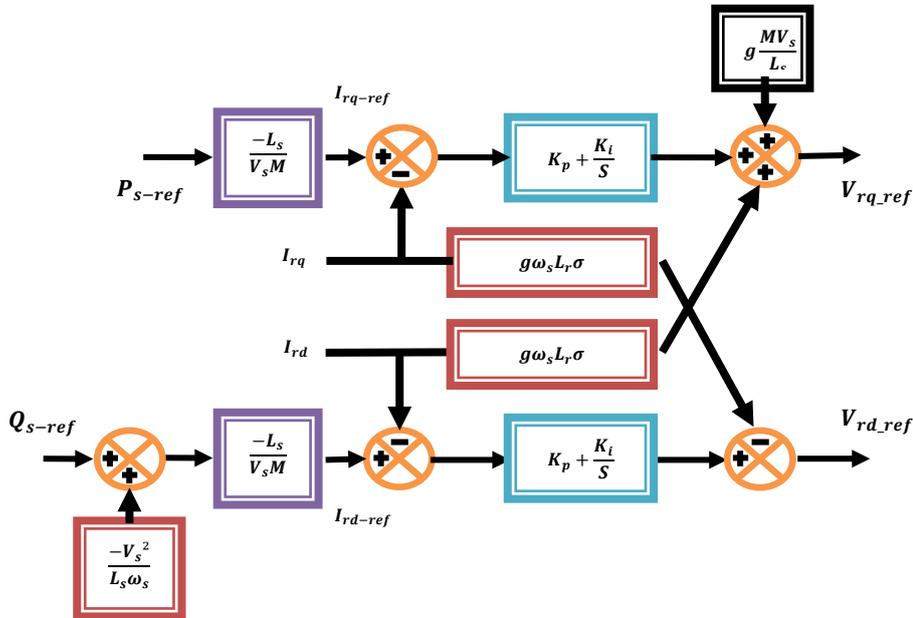


Fig. III.25 : Schéma bloc de la commande indirecte en boucle ouverte.

Cette configuration reste fiable tant que le réseau électrique reste stable en tension et en fréquence. Une instabilité du réseau va donc provoquer une erreur sur le suivi des consignes des puissances active et réactive.

III.3.1.9. Commande en boucle fermée :

La commande indirecte en boucle fermée consiste à mettre en place deux boucles de régulation sur chaque axe avec un régulateur proportionnel intégral pour chacune, une boucle sur la puissance et l'autre sur le courant correspondant tout en compensant les termes de perturbations et de couplages apparaissant sur le schéma bloc du modèle de la MADA. Nous obtenons ainsi la structure de commande présentée sur la figure suivante :

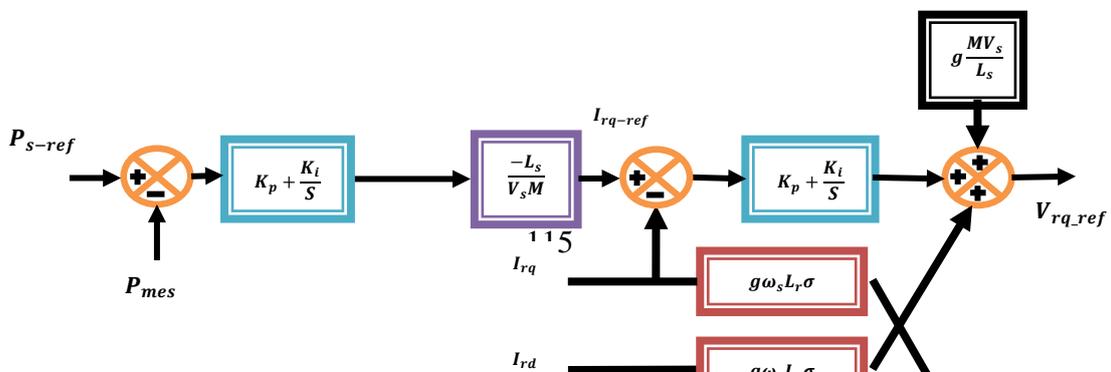


Fig. III.26 : Schéma bloc de la commande indirecte en boucle fermée.

III.3.2. Simulation de la commande directe et indirecte des puissances active et réactive :

III.3.2.1. Résultats de simulation :

Le but dans cette partie, est de réaliser une comparaison entre les performances de la commande vectorielle directe et indirecte en boucle fermée des puissances du générateur. Cette comparaison est réalisée à partir d'une série de tests que nous avons effectués durant les deux régimes de fonctionnement, régime permanent et régime transitoire.

Les testes que nous avons réalisé sont basé sur les variations des puissances active et réactive pour les deux modes de commande directe et indirecte.

Afin d'examiner et visualiser le comportement dynamique de chaque méthode de commande, dans cette partie, nous avons donc soumis ces commandes à des échelons des puissances active et réactive statoriques, comme suit.

1. Pour la puissance active avec $Q_s=0$ Var :

- De $t=0s$ à $t=1,5s$: un échelon de 0 W,
- De $t=1,5s$ à $t=3s$: un échelon positif de 3500 W,
- De $t=3s$ à $t=4,5s$: un échelon positif de 7000 W.
- De $t=4,5s$ à $t=6s$: un échelon négatif de -7000 W.
- De $t=6s$ à $t=7,5s$: un échelon négatif de -3500 W.

2. Pour la puissance réactive avec $P_s= 7000$ W:

- De $t=0s$ à $t=1,5s$: un échelon de 0 Var,
- De $t=1,5s$ à $t=3s$: un échelon positif de 1500Var,
- De $t=3s$ à $t=4,5s$: un échelon positif de 3000 Var.
- De $t=4,5s$ à $t=6s$: un échelon négatif de -3000 Var.
- De $t=6s$ à $t=7,5s$: un échelon négatif de -1500 Var.

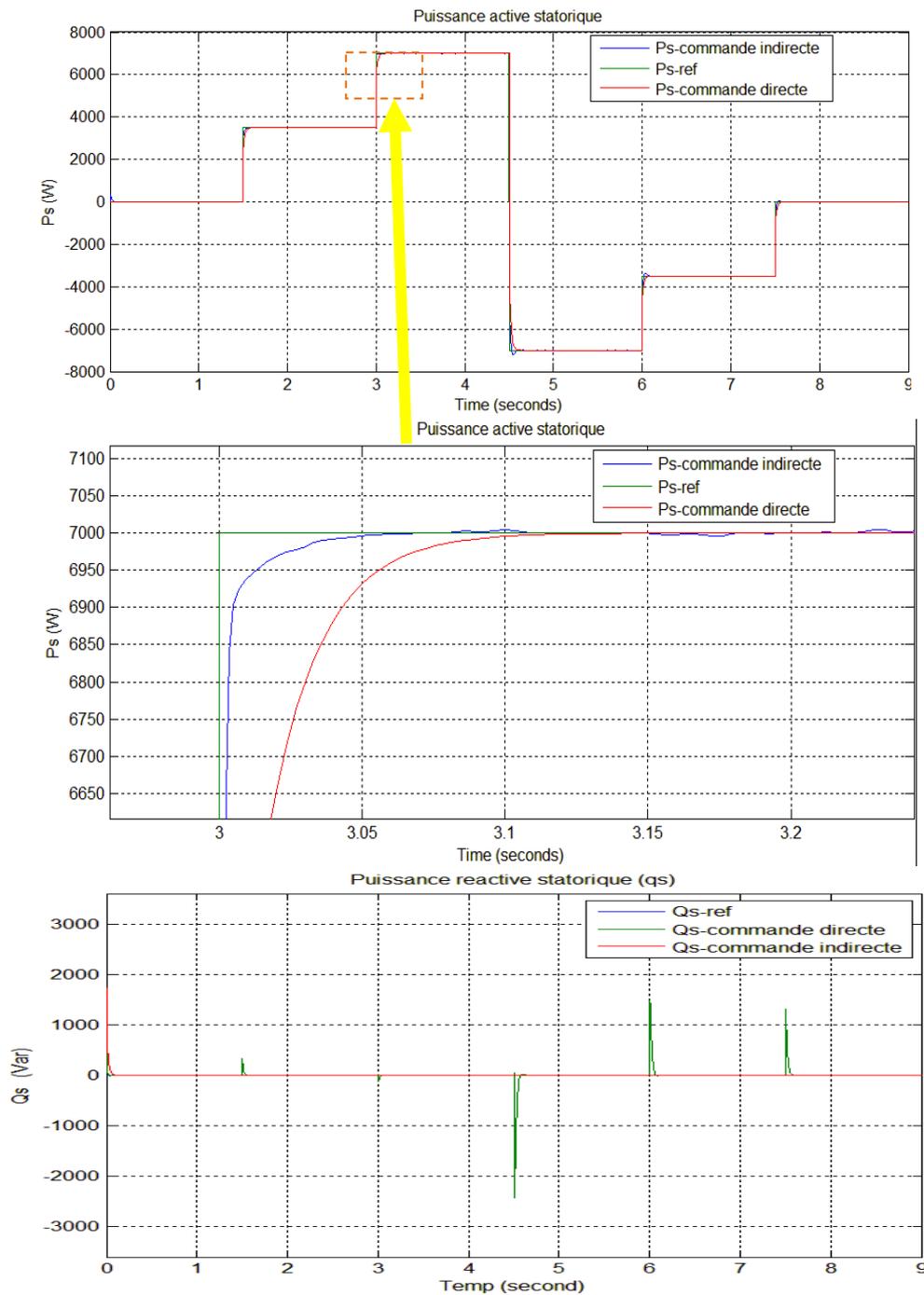


Fig. III.27 : La puissance active de la commande directe et indirecte avec zoom de la puissance active

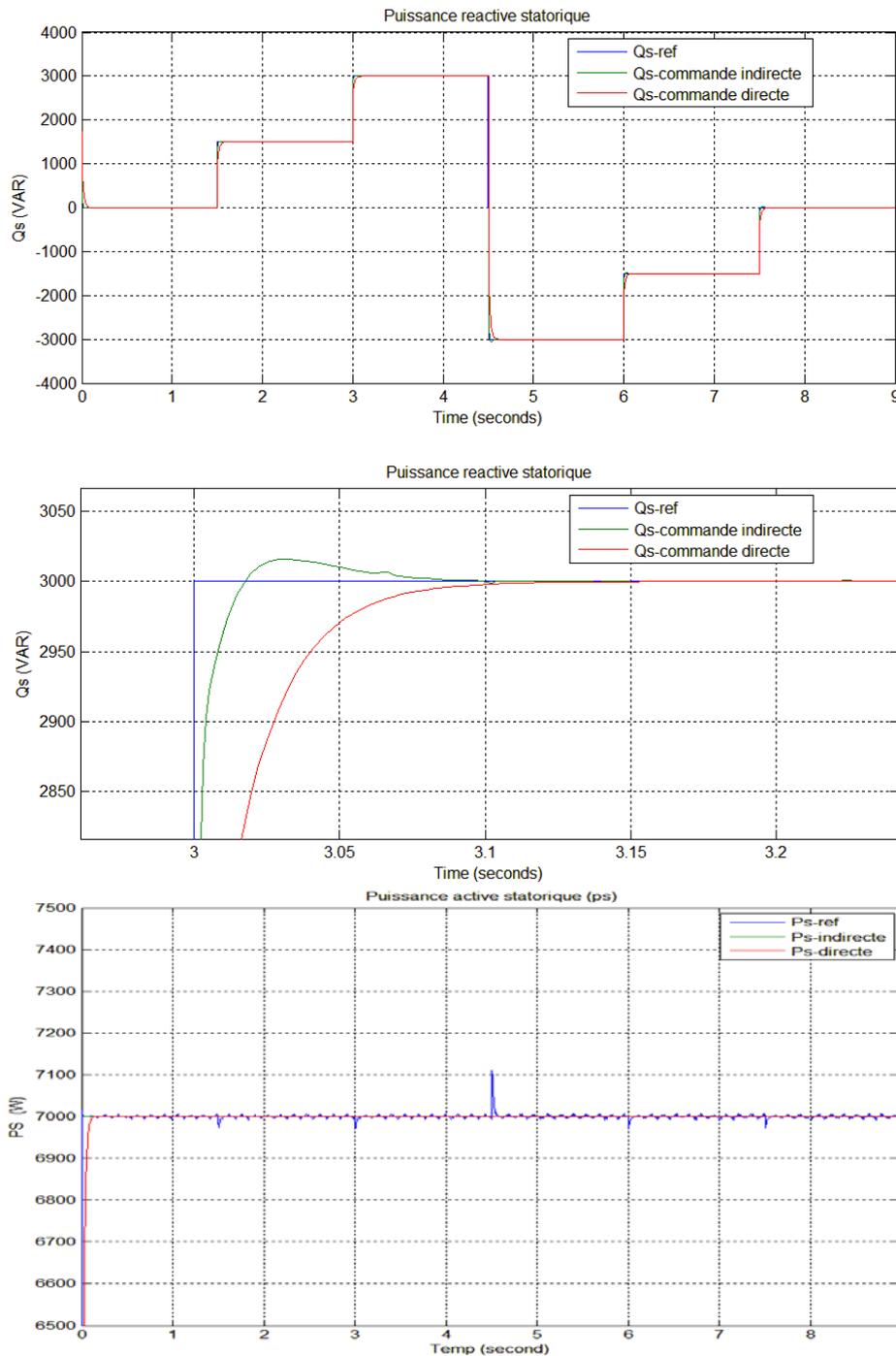


Fig. III.28 : La puissance réactive de la commande directe et indirecte avec zoom de la puissance réactive

III.3.2.2. Interprétation des résultats :

On peut remarquer que les échelons de la puissance active et réactive statorique sont bien suivis, à temps de réponse très court et sans dépassement significatif. Cependant les variations des échelons on observe (en régime permanent) un bon découplage entre la puissance active et réactive des faibles oscillations (figure III.27 et III.28), mais en régime transitoire, l'effet de couplage est bien visible, surtout pour la commande directe.

L'allure générale des courbes des deux types de commande sont semblables pour le régime permanent, alors qu'en régime transitoire, les figures prouvent les performances de la commande vectorielle indirecte.

On constate également, pour la commande vectorielle directe, les pics de transitoire atteindront des valeurs très grandes par rapport à la commande vectorielle indirecte pour les différentes grandeurs simulées. Celle-là, peut être expliquée par l'amortissement de transitoire lorsqu'on utilise la régulation des courants rotoriques I_r au lieu d'utiliser des régulateurs de puissance directement.

La commande indirecte est donc plus performante que la commande directe qui présente plus de perturbations entre les deux puissances. La commande indirecte des puissances en boucle fermée nécessite six capteurs de courant, trois pour contrôler les courants rotoriques et trois associés à trois capteurs de tension pour mesurer les puissances statoriques. Ces puissances seront aussi utilisées pour le contrôle général de l'éolienne afin de déterminer les références de puissance.

Cette structure aboutit à un système de régulation plus complexe. Toute fois, elle offre une meilleur robustesse face aux éventuelles instabilités sur le réseau électrique.

III.3.3. Commande du convertisseur de puissance côté réseau CCR.

Dans ce travail on a utilisé deux convertisseurs triphasés au rotor; l'un est du côté rotor de la machine et l'autre est du côté réseau. Le principal objectif de ce dernier, est de garder la tension de bus continue constante, il fonctionne avec une fréquence de commutation élevée, ce qui permet d'éliminer les harmoniques non désirées, et en plus, il peut même contrôler la puissance réactive échangée avec le réseau du côté rotor de la machine, ce qui présente un avantage supplémentaire.

La stratégie de contrôle de ce type des convertisseurs, est considérée par plusieurs auteurs, deux principales stratégies sont proposées; la commande scalaire et la commande vectorielle [46] [47].

Les régulateurs utilisés en stratégie de la commande scalaire sont des PI ou régulateurs à hystérésis, dont le calcul est relativement difficile. Ils présentent, également, une mauvaise dynamique. En plus les puissances active et réactive sont dépendantes pendant le transitoire [48].

Dans la partie suivante, on présente une étude détaillée de la commande du convertisseur côté réseau où on présente le modèle et la commande vectorielle, le calcul des régulateurs pour le convertisseur côté réseau est illustré dans l'annexe A.

III.3.3.1. Stratégie de commande du convertisseur.

Dans cette approche, les tensions et les courants triphasés sont transformés en grandeurs biphasées selon les deux axes $d-q$ qui tourne avec la fréquence du réseau. En régime permanent les trois phases deviennent des grandeurs continues lorsqu'elle s'exprime en référence synchrone.

Si l'un des deux axes (généralement l'axe ' d ') est arbitrairement aligné avec la tension de réseau, les deux composantes des courants selon les deux axes $d-q$ représente les deux puissances active et réactive respectivement.

Les courants rotoriques et statoriques sont, alors, convertis dans un référentiel synchrone commun (statorique). Les courants de référence I_{rd} et I_{rq} sont comparées aux valeurs actuelles et l'erreur est corrigée par fraction proportionnelle et intégrale.

Ensuite, des termes de découplage et de compensation sont injectés dans la commande avant que les quantités ne soient reconverties vers le référentiel synchrone aux phases du rotor. L'angle de

l'orientation des phases rotoriques par rapport à celle du stator est nécessaire au passage entre les référentiels. La tension de bus continue commande la puissance active, alors que la puissance réactive peut être contrôlée par un régulateur ou par le déphasage entre la phase du courant et la tension.

L'avantage le plus important de la méthode est de contrôler les puissances directement pendant les deux régimes statique et transitoire. En adition, les régulateurs PI régulent des quantités continues de courant, ce qui assure les erreurs nulles en régime statique.

En vue de conserver les normes des courants et des tensions, la constante de Park $k = \frac{2}{3}$, les expressions des puissances actives et réactives échangées entre le convertisseur et le réseau sont données par :

$$\begin{cases} P = 3(V_d I_d + V_q I_q) \\ Q = 3(V_q I_d - V_d I_q) \end{cases} \quad (\text{III.76})$$

Si l'axe 'd' est aligné avec la tension V_s , la tension V_q devient nulle. Ainsi, l'amplitude de la tension devient constante et égale à V_d et par conséquent, les puissances active et réactive seront proportionnelles à I_d et à I_q respectivement. On a donc :

$$\begin{cases} P = 3.V_d I_d \\ Q = -3.V_d I_q \end{cases} \quad (\text{III.77})$$

Pour calculer la position du vecteur de tension, on transforme les tensions triphasées dans la référence stationnaire α, β . Ainsi, l'angle θ_v est donnée par :

$$\begin{cases} \theta_v = \arctan\left(\frac{V_\alpha}{V_\beta}\right) \\ \omega_s = \frac{d\theta_v}{dt} \end{cases} \quad (\text{III.78})$$

Si on néglige les pertes dans les résistances et dans le bus continu, on peut écrire :

$$\begin{cases} U_{dc} I_{c-R} = 3.V_d I_d \\ m_i = \frac{2.\sqrt{2}.V_d}{U_{dc}} \\ \frac{dU_c}{dt} = \frac{1}{c} (I_{dc-R} - I_{dc-M}) \end{cases} \quad (\text{III.79})$$

Avec m_i , est l'indice de modulation. On remarque que la tension de bus continu U_{dc} peut être contrôlée par le courant I_d . Le schéma de contrôle utilise, alors, les deux boucles des courants I_d et I_q , où I_d le courant est issu du régulateur de tension de bus continue.

La figure III.27 montre la structure du contrôle global (commande des courants et la tension de bus continu) pour le convertisseur côté réseau CCR.

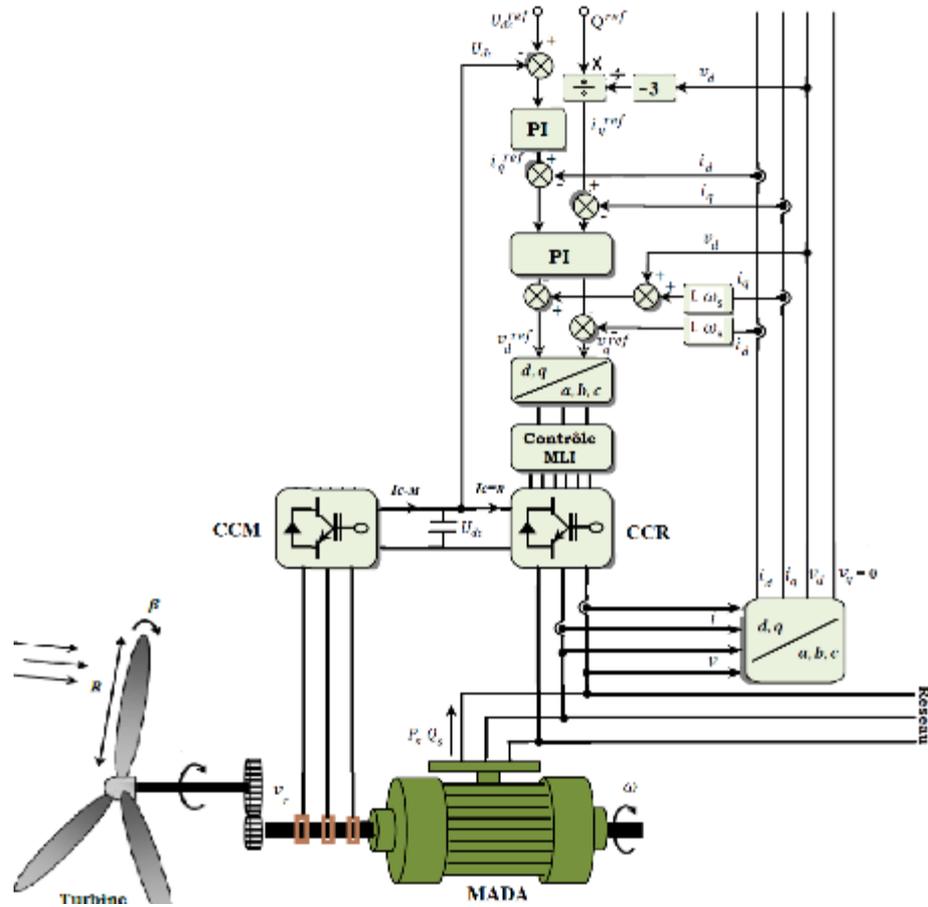


Fig.III.27 la structure du contrôle du convertisseur côté réseau CCR.

III.4. Simulation globale de la chaine de conversion de l'éolienne:

III.4.1. Résultats de simulation :

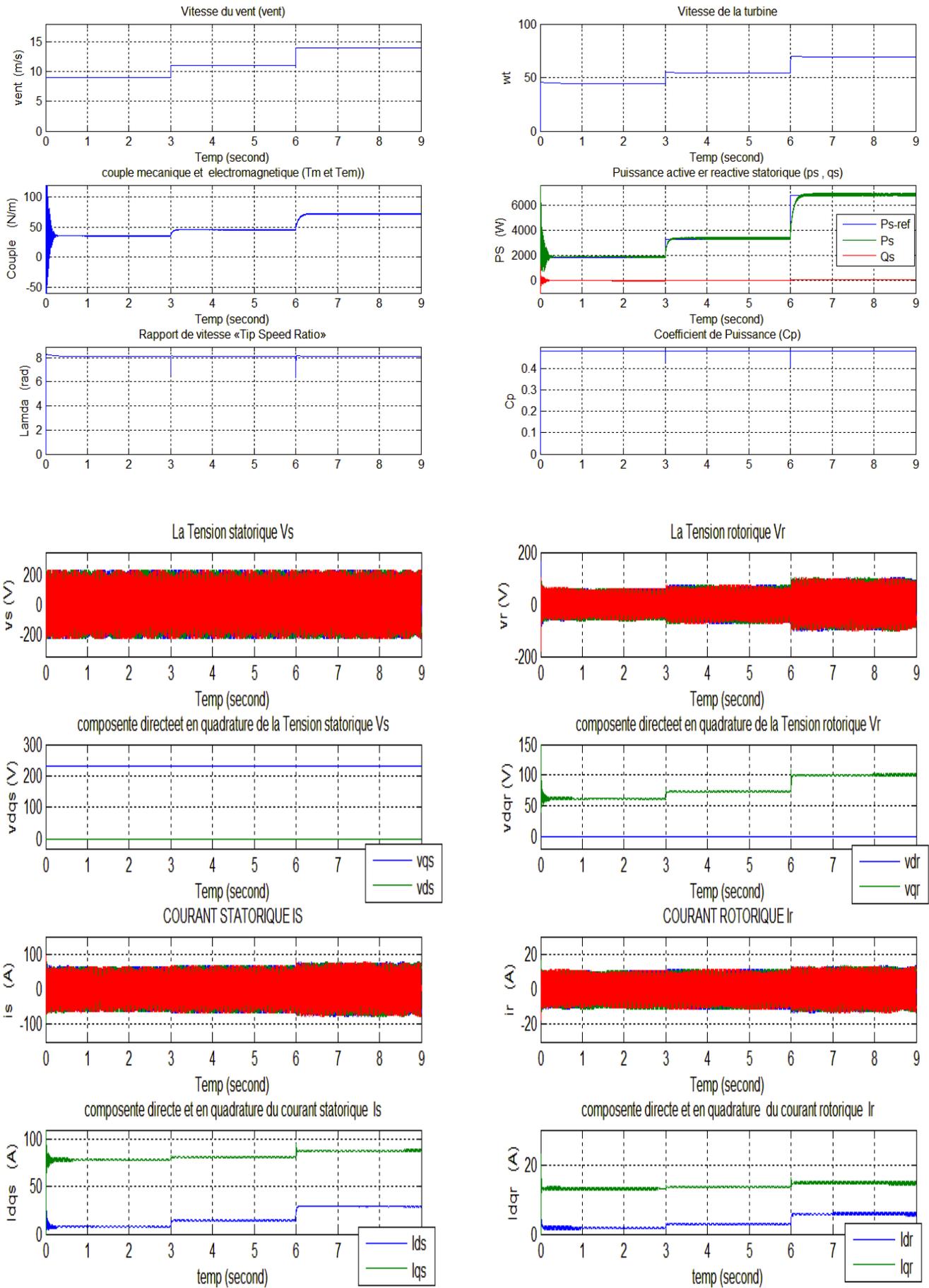
La modélisation de la partie mécanique, la partie électrique (MADA et convertisseurs) et la commande indirecte que nous avons proposée ont été implantée dans l'environnement MATLAB/Simulink afin de réaliser la simulation du système éolien global (Figure III.1).

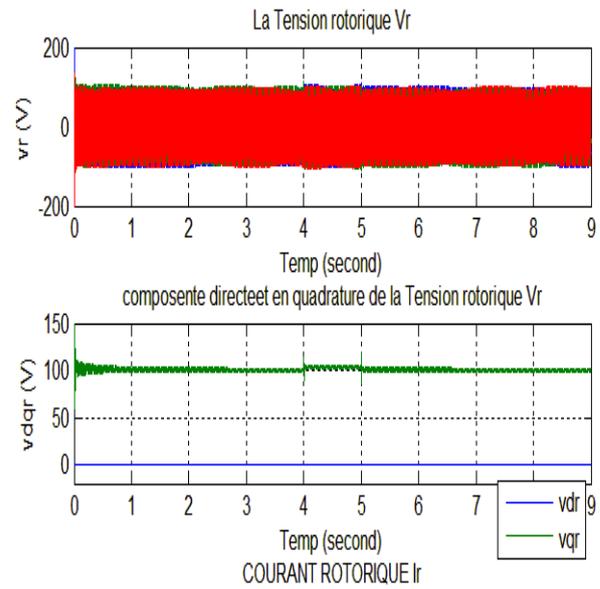
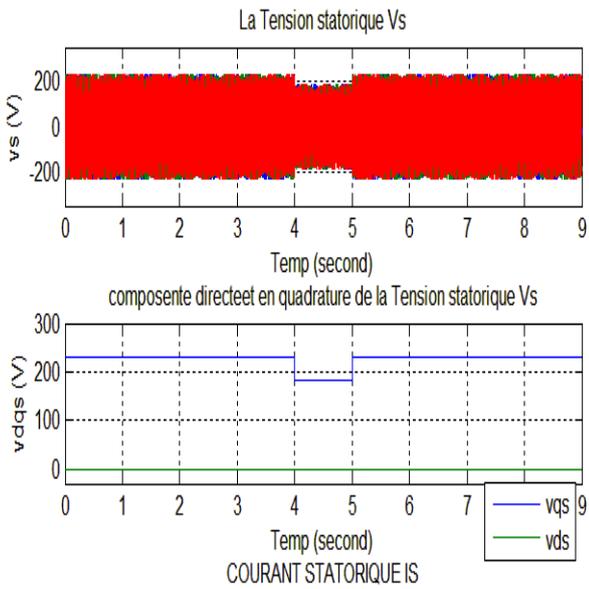
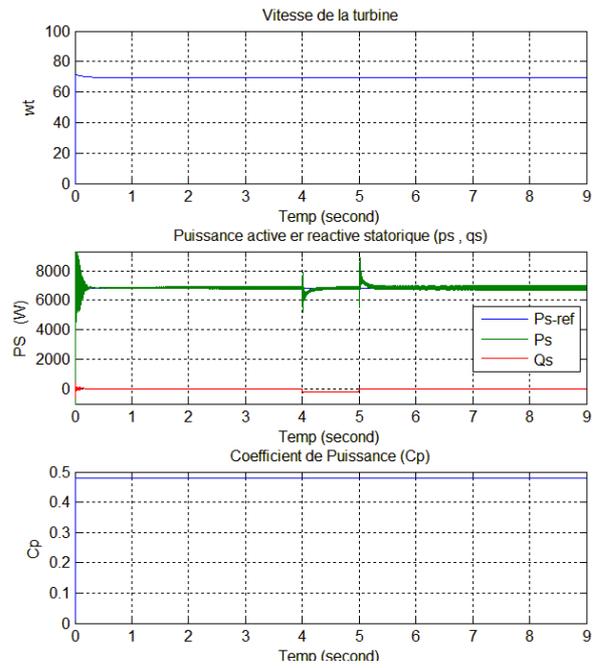
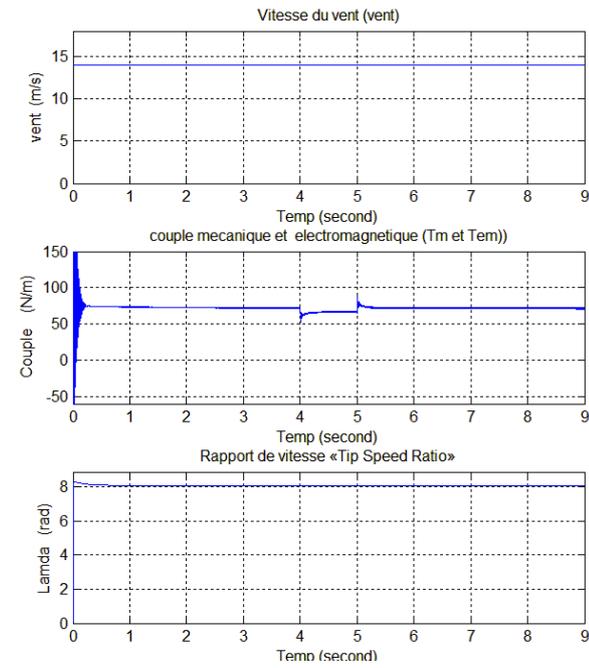
Le système de commande globale assure l'optimisation de la puissance extraite en maintenant le coefficient de puissance de la turbine C_p à sa valeur maximale. La consigne de la puissance active est fonction de la vitesse du vent (déterminée à partir de la puissance de la turbine par MPPT). La consigne de puissance réactive est maintenue à zéro de manière à garder le facteur de puissance unitaire côté stator.

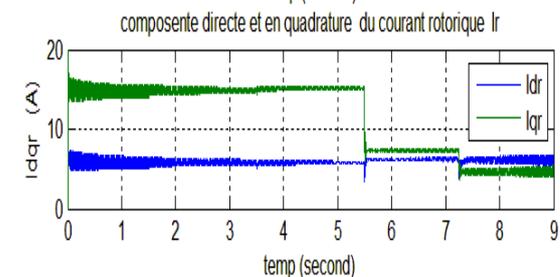
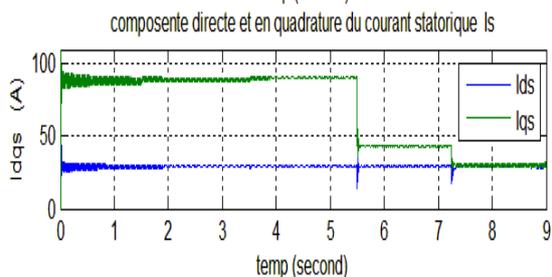
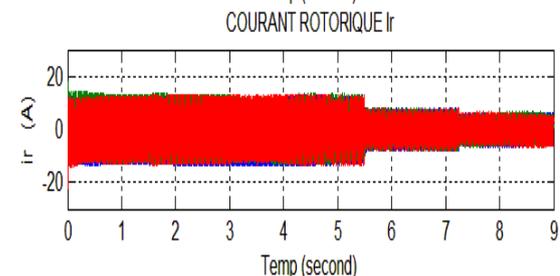
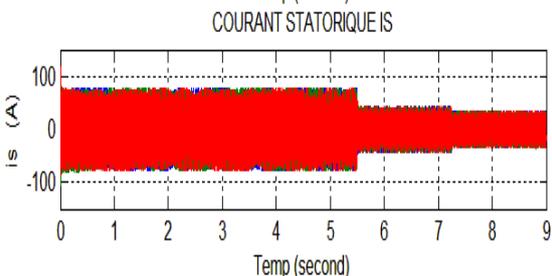
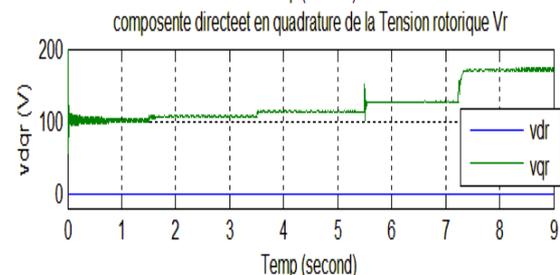
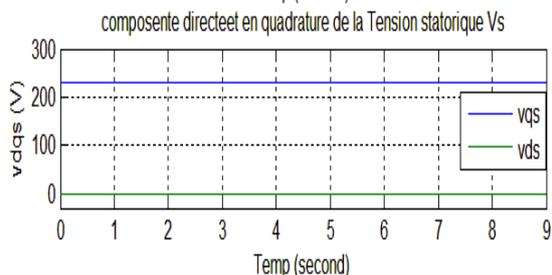
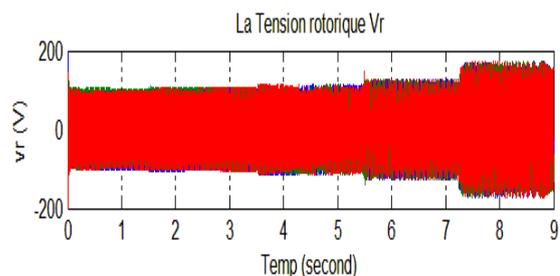
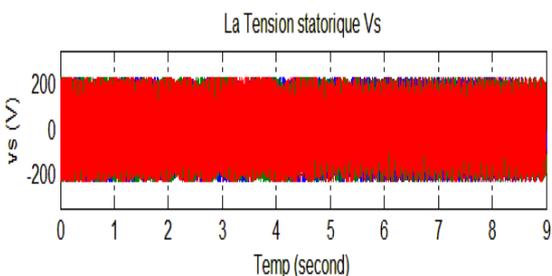
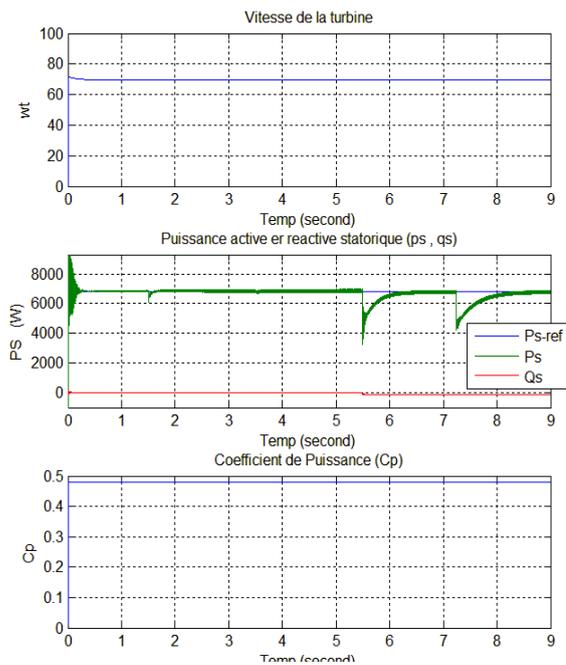
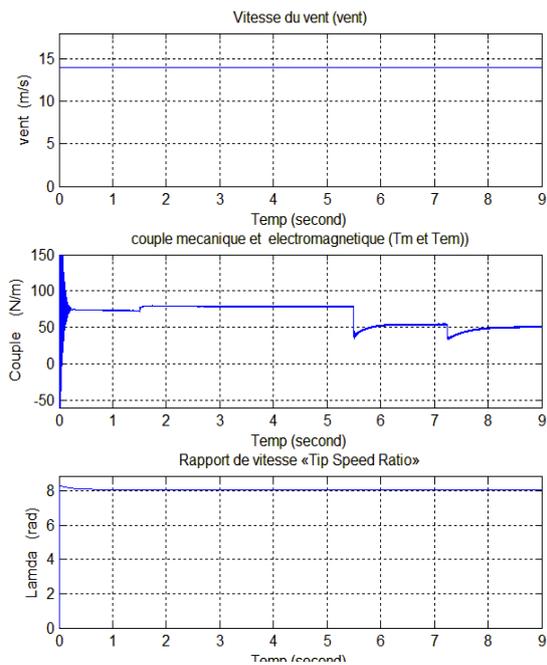
Afin de présenter le comportement dynamique et les performances du dispositif complet, Nous avons réalisés une série de test de simulations en supposant que les paramètres de fonctionnement du système sont variables et restent constantes dans quelques intervalles de temps bien définies. Dans la présente partie, ces simulations ont trois motivations principales :

1. **Tests de poursuite :** L'examen des performances de la génératrice asynchrone à double alimentation et la commande indirecte des puissances reposant sur la stratégie de commande linéaire par l'orientation du flux statorique a été réalisé en appliquant des échelons de vitesse de vent comme suit.
 - De $t=0$ s à $t=3$ s : un échelon de 9 m/S,
 - De $t=3$ s à $t=6$ s : un échelon de 11 m/S,
 - De $t=6$ s à $t=9$ s : un échelon de 14 m/S,
2. **Tests de régulation :** l'analyse du comportement du processus à commander face aux perturbations ou variations des conditions de fonctionnement. A cet effet, un creux de tension du réseau de 20% à été appliqué.
 - De $t=4$ s à $t=5$ s ; Variée de 0 à -20% de sa valeur nominale.
Avec $P_s=7000$ W et $Q_s=0$ Var
3. **Tests de robustesse :** Les paramètres réels du système sont soumis à des variations causées par des différents phénomènes physiques (Température, saturation des inductances, vieillissement, etc.), donc notre correcteur doit assurer une bonne régulation, quel que soit la variation des paramètres de la génératrice. Afin d'évaluer la robustesse de la commande vis à vis des variations paramétriques de la génératrice et plus particulièrement celles des résistances statorique et rotorique ainsi que les inductances statorique et rotorique, les variations suivants de ces paramètres ont été appliqués.
 - A $t=1,5$ s : R_s Variée de 0 et 20% de sa valeur nominale.
 - De $t=3,5$ s : R_r Variée de 0 et 20% de sa valeur nominale.
 - De $t=5,5$ s : L_s Variée de 0 et -10% de sa valeur nominale.
 - De $t=7,25$ s : L_r Variée de 0 et -10% de sa valeur nominale.Avec $P_s=7000$ W et $Q_s=0$ Var

Les résultats de simulation obtenus ont été réalisés avec les mêmes paramètres de la turbine et génératrice (voir annexe). Les profils des tests de poursuite, de régulation et de robustesse, ainsi que les conditions de simulation adoptée seront également retenus dans le prochain chapitre, avec les mêmes conditions.







III.4.2. interprétation des résultats

Les figures présentées ci-dessus montrent les performances du système éolien utilisant un redresseur et un onduleur connecte au rotor de la MADA qui est entrainé par une turbine éolienne et commandé par des régulateurs classiques de type *PI*.

On peut remarquer que les échelons de puissance, délivrée par le MPPT, sont bien suivis par la génératrice aussi bien pour la puissance active que pour la puissance réactive qui est maintenue nulle. Les deux puissances présentent une robustesse acceptable malgré la simplicité des régulateurs applique qui sont de type PI. Nous pouvons également observer la proportionnalité de la vitesse du vent avec les puissances active et réactive et la vitesse rotorique de la MADA.

Ainsi , les résultats de simulation montrent que l'allure de la vitesse mécanique générée par la turbine est semblable à celle du profil du vent appliqué à la turbine, comme ils montrent aussi que la vitesse spécifique λ suit la valeur optimale de référence imposée, de même que le coefficient de puissance C_p suit la valeur de coefficient de la puissance maximale souhaitée. Ses résultats montrent l'efficacité des deux commandes appliquées à la turbine.

On remarque aussi la chronologie de fonctionnement de l'éolienne par les variations des différentes grandeurs présentées. On observe des variations aux niveaux des courant rotorique I_{dr}, I_{qr} ainsi que sur les tensions rotorique V_{dr}, V_{qr} qui sont eux-mêmes contrôles par des régulateurs de type *PI*. La fréquence rotorique dépend de la vitesse de rotation de l'éolienne.

Pour le test de poursuite, les grandeurs commandées suivent bien leur trajectoire de référence, sans dépassement significatif des puissances active et réactive et sans erreur statique en régime permanent. Au démarrage, l'appelle du courant triphasé statorique est moindre et de forme sinusoïdale en régime permanent. Grâce à un bon choix de la stratégie de commande MLI sinus-triangle de l'onduleur la fréquence des courants rotoriques. Le couple électromagnétique et la puissance active, étant proportionnelles, sont de même allure à vitesse.

Pour le test de régulation, on observe une faible sensibilité aux perturbations externes dues aux variations brusques de vitesse du vent et aux creux de tension du réseau V_s , les puissances active et réactive sont affectées avec un temps de rejet de perturbation relativement faible. Les tensions et courants triphasés statoriques sont sinusoïdaux.

Pour les tests de robustesses, Lors de la variation des résistances (R_s, R_r) et des inductances (L_s, L_r), le couple électromagnétique et les deux puissances active et réactive perdent complètement leur forme pendant le transitoire, cela expliqué par la forte sensibilité aux variations paramétriques pour la commande vectorielle.

III.5. CONCLUSION :

Dans ce chapitre, dans un premier lieu, une simulation des modèles théoriques de la MADA et les convertisseurs statiques a été réalisée afin d'analyser ces modèles séparément, en prenant en considération la variation du couple mécanique et de la tension rotorique.

Les techniques de commande directe et indirecte des puissances par orientation du flux statorique ont été décrites, dans le but d'évaluer les performances de chaque type de commande.

Une fois la fiabilité de ces modèles a été confirmée, le processus complet du système a été simulé. Ce dernier inclut la turbine éolienne, la génératrice asynchrone à double alimentation et les convertisseurs statiques ainsi que le système de commande global.

On a obtenu et interprété les courbes des puissances, des couples et de la vitesse de la turbine, ainsi que du couple électromagnétique de la génératrice à double alimentation.

Cette modélisation nous a montré un fort couplage entre les puissances actives et réactive. Ainsi que le choix d'un tel référentiel approprié pour la modélisation repose sur la stratégie de commande appliquée et les grandeurs à commander. Pour ça, nous avons développé un modèle de la machine dans le référentiel lié au champ tournant (d, q), en vu de la commande des puissances active et réactive.

Les résultats obtenus avec cette technique, dont la mise en œuvre est simple, montrent des performances satisfaisantes en poursuite et régulation. Mais pour la robustesse, les résultats sont moins satisfaisants. Cependant, Dans le but d'augmenter ce degré d'efficacité et d'améliorer les performances du système éolien, il est judicieux de penser à d'autres algorithmes de commande plus avancés et plus robuste comme la commande par mode glissant, qui sera l'objectif d'étude du chapitre suivant.

Le but du prochain chapitre est de présenter les aspects de la commande par mode glissant et son application au réglage de la puissance d'une machine asynchrone à double alimentation et à flux statorique orienté.

CHAPITRE IV :

**Commande non linéaire par mode de
glissement du system éolien basé sur une
MADA**

IV.1. INTRODUCTION :

L'objectif de ce chapitre est de proposer une commande robuste de la génératrice qui puisse optimiser la production de l'éolienne c'est-à-dire, améliorer la qualité de l'énergie produite et le rendement énergétique. Mais aussi de diminuer les charges mécaniques de fatigue, qui aurait pour conséquence de rendre possible la fabrication d'aérogénérateur plus légères améliorant de ce fait la productivité. La commande doit donc tenir compte du comportement du système dans son ensemble. De même, les perturbations provenant du vent doivent également être considérées.

Dans cette étude nous contenterons d'appliquer la technique de réglage par mode glissant à la machine asynchrone à double alimentation. Un bref aperçu sur la théorie de commande par mode de glissement sera présenté. Dans ce cadre, nous présentons en premier lieu un rappel théorique sur la commande par mode de glissement des systèmes à structure variable. Nous abordons ensuite la conception de l'algorithme de commande avec ses différentes étapes. Nous entamons après l'application de la commande sur le système étudié dans le chapitre III.

L'objectif principal apporté à ce type de commande est le réglage de la puissance active et réactive d'une manière découplée. Nous montrons enfin les avantages apportés par ce type de réglage, tout en exposant les résultats de simulation. La stratégie de commande proposée, schématiquement illustrée par la Figure IV.1, se décompose alors en deux blocs de commande par mode glissant : le bloc « SMC1 » de contrôle de la puissance statorique et le bloc « SMC2 » de contrôle du courant rotorique.

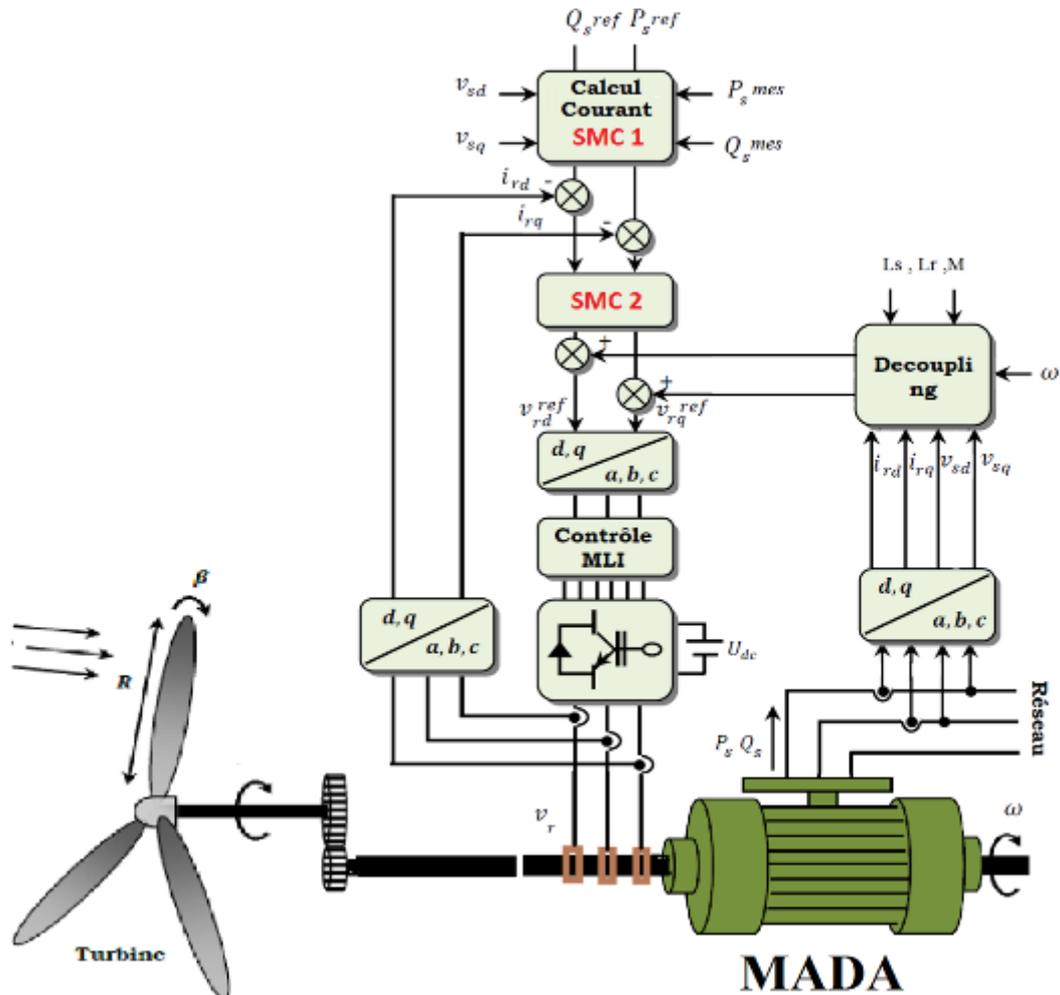


Fig. IV.1. Principe de la stratégie de commande.

IV.2. GENERALITES SUR LA THEORIE DU CONTROLE PAR MODE DE GLISSEMENT :

La théorie du mode glissant est le prolongement de l'étude des systèmes à structure variable. Les premiers travaux concernant ces systèmes de commande ont été proposés et élaborés au début des années 50 par *Emelyanov*, puis par d'autres chercheurs comme *Utkin* à partir des résultats des études du mathématicien *Filipov*. Par la suite, ces travaux ont été repris ailleurs, soit pour compléter l'étude théorique, soit pour étudier quelques applications. Aux Etats-Unis, cette théorie est introduite par *Slotine* et au Japon par *Young*, *Harasma* et *Hashimoto*. Il a fallu attendre les années 80, pour que le concept de cette théorie trouve ses applications dans plusieurs domaines notamment dans les systèmes de commande et serait parmi les techniques de contrôle non linéaire les plus efficaces et les plus robustes. Dans les systèmes à structure variable utilisant la commande par mode de glissement [49].

IV.3. NOTIONS D'UN SYSTEME A STRUCTURE VARIABLE :

Un système à structure variable est un système dont la structure change pendant son fonctionnement. Le terme « Système à structure variable » apparaît à cause de la commutation du système et de son contrôleur (ou observateur) entre deux ou plusieurs structures. L'étude de tels systèmes présente un grand intérêt, notamment en physique, en mécanique et en électricité. Cela est principalement dû aux propriétés de stabilité que peut avoir le système global indépendamment de celles de chacun des sous-systèmes pris seuls [50],[51].

Le comportement des systèmes possédant des discontinuités peut être décrit formellement par l'équation d'état :

$$\dot{X} = f(X, t, \dot{U})$$

Où

X : est le vecteur d'état ;

U : Présente à la fois la discontinuité et le contrôle.

f : est la fonction décrivant l'évolution du système au cours du temps,

t : le temps ;

IV.4. LES MODES DE LA TRAJECTOIRE DANS LE PLAN DE PHASE:

La technique de la commande par mode glissant consiste à ramener la trajectoire d'état d'un système vers la surface de glissement et de la faire commuter à l'aide d'une logique de commutation approprié jusqu'au point d'équilibre [52][53]. Dans le plan de phase cette trajectoire est constituée de trois parties distinctes Fig. (IV.2) :

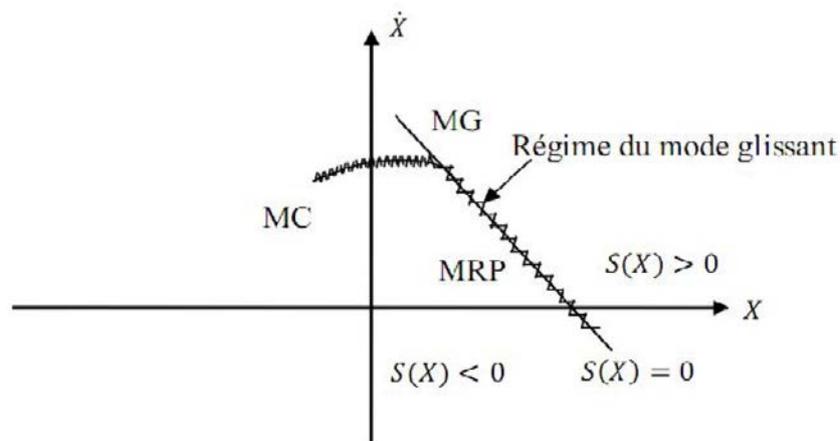


Fig. IV.2. Les modes de trajectoire dans le plan de phase.

IV.4.1. Le mode de convergence (MC) :

Durant lequel la variable à réguler se déplace à partir de n'importe quel point du plan de phase vers la surface de commutation $S(X) = 0$ et l'atteint dans un temps fini. Ce mode est caractérisé par la loi de commande et le critère de convergence [53].

IV.4.2. Le mode de glissement (MG) :

Durant lequel la variable d'état a atteint la surface glissante et tend vers l'origine du plan de phase. La dynamique dans ce mode est caractérisée par le choix de la surface de glissement $S(X)=0$. [53].

IV.4.3. Le mode de régime permanent (MRP) :

Il est ajouté pour l'étude de la réponse du système autour de son point d'équilibre. Il caractérise la qualité et la performance de la commande. Il est utilisé spécialement pour l'étude des systèmes non linéaires [53].

IV.5. PRINCIPE DU CONTROLEUR A MODE GLISSANT :

La commande par mode glissant est une classe de la commande à structure variable, elle est efficace et robuste pour les systèmes linéaires et non linéaires. La tâche principale de cette commande, est de fournir une surface de commutation, selon des lois d'existence, de convergence et de stabilité. La surface de commutation peut être atteinte par la trajectoire d'état grâce aux changements appropriés de la structure du système commandé [52].

Un système à structure variable est un système dont la structure change durant son fonctionnement. La commande de tels systèmes par mode de glissement a en général deux modes de fonctionnement (Fig. IV.3) :

- (MC) : Le mode non glissant (Reaching mode) ou mode d'accès, ou encore mode de convergence
- (MG) : Le mode glissant (Sliding mode).

Ainsi, la trajectoire de phase, partant d'une condition initiale quelconque, atteint la surface de commutation en un temps fini, (mode non glissant), puis tend asymptotiquement vers le point d'équilibre avec une dynamique définie par le mode glissant [54].

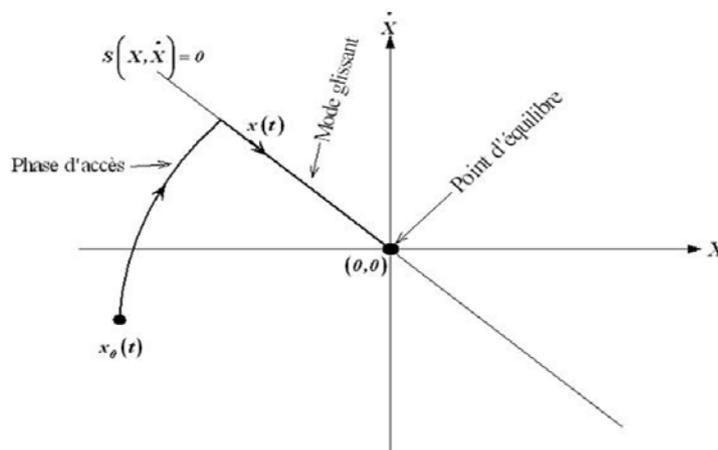


Fig. IV.3. Modes de fonctionnement dans le plan de phase.

IV.6. COMMANDE PAR MODE GLISSANT:

La commande par mode glissant est l'une des techniques de commande non linéaire qui est caractérisée par sa robustesse et son efficacité. Elle consiste à commuter à l'aide des fonctions discontinues la structure du système dynamique de manière que le vecteur d'état suive une trajectoire $s(x)=0$ dans l'espace d'état [55][56]. Les objectifs principaux de cette technique de commande sont [55][56]:

- Synthétiser une surface de glissement de telle manière à ce que toutes les trajectoires d'état du système obéissent à un comportement désiré en terme de poursuite, de régulation et de stabilité ;
- Déterminer une loi de commande ou de commutation, qui est capable d'attirer toutes les trajectoires d'état vers la surface de glissement et les maintenir sur cette surface ;
- Réduire le phénomène de chattering (broutement), dû à la discrétisation des fonctions de commutation [55][56].

IV.7. CONCEPTION DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT :

La conception de la commande par mode de glissement prend en compte les problèmes de stabilité et de bonnes performances de façon systématique dans son approche [55][56].

Souvent, il est préférable de spécifier la dynamique du système durant le mode de convergence. Dans ces cas, la structure d'un contrôleur comporte deux parties : une partie continue qui présente la dynamique du système durant le mode glissant et l'autre discontinue et concerne la dynamique du système durant le mode convergence. Cette deuxième est importante dans la commande par modes glissants, car elle a pour rôle d'éliminer les effets d'imprécision et perturbations sur le modèle.

Les avantages de la commande par mode de glissants sont importants et multiples, comme la haute précision, la bonne stabilité, l'invariance et la robustesse. Ceux-ci lui permettent d'être particulièrement adaptée pour les systèmes ayant un modèle imprécis.

La conception de cette commande peut être divisée en trois étapes principales très dépendantes: le choix de la surface de glissement, l'établissement des conditions d'existence et la synthèse de la loi de commande.

IV.7.1.Choix de la surface de glissement :

Le choix de la surface de glissement concerne non seulement le nombre nécessaire de ces surfaces, mais également leurs formes en fonction de l'application et de l'objectif visé [56,57].

Le procédé le plus judicieux et le plus simple consiste à choisir une surface de commutation

égale à l'erreur du vecteur d'état. Considérons le système non linéaire défini par les équations suivantes:

$$\begin{cases} \dot{X}(t) = A.X(t) + B.U(t) \\ Y(t) = C.X(t) \end{cases} \quad (IV.1)$$

Où :

$X(t)$: est le vecteur d'état.

$U(t)$: est le vecteur de commande et $Y(t)$ est la sortie.

Et d'autre par :

$$\begin{cases} \dot{X} = f(X, t) + g(X, t).U(X, t) \\ X \in R^n, U \in R \end{cases} \quad (IV.2)$$

Où $f(X, t), g(X, t)$ sont des fonctions non linéaires continues et incertaines supposées bornées. Généralement, le nombre des surfaces de glissement est choisi égal à la dimension du vecteur de commande. La surface de glissement est une fonction scalaire telle que la variable à régler glisse sur cette surface et tend vers l'origine du plan de phase. Plusieurs formes de la surface de glissement ont été proposées dans la littérature, chacune présente des meilleures performances pour une application donnée. La surface la plus utilisée pour obtenir le régime de glissement qui garantit la convergence de l'état vers sa référence est définie par [55]. On prend la forme d'équation générale proposée par *J.J.Slotine* pour déterminer la surface de glissement donnée par [15]:

$$\begin{cases} S(X) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda\right)^{n-1} e \\ e = X^d - X \end{cases} \quad (IV.3)$$

Avec:

$$X = [X, \dot{X}, \ddot{X}, \dots, X^{n-1}]^T, X^d = [X^d, \dot{X}^d, \ddot{X}^d, \dots]^T$$

Et

e : Erreur sur la grandeur à régler.

λ : Coefficient positif.

n : Ordre du système.

X^d : Grandeur désirée.

X : Variable d'état de la grandeur commandée.

IV.7.2. Conditions de convergence et d'existence :

Les conditions d'existence et de convergence sont les critères qui permettent aux différentes dynamiques du système de converger vers la surface de glissement et d'y rester indépendamment de la perturbation. On présente deux types de conditions qui sont [58]:

IV.7.2.1. Approche directe:

Cette approche est la plus ancienne, elle est proposée et étudiée par Emilyanov et Utkin. Elle est donnée sous la forme [58],[59]:

$$\dot{S}(X).S(X) < 0 \quad (\text{IV.4})$$

Dans cette condition, il faut introduire pour $S(X)$ et sa dérivée, les valeurs justes à gauche et à droite de commutation [59].

IV.7.2.2. Approche de Lyapunov :

Il s'agit de choisir une fonction candidate de Lyapunov $V(x) > 0$ (fonction scalaire positive) pour les variables d'état du système et de choisir une loi de commande qui fera décroître cette fonction $\dot{V}(x) < 0$.

En définissant par exemple une fonction candidate de *Lyapunov* pour le système comme suit [43] :

$$V(X) = \frac{1}{2} S^2(X) \quad (\text{IV.5})$$

En dérivant cette dernière, on obtient :

$$\dot{V}(X) = S(X). \dot{S}(X) \quad (\text{IV.6})$$

Pour la fonction candidate de Lyapunov puisse décroître, il suffit d'assurer que :

$$S(X). \dot{S}(X) < 0 \quad (\text{IV.7})$$

Cette approche est utilisée pour estimer les performances de la commande, l'étude de la robustesse et de la stabilité des systèmes non linéaires [59].

La figure IV.3 représente des trajectoires de l'état X qui convergent vers la surface de commutation $S(X) = 0$, et qui ont la particularité de glisser sur celle-ci. Ce phénomène est appelé 'mode de glissement'.

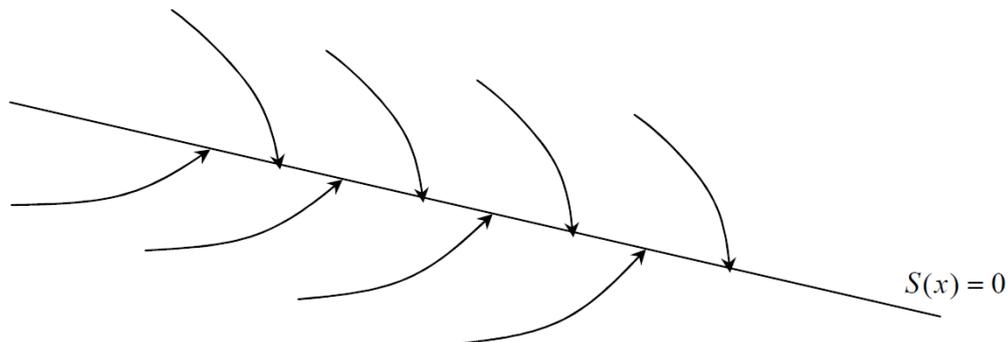


Fig.IV.3. Trajectoire de l'état vis-à-vis la surface de glissement.

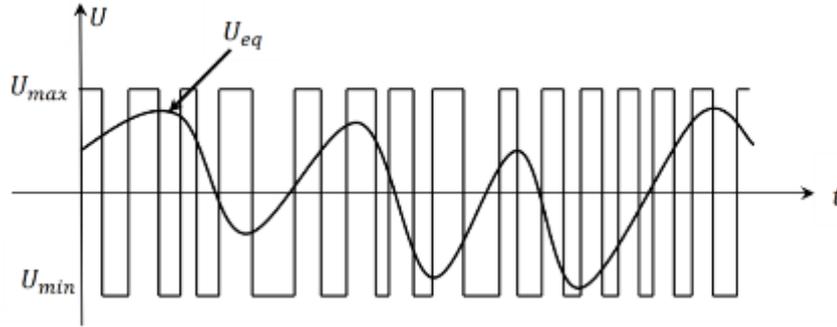
IV.7.3. Synthèse des lois de commande du mode glissant:

Afin d'assurer l'attractivité et l'invariance de la surface de glissement, on doit définir une loi de commande sous la forme suivante [58]:

$$U = U_{eq} + U_n \quad (\text{IV.8})$$

Telle que u_{eq} est la commande équivalente définie par U_{tkin} . Elle sert à maintenir la variable à contrôler sur la surface de glissement (propriété d'invariance). La commande équivalente est exprimée, en considérant que la dérivée de la surface est nulle c'est-à-dire $\dot{S}(X)=0$. En effet, on peut interpréter la grandeur de commande équivalente comme étant la valeur moyenne de la commande lors de la commutation rapide entre ces deux valeurs U_{max} et U_{min} .

Fig.IV.4 : La valeur continue U_{eq} prise par la commande lors de la commutation entre U_{max} et U_{min}



Tandis qu'est la commande discrète qui est déterminée afin de vérifier la condition de convergence en dépit de l'imprécision sur les paramètres du modèle du système [57],[59]. Quand le système défini l'équation (IV.1) fonctionne en régime glissant, sa dynamique vérifie la condition $\dot{S}(X)=0$. La dérivée de la surface de glissement est donnée par :

$$\dot{S}(X) = \frac{dS}{dX} \cdot \frac{dX}{dt} = \frac{dS}{dX} (A \cdot X(t) + B \cdot U(t)) \quad (IV.9)$$

En remplaçant l'expression de U dans l'équation (IV.8), on obtient :

$$\dot{S}(X) = \frac{dS}{dX} (A \cdot X(t) + B \cdot U_{eq}(t)) + \frac{dS}{dX} B \cdot U_n(t) \quad (IV.10)$$

Lorsque le mode glissant est atteint et en régime permanent, la surface de glissement est nulle, et par conséquent, sa dérivée et la partie discontinue sont aussi nulles. D'où on déduit l'expression de la commande équivalente [60],[61],[62] :

$$U_{eq}(t) = - \left[\frac{dS}{dX} B \right]^{-1} \cdot \left[\frac{dS}{dX} A \cdot X(t) \right] \quad (IV.11)$$

Pour que la commande équivalente puisse prendre une valeur finie, il faut que :

$$\frac{dS}{dX} B \neq 0 \quad (IV.12)$$

Pour assurer l'attractivité de la surface de glissement, il suffit d'ajouter le terme U_n à la loi de commande, de telle sorte que :

$$S(X) \cdot \dot{S}(X) < 0 \quad (IV.13)$$

C'est-à-dire

$$S(X) \cdot \frac{dS}{dX} B U_n(t) < 0 \quad (IV.14)$$

Pour que cette condition soit vérifiée, il suffit que le signe de U_n soit opposé à celui de $(X) \cdot \frac{dS}{dX} B$.

Dans la théorie de la commande du mode glissant, il y a de différentes manières de choisir les paramètres pour définir une logique de commutation. Dans la littérature, il y a trois types de structures très répandues, la commande par contre-réaction linéaire à gains commutés, la

commande par relais, et la commande équivalente. Les deux dernières approches, sont les préférées dans la commande des machines électriques parce qu'elles sont plus appropriées.

Généralement la commande discrète en mode glissant peut prendre la forme de type relais donnée par l'expression suivante [63]:

$$U_n = K \cdot \text{sign}[S(X)] \quad (\text{IV.15})$$

La figure suivante représente la fonction de la commande discrète de type relais :

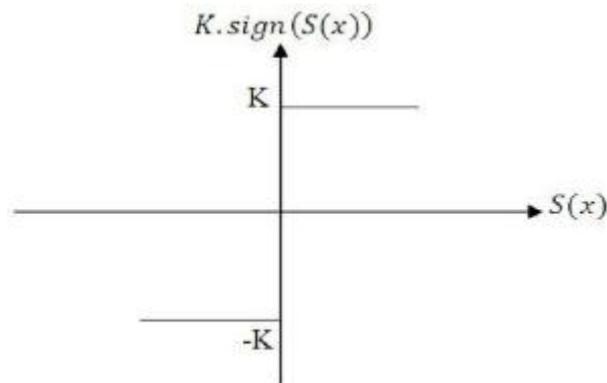


Fig. IV.5. Fonction sign (Commande de type relais).

La commande équivalente peut être schématisée sur la figure IV.6.

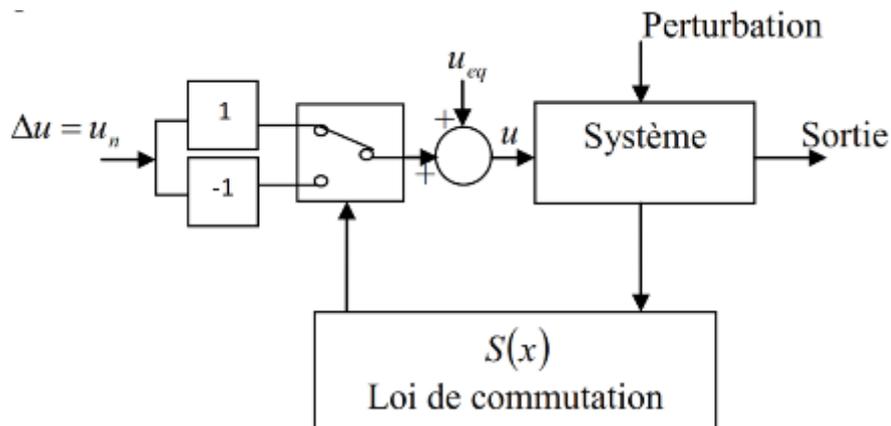


Fig. IV.6. Schéma bloc la commande équivalente.

Le principal inconvénient de la commande de type relais réside dans le phénomène bien connu de "chattering". En régime permanent, ce dernier apparaît comme une oscillation de haute fréquence autour du point d'équilibre, à cause de la nature très discontinue de la fonction signe. Ce phénomène de chattering ou broutement (Figure IV.7) est un sérieux obstacle pour les applications de commande par mode de glissement, car les oscillations dues à ce phénomène peuvent nuire le fonctionnement du circuit de puissance [64,65]. Ce phénomène est presque toujours problématique et des efforts de recherche significatifs ont été dirigés de sorte à éliminer ou du moins réduire ses effets.

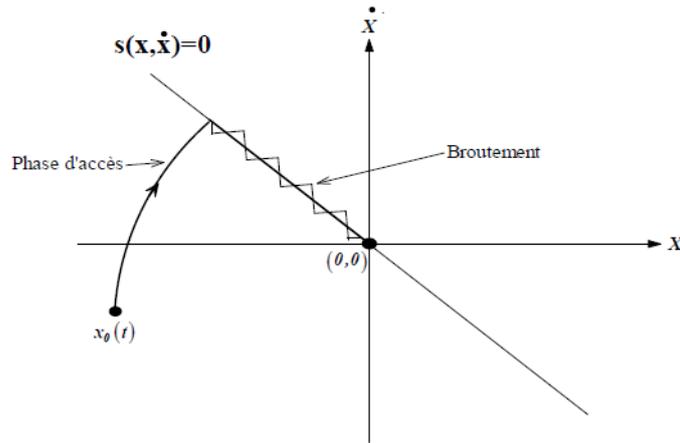


Fig. IV.7. Phénomène de chattering ou broutement.

Dans le but de réduire ces oscillations, plusieurs solutions ont été apportées [50], notamment le remplacement de la fonction **sign** par une fonction de saturation caractérisée par un ou deux seuils Figure (IV-8).

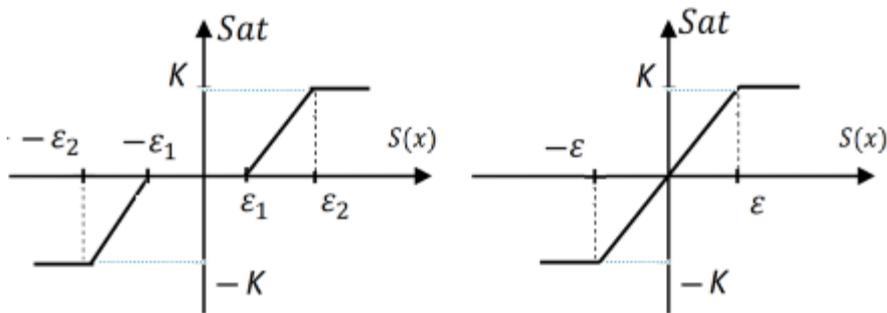


Fig. IV-9 : Fonction Sat (Commande adoucie) avec un seuil et deux seuils (zone morte).

Ces deux fonctions sont respectivement définies par :

$$Sat (S(X)) = \begin{cases} K & \text{si } S(X) > \epsilon \\ -K & \text{si } S(X) < -\epsilon \\ \frac{KS(X)}{\epsilon} & \text{si } |S(X)| \leq \epsilon \end{cases} \quad (IV.16)$$

Et à deux seuils par :

$$Sat (S(X)) = \begin{cases} K & \text{si } S(X) > \epsilon_2 \\ -K & \text{si } S(X) < -\epsilon_2 \\ \frac{K[S(X)-\epsilon_1]}{\epsilon_2-\epsilon_1} & \text{si } \epsilon_1 < |S(X)| \leq \epsilon_2 \\ 0 & \text{si } |S(X)| \leq \epsilon_1 \end{cases} \quad (IV.17)$$

On peut aussi utiliser une fonction de classe C1. On donne ci-dessous un exemple de ce type de fonction figure (IV-10).

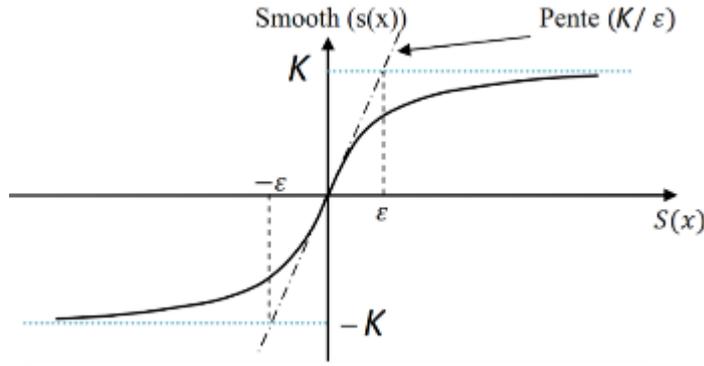


Fig. IV-10 : Fonction de classe C1 (Commande adoucie). ($\epsilon > 0$ et petit)

Cette fonction est définie par :

$$\text{Smooth}(S(X)) = \text{Tanh}(S(X)) = \frac{e^X - e^{-X}}{e^X + e^{-X}} = \frac{S(X)}{|S(X)| + \epsilon} \quad (\text{IV.18})$$

D'où, on aura la commande douce suivante :

$$\Delta U = U_n = K \frac{S(X)}{|S(X)| + \epsilon} \quad (\text{IV.19})$$

Les solutions envisagées consistent à introduire une zone morte autour de la surface de commutation.

IV.8. APPLICATION DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT A LA MADA :

Dans cette partie, nous appliquerons deux méthodes de commande par mode glissant exprimées et pour celle-ci nous établirons les expressions des valeurs de commande en s'appuyant sur le modèle établi auparavant. Cette méthode de réglage consiste à déterminer en premier lieu la surface de glissement adéquate, ainsi la valeur de commande équivalente et non linéaire pour chaque grandeur à réguler.

IV.8.1. Modèle de la machine asynchrone double alimentation (MADA) :

Le modèle utilisé est le modèle à flux statorique orienté, présenté précédemment dans le chapitre-III, dont les grandeurs électriques sont toutes exprimées dans un repère fixe lié au stator au repère (d, q). Le modèle d'état est donné comme suit :

- L'équation des tensions :

$$\begin{cases} V_{sd} = 0 \\ V_{sq} = V_s = \omega_s \varphi_s = \omega_s \varphi_{sd} \\ V_{rd} = R_r I_{rd} + \frac{d(\varphi_{rd})}{dt} - \omega_r \varphi_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \frac{d(\varphi_{rq})}{dt} + \omega_r \varphi_{rd} \end{cases} \quad (\text{IV.20})$$

- Les équations des flux :

$$\begin{cases} \varphi_{sd} = L_s I_{sd} + M I_{rd} = \varphi_s \\ \varphi_{sq} = L_s I_{sq} + M I_{rq} = 0 \\ \varphi_{rd} = L_r I_{rd} + M I_{sd} \\ \varphi_{rq} = L_r I_{rq} + M I_{sq} \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} I_{sd} = \frac{1}{L_s} \varphi_s - \frac{M}{L_s} I_{rd} \\ I_{sq} = -\frac{M}{L_s} I_{rq} \\ \varphi_{rd} = \sigma L_r I_{rd} + \frac{M}{\omega_s L_s} V_s \\ \varphi_{rq} = \sigma L_r I_{rq} \end{cases} \quad (IV.21)$$

- Les équations des dérivées de courants rotoriques deviennent :

$$\begin{cases} \frac{dI_{rd}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (-R_r I_{rd} + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + V_{rd}) \\ \frac{dI_{rq}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (-R_r I_{rq} - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{M V_s}{L_s} + V_{rq}) \end{cases} \quad (IV.22)$$

Avec:

$g = \frac{\omega_r}{\omega_s}$: Est le glissement. Et ω_r : Est la pulsation des courants rotoriques ;

- Les équations des puissances statoriques :

$$\begin{cases} P_s = -\frac{M V_s}{L_s} I_{rq} \\ Q_s = \frac{V_s^2}{L_s \omega_s} - \frac{M V_s}{L_s} I_{rd} \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} I_{rq} = -\frac{L_s}{M V_s} P_s \\ I_{rd} = -\frac{L_s}{M V_s} Q_s + \frac{V_s}{M \omega_s} \end{cases} \quad (IV.23)$$

IV.8.2. Application de la commande directe par mode glissant :

La commande directe en boucle fermée consiste à mettre en place une boucle de régulation sur chaque axe avec un régulateur à mode de glissement. Cette contrôle la puissance statorique tout en compensant les termes de perturbations et de couplages apparaissant sur le schéma bloc du modèle de la MADA. Nous obtenons ainsi la structure de commande présentée sur la figure suivante :

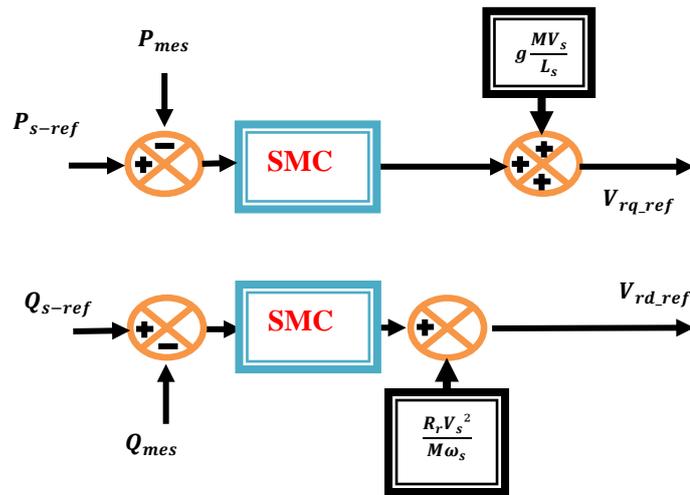


Fig. IV.8: schéma bloc de la commande SMC directe de la puissance.

IV.8.2.1. Surface de régulation des puissances statoriques :

Pour commander la puissance nous avons choisie $n=1$, par conséquent les surfaces de

glissement pour la commande des puissances statoriques sont définies comme suit [55]:

$$\begin{cases} S(P_s) = P_s^* - P_s \\ S(Q_s) = Q_s^* - Q_s \end{cases} \quad (IV.24)$$

La dérivation de la surface est:

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* - \dot{P}_s \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* - \dot{Q}_s \end{cases} \quad (IV.25)$$

IV.8.2.2. Détermination de la composante équivalente V_r^{eq} :

On remplace les puissances statoriques par leurs expressions données par les équations (IV.23), on obtient :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* + \frac{MV_s}{L_s} \dot{I}_{qr} \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* + \frac{MV_s}{L_s} \dot{I}_{dr} \end{cases} \quad (IV.26)$$

On tire l'expression des courants I_{dr} et I_{qr} depuis l'équation (IV.22), on obtient :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} (-R_r I_{rq} - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{MV_s}{L_s} + V_{rq}) \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} (-R_r I_{rd} + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + V_{rd}) \end{cases} \quad (IV.27)$$

Avec:

$$V_r(t) = \begin{cases} V_{rd} = V_{rd}^{eq} + V_{rd}^n \\ V_{rq} = V_{rq}^{eq} + V_{rq}^n \end{cases} \quad (IV.28)$$

Les exposants (eq) et (n) désignent les composantes équivalente et non linéaire respectivement.

Ainsi, l'équation (IV.27) devient :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} (-R_r I_{rq} - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{MV_s}{L_s} + V_{qr}^{eq} + V_{qr}^n) \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} (-R_r I_{rd} + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + V_{dr}^{eq} + V_{dr}^n) \end{cases} \quad (IV.29)$$

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

$$\begin{cases} V_{dr}^n = 0 \\ V_{qr}^n = 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \dot{S}(P_s) = 0 \\ \dot{S}(Q_s) = 0 \end{cases}$$

On peut donc tirer l'expression de la commande équivalente:

$$U_{eq}(t) = \begin{cases} V_{qr}^{eq} = -\frac{\sigma L_r L_s}{V_s M} \dot{P}_s^* + R_r I_{rq} + g \omega_s \sigma L_r I_{rd} + g \frac{MV_s}{L_s} \\ V_{dr}^{eq} = -\frac{\sigma L_r L_s}{V_s M} \dot{Q}_s^* + R_r I_{rd} - g \omega_s \sigma L_r I_{rq} \end{cases} \quad (IV.30)$$

IV.8.2.3. Détermination de la composante non linéaire V_r^n :

Durant le mode de convergence, pour que la condition $S \cdot \dot{S} \leq 0$ soit vérifiée, on pose :

$$\begin{cases} S(P_s) = -\frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} V_{qr}^n \\ S(Q_s) = -\frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} V_{dr}^n \end{cases} \quad (IV.31)$$

L'expression de la commande discrète peut s'écrire alors sous la forme :

$$U_n(t) = \begin{cases} V_{rd}^n = K_{p_s} \cdot \frac{S(P_s)}{|S(P_s)|+\varepsilon} \\ V_{rq}^n = K_{q_s} \cdot \frac{S(Q_s)}{|S(Q_s)|+\varepsilon} \end{cases} \quad (IV.32)$$

Pour vérifier la condition de stabilité du système, les facteurs K_{p_s} et K_{q_s} doivent être des gains positifs. Ces paramètres sont choisis de façon à :

- Assurer la rapidité de la convergence,
- Imposer la dynamique en mode de convergence et de glissement,
- Limiter le courant à une valeur admissible pour un couple maximal.

Pour la valeur de K_{i_r} , on prend

$$K_{i_r} = |V_r^{nominale}|. \quad (IV.33)$$

IV.8.3. Application de la a commande indirecte par mode glissant :

La commande indirecte en boucle fermée consiste à mettre en place deux boucles de régulation sur chaque axe avec un régulateur à mode de glissement pour chacune, une boucle sur la puissance et l'autre sur le courant rotorique correspondant tout en compensant les termes de perturbations et de couplages apparaissant sur le schéma bloc du modèle de la MADA. Nous obtenons ainsi la structure de commande présentée sur la figure suivante :

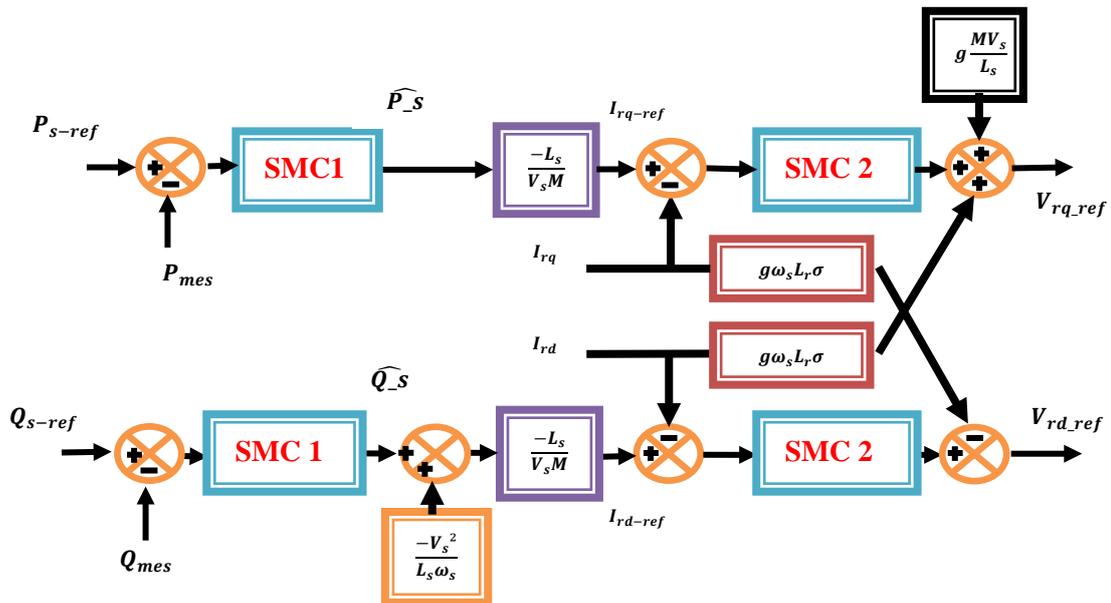


Fig. IV.9 : Schéma bloc de la commande SMC indirecte en boucle fermée.

\widehat{P}_s et \widehat{Q}_s sont respectivement la puissance active et réactive statorique désirées.

Les courants rotoriques I_{rq} , I_{rd} sont respectivement les images des puissances statoriques

P_s et Q_s , qui doivent poursuivre leurs courants de références [66].

IV.8.3.1. Surface de régulation des courants rotoriques :

Les surfaces de glissement pour la commande des courants rotoriques sont

définies comme suit :

$$S(I_r) = \begin{cases} S(I_{rd}) = I_{rd}^* - I_{rd} \\ S(I_{rq}) = I_{rq}^* - I_{rq} \end{cases} \quad (\text{IV.34})$$

La dérivée des surfaces donne:

$$\dot{S}(I_r) = \begin{cases} \dot{S}(I_{rd}) = \dot{I}_{rd}^* - \dot{I}_{rd} \\ \dot{S}(I_{rq}) = \dot{I}_{rq}^* - \dot{I}_{rq} \end{cases} \quad (\text{IV.35})$$

Avec:

$$V_r(t) = \begin{cases} V_{rd} = V_{rd}^{eq} + V_{rd}^n \\ V_{rq} = V_{rq}^{eq} + V_{rq}^n \end{cases} \quad (\text{IV.36})$$

Les exposants (*eq*) et (*n*) désignent les composantes équivalente et non linéaire respectivement.

IV.8.3.2. Détermination de la composante équivalente V_r^{eq} :

En remplaçant les dérivées des courants par leurs expressions données par les équations (IV.21), on obtient :

$$\begin{cases} \dot{S}(I_{rd}) = \dot{I}_{rd}^* - \frac{1}{\sigma L_r} (-R_r I_{rd} + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + (V_{rd}^{eq} + V_{rd}^n)) \\ \dot{S}(I_{rq}) = \dot{I}_{rq}^* - \frac{1}{\sigma L_r} (-R_r I_{rq} - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{M V_s}{L_s} + (V_{rq}^{eq} + V_{rq}^n)) \end{cases} \quad (\text{IV.38})$$

En remplaçant les dérivées des courants de références par leurs expressions données par les équations (IV.22), on obtient :

$$\begin{cases} \dot{S}(I_{rd}) = \dot{I}_{rd}^* - \frac{1}{\sigma L_r} (-R_r I_{rd} + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + (V_{rd}^{eq} + V_{rd}^n)) \\ \dot{S}(I_{rq}) = \dot{I}_{rq}^* - \frac{1}{\sigma L_r} (-R_r I_{rq} - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{M V_s}{L_s} + (V_{rq}^{eq} + V_{rq}^n)) \end{cases} \quad (\text{IV.39})$$

Pendant le mode de glissement et en régime permanent on a:

$$\begin{cases} \dot{S}(I_{rd}) = \dot{I}_{rd}^* - \dot{I}_{rd} = 0 \\ \dot{S}(I_{rq}) = \dot{I}_{rq}^* - \dot{I}_{rq} = 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} V_{rd}^n = 0 \\ V_{rq}^n = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.40})$$

Donc, la commande équivalente est donnée par:

$$U_{eq}(t) = \begin{cases} V_{rd}^{eq} = \sigma L_r \dot{I}_{rd}^* + R_r I_{rd} - g \omega_s \sigma L_r I_{rq} \\ V_{rq}^{eq} = \sigma L_r \dot{I}_{rq}^* + R_r I_{rq} + g \omega_s \sigma L_r I_{rd} + g \frac{M V_s}{L_s} \end{cases} \quad (\text{IV.41})$$

IV.8.3.3. Détermination de la composante non linéaire V_r^n :

D'autre part, la composante non linéaire de la tension rotorique peut être déterminée par la fonction de Lyapunov. Le cas le plus simple est:

$$\begin{cases} V_{rd}^n = K_{i_r} \cdot \frac{S(I_{rd})}{|S(I_{rd})| + \varepsilon} \\ V_{rq}^n = K_{i_r} \cdot \frac{S(I_{rq})}{|S(I_{rq})| + \varepsilon} \end{cases} \quad (\text{IV.42})$$

Pour la valeur de K_{i_r} , on prend

$$K_{i_r} = |V_r^{nominale}|. \quad (IV.43)$$

IV.8.3.4. Surface de régulation des puissances statoriques :

Les surfaces de glissement pour la commande des puissances statoriques sont définies comme suit [55]:

$$\begin{cases} S(P_s) = P_s^* - P_s \\ S(Q_s) = Q_s^* - Q_s \end{cases} \quad (IV.44)$$

La dérivation de la surface est:

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* - \dot{P}_s \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* - \dot{Q}_s \end{cases} \quad (IV.45)$$

IV.8.3.4.1. Détermination de la composante équivalente I_r^{eq} :

On remplace les puissances statoriques par leurs expressions données par les équations (IV.22), on obtient :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* + \frac{MV_s}{L_s} \dot{i}_{rq}^* \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* + \frac{MV_s}{L_s} \dot{i}_{rd}^* \end{cases} \quad (IV.46)$$

On tire l'expression des dérivées des courants I_{dr} et I_{qr} depuis l'équation (IV.21) :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} (-R_r I_{rq}^* - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{MV_s}{L_s} + V_{rq}) \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} (-R_r I_{rd}^* + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + V_{rd}) \end{cases} \quad (IV.47)$$

On a donc :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} \left(\frac{L_s R_r}{MV_s} \widehat{P}_s - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{MV_s}{L_s} + V_{rq} \right) \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} \left(\frac{L_s R_r}{MV_s} \widehat{Q}_s - \frac{R_r V_s}{M \omega_s} + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + V_{rd} \right) \end{cases} \quad (IV.48)$$

Avec:

$$U_{eq} = \begin{cases} \widehat{P}_s = \widehat{P}_s^{eq} + \widehat{P}_s^n \\ \widehat{Q}_s = \widehat{Q}_s^{eq} + \widehat{Q}_s^n \end{cases} \quad (IV.49)$$

Les exposants (*eq*) et (*n*) désignent les composantes équivalente et non linéaire (discrète) respectivement.

Ainsi, l'équation (IV.33) devient :

$$\begin{cases} \dot{S}(P_s) = \dot{P}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} \left(\frac{L_s R_r}{MV_s} \widehat{P}_s^{eq} + \frac{L_s R_r}{MV_s} \widehat{P}_s^n - g \omega_s \sigma L_r I_{rd} - g \frac{MV_s}{L_s} + V_{qr} \right) \\ \dot{S}(Q_s) = \dot{Q}_s^* + \frac{MV_s}{\sigma L_r L_s} \left(\frac{L_s R_r}{MV_s} \widehat{Q}_s^{eq} + \frac{L_s R_r}{MV_s} \widehat{Q}_s^n - \frac{R_r V_s}{M \omega_s} + g \omega_s \sigma L_r I_{rq} + V_{dr} \right) \end{cases} \quad (IV.50)$$

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

$$\begin{cases} \widehat{P}_s^n = 0 \\ \widehat{Q}_s^n = 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \dot{S}(P_s) = 0 \\ \dot{S}(Q_s) = 0 \end{cases} \quad (IV.51)$$

On peut donc tirer l'expression de la commande équivalente de la puissance :

$$U_{eq}(t) = \begin{cases} \widehat{P}_s^{eq} = -\frac{\sigma L_r}{R_r} \dot{P}_s^* + \frac{g\omega_s \sigma L_r M V_s}{L_s R_r} I_{rd} + g \frac{M^2 V_s^2}{R_r L_s^2} - \frac{M V_s}{L_s R_r} V_{qr} \\ \widehat{Q}_s^{eq} = -\frac{\sigma L_r}{R_r} \dot{Q}_s^* + \frac{V_s^2}{L_r \omega_s} - \frac{g\omega_s \sigma L_r M V_s}{L_s R_r} I_{rq} - \frac{M V_s}{L_s R_r} V_{dr} \end{cases} \quad (IV.52)$$

IV.8.3.5. Détermination de la composante non linéaire V_r^n :

La composante non linéaire de la tension rotorique peut être écrite comme suit :

$$\begin{cases} \widehat{P}_s^n = K_{p_s} \cdot \frac{S(P_s)}{|S(P_s)| + \varepsilon} \\ \widehat{Q}_s^n = K_{q_s} \cdot \frac{S(Q_s)}{|S(Q_s)| + \varepsilon} \end{cases} \quad (IV.53)$$

Pour la valeur de K_{p_s} et K_{q_s} , on prend

$$K_{p_s} = |P_s^{nominale}| \quad \text{et} \quad K_{q_s} = |Q_s^{nominale}|. \quad (IV.54)$$

IV.8.4. Condition d'existence de mode glissement :

Afin de diminuer les phénomènes de broutement nous avons utilisé une fonction de classe C1 pour la commande douce de notre régulateur. Et par conséquent, le vecteur de contrôle peut être écrit sous la forme.

$$U = U_{eq} + \mathbf{K} \cdot \text{Smooth}(S(X)). \quad (IV.55)$$

A partir de l'équation (IV.11) de condition d'existence de mode de glissement on trouve :

$$\mathbf{S}(X) \cdot \dot{\mathbf{S}}(X) = -\mathbf{g}(X, t) \cdot \mathbf{K} \cdot \text{Smooth}(S(X)) \cdot \mathbf{S}(X) \leq 0 \quad (IV.56)$$

La fonction $\mathbf{g}(X, t)$ et l'expression $\text{Smooth}(S(X)) \cdot \mathbf{S}(X)$ sont toujours positives, Alors la constante \mathbf{K} doit être positive pour satisfaire la condition d'existence de glissement de l'équation (IV.11).

IV.9. SIMULATION GLOBALE DE LA CHAINE DE CONVERSION DE L'ÉOLIENNE COMMANDEE PAR MODE GLISSANT :

Nous présentons les résultats de simulation du comportement dynamique et les performances du dispositif complet, nous avons réalisés les essais de simulations avec les mêmes conditions appliquées à la commande directe et indirecte classique étudiées dans le chapitre III.

1. **Pour le test de poursuite**, ces échelons de vitesse de vent ont été appliqués.
 - De t=0 s à t=3 s : un échelon de 9 m/S,
 - De t=3 s à t=6 s : un échelon de 11 m/S,
 - De t=6 s à t=9 s : un échelon de 14 m/S,
2. **Pour le test de régulation**, un creux de tension du réseau de 20% à été appliqué.
 - De t =4s à t =5 s ; Variée de 0 à -20% de sa valeur nominale.

Avec $P_s=7000$ W et $Q_s=0$ Var

3. **Pour le test de robustesse**, des variations des paramètres (R_s, R_r, L_s et L_r) ont été appliqués.

- A $t=1,5$ s : R_s Variée de 0 et 20% de sa valeur nominale.
- De $t=3,5$ s : R_r Variée de 0 et 20% de sa valeur nominale.
- De $t=5,5$ s : L_s Variée de 0 et -10% de sa valeur nominale.
- De $t=7,25$ s : L_r Variée de 0 et -10% de sa valeur nominale.

Avec $P_s=7000$ W et $Q_s=0$ Var

Les résultats de simulation obtenus ont été réalisés avec les mêmes paramètres de la turbine et génératrice (voir annexe).

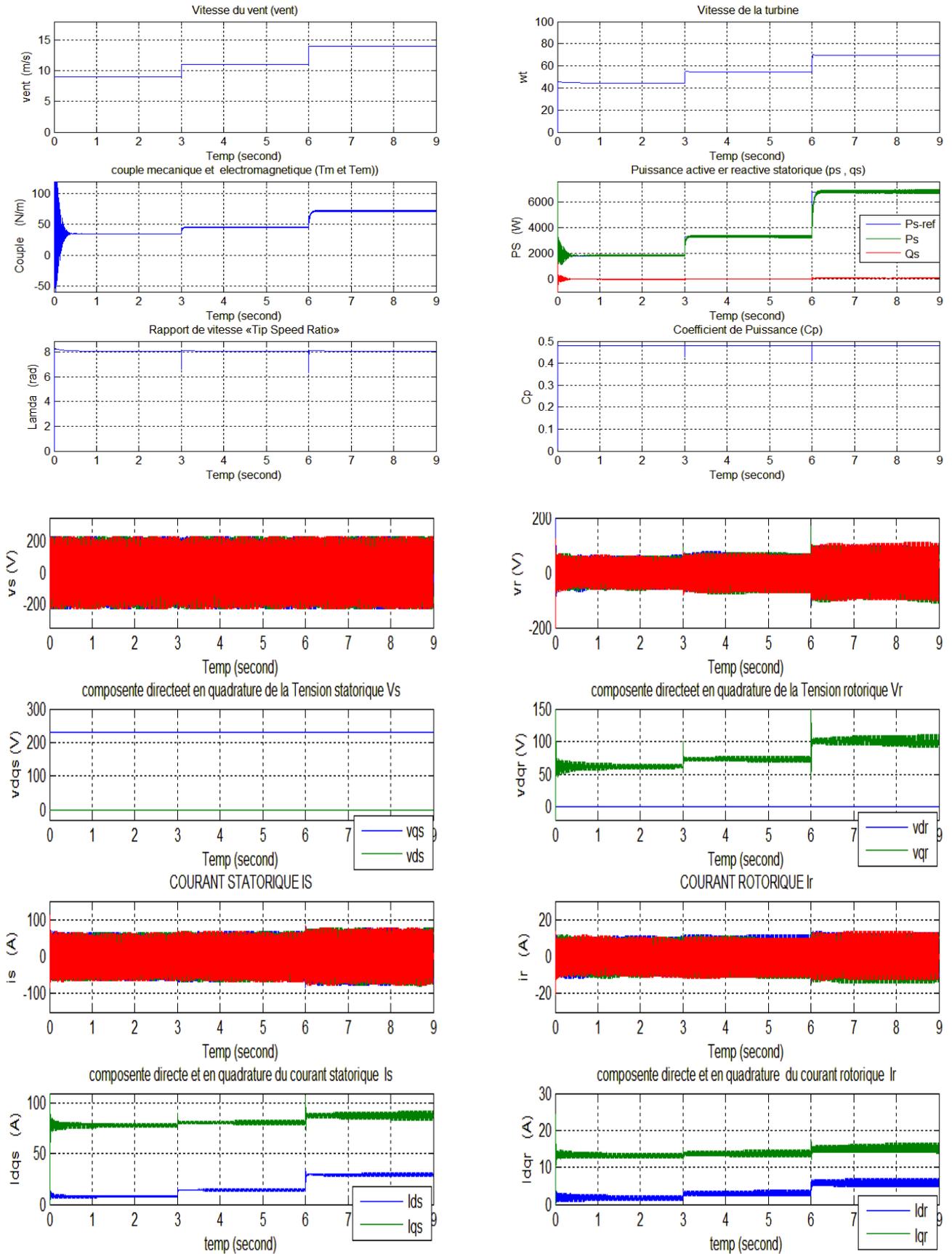


Fig. IV.10 : - Simulation du système global, test de poursuite.

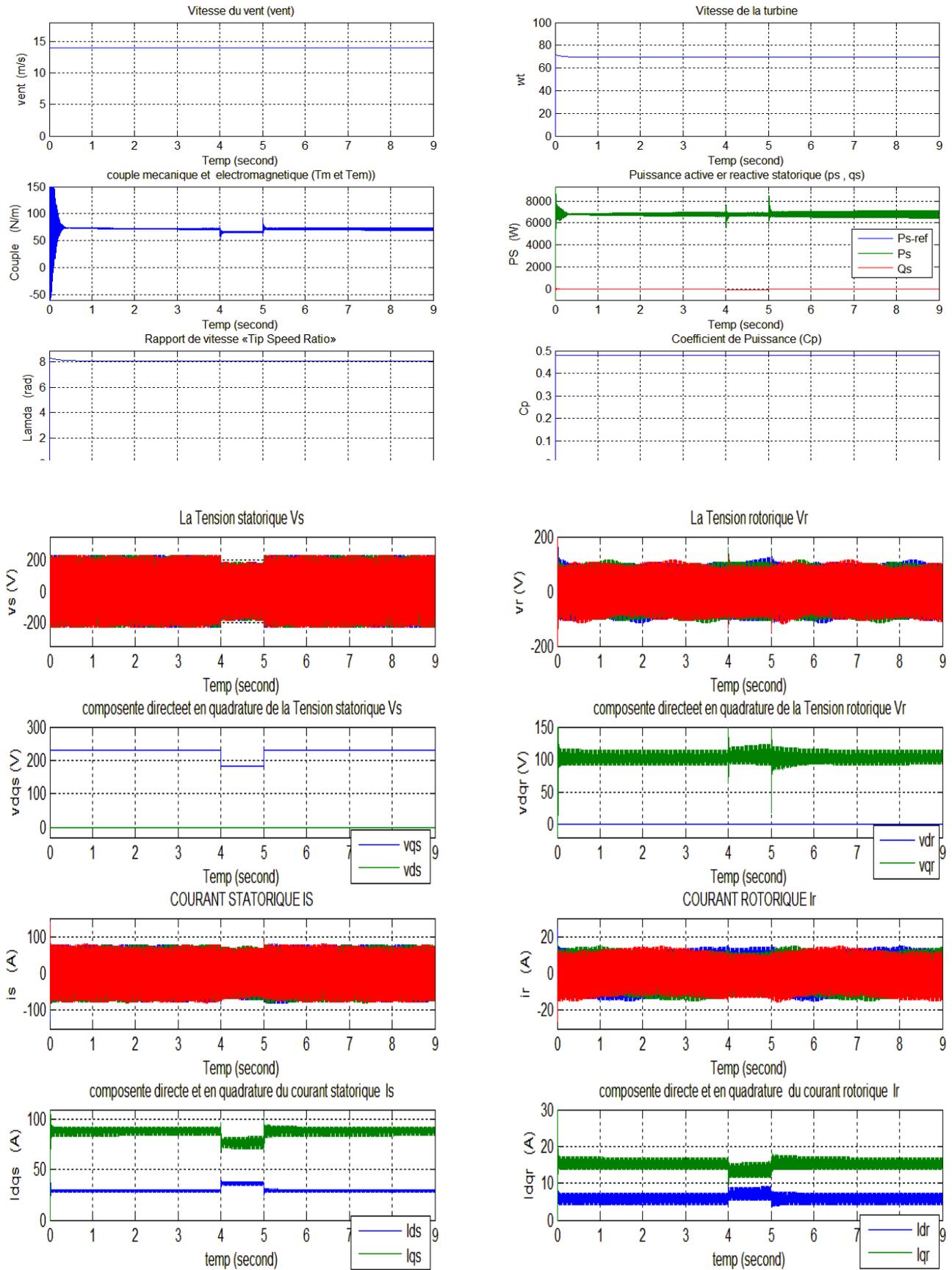


Fig. IV.11 : - Simulation du système global, test de régulation.

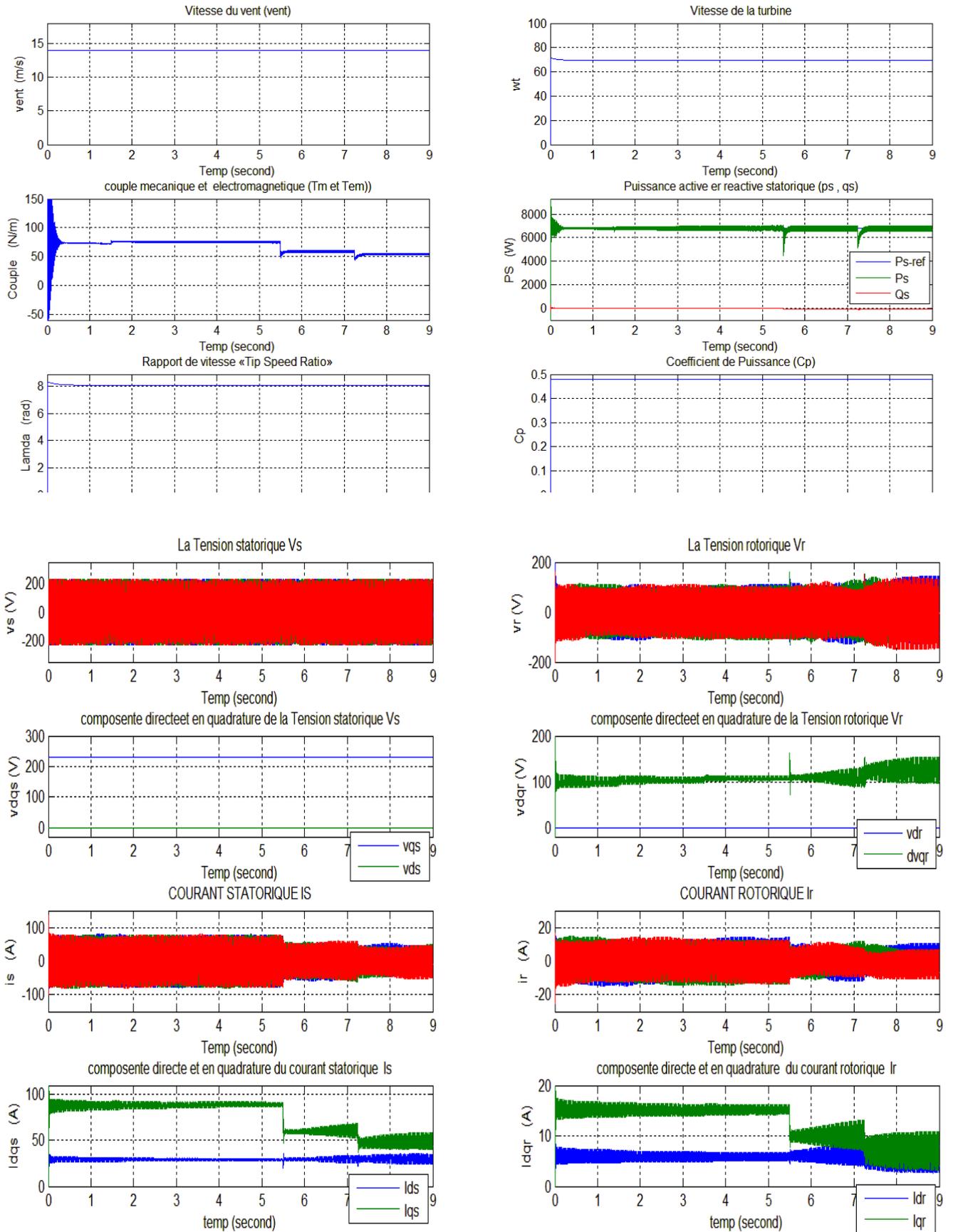


Fig. IV.12 : - Simulation du système global, test de robustesse.

IV.9.1. Interprétation des résultats :

Les figures présentées ci-dessus montrent les performances du système éolien utilisant un onduleur connecté au rotor de la MADA qui est entraîné par une turbine éolienne et commandé par des régulateurs à mode de glissement.

En premier lieu, on peut remarquer que les échelons de puissance, délivrée par le MPPT, sont bien suivis par la génératrice aussi bien pour la puissance active que pour la puissance réactive qui est maintenue nulle. Les deux puissances présentent une robustesse considérable. Nous pouvons également observer l'effet de la variation de vitesse du vent sur les puissances active et réactive de la MADA.

Pour le test de poursuite, les grandeurs commandées suivent très bien leur trajectoire de référence, sans dépassement des puissances active et réactive et sans erreur statique en régime permanent. Au démarrage, l'appelle du courant triphasé statorique est moindre et de forme sinusoïdale en régime permanent. La fréquence des courants rotoriques est inversement proportionnelle à vitesse de rotation du rotor. Le couple électromagnétique et la puissance active, étant proportionnelles, sont de même allure à vitesse constante.

Sur la figure (IV.10), on voit que les allures des puissances actives et réactive statoriques générées par la machine suivent bien les allures de références dans les deux types de commande; par contre, les résultats obtenus par la commande mode glissant sont mieux caractérisés que ceux obtenus par la commande vectorielle à savoir :

- Un temps de réponse plus faible dans le régime transitoire;
- Un dépassement minimum des allures des puissances;
- Moins d'oscillations et de perturbations des valeurs de puissances active et réactive qui regagnent rapidement leurs allures de références.

Les résultats de la figure (IV.10), représentent les courants statoriques et rotoriques respectivement pour la commande par mode glissant. Les observations sont similaires à celles faites précédemment pour le cas des puissances active et réactive classique.

Pour le test de régulation, on observe une très faible sensibilité aux perturbations externes dues aux variations brusques de vitesse et aux creux de tension du réseau. Le couple électromagnétique et la puissance active délivrée ne sont pas affectés.

Cependant, on constate un bon découplage entre les deux axes de commande (d et q) avec des faibles oscillations.

Pour les tests de robustesses, la variation des résistances (R_s , R_r) et des inductances (L_s , L_r), n'ont que très peu d'influence sur le temps de réponse et sur l'amplitude des oscillations en régime transitoires. Le couple électromagnétique et les deux puissances active et réactive sont moins affectés par la variation des paramètres pour le mode glissant, **Figures (IV.12)**, Ce qui la rend beaucoup plus robuste.

A partir des **Figures (IV.11) et (IV.11)**, nous avons constatés que la commande par mode glissant garde ces performances en termes de robustesse malgré les variations des paramètres de la machine.

IV.10. ETUDE COMPARATIVE ENTRE LES TECHNIQUES DE COMMANDE PROPOSEES :

Les résultats obtenus dans les chapitres trois et quatre par simulation numérique de la génératrice asynchrone à double alimentation dans une chaîne de production d'énergie électrique à partir de l'énergie cinétique du vent, nous permettent d'effectuer une comparaison entre la commande vectorielle classique (C.V.C) et la commande par mode de glissement (C.M.G) pour la régulation de puissance active et réactive statorique de la machine asynchrone à double alimentation (MADA).

Pour les tests de poursuite, La figure (III.28) et (IV .10) montrent que la puissance active et réactive suit sa nouvelle référence dans les deux types de commande par contre la C.M.G présente un temps de réponse plus faible que la C.V.C Les tensions données par C.V.C subit un pic de transition, alors que Les tensions données par la C.M.G présente un pic plus important par pour la C.V.C mais il regagne rapidement.

D'après les résultats de simulation, on constat clairement que, les commandes robustes montre une performance très satisfaisante, de point de vue poursuite de la consigne et une rapidité par apport au régulateur classique PI, qui a présenté un dépassement de la puissance de référence.

Pour les tests de régulation, Les résultats obtenus montrent clairement que, en utilisant la commande C.V.C, on observe l'effet du couplage entre les deux puissances car un échelon imposé à l'une des deux puissances (active ou réactive) induit un rejet important des puissances par rapport à la valeur de référence et un temps de retour à l'état initial. Ainsi, la variation de la vitesse de la MADA influe sur les deux puissances en observant un autre rejet.

Par contre, la commande C.M.G montre sa supériorité en rejetant efficacement les effets des perturbations, d'où les puissances suivent leurs références parfaitement.

Pour les tests de robustesses, Le système est soumis à des variations des paramètres du modèle. La figure (III.30) montre la réponse en puissance du système avec un régulateur classique PI et la figure (IV.11) montre la même réponse avec le régulateur à mode glissant (C.M.G).

Les résultats de simulation montrent la supériorité de la commande C.M.G par apport à la commande C.V.C en termes de fiabilité et de robustesse vis à vis des variations paramétriques de la génératrice.

IV.11. CONCLUSION :

Dans cette partie, nous avons évalué et examiné les performances et la robustesse de la commande non linéaire par mode de glissement du système éolien basé sur une MADA.

La commande à structure variable à mode glissant est bien détaillée et examinée dans le cas de la commande indirecte. La seconde partie a été consacrée à l'application des différents algorithmes à la commande de la machine asynchrone à double alimentation.

Les approches de commande par mode glissant proposés ont montré leurs fiabilités comparées avec celles de la commande vectorielle classique. D'après les résultats obtenus au chapitre III et IV, nous avons constaté que la méthode indirecte de réglage des puissances présente des performances considérables, alors que la commande C.M.G permet d'obtenir un système de réglage plus performant et plus robuste. la méthode indirecte présente l'avantage de contrôler les courants rotoriques ce qui permet d'assurer une protection de la MADA en limitant les courants d'une part et d'autre part donner une plus de souplesse à la machine.

Généralement, les résultats de simulation montrent que les commandes robustes sont beaucoup plus performantes, elles permettent également d'améliorer les performances de la MADA, et d'assurer une robustesse importante quel que soit la variation des paramètres de la machine.

CONCLUSION GENERALE

V. CONCLUSION GENERALE :

L'objectif préalablement défini de ce travail consistait à la modélisation et la commande des génératrices éoliennes basé sur une machine asynchrone à double alimentation dans le but d'extraire le maximum de puissance. A la lumière de l'étude effectuée, nous avons vu les étapes successives permettons d'élaborer une stratégie de commande pour une génératrice éolienne. Cette étude été effectuée sur le logiciel MATLAB/SIMULINK.

Dans le contexte des énergies renouvelables, un état de l'art de la génératrice éolienne est présenté dans le premier chapitre, l'historique de l'énergie éolienne, le développement de cette énergie en Algérie et leur classement mondial. Puis, nous avons abordé le principe de fonctionnement et la constitution générale d'un système éolien. Ensuite, un état de l'art sur les différents types de générateurs utilisés pour produire l'énergie électrique ainsi une brève revue de la littérature technique concernant les stratégies de commande est présentée. Enfin, un rappelle sur les concepts fondamentaux de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique et les différents types d'éoliennes avec les machines électriques utilisées dans cette conversion d'énergie.

Le deuxième chapitre, la transformation de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique a été expliquée ainsi que la modélisation de la partie mécanique d'un aérogénérateur pour lequel la maximisation de l'énergie extraite du vent est effectuée. Cette opération est réalisée par deux commandes MPPT sans et avec asservissement de vitesse. L'asservissement de vitesse est réalisé par des régulateurs classiques de type (PI). L'analyse des différents résultats obtenus montre un bon comportement du système pour la loi proportionnelle et intégrale,

Le troisième chapitre est consacré à une étude bibliographique des différentes stratégies de commande de la machine asynchrone à double alimentation. On en déduit que la stratégie de pilotage très majoritairement utilisée sur ce type de machine électrique est le commande vectoriel. Cette dernière est basée sur le principe d'orientation d'un champ. La transformation de Park a été utilisée pour modéliser la génératrice et pour concevoir les différentes fonctions de sa commande. Le principe de l'orientation du flux statorique est exposé afin d'obtenir des équations de commande découplé, puis la synthèse des régulateurs de type PI d'une commande directe et indirecte des puissances statoriques à été effectuée afin d'évaluer les performances du régulateur PI. Nous avons noté un bon comportement de celui-ci pour les différents tests effectués, toutefois des insuffisances ont été observées concernant la sensibilité aux perturbations dues aux variations brusques de vitesse du vent. La puissance active, la puissance réactive, le couple électromagnétique sont affectées avec un temps de rejet de perturbation relativement faible.

Le quatrième chapitre a fait l'objet d'une étude sur la stratégie de commande par mode glissant qui répond aux objectifs décrits dans l'introduction c'est-à-dire qu'elle est performante et robuste. Elle augmente donc la fiabilité et améliore le rendement énergétique du système. Avec le peu de broutement qu'elle engendre, elle limite le stress mécanique sur l'ensemble de la transmission de l'éolienne. Dans cette partie, il a été présenté le dimensionnement de la

commande des puissances active et réactive de la MADA liés au convertisseur côté machine CCM, suivant la procédure qui consiste à utiliser le modèle non linéaire, multi variable et couplé la machine dans le repère diphasé (d, q). Puis, en lui appliquant l'orientation du flux statorique selon l'axe directe, ce qui nous permet d'avoir un modèle de commande des puissances découplé. Qu'on va appliquer les lois de commandes non linéaires par mode glissant.

Afin de démontrer l'intérêt de la stratégie proposé, ses performances ont été comparées à ceux d'autres techniques. De nombreuses commandes utilisent comme référence la puissance active. Tout fois les stratégies par mode glissant présentent de meilleures performances dynamiques. Cela suppose vraisemblablement que la puissance active soit égale à la puissance électromagnétique.

ANNEXES

Synthèse du régulateur proportionnel intégral PI :

Annexe A

VI. SYNTHÈSE DU RÉGULATEUR PROPORTIONNEL INTÉGRAL :

Dans cette partie, on s'intéresse à la synthèse des régulateurs de puissance et de courant utilisés dans les stratégies de commande de la MADA développées dans le chapitre III. Ces régulateurs nous permettront d'atteindre à la fois une bonne dynamique et une bonne robustesse pour la commande en puissance de la machine.

VI.1. Le régulateur proportionnel intégral (PI)

Les régulateurs à action proportionnelle-intégrale PI sont très répandus dans le domaine de la commande des machines électriques. La structure générale d'un PI est composée de la fonction proportionnelle et de la fonction intégrale mises en parallèle.

L'action proportionnelle assure la rapidité de la réponse dynamique, et l'action intégrale élimine l'erreur statique en régime permanent. Sa fonction de transfert est donnée par :

$$FT = K_p + \frac{K_i}{s}$$

Avec :

K_p : Le gain proportionnel du régulateur.

K_i : Le gain intégrateur du régulateur.

La Figure (VI.1) montre un système en boucle fermé corrigé par un régulateur PI.

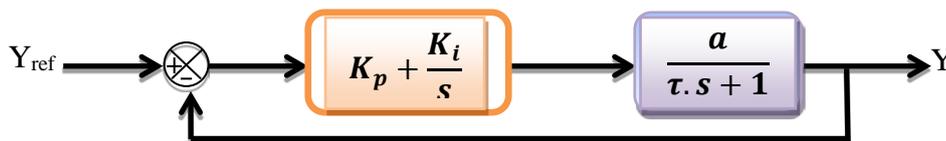


Fig. VI.1 Système régulé par un régulateur proportionnel intégral

Ou:

$\frac{a}{\tau.s+1}$: Est la fonction de transfert du système à réguler.

τ : Est la constante de temps du système.

VI.2. La méthode de la compensation de pôles :

Cette méthode se déroule en deux étapes, elle consiste, dans une première étape, à utiliser le zéro de régulateur $\frac{K_i}{K_p}$ pour compenser un pôle du système à réguler.

Elle permet ainsi de réduire l'ordre de la fonction de transfert en boucle ouverte. Cette compensation donne la première équation permettant de calculer les deux coefficients K_p et K_i . Dans une seconde étape, on calcule la fonction de transfert en boucle fermée, et on détermine une seconde équation permettant de calculer le deuxième coefficient de régulateur.

Notons toutefois ici que la compensation des pôles n'a d'intérêt que si les

paramètres de la machine sont connus avec une certaine précision car les gains des correcteurs dépendent directement de ces paramètres. Si tel n' est pas le cas, la compensation est moins performante.

VI.2.1. Synthèse du régulateur PI :

La fonction de transfère de l'ensemble système-régulateur en boucle ouverte s'écrit alors sous la forme suivante :

$$FTBO = \frac{\frac{K_p}{K_i} \cdot s + 1}{\frac{s}{K_i}} * \frac{a}{\tau \cdot s + 1}$$

Afin d'éliminer le zéro de la fonction de transfert, on prend : $\tau = \frac{K_p}{K_i}$

La fonction de transfère en boucle ouverte devient alors :

$$FTBO = \frac{K_i \cdot a}{S}$$

Ce qui donne en boucle fermé :

$$FTBF = \frac{1}{\tau_r \cdot S + 1}$$

Avec:

$$\tau_r = \frac{1}{K_i \cdot a}$$

Le terme τ_r désigne ici le temps de réponse du système corrigé. La valeur de τ_r est de 5 ms, ce qui représente une valeur suffisamment rapide pour l'application de production d'énergie électrique sur le réseau. Une valeur inférieure est susceptible d'engendrer des régimes transitoires avec des dépassements importants et ne présente pas d'intérêt particulier pour notre application. Les termes K_p et K_i sont alors exprimés en fonction de ce temps de réponse et des paramètres de la machine.

Ainsi, les gains du régulateur peuvent être exprimés de la manière suivante :

$$K_p = \frac{\tau}{\tau_r \cdot a}$$

$$K_i = \frac{1}{\tau_r \cdot a}$$

Cette méthode de synthèse sera utilisée pour la détermination des gains des différents régulateurs utilisés dans la commande de la MADA. Rappelons que la symétrie du système nous permet de calculer un seul régulateur pour les deux axes (**d, q**) pour les puissances et pour les courants.

VI.3. Application sur la boucle des courants :

Si on considère l'hypothèse d'un couplage entre l'axe direct et l'axe en quadrature négligeable pour la commande directe, et parfaitement compensé pour les commandes indirectes en boucle ouvert et en boucle fermé, ainsi que tous les termes de perturbation compensés on obtient le système corrigé de la figure ci-dessous.

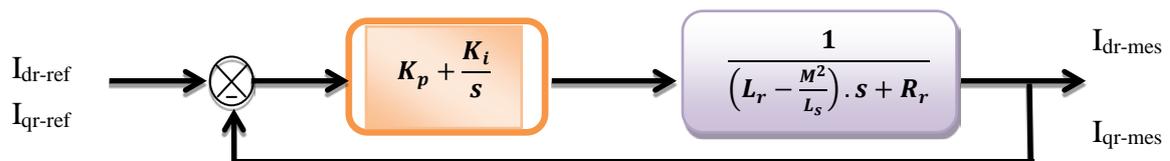


Fig. VI.2 Schéma de la régulation des courants rotorique

Avec :

$$a = \frac{1}{R_r} \quad \text{et} \quad \tau = \frac{(L_r - \frac{M^2}{L_s})}{R_r}$$

En trouve :

$$K_P = \frac{(L_r - \frac{M^2}{L_s})}{\tau_r} \quad \text{et} \quad K_i = \frac{R_r}{\tau_r}$$

VI.4. Application sur boucle des puissances :

Sous les mêmes hypothèses que pour la boucle des courants, on obtient la fonction de transfert à corriger pour le contrôle des puissances comme sur la figure suivante.

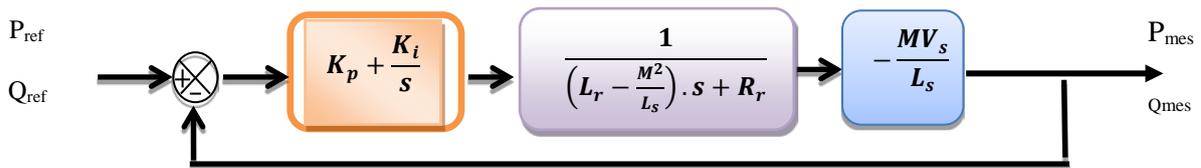


Fig. VI.3 Schéma de la régulation des puissances statoriques

Avec :

$$a = \frac{MV_s}{R_r \cdot L_s} \quad \text{et} \quad \tau = \frac{(L_r - \frac{M^2}{L_s})}{R_r}$$

En trouve :

$$K_P = \frac{L_s (L_r - \frac{M^2}{L_s})}{\tau_r \cdot MV_s} \quad \text{et} \quad K_i = \frac{R_r \cdot L_s}{\tau_r \cdot MV_s}$$

Données de la machine asynchrone à double alimentation :

Annexe B

Paramètres de la MADA

Table1–Les paramètres de la MADA utilisée :

| Nom | Valeur | Unité |
|-------------------------------------|-----------|----------|
| Tension nominale | 220/380 | V |
| Puissance nominale | 7,5 | KW |
| Fréquence nominale | 50 | Hz |
| Nombre de paires du pôle | 2 | |
| Vitesse nominale | 1440 | tr/min |
| Résistance statorique | 0,455 | Ω |
| Résistance rotorique | 0,62 | Ω |
| Coefficient d'inductance statorique | 0,084 | H |
| Coefficient d'inductance rotorique | 0,081 | H |
| Coefficient d'inductance mutuelle | 0,078 | H |
| Coefficient de frottement | 6,73.10-3 | kg.m2 |
| Moment d'inertie | 0,3125 | N.s/rad |

Paramètres de la turbine

Table2– Les paramètres de la turbine :

| Nom | Valeur | Unité |
|------------------------------------|--------|---------|
| Puissance nominale | 7,8 | KW |
| Densité de l'aire | 1,225 | |
| Angle de calage | 2 | ° |
| Nombre de pale | 3 | |
| Rayon de pale | 3 | m |
| Gain de multiplicateur | 5,4 | |
| Moment d'inertie | 0,042 | kg.m2 |
| Coefficient de frottement visqueux | 0,024 | N.s/rad |

Conditions de simulations

Les conditions adoptées lors des simulations sont les suivantes :

Table3–Conditions de simulation

| | |
|---------------------------------------|--------|
| Type: Fixed-step | |
| Ode4 (Runge-Kutta ordre4) | |
| Fixed-step Size(fundamentalsamptime) | 0.0001 |
| Tasking mode for periodic sample time | auto |

Bibliographie

- [1] M. Rapin, J.M. Noël, « Energie Eolienne, principe - Etude de cas », Dunod, ISBN :978-2-10-050801-3, 2010.
- [2] Manwell J. F., Mc Gowan J. G., Rogers A. L., Wind energy explained - Theory, design and applications, John Wiley & Sons, Ltd., West Sussex (UK), 2002. 590
- [3] Hau E., Wind turbines - Fundamentals, Technologies, Application, Economics, 2nd éd., Édition Springer - Verlag Berlin Heid, 2006. 783 pages.
- [4] Heier S., Grid integration of wind energy conversion systems, Deuxième édition, John Wiley & Sons, Ltd., West Sussex (UK), 2006. 426 pages.
- [5] Multon B., Gergaud O., Ben Ahmed H., Roboam X., Astier S., Dakyo B., Nichita C, État de l'art dans les aérogénérateurs électriques, Extrait du rapport de synthèse ECRIN "L'électronique de puissance vecteur d'optimisation pour les énergies renouvelables", mai 2002, 52 pages.
- [6] Argand A., L'énergie électrique d'origine éolienne, Revue Générale d'Électricité (RGE), RGE 1/82, janvier 1982.
- [7] GWEC-10, « Global wind energy outlook » 2010.
- [8] GWEC-2014 « Global wind energy outlook »| October 2014
- [9] <http://www.thewindpower.net>.
- [10] Site internet du Centre du Développement et de la Recherche des Energies Renouvelables (CDER) disponible à partir de : <http://portail.cder.dz/spip.php?article1014,2011>.
- [11] B. Multon, X. Roboam, B. Dakyo, C. Nichita, O. Gergaud, H. Ben Ahmed, «Aérogénérateurs électriques », *Techniques de l'ingénieur*, D3960, 2004.
- [12] B. Multon, «Energie électrique : les enjeux». Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2008.
- [13] B. Paluch, « Introduction à l'énergie éolienne », *Revue REE*, no. 5, pp. 35-50, Mai 2005,
- [14] B. Robyns, A. Davigny, C. Saudemont, A. Ansel, V. Courtecuisse, B. François, S. Plumel, J. Deuse, "Impact de l'éolien sur le réseau de transport et la qualité de l'énergie ", *Revue J3Ea*, vol. 5, Hors Série 1, EDP Science, 2006
- [15]. F. Poitiers, "Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne", Thèse de doctorat de l'université de Nantes, France, 19-12-2003.
- [16]. A. Mirecki, "Etude Comparative de chaînes de Conversion d'Energie Dédiées à une Eolienne de Petite Puissance", Thèse de doctorat, Institut Nationale Polytechnique de Toulouse, 2005.
- [17] ReGrid: Notions élémentaires sur l'énergie éolienne - Renac.
- [18] Site de constructeur Danois, <http://www.wind power .dk/>.
- [19] S. El Aimani, "Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension", Thèse de doctorat de l'école centrale de Lille, 06-12-2004.
- [20] Vincent Courtecuisse, « supervision d'une centrale multi sources à base d'éoliennes et de stockage d'énergie

connectée au réseau électrique », thèse de doctorat, université de Lille ; 2008.

[21] [GIEC 2014] « Groupe d'experts intergouvernemental sur l'évolution du climat »

[21] Newsletter presse n°13 « Sonelgaz » Edition électronique – Avril 2011.

[22] L. Hamane, « Les ressources éoliennes de l'Algérie », *Bulletin des EnergiesRenouvelables*, no. 3, Juin 2003.

[23] site internet sur les énergies renouvelables, disponible à partir de : <http://www.energies-renouvelables.org>, 2011.

[24] REDJEM. R, “ Étude d'une chaîne de conversion d'énergie éolienne ”, Département d'Electrotechnique Université de Constantine 2009.

[25] CH. BELFEDAL « *Commande d'une machine asynchrone à double en vue de son application dans le domaine de l'énergie éolienne* ».

[26] I. SARASOLA ALTUNA « Control robusto de una máquina de inducción doblemente alimentada por el estator en aplicaciones de generación de energía a velocidad variable » Tesis Doctoral en el programa de Doctorado en automática y electrónica.

[27] P.E. VIDAL « Commande non linéaire d'une machine asynchrone a double alimentation » Thèse de doctorat, INP de TOULOUSE, 2004.

[28] B.Hopfensperger, D.J.Atkinson and R.A.Lakin “Combined magnetising flux oriented control of the cascaded doubly-fed induction machine” IEE Proc, Elec Appl, Vol. 148, No, 4 July 2001, p 354-362.

[29] N. Patin, E. Monmasson and J.P. Louis « Analysis and control of a cascaded doubly-fed induction generator”, IECON, 2005, P 2487-2492.

[30] N. Patin « analyse d'architecture, modélisation et commande de générateurs pour réseaux autonomes et puissants » These de doctorat, Univ Cachan. 2006.

[31] N. Patin, E. Monmasson and J.P. Louis “Modeling and Control of a Cascaded Doubly Fed Induction Generator Dedicated to Isolated Grids” IEEE Tra Ind Ele, Vol. 56, No. 10, Oct 2009. P 4207-4219.

[32] M. Adamowicz, R.Strzelecki and D. Wojciechowski “ Steady State Analysis of TwinStator Cascaded Doubly Fed Induction Generator” CPE 2007. P 5.

[33] M. Adamowicz and R. Strzelecki “Cascaded Doubly Fed Induction Generator for Mini and Micro Power Plants Connected to Grid” EPE-PEMC, 2008, p 1729-1733.

[34] M. Adamowicz and R. Strzelecki “Cascaded Doubly Fed Induction Generator with a Back-to-Back Converter.

[35] B. Hopfensperger, D. J. Atkinson and R. A. Lakin “the application of field oriented control to a cascaded doubly-fed induction Machine” IEE, Powe. Elec. Vari. Spee. Driv, No 475, 2000, P 262-267.

[36] 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.

[37] S. KHOJET EL KHIL «Commande Vectorielle d'une Machine Asynchrone Doublement Alimentée (MADA) » Thèse de Doctorat, INPT de France et ENI de Tunis, 2006.

[38] Étude sur l'évaluation du potentiel éolien, de son prix de revient et des retombées économiques pouvant en découler au Québec par Hélimax Énergie inc. Dossier R-3526-2004 Connected to a Small Distributed Generation System” EVER

MONACO, MAR 2009.

[39] A. ABDELLI « *Optimisation multicritère d'une chaîne éolienne passive* » Thèse de doctorat, INPT, France, 2007.

[40] S. EL AIMANI « *Modélisation De Différentes Technologies D'éoliennes Intégrées Dans Un Réseau De Moyenne Tension* » Thèse de doctorat, Université De Lille, 2004.

[41] N. LAVERDURE « *Sur l'intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires* » Thèses de Doctorat, ENS de Cachan, 2005.

[42] M. JOURIEH « *Développement d'un modèle représentatif d'une éolienne afin d'étudier l'implantation de plusieurs machines sur un parc éolien* » Thèse de doctorat, ENSAM de France, 2007.

[43] HAKIM BENNANI « *Machine asynchrone a double alimentation* » Les lois de commande en régime permanent.

[44] A. Boyette, "Contrôle-commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne," Thèse de doctorat de l'université de Henri Poincaré, Nancy I, Décembre 2006.

[45] M. Bouharkat, "Etude de l'évolution des courants rotoriques d'une machine asynchrone à cage en régime dynamique," Thèse de doctorat de l'université de Batna, 2006.

[46] R. S. Pena, J. C. Clare, G. M. Asher, "Vector control of a variable speed doubly-fed induction machine for wind generation systems," EPE Journal, Vol. 6, No. 3-4, pp. 60-67, December 1996.

[47] A. Boyette, Ph. Poure and Sh. Saadate, "Direct and indirect control of a doubly fed induction generator wind turbine including a storage unit," IECO'06 November 2006, Paris (CD Rom).

[48] R. S. Pena, J. C. Clare, G. M. Asher, "Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converters and its applications to variable-speed wind energy generation," IEE Proceedings, Electrical Power Applications, Vol. 143, No. 3, pp. 231-241, May 1996.

[49] LOUCIF MOURAD « *Synthèse de lois de commande non-linéaires pour le contrôle d'une machine asynchrone à*

[50] A. Boucheta M. Rahli B. Mazari A. Hazzab, I. K. Bousserhane. Adaptive backstepping design for induction motor speed control. IEEE proceeding of ElectroInformation Technology (EIT 2007), Illinois Institute of Technology Chicago (USA), 17-21 May 2007.

[51] F. Aichouche. Conception, modélisation et simulation d'un onduleur photovoltaïque connecté au réseau (Grid-Tie Inverter). Mémoire présenté pour l'obtention du diplôme de Master, Université de Tlemcen, 2015.

[52] W. Gao J.E. Hung. Variable structure control system. IEEE Trans. Ind. Elec. Vol.40, N°1. Pp45-55, February 1993.

[53] Y. Hung W. Gao, I. Hung. Variable structure control : A survey. IEEE Trans. Ind. Elec. Vol.40, N°1. pp 2-22, February 1993.

[54] A. Hussain. Contribution à la commande adaptative robuste par modes glissants. Thèse présentée pour l'obtention du diplôme de Doctorat, Université de Reims Champagne Ardenne, 2009.

[55] J.J. Slotine W. Li. Applied nonlinear control. Prentice Hall, 1991.

[56] A. Boumediene. Recherche et développement de nouvelles approches de commandes d'une machine synchrone autopilotée alimentée en tension. Thèse présentée pour l'obtention du diplôme de Doctorat, Ecole National Polytechnique de l'Université d'Alger, 2007.

- [57] K. Kouzi. Commande vectorielle d'un moteur à induction sans capteur vitesse par un réglage PI-Flou à gains flou adaptés associé à un observateur d'état par mode de glissement. Mémoire présentée pour l'obtention du diplôme de Magister, Université de Biskra, 2002.
- [58] S.V. Emilyanov. On peculiarities of variables structure control systems with discontinuous switching functions. Doklady ANSSR, Vol. 153, pp. 776-778, 1963.
- [59] V. Utkin. Sliding mode control design principles and applications to electric drives. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 1993.
- [60] A. Boucheta M. Rahli B. Mazari A. Hazzab, I. K. Bousserhane. Adaptive backstepping design for induction motor speed control. IEEE proceeding of ElectroInformation Technology (EIT 2007), Illinois Institute of Technology Chicago (USA), 17-21 May 2007.
- [61] H. Bennani. Machine asynchrone à double alimentation : Les lois de commande en régime permanent. Thèse présentée pour l'obtention du diplôme de Doctorat, Université de Laval, Québec, 2011.
- [62] I. Boldea. The electric generators handbook : variable speed generators. CRC press Taylor francis group, New York, U.S.A., 2006.
- [63] H. Tamrbed T. Azarob. Réglage par mode glissant d'une machine asynchrone. Mémoire présenté pour l'obtention du diplôme d'Ingénieur, Université de Annaba, juin 2000.
- [64] J. Slotine J.K. Hedrick, E.A. Mizawa. On sliding observer for nonlinear systems. Jour. Dynam. Syst. Measur. Contr. Vol 109/245, 1987.
- [65] R. Gouri. Commande par mode flou glissant et par backstepping de la machine asynchrone. Mémoire présentée pour l'obtention du diplôme de Magister, Université Béchar, Octobre 2004.
- [66] Y. Bekakra D. Ben Attous, "Sliding mode controls of active and reactive power of a DFIG with MPPT for variable speed wind energy conversion," Australian Journal of Basic and Applied Sciences, Vol. 5, No. 12, pp. 2274-2286, 2011.

“Conception de la commande d’une machine asynchrone destinée à l’énergie renouvelables ”

Présentée par : M. Larabi Abdelkader

RESUME :

L’objectif de cette thèse consiste à appliquer une stratégie de commande au système de conversion d’énergie éolienne basé sur une génératrice asynchrone à double alimentation. Cette technique trouve sa plus forte justification au problème d’utilisation d’une loi de commande non linéaire robuste aux incertitudes du modèle. Cette commande peut contrôler indépendamment des puissances actives et réactives générées par la machine asynchrone découplée par orientation du flux, qui permet d’optimiser sa production, c’est-à-dire améliorer la qualité de l’énergie produite et son rendement.

Tout d’abord, nous avons exposé les modèles mathématiques de chaque élément de l’aérogénérateur (la turbine éolienne et sa commande MPPT le générateur et sa commande vectorielle). Le travail traité dans cette thèse s’inscrit dans le cadre de l’étude de systèmes de conversion de l’énergie éolienne utilisant des génératrices asynchrones à double alimentation (MADA).

La deuxième partie traite la modélisation de la partie électrique du système de conversion d’énergie électrique et sa commande en puissance. Les stratégies de commande développées sont dans un premier temps testées séparément dans un cas supposé idéal. Des modèles de convertisseurs statiques conventionnels et la turbine sont ensuite introduits pour aboutir à des représentations plus proches de la réalité.

Pour optimiser les gains des régulateurs classiques PI obtenir des bonnes performances, nous cherchons à déterminer les coefficients des régulateurs PI utilisés pour la commande vectorielle du générateur asynchrone à double alimentation par le recours aux méthodes analytiques classiques pour le calcul de ces derniers.

Les lois de commande classique du type PI appliquées au générateur asynchrone à double alimentation donnent des résultats satisfaisants dans le cas des systèmes linéaires à paramètres constants. Pour des systèmes non linéaires où ayant des paramètres non constants, ces lois de commande classique peuvent être insuffisantes car elles sont non robustes. Pour cela on doit faire appel à des lois de commande insensibles aux perturbations et aux cas non linéaires. La commande par mode glissant est par sa nature une commande non linéaire constituent une bonne solution à ces problèmes liés à la commande classique.

Dans la dernière partie de cette thèse, nous avons appliqué la commande par mode glissant pour contrôler la puissance active et réactive avec l’utilisation d’un onduleur commandé par la technique MLI pour améliorer la qualité d’énergie injectée au réseau électrique où la simulation a été effectuée sous l’environnement Matlab/Simulink.

Les résultats de simulation obtenus par l’application de la commande par mode glissant à l’aérogénérateur asynchrone à double alimentation sont considérablement acceptables.

Mots clés :

Energie Eolienne, Machine Asynchrone à Double Alimentation, MPPT, Commande Vectorielle par Orientation du Flux, Commande à structure variable (mode glissant) et mode de glissement.