الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
République Algérienne Démocratique et Populaire
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Département : Génie électrique Et Informatique Industrielle

Mémoire de projet de fin d'études

Pour l'obtention du diplôme d'ingénieur d'état en **Automatique**

Spécialité

Automatique et Informatique Industrielle

COMMANDE ROBUSTE D'UNE CHAINE DE CONVERSION EOLIENNE.

Réalisé par

ELAOUBI Abdeljalil

Présent(e) et soutenue publiquement le (04/07/2023)

Composition du Jury :

Président	M. Zaoui Abdelhalim	Professeur	ENST
Promoteur	M. Ridha CHEIKH,	M.R.B	UDES/CDER
Examinateur	Mme. Bougchiche Fazia	M.A.A	ENST
Examinateur	M. NaitSlimani Boukhalfa	M.A.A	ENST
Co-promoteur	M. Rezoug Amar	M.C.A	ENST

Remerciement

Le prophète Mohamed qu'Allah le comble de Ses éloges et de Ses salutations bénies a dit dans
le sens du Hadith : N'a pas remercié Allah celui qui ne remercie pas les gens.

je remerciements tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réussite de ce travail.

Mes remerciements particuliers vont également à M. Cheikh Ridha pour son aide et son dévouement inestimables. Sa disponibilité, sa patience et ses précieux conseils ont beaucoup aidé et contribué à la qualité du projet.

Je tiens à remercier Monsieur A. Rezoug pour son aide et ses efforts afin de m'aider à terminer ce travail

Grâce à Allah puis à vous, j'ai beaucoup appris. Je pense que cette expérience sera très bénéfique pour mon avenir professionnel.

Merci encore pour tout ce que vous avez fait pour moi et ce projet.

Table des matières

Introduction générale……1

Chapitre1

I.1 Introduction 2
I.2 Energie éolienne en chiffres 2
I.2.1. Situation actuelle de l'énergie éolienne. 2
I.2.2. L'énergie éolienne en Algérie 3
I.3 Description et qualités de l'énergie éolienne 3
I.3.1. Définitions de l'énergie éolienne. 3
I.3.2. Principaux composants d'une éolienne 4
I.4 Les différents types d'éoliennes. 5
I.4.1. Les éoliennes à axe horizontal 5
I.4.2. Les éoliennes à axe vertical 5
I.5 Energie cinétique du vent – conversion en énergie Mécanique 5
I.5.1. Le vent 6
I.5.2. Limite de Betz 6
I.5.3. Coefficients de puissances 8
I.6 Configuration utilisée 9
I.6.1. Fonctionnement à vitesse variable 9
I.6.2. La GADA en vitesse variable 10
I.6.3. Les avantages d'utilisation de Gada 11
I.7 Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne 11
I.7.1. Modèle du multiplicateur. 12
I.7.2. Modèle de l'arbre. 12
I.8 Stratégie de commende de la turbine a vitesse variable 13
I.8.1. Objectif de commande 13
I.8.2. Caractéristiques de puissance 14
I.9 Conclusion 17

Chapitre2

II.1. Introduction : 19
II.2. Modélisation de la machine asynchrone sous hypothèses linéaires 20
II.3. Modèle triphasé de la GADA. 20
II.4. Modèle biphasé de la GADA. 22
II.4.1. Équations de tension : 22

II.4.2. Équations de flux : 23
II.4.3. Équation mécanique : 23
II.5. Modèle complexe de la GADA. 24
II.5.1. Transformation de Clarke : 24
II.5.2. Modélisation de la MADA Dans les référentiels communs 26
II.5.2.1. Relation de passage entre référentiels : 26
II.5.2.2. Choix du référentiel commun 26
II.6. Simulation de la MADA dans les différents référentiels 27
II.6.1. Référentiels séparés 27
II.6.2. Référentiel commun lie au stator 28
II.6.3. Référentiel commun lie au champ tournant. 29
II.6.4. Référentiel commun lie au rotor. 30
II.7. Modélisation de la génératrice asynchrone doublement alimentée (GADA) : 31
II.7.1. Simulation de la Gada autonome 31
II.7.1.1. Fonctionnement à vide 32
II.7.1.2. Fonctionnement en charge 32
II.7.2. Simulation de la GADA non autonome 33
II.8. Synthèse des résultats 35
II.8.1. Fonctionnement moteur 35
II.8.2. Fonctionnement générateur autonome 35
II.8.3. Fonctionnement générateur non autonome : 35
II.9. Conclusion 35

Chapitre3

III.1. Introduction 36
III.2. Stratégie de commande de la MADA : 37
III.3. Synthèse de la commande vectorielle du GADA couplée au réseau : 37
III.3.1. Orientation du flux du réseau 38
III.3.2. Établissement des angles nécessaires aux transformations 42
III.3.3. Contrôle de la puissance active statorique en boucle fermée 43
I.3.3.1. Synthèse de la commande 43
III.4. Simulation des structures de commande 44
III.4.1. Commande avec puissance active statorique en boucle ouverte 44
III.4.1.1. Profile de références 44
III.4.1.2. Synthèse de résultats de simulation obtenus 47
III.4.2. Commande avec puissance active statorique en boucle fermée 47

III.4.2.1. Suivi des consignes :.....47
.....48
III.4.2.2. Teste de Robustesse vis-à-vis les variations paramétriques.....48
III.4.2.3. Synthèse de résultats de simulation obtenus 50
III.4. Conclusion 51

Chapitre4

IV.1. Introduction :.....52
IV.2. Généralités sur la commande par mode glissant.....52
IV.3. Conception de la commande par mode de glissement.....54
IV.3.1. 1-La surface de glissement. 54
IV.3.2. Calcul de la commande. 55
IV.3.2.1.1. Commande discontinue. 55
IV.3.2.1.2. Commande équivalente. 55
IV.3.2.1.3. Régime de glissement réel. 56
IV.3.3. Résultats de simulation. 57
IV.4. Adaptation Avec Fonction Barriere (Barriere Function) :.....59
IV.4.1. Généralité sur la Barriere function :.....59
IV.4.2. Calcul de la commande. 59
IV.4.3. Résultat de simulation 60
IV.4.4. Comparaison entre les deux méthodes proposées.....62
IV.5. Conclusion 63
Conclusion générale……..63

Liste des figures

Chapitre1

Figure I - 1 : Situation actuelle de l'énergie éolienne 3
Figure I - 2 : Conversion de l'énergie cinétique du vent..... 4
Figure I - 3 : schéma montre le déférentes composant d'une éolienne 5
Figure I - 4 : éolienne a axe verticale 5
Figure I - 5 : Spectre de Van Der Hoven..... 6
Figure I - 6 : Composante lente et composante de turbulence de la..... 6
Figure I - 7 : tube de courant autour d'une éolienne 7
Figure I - 8 : coefficient de puissance 8
Figure I - 9 : Coefficient de puissance pour différents types d'éoliennes..... 8
Figure I - 10 : Caractéristiques du coefficient de puissance pour déférent angle de calage beta en fonction vitesse relatives lambda..... 9
Figure I - 11 : Caractéristique de la puissance en fonction des vitesses..... 10
Figure I - 12 : Système éolien à vitesse fixe connecté au réseau..... 10
Figure I - 13:Système éolien à vitesse variable à base d'une MSAP connecté au réseau..... 11
Figure I - 14 : Système éolien à vitesse variable à base d'une MADA connecté au réseau 11
Figure I - 15 : Modèle de la turbine éolienne 12
Figure I - 16 : Modèle de l'arbre de l'éolienne 13
Figure I - 17 : Diagramme de la puissance utile en fonction de la vitesse du vent 13
Figure I - 18 : Caractéristique idéale d'une éolienne à vitesse variable. Plan (V, Ω, β)..... 14
Figure I - 19 : système d'orientation des pales..... 15
Figure I - 20 : Schéma bloc pour la régulation de l'angle de calage..... 16
Figure I - 21 : génération de la référence de l'angle de calage..... 16
Figure I - 22 : Puissance mécanique de la turbine avec et sans control de l'angle de calage..... 17
Figure I - 23 : variation de l'angle de calage..... 17

Chapitre2

Figure II - 1 : Définition des repères stator et rotor..... 19
Figure II - 2 : Passage de système triphasé au système biphasé..... 22
Figure II - 3 : Représentation du vecteur champ tournant..... 24
Figure II - 4 : Choix du référentiel dans un système d'axes commun..... 27
Figure II - 5 : Choix du référentiel dans un système d'axes commun..... 27
Figure II - 6 : les courant statorique et rotorique avec la vitesse et le couple 28
Figure II - 7 : Les courants statoriques et rotoriques dans le référentiel commun lié au stator..... 28
Figure II - 8 : Les allures de vitesse et de couple 29
Figure II - 9 : Les allures des courants statoriques et rotoriques, dans le référentiel commun lié au champ tournant. 29
Figure II - 10 : Les allures du courants réels de la première phase statorique et rotorique, et l'allure de vitesse et de couple..... 30
Figure II - 11 : Les allures des courants statoriques et rotoriques, dans le référentiel commun lié au rotor. 30
Figure II - 12 : l'allure de vitesse et de couple 30
Figure II - 13 : le système de tension d'alimentation rotorique 31
Figure II - 14 : schéma de simulation de la GADA dans les référentiels séparés 32
Figure II - 15 : la tension et le courant induits au stator..... 32
Figure II - 16 : Tension et courant rotorique. 32

Figure II - 17 : tension et courant au stator 33
Figure II - 18 : puissance active et réactive délivrées par la génératrice 33
Figure II - 19 : Schéma de principe de fonctionnement non autonome du GADA 33
Figure II - 20 : Tension et flux imposés par le réseau 34
Figure II - 21 : l'allure des tensions injectées au rotor et de courant de la phase A 34
Figure II - 22 : l'allure de la puissance active et réactive de la GADA 34

Chapitre3

Figure III - 1 : Modes opérationnels caractéristiques de la MADA 36
Figure III - 2 : Principe générale de la commande vectorielle en P et Q de la MADA 37
Figure III - 3 : Principe de l'essai en boucle ouverte 37
Figure III - 4 : Configuration de la chaine de conversion éolienne à base de la GADA 38
Figure III - 5 : Diagramme de l'espace vectoriel de la tension du réseau et du flux statorique 39
Figure III - 6 : Relation entre les courants et les tensions du rotor 40
Figure III - 7 : Schéma-bloc de régulation du modèle simplifié 42
Figure III - 8 : Etablissement des angles pour les transformations de Park 42
Figure III - 9 : vecteurs courant et flux dans le système d'axe choisi 43
Figure III - 10 : Schéma-bloc simplifié de régulation en boucle fermée de la Puissance active statorique 43
Figure III - 11 : Schéma-bloc simplifié de la boucle externe 44
Figure III - 12 : Suivi de consigne des puissances active et réactive statorique. 45
Figure III - 13 : Les allures des courants direct et en quadratique rotorique 45
Figure III - 14 : Les allures de la tension et courant de la première phase rotorique 46
Figure III - 15 : Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique avec l'introduction de l'onduleur. 46
Figure III - 16 : Les allures des courants direct et en quadrature rotorique 46
Figure III - 17 : Les allures de la tension et du courant de la première phase rotorique 47
Figure III - 18 : Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique 47
Figure III - 19 : Les allures des courants direct et en quadrature rotorique 48
Figure III - 20 : Tension et courant de la première phase rotorique 48
Figure III - 21 : Variation paramétrique 49
Figure III - 22 : Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique. 49
Figure III - 23 : Les allures des courants direct et en quadrature rotorique 50
Figure III - 24 : tension et courant de la phase rotorique. 50

Chapitre4

Figure IV - 1 : La trajectoire dans le plan de phase *de SMC* 54
Figure IV - 2 : Schéma block de la commande SMC 56
Figure IV - 3: Suivi de puissance active 57
Figure IV - 4: Suivi de puissance réactive 57
Figure IV - 5: les erreurs et les commandes des courants directes et en quadratiques 58
Figure IV - 6:fonction barrière 59
Figure IV - 7 les erreurs et les commandes des courants directes et en quadratiques 60
Figure IV - 8 : Suivi de puissance active avec la fonction barrière 61
Figure IV - 9 : Suivi de puissance réactive avec la fonction barrière 61
Figure IV - 10:simulation comparative entre les deux méthode SMC et BFSMC 62

List des acronymes et Symboles

$V1, V2$: Vitesse du vent respectivement en amont et en aval de l'éolienne

ρ: densité de l'air 1,225 kg.m-3

S : Surface balayée par le rotor de l'éolienne

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

P_{aero} : Puissance extraite par le rotor éolien

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

C_p : Coefficient de puissance de l'éolienne

λ : Vitesse relative de l'éolienne

Ω_1, Ω_2 : Vitesse de rotation de l'éolienne respectivement avant et après le multiplicateur

V : Vecteur vitesse du vent

V_t : composante de turbulence du vent

V_m: vitesse moyenne du vent

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

C_{em}: Couple électromagnétique

C_t : Couple turbine

C_{frt} : coefficient du frottement

Ω_{mec} : Vitesse de rotation de la génératrice

Ω_t : Vitesse de rotation de la turbine

C_r : Couple résistant

J_G Inertie de la GADA,

J_t: Inertie de la turbine.

J : Inertie total ramené à l'axe rapide

C_{ref} : Couple de référence appliqué sur les pales.

J_{Pz} : Inertie de la pale sur l'axe longitudinal Z.

f_p : Coefficient de frottement des pales.

Θ : l'écart angulaire entre le repère de Park et la position de rotor

I : Vecteur courant électrique

I_s : ligne de courant au stator

I_r : ligne de courant au rotor

V_s : ligne de tension au stator

V_r : ligne de tension au rotor

R_s : résistance statorique

R_r : résistance rotorique

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

$[L_{ss}]$: matrice d'inductances statorique

M_r : Inductances entre deux enroulements de rotor

M_s : Inductances entre deux enroulements de stator

$[M_{rs}]$: matrice d'inductances mutuelles du couplage stator-rotor

P(Θ) : matrice de Park

ω_s : vitesse de repère de Park par rapport au stator

ω_r : vitesse de repère de Park par rapport au rotor

ψ_{sdq} : Flux statorique dans le repère de Park

N_{pol} : nombre de paires des pôles

P_s : Puissance active

Q_s : puissance réactive

ω_{obs} : référence d'observation commun

I_{ms} : courant de magnétisation

σ : facteur de dispersion

u_{dr} : tension de rotor sur l'axe d

u_{qr} : tension de rotor sur l'axe q

τ : constante de temp de système simplifie

h_i : temps d'échantillonnage

Θ_a est l'écart angulaire entre l'axe statorique et l'axe directe

i_{dr} : courant sur l'axe direct

i_{qr} : courant en quadratique

U_{eq} : commande équivalente

U_d : commande discontinue

$\widehat{K}_{BF}$: gain adaptative de la fonction barrière

Introduction générale :

Durant la dernière décennie le monde a connu une augmentation importante de la production d'électricité à partir des ressources à base d'énergies renouvelables, Parmi les premières énergies renouvelables qui connaissent une croissance rapide et continue ces dernières années, on trouve l'énergie éolienne, Elle est considérée comme l'une des principales sources d'énergie renouvelable pour répondre aux besoins énergétiques croissants et pour réduire les émissions de gaz à effet de serre.

Selon le Global Wind Energy Council, la capacité éolienne mondiale installée a atteint 743 GW à la fin de l'année 2020, L'énergie éolienne a fourni environ 7 % de la production d'électricité de l'Union européenne en 2020, selon l'Association européenne de l'énergie éolienne, Ces chiffres montrent que l'énergie éolienne continue de se développer et de jouer un rôle de plus en plus important dans la production d'électricité dans le monde. Le contrôle de cette chaîne de conversion est essentiel pour garantir l'efficacité et la fiabilité de la production d'énergie éolienne.

Dans ce projet final, nous sommes particulièrement intéressés par un contrôle fort de la chaîne de conversion éolienne. Notre étude se concentre sur les différentes manières de contrôler fortement le flux d'énergie actif et interactif du générateur éolien, et plus précisément le double générateur asynchrone, en tenant compte des perturbations et des incertitudes liées aux conditions climatiques. Nous avons également analysé l'impact de ce contrôle fort sur le rendement et la stabilité des paramètres à examinerز

L'objectif générale de ce projet de fin d'études est de concevoir un système de commande robuste pour une chaîne de conversion éolienne, qui permettra d'optimiser la production d'énergie électrique à partir de l'énergie éolienne tout en garantissant la stabilité et la fiabilité du système.

Le premier chapitre est consacré à présenter l'état de l'art sur le système de conversion éolienne à travers les équations et les concepts physiques régissant son fonctionnement.

Le deuxième chapitre présente une modélisation vectorielle de la machine asynchrone à double alimentation (MADA) vu sa contribution majeure dans la production de l'électricité d'origine éolienne. L'approche de modélisation vectorielle qu'on a utilisée est basée sur le concept d'un vecteur de rotation. Au stator et au rotor, le courant triphasé traversant les enroulements triphasés produit un champ magnétique pulsé, qui se superpose pour produire un champ magnétique tournant.

Le troisième chapitre consiste à proposer une commande vectorielle indirecte de la MADA basée sur l'orientation du champ de flux rotorique en contrôlant les courants rotoriques direct et quadratique en utilisant des régulateurs de types PI discret vu sa souplesse et sa simplicité dans la phase d'implémentation.

Le quatrième chapitre se concentre sur le développement d'une structure de commande robuste associée à un contrôleur par mode glissant. Dans le but d'améliorer cette méthode de contrôle, nous introduisons un gain adaptatif sur le composant discontinu de la commande en utilisant l'approche de la fonction barrière. Cette approche vise à obtenir des performances supérieures en termes de contrôle de la génératrice asynchrone à double alimentation GADA

Chapitre I

Energie éolienne : situation, état de l'art et théories

I.1 Introduction

L'histoire de l'utilisation de l'énergie éolienne remonte à des milliers d'années. Les premiers moulins à vent ont été utilisés pour moudre le grain en Perse (aujourd'hui l'Iran) au 7ème siècle après JC. Plus tard, les moulins à vent ont été utilisés en Europe pour la production de farine et pour le pompage de l'eau.

Au 19ème siècle, l'énergie éolienne a commencé à être utilisée pour produire de l'électricité. La première éolienne a été construite en 1888 par Charles F. Brush à Cleveland, Ohio, USA. Cependant, avec le développement des éoliennes à axe horizontal dans les années 1930, la production d'énergie éolienne à grande échelle est devenue possible.

Depuis lors, l'énergie éolienne a connu un développement important dans le monde entier, notamment en Europe et en Amérique du Nord. La technologie de l'énergie éolienne s'est améliorée et diversifiée pour répondre à différents besoins énergétiques, des petits systèmes de production d'énergie aux parcs éoliens en mer.

Aujourd'hui, l'énergie éolienne est considérée comme l'une des options les plus économiques et les plus respectueuses de l'environnement pour produire de l'électricité, ce qui explique la forte croissance de l'industrie éolienne ces dernières années.

Le développement récent de la technologie de conversion de l'énergie éolienne est motivé par les préoccupations environnementales, en particulier le changement climatique causé en grande partie par les émissions de gaz carbonique, ainsi que par la nécessité pour de nombreux pays de réduire leur dépendance énergétique. Bien que les centrales à cycles

Combinés au gaz soient actuellement les plus compétitives et émettent du CO2, l'énergie éolienne est l'une des options les plus économiques pour réduire les émissions de CO2 provenant de la production d'électricité. Cependant, de nouvelles capacités de production d'électricité seront nécessaires dans les années à venir, avec une demande estimée à quelques centaines de térawatt-heures par an.

I.2 Energie éolienne en chiffres

I.2.1. Situation actuelle de l'énergie éolienne.

En 2021, l'industrie éolienne mondiale a enregistré une croissance solide, avec près de 94 GW de capacité éolienne ajoutée. Les installations éoliennes en mer ont connu une expansion remarquable, avec une capacité ajoutée trois fois supérieure à celle de l'année précédente. La Chine a dominé le marché de l'éolien offshore, représentant 80% de la capacité ajoutée. La capacité totale d'énergie éolienne dans le monde s'élève désormais à 837 GW, contribuant à une réduction significative des émissions de CO2. La Chine, l'Europe et l'Amérique latine disposent d'une capacité de production de nacelles suffisante pour répondre à la demande, tandis que le reste du monde dépendra des éoliennes importées pour faire face à la croissance anticipée.

Les prévisions pour l'industrie éolienne mondiale sont positives, avec une augmentation prévue de 143 GW de capacité totale de production d'énergie éolienne pour la période 2023-2030. Cette augmentation est due à la réforme du système énergétique en Europe, à l'engagement croissant de la Chine envers les énergies renouvelables et à l'augmentation prévue des installations aux États-Unis suite à l'adoption de l'Infrastructure

Investment and Jobs Act (IRA). L'éolien offshore reste concentré en Europe et dans la région APAC, avec la Chine comme premier centre mondial de production de nacelles d'éoliennes offshore.

Les perspectives d'avenir pour l'industrie éolienne sont prometteuses, mais une croissance encore plus importante sera nécessaire pour atteindre les objectifs de neutralité carbone et de lutte contre le réchauffement climatique.

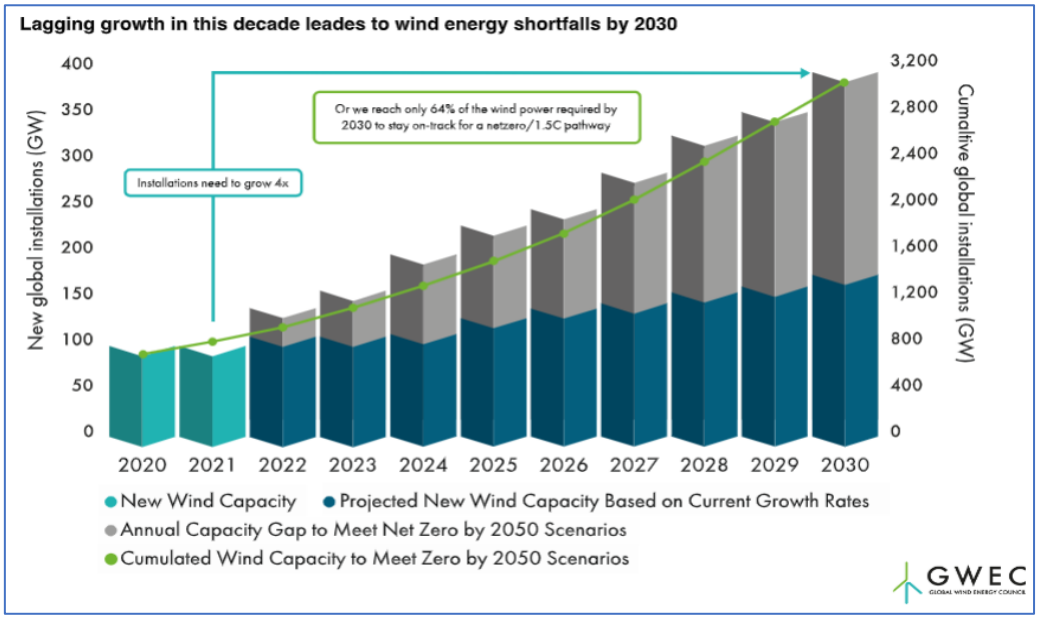


Figure I - 1 : Situation actuelle de l'énergie éolienne

I.2.2. L'énergie éolienne en Algérie

Le développement de l'énergie éolienne en Algérie a commencé en 2001 avec la mise en service du premier parc éolien à Adrar. Depuis, plusieurs autres projets ont vu le jour dans différentes parties du pays, principalement sur la côte méditerranéenne où le potentiel éolien est le plus important.

En 2020, la capacité installée d'énergie éolienne de l'Algérie sera d'environ 413 MW, représentant environ 2,5% de la production totale d'électricité du pays. Cependant, cette capacité devrait augmenter de manière significative dans les années à venir car le gouvernement algérien a plusieurs projets en développement et des objectifs ambitieux de développement des énergies renouvelables dans le pays.

En outre, l'Algérie dispose également d'un énorme potentiel éolien inexploité, qui offre des opportunités de développement pour le secteur de l'énergie éolienne dans le pays.

I.3 Description et qualités de l'énergie éolienne

I.3.1. Définitions de l'énergie éolienne.

Les vents géostrophiques sont les mouvements de masses d'air dans l'atmosphère, causés par des gradients de température dus à un réchauffement inégal entre la région équatoriale et polaire du globe, ainsi que par les forces de Coriolis liées à la rotation de la Terre. Au niveau de la couche de surface de l'atmosphère, le vent subit des forces de frottement et des obstacles sur la surface terrestre, générant des turbulences et des variations

de vitesse en amplitude et en fréquence. Pour transformer l'énergie cinétique du vent en énergie exploitable, il est nécessaire d'utiliser des systèmes de conversion d'énergie éolienne qui la transforment en électricité ou en d'autres formes d'énergie exploitable.

Un aérogénérateur, plus communément appelé éolienne, est un dispositif qui transforme une partie de l'énergie cinétique du vent (fluide en mouvement) en énergie mécanique Disponible sur un arbre de transmission puis en énergie électrique par l'intermédiaire d'une Génératrice.

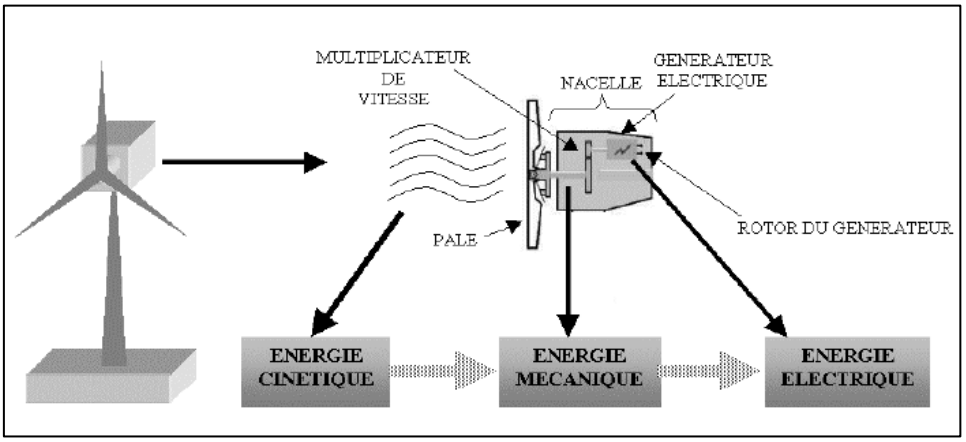


Figure I - 2 : Conversion de l'énergie cinétique du vent

Selon la Puissance nominale délivrée, les éoliennes sont divisées en trois catégories [7] [2]:

- Éoliennes de petite puissance : inférieure à 40 KW,
- Éoliennes de moyenne puissance : de 40 KW à quelques centaines des KW,
- Éoliennes de grande puissance : supérieure ou égale à 1

I.3.2. Principaux composants d'une éolienne

Le Rotor : C'est la partie la plus visible d'une éolienne et se compose de plusieurs pales qui tournent autour d'un axe. Le rotor est l'élément qui capte l'énergie cinétique du vent et la convertit en énergie mécanique.

Le Moyeu : C'est la partie centrale du rotor et relie les pales à l'arbre. Il est conçu pour résister aux forces et aux vibrations qui se produisent lorsque les pales tournent.

L'Arbre : C'est l'élément central de l'éolienne, reliant le rotor au générateur. Il doit être suffisamment solide pour supporter le poids du rotor et des pales, ainsi que les forces exercées par le vent.

Le Générateur : C'est l'élément qui convertit l'énergie mécanique générée par le rotor en énergie électrique. Il s'agit généralement d'un alternateur à aimant permanent.

Nacelle : C'est la structure qui abrite le générateur et l'arbre, ainsi que les systèmes de contrôle et de surveillance de l'éolienne.

La Tour : c'est la structure qui supporte la nacelle et le rotor. Il doit être suffisamment haut pour que le rotor capte le vent le plus efficacement possible.

Le Système de contrôle : C'est un ensemble d'appareils électroniques qui contrôlent le fonctionnement des éoliennes en surveillant la vitesse du vent, la vitesse du rotor, la température, etc.

le Système de freinage : Il s'agit d'un ensemble de dispositifs qui permet à l'éolienne de ralentir lors de vents forts ou de situations d'urgence[3].

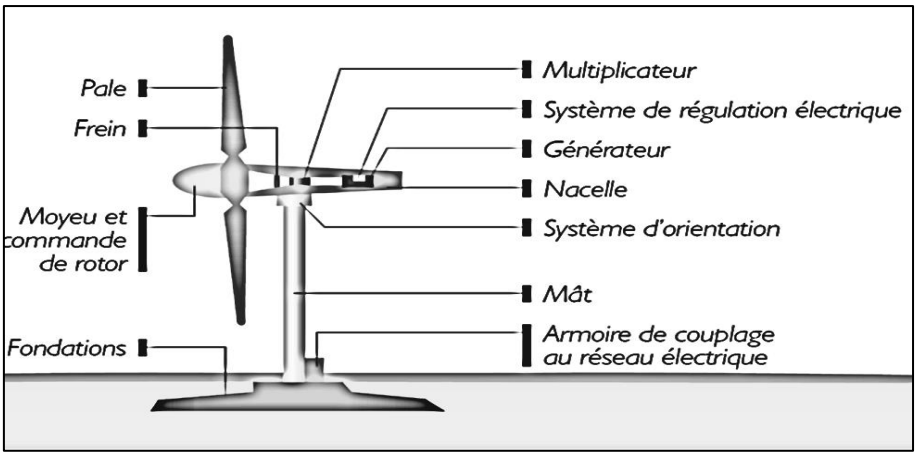


Figure I - 3 : schéma montre le déférentes composant d'une éolienne

I.4 Les différents types d'éoliennes.

I.4.1. Les éoliennes à axe horizontal

Sont les plus courantes. Ils ont des rotors en forme de pales montées sur un axe horizontal, qui est généralement orienté vers le vent. L'énergie du vent est capturée par les pales en rotation, qui entraînent un rotor relié à un générateur pour générer de l'électricité. Les éoliennes à axe horizontal sont plus efficaces pour les vents forts et soutenus.

I.4.2. Les éoliennes à axe vertical

Ont un rotor à pales monté sur un axe vertical qui tourne autour d'un mât central. Les éoliennes à axe vertical sont généralement plus petites que les éoliennes à axe horizontal et sont donc utilisées dans des applications telles que la production d'électricité dans des bâtiments résidentiels ou commerciaux. Les éoliennes à axe vertical ont l'avantage de pouvoir fonctionner dans des conditions de vent variables et peuvent être installées dans des zones urbaines où les éoliennes à axe horizontal ne sont pas pratiques [5].

I.5 Energie cinétique du vent – conversion en énergie Mécanique



Figure I - 4 : éolienne a axe verticale

I.5.1. Le vent

Afin de tester différentes stratégies de commande dans des conditions de turbulences, il est courant de mettre en place un modèle stochastique du vent qui représente l'énergie de la source éolienne. Ce modèle est basé sur la distribution de l'énergie cinétique du vent dans le domaine fréquentiel, connue sous le nom de spectre de Van Der Hoven. Ce spectre est défini comme la densité spectrale de puissance S_v multipliée par la fréquence angulaire ω (comme illustré sur la (Figure I-5) Bien que les détails puissent varier, les spectres mesurés sur différents sites présentent une allure similaire avec deux maximas, à environ 0,01 cycles/heure et 50 cycles/heure.[6]

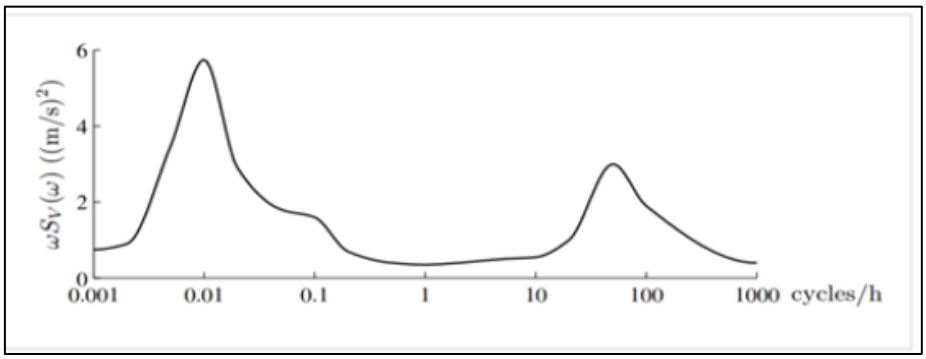


Figure I - 5 : Spectre de Van Der Hoven

La vitesse de vent fait apparaître deux composantes : une composante lente correspondant à la vitesse moyenne du vent (Vm) et une composante rapide dite de turbulence (Vt) venant se superposer à cette vitesse moyenne. L'évolution des deux composantes sur 1000 secondes, une fois séparées, sont représentées sur la (figure I-6)

$V = V_m + V_t$

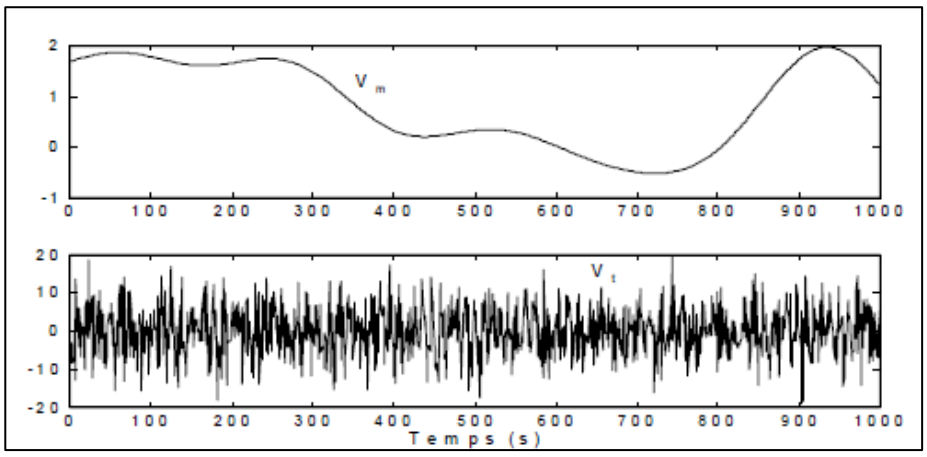


Figure I - 6 : Composante lente et composante de turbulence de la Vitesse du vent

I.5.2. Limite de Betz

Considérez le système éolien à axe horizontal illustré à la figure 1-7, où La vitesse du vent V1 Supposons que la vitesse du vent à travers le rotor est égale à La vitesse du vent d'origine devant l'éolienne V1 et la vitesse du vent après son passage Via rotor V2 soit [7]

$$\frac{V1 + V2}{2} \tag{1,1}$$

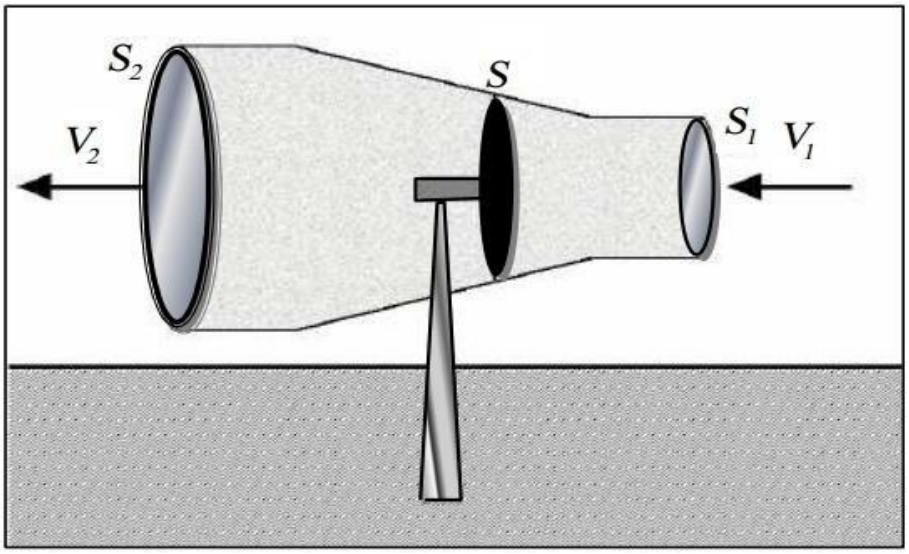


Figure I - 7 : tube de courant autour d'une éolienne

Une masse d'air en mouvement de densité ρ travers la surface S de la lame en une seconde est

$$m = \frac{\rho\, S\, (V_1 + V_2)}{2} \tag{1,2}$$

Ce qui permet d'extraire une puissance égale à la moitié du produit de la masse et de la diminution de la vitesse du vent

$$P_{aero} = \frac{m\left({V_1}^2 - {V_2}^2\right)}{2} \tag{1,3}$$

Remplaçant m par son expression dans (1.3) :

$$P_{aero} = \frac{\rho\, S\, (V_1 + V_2)\left({V_1}^2 - {V_2}^2\right)}{4} \tag{1,4}$$

Un vent théoriquement non perturbé traverserait cette même surface S sans diminution de vitesse, soit à la vitesse V1, la puissance P_{mt} correspondante serait alors :

$$P_{mt} = \frac{\rho\, S\, {V_1}^3}{2} \tag{1,5}$$

Le ratio entre la puissance extraite du vent et la puissance totale théoriquement disponible est

Alors :

$$C_p = \frac{P_{aero}}{P_{mt}} = \frac{\left(1 + \frac{V_1}{V_2}\right)\left(1 - \frac{{V_1}^2}{{V_2}^2}\right)}{2} \tag{1,6}$$

En combinant les équations (1.5) et (1.6), la puissance mécanique P disponible sur l'arbre d'un aérogénérateur s'exprime ainsi

$$P_{aero} = \frac{1}{2}\, Cp\,(\lambda, \beta)\, \rho\, S\, {V_1}^3 \qquad (1,7)$$

Si on représente la caractéristique correspondante à cette équation on s'aperçoit que le ratio *Pm/Pmt* appelé aussi coefficient de puissance *Cp* présente un maxima de 16/27 soit 0,59. C'est cette limite théorique appelée limite de Betz qui fixe la puissance maximale extractible pour une vitesse de vent donnée. Cette limite n'est en réalité jamais atteinte.

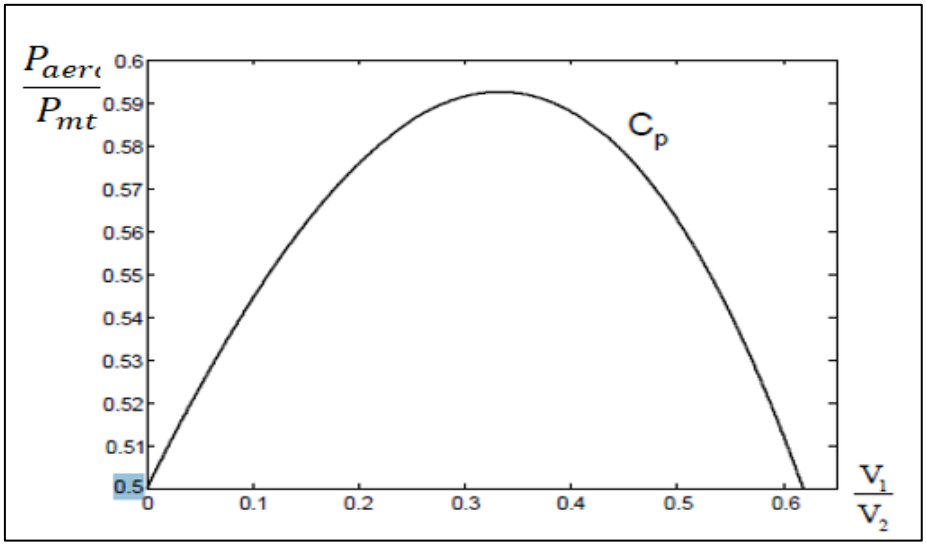


Figure I - 8 : coefficient de puissance

I.5.3. Coefficients de puissances

Sachez que le coefficient de puissance est une grandeur spécifique pour chaque éolienne, et Dépend de la vitesse relative (chaque éolienne est définie par son propre coefficient de puissance exprimé en fonction de la vitesse relative λ représentant le rapport entre la vitesse de l'extrémité des pales de l'éolienne et la vitesse du vent) et de l'angle d'orientation des pales β (Figure I-9) donne les différents coefficients de puissance pour chaque type d'éolienne.

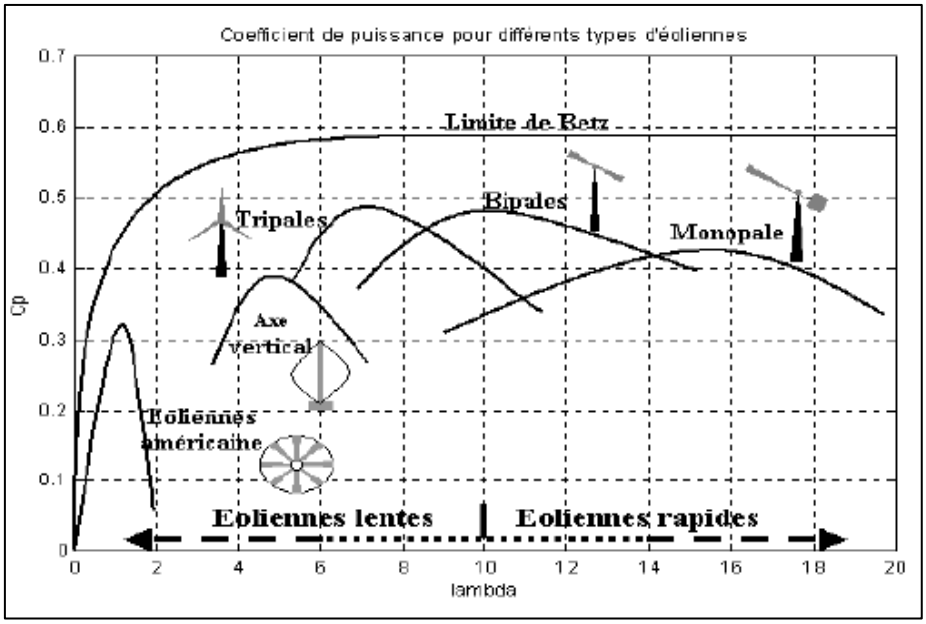


Figure I - 9 : Coefficient de puissance pour différents types d'éoliennes

Dans notre cas, les variations de Cp (λ , β) sont modélisées par L'approximation exponentielle suivante [4] :

$$C_p(\lambda, \beta) = A_1 \left[\frac{A_2}{\lambda_i} - A_3\beta - A_4\right] e^{-A_5\left[\frac{1}{\lambda_i}\right]} + A_6\lambda \qquad (1,8)$$

Avec A1 = 0.5109, A2 = 116, A3 = 0.4, A4 = 5, A5 = 21, A6 = 0.0068 et

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.008\beta} - \frac{0.0035}{\beta^3 + 1} \qquad (1,9)$$

La vitesse relative peut s exprimé par la relation suivant

$$\lambda = \frac{R\ .\ \Omega_t}{V} \qquad (1,10)$$

Où R et V représentent respectivement le rayon de l'éolienne et la vitesse du vent.

la vitesse du vent.

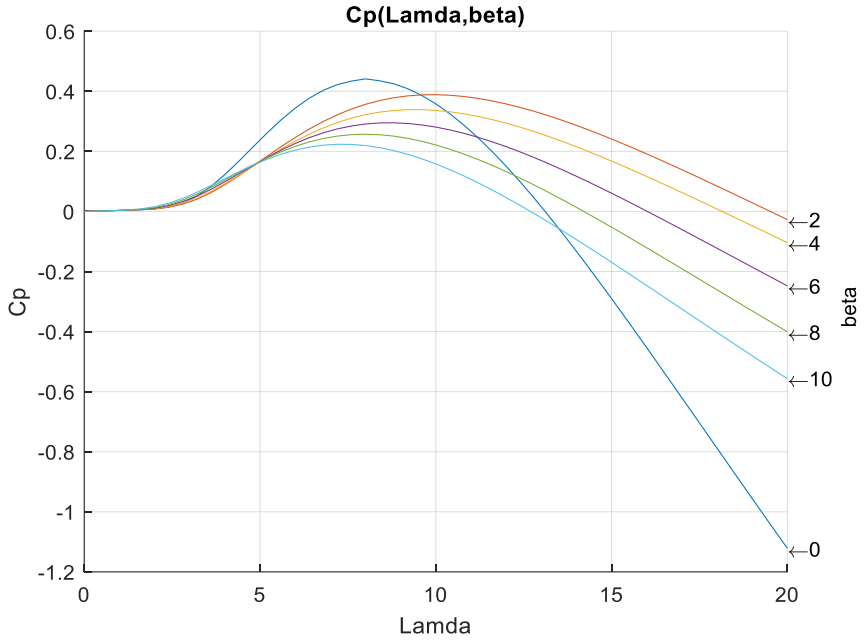


Figure I - 10 : Caractéristiques du coefficient de puissance pour déférent angle de calage beta en fonction vitesse relatives lambda

I.6 Configuration utilisée

I.6.1. Fonctionnement à vitesse variable

Pour une vitesse du vent V_1 et une vitesse mécanique de génératrice Ω_1 , la puissance nominale P_1 (point A) (figure 1.13).si la vitesse du vent passe de V_1 a V_2 et la vitesse de la génératrice reste inchangée (éolienne à vitesse fixe), la puissance P_2 se trouve sur 2^{eme} caractéristique (point B). La puissance maximale se trouve ailleurs sur cette caractéristique (point C). Si on désire extraire la puissance maximale, il est nécessaire de fixer la vitesse de la génératrice à une vitesse supérieure Ω_2, il faut donc rendre la vitesse mécanique variable en fonction de la vitesse du vent pour extraire le maximum de la puissance générée.

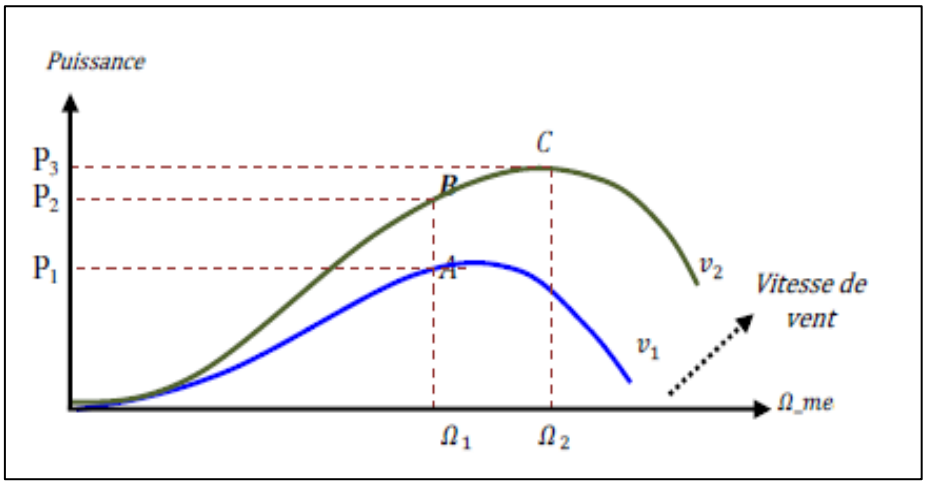


Figure I - 11 : Caractéristique de la puissance en fonction des vitesses

I.6.2. La GADA en vitesse variable

Les éoliennes peuvent être classées en deux types de fonctionnement : à vitesse fixe ou à vitesse variable. Dans le cas d'une éolienne à vitesse fixe, le générateur est directement connecté au réseau électrique fig.1-11. Pour une éolienne à vitesse variable, le générateur est contrôlé par un dispositif électronique de puissance fig.1-12. Le fonctionnement à vitesse variable présente plusieurs avantages, tels que la réduction des contraintes mécaniques, la diminution du bruit acoustique et la possibilité de contrôler la puissance active et réactive [8].

Les grands fabricants d'éoliennes se concentrent actuellement sur le développement de turbines de plus grande taille, allant de 3 à 5 MW [9]. Ces éoliennes fonctionnent toutes à vitesse variable et utilisent soit une génératrice synchrone directement entraînée (sans boîte de vitesses), soit un générateur asynchrone à double alimentation (GADA) [10].

Selon différentes études, l'utilisation d'une éolienne à vitesse variable peut augmenter la production d'énergie de 2 à 39% [11],[12] par rapport à une éolienne à vitesse fixe, en fonction des conditions du site et des paramètres de conception. De plus, l'utilisation d'un GADA peut augmenter considérablement la capture d'énergie, avec des gains allant jusqu'à plus de 60% par rapport à un système à vitesse fixe et plus de 20% par rapport à un système à vitesse variable utilisant une machine à induction à cage [13].

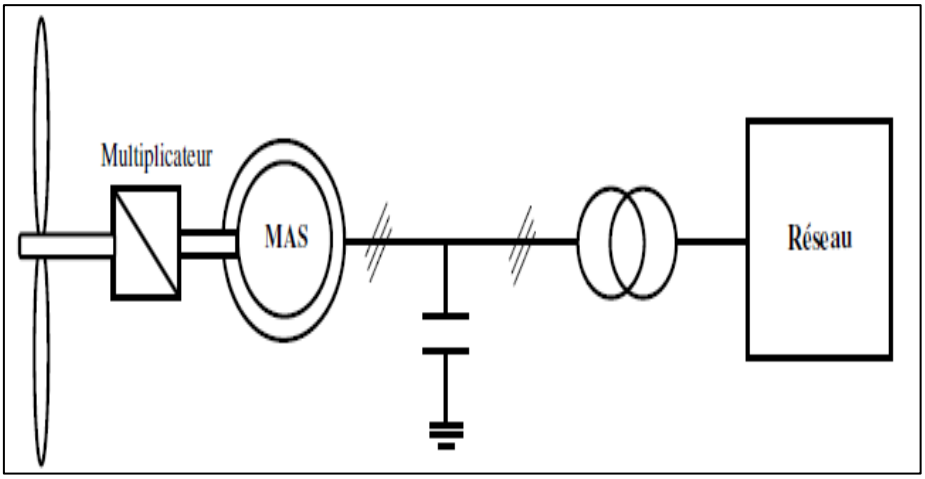


Figure I - 12 : Système éolien à vitesse fixe connecté au réseau.

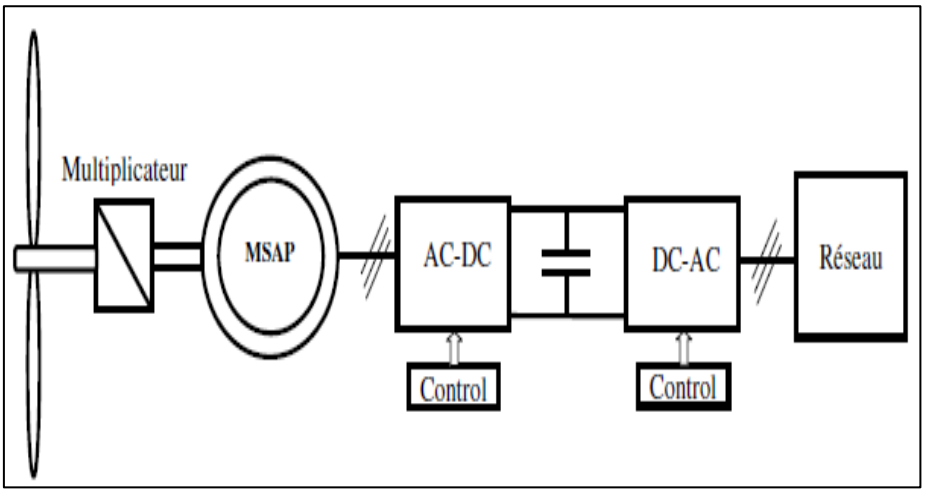


Figure I - 13:Système éolien à vitesse variable à base d'une MSAP connecté au réseau

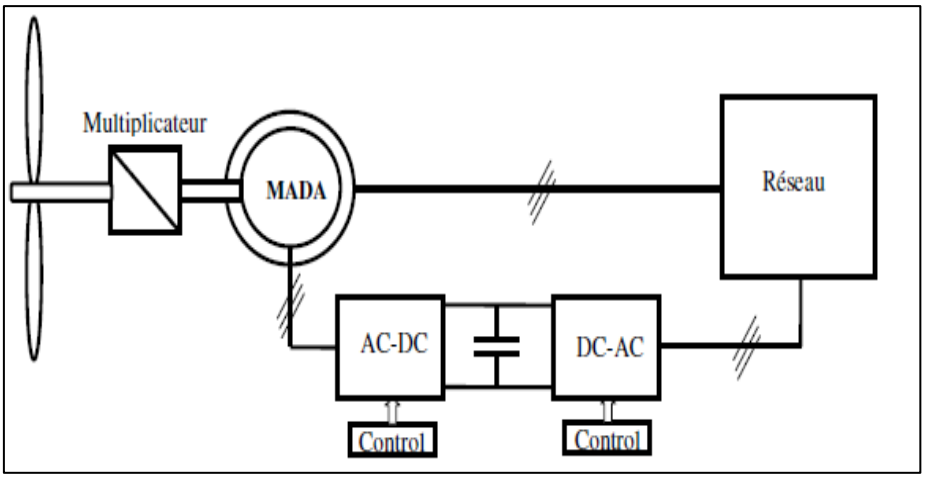


Figure I - 14 : Système éolien à vitesse variable à base d'une MADA connecté au réseau

I.6.3. Les avantages d'utilisation de Gada

- La génératrice asynchrone à double alimentation présente un avantage majeur qui explique sa popularité : l'équipement électronique de puissance ne traite qu'une fraction (20-30%) de la puissance totale du système, comme indiqué dans [Han.01]. Cela se traduit par une réduction des pertes dans les équipements électroniques de puissance par rapport à un système utilisant un générateur synchrone à entraînement direct, en plus des avantages liés à la réduction des coûts.
- La GADA est parfaitement contrôlable si le flux des puissances est bien contrôlé dans les enroulements du rotor à l'aide d'électronique de puissance.
- Le Fonctionnement on quatre quadrants

I.7 Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne

Dans ce paragraphe nous allons élaborer le modèle de l'éolienne pour la commander à vitesse variable. Tenant compte uniquement de la partie mécanique de la turbine.

Sur l'arbre de l'éolienne il y a la turbine éolienne, le multiplicateur de vitesse et le rotor du générateur. La turbine éolienne se compose de plusieurs pales fixes ou orientables. 80% des fabricants fabriquent des turbines tripales pour des raisons de stabilité, de poids et de fluctuations mécaniques. Concéderont, La turbine éolienne, en général, tourne à une vitesse

nominale. Le multiplicateur adapte cette vitesse à celle du générateur électrique qui tourne autour de la vitesse de synchronisme [9].

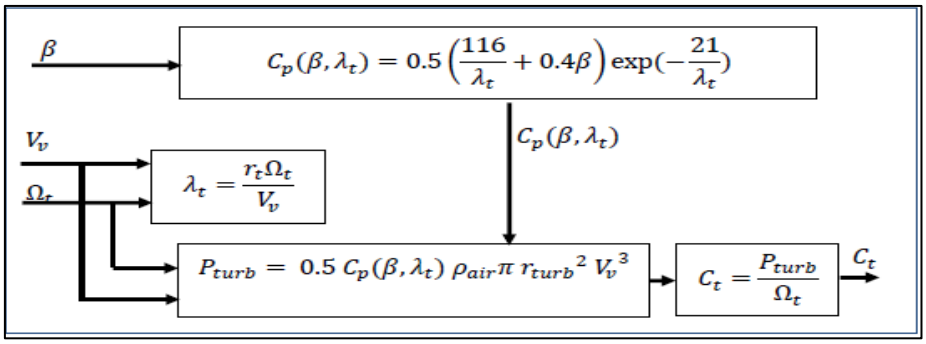


Figure I - 15 : Modèle de la turbine éolienne

I.7.1. Modèle du multiplicateur.

La liaison entre la turbine et le générateur est assurée par le multiplicateur, qui est représenté dans le modèle par un simple gain et considéré comme rigide. Les effets de l'élasticité et du frottement dans le multiplicateur sont ignorés, tout comme les pertes énergétiques. Ainsi, le couple mécanique de la turbine est divisé par le rapport du multiplicateur pour obtenir le couple mécanique sur l'arbre du générateur

$$C_{mec} = \frac{C_t}{G} \tag{1,11}$$

Le multiplicateur adapte la vitesse de la turbine à celle du générateur comme suivant :

$$\Omega_{mec} = \Omega_t \,.\, G \tag{1,12}$$

I.7.2. Modèle de l'arbre.

L'arbre du générateur est modélisé comme suit :

$$J\,\frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} - Cg - C_{frt}\,\Omega_{mec} \tag{1,13}$$

C_{frt} : est le coefficient du frottement.

En fonctionnement générateur le couple électromagnétique a un signe négatif. L'inertie totale est la somme de l'inertie du générateur et de la turbine ramenée au côté générateur c'est-à-dire :

$$J = \frac{J_t}{G^2} + J_G \tag{1,14}$$

avec J_G Inertie de la GADA, J_t: Inertie de la turbine.

J : Inertie total ramené à l'axe rapide

Le schéma de la (Figure I-12) représente le modèle de l'arbre de l'éolienne associé au modèle de la turbine.

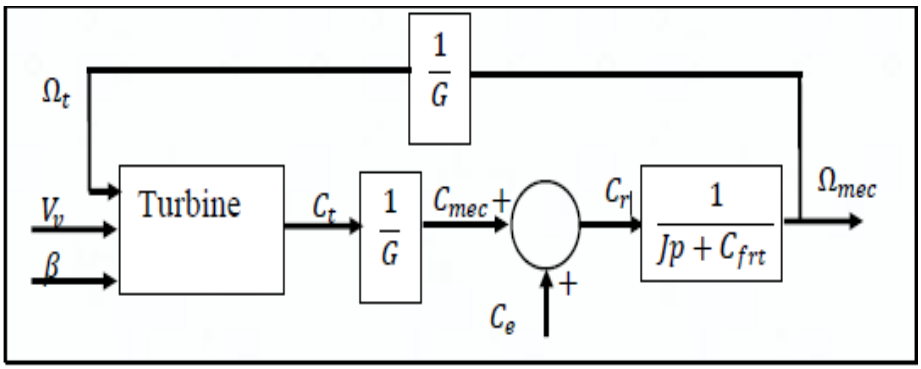


Figure I - 16 : Modèle de l'arbre de l'éolienne

I.8 Stratégie de commende de la turbine a vitesse variable

La fonction d'une turbine éolienne est de convertir une partie de l'énergie cinétique du vent en travail utile. Si elle est destinée à être connectée à un réseau électrique, il est crucial que le système de conversion d'énergie éolienne soit conçu pour minimiser les coûts de production tout en garantissant une exploitation sécurisée conforme aux normes de qualité d'énergie établie.

I.8.1. Objectif de commande

Il y a plusieurs objectifs à considérer qui sont étroitement liés, mais parfois en conflit. Il est important de trouver un compromis bien équilibré entre eux plutôt que de les poursuivre séparément. Pour y parvenir, il est possible d'organiser ces objectifs de la manière suivante

- Maximiser la capture d'énergie en prenant en compte les limites de sécurité telles que la puissance nominale et la vitesse nominale (zone II).
- Protéger le système éolien contre les charges mécaniques excessives (zone III).
- Produire de l'énergie conformément aux normes d'interconnexion en termes de qualité de l'énergie.

Il est essentiel de considérer ces objectifs de manière équilibrée car chacun a des implications sur les autres. Par exemple, une augmentation de la capture d'énergie peut entraîner une augmentation des charges mécaniques et affecter la qualité de l'énergie produite. Les ingénieurs doivent donc tenir compte de ces facteurs interconnectés lorsqu'ils conçoivent des systèmes de commande pour les éoliennes.

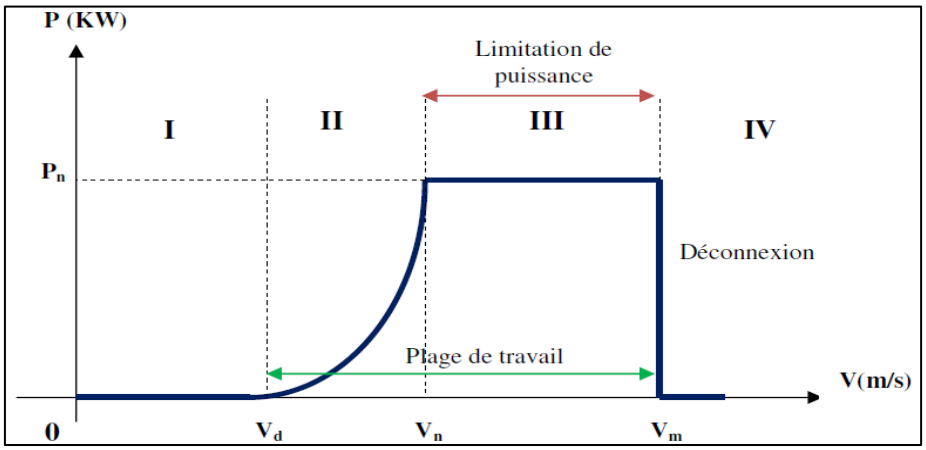


Figure I - 17 : Diagramme de la puissance utile en fonction de la vitesse du vent

I.8.2. Caractéristiques de puissance

Ces fonctionnalités montrent trois zones distinctes avec des objectifs de commande différents.

Zone I : Correspondant à une vitesse de vent faible, la puissance disponible dans cette zone est inférieure à la puissance nominale de la turbine. Le but de ce champ est d'extraire Obtenez le maximum de puissance du vent en appliquant des techniques qui extraient le maximum de Puissance (MPPT, suivi du point de puissance maximale),

Zone II : Zone de transition entre la zone de charge partielle (Zone I) et la zone de charge Nominale (Zone II). Dans cette région, pour une raison quelconque, la vitesse de rotation reste constante mécanique (contrainte des pales) et acoustique (bruit généré),

Zone III : Correspondant aux vents violents, cette zone a pour but de limiter la puissance

La valeur résultante est égale à la puissance nominale de l'éolienne pour éviter les surcharges. C'est Réalisé en agissant sur l'angle d'inclinaison de la pale.

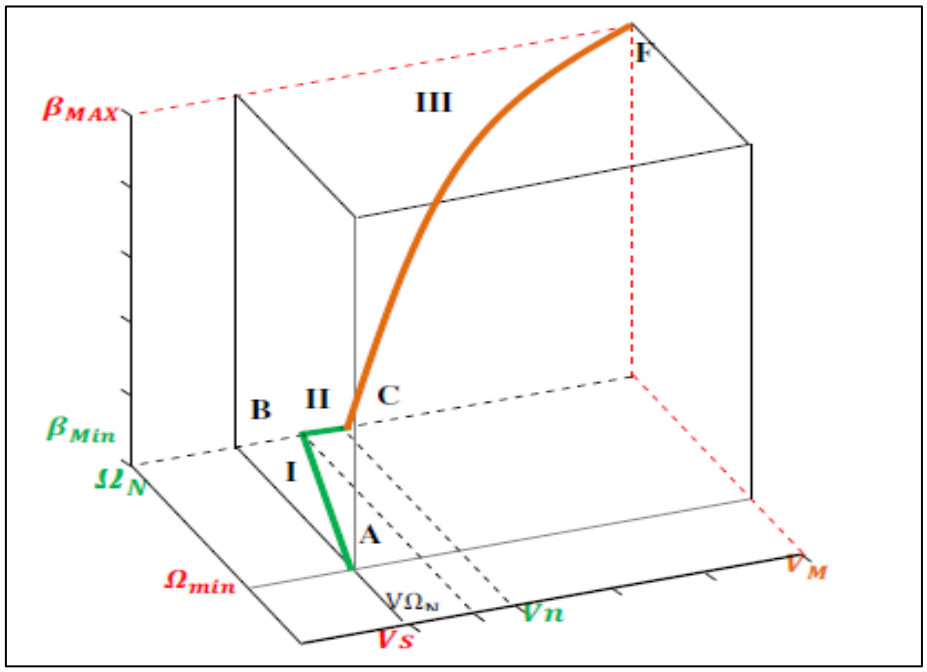


Figure I - 18 : Caractéristique idéale d'une éolienne à vitesse variable. Plan (V, Ω, β)

a. Stratégies de Commande dans la zone I (Optimisation de la puissance)

Dans cette zone, on cherche d extraire un maximum de puissance du vent. Le système de contrôle vise à faire varier la vitesse de rotation de l'éolienne de manière à rester aux voisinages de la valeur optimale de la vitesse relative $\lambda=\lambda_{opt}$, Comme l'angle de calage est fixe, le coefficient de puissance de l'éolienne est a la valeur maximale Cpmax. La technique d'optimisation de la puissance utilisée dans cette zone de fonctionnement est celle de l'MPPT.

b. Principe de la Technique de Maximisation de Puissance (MPPT)

La technique MPPT (Maximum Power Point Tracking) est une méthode de contrôle très fiable et simple à implémenter. Elle consiste à déterminer la vitesse de la turbine qui permet d'obtenir le maximum de puissance générée. Pour agir sur la vitesse de rotation de la turbine ΩT, on s'intéresse au sens de variation du gradient $dP/d\Omega_T$. Ce gradient vaut zéro lorsqu'on atteint le maximum de la puissance, le point que l'on recherche. On le déduit à partir de l'équation (1.15)[7] :

$$\frac{dP}{d\Omega_T} = \frac{dP}{dt}\left[\frac{d\Omega_T}{dt}\right]^{-1} \qquad (1,15)$$

c. Commande de l'angle de calage :

Le dispositif d'orientation des pales est essentiel pour limiter la puissance extraite de la turbine en ajustant l'angle de calage des pales. Ce mécanisme utilise un système hydraulique ou électrique pour orienter les pales selon un angle de référence prédéfini fig.1-17. L'angle de référence est généralement déterminé par une boucle de régulation externe visant à contrôler la vitesse de la turbine ou la puissance mécanique générée. Le système de commande, appelé "Pitch control", calcule le couple nécessaire pour atteindre l'angle souhaité. Un modèle de premier ordre peut être utilisé pour décrire ce principe selon l'équation temporelle suivant.

$$J_{Pz}\,\frac{d\dot{\beta}}{dt} = C_{ref} - C_r - f_p\,\dot{\beta}$$

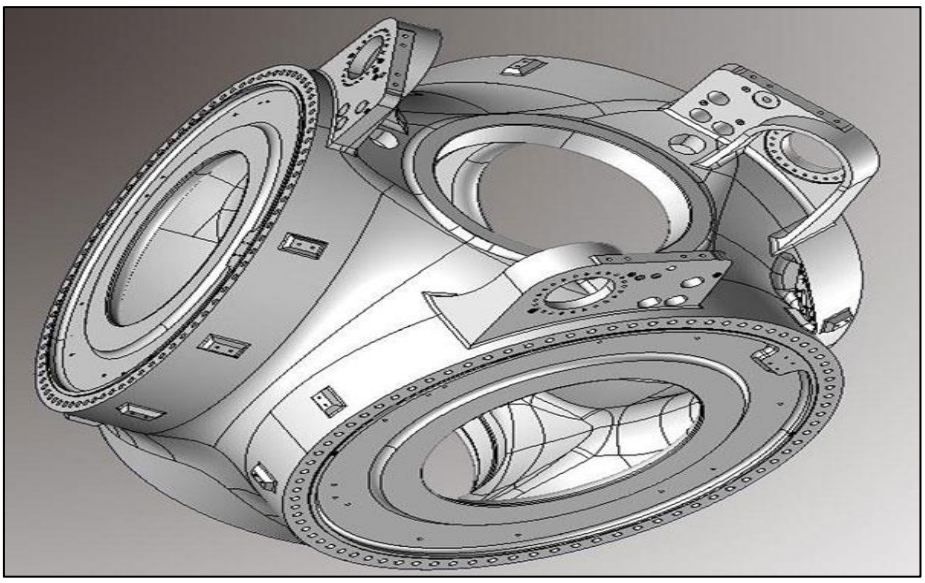


Figure I - 19 : système d'orientation des pales

Ce qui est transformé en Laplace $\frac{\dot{\beta}(P)}{C_{ref}-C_r} = \frac{1}{J_{Pz}P+f_p}$

Avec C_r *:* Couple résistant.

C_{ref} : Couple de référence appliqué sur les pales.

J_{Pz} : Inertie de la pale sur l'axe longitudinal Z.

f_p : Coefficient de frottement.

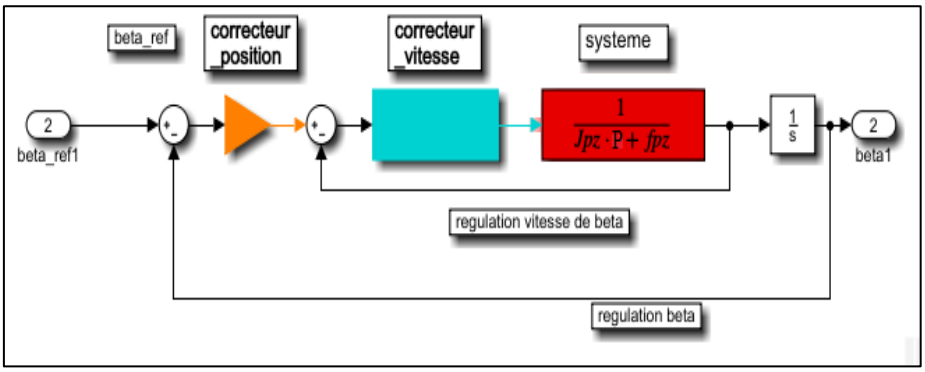


Figure I - 20 : Schéma bloc pour la régulation de l'angle de calage

Le régulateur de vitesse est de type Proportionnel Intégral (PI). Il se présente avec Une structure « anti Wind-up » sous la forme suivante [9] :

$$\frac{K_{P\beta}P + K_{I\beta}}{P}$$

Les constantes $K_{P\beta}$ et $K_{I\beta}$ sont sélectionnées pour obtenir une dynamique de l'ordre de l0ms en utilisant la méthode de compensation de pôles. Dans le choix du correcteur de position, il y a deux options en raison de la présence d'un intégrateur dans la boucle directe : un correcteur proportionnel (P) ou un correcteur proportionnel intégral (PI). Le choix dépendra de l'erreur de poursuite, qui sera faible dans le premier cas et constante dans le second. Dans les deux cas, on suppose que la boucle de vitesse est plus rapide que la boucle de position. Nous avons opté pour un correcteur de type proportionnel (P) afin d'obtenir une faible erreur statique de position d'angle β.

Les contraintes mécaniques imposées aux pales deviennent très élevées à des vitesses de vent élevées, nécessitant une limitation de la puissance générée pour éviter d'endommager la machine. L'angle de calage de référence ~ref est déterminé par le contrôle de puissance mécanique PT, qui est régulé autour de sa valeur nominale. Lorsque la vitesse du vent est inférieure à sa valeur nominale (environ 12 m/s), le mécanisme d'orientation des pales n'intervient pas et l'angle ~ reste à zéro. Au-delà de cette vitesse, la régulation entre en jeu et l'angle varie entre 0° et 20°. Ainsi, on obtient le schéma bloc de contrôle de puissance présenté ci-dessous

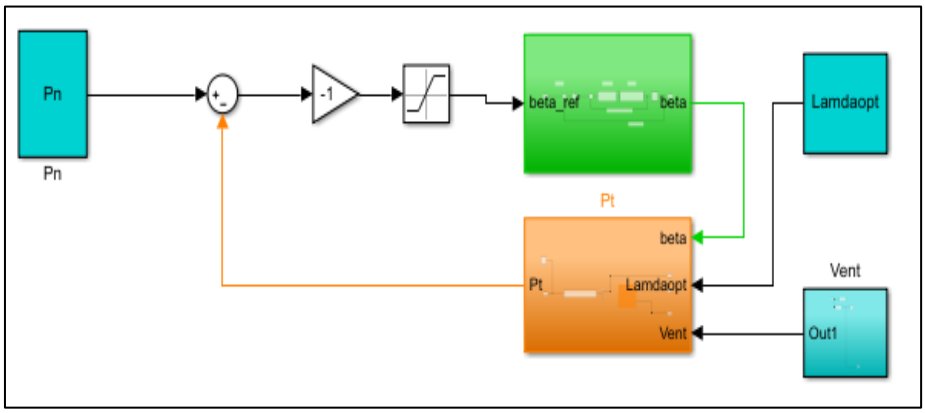


Figure I - 21 : génération de la référence de l'angle de calage

La fig1-20 montre la puissance mécanique de la turbine avec et sans contrôle L'angle de calage. La fig.1-21 montre le changement d'angle décalage. On a noté qu'une fois que la

puissance dépasse la valeur nominale, la régulation s'enclenche (3700W), sinon l'angle est égal à O.

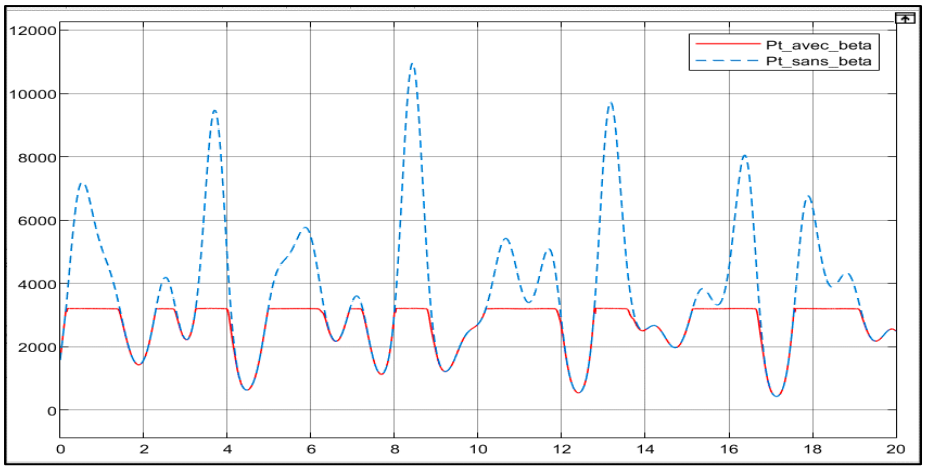


Figure I - 22 : Puissance mécanique de la turbine avec et sans control de l'angle de calage

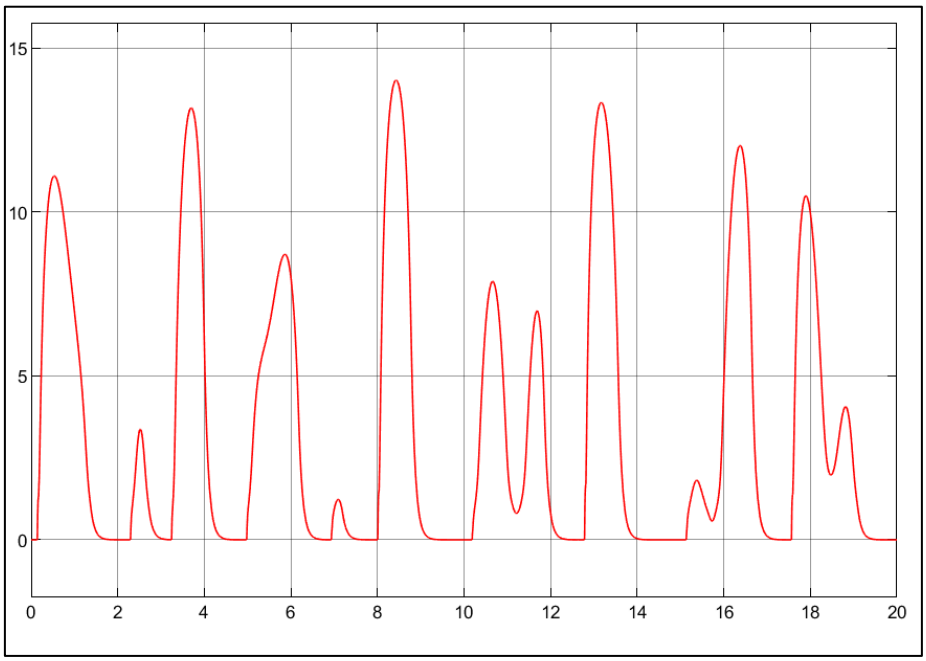


Figure I - 23 : variation de l'angle de calage

I.9 Conclusion

Dans la conclusion de ce chapitre, nous avons vu que l'énergie éolienne est une source d'énergie renouvelable prometteuse en Algérie. Malgré son fort potentiel, sa part dans la production d'énergie reste faible. Nous avons également vu que l'énergie éolienne peut être convertie en électricité grâce à des éoliennes. Une éolienne se compose de plusieurs composants clés, notamment des pales, une boîte de vitesses, un générateur et un système de contrôle. Nous avons également vu différents types d'éoliennes disponibles sur le marché, telles que les éoliennes à axe horizontal et à axe vertical. Nous examinons ensuite le processus de conversion de l'énergie éolienne, qui est accompli en respectant la limite de Betz et en utilisant le coefficient de puissance pour optimiser l'efficacité de l'éolienne.

Enfin, nous examinons les stratégies de contrôle des éoliennes visant à maximiser la production d'énergie tout en assurant la sécurité et la fiabilité du système. La cible de contrôle varie en fonction de la zone d'exploitation et des caractéristiques de puissance associées de l'éolienne. En bref, l'énergie éolienne est une alternative viable aux énergies non renouvelables et son développement en Algérie est une opportunité pour atteindre les objectifs de développement durable et de lutte contre le changement climatique.

Chapitre II

Modélisation et simulation de gadadans les différents référentielles.

II.1. Introduction :

Dans la section de ce chapitre, nous modélisons une machine asynchrone à rotor bobiné, Nous examinons également son comportement dans différents états de fonctionnement, y compris les modes moteur et générateur, et les aspects liés à sa commande.

L'approche de modélisation qu'on a utilisée est basée sur le concept d'un vecteur de rotation. Au stator et au rotor, le courant triphasé traversant les enroulements triphasés produit un champ magnétique pulsé, qui se superpose pour produire un champ magnétique tournant. Ces phénomènes sont illustrés dans la Figure II.1.

En considérant la relation entre différentes grandeurs, nous pouvons étendre le concept de vecteur de rotation à tout ensemble de grandeurs triphasées telles que [Is], [Ψs], [Vs], [Vr], [Ψr] et beaucoup d'autres.

Dans ce cadre, nous explorons également la modélisation et la simulation de machines asynchrones à double alimentation sur différents repères. Ces repères, tels que le repère de stator, les repère de rotor et les repères synchrone, offrent différentes perspectives pour l'analyse et le contrôle des machines. Nous nous concentrons sur les équations électriques, magnétiques et mécaniques qui décrivent le comportement de la machine, Ainsi, nous avons simulé le modèle de la machine asynchrone à double alimentation dans différents repères.

On peut modéliser la machine asynchrone selon différentes méthodes, en fonction des objectifs recherchés :

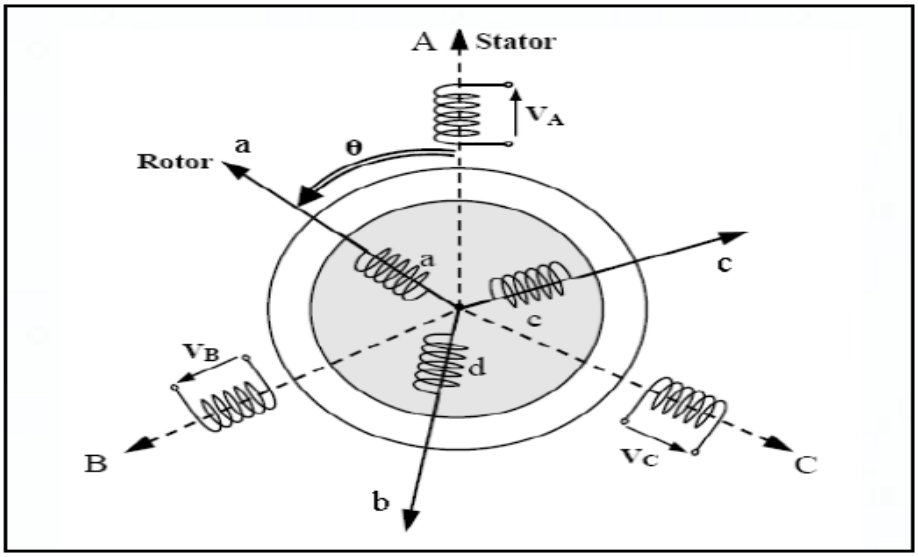


Figure II - 1 : Définition des repères stator et rotor

-Les modèles en abc, découlant des équations différentielles régissant le fonctionnement de la machine. Ils sont utilisés essentiellement pour l'étude des régimes permanents.

-Les modèles issus de la transformation de Park ou de Concordia, utilisés couramment pour l'étude des régimes transitoires et pour la commande vectorielle des machines.

II.2. Modélisation de la machine asynchrone sous hypothèses linéaires

Nous admettons que la machine est bien construite et On suppose que :

- les Caractéristique magnétiques de la machine linéaire (circuit magnétique non saturé).

- Les valeurs des inductances propres et mutuelles sont indépendantes des intensités des Courants.

- Les pertes dans le fer (pertes par hystérésis et par courants de Foucault) sont nulles.

- La variation des résistances des enroulements (en fonction de la température) est négligeable. On prendra les valeurs correspondantes au fonctionnement sous charge nominale, après stabilisation de la température des enroulements.

Les conséquences importantes de ces hypothèses sont :

- L'additivité de flux.
- La constance des inductances propres
- La constance des résistances statoriques et rotoriques.

II.3. Modèle triphasé de la GADA.

Nous partons des équations générales de la machine asynchrone à rotor bobiné qui s'écrivent, dans un repère triphasé, de la manière [14] :

$$[V_s] = [R_s] \quad [I_s] + \frac{d}{dt}[\Psi_s] \tag{2,1}$$

$$[V_r] = [R_r] \quad [I_r] + \frac{d}{dt}[\Psi_r] \tag{2,2}$$

$[V_s] = [V_{as}\ V_{bs}\ V_{cs}]^T$ *: Vecteur courant statorique*

$[\Psi_s] = [\Psi_{as}\ \Psi_{bs}\ \Psi_{cs}]^T$ *: Vecteur flux statorique*

$[R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix}$ *: Matrice résistances du statorique*

$[V_r] = [V_{ar}\ V_{br}\ V_{cr}]^T$ *: Vecteur courant rotorique*

$[\Psi_r] = [\Psi_{ar}\ \Psi_{br}\ \Psi_{cr}]^T$ *: Vecteur flux rotorique*

$[R_r] = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix}$ *: Matrice résistances du rotorique*

Les équations des flux statorique et rotorique et donnés par :

$$[\Psi_s] = [L_{ss}][i_s] + [M_{sr}][I_r] \tag{2,3}$$

$$[\Psi_r] = [L_{rr}][i_r] + [M_{rs}][I_s] \tag{2,4}$$

Avec :

$$[L_{ss}] = \begin{bmatrix} l_s & M_s & M_s \\ M_s & l_s & M_s \\ M_s & M_s & l_s \end{bmatrix} \quad : \text{matrice d'inductances statoriques}$$

$$[L_{rr}] = \begin{bmatrix} l_r & M_r & M_r \\ M_r & l_r & M_r \\ M_r & M_r & l_r \end{bmatrix} \quad : \text{matrice d'inductances rotoriques}$$

M_r : Inductances entre deux enroulements de rotor

M_s : Inductances entre deux enroulements de stator

$[M_{rs}]$: matrice d'inductances mutuelles du couplage stator-rotor.

$$[M_{rs}] = [M_{rs}]^T = Msr \begin{bmatrix} cos(\theta) & cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) & cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & cos(\theta) & cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) & cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (2,5)$$

Les équations des flux peuvent être reformulées en matrice comme suit

$$\begin{bmatrix} \Psi_s \\ \Psi_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [L_{ss}] & [M_{sr}] \\ [M_{sr}] & [L_{rr}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_s \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2,6)$$

Lorsque nous remplaçons les matrices de flux dans les équations (2,11) et (2,2) par leurs expressions provenant des équations (2,3) et 2,4), nous obtenons le résultat suivant :

$$[V_s] = [R_s] \quad [I_s] + [L_{ss}]\frac{d}{dt}[I_s] + \frac{d}{dt}\left[[M_{sr}][I_r]\right] \quad (2,7)$$

$$[V_r] = [R_r] \quad [I_r] + +[L_{rr}]\frac{d}{dt}[I_r] + \frac{d}{dt}\left[[M_{rs}][I_s]\right] \quad (2,8)$$

En raison de la dépendance temporelle des coefficients, la résolution de ce système d'équations est très difficile. Pour pallier à cette difficulté, on utilise la transformation de Park, qui permet de transformer ces coefficients en des paramètres constants.

Transformation de Park :

Cette transformation, également connue sous le nom de transformation à deux axes, permet de faire correspondre les enroulements de la machine d'origine à des enroulements équivalents sur le plan électrique et magnétique, disposés selon les axes d et q.

Son objectif principal est de rendre l'inductance mutuelle du modèle indépendante de la rotation tout en conservant les propriétés électromagnétiques et l'énergie instantanée associée.

La matrice de transformation de Park est donnée par

$$P(\theta)=\sqrt{\frac{3}{2}}\begin{bmatrix}\frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}}\\ \cos(\theta_a) & \cos\left(\theta_a-\frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_a-\frac{2\pi}{3}\right)\\ -\sin(\theta_a) & -\sin\left(\theta_a+\frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_a+\frac{2\pi}{3}\right)\end{bmatrix} \quad (2,9)$$

Avec θ_a est l'écart angulaire entre l'axe statorique et l'axe directe '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. Dans notre modèle, on prendra la référence liée au champ tournant

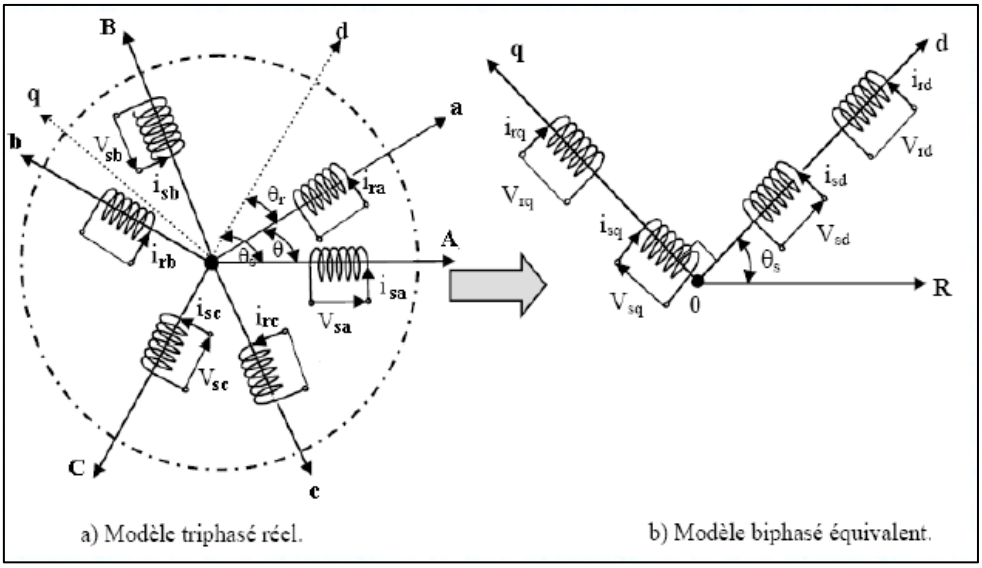


Figure II - 2 : Passage de système triphasé au système biphasé

La composante homopolaire d'indice 0 est nulle, car la somme instantanée des grandeurs triphasées (système équilibré) est nulle.

La matrice inverse de Park est donnée par :

$$P^{-1}(\theta_a)=\sqrt{\frac{3}{2}}\begin{bmatrix}\frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_a) & -\sin(\theta_a)\\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos\left(\theta_a-\frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_a-\frac{2\pi}{3}\right)\\ \frac{1}{\sqrt{2}} & -\sin\left(\theta_a+\frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_a+\frac{2\pi}{3}\right)\end{bmatrix} \quad (2,10)$$

II.4. Modèle biphasé de la GADA.

II.4.1. Équations de tension :

$$[V_s]=P^{-1}(\theta_a)\left[V_{sdq}\right]=[R_s]\quad P^{-1}(\theta_a)\left[I_{sdq}\right]+\frac{d}{dt}\{P^{-1}(\theta_a)\left[\Psi_{sdq}\right]\} \quad (2,11)$$

En multipliant par $P(\theta_a)$ on obtient :

$$[V_{sdq}] = [R_s] \quad [I_{sdq}] + P(\theta_a)\frac{d}{dt}\{P^{-1}(\theta_a)[\Psi_{sdq}]\} \tag{2,12}$$

$$P(\theta_a)\frac{d}{dt}[P^{-1}(\theta_a)] = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}\omega_s \tag{2,13}$$

Avec

$\omega_s = \frac{\mathrm{d}\theta_a}{\mathrm{dt}}$: vitesse de rotation du référentiel par rapport au stator

Pour l'équation des tensions rotoriques on fait la même application, en remplaçant $\frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{dt}}$ par $(\omega_s - \omega_r)$ devienne qui représente la vitesse de rotation du référentiel par rapport au rotor. On aboutit à :

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_s \end{bmatrix} + \frac{d}{dt}\begin{bmatrix} \Psi_{ds} \\ \Psi_{qs} \end{bmatrix} + \omega_s \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \Psi_{ds} \\ \Psi_{qs} \end{bmatrix} \tag{2,14}$$

$$\begin{bmatrix} V_{dr} \\ V_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_r & 0 \\ 0 & R_r \end{bmatrix} + \frac{d}{dt}\begin{bmatrix} \Psi_{dr} \\ \Psi_{qr} \end{bmatrix} + (\omega_s - \omega_r)\begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} \Psi_{dr} \\ \Psi_{qr} \end{bmatrix} \tag{(2,15}$$

II.4.2. Équations de flux :

En multipliant les équations des flux (2,3) et 2,4) par $P(\theta)$

$$P(\theta)[\Psi_s] = P(\theta)[L_{ss}][i_s] + P(\theta)[M_{sr}][I_r] \tag{2,16}$$

$$P(\theta_a)[\Psi_r] = P(\theta_a)[L_{rr}][i_r] + P(\theta_a)[M_{rs}][I_s] \tag{2,17}$$

On aura :

$$\begin{bmatrix} \Psi_{ds} \\ \Psi_{qs} \\ \Psi_{dr} \\ \Psi_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_s & 0 \\ 0 & M & 0 & L_s \end{bmatrix}\begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} \tag{2,18}$$

Avec $L_s = l_s - M_s$; $L_r = l_r - M_r$; $M = M_{sr}$

II.4.3. Équation mécanique :

L'équation dynamique relie le couple électromagnétique de la GADA à la vitesse :

$$J_G\frac{\mathrm{d}\Omega}{\mathrm{dt}} = C_e - C_r - C_{frt}\Omega \tag{2,19}$$

Et le couple électromagnétique écrit en fonction des flux et des courants comme suit :

$$C_e = N_{pol} * \frac{M}{L_s}\left(I_{dr}\Psi_{qs} - I_{ds}\Psi_{qr}\right) \tag{2,20}$$

N_{pol}: *est le nombre de paires des pôles*

II.5. Modèle complexe de la GADA.

II.5.1. Transformation de Clarke :

Les grandeurs électriques, étant essentiellement sinusoïdales, sont caractérisées par leur module et leur phase. Elles peuvent donc être représentées dans un système de référence bidimensionnel de deux bobines à π/2 équivalent. Supposons que le champ magnétique ou la force magnétomotrice et la puissance instantanée soient conservés. Ainsi, pour les trois grandeurs triphasées xa, xb, xc, on rapporte le vecteur [X(s)] dans le repère (S) d'axes fixes (α, β) au stator.

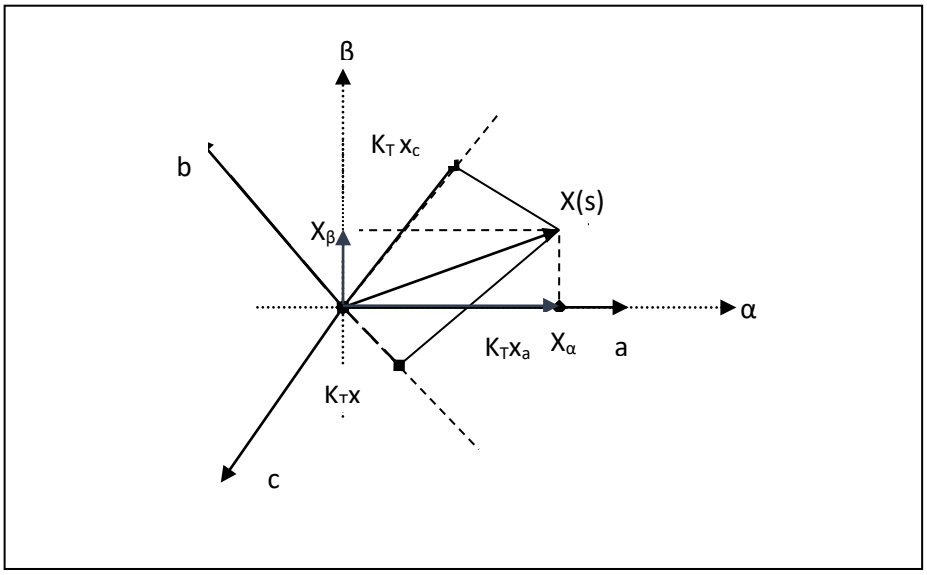


Figure II - 3 : Représentation du vecteur champ tournant

L'expression de vecteur [X(s)] est :

$$[X_{(s)}] = \begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \end{bmatrix} = K_T \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \sqrt{3}\frac{1}{2} & -\sqrt{3}\frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix} \qquad (2{,}21)$$

Avec KT = $\sqrt{\frac{2}{3}}$ pour une représentation conservant la puissance.

Donc : le nombre complexe associé aux composantes de ce vecteur s'écrit

$$\bar{X}_{(s)} = K_T \left(x_a + x_b\, e^{\frac{j2\pi}{3}} + x_c\, e^{\frac{j4\pi}{3}} \right)$$

Pour obtenir une matrice de passage carrée et donc inversible, on ajoute une composante fictive x_0 (0 est un indice) tel que : $[X_{(s)}] = \begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \\ x_0 \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{3}{2}} * \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}$

La composante homopolaire d'indice 0 est nul car, dans un système équilibré, la somme instantanée des grandeurs triphasées est égale à zéro.

Équations de base

Dans cette modélisation les déférent grandeur seront exprimées dans leurs propres repère.

$$\begin{cases} [V_{s(s)}] = R_s \quad [I_{s(s)}] + \dfrac{d}{dt}[\Psi_{s(s)}] \\ [V_{r(r)}] = R_r \quad [I_{r(r)}] + \dfrac{d}{dt}[\Psi_{r(r)}] \\ [\Psi_{r(r)}] = L_r[I_{r(r)}] + M_{sr}P(-p\Theta)[I_{s(s)}] \\ [\Psi_{s(s)}] = L_s[I_{s(s)}] + M_{sr}P(p\Theta)[I_{r(r)}] \end{cases} \quad (2.22)$$

La matrice de rotation P(±pΘ) est utilisée pour effectuer la transition du repère (R) au repère (S), où Θ représente la position du rotor et p est le nombre de paires de pôles. L'angle pΘ est l'angle électrique du rotor (R) par rapport au stator (S). Pour simplifier l'expression, nous utilisons la représentation complexe

$$\begin{cases} \bar{V}_{s(s)} = R_s\bar{I}_{s(s)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{s(s)}}{dt} \\ \bar{V}_{r(r)} = R_r\bar{I}_{r(r)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{r(r)}}{dt} \\ \bar{\Psi}_{s(s)} = L_s\bar{I}_{s(s)} + M_{sr}e^{jp\theta}\bar{I}_{r(r)} \\ \bar{\Psi}_{r(r)} = L_r\bar{I}_{r(r)} + M_{sr}e^{-jp\theta}\bar{I}_{s(s)} \end{cases} \quad (2,23)$$

(s), (r) : indices exposants indiquant le référentiel de mesure propre à chaque armature

s → stator ; r → rotor.

Le modèle de la machine asynchrone dans des référentiels distincts est élaboré en utilisant des représentations vectorielles complexes pour obtenir un modèle simplifié. Les équations (2,21) définissent le modèle électromagnétique complexe vectoriel de la machine asynchrone à double excitation (l'excitation simple $\bar{V}_{r(r)}$ étant nulle) dans des référentiels distincts, c'est-à-dire que chaque grandeur est mesurée dans son propre référentiel.

Couple électromagnétique

Le couple électromagnétique découle de ces variables électriques. En effet

$$C_{em} = \frac{3}{2}M_{sr}\Im M\left[i_s^{(s)}\left(i_r^{(r)}e^{j\theta}\right)^*\right] \quad (2,24)$$

L'équation mécanique

L'équation de mouvement s'écrit :

$$j\frac{d\,\Omega}{dt} = C_{em} - C_r \quad (2,25)$$

Cr : le couple résistant avec le couple de frottements

Puissances échangées entre le stator et le réseau :

L'expression de la puissance active statorique est donnée par : $Ps = \mathbf{Re}[\bar{V}_s * \bar{i}_s^*]$

Ainsi que la puissance réactive statorique s'écrit : $Qs = \mathfrak{I}\mathbf{M}\,[\bar{V}_s * \bar{i}_s^*]$

. Puissances échangées entre le stator et le réseau :

L'expression de la puissance active statorique est donnée par : Ps = $\mathbf{Re}[\bar{V}_s * \bar{i}_s^*]$ ainsi que la puissance réactive statorique s'écrit : Qs =$\mathfrak{J}\mathbf{M}$ $[\bar{V}_s * \bar{i}_s^*]$

II.5.2. Modélisation de la MADA Dans les référentiels communs

En général, la modélisation des machines est réalisée dans un référentiel commun d'observation, appelé référentiel Tobs, où toutes les variables doivent être rapportées. À cet effet, des relations de passage entre les référentiels sont définies.

II.5.2.1. Relation de passage entre référentiels :

Sachant que la norme de $\bar{x}$, définie par x est invariante quelque soient les repères en rotation, on peut écrire les relations suivantes :

$$\bar{X}_{(s)} = x.e^{j\theta s}\ , \quad \bar{X}_{(r)} = x.e^{j\theta r}\ , \quad \bar{X}_{(T)} = x.e^{j\theta T} \tag{2,26}$$

Avec les indices (s), (r) et (T) définissant respectivement les repères du stator, du rotor et du repère tournant, les relations (2,24) permettent d'établir les relations de passage typiques entre ces différents repères.

Passage stator–rotor et réciproquement est exprimée par :

$$X_r^{(s)} = e^{j\theta} X_r^{(r)} \quad ; \quad X_r^{(r)} = e^{-j\theta} X_r^{(s)}$$

Passage stator–Tobs et réciproquement est exprimée par :

$$\bar{X}_{(t)} = e^{-j\theta obs}\, \bar{X}_{(s)}\ , \quad \bar{X}_{(s)} = e^{j\theta obs}\, \bar{X}_{(T)} \tag{2,27}$$

Passage rotor–Tobs et réciproquement est exprimée par :

$$\bar{X}_{(t)} = e^{-j(\theta obs-\theta)}\, \bar{X}_{(r)}\ , \quad \bar{X}_{(r)} = e^{j(\theta obs-\theta)}\, \bar{X}_{(T)} \tag{2,28}$$

Équations des tensions

Pour écrire les expressions de (2.22) dans le référentiel d'observation commun, il suffit d'utiliser les relations de passage (2.27) et (2,28), il vient alors :

$$\begin{cases} \bar{V}_{s(T)} = R_s \bar{I}_{s(T)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{s(T)}}{dt} + j.\omega_{obs}.\bar{\Psi}_{s\,(T)} \\ \bar{V}_{r(T)} = R_r \bar{I}_{r(T)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{r(T)}}{dt} + j.(\omega_{obs} - \omega).\bar{\Psi}_{r(T)} \end{cases} \tag{2,29}$$

Avec : $\omega_{obs} = \dfrac{d\theta_{obs}}{dt}$

Équations des flux

Les relations rigides flux–courant dans le référentiel commun seront à leurs tours données comme

$$\begin{cases} \bar{\Psi}_{s(T)} = L_s \bar{I}_{s(T)} + M_{sr} \bar{I}_{r(T)} \\ \bar{\Psi}_{r(T)} = L_r \bar{I}_{r(T)} + M_{sr} \bar{I}_{s(T)} \end{cases} \tag{2,30}$$

II.5.2.2. Choix du référentiel commun

L'étude analytique de la machine asynchrone en utilisant des composantes 2D requiert l'utilisation d'un référentiel qui simplifie les expressions vectorielles des tensions et des flux au maximum. Il existe différentes options pour le choix du repère d'axes (D, Q), qui

dépendent de l'application. Dans la Figure II.4, on peut observer les trois cas les plus couramment rencontrés [15].

- - Référentiel commun lié au stator ωobs = 0 ;
- - Référentiel commun lié au rotor ωobs = ω = P.Ω ;
- - Référentiel commun lié au synchronisme statorique ωobs = ωs ; ωr = (ωs − ω).

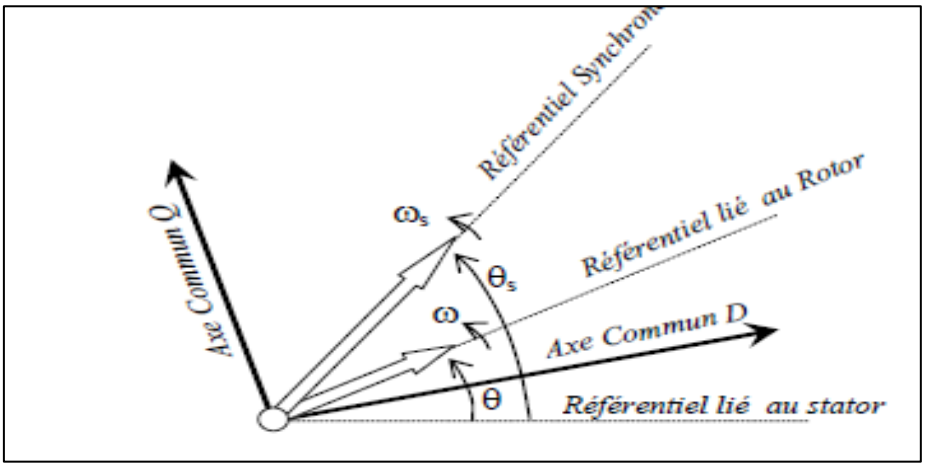


Figure II - 4 : Choix du référentiel dans un système d'axes commun

II.6.Simulation de la MADA dans les différents référentiels

II.6.1. Référentiels séparés

Nous avons réalisé une simulation du modèle vectoriel de la Mada dans les référentiels séparés, en utilisant les tensions statorique et rotorique ((us), (ur)) comme entrées. L'angle représente la position absolue du rotor et joue un rôle dans les termes de couplage, est calculé directement à partir de l'intégrale de la vitesse. La simulation s'est déroulée comme suit :

Au démarrage, la machine fonctionne à vide avec le rotor en court-circuit jusqu'à t=1 ensuite, le rotor est alimenté par des tensions sinusoïdales triphasées d'amplitude $25V$ (valeur efficace) et de fréquence $5\ Hz$. à $t = 2\ s$, la machine est chargée avec un couple résistant constant de $25\ Nm$ (la moitié du couple nominal),(La Figure II - 5) illustre le schéma bloc de la simulation :

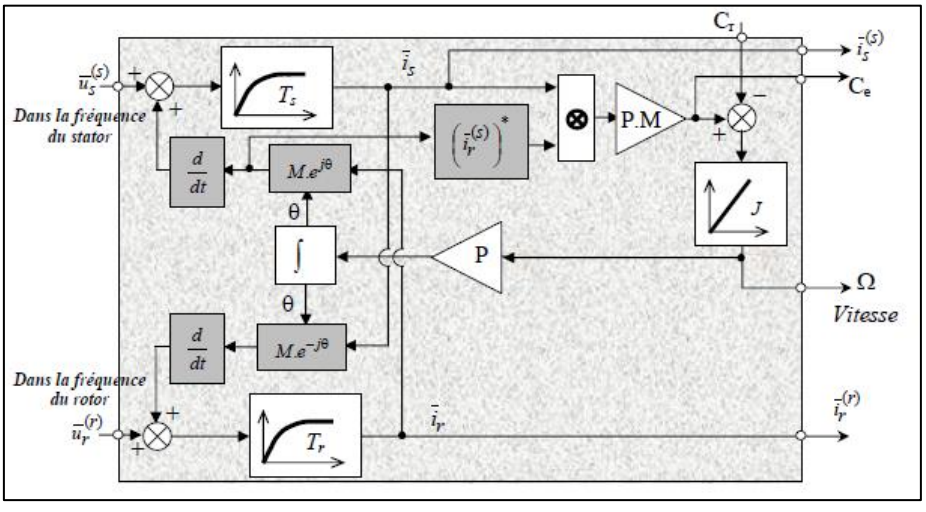


Figure II - 5 : Choix du référentiel dans un système d'axes commun

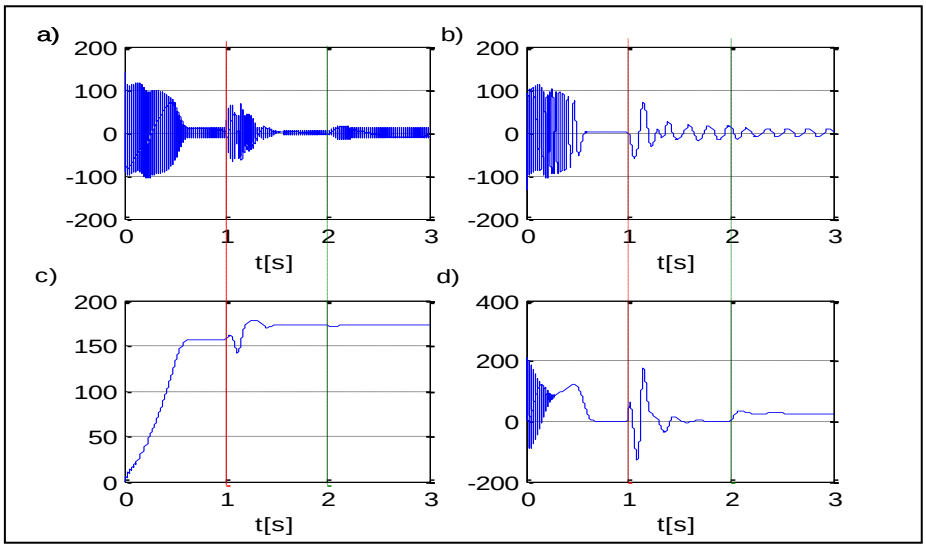


Figure II - 6 : les courant statorique et rotorique avec la vitesse et le couple

a. **Courant de la phase a statorique.**
b. **Courant de la phase A rotorique.**
c. **Vitesse mécanique en (rd/s) de la MADA.**
d. **Couple électromagnétique de la MADA.**

II.6.2. Référentiel commun lie au stator

Quand on met ωobs = 0 dans (2.29) nous trouverons :

$$\begin{cases} \overline{V}_{s(T)} = R_s \bar{I}_{s(S)} + d\dfrac{\overline{\Psi}_{s(S)}}{dt} \\ \overline{V}_{r(T)} = R_r \bar{I}_{r(S)} + d\dfrac{\overline{\Psi}_{r(S)}}{dt} + j.\omega\,\overline{\Psi}_{r(s)} \end{cases} \qquad (2,31)$$

La simulation de l'association de ce modèle avec le modèle de la partie mécanique (2,25) dans les mêmes conditions précédentes, a donné les résultats suivants :

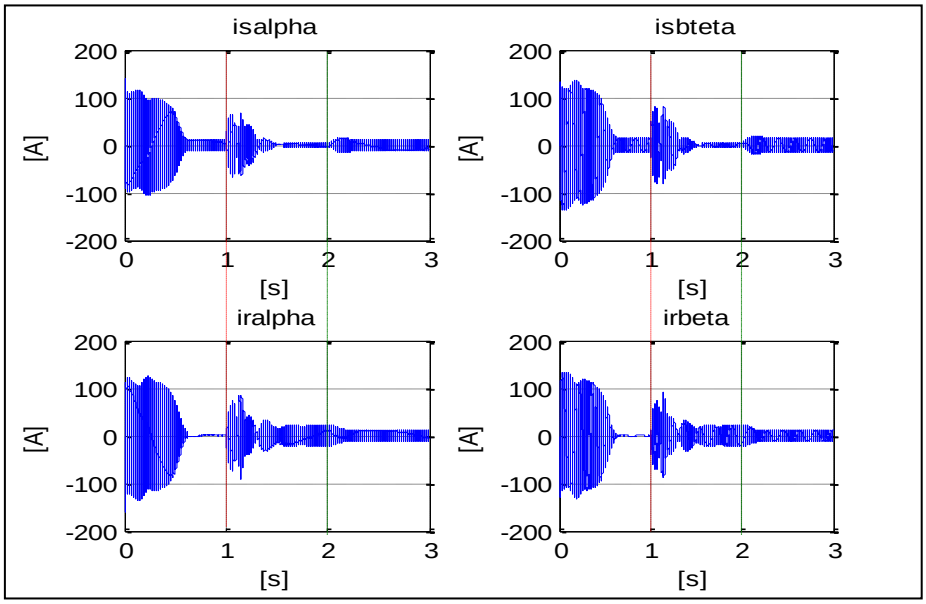


Figure II - 7 : Les courants statoriques et rotoriques dans le référentiel commun lié au stator

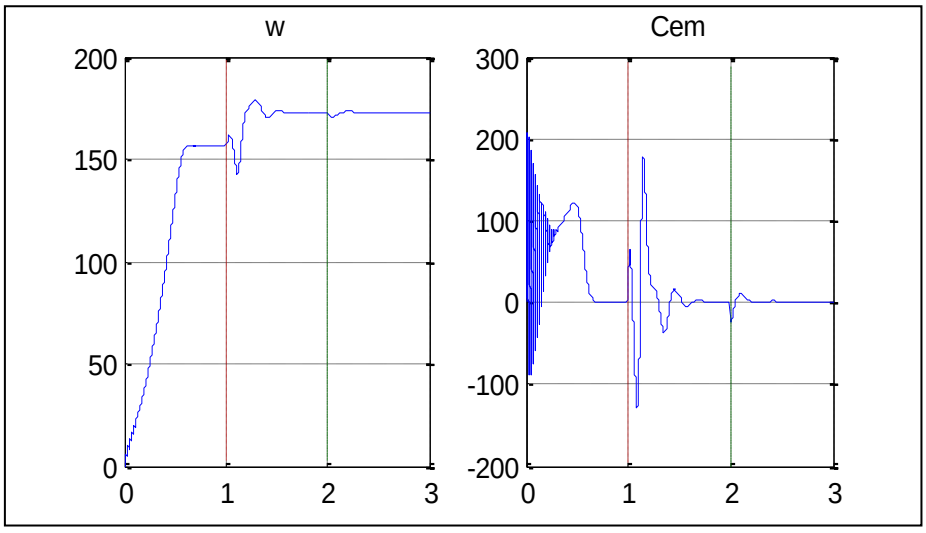


Figure II - 8 : Les allures de vitesse et de couple

II.6.3. Référentiel commun lie au champ tournant.

Quand on met ωobs = ωs dans (2.29) nous trouvons :

$$\begin{cases} \bar{V}_{s(T)} = R_s \bar{I}_{s(T)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{s(T)}}{dt} + j.\omega_s.\bar{\Psi}_{s\,(T)} \\ \bar{V}_{r(T)} = R_r \bar{I}_{r(T)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{r(T)}}{dt} + j.(\omega_s - \omega).\bar{\Psi}_{r(T)} \end{cases} \qquad (2{,}32)$$

La simulation de l'association de ce modèle avec le modèle de la partie mécanique (2,25) dans les mêmes conditions précédentes.

Les résultats sont comme suit :

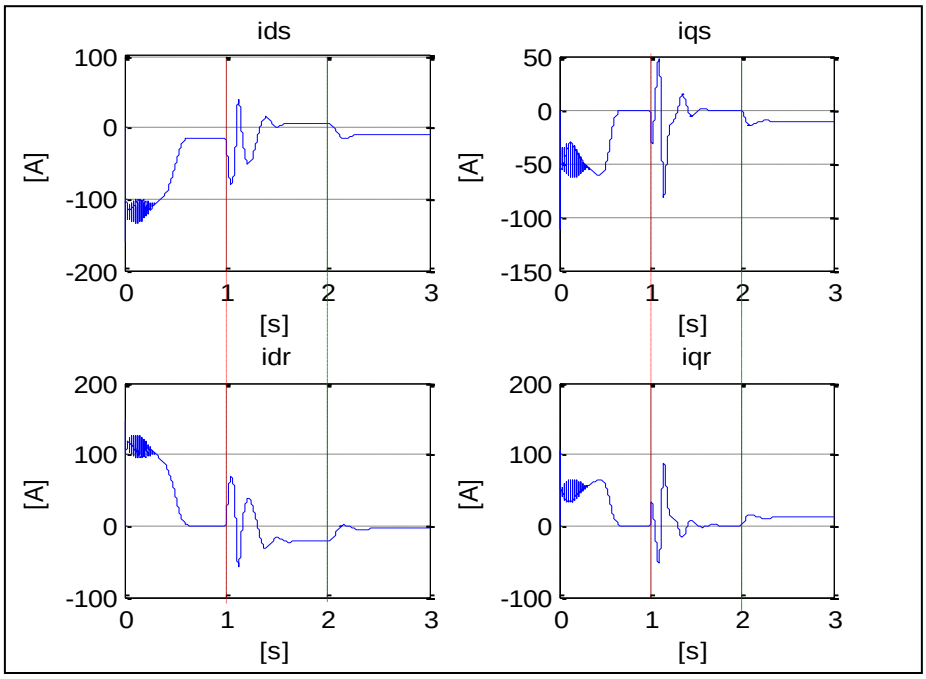


Figure II - 9 : Les allures des courants statoriques et rotoriques, dans le référentiel commun lié au champ tournant.

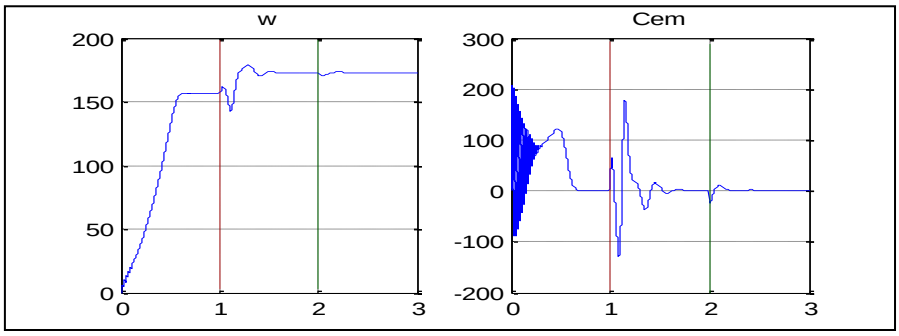


Figure II - 10 : Les allures du courants réels de la première phase statorique et rotorique, et l'allure de vitesse et de couple

II.6.4. Référentiel commun lie au rotor.

Quand on met ωobs = ω dans (2.29) nous trouvons :

$$\begin{cases} \bar{V}_{s(R)} = R_s \bar{I}_{s(R)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{s(R)}}{dt} + j.\omega.\bar{\Psi}_{s\,(R)} \\ \bar{V}_{r(R)} = R_r \bar{I}_{r(R)} + d\dfrac{\bar{\Psi}_{r(R)}}{dt} \end{cases} \qquad (2,33)$$

La simulation de l'association de ce modèle avec le modèle de la partie mécanique (2.25) dans les mêmes conditions précédentes. Les résultats sont comme suit :

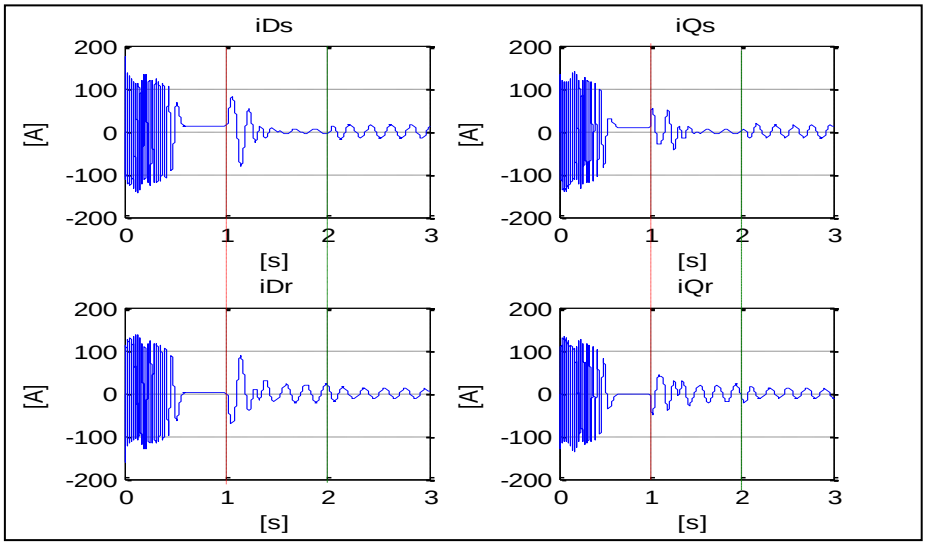


Figure II - 11 : Les allures des courants statoriques et rotoriques, dans le référentiel commun lié au rotor.

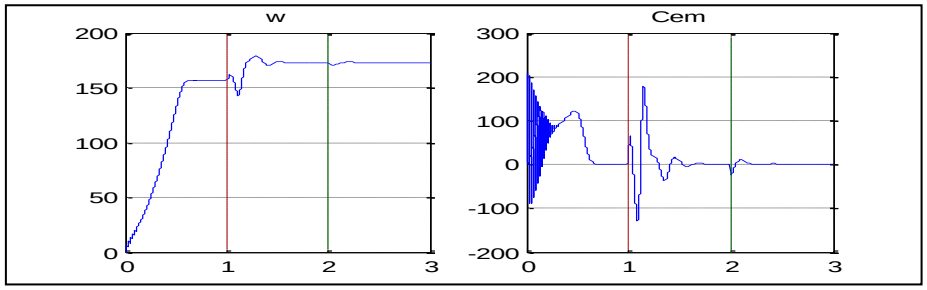


Figure II - 12 : l'allure de vitesse et de couple

II.7.Modélisation de la génératrice asynchrone doublement alimentée (GADA) :

Lorsque la génératrice asynchrone à double alimentation est connectée à un réseau électrique puissant, ce dernier impose à la génératrice l'amplitude de tension et la fréquence de fonctionnement (génération non autonome). Dans ce cas, l'injection des courants rotoriques joue un rôle crucial dans le contrôle du flux de puissance active et réactive entre la machine et le réseau. Cependant, lorsque la génératrice fonctionne en mode autonome, c'est-à-dire dans un système d'alimentation isolé, le problème devient plus complexe. En effet, il est nécessaire de contrôler à la fois l'amplitude et la fréquence de la tension statorique afin de maintenir ces valeurs dans des plages appropriées en fonction des charges connectées. Cela garantit le bon fonctionnement du système et la fourniture d'une puissance électrique stable et de qualité [7],[15].

II.7.1. Simulation de la Gada autonome

L'entrainement de la génératrice est effectué par une vitesse ωm=150 rd/s (mode hypo-synchrone) et nous alimentons le rotor par des tensions triphasés, chaquee'une d'une valeur efficace de 50V et d'une fréquence de 5 Hz comme indiqué dans la figure ci-dessous

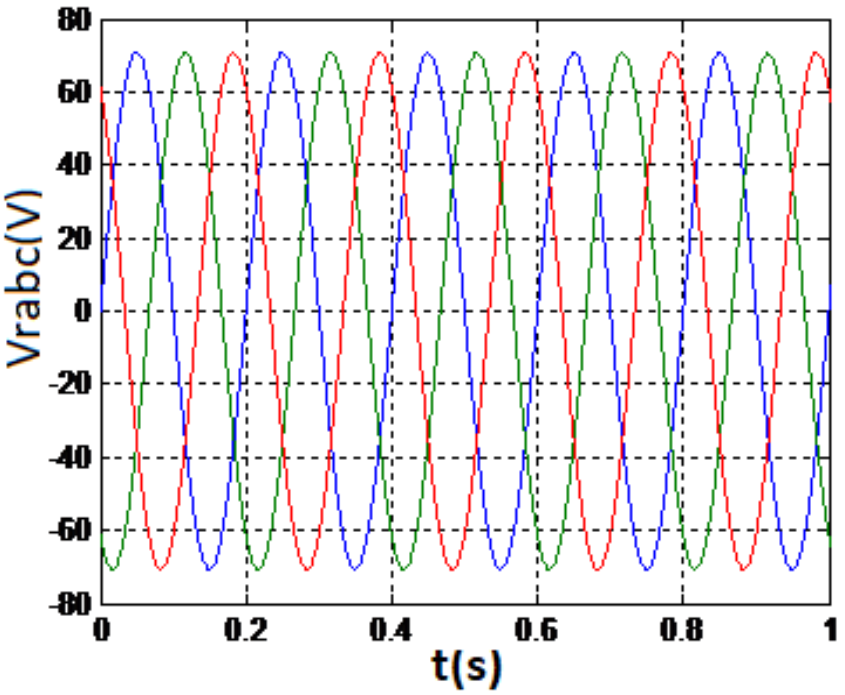


Figure II - 13 : le système de tension d'alimentation rotorique

Avec la tension d'alimentation rotorique u_r et la vitesse mécanique ω_m comme des entrés. Ce schéma est constitué à base du système (2.26) avec la convention adoptée précédemment. La simulation a été faite en deux modes de fonctionnement, l'une a vide et l'autre en charge.

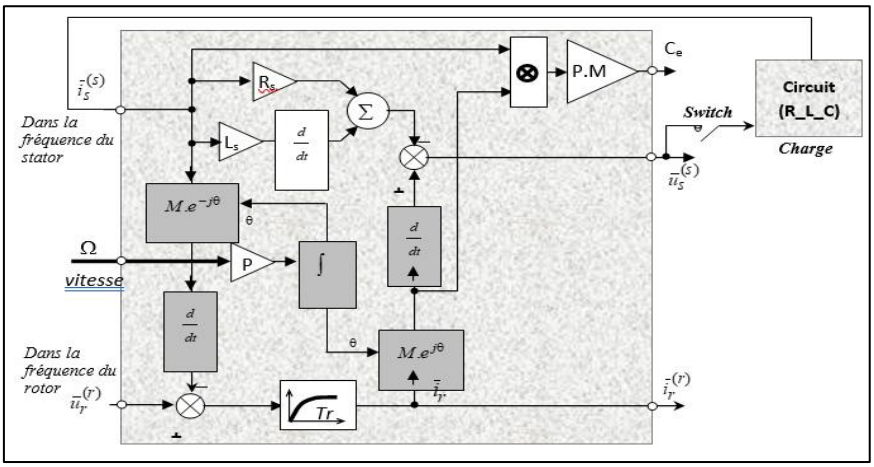


Figure II - 14 : schéma de simulation de la GADA dans les référentiels séparés

II.7.1.1. Fonctionnement à vide

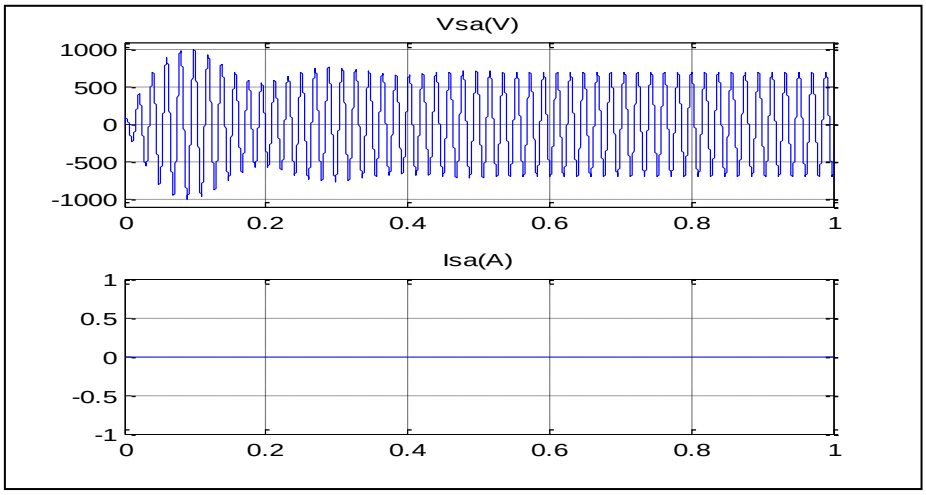


Figure II - 15 : la tension et le courant induits au stator

II.7.1.2. Fonctionnement en charge

La charge qui a été liée au stator est une charge résistive triphasée couplée en étoile, d'une valeur Rch= 100Ω. Les résultats de simulation sont les suivants :

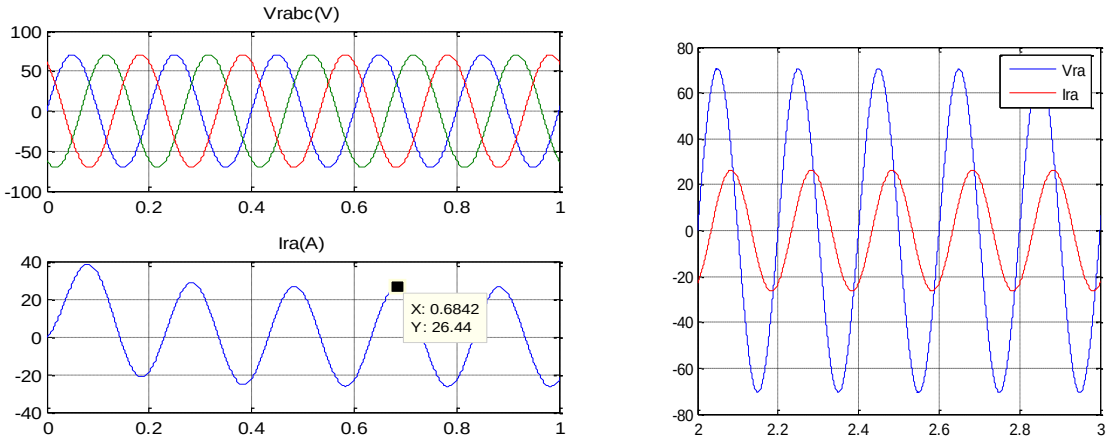


Figure II - 16 : Tension et courant rotorique.

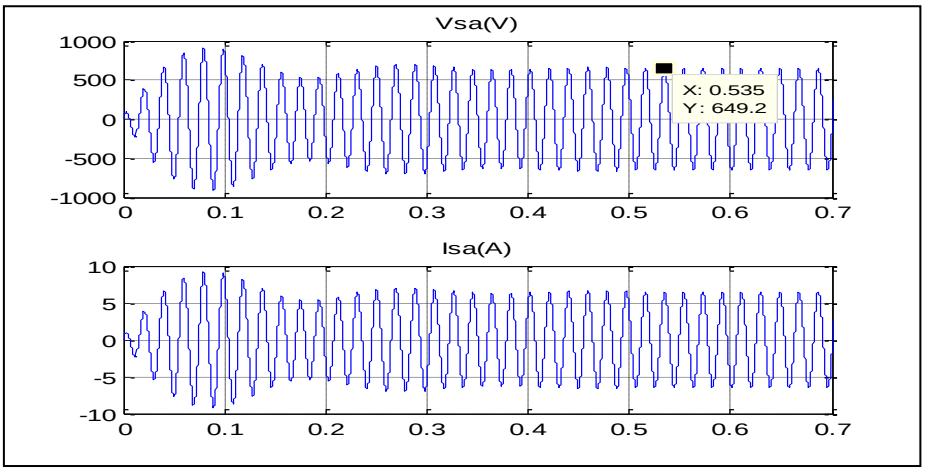


Figure II - 17 : tension et courant au stator

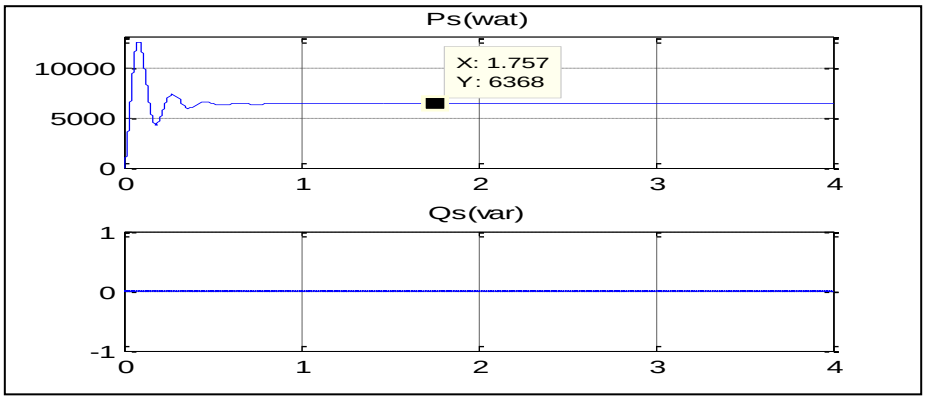


Figure II - 18 : puissance active et réactive délivrées par la génératrice

II.7.2. Simulation de la GADA non autonome

Le système peut être représenté dans le schéma ci-dessous, où le réseau est considéré comme un réseau puissant capable d'appliquer une amplitude de tension et une fréquence au stator. Cela garantit un débit constant à travers la machine. Ce mode de fonctionnement a pour but de convertir l'énergie mécanique en énergie électrique qui est injectée dans le réseau par un générateur asynchrone à double alimentation (GADA). Cependant, afin de garantir la qualité de l'énergie générée, il doit y avoir un système de contrôle associé au convertisseur bidirectionnel à rotor.

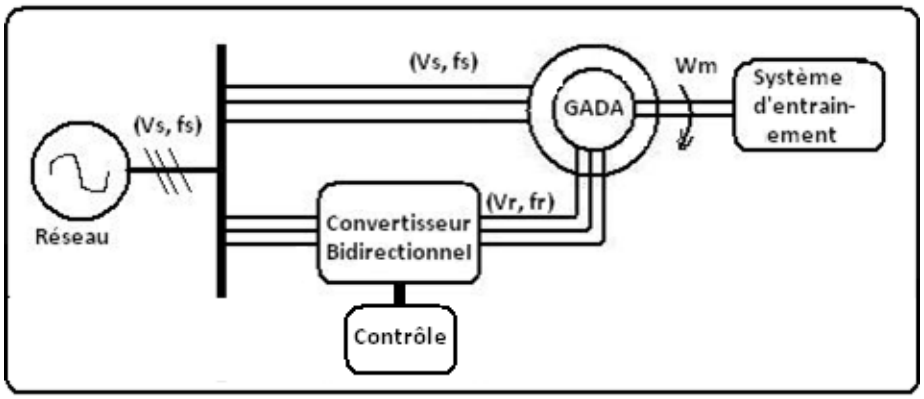


Figure II - 19 : Schéma de principe de fonctionnement non autonome du GADA

La simulation que nous l'avons fait à ce type de fonctionnement est prise en compte les choses suivants :

- Le stator est couplé directement à un réseau fort puissance d'une tension d'amplitude de 220 V (valeur efficace) et d'une fréquence de 50 Hz.
- Le système d'entrainement impose une vitesse stable inférieure de la vitesse de synchronisme sur l'arbre de rotor (fonctionnement dans la zone hypo-synchrone).
- L'alimentation du rotor est assurée par des sources des tensions variables en amplitude et en fréquence.
- Le contrôle du convertisseur rotorique n'est pas élaboré dans la simulation

Wm=1450 tr/m, Vréff = 14.8 V, fr = 5Hz

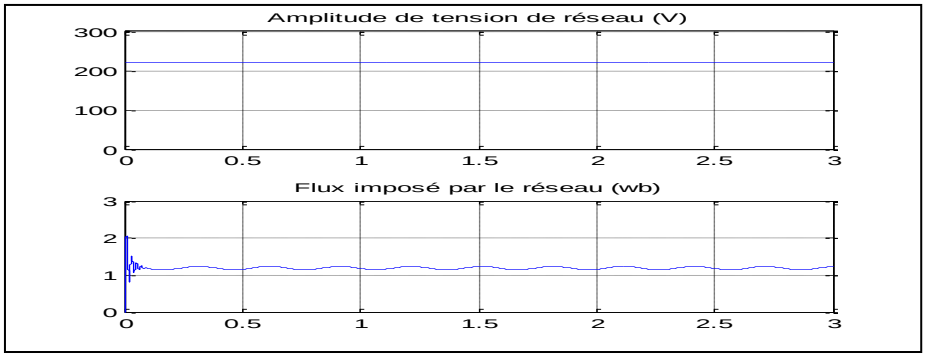


Figure II - 20 : Tension et flux imposés par le réseau

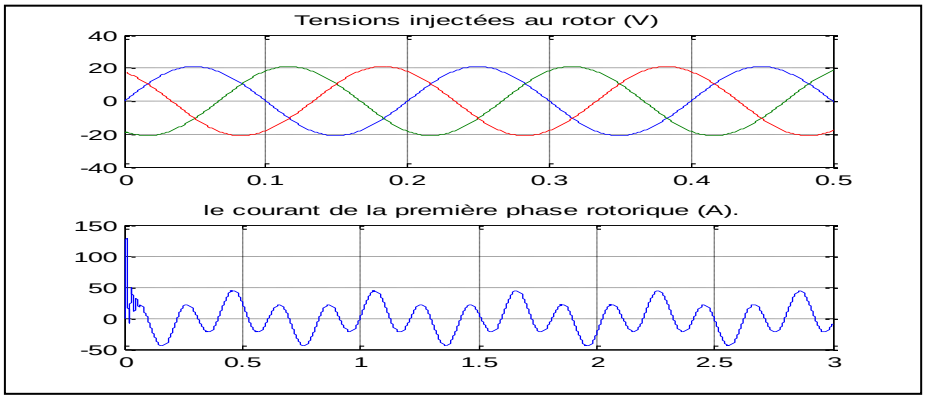


Figure II - 21 : l'allure des tensions injectées au rotor et de courant de la phase A

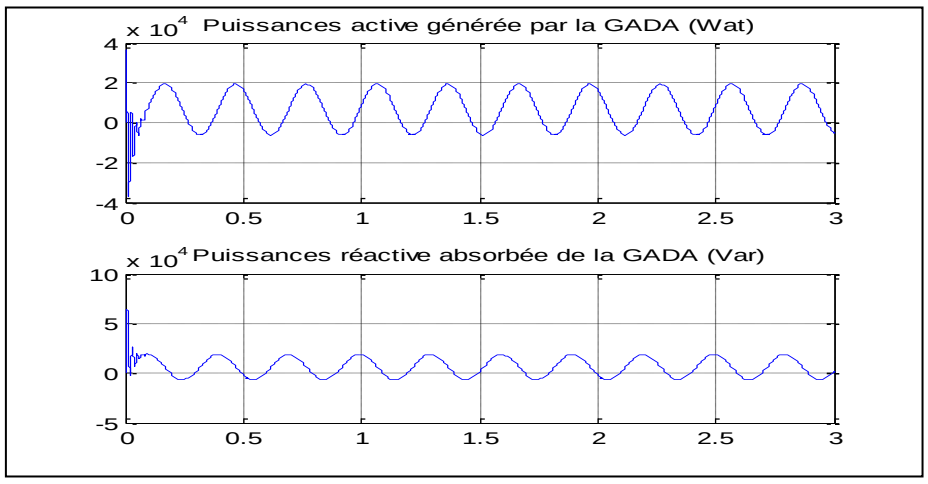


Figure II - 22 : l'allure de la puissance active et réactive de la GADA

II.8. Synthèse des résultats

II.8.1. Fonctionnement moteur

Les résultats de simulation montrent clairement les capacités de la MADA à fonctionner en régime hyper-synchrone, même lorsque la fréquence statorique est fixée à 50 Hz. On peut affirmer que tous les résultats de simulation obtenus, quel que soit le référentiel choisi, ont fidèlement représenté la MADA, ce qui confirme la validation de notre approche de modélisation.

La MADA démontre ainsi sa capacité à fonctionner de manière efficace et stable dans des conditions de régime hyper-synchrone, malgré la fréquence fixe du réseau électrique. Ces résultats renforcent la confiance dans notre approche de modélisation

II.8.2. Fonctionnement générateur autonome

Les résultats de simulations du modèle vectoriel proposé dans les référentiels séparés de la génératrice asynchrone doublement alimentée présentent clairement la capacité de la GADA de fonctionner d'une manière autonome (Fig.II.17). Ils montrent que l'amplitude et la fréquence des tensions statoriques est déterminée par celles de l'amplitude et de la fréquence rotorique avec la vitesse d'entrainement (vitesse mécanique), c.-à-d. une variation brusque de l'un de ces grandeurs, conduit à une variation de l'amplitude et de la fréquence statorique.

II.8.3. Fonctionnement générateur non autonome :

Pour les résultats de simulations obtenues nous avons remarqué clairement l'influence du réseau sur la GADA, ou il a imposé le flux statorique constant (Fig. II.20) sur la machine ce qui conduit à imposer la fréquence de réseau sur les grandeurs statoriques (Fig. II.21).

II.9. Conclusion

Le fonctionnement naturel de la MADA est donné par la contribution des deux armatures statorique et rotorique alimentées par deux sources de courants alternatifs. Ces dernières fournissent à la fois l'excitation pour la magnétisation de la machine en termes d'énergie réactive et la puissance active pour le développement du couple dans la phase de motorisation et la puissance électrique dans celle de génération. En double excitation, la rotation de champs tournants du stator et du rotor devient fonction des fréquences respectivement imposées par les deux sources d'alimentation externes.

Les résultats obtenus ont démontré l'efficacité de notre approche de modélisation dans la représentation fidèle du fonctionnement de la MADA. Les simulations ont permis de capturer les phénomènes essentiels, tels que le flux de puissance, la régulation de la tension et la stabilité du système, dans les déférents référentiels.

Ces résultats ont des implications importantes pour la conception et le contrôle des systèmes d'énergie éolienne utilisant des machines asynchrones à double alimentation. Ils fournissent une base solide pour le développement de stratégies de commande efficaces et robustes, en prenant en compte les particularités de chaque référentiel.

En conclusion, notre étude de modélisation et de simulation dans les différents référentiels a permis de mieux comprendre le comportement de la MADA et de fournir des outils précieux pour l'optimisation de sa commande. Ces résultats constituent une étape essentielle vers l'atteinte de notre objectif global de mise en place d'une commande robuste pour la chaîne de transformation éolienne.

Chapitre III

Commande vectorielle de gada couplée a un réseau puissant.

III.1. Introduction

L'un des principaux avantages d'une machine à induction à double alimentation (MADA) est sa capacité à fonctionner dans les quatre quadrants du plan couple-vitesse. Cela signifie qu'il peut fonctionner comme un moteur ou un générateur à des vitesses hypo-synchrones ou hyper-synchrones. La machine dispose donc de quatre modes de fonctionnement typiques. La Fig. III.1 illustre ces modes de fonctionnement, où Ps, Pr et Pm représentent respectivement la puissance statorique, rotorique et mécanique tel que l'intersection des axes représente le fonctionnement avec un vitesse égale a vitesse de synchronisme [6],[7],[15],

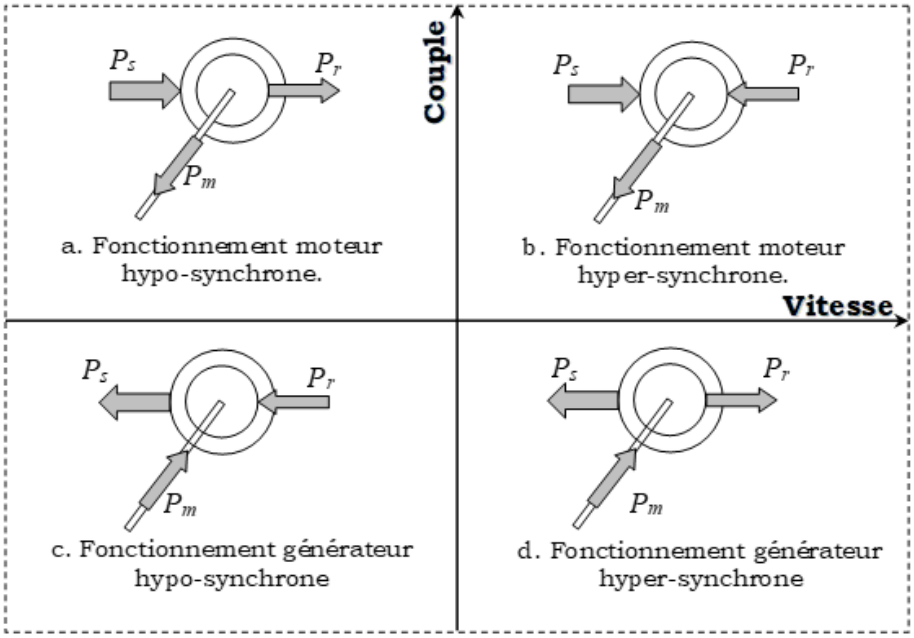


Figure III - 1 : Modes opérationnels caractéristiques de la MADA

Lorsque le MADA fonctionne en moteur hypo-synchrone (fig. III-1, a), la puissance Pr est fournie par le rotor. Ce mode de fonctionnement est souvent appelé mode de récupération d'énergie de glissement. Si la vitesse augmente, entraînant un fonctionnement hyper-synchrone du moteur (fig. III-1, b), la puissance Pr est absorbée par le rotor. En revanche, lorsque le MADA fonctionne en générateur et est entraîné en sous-synchronisme (fig. III-1.c), la puissance Pr est absorbée par le rotor. Si la vitesse augmente au point où le générateur fonctionne de manière hyper-synchrone (fig.III-1. d), la puissance Pr change de sens et le rotor alimente l'éventuelle récupération.

Pour une utilisation dans un système éolien, les quadrants 3 et 4 sont particulièrement intéressants. En effet, si la plage de variation de vitesse ne dépasse pas ±30% de la vitesse de synchronisme (ce qui représente un compromis entre la taille du convertisseur et la plage de variation de vitesse), la machine est capable de délivrer une puissance allant de 0,7 à 1,3 fois la puissance nominale. Le convertisseur est alors dimensionné pour ne transmettre que la puissance de glissement, c'est-à-dire au maximum 0,3 fois la puissance nominale de la machine. Par conséquent, il est moins volumineux, moins coûteux, nécessite un système de refroidissement plus léger et génère moins de perturbations que celui placé entre le réseau et Le stator. (fig. III - 2)présente le schéma bloc d'une commande vectorielle de la machine

double alimentée permettant de découpler la puissance active et réactive générées par la MADA. Les deux contrôleurs utilisés sont du type Proportionnel Intégral discret.

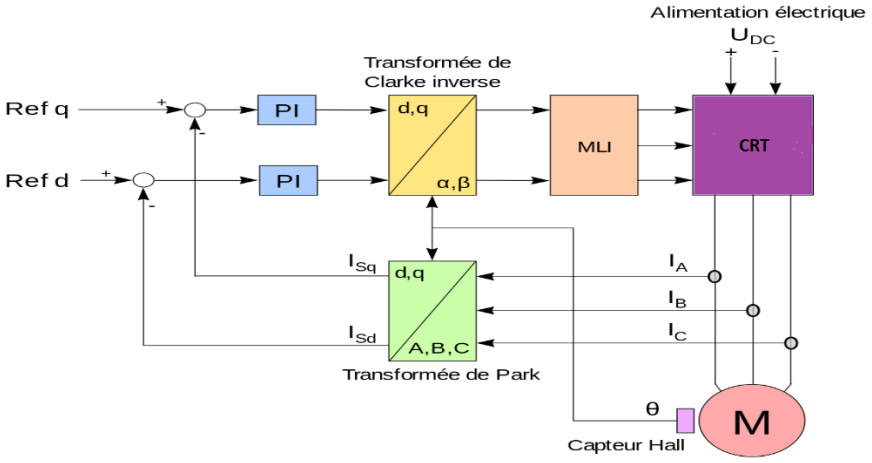


Figure III -2 : Principe générale de la commande vectorielle en P et Q de la MADA

III.2. Stratégie de commande de la MADA :

Dans les paragraphes précédents, nous avons souligné l'intérêt de l'utilisation de la Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA) en raison de sa capacité à fonctionner à vitesse variable, en suivant la courbe de puissance optimale de l'éolienne (fig. I-13). Cette courbe met en évidence le fait qu'à chaque vitesse du vent correspond une vitesse de rotation optimale (correspondant à la valeur maximale du coefficient de puissance) qui permet à l'éolienne d'atteindre le rendement optimal. Pour atteindre cette vitesse optimale, la turbine doit exercer une résistance mécanique spécifique, c'est-à-dire délivrer une certaine puissance active par le biais de la MADA. C'est cette référence de puissance qui permet de commander la machine [6].

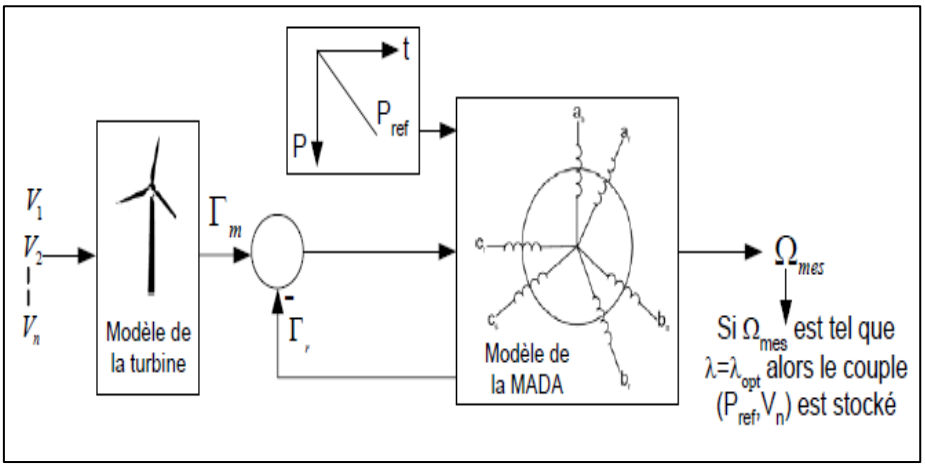


Figure III - 3 : Principe de l'essai en boucle ouverte

III.3. Synthèse de la commande vectorielle du GADA couplée au réseau :

La configuration de Scherbius utilisée pour le contrôle de niveau 1 (fig. III - 4), où Assure le contrôle des deux convertisseurs côté rotor (CRT) et côté réseau (CRS).

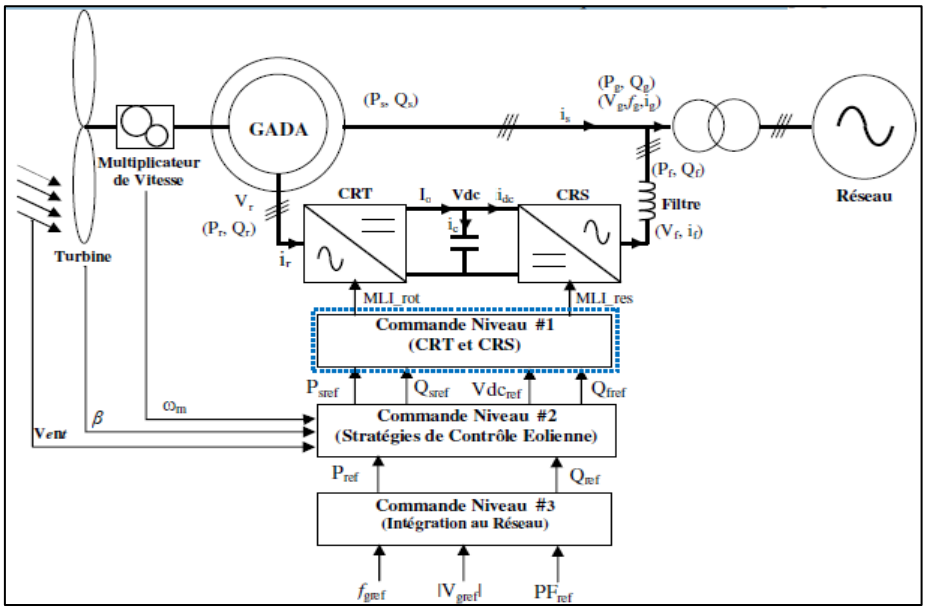


Figure III - 5 : Configuration de la chaine de conversion éolienne à base de la GADA

Pour cette structure nous supposons que la puissance du rotor sera transférée du réseau au rotor (fonctionnement hypo-synchrone), Cela permet de remplacer le convertisseur bidirectionnel côté secteur par un convertisseur unidirectionnel à diode. Ainsi, la commande n'affecte que le convertisseur côté machine.

III.3.1. Orientation du flux du réseau

Pour cette commande, les équations du génératrice GADA sont reportées au système de référence commun lié au champ tournant. Ce système de référence correspond aux axes (d, q) de la fig. II - 23 (Ch. II), Il permet de découpler les expressions de la puissance active et réactive du générateur ou encore celles du flux et du couple. La composante quadratique du rotor $\boldsymbol{i_{qr}}$ contrôle le couple électromagnétique c.-à-d. la puissance active débitée au réseau et la composante directe $\boldsymbol{i_{dr}}$ contrôle la puissance réactive échangée entre le stator et le réseau. On retrouve ainsi le découplage si avantageux des moteurs à courant continu. Les deux composantes du courant au rotor sont régulées par deux régulateur PI discret donnant les références de la tension au rotor. Cette tension est ensuite commandée par une technique MLI.

Ainsi, en connaissant les conditions initiales, les valeurs des tentions au stator et au rotor et la vitesse de rotation du rotor, on est capable de calculer les valeurs des courants au stator et au rotor et par conséquent le couple électromagnétique de la machine et les puissances électriques échangées entre la machine et le réseau. La vitesse de rotation du rotor est donnée par le système d'entrainement éolienne. La tension au stator est constante puisqu'on a étudié une GADA connectée à un réseau d'une puissance infinie. Enfin la tension au rotor est celle fournie par les convertisseurs de puissance et découle de la commande réalisée.

Alors le principe de la commande vectorielle est de réaliser le comportement de la machine a induction des telles sortes a un fonctionnement similaire de la machine a CC, et pour ceci on utilise la technique de l'orientation du flux statorique, rotorique ou de l'entrefer. Alors pour contrôler les courant rotoriques de la GADA sous le sens "contrôle vectoriel", la référence doit être aligner avec un des flux de la machine. Un parmi la possibilité est de

contrôler les courants rotoriques avec l'orientation du flux statorique, ou avec l'orientation du flux de l'entrefer. Si la résistance statorique est considérée très petite surtout dans le cas de moyen et fort puissance, l'orientation du flux statorique donne aussi une orientation des tension statoriques. Il est noté que dans cette étude l'orientation des tensions statoriques sera être jusqu'à maintenant référer comme une orientation de flux de réseaux, i.e., la machine est alignée avec un flux de réseaux virtuel. La fig. III - 4. Présente un exemple du diagramme vectoriel du tension de réseaux et le flux statorique. Comme illustré dans la figure, il y a un petit angle de différence entre le vecteur tension de réseaux et le vecteur flux statorique dans le référentiel lié au flux statorique comparé avec le référentiel lié au flux de réseau (l'angle sera nulle si la résistance statorique est négligée), alors nous pouvons exploiter cette adoption par suite pour établir les angles de transformation de PARK [10].

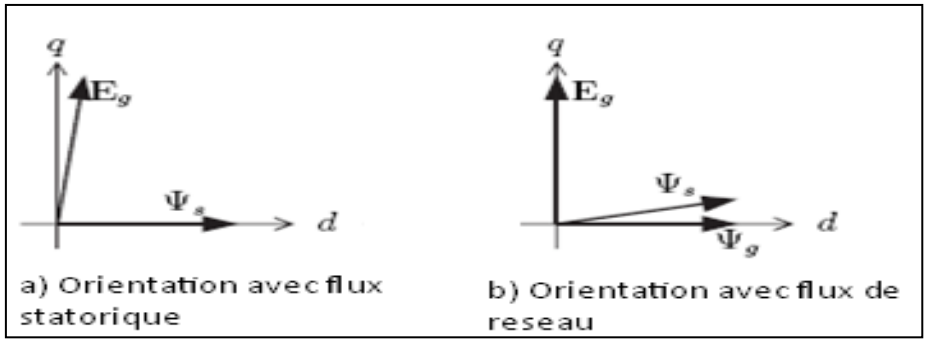


Figure III - 6 : Diagramme de l'espace vectoriel de la tension du réseau et du flux statorique

Les équations du flux dans le référentiel statorique sont t'écrit :

$$\begin{cases} \Phi_{ds} = |\overline{\Psi_s}| = L_s I_{ds} + M_{sr} I_{dr} = M_{sr} I_{ms} \\ \Phi_{qs} = 0 = L_s I_{qs} + M_{sr} I_{qr} \end{cases}$$

Avec $\sigma = 1 - \frac{M_{sr}^2}{L_s L_r}$ est le facteur de dispersion, I_{ms} : courant de magnétisation

D'autre part le couple électromagnétique est donné par :

$$C_{em} = k_t p \Im M(\overline{\psi_s}^* . \overline{\imath_s}) = k_t p M_{sr} \Im M(\overline{\imath_r}^* . \overline{\imath_s}) = k_t p \frac{M_{sr}}{L_r} \Im M(\overline{\imath_r}^* . \overline{\psi_s})$$

$$= k_t p \frac{M_{sr}}{L_r} (i_{dr}\psi_{qs} - i_{qr}\psi_{ds}) = -\boldsymbol{k_t p \frac{M_{sr}^2}{L_r} i_{ms} i_{qr}}$$

Ou k_t est un Paramètre dépendant de type de transformation de Park réaliser (à puissance constante ou à amplitude constante) et p le nombre de paires de pôles de la machine. Le couple ne dépend que de la composante quadratique du courant rotorique. De même, si l'on ignore la résistance statorique par phase, qui représente une hypothèse réaliste pour les machines de moyenne puissance utilisée dans l'éolien, la tension aux bornes de la phase n peut s'écrire :

$$V_{sn} \approx \frac{d\Phi_{sn}}{dt} \; ou \; n = a, b, c$$

Le vecteur tension statorique est alors en avance de $\frac{\pi}{2}$ sur le vecteur flux statorique. On peut alors écrire :

$$\begin{cases} V_{ds} = 0 \\ V_{qs} = Vs = \omega_s \Phi_s = \omega_s M_{sr} I_{ms} \end{cases}$$

Alors les expressions de la puissance active et de la puissance réactive échangées avec le stator dans ce référentiel (voir la première expression au chapitre 2) deviennent :

$$\begin{cases} \boldsymbol{P_s = -k_t \omega_s \frac{M_{sr}^2}{L_s} i_{ms} i_{qr}} \\ \boldsymbol{Q_s = k_t \omega_s \frac{M_{sr}^2}{L_s} i_{ms}(i_{ms} - i_{dr})} \end{cases}$$

Ainsi, les puissances active et réactive au stator sont bien découplées. La puissance active ou le couple sont contrôlés par la composante quadratique du courant au rotor et la puissance réactive est contrôlée par la composante directe. Alors on utilise le convertisseur coté machine pour commander la puissance active débitée au réseau du GADA et la puissance réactive transférée par le réseau.

Le convertisseur étant un onduleur de tension et la variable de contrôle étant les courant au stator, il faut examiner la relation liant le courant et la tension au rotor.

$$\begin{cases} \boldsymbol{u_{dr} = R_r i_{dr} + \sigma L_r \frac{di_{dr}}{dt} + \frac{M_{sr}^2}{L_s} \frac{di_{ms}}{dt} - \omega_r \sigma L_r i_{qr}} \\ \boldsymbol{u_{qr} = R_r i_{qr} + \sigma L_r \frac{di_{qr}}{dt} + \omega_r \frac{M_{sr}^2}{L_s} i_{ms} + \sigma \omega_r L_r i_{dr}} \end{cases}$$

Il est important de noter que les deux équations sont interdépendantes. Comme illustré dans la fig. III - 5, les termes de couplage peuvent être considérés comme des perturbations. Par conséquent, il est nécessaire de découpler ces deux équations afin de les traiter séparément.

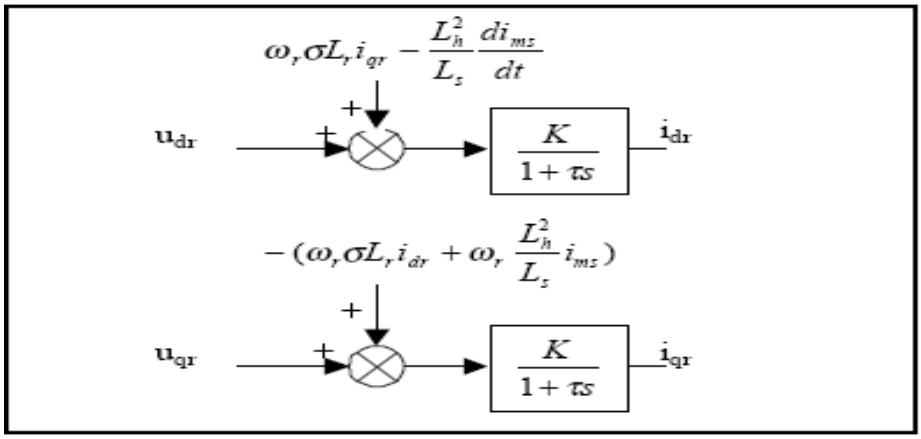


Figure III - 7 : Relation entre les courants et les tensions du rotor

$Où : K = \frac{1}{R_r} et \tau = \frac{\sigma L_r}{R_r}$

La tension de commande $\boldsymbol{u_{dr}}$ est utilisée pour réguler $\boldsymbol{i_{dr}}$, qui correspond à la puissance réactive du stator. De même, la commande de $\boldsymbol{u_{qr}}$ permet de réguler $\boldsymbol{i_{qr}}$, qui

représente la puissance active du stator. Les régulateurs PI qui contrôlent les courants du rotor peuvent être synthétisés en utilisant des techniques de placement de pôles. L'implémentation de ces régulateurs se fait généralement sur des microprocesseurs, des microcontrôleurs ou des DSP. Il est important de souligner que la synthèse doit être réalisée en utilisant des échantillons discrets. Le modèle du procédé est ensuite combiné avec un bloqueur d'ordre 0 (zero order hold) pour tenir compte de cette discrétisation avec son expression [16]:

$$H(s) = \frac{\frac{K}{\tau}}{s + \frac{1}{\tau}} \frac{1 - e^{-hs}}{s}$$

L'expression de modèle de commande discret et donc :

$$H(z^{-1}) = K(1 - z^{-1}) \frac{\left(1 - e^{-\frac{h}{\tau}}\right) z^{-1}}{(1 - z^{-1})\left(1 - e^{-\frac{h}{\tau}} z^{-1}\right)} = H(z) = \frac{K(1 - e^{-\frac{h}{\tau}})}{z - e^{-\frac{h}{\tau}}}$$

Avec h et la temp d'échantillonnage

La forme d'un PI discret est :

$$PI(z) = K_p \left(1 + K_i \frac{hz}{z - 1}\right)$$

$$= K_p \frac{(K_i h + 1)z - 1}{z - 1}$$

$$= K_p (K_i h + 1) \frac{z - \frac{1}{K_i h + 1}}{z - 1}$$

Le pôle du procédé peut être compensé en posant :

$$\frac{1}{K_i h + 1} = e^{-\frac{h}{\tau}} \Rightarrow K_i h + 1 = e^{\frac{h}{\tau}} \Rightarrow K_i = \frac{e^{\frac{h}{\tau}} - 1}{h}$$

La fonction de transfère en boucle fermée s'écrit come suit :

$$H_{BF} = \frac{K\left(1 - e^{-\frac{h}{\tau}}\right) K_p (K_i h + 1)}{z - 1 + K(1 - e^{-\frac{h}{\tau}}) K_p (K_i h + 1)}$$

Si on désire que la boucle de régulation des courants au rotor se comporte comme un système de premier ordre de constant de temps $\tau_{dés}$(autour de 10 ms), Kp doit alors vérifier la relation :

$$e^{-\frac{h}{\tau_{dés}}} = 1 - K(1 - e^{-\frac{h}{\tau}}) K_p (K_i h + 1)$$

Ce qui implique

$$K_p = \frac{\left(1 - e^{-\frac{h}{\tau_{dés}}}\right)}{K\left(1 - e^{-\frac{h}{\tau}}\right)(K_i h + 1)}$$

La commande vectorielle utilisée dans le système de commande du GADA est caractérisée par une constante de temps désirée de 10 ms. De plus, les termes de perturbation de la Fig. III - 6 ont été compensés pour assurer un fonctionnement plus stable et précis.

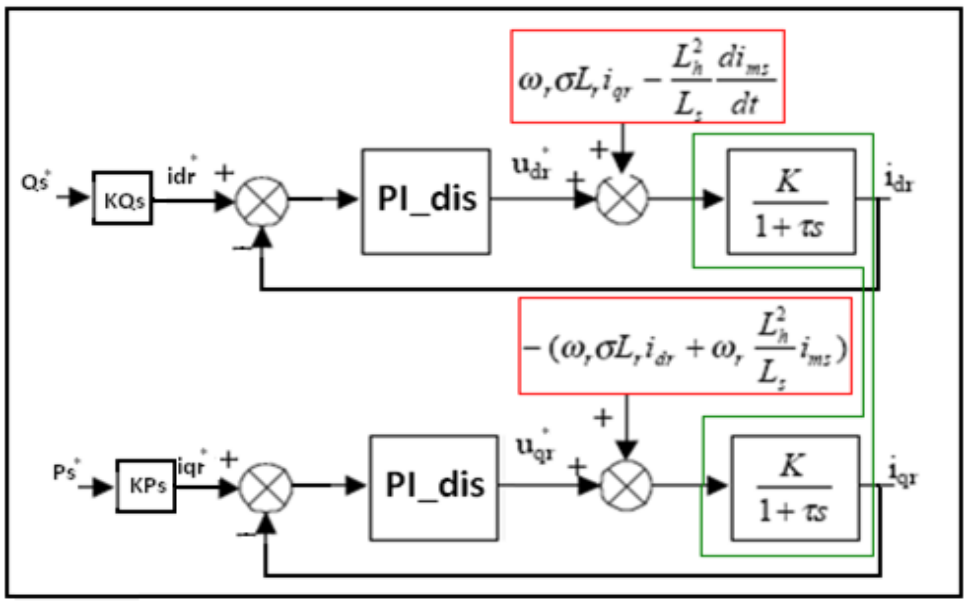


Figure III - 8 : Schéma-bloc de régulation du modèle simplifié

III.3.2. Établissement des angles nécessaires aux transformations

Afin de déterminer l'angle de transformation de Park θ1 de la grandeur statorique, Une méthode simple consiste à mesurer les tensions statoriques, en les faisant passer par un Référence biphasée et extraire la phase θs formée par le vecteur tension avec le premier axe de La phase du stator. Pour aligner le flux du stator avec l'axe d, nous soustrayons π/2 de cet angle. Cette méthode est fiable si la fréquence de la tension statorique est stable Il n'y a presque aucune fluctuation, permettant des mesures précises. Dans notre exemple La sortie de la machine sur le réseau, donc la fréquence de la tension stator varie fortement Petit. Dans le cas des fluctuations du réseau, on peut considérer la Verrouillage de phase robuste pour estimer la fréquence et l'amplitude de la tension Réseau.

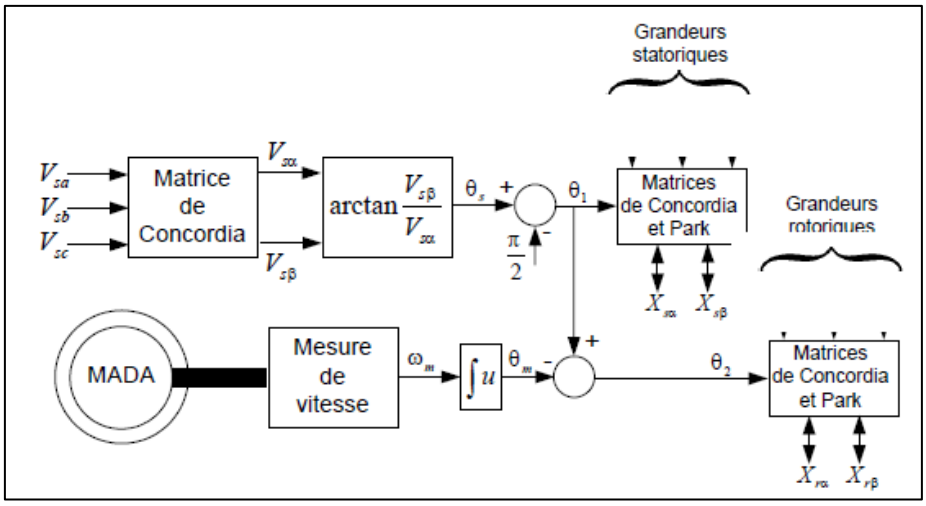


Figure III - 9 : Etablissement des angles pour les transformations de Park

La Fig. III - 8, montre la disposition de ces angles avec le système d'axe choisi. Elle met en évidence les axes fixes αs βs lié au stator, l'axe tournant αr βr lié au rotor et l'axe tournant d q, dont l'axe d est synchronisé avec le vecteur flux de réseau (virtuel) et l'axe q avec le vecteur tension statorique (tension de réseau).

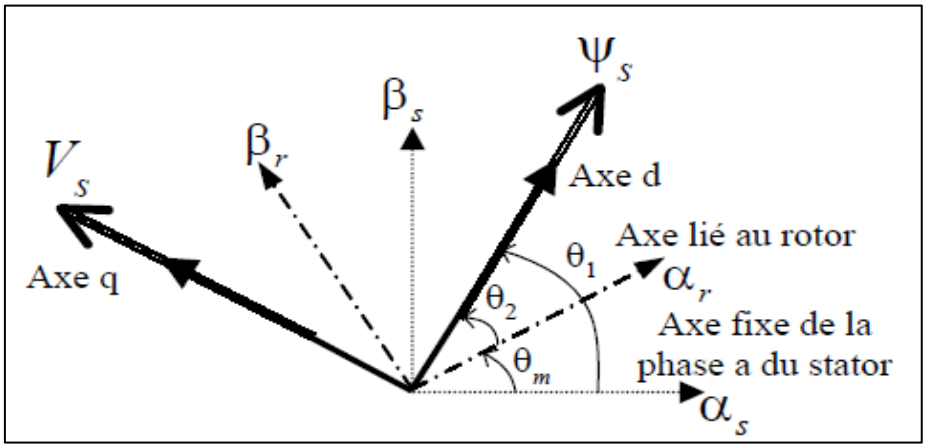


Figure III - 10 : vecteurs courant et flux dans le système d'axe choisi

III.3.3. Contrôle de la puissance active statorique en boucle fermée

Afin d'améliorer la commande précédente, on introduit une boucle de régulation extérieure pour bien contrôler la puissance active statorique. La commande est réalisée à base d'un régulateur à action Intégrale I, et le choix adéquat du gain du régulateur sera donné la réponse désirée de la puissance active statorique.

I.3.3.1. Synthèse de la commande

Dans cette méthode, le découplage se fait au niveau des sorties des régulateurs des courants rotoriques avec un retour du système qui permet le réglage des puissances. On distingue donc, une régulation par boucle en cascade de la puissance active et le courant rotorique en quadratique I_{qr} et une régulation en boucle ouverte de la puissance réactive statorique. Le schéma simplifié du système a réguler est illustré sur la fig. III – 9.

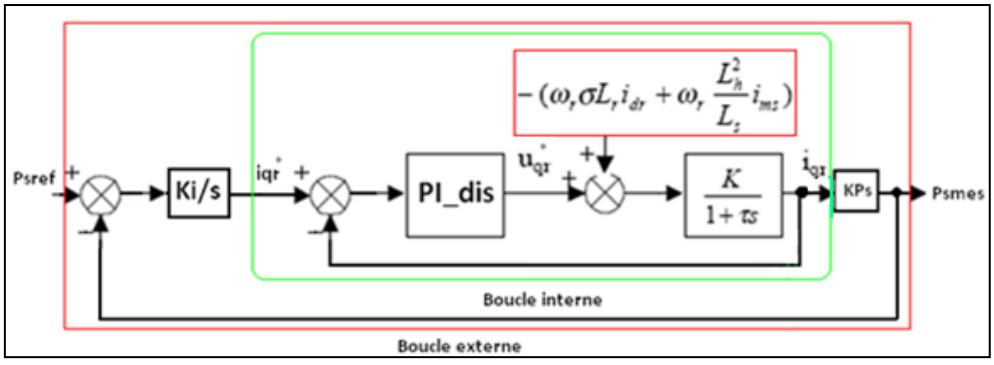


Figure III - 11 : Schéma-bloc simplifié de régulation en boucle fermée de la Puissance active statorique

Afin d'assurer un meilleur contrôle de la puissance active du stator, il est nécessaire de déterminer le gain KI de la boucle de rétroaction externe de manière à obtenir une réponse satisfaisante en termes de rapidité et de précision. Pour cela, une analyse du schéma bloc (fig. III – 9) est effectuée afin de calculer le gain KI optimal en fonction de nos besoins. Dans la

première étape de cette analyse, nous supposons que le courant quadratique rotorique de la boucle interne est parfaitement régulé, ce qui permet de simplifier le schéma bloc précédent comme illustré dans la fig. III – 10.

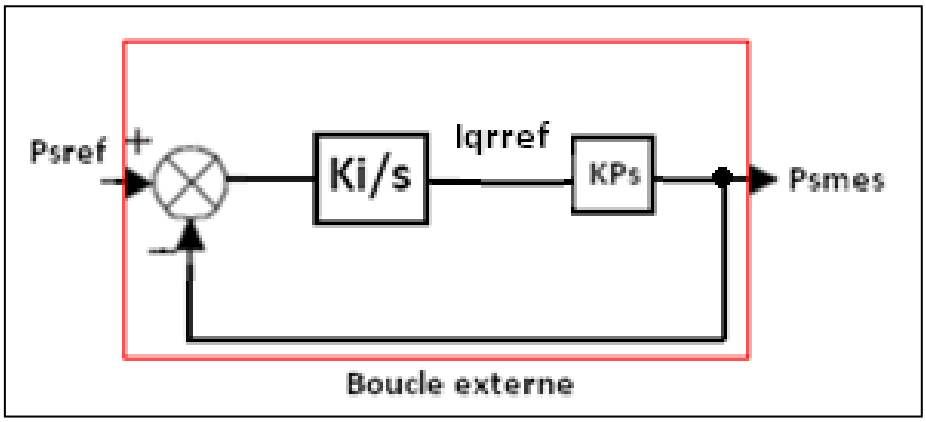


Figure III - 12 : Schéma-bloc simplifié de la boucle externe

La fonction de transfère en boucle ouverte est

$$\boldsymbol{FTBO = \frac{K_I * K_{PS}}{s}}$$

La fonction de transfère en boucle fermée est :

$$\boldsymbol{FTBF = \frac{1}{\frac{1}{K_I K_{PS}} s + 1}}$$

On aura le temps de réponse de la puissance active en boucle ferme sera $\frac{\mathbf{1}}{\boldsymbol{K_I K_{PS}}}$

Dans notre cas simulé, un moteur asynchrone est utilisé avec un rotor bobiné de 7,5 Kw pour produire de l'énergie éolienne sur le réseau, avec un temps de réponse préféré choisi de 10 ms. Il convient de noter que des valeurs inférieures peuvent produire des transitoires avec un dépassement important et ne présentent pas d'intérêt particulier pour notre application.

On a : $\frac{\mathbf{1}}{\boldsymbol{K_I K_{PS}}} = 0.01$ alors KI KPs = 100 ; alors KI=$\frac{100}{K_{PS}}$,

Avec KPs = $k_t p \frac{{M_{sr}}^2}{L_r} i_{ms} \approx 355 \Longrightarrow$ KI =0,281

III.4. Simulation des structures de commande

Dans cette partie Nous étudierons et observerons l'effet de contrôle sur le système, que ce soit en boucle fermée ou en boucle ouverte ferme et en boucle ouverte

III.4.1. Commande avec puissance active statorique en boucle ouverte

III.4.1.1. Profile de références

Le premier test consiste à réaliser des échelons de puissance active et réactive alors que la machine est entraînée à vitesse fixe, sans l'introduction de l'onduleur, le deuxième consiste à introduire l'onduleur de tension au rotor.

Conditions de l'essai : machine entraînée à 1450 tr/min (151.843 rd/s) c-a-d fonctionnement dans le quadrant 3 de la figure 2.1 (hypo synchrone Ps < 0, Qs > 0).

Pour la puissance active :

Les référence se puissance active sont :

à t=1 s : échelon de puissance active (Pref passe de 0 à –2000W).

à t=2s : échelon de puissance active (Pref passe de –2000 à –7500W).

à t=3s : échelon de puissance active (Pref passe de –7500 à –5500W).

Pour la puissance réactive :

La consigne de la puissance réactive est maintenue a zéro le long de simulation afin d'assurer un facteur de puissance unitaire coté statorique. Qref = 0 VAR.

Introduction de l'onduleur : l'onduleur de tension est commandé par la technique MLI dans la simulation afin d'ajouter un aspect réel sur notre simulation

Simulation sans Onduleur :

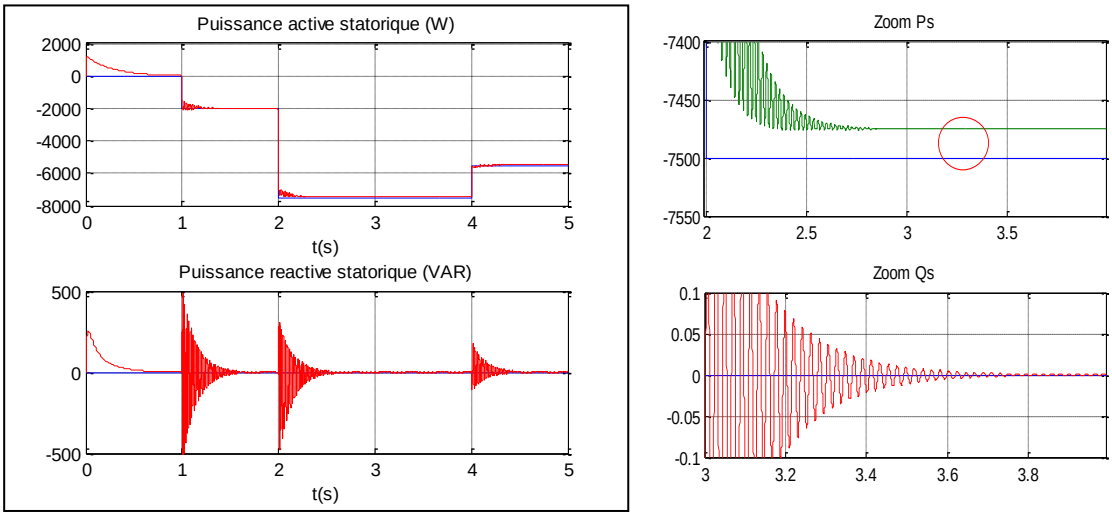


Figure III - 13 : Suivi de consigne des puissances active et réactive statorique.

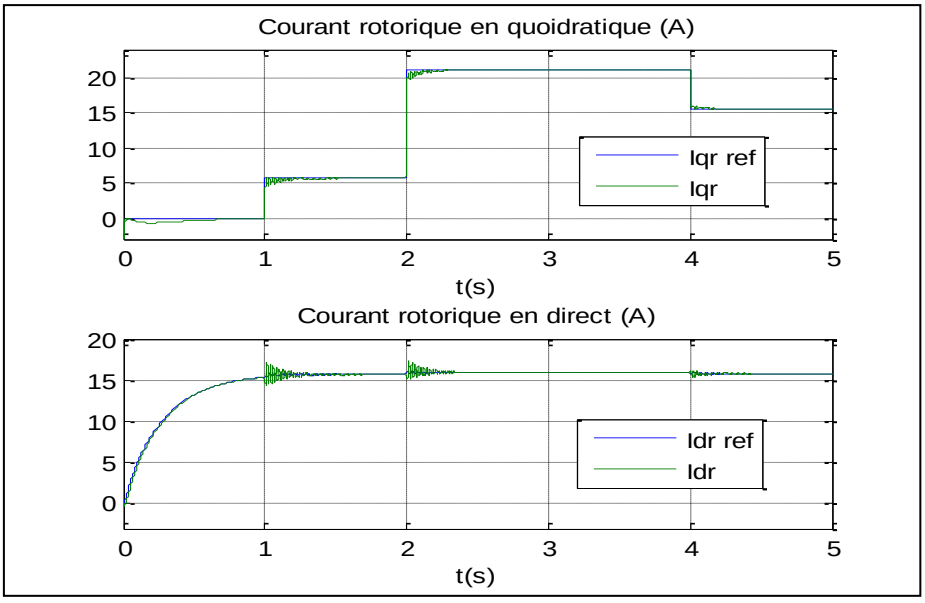


Figure III - 14 : Les allures des courants direct et en quadratique rotorique

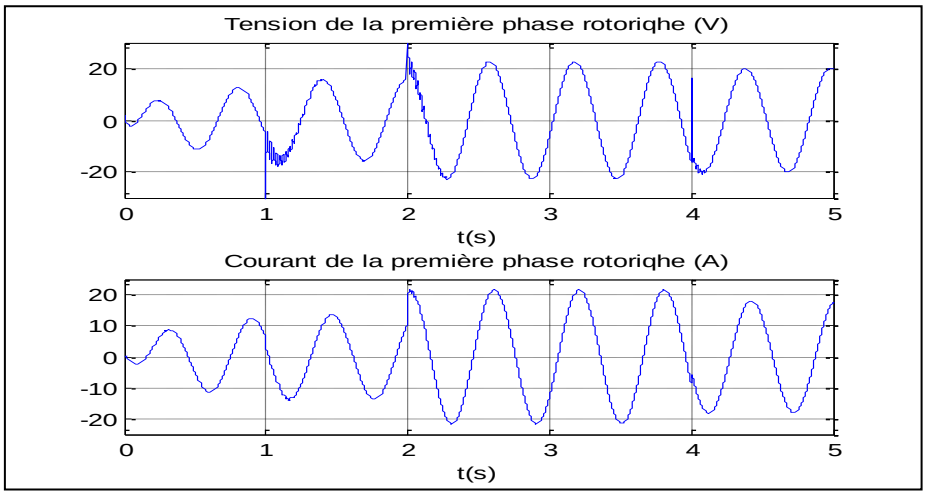


Figure III - 15 : Les allures de la tension et courant de la première phase rotorique

Simulation avec l'Onduleur :

L'Annexe 1 traite de la modélisation du convertisseur de puissance côté machine.

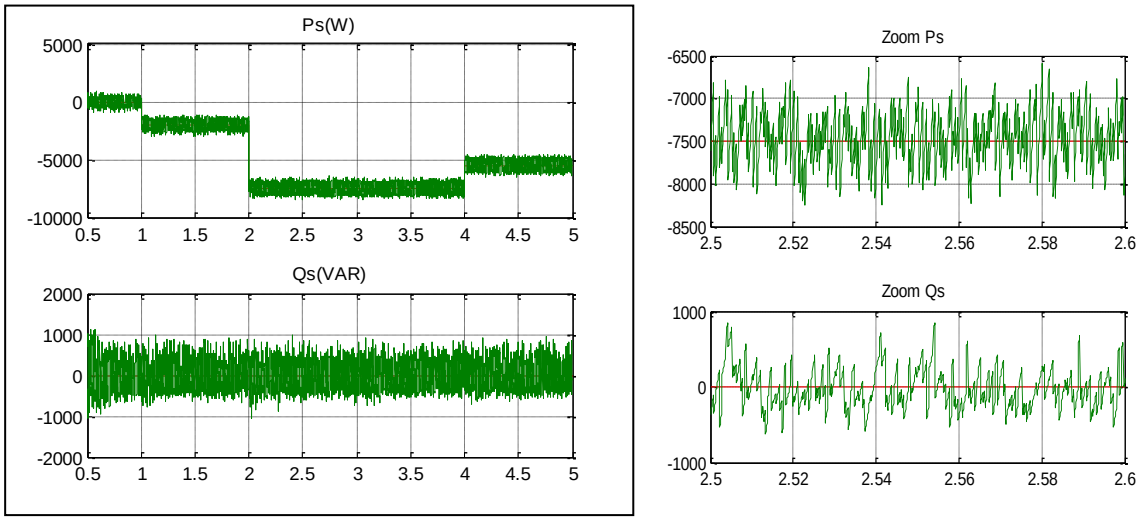


Figure III - 16 : Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique avec l'introduction de l'onduleur.

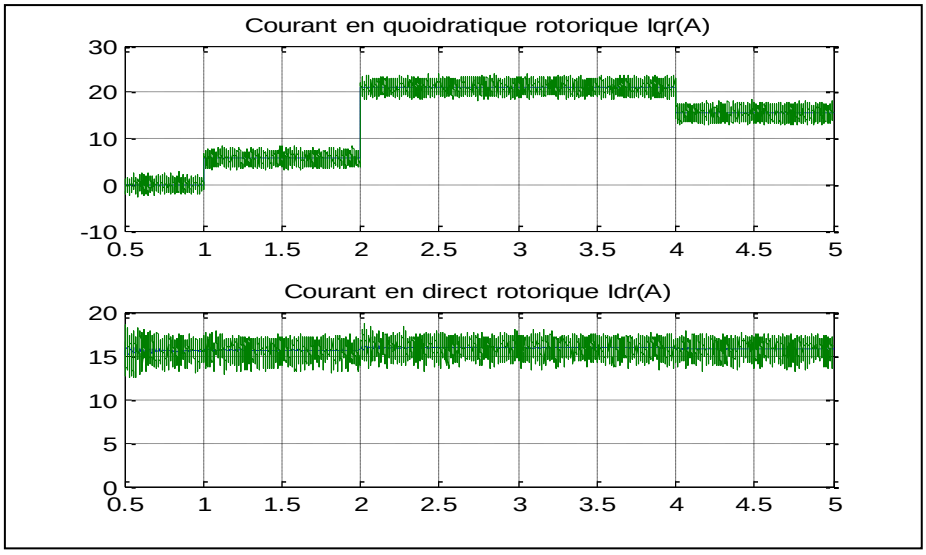


Figure III - 17 : Les allures des courants direct et en quadrature rotorique

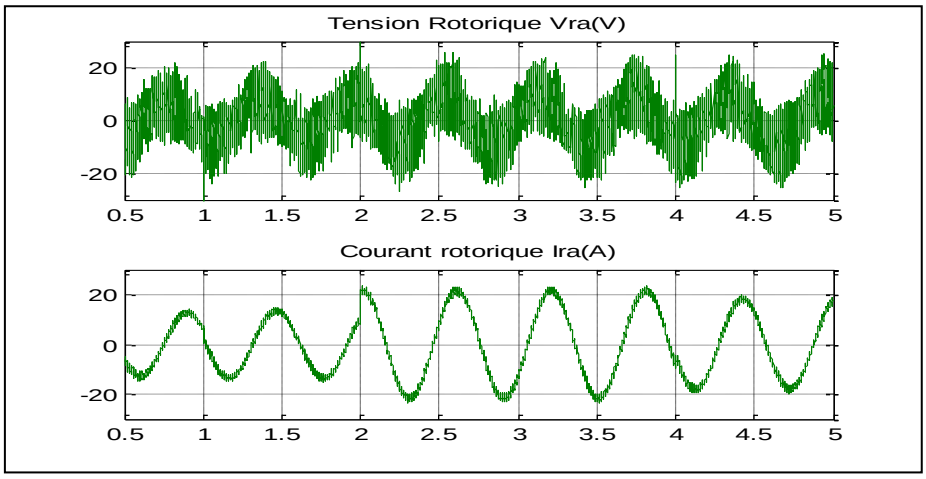


Figure III - 18 : Les allures de la tension et du courant de la première phase rotorique

III.4.1.2. Synthèse de résultats de simulation obtenus

Suivi des consignes :

La fig. III-11 montre les résultats obtenus en surveillant les points de consigne de puissance active et réactive, et la fig. III -12 montre le courant direct et on quadratique rotorique. Concernant la puissance active au niveau maintenu commandé, et en la comparant au temps de réponse, on note de bons résultats, et le même résultat pour la puissance réactive, et elle reste à 0 $KVAR$, ce qui correspond bien à un facteur d'une puissance unitaire. Mais par rapport à la précision que nous voulions, nous avons remarqué qu'il y avait une très petite erreur statique dans la réponse de la puissance active, surtout au point de consigne de la puissance nominale de la machine ($7{,}5Kw$), l'erreur est devenue $24{,}5W$, e ce fait il faut chercher a une méthode permettant de l'annuler complètement. Pour les courants rotoriques direct et en quadratique on remarquée un bon suivi des consignes ce qui traduit l'aptitude du régulateur PI_dis de faire un vraiment découplage entre les axes direct et en quadrature, sauf a des oscillations transitoires amorites. La Fig. III-13 présente la tension et le courant injectés a la première phase rotorique, nous avons remarqué qu'ils sont stables, et ne continent pas des oscillations, et ont la même fréquence.

III.4.2. Commande avec puissance active statorique en boucle fermée

III.4.2.1. Suivi des consignes :

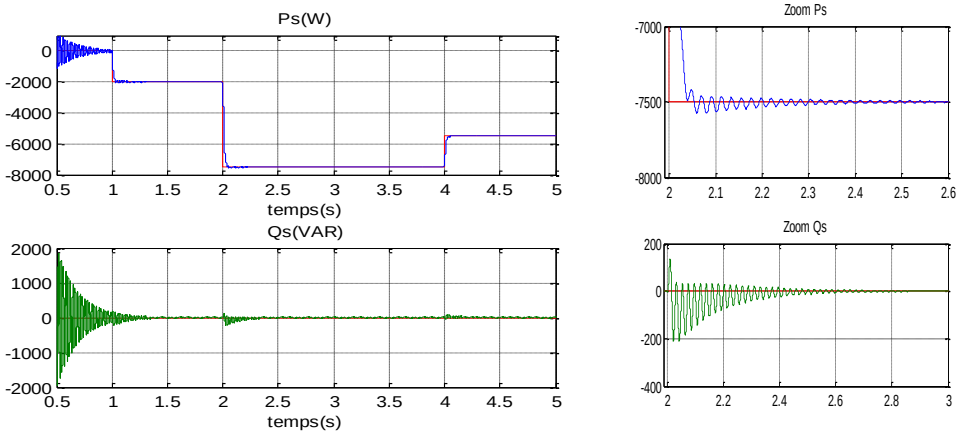


Figure III - 19 : Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique

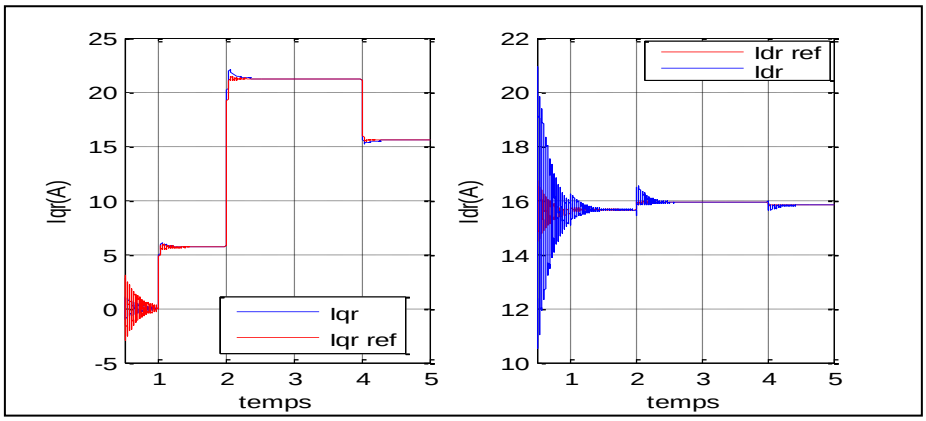


Figure III - 20 : Les allures des courants direct et en quadrature rotorique

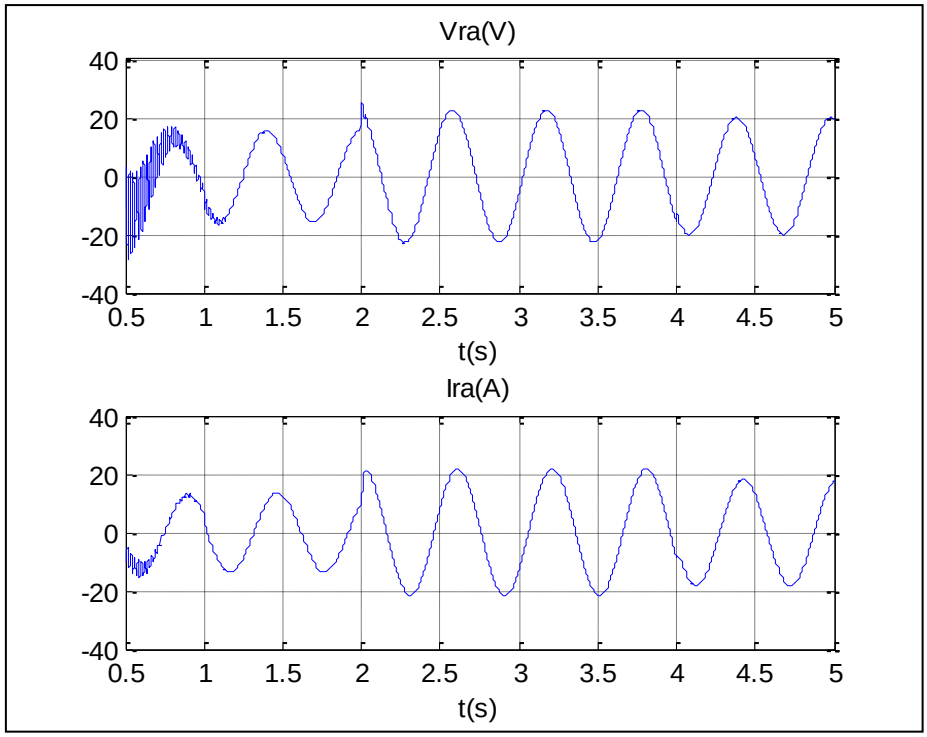


Figure III - 21 : Tension et courant de la première phase rotorique

III.4.2.2. Teste de Robustesse vis-à-vis les variations paramétriques

Pour bien tester le régulateur PI discret vis-à-vis la variation paramétrique surtout la résistance rotorique et statorique (a cause de la température), nous avons présenté sur la (fig. III-20) une profile de variation paramétrique, avec augmentation sur les résistances du rotor et du stator de 3 à 4 *s* et de 5 à 6 *s*, respectivement.

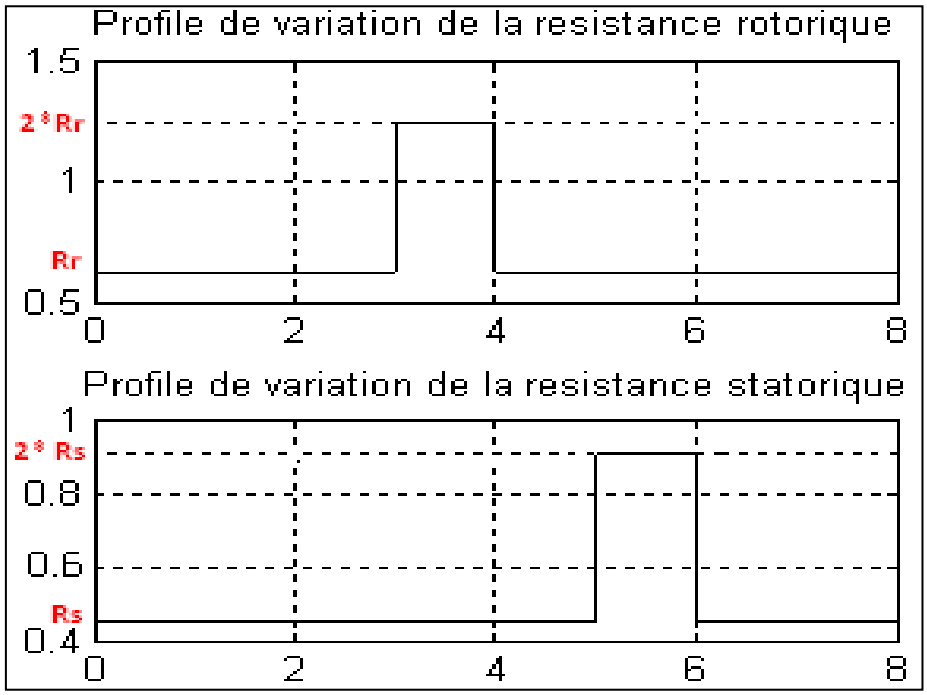


Figure III - 22 : Variation paramétrique

Résultats de simulation :

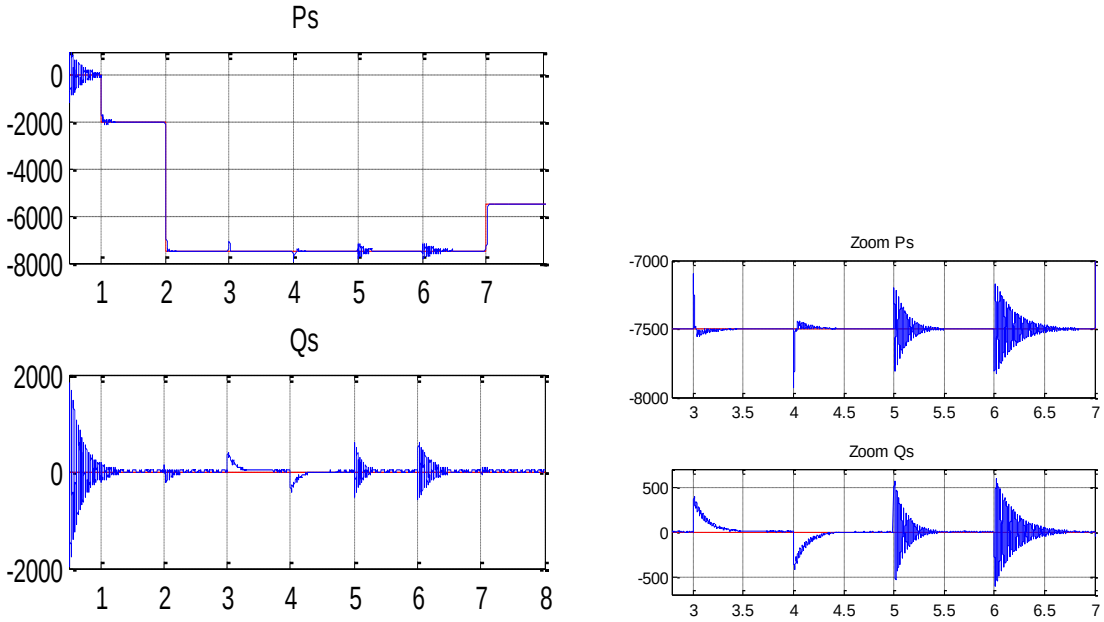


Figure III - 23 : Suivi de consigne de puissances active et réactive statorique.

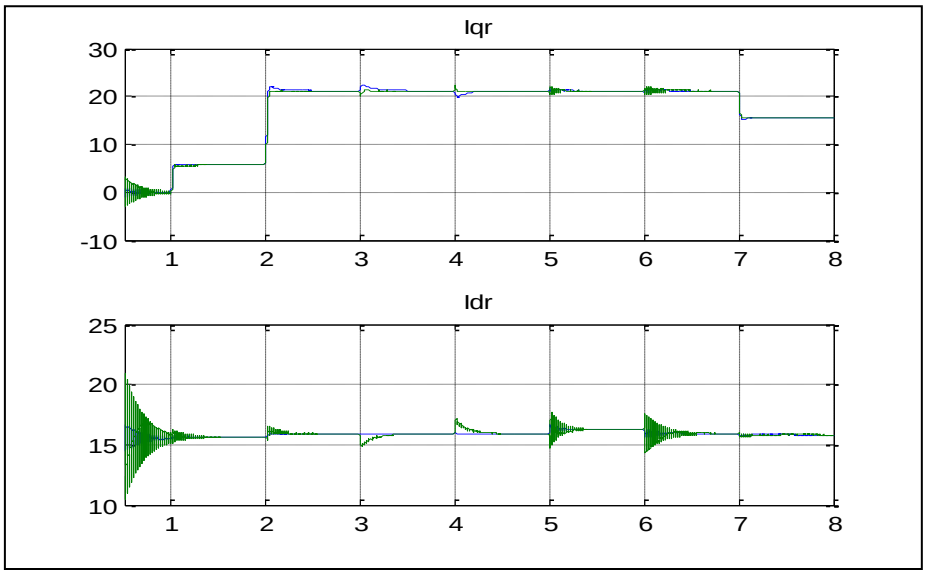


Figure III - 24 : Les allures des courants direct et en quadrature rotorique

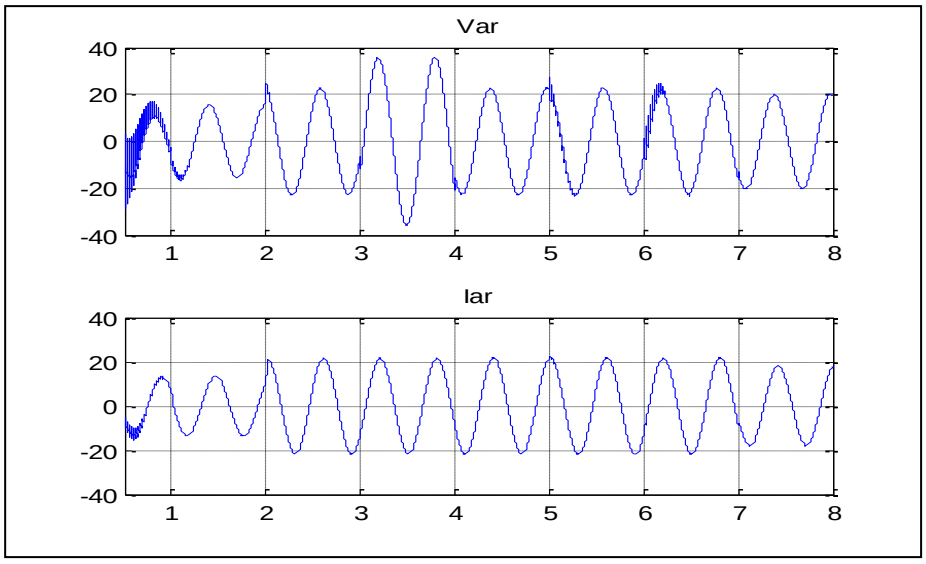


Figure III - 25 : tension et courant de la phase rotorique.

III.4.2.3. Synthèse de résultats de simulation obtenus

En observant la Fig. III - 17, nous constatons l'efficacité de la boucle fermée pour contrôler la puissance active. Nous remarquons un bon suivi de la consigne avec une rapidité et une précision remarquable, et l'erreur statique est complètement annulée dans la réponse de la puissance active statorique. De même, pour les courants direct et quadratique rotorique (Fig. III - 18), nous constatons un bon suivi des consignes avec une bonne rapidité. En ce qui concerne la tension et le courant injectés dans la première phase rotorique (Fig. III - 18), nous remarquons qu'ils restent stables, sans oscillations et avec la même fréquence. Lors du test de robustesse, les variations paramétriques ont un effet sur le couplage entre les deux axes (d, q) de la commande vectorielle, ce qui engendre des oscillations transitoires tout en gardant la stabilité de système comme le montrent les Fig. III – 22 et Fig. III - 23. La tension de commande rotorique et le courant illustrés par la Fig. III – 23 restent dans les limites tolérées par la machine. Même avec une légère perte de découplage observée dans la composante directe du courant rotorique (comme indiqué sur la Fig. III – 22 nous pouvons constater que

les capacités de contrôle optimal des puissances active et réactive statoriques sont strictement réalisées

III.4. Conclusion

Dans le deuxième chapitre, nous avons examiné la structure complexe de la machine asynchrone à double alimentation, mettant en évidence le fort couplage entre ses différentes grandeurs électriques, notamment l'interaction des courants statoriques et rotoriques dans les expressions des puissances active et réactive. Nous avons également envisagé son utilisation dans le secteur de la production d'énergie électrique, ce qui nous a amenés à présenter une structure de commande vectorielle pour contrôler la puissance active et réactive générées par la génératrice asynchrone à double alimentation connectée au réseau. Pour des raisons technico-économiques, nous avons opté pour l'utilisation d'un seul convertisseur unidirectionnel entre le réseau et le rotor, ce qui nous limite à travailler dans un seul quadrant (hypo-synchrone).

Les résultats des simulations démontrent clairement l'efficacité de l'approche utilisée, en accord avec le type de régulation adoptée, qui répond à la nécessité de contrôler les puissances active et réactive de manière indépendante. Pour cela, nous avons choisi d'utiliser des régulateurs de type Proportionnel-Intégral discrets. Bien que les résultats de simulation soient prometteurs, ils nécessitent des améliorations en termes de précision. C'est pourquoi nous avons introduit une boucle de régulation externe pour la puissance active, atteignant ainsi notre objectif.

En conclusion, nous pouvons dire que les résultats obtenus dans ce chapitre avec les régulateurs proportionnels-intégraux sont satisfaisants, à condition que les paramètres de la machine restent inchangés. Cependant, dans la pratique, les paramètres de la machine varient en raison de la température, des erreurs de mesure des capteurs, du bruit de mesure, etc. Pour résoudre ce problème, il est nécessaire d'utiliser d'autres régulateurs robustes capables de rejeter ces perturbations et d'améliorer la structure de commande.

Chapitre IV

Développement d'une commande robuste a base de mode glissant modifie

IV.1. Introduction :

Le mode glissant, également connu sous le nom de Sliding Mode (SM), est un mode spécifique utilisé dans les systèmes à structure variable. Son développement a eu lieu dans les années soixante en Union soviétique, avec la contribution de chercheurs tels qu'EMELYANOV et [17]. Cette approche a été étendue à différents types de systèmes, tels que les systèmes linéaires, non linéaires, discrets et multivariables, en raison de sa simplicité et de son efficacité.

La commande par mode glissant est devenue intéressante à partir des années 80, surtout pour les systèmes non linéaires et ceux dont le modèle est imprécis.

Dans ces systèmes, la commande par commutation permet de placer le système sur une hyper-surface de glissement, entraînant ainsi un régime de glissement.

Ce régime de glissement présente des avantages, notamment une insensibilité aux variations des paramètres et aux perturbations. Son comportement dépend des paramètres de l'hyper-surface de glissement. Dans ce chapitre, nous étudions l'utilisation de la commande par mode glissant pour réguler les puissances active et réactive générées par la GADA, afin d'évaluer ses performances.

La première partie du chapitre présente les principes fondamentaux de la commande à structure variable par mode de glissement. Nous l'appliquons ensuite au contrôle de la machine à double alimentation en dimensionnant un correcteur à structure variable et en ajoutant une action intégrale pour améliorer la commande.

Dans la deuxième partie, nous présentons une technique de contrôle adaptatif du gain de la composante discontinue basée sur la fonction barrière dans le but d'améliorer les performances.

Enfin, nous comparons les performances de la commande en mode glissant (sliding mode control) à celles de la commande en mode glissant adaptatif (adaptive sliding mode control) à travers une série de simulations.

IV.2. Généralités sur la commande par mode glissant

Contrairement à un correcteur par retour d'état fixe, les systèmes à structures variables sont capables de commuter instantanément entre différentes structures de commande. Le défi consiste donc à déterminer les paramètres de chaque structure et à définir la logique de commutation.

Le changement de structure permet de combiner les avantages de chaque structure et même de conférer au système à structure variable de nouvelles propriétés qui n'étaient présentes dans aucune des structures utilisées. Par exemple, il est possible d'obtenir un système asymptotiquement stable à partir de structures instables.

Cette approche présente plusieurs avantages :

- Sa simplicité de conception et de mise en œuvre.

- Son indépendance vis-à-vis des variations des caractéristiques dynamiques du système.

- Son insensibilité aux perturbations externes.

Malgré ses nombreux avantages, cette technique de commande présente également un inconvénient qui limite son utilisation. En pratique, des imperfections telles que les retards de commutation et l'hystérésis provoquent des oscillations autour de la surface de glissement.

Diverses techniques ont été proposées pour pallier à cet inconvénient, notamment en approximant la fonction discontinue par une fonction continue près de la surface de commutation. Cela permet de réduire les oscillations au prix d'une perte de précision.

En raison des nombreux avantages de la commande à structure variable, tels que sa robustesse, sa rapidité et sa simplicité de mise en œuvre, elle semble particulièrement adaptée aux générateurs à double alimentation, où des performances élevées peuvent être exigées. De plus, étant donné que certains paramètres du générateur peuvent varier pendant son fonctionnement et que la charge est souvent inconnue, la commande doit rapidement prendre en compte ces perturbations et variations paramétriques afin d'éviter une dégradation des performances.

Un système à structure variable est un système dont la structure change pendant son fonctionnement. Il se caractérise par le choix d'une fonction et d'une logique de commutation, ce qui permet de commuter entre les différentes structures afin de combiner les propriétés bénéfiques de chacune d'entre elles.

Dans les systèmes à structures variables avec modes glissants, la trajectoire de l'état du système est amenée vers une surface spécifique et, à l'aide d'une loi de commutation, elle est contrainte de rester à proximité de cette surface. Cette surface est appelée surface de glissement et le mouvement le long de cette surface est appelé mouvement de glissement [18].

Les trajectoires se composent de trois parties distinctes :

- Mode Convergence (MC) : Pendant cette période, la variable à réguler part de n'importe quel point initial dans le plan de phase et tend vers la surface de commutation. Ce modèle est caractérisé par des lois de commande et des critères de convergence. (Fig.*IV*.1)

- Mode glissant (MG) : Pendant cette période, les variables d'état ont atteint la surface de glissement et tendent vers l'origine du plan de phase. La dynamique de ce mode est caractérisée par le choix des surfaces de glissement.

- Mode d'état stationnaire (MRP): Ceci a été ajouté pour étudier la réponse du système près de son point d'équilibre (origine du plan de phase). Elle se caractérise par la qualité et la performance des contrôles

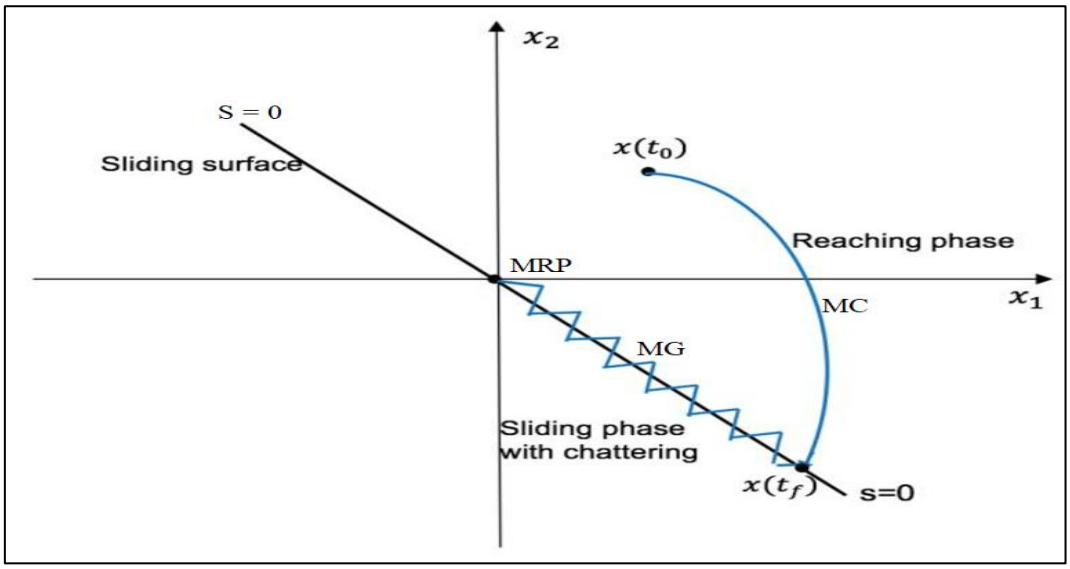


Figure IV - 1 : La trajectoire dans le plan de phase *de SMC*

IV.3. Conception de la commande par mode de glissement.

La structure du contrôleur SMC comporte deux parties : la partie continue représente la dynamique du système en mode convergent, et l'autre partie est la partie discontinue, qui traite de la dynamique du système en mode glissant. Cette seconde est importante en commande par modes glissants car son rôle est d'éliminer l'influence des imprécisions et des perturbations sur le modèle.

La conception de cette commande peut se décomposer en trois étapes principales très interdépendantes : sélection des surfaces de glissement, établissement des conditions d'existence et détermination des lois de commande.

IV.3.1. 1-La surface de glissement.

La surface de glissement est une fonction scalaire qui permet aux variables d'état de glisser le long de cette surface et de converger vers l'origine du plan de phase. Elle est exprimée en fonction de l'espace d'état des erreurs et a la même dimension que le vecteur de commande U. Ainsi, la surface de glissement représente le comportement dynamique du système étudié. Elle peut prendre différentes formes en fonction de l'application spécifique, et peut être linéaire ou non linéaire. En général, les surfaces de glissement sont choisies comme des hyperplans passant par l'origine.

Pour définir la surface de glissement, l'équation fondamentale proposée par J. J. Slotine [19, 20] :

$$S(X) = \left[\frac{d}{dt} + K\right]^{n-1} e(X)$$

$e(X) = X^* - X$ Est l'erreur, n est le degré relatif et K est un coefficient positif. Les puissances active et réactive du stator sont liées respectivement au courant rotor en quadrature et au courant rotor direct. Les signaux d'erreur entre les références et les et les courants de rotor mesurés sont présentés dans la relation suivante relation :

$$\begin{cases} e_d = I^*_{rd} - I_{rd} \\ e_q = I^*_{rq} - I_{rq} \end{cases}$$

Pour contrôler les puissances du stator, on a pris n = 1 ; Par conséquent, les surfaces de glissement illustrant les signaux d'erreur entre les références et les courants mesurés du rotor peuvent être données comme suit :

$$\begin{matrix} \delta(I_{rd}) = e_d \\ \delta(I_{rq}) = e_q \end{matrix} \quad (4,1)$$

Le régime glissement se produit si les tangents aux trajectoires ou les vecteurs vitesses au voisinage de la surface sont dirigées vers la surface de commutation $\delta(X) = 0$.

Une fois que la surface de glissement est déterminée, on calcule la commande de manière indépendante. Son objectif est de maintenir l'attraction de la surface des deux côtés, c'est-à-dire de maintenir les conditions de glissement. Lorsque le régime de glissement est atteint, la dynamique du système devient indépendante de la loi de commande

IV.3.2. Calcul de la commande.

Un contrôleur à mode glissant est défini par la somme de deux commandes :

$$U = U_{eq} + U_d \quad (4,2)$$

U_{eq}: Afin de maintenir la variable contrôlée sur la surface de glissement $\delta = 0$, cette commande peut être considérée comme un retour d'état spécifique, ou comme une valeur moyenne. Lors d'un basculement entre deux valeurs et, cela signifie que bien que les paramètres du système ne soient pas précis, U_d vérifier les conditions d'attraction (convergence).

IV.3.2.1.1. Commande discontinue.

Il est donné par : $U_d = \chi\, sign(S(x))$ tel que χ : constant positive

Par conséquent, les parties discontinues sont données par l'équation :

$$\begin{cases} U_{rd_d} = K_d sign(\delta(I_{rd})) & K_d > 0 \\ U_{rq_q} = K_q sign\left(\delta(I_{rq})\right) & K_q > 0 \end{cases} \quad (4,3)$$

IV.3.2.1.2. Commande équivalente.

On reprend le modèle d'état de la machine, déjà, présenté dans le chapitre 3, les vecteurs des variables d'état choisi pour la commande sont les deux composant des tensions rotoriques.

En négligent les résistances statoriques, la f.e.m dans les enroulements de la machine est égale à la tension de réseau, par conséquent, les deux composantes des tensions selon les axes *dq* deviennent :

$$\begin{cases} V_{ds} = 0 \\ V_{qs} = Vs = \omega_s \Phi_s = \omega_s M_{sr} I_{ms} \end{cases}$$

Alors que les deux composantes des tension rotoriques s'écrit :

$$\begin{cases} V_{rd} = R_r I_{rd} + \dfrac{dI_{rd}}{dt} - g\, \omega_s \sigma L_r I_{rq} \\ V_{rq} = R_r I_{rq} + \dfrac{dI_{rq}}{dt} + g\, \omega_s \sigma L_r I_{rd} + g\, \dfrac{M_s V_s}{L_s} \end{cases} \quad (4,4)$$

Ainsi, la dérivée de la surface s'écrit sous la forme :

$$\begin{cases} \dot{\delta}(I_{rd}) = \dot{I}^*_{rd} - \dfrac{1}{L_r\sigma}(V_{rd} - R_r I_{rd} + g\,\omega_s\sigma L_r I_{rq}) \\ \dot{\delta}(I_{rq}) = \dot{I}^*_{rq} - \dfrac{1}{L_r\sigma}(V_{rq} - R_r I_{rq} - g\,\omega_s\sigma L_r I_{rd} - g\,\omega_s \dfrac{M_s\phi_s}{L_s}) \end{cases} \quad (4,5)$$

Pendant l'état stable et le mode de glissement, la surface de glissement devient zéro, de sorte que sa dérivée et le contrôle discontinu deviennent zéro. Par conséquent, les contrôles équivalents peuvent être déduits comme indiqué dans la relation suivante :

$$\begin{cases} U_{rd_{eq}} = L_r\sigma\dot{I}^*_{rd} + R_r I_{rd} - g\,\omega_s\sigma L_r I_{rq} \\ U_{rq_{eq}} = L_r\sigma\dot{I}^*_{rq} + R_r I_{rq} - g\,\omega_s\sigma L_r I_{rq} - g\,\dfrac{M_s V_s}{L_s} \end{cases} \quad (4,6)$$

La condition de convergence est définie en utilisant l'équation générale proposée par Lyapunov. Cette condition maintient la surface attrayante et invariante.

$$\begin{cases} \delta(I_{rd}).\dot{\delta}(I_{rd}) < 0 \\ \delta(I_{rq}).\dot{\delta}(I_{rq}) < 0 \end{cases} \quad (4,7)$$

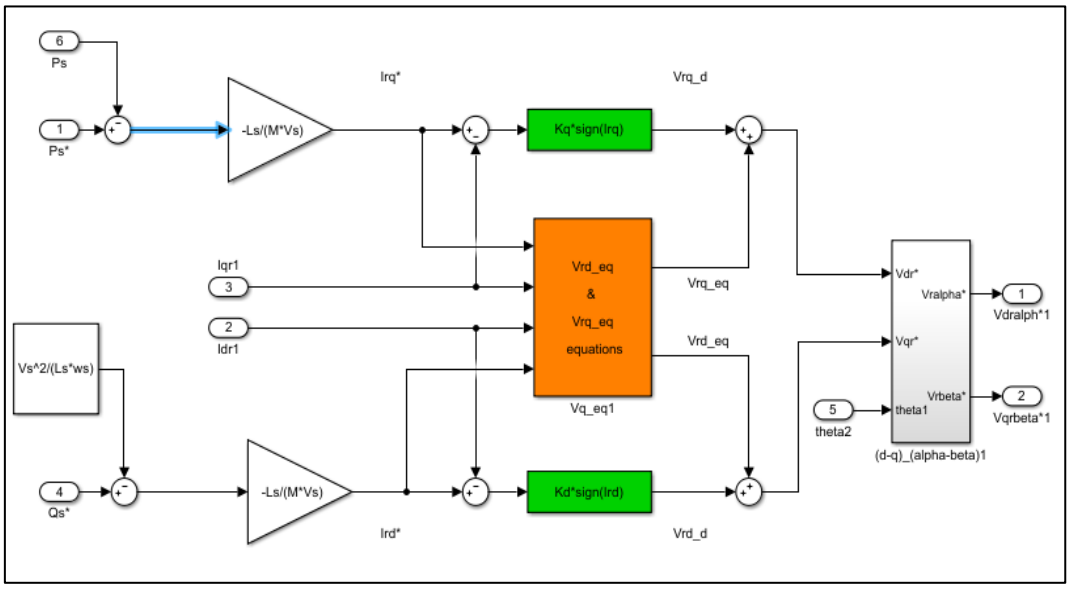


Figure IV - 2 : Schéma block de la commande SMC

IV.3.2.1.3. Régime de glissement réel.

Théoriquement, la commande devrait alterner entre deux valeurs à une fréquence infinie. Cependant, dans la réalité, cela est irréalisable en raison du calcul par intervalles de temps. De plus, la fréquence de commutation des interrupteurs est limitée, ce qui entraîne des oscillations à haute fréquence. Cela conduit la trajectoire de l'état à osciller près de la surface plutôt qu'à la suivre précisément. Ce phénomène est couramment appelé broutement (chattering).

Ce phénomène a un impact négatif sur le bon fonctionnement du système, car il ajoute des composantes à haute fréquence au spectre de la commande. Ces composantes peuvent entraîner une détérioration du système en excitant des dynamiques négligées lors de la modélisation ou en endommageant les actionneurs en les sollicitant de manière excessive.

Pour réduire ou éliminer ce phénomène, de nombreuses études ont été réalisées. Parmi les solutions envisagées, l'ajout d'une fonction d'intégrale [18] a été proposé.

L'ajout de cette fonction permet de diminuer le gain, ce qui entraîne une réduction des oscillations. Une autre méthode consiste à ajouter une approximation continue dans un voisinage de la surface. Il s'agit d'encadrer la surface avec une bande comportant un ou deux seuils. Le choix des seuils est directement lié à la précision en boucle fermée. Parmi les méthodes qui réduisent l'effet de la fonction sign dans cette bande, nous trouvons la fonction de saturation (sat) qui est adaptée pour filtrer les hautes fréquences. Cette fonction est caractérisée par un ou deux seuils. Pour diminuer progressivement la valeur de U_d en fonction de l'approche de l'état vers la surface, dans la région entourant cette dernière, la commande varie entre les deux valeurs limites ± K.

$$\begin{cases} U_{rd_d} = K_d . sat\big(\delta(I_{rd})\big) & K_d > 0 \\ U_{rq_q} = K_q . sat\Big(\delta\big(I_{rq}\big)\Big) & K_q > 0 \end{cases} \tag{4,8}$$

IV.3.3. Résultats de simulation.

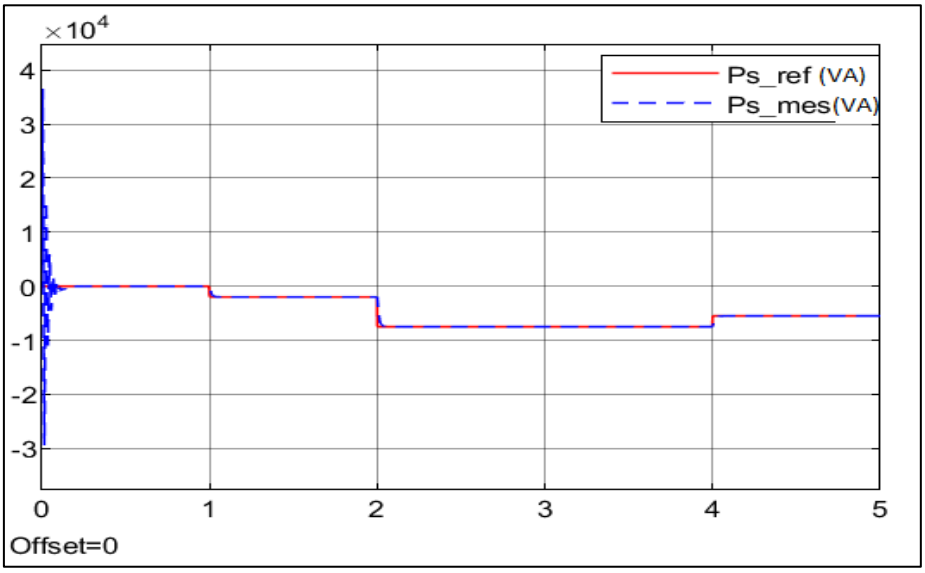


Figure IV - 3: Suivi de puissance active

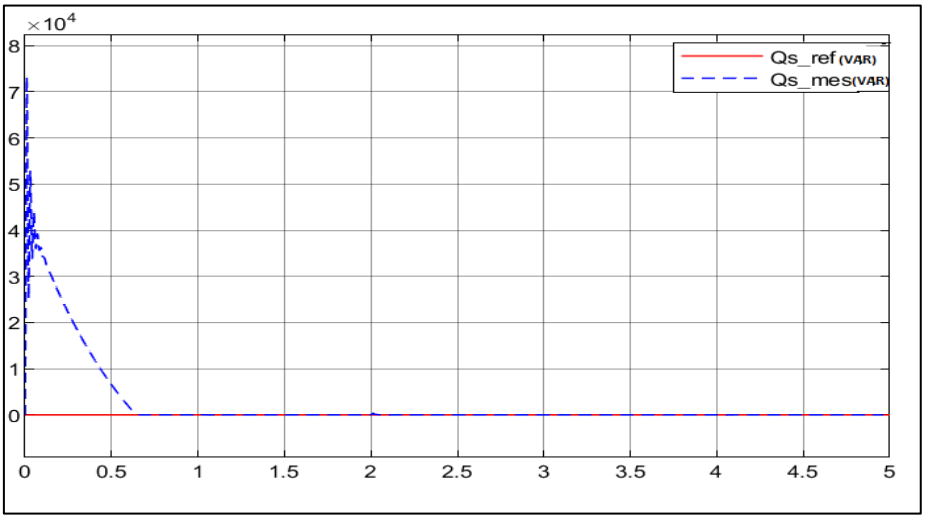


Figure IV - 4: Suivi de puissance réactive

La simulation a été réalisée avec Matlab Simulink. Les fig. IV-4, IV-5 et IV-6 illustrent les résultats de simulation pour le fonctionnement du système éolien à vitesse variable avec l'intégration du modèle de l'aérogénérateur présenté dans le chapitre 2 (Référentiel commun lié au stator). Les références à suivre sont les mêmes que celles du chapitre3,

Les simulations mettent en évidence une bonne correspondance avec les consignes de puissance réactive et active. De plus, on observe une convergence des courants de la boucle intérieure vers zéro lors de l'utilisation du SMC fig.

À l'instant t = 3s, une variation paramétrique est appliquée, consistant à doubler la résistance rotorique. On remarque que cette variation n'affecte pas le résultat, car la commande est constituée par les variables de surface et non par les paramètres propres du système.

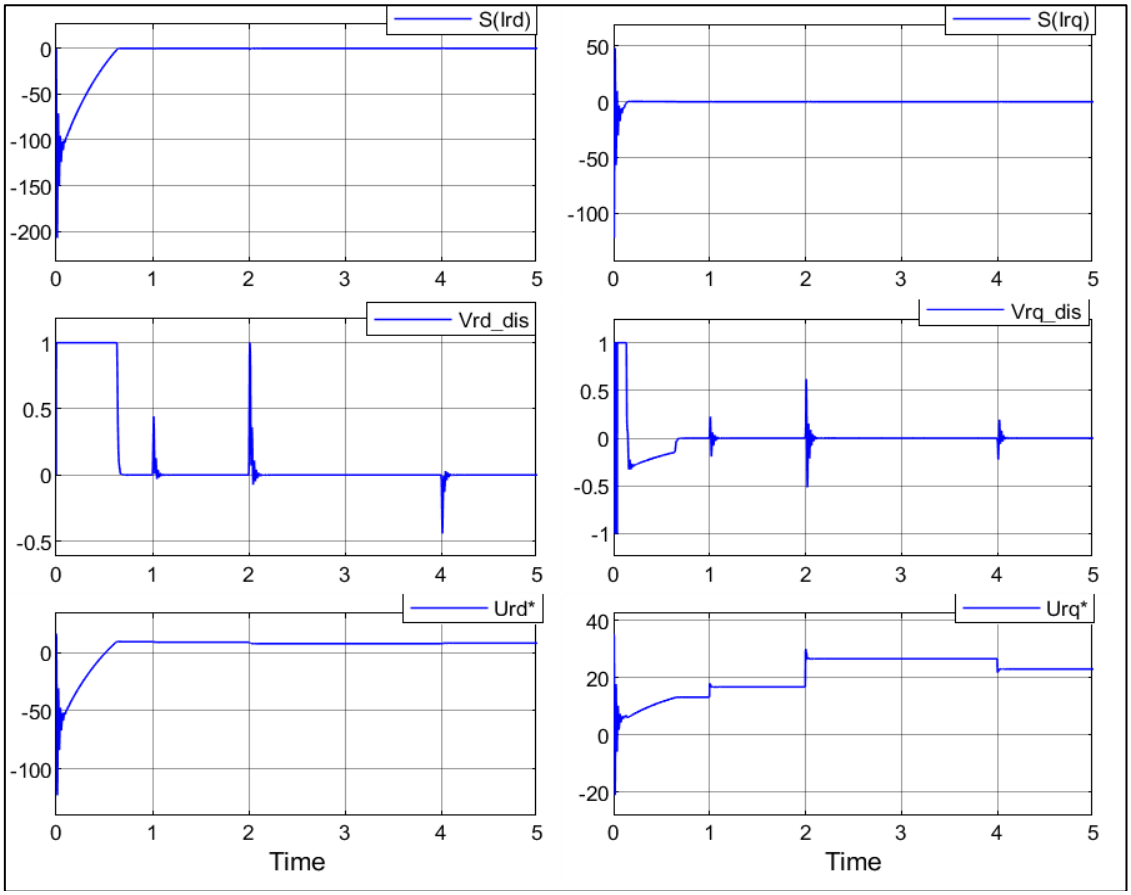


Figure IV - 5: les erreurs et les commandes des courants directes et en quadratiques

Dans le but d'améliorer le contrôle par mode glissant (SMC), on ajoute un gain adaptatif à la commande discontinue du SMC, conformément à une approche récente utilisant la fonction barrière. Cette approche implique l'utilisation d'une fonction de barrière comparative pour assurer la convergence de la variable de sortie. L'idée principale derrière le choix de cette fonction de barrière est d'appliquer des fonctions de coût qui préviennent l'apparition de zones indésirables.

L'insensibilité de la boucle de contrôle est garantie par le SMC, qui prend en compte les défauts et les perturbations présents dans le système, en utilisant également la méthode finie

IV.4. Adaptation Avec Fonction Barriere (Barriere Function) :

IV.4.1. Généralité sur la Barriere function :

La fonction de barrière est utilisée pour garantir que le système reste à l'intérieur d'une région sûre définie, en empêchant son évolution vers des états indésirables ou dangereux. Cette fonction de barrière est souvent conçue pour être le long de la surface de glissement, ce qui crée une barrière virtuelle empêchant le système de sortir de la région sûre. En plus, l'une Des caractéristiques principales de cette méthode assure son fonctionnement sans besoin d'avoir une connaissance sur la borne supérieure de la perturbation.

En combinant la surface de glissement et la fonction de barrière, le contrôle par mode glissant avec fonction de barrière vise à assurer la stabilité et la robustesse du système en le guidant le long de la surface de glissement tout en évitant les situations indésirables. En combinant la surface de glissement et la fonction de barrière, le contrôle par mode glissant avec fonction de barrière vise à assurer la stabilité et la robustesse du système en le guidant le long de la surface de glissement tout en évitant les situations indésirables. Afin d'exprimer cette méthode pour le cas du système que nous étudions, nous considérons le système suivant:

$$\dot{x(t)} = f(x) + g(u) + d(t)$$

Où $x(t) \in$ R représente le vecteur d état, $u(t) = u_{eq} + u_d$ est la commande par mode glissante (sliding mode control) et $d(t)$ est une perturbation. Une perturbation. Ici, $d(t)$ est une fonction limitée dont la limite est inconnue, c'est-à-dire $|d(t)| \leq d_{max}$. La limite d_{max}.> 0 existe mais n'est pas connue. Dans ce contexte, le gain du SMC doit être adapté conformément à la stratégie adaptative définie. L'idée de la stratégie adaptative proposée est d'augmenter d'abord le gain adaptatif jusqu'à ce que la variable de sortie atteigne un petit voisinage de zéro $\frac{\varepsilon}{2}$ à l'instant $\bar{t}$. En utilisant un gain dérivé constant [21] Deuxièmement, pour $t > \bar{t}$, le gain adaptatif passe à un Barriere Function (BF) qui peut maintenir la variable de sortie dans le voisinage prédéfini de zéro $|x(t)| < \varepsilon$.

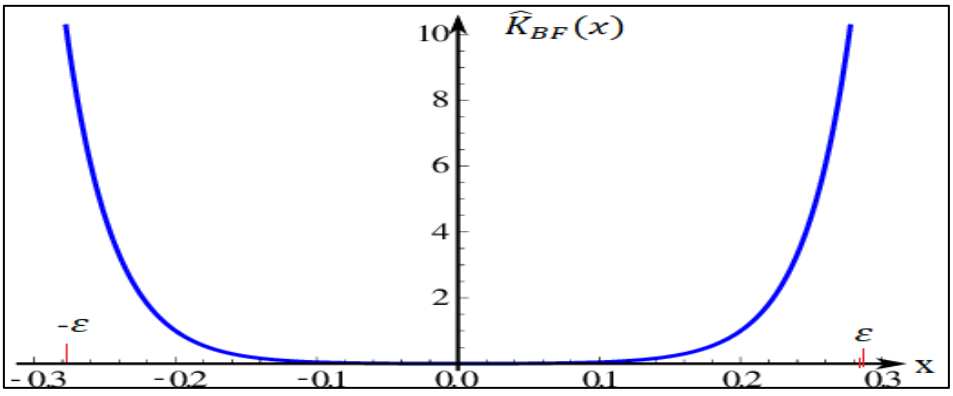


Figure IV - 6:fonction barrière

IV.4.2. Calcul de la commande.

On a la commande $u(t) = u_{eq} + u_d$

$u_d = -(\widehat{K}_{BF}(x) + \eta)\, sign(\delta)$, δ *et la surface de glissement*

$$\widehat{K}_{BF}(x) \begin{cases} K_a & if \quad 0 < t < \bar{t} \\ K_{psb} & if \quad t > \bar{t} \end{cases} \qquad (4,9)$$

Où $\bar{t}$ est le temps pendant lequel les trajectoires d'état se trouvent dans les environs de la surface de glissement (δ), La règle de réglage adaptatif et la fonction de barrière semi-définie positive sont fournies Par [21,22] :

$$\begin{cases} K_a = v\|\delta\| \\ K_{psb} = \dfrac{\|\delta\|}{\varepsilon - \|\delta\|} \end{cases} \quad (4,10)$$

Où ε, $\delta > 0$.

En utilisant la loi d'adaptation (4,11), le gain de contrôle $\widehat{K}_{BF}(x)$ est ajusté pour avancer jusqu'à ce que la trajectoire de l'état atteigne le voisinage ε de la surface de glissement δ à l'instant $\bar{t}$. Ensuite, pour les temps après $\bar{t}$, le gain de contrôle adaptatif $\widehat{K}_{BF}(x)$ passe à la fonction de barrière semi-définie positive i. e. diminuant la région de convergence et préservant les états du système cet endroit.

$$\begin{cases} (a) & 0 < t < \bar{t} \\ (b) & t > \bar{t} \end{cases}$$

IV.4.3. Résultat de simulation

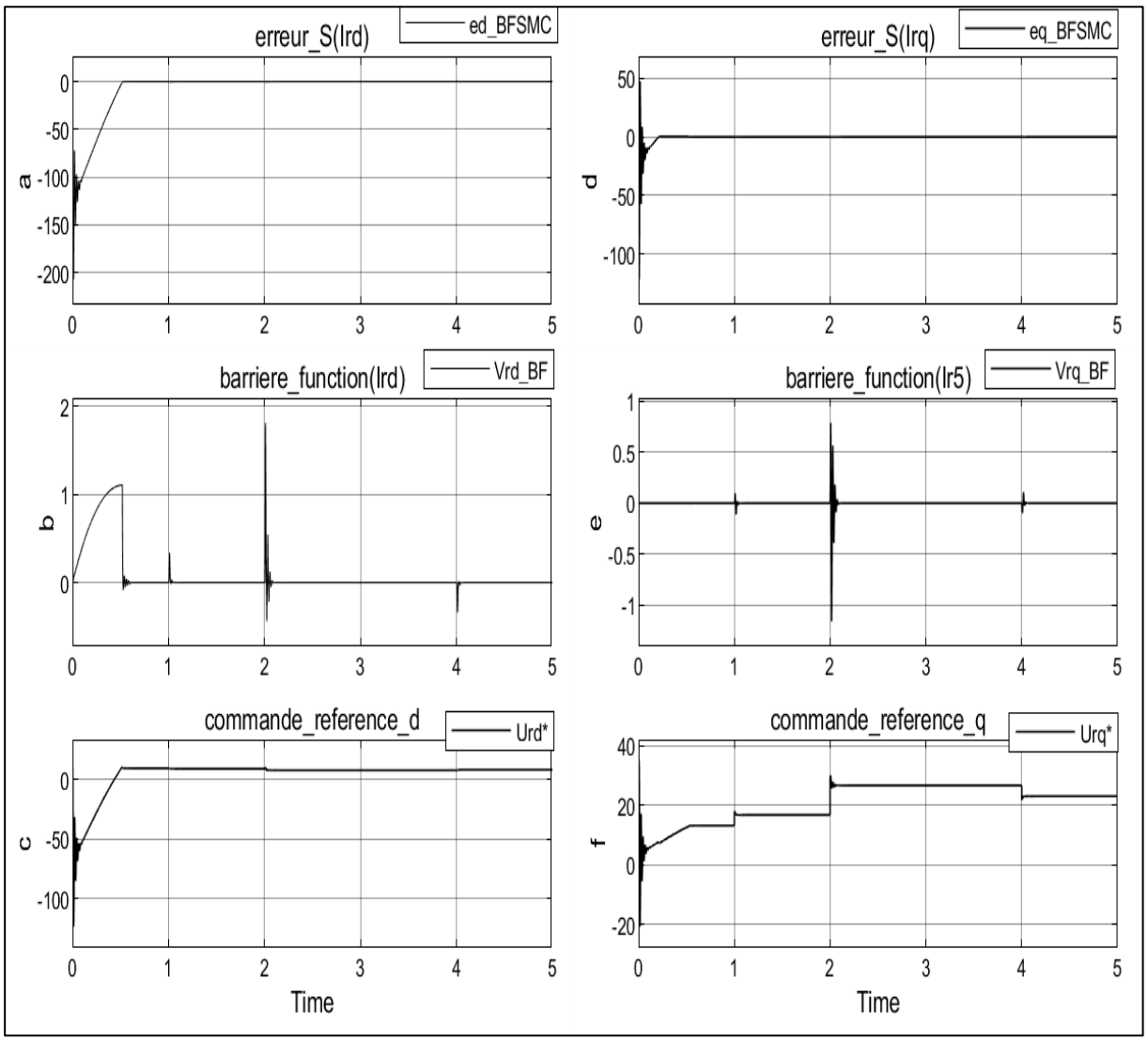


Figure IV - 7 les erreurs et les commandes des courants directes et en quadratiques

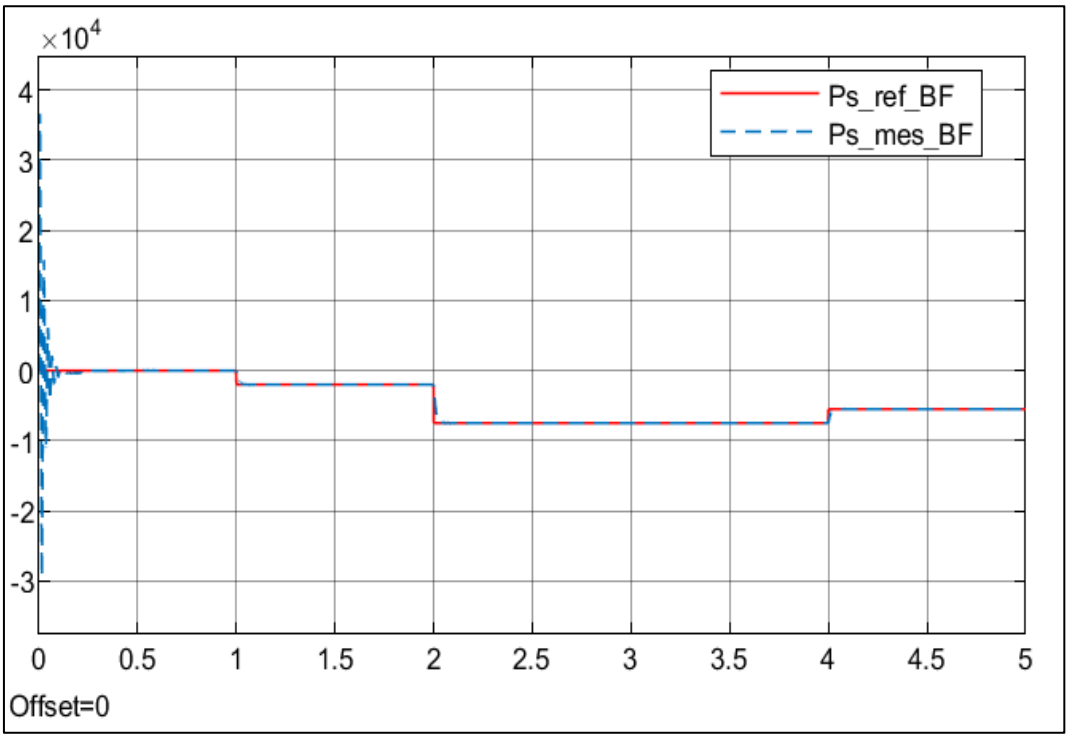


Figure IV - 8 : Suivi de puissance active avec la fonction barrière

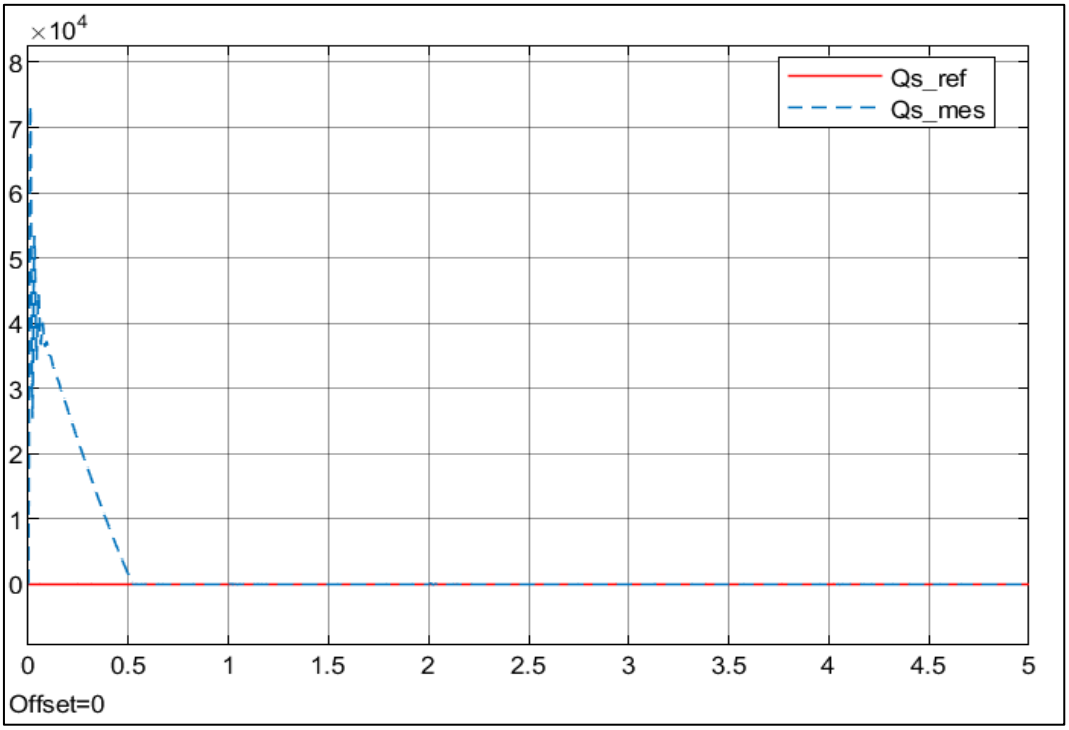


Figure IV - 9 : Suivi de puissance réactive avec la fonction barrière

La Figure IV-7 présente les erreurs des courants et les commandes directes en quadratique après l'introduction de la fonction barrière. On observe une convergence des courants de la boucle intérieure vers zéro. On constate également une bonne conformité aux consignes de puissance réactive et active, comme illustré dans les Figures IV-8 et IV-9. De plus, on remarque que les variations paramétriques, telles que le changement de résistance à l'instant 3, n'affectent pas les résultats.

IV.4.4. Comparaison entre les deux méthodes proposées

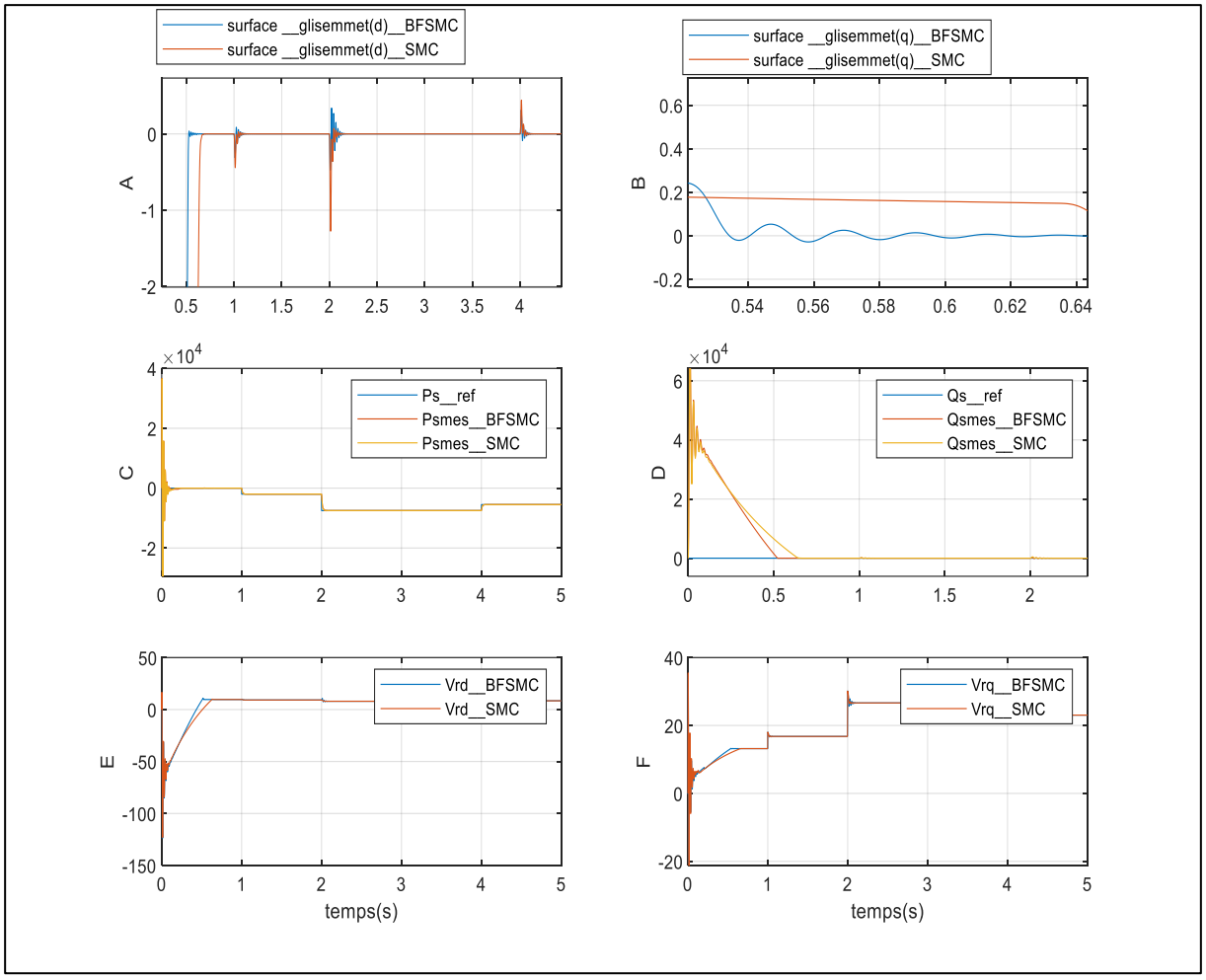


Figure IV - 10:simulation comparative entre les deux méthode SMC et BFSMC

L'analyse des résultats de la simulation comparative met en évidence plusieurs observations significatives. Tout d'abord, on constate que l'utilisation de la méthode de contrôle par mode glissant (SMC) avec la fonction de barrière conduit à une réduction notable des oscillations lors des variations de consignes, comme l'illustre la Figure A. Cette amélioration est essentielle pour assurer une réponse plus stable et précise du système de contrôle.

De plus, en examinant la Figure B, on remarque que la surface obtenue avec le BFSMC se rapproche davantage de zéro par rapport à celle obtenue avec le SMC. Cela indique que l'ajout de la fonction de barrière permet d'atteindre plus efficacement le point de référence souhaité, améliorant ainsi la précision du contrôle.

Une autre observation pertinente concerne les commandes Vrd et Vrq, dont on constate un temps de réponse plus rapide dans les deux méthodes, tel que représenté par les courbes E et F. Cette caractéristique est cruciale pour assurer une réactivité accrue du système de contrôle, permettant ainsi de mieux suivre les variations des consignes.

Enfin, il est important de souligner la robustesse des deux méthodes étudiées face aux variations paramétriques. Cette capacité à maintenir une performance satisfaisante malgré les

changements dans les paramètres du système est un avantage majeur pour leur application dans des environnements réels.

En conclusion, les résultats de la simulation comparative démontrent que l'utilisation de la méthode de contrôle par mode glissant avec la fonction de barrière présente des avantages significatifs, notamment une réduction des oscillations, une meilleure précision, une réactivité accrue et une robustesse face aux variations paramétriques. Ces résultats confirment l'efficacité de cette approche pour améliorer les performances des systèmes de contrôle.

IV.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons procédé à l'évaluation et à l'analyse des performances ainsi que de la robustesse de différents systèmes de régulation de puissance active et réactive au niveau de la machine, en utilisant deux types de commandes : le mode glissant (SMC) et le mode glissant avec fonction de barrière (BFSMC).

Nous avons examiné en détail la commande de la génératrice GADA en utilisant les deux méthodes de SMC. Les approches de contrôle par SMC proposées ont démontré leur fiabilité en comparaison avec la commande vectorielle classique, notamment en termes de résistance aux variations paramétriques. Les résultats obtenus ont révélé que la commande vectorielle présente une simplicité de mise en œuvre, tandis que la méthode du mode glissant permet d'obtenir un système performant et robuste.

L'introduction de la fonction de barrière pour assurer la protection de la génératrice GADA en limitant les courants présente plusieurs avantages significatifs. Tout d'abord, elle permet de réduire les oscillations indésirables et d'améliorer la précision du système de régulation. De plus, elle offre une meilleure réactivité face aux variations paramétriques et garantit la robustesse du système de contrôle. Ces résultats confirment l'efficacité de cette approche pour améliorer les performances des systèmes de contrôle.

, En conclusion, notre étude a démontré que le contrôle par mode glissant avec la fonction barrière constitue une solution prometteuse pour la régulation des puissances active et réactive. Cette approche offre des avantages considérables en termes de performances et de robustesse, ouvrant ainsi de nouvelles perspectives pour l'amélioration des systèmes de contrôle.

Conclusion générale

Les travaux de recherche présentés dans cette mémoire portent sur l'étude de la commande des systèmes de conversion d'énergie éolienne à vitesse variable, intégrés au réseau et basés sur une machine asynchrone à double alimentation (MADA).

Dans le premier chapitre, nous abordons la situation actuelle, l'état de l'art et la théorie de l'énergie éolienne. Nous avons présenté également des statistiques récentes sur la production mondiale d'énergie éolienne afin de nous tenir informés de l'actualité de l'industrie éolienne. De plus, nous décrivons la structure et les composants de la turbine éolienne, les différents types d'éoliennes, ainsi que les principes de fonctionnement.

Dans le deuxième chapitre, nous avons consacré notre étude à la modélisation et à la simulation de la Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA) dans différents repères. Nous avons mis en évidence les transformations utilisées pour passer d'un repère à un autre, ce qui nous a permis de mieux comprendre le comportement de la chaîne de conversion. Les simulations de la MADA ont renforcé notre compréhension de son fonctionnement.

Le troisième chapitre a abordé la commande de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA) intégrée au réseau en mode hypo-synchrone. Nous avons utilisé une structure de commande vectorielle classique basée sur des régulateurs PI pour contrôler le flux de puissance entre la génératrice et le convertisseur côté rotor (CRT). Nous avons également évalué la robustesse de cette méthode.

Dans le quatrième chapitre, nous développons une structure de commande robuste associée à un contrôleur par mode glissant, afin d'améliorer cette méthode de contrôle nous introduisons un gain adaptatif sur le composant discontinu de la commande selon l'approche de la fonction barrière. Cette approche permet d'obtenir de meilleurs résultats en termes de contrôle de la GADA.

Pour les perspectives de recherche futures liées :

− Élaborer les commandes niveau I cote réseaux de la configuration choisi de la chaine de conversion éolienne à base de la GADA.

− Élaborer les commandes niveau II et niveau III de la configuration choisi de la chaine de conversion éolienne à base de la GADA.

−Réalisation d'un prototype à travers un banc d’essai expérimental pour la validation des différents résultats de simulation obtenus.

ملخص:

تركز هذه الورقة على دراسة ونمذجة وتحكم نظام إنتاج طاقة الرياح بناءً على آلة تغذية مزدوجة غير متزامنة، تعمل بسرعة متغيرة ويتحكم فيها محول جانب الآلة. يغطي الجزء الأول المفاهيم العامة المتعلقة بطاقة الرياح ونظم التحويل المستخدمة. بعد ذلك، يتم تحليل الجهاز ونمذجته في معايير مختلفة، بناءً على دراسة نظرية شاملة.

يقدم الجزء الثالث التحكم في ناقلات الأمراض، والذي يعتمد على اتجاه التدفق الثابت لتبسيط نموذج الآلة والسماح بتنظيم مستقل للقوى المولدة. يتم استخدام نهج التحكم الرقمي PI، ويتم تطوير الضوابط المختلفة اللازمة للتحكم في القوى المولدة، وفي النهاية يتم تنفيذ التحكم بواسطة الوضع المنزلق بناءً على نظرية ليابونوف. لتحسين ورصد وضمان متانة ودقة النظام.

الكلمات المفتاحية: نظام تحويل طاقة الرياح؛ مولدة لا متزامنة مضاعفة التغذية؛ وحدة تحكم متكاملة تناسبية، ليابونوف؛ التحكم الشعاعي؛ التحكم الرقمي؛ الجهد.

Résumer :

Le présent mémoire porte sur l'étude, la modélisation et la commande d'un système de production d'énergie éolienne basé sur une machine asynchrone à double alimentation, fonctionnant à une vitesse variable et contrôlée par un onduleur côté machine. La première partie aborde les concepts généraux liés à l'énergie éolienne et aux systèmes de conversion utilisés. Ensuite, la machine est analysée et modélisée dans différents repères, en s'appuyant sur une étude théorique approfondie.

La troisième partie introduit la commande vectorielle, qui repose sur l'orientation du flux statorique pour simplifier le modèle de la machine et permettre la régulation indépendante des puissances générées. Une approche de régulation par PI discret est utilisée, et les différentes commandes nécessaires pour contrôler les puissances générées sont développées, en fin on à réaliser une commande par mode glissant basée sur à la théorie de Lyapunov. Pour améliorer, suivie et assurer, la robustesse et la précision du système.

Mots-clés : Système de conversion d'énergie éolienne, Générateur asynchrone double alimentation, Contrôleur proportionnel discret, Lyapunov, commande vectorielle, commande numérique, tension.

Abstract:

This thesis studies, models and controls a wind power generation system based on a double-fed asynchronous machine, operating at variable speed and controlled by an inverter on the machine side. The first part covers general concepts related to wind energy and the conversion systems used. Next, the machine is analyzed and modeled in various reference, based on an extensive theoretical study.

The third part introduces vector control, which is based on the orientation of the stator flux to simplify the machine model and enable independent control of the power generated. A discrete PI control approach is used, and the various controls needed to control the generated powers are developed, finally a sliding mode control based on Lyapunov theory is realized. The robustness and accuracy of the system are improved, monitored and ensured.

Keywords: Wind energy conversion system; Double-fed induction generator; Discrete proportional controller; Lyapunov; Vector control; Digital control; Voltage.

Références

[1]__Global Wind Report 2022 < https://gwec.net/global-wind-report-2022>05/06/2023.

[2]__I. HAMZAOUI, _Modélisation de la machine asynchrone à double alimentation en vue de son.Utilisation comme aérogénérateur_, Mémoire de magister, École Nationale Polytechnique d'Alger.

[3]__S. Mathew, Wind energy: fundamentals, resource analysis and economics, vol. 1. Springer, 2006.

[4]__Mekkaoui Abderezak Ali Hicham, Commande Par Retour D'état Adaptative À Modèle De Référence D'un Émulateur Éolien, Mémoire De Fin D'études Diplôme De Master, Université Ibn-Khaldoun De Tiaret Faculté Des Sciences Appliquées Département De Génie Electrique,2016/2017.

[5]__P. Leconte, M. Rapin, E. Szechenyi, "Eoliennes", Techniques de l'Ingénieur, traité de

Génie mécanique, pp. BM 4 640 1 - BM 4 640 21.

[6]-__F. Poitier, _Étude et commande de génératrice asynchrone pour l'utilisation de l'énergie éolienne Machine asynchrone à cage autonome – Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau, Thèse de Doctorat d'État en Électronique et Génie Électrique, École Polytechnique de l'Université de Nantes, 2003.

[7]__R.CHEIKH, Étude et Commande d'une Éolienne à base d'une Machine Synchrone À Aimants Permanents Et D'une Machine Asynchrone A Double Alimentation, Thèse Présentée En Vue De L'obtention Du Diplôme De Doctorat En Sciences Spécialité (Option) : ELECTROTECHNIQUE,2018.

[8]__T. Burton, D. Sharpe, N. Jenkins, and E. Bossanyi, Wind Energy Handbook. John Wiley & Sons, Ltd, 2001.

[9]__T. Ackermann and L. Soder, "An overview of wind energy-status 2002," Renew. Sustain.Energy Rev., vol. 6, no. 1–2, pp. 67–128, Feb. /Apr. 2002.

[10]__Andreas Petersson, "Analysis, Modeling and Control of Doubly-Fed Induction Generators for Wind Turbines,"PhD thesis, Chalmers University of Technology, Sweden, 2005

[11]__O. Carlson, J. Hylander, and K. Thorborg, "Survey of variable speed operation of wind turbines," Proc. of European Union Wind Energy Conference, G¨oteborg, Sweden, May, 20–24, 1996, pp. 406–409.

[12]__D.S. Zinger, E. Muljadi., "Annualized Wind Energy Improvement Using Variable Speeds," Journal de l'IEEE Industry Application Society, Vol. 33, No. 2, novembre/décembre 1997. Pages: 1444 à 1447

[13]__R.Datta, R.;V.T. Ranganathan "Variable-speed wind power generation using doubly fed wound rotor induction machine-a comparison with alternative schemes," IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 17, no. 3, pp. 414–421, Sept. 2002.

[14]__Djilali KAIROUS, Modélisation, Simulation et Commande d'un Système Éolien a Machine Asynchrone à Double Alimentation. Thèse de doctorat, Université des Sciences et de La Technologie d'Oran- Mohamed Boudiaf, Le 24 Février 2013.

[15]__Saïd DRID, _Contribution à la Modélisation et à la Commande Robuste d'une Machine Induction Double Alimentée à Flux Orienté avec Optimisation de la Structure d'Alimentation : Théorie & Expérimentation_, Thèse de Doctorat de l'Université de BATNA, 2005.

[16]__Haritza Camblong, Minimisation of the Wind perturbations impact on the génération of electricity by variable speed Wind turbines. Engineering Sciences [physics], Arts et Métiers ParisTech, 2003.English. NNT : 2003ENAM0022.pastel-00000679.

[17]__Utkin, V. I, Variable structure systems with sliding mode," IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. AC-22, No. 2, pp 212-222, April., (1977).

[18]__M. Hamerlain, "Commande hiérarchisée a modèle de référence et à structure variable d'un robot manipulateur à muscles artificiels," Thèse de Doctorat en Automatique et Informatique Industrielle, Institut des Sciences Appliquées de Toulouse, Janvier 1993.

[19]__A. Attou, A. Massoum., and E. Chiali, "Sliding modecontrol of a permanent magnets synchronous machine",4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical drives, Istanbul, 13-17 May 2013.

[20]__A. Mechter, K. Kemih, and M. Ghanes, "Sliding Mode Control of a Wind Turbine with Exponential Reaching Law", Acta Polytechnica Hungaria, vol. 12, No. 3, pp. 167-183, 2015.

[21]__Obeid, H., et al., Barrier function-based adaptive sliding mode control. Automatica (2018),https://doi.org/10.1016/j.automatica.2018.03.078.

[22]__F. Plestan, Y. Shtessel, V. Brégeault & A. Poznyak (2010): New methodologies for adaptive sliding mode control, International Journal of Control, 83:9, 1907-1919. http://dx.doi.org/10.1080/00207179.2010.501385.

[23]__Obeid, H.; Laghrouche, S.; Fridman, L.; Chitour, Y.; Harmouche, M. Barrier function-based adaptive super-twisting controller.IEEE Trans. Autom. Control 2020, 65, 4928–4933. [CrossRef]

[24]__Nihel Khemiri et al. Wind Energy Conversion System using DFIG Controlled by Backstepping and Sliding Mode Strategies, Research unit ESIER, , INTERNATIONAL JOURNAL of RENEWABLE ENERGY RESEARCH Nihel Khemiri et al., Vol.2, No.3, 2012.

[25]__M. Fdaili et al., Comparative Analysis Between Robuste SMC & Conventional PI Controllers Used in WECS Based on DFIG, INTERNATIONAL JOURNAL of RENEWABLE ENERGY RESEARCH, Vol.7, No.4, 2017.

[26]__N. LA VERDURE, L'intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires, Thèse (2005), Institut national polytechnique de Grenoble, France.

[27]__Morane SMAILI, modélisation et commande d'un aérogénérateur à Machine asynchrone à double alimentation en vue De simulation des problèmes de cogénération, mémoire Présenté Comme exigence partielle De la maîtrise en ingénierie, université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, août 2013.

[28]__Najafi, A.; Vu, M.T.; Mobayen, S.; Asad, J.H.; Fekih, Adaptive Barriere Fast Terminal Sliding Mode Actuator Fault Tolerant Control Approach for Quadrotor UAVs. Mathematics 2022, 10, 3009. https://doi.org/10.3390/, math10163009 Academic Editor : António Lopes.

[29]__Rodrigues VHP, Hsu L, Oliveira TR, Fridman L. Adaptive sliding mode control with guaranteed performance based on monitoring and barrier fonctions. Int J Adapt Control Signal Process. 2021 ;1–20. https://doi.org/10.1002/acs.3278.

[30]__ABDOULA YB MAMADIE SYLLA, Modélisation D'un Émulateur Éolien À Base De Machine asynchrone À Double Alimentation, L'université Du Québec À Trois-Rivières, Hiver 2013.

[31]__Labrique, F., Seguier, G. and Bausière. Les convertisseurs de l'électronique de puissance : 4. Laconversion continu – alternatif, 2ème édition. Technique & documentation Lavoisier, 1995.

[32]__M.S.M. Malinowski, "Sensorless control Strategies for Three- Phase PWM Rectifiers," PhD Thesis, University of Technology, Warsaw2001.

Annex 1 : Modélisation et commande du convertisseur de puissance côté machine.

La figure 3.10 représente la structure générale d'un onduleur de tension à deux niveaux. Cet onduleur triphasé est composé de deux interrupteurs (IGBT) par bras. Ces interrupteurs sont bidirectionnels et peuvent être contrôlés pour l'ouverture et la fermeture. Chaque IGBT est associé à une diode en antiparallèle pour permettre le passage du courant dans les deux sens.

Il existe deux configurations possibles pour l'onduleur de tension : avec ou sans raccordement au neutre. Dans le cas de l'onduleur avec neutre raccordé, le neutre de la charge est connecté à un point neutre créé au milieu du bus continu de l'onduleur. Cette connexion permet le passage de courants homopolaires et permet de contrôler de manière indépendante les tensions appliquées aux trois phases de la charge, simulant ainsi trois systèmes monophasés. Cette configuration est utilisée dans les applications de compensation des composantes homopolaires.

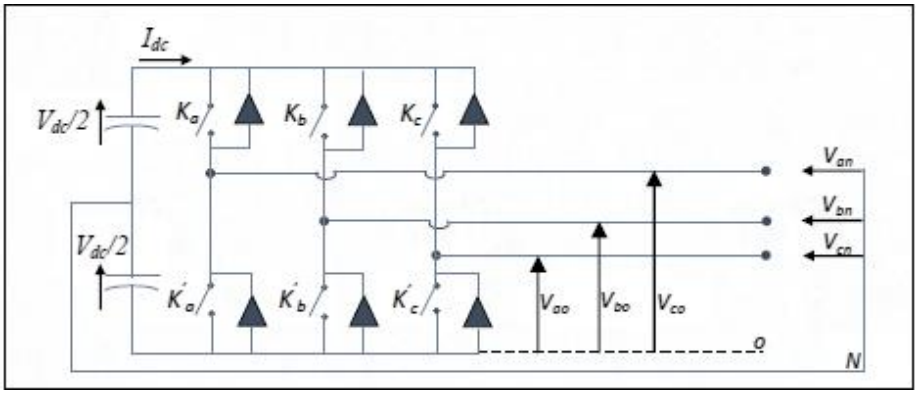


Figure 1 : structure d'un onduleur de tension à deux niveaux

D'une part, on peut observer les tensions des branches (Vab, Vbc et Vca) par rapport à la borne négative du bus continu, qui sont déterminées directement par la commande. D'autre part, on trouve les tensions de phase (Van, Vbn et Vcn) par rapport au neutre de la charge (N), qui peuvent dépendre non seulement de la commande, mais également des caractéristiques spécifiques de la charge.

L'objectif de la modélisation est d'établir une relation entre les grandeurs de commande et les grandeurs électriques de la partie alternative et continue de l'onduleur. Ainsi, en considérant les interrupteurs commandables, la fonction de commutation est définie comme suit :

S_i= 1 Lorsque l'interrupteur est fermé, est ouvert.

S_i= -1 Lorsque l'interrupteur est fermé, est ouvert.

En conséquence, l'onduleur produit deux niveaux de tensions de sortie, $\frac{-V_{dc}}{2}$ et $\frac{V_{dc}}{2}$, en fonction des états des interrupteurs. La tension entre le point milieu o et chaque phase i (i=1,2,3) est déterminée par l'équation.

$$V_{io} = S_i \frac{V_{dc}}{2} \quad \text{(A.1)}$$

. Les tensions entre les phases (tensions composées) sont exprimées par l'équation

$$\begin{cases} V_{ab} = V_{ao} - V_{bo} \\ V_{bc} = V_{bo} - V_{co} \\ V_{ca} = V_{co} - V_{ao} \end{cases} \quad \text{(A.2)}$$

Les tensions phase-neutre sont ensuite définies en fonction des tensions entre les phases selon l'équation :

$$\begin{cases} V_{an} = \frac{1}{3}(V_{ao} - V_{bo}) \\ V_{bn} = \frac{1}{3}(V_{bo} - V_{co}) \\ V_{cn} = \frac{1}{3}(V_{co} - V_{ao}) \end{cases} \quad \text{(A.3)}$$

Dans le cas d'un système équilibré, la somme des tensions phase-neutre est nulle

. En substituant les tensions entre phases de l'équation (A.3) par leur expression de l'équation (A.2), nous obtenons l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} = \frac{1}{3}\begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} V_{ao} \\ V_{bo} \\ V_{co} \end{bmatrix} \quad \text{(A.4)}$$

. Pour obtenir l'expression des tensions de sortie de l'onduleur en fonction de la tension continue, nous remplaçons les tensions V_{io} selon leur expression de l'équation (A.1) :

$$\begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{6}\begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix}\begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad \text{(A.5)}$$

Finalement, dans le plan de Concordia, les tensions sont exprimées comme indiqué dans l'équation.

$$\begin{bmatrix} V_\alpha \\ V_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}}\begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3/2} & -\sqrt{3/2} \end{bmatrix} \quad \text{(A.5)}$$

Les stratégies de commande couramment utilisées sont la modulation de largeur d'impulsion (MLI) triangulaire-sinusoïdale (PWM : Pulse Width Modulation) .