الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE DR. YAHIA FARES DE MEDEA

FACULTE DE TECHNOLOGIE

Département du Génie Électrique



Mémoire de Fin d'Études

Présenté pour l'obtention du Diplôme
de Master en Génie Électrique

Option : Energies renouvelables en Electrotechnique

THEME

Commandes (vectorielle et DTC) d'un générateur Synchrone à Aimant Permanant (GSAP) application énergie éolienne

Proposé et dirigé par,

Dr. Abdelhafidh MOUALDIA

Préparé et présenté par,

Mr. Ouared chems-eddine

Melle. Lachehab saliha

Remerciements

Au nom d'Allah, le Tout - Miséricordieux, le Très – Miséricordieux La louange est à Allah l'unique et la paix et le salut sur celui qui n'a point de messager après lui et sur sa famille, ses compagnons et tous ceux qui suivent son chemin jusqu'au jour de la résurrection. Je tiens, tout particulièrement, à exprimer ma profonde gratitude à Monsieur Abdelhafidh MOUALDIA Professeur à l'Université de Médéa, pour ses conseils précieux ainsi que pour la confiance et l'aide qu'il m'a accordé pour mener ce travail à terme. J'adresse mes sincères remerciements, Pour avoir accepté d'examiner ce travail. Mes remerciements vont aussi à l'ensemble de mes professeurs tout le long de ces années d'études. Je voudrais aussi remercier tous les membres de ma famille de oured chem-seddine, et lachehab saliha Je tiens à remercier ma femme et mes enfants aya et rim et mohamed islam .et ma mére, pour m'avoir consacré de leur temps et être patients . A mes frères omar yahya et mes sœur yamina et nora et sadika et rabia ainsi qu'a mon cher neveu messaoudi abdou imad-eddine à qui je souhaite pleine réussite dans ses études Je tiens également à remercier le directeur dhouefi mohamed ainsi que la famille zebiche nora sa fille sihame . et son mari djilali .

Dédicaces

Je » dédie ce modeste travail :

A la mémoire de mon père qui n'a pas eu la chance de me voir en sortie

A ma chère mère qui toute sa vie a souffert pour nous élever

A ma famille notamment mon épouse Sadika et mes enfants
Aya, Rim , Abderahman, Mohamed Islam qui ont supporté mes humeurs et mes absences pendant ces années de préparation .

A mes chères sœurs et frères, Salima, Lamia, Isma, Fatma
Zouhra, Cherifa, Abdelghani, Mohamed.

A toute la famille Idris, mon beau père Abdellah et son épouse cherifa, Dada madjid, Rachid, mes beaux frères Karim, Farouk, Said, Salim, et mes belles sœurs Saliha, Tasaadite, Malika.

A, Monsieur Dr. Abdelhafidh MOUALDIA professeur à l'université de Mèdéa lequel je remercie énormément pour son aide précieuse .

A mes amis Hasnaoui mohamed, Ouldbaba Ali Mohamed reda, mon oncle benyoucef.

Votre dévoué Ouared Chems-eddine

ملخص

هذا العمل هو مساهمة في تمثيل و دراسة مقارنة لنظام طاقة الرياح .يهدف الى اجراء مقارنة تقنية واقتصادية لمختلف بنيات مولد هوائي متزامن و ذو مغنطة دائمة، مخصصة لأنظمة تحويل منخفضة الطاقة و ذلك لتغطية المناطق المعزولة بالدرجة الاولى بفضل مزاياه ,فان استخدام المولد الهوائي المتزامن و ذو المغنطة الدائمة يجعل نظم تحويل الرياح بسرعات مختلفة أآثر جاذبية من تلك التي تتميز بسرعات ثابتة ,لإمكانية استخراج الطاقة المثلى في مختلف الظروف .و نظرا للطبيعة المتقلبة للرياح التي تسبب التغيير المتكرر في تردد الجهد الكهربائي للمولد، يتحتم اللجوء لربطه مع الحمولة أو الشبكة الكهربائية بواسطة محولات ثابتة لتحسين نوعية الطاقة من جهد و تردد و ذلك باستخدام تقنيات تحكم مناسبة .ان استعمال هذه المحولات الثابتة يسمح للآلات بالاشتغال بسرعات دوران عالية و متغيرة مما يحسن من القوة المستخرجة من توربينات الرياح على اختلاف سرعات هذه الاخيرة . من أجل مقارنة المستوى الطاقوي للتصاميم المدروسة، استخدمنا استراتيجيات بحث و برامج مختلفة لاستخراج الطاقة القصوى الممكنة من توربينات الرياح.

Abstract

This work is a contribution to modeling and comparative study of a wind energy system. It is the subject of a technical and economic comparison of different structures of permanent magnet synchronous wind turbine, dedicated to low power wind energy conversion systems intended primarily for isolated sites. With these advantages, the use of the permanent magnet synchronous generator makes wind conversion systems, at different speeds, more attractive than those with fixed speeds, due to the extraction of potential energy in optimum conditions at different operating conditions. Because of the fluctuating nature of wind, that causes frequent change in the generator output frequency, it is necessary to link it with the load or the grid by static converters to improve the power quality and voltage frequency, using appropriate control techniques. Thus, the converters used allow these machines to operate at high variable rotational speeds, which further improve the extracted power from the turbine at different wind speeds. In order to compare the energy behavior of the studied structures, we have used different management strategies to extract the maximum power of the wind turbine. To search automatically the optimal power point of the wind power system, algorithms maximizing power MPPT are used for each structure.

Résumé

Ce travail constitue une contribution à la modélisation et l'étude comparative d'un système de production d'énergie éolienne. Il fait l'objet d'une comparaison technico-économique des différentes structures de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents, dédiées aux systèmes de conversion d'énergie éolienne à faible puissance, et destinées principalement pour les sites isolés. Grâce à ces avantages, l'utilisation de l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents rend les systèmes de conversion éolienne à vitesses variables plus attractifs que ceux à vitesses fixes à cause de la possibilité d'extraction de l'énergie optimale dans les différentes conditions de fonctionnement. A cause de la nature fluctuante du vent qui provoque une variation fréquente de fréquence à la sortie du générateur, il est nécessité de lier ce dernier avec la charge ou le réseau pardes convertisseurs statiques susceptibles d'améliorer la qualité d'énergie en tension et fréquence en utilisant destechniques adéquates de commande. Les convertisseurs ainsi utilisés permettent d'exploiter ces machines à des vitesses de rotation importantes et variables ce qui améliore davantage la puissance extraite de la turbine à vitesses différentes de vent. En vue de comparer les comportements énergétiques des structures étudiées, on a utilisé des stratégies différentes de gestion permettant d'extraire le maximum de puissance possible de la turbine éolienne. Les algorithmes de maximisation de puissances MPPT utilisés pour chaque structure ont pour rôle la recherche automatique du point optimal de puissance.

Sommaire

Table de matière

Table de matière.....1
Liste des figures.....3
Index des notions.....4
Liste des tableaux.....5
Introduction Générale…… …6

Chapitre I Etat de l'Art des Systèmes de Conversion d'Energie Eolienne

I. Etat de l'Art sur des aérogénérateurs 7
I.1 Introduction.....7
I.2. Définition de l'énergie éolienne……..7
1.3. Historique de l'éolien……..8
1.4. Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne……9
I.5.Composants d'une éolienne……9
I.6. Classification des éoliennes ……..16
I.7.Éoliennes à axe horizontal ……16
I.8. Eoliennes à axe vertical ……18
I.9. Le principe de fonctionnement d'une éolienne ……20
I.10.Etat de l'art sur les générateurs utilisés dans le SCE……....21
I.11.Systèmes utilisant la machine synchrone……..21
1.12. Générateur synchrone à aimants permanents (GSAP)……21
1.13. Machine synchrone à aimants permanents à flux axial……...23
I.14. Types de machines synchrones à aimants permanents à flux axial…….....23
I.15. Conclusion ……...26

Chapitre II. *Modélisation et Simulation du Système de Conversion d'Energie Eolienne*

II-Modélisation de l'aérogénérateur et son l'alimentation……..27
II-1- Introduction……...27
II-2-Conversion de l'énergie éolienne……..27
II-2-1-Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique……27
II.2.2. Loi de Betz……28
II.2.3.Potentiel énergétique éolien……29
II.2.4. Puissance énergétique disponible……..29
II.2.5. Potentiel énergétique éolien récupérable ……..29
II.2.5.1. théorie de disque ……29
II.2.5.2. La limite de Betz ……..……31
II.2.5.3. Théorie de l'élément de la pale:……..…..32
II.2.6. Principe aérodynamique ……..……..32
II.2.7. Le couple Aérodynamique:……...34
II.2.8. La puissance éolienne (utile) :……..……34
II.3. Modélisation du couplage mécanique entre la turbine et la génératrice……34
II.3.1. Simulation de la turbine……..…..37
II.4.Modélisation et simulation de la génératrice synchrone à aimants permanents……...40
II.4.1. Modélisation de la partie de conversion électromécanique……..……40
II.4.2. Equations électriques dans le repère (abc)……..…..41
II.4..3 Equation du couple électromagnétique…….....47
II.4.4. Simulation de la GSAP a vide ……..…..49

II. 4.5.Modélisation de la génératrice en charge……..51
II.4.5.1. Equation d'état……52
II.4.5.2 Résultats de simulation de GSAP en charge……52
II.5.Commande de l'onduleur par les techniques MLI……56
II.5.1. Alimentation utilisant un redresseur et onduleur contrôlés par MLI……....58
II.5.2. Modélisation de la redresseuse triphasée double alternance à diodes……..59
II.5.3. Méthodes de recherche du point maximum de puissance……60
II.5.4. résultat de simulation ……61
II.5.5. Conclusion……..62

Chapitre.III. Commande de la Vitesse d'un Aérogénérateur Synchrone à Aimant Permanent

III.1 Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents……...……63
III.2 Commande en couple de la GSAP……63
III.2.1 Principe général de la méthode……..63
III.2 .2Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents……64
III.2.3 Synthèse de correcteurs……65
III.2.4. Modèle continu équivalent du convertisseur de puissance……68
III.2.5 Limites de fonctionnement du convertisseur MLI……68
III.2.6 Résultats de simulation……..70
III.2.7 Conclusion……73

Chapitre. IV. DTC de la machine synchrone à aimants permanents

IV.1.introduction ……..……74
IV.2. Commande Direct du Couple de la GSAP……...74
IV.2.1 Principe de la commande DTC ……75
IV.2.2 Fonctionnement et séquences d'un onduleur de tension triphasé ……...76
IV.2.3 Stratégie de commande directe du couple et de flux……..…77
IV.2.3.1 Contrôle du vecteur flux statorique……77
IV.2.3.2 Contrôle du couple électromagnétique ……....79
IV.2.4. Choix du vecteur tension……..80
IV.2.5 Estimation du Flux et du Couple ……..81
IV.2.5.1 Estimation du flux statorique ……...81
IV.2.6 Elaboration du vecteur de commande pour la DTC……..….82
IV.2.6.1. Le correcteur du flux……..….82
IV.2.6.2. Le correcteur du couple……..……83
IV.2.6.2.1. Le correcteur à deux niveaux……..84
IV.2.6.2.2. Le correcteur à hystérésis à trois niveaux……...84
IV.2.7. Élaboration de la table de commutation ……..85
IV.2.8 Structure générale de la DTC appliquée a la MSAP ……..……87
IV.3.Résultats de simulation de la DTC appliquée a la GSAP
Conclusion générale……..93
Bibliographie……94

Liste des Figures

Fig. I.1 : Conversion de l'énergie cinétique du vent [6]
Fig. I.2 : Principaux organes du système de conversion éolien [7].
Fig. I.3 : le tour et la nacelle

Fig. I.4 : la fondation
Fig. I.5 : les pales du rotor
Fig. I.6 : Le moyeu ou bien le nez
Fig. I.7 : Arbre lent
Fig. I.8 : Multiplicateur
Fig. I.9 : Arbre rapide
Fig. I.10 : frein mécanique
Fig.1.11 : Eléments d'une nacelle [13]
Fig.1.12 : Anémomètre
Fig. 1.13 : Girouette
Fig. 1.14 : Couronne et le Moteur d'orientation
Fig. 1.15 : L'unité de refroidissement
Fig. I.16: Éoliennes à axe horizontal
Fig. I.17 : Éoliennes amont
Fig. I.18 : Éoliennes aval
Fig. I.19: Type Savonius
Fig. I.20 : Type Darrieus :
Fig. I.21: Type à voilure tournante
Fig. I.22: systèmes éoliens basés sur la machine synchrone à aimants permanents [17]
Fig. 1.23 : Système éolien à coût minimum basé sur GSAP [7]
Fig. 1.24 : MSAP classique et discoïde [20]
Fig I.25 : MSAP à rotor discoïde et double stator [18]
Fig. 1.26 : MSAP discoïde avec stator et double rotor [19]
Fig.1.27 : MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor [18], [19]
Fig. II.I. Chaine de modélisation sur turbine.
Fig. II.2. Colonne d'air animée d'une vitesse v
Fig. II.3. Représentation schématique des dégradations successives de l'énergie éolienne.
Fig. II.4 .Tube de courant autour d'une éolienne
Fig. II.5. Aérodynamiques des pales
Fig. II.6. Les profils de la pale.
Fig. II.7. Coefficient aérodynamique en fonction du ratio de vitesse de la turbine
Fig. II.8. Classement des types d'éolienne
Fig. II.9. Le couplage mécanique entre la turbine et la machine électrique [25]
Fig. II.10.Schéma bloc d'une turbine éolienne [11].
Fig. II. 11. Schéma électrique équivalent de la turbine éolienne [11]
Fig. II.12. Schéma bloc du modèle de la turbine [23].
Fig. II.13. Représente le vent simulé avec une vitesse moyenne de 7,5 m/s.
Fig.II.14 .la puissance à la sortie de la turbine à vide
Fig. II. 15. le couple aérodynamique
Fig. II. 16. Vitesse mécanique de la turbine
Fig. II.17. la puissance et Vitesse mécanique de la turbine
Fig. II.18. le couple et lan,
Fig. II.19 . Représentation de la MSAP dans le repère (d, q) de Park
Fig. II.20. Représentation d'une MSAP dans le repère (abc).
Fig. II.21. Structure électrique du stator d'une MSAP [29].
Fig. II.22. Représentation d'une MSAP dans le repère (d q).
fig. II.23. circuit équivalent de MSAP –convention moteur
Fig. II.24. Schéma bloc du modèle de la GSAP dans le repère d q

Fig. II.25. Résultats de simulation de la génératrice à aimants permanents à vide
Fig. II.26.Résultats de simulations de la génératrice synchrone à aimants permanents en charge.
Fig.II.27.Principe de la technique MLI triangulo- sinusoïdale Pour (r=0.8 et m=21)
Fig.II.28. Représentation du redresseur triphasé double alternance.
Fig 29.Vitesse de rotation de la turbine (rd/s)
fig.30. Résultats de simulation MPPT
Fig. III.1. Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents
Fig. III.2. Boucle de régulation de courant
Fig. III.3. Stratégies de commande en couple de GSAP
Fig.III.4. Schéma complet de commande vectorielle de GSAP associée au convertisseur MLI
Fig.III.5. Composante de courant Id
Fig .III.6. Composante de courant Iq
Fig .III.7. Composante des courants Iabc
Fig.III.8.Energie Réactive (w)
Fig.III.9. Puissances (w)
Fig .III.10.Tension du bus continu Vdc-ref
Fig.III.11.Tension du bus continu
Fig. IV.1 . Schéma structurel d'une commande DTC appliquée à la GSAP.
Fig. IV.2. Onduleur de tension et élaboration des vecteurs tensions.
Fig.IV.3. Evolution de l'extrémité de $\overline{\emptyset}_s$ pour $R_s\bar{I}_s$ négligeable.
Fig.IV.4. Comportement du flux statorique pour différents vecteurs tensions $\overline{\overline{V}_s}$.
Fig. IV.5: Sélection du vecteur de tension
Fig. IV.6. Différents effets des vecteurs tensions au début et à la fin de la zone.
Fig. IV.7. Correcteur de flux à hystérésis et sélection des vecteurs tensions.
Fig. IV.8.Comparateur à hystérésis à trois niveaux utilisé pour le réglage du couple Électromagnétique.
Fig. IV.9. Schéma de la structure générale du contrôle direct du couple de la GSAP.
Fig. 10. Profil du vent et la vitesse de rotation avec sa référence
Fig. IV11. Couple électromagnétique et le flux du stator
Fig. IV12. Flux statorique dans le plan (α,β)
Fig. 13. Courants statorique des phases et leurs zooms

Index des notions

P	masse volumique de l'air (en Kg/m3).
v	vitesse instantanée du vent (en m/s).
Ec	Energie cinétique en joules.
Cp	coefficient de puissance qui représente l'efficacité du rotor.
N_g	représente le rendement du générateur qui varie entre 70 et 98%.
N_b	représente le rendement du multiplicateur qui varie entre 70 et 98%.
Jm	inertie de la machine
Fm	coefficient de frottement de la machine.
J	inertie de la turbine.
f	frottement des pâles.
CT	le couple statique fournie par l'éolienne.
Cméc	Couple mécanique présent sur l'arbre de la turbine.
$J_{0_}$	Inertie Totale

$f_{0_}$	Coefficient de frottement Totale
B	Le champ magnétique de l'aimant.
Be	Le champ magnétique de l'entrefer,
μ0	est la perméabilité relative de l'entrefer.
[Va Vb Vc] t	Vecteur tension des phases statoriques ;
[ia ib ic] t	Vecteur courant des phases statoriques ;
$[\varphi_a \ \varphi_b \ \varphi_c]$ t	Vecteur des flux totaux traversant les bobines statoriques ;
Rs	la résistance des phases statoriques.
φ_{abc}	Les flux des axes (a, b, c)
φ_f	Flux de l'aimant permanent
Ls	l'inductance des phases statoriques.
Lc = (Ls- M)	l'inductance cyclique
ω_p	vitesse du repère tournant (repère de Park)
MSAP	Machine synchrone à aimants permanents
GSAP	Génératrice synchrone à aimants permanents
(d,q)	Indice du repère de Park lié au rotor
R_s	Résistance statorique
L_d	Inductance statorique directe
(v_{sd}, v_{sq})	Composantes de la tension au stator dans le repère de Park
L_q	Inductance statorique quadratique
$(\varphi_{sd}, \varphi_{sq})$	Composantes du flux statorique dans le repère de Park
(I_{sd}, I_{sq})	Composantes du courant statorique
C_{em}	Couple électromagnétique
C_r	Couple résistant
P	Nombre de paire de pôles
ω	Pulsation électrique statorique
Ω	Vitesse de rotation mécanique du rotor
V_1, V_2	Vitesses du vent respectivement en amont et en aval de l'éolienne
S	Surface balayée par le rotor de l'éolienne
$\overline{\emptyset}_s$	est le vecteur de flux statorique ;
$\overline{\emptyset}'_r$	est le vecteur de flux rotorique ramené au stator ;
δ	est l'angle entre les vecteurs des flux statorique et rotorique.
$\emptyset_s^*$	La consigne de flux.
$\Delta\emptyset_s$	Largeur d'hystérésis du correcteur.
C_e^*	La consigne du couple.
DTC	Direct Torque Control (Commande Directe du Couple).
FOC	Field Oriented Control.
MLI	Modulation par Largeur d'Impulsion.

Liste des tableaux

Tableau (I.V.1) **:** Table de commutation.
Tableau (IV.2) : Table de commande du flux.
Tableau (IV.3) : Table de commande du couple.
Tableau (IV.4) : Stratégie de contrôle avec comparateur à hystérésis à trois niveaux avec les vecteurs de tensions nuls.
Tableau (IV.5) : Stratégie de contrôle avec comparateur à hystérésis à trois niveaux avec les vecteurs de tension non nuls.

INTRODUCTION GENERALE

Les **énergies renouvelables** (**EnR** en abrégé) sont des sources d'énergie dont le renouvellement naturel est assez rapide pour qu'elles puissent être considérées comme inépuisables à l'échelle du temps humain, les 5 familles ’énergies renouvelable Fournies par le soleil, le vent, la chaleur de la terre, les chutes d’eau, les marées ou encore la croissance des végétaux, les énergies renouvelables n’engendrent pas ou peu de déchets ou d’émissions polluantes. Elles participent à la lutte contre l’effet de serre et les rejets de CO2 dans l’atmosphère, facilitent la gestion raisonnée des ressources locales, génèrent des emplois. Le solaire (solaire photovoltaïque, solaire thermique), l’hydroélectricité, l’éolien, la biomasse, la géothermie sont des énergies flux inépuisables par rapport aux « énergies stock » tirées des gisements de combustibles fossiles en voie de raréfaction : pétrole, charbon, lignite, gaz naturel, L’énergie éolienne est l’énergie cinétique des masses d’air en mouvement autour du globe. La racine étymologique du terme « éolien » provient du nom du personnage mythologique Éole, connu en Grèce antique comme le maître des Vents et depuis des milliers d’année la force du vent a permis a l’Humanité de faire des choses extraordinaires et utile . Au 5^{e} siècle avant Jésus-Christ, les civilisations grecques et égyptiennes se servaient des premiers éoliennes pour moudre des grains et pomper l’eau des puis , c’est en 1866, avec l’invention de la dynamo ou bien machine dynamoélectrique, un générateur qui permit de transformer l’énergie mécanique en électricité, c’est ainsi qu’en 1888, un scientifique américain réalise la première turbine éolienne capable de produire de l’électricité La multiplication des éoliennes a conduit les chercheurs en Génie Electrique à mener des investigations de façon à améliorer l'efficacité de la conversion électromécanique et la qualité de l'énergie fournie. Dans ce cadre, le présent mémoire décrit une étude sur la Commandes (vectorielle et DTC) d’un générateur Synchrone à Aimant Permanant (GSAP) application énergie éolienne .il sera organisé autour de quatre chapitres :

Le **chapitre un** est donc de présenter un état de l’art sur l’énergie éolienne ainsi que les différentes chaines dans la conversation de l’énergie éolienne soit dans les systèmes connectés au réseau électrique ou dans les systèmes isolés et autonomes et donner les Avantages et les inconvénients de l’énergie éolienne. Dans la première partie de ce chapitre ; nous présentons un état de l’art puis nous donnons quelque notions théorique sur l’énergie éolienne. La deuxième partie est consacrée à la description des aérogénérateurs architectures employées dans les systèmes éoliens, les types du générateur utilisé et les synthèses des différentes éoliennes.

Le **chapitre deux** est de présenter la modélisation de l’aérogénérateur et son l’alimentation on vas utiliser le logéciel Matlab/Simulink pour simuler la turbine et GSAP à vide et en charge et la Commande de l'onduleur par les techniques MLI et méthodes de recherche du point maximum de puissance et les résultat de la simulation sur les graphs

Le **chapitre trois** et de présenter la commande de la Vitesse d’un Aérogénérateur Synchrone à Aimant Permanent et Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents on utiliser le logéciel Matlab/Simulink et les résultat de la simulation sur les graphs

Le **quatrième chapitre** et de présenter quelques structures de la commande DTC, dans le but d’améliorer les performances de la DTC classique. Afin de surmonter inconvénients mentionnés dans la DTC classique, nous allons étudier quelques variantes d’amélioration de

la commande DTC classique, on utiliser le logéciel Matlab/Simulink. et les résultat de la simulation sur les graphs
Finalement, on terminera ce mémoire par une conclusion générale qui résume les résultats obtenus et expose quelques perspectives de recherche envisagées.

Chapitre I .Etat de l'Art des Systèmes de Conversion d'Energie Eolienne

I. Etat de l'Art sur des aérogénérateurs

I.1. Introduction

L'énergie éolienne est une source d'énergie utilisée depuis des siècles, pour faire avancer les bateaux en mer, mais ce type d'énergie a été exploité aussi sur terre durant au moins les 3000 dernières années, [4]. En effet, des moulins à vent étaient déjà utilisés pour moudre du grain. Ainsi, dans un premier temps, l'énergie cinétique du vent était uniquement transformée en énergie mécanique. Après, la technologie des aérogénérateurs ont évidemment évoluée. Ceci a permis, à l'énergie éolienne, de devenir ces dernières années une alternative aux sources d'énergie traditionnelles, [5]. L'objectif de ce premier chapitre est donc de présenter un état de l'art sur l'énergie éolienne ainsi que les différentes chaines dans la conversation de l'énergie éolienne soit dans les systèmes connectés au réseau électrique ou dans les systèmes isolés et autonomes. Dans la première partie de ce chapitre ; nous présentons un état de l'art puis nous donnons quelque notions théorique sur l'énergie éolienne. La deuxième partie est consacrée à la description des aérogénérateurs architectures employées dans les systèmes éoliens, les types du générateur utilisé et les synthèses des différentes éoliennes.

I.2. Définition de l'énergie éolienne

Un aérogénérateur, plus communément appelé éolienne, est un dispositif qui transforme une partie de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique disponible sur un arbre de transmission puis en énergie électrique par l'intermédiaire d'une génératrice (Fig. I.1) [6].

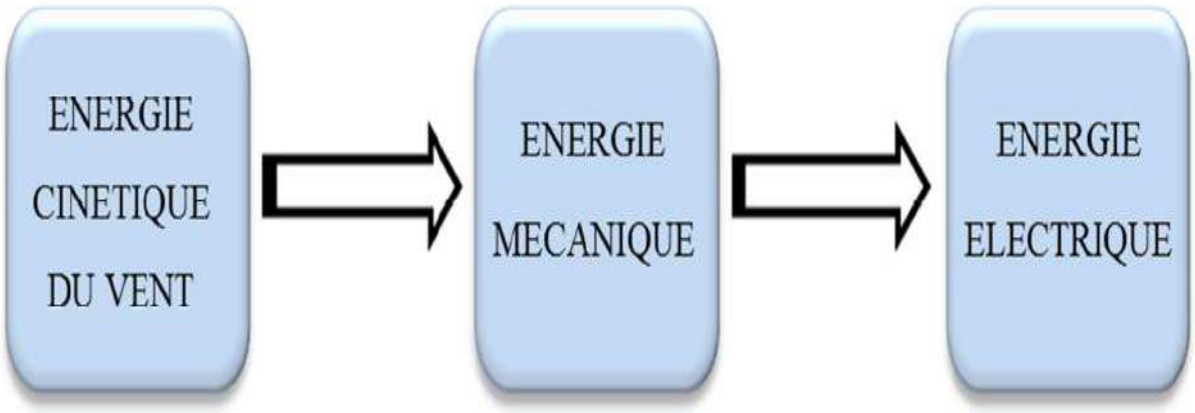


Fig. I.1 : Conversion de l'énergie cinétique du vent [6]

.

Le SCE (Système de Conversion Eolien) est constitué d'un générateur électrique, entrainé par une turbine éolienne à travers le multiplicateur, d'un système de commande, d'un convertisseur statique, d'un transformateur et enfin d'un réseau électrique ou bien une charge . Selon la Fig. I.2 [7].

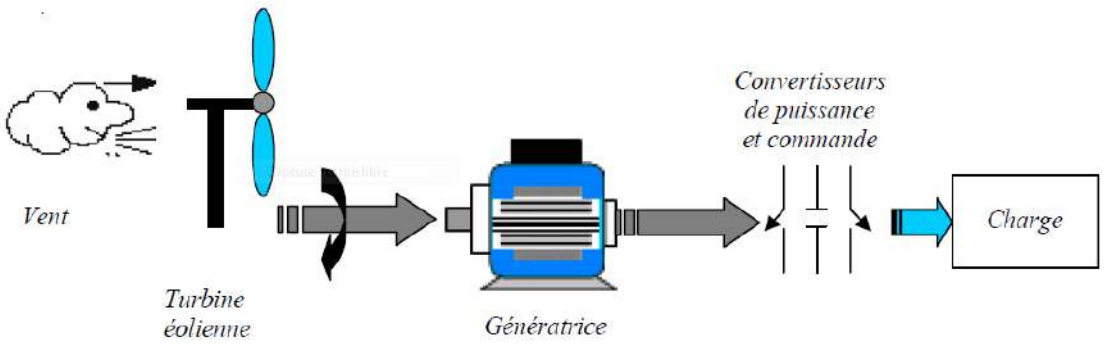


Fig. I.2 : Principaux organes du système de conversion éolien [7].

-L'énergie éolienne est une énergie "renouvelable" non dégradée, géographiquement diffuse, et
surtout en corrélation saisonnière (l'énergie électrique est largement plus demandée en hiver et c'est souvent à cette période que la moyenne des vitesses des vents est la plus élevée). De plus, c'est une énergie qui ne produit aucun rejet atmosphérique ni déchet radioactif. Elle est toutefois aléatoire dans le temps et son captage reste assez complexe, nécessitant des mâts et des pales de grandes dimensions (jusqu'à 60m pour des éoliennes de plusieurs mégawatts) dans des zones géographiquement dégagées pour éviter les phénomènes de turbulences [6].

1.3. Historique de l'éolien

Parmi toutes les énergies renouvelables, à part l'énergie du bois, c'est l'énergie du vent qui a été exploitée en premier par l'homme [11]. Elle fut utilisée pour la propulsion des navires et en suite les moulins à blé et les constructions permettant le pompage d'eau. Les premières utilisations connues de l'énergie éolienne remontent à 2 000 ans avant J.-C environ [11]. La première description écrite de l'utilisation des moulins à vent en Inde date d'environ 400 ans avant J.-C. En Europe, ce n'est qu'au VII^{ème} siècle que l'on voit apparaître les premiers moulins à vent. Utilisés tout d'abord pour moudre le grain, d'où leur nom de " moulins ", ils furent aussi utilisés aux Pays-Bas pour assécher des lacs ou des terrains inondés. Dès le XIV^{ème} siècle, les moulins à vent sont visibles partout en Europe et deviennent la principale source d'énergie. Seulement en Hollande et Danemark, vers le milieu du XIX^{ème} siècle, le nombre des moulins est estimé respectivement à plus de 30000 et dans toute l'Europe à 200000. A l'arrivée de la machine à vapeur, les moulins à vent commencent leur disparition

progressive [11], [8]. C'est en 1802 que l'on a songé pour la première fois à transformer 'énergie éolienne en énergie électrique. **Lord Kelvin** en effet essaya d'associer une génératrice d'électricité à un moteur éolien, mais en fait il faudra attendre 1850 et l'avènement de la dynamo pour qu'on puisse voir ce que l'on appellera les « aérogénérateurs ». Cette nouvelle application de l'énergie éolienne a connu un certain succès, et l'on comptait en 1920 jusqu'à 300 constructeurs d'aérogénérateurs [9], [10]. Les premières recherches aérodynamiques sur l'aéronautique ont participé au développement des moteurs éoliens, et réalisation de grandes machines allant de 100 à 1000 kW. « Malheureusement », à cette époque, le faible coût du pétrole avait mis le kilowatt fourni par l'énergie thermique à un niveau de compétitivité inaccessible à l'énergie éolienne. Dés 1973, le processus inverse a, petit à petit, relancé les programmes d'études et de réalisation d'aérogénérateurs. Mais les budgets de recherche et de développement ainsi que les aides gouvernementales fluctuent avec le prix du baril de pétrole et les aides accordées aux autres énergies (photovoltaïque en particulier). Toutefois au court des dernières années se dessine une nette tendance au développement de « fermes éoliennes » ou « parcs éoliens » raccordés aux réseaux de distribution avec les machines de 300KW à 1.5MW. Les travaux sur les machines pour site isolés sont peu nombreux. [9].Ainsi, l'énergie en provenance du vent a pût être « redécouverte » et de nouveau utilisée (dans les années 40 au Danemark 1300 éoliennes). Au début du siècle dernier, les aérogénérateurs ont fait une apparition massive (6 millions de pièces fabriquées) aux Etats-Unis où ils étaient le seul moyen d'obtenir de l'énergie électrique dans les campagnes isolées. Dans les années 60, fonctionnait dans le monde environ 1 million d'aérogénérateurs. La crise pétrolière de 1973 a relancé de nouveau la recherche et les réalisations éoliennes dans le monde. A la fin des années 80, le nombre de machines installées n'a cessé d'augmenter avec une forte croissance à la fin des années 90 [9]. Le coût de l'énergie éolienne est en baisse constante ces dernières années [12]. Parmi les facteurs ayant provoqué cette baisse, on peut citer la baisse de prix des aérogénérateurs, l'augmentation de la rentabilité et la baisse des coûts de maintenance [12]. Avec la tendance vers des turbines plus grandes, la baisse des coûts d'infrastructures, et les réductions du coût des matériaux, le prix de l'énergie éolienne continue à diminuer régulièrement. En prenant surtout en compte le coût correspondant à la pollution causée par les autres sources d'énergie, le prix de l'énergie éolienne est encore compétitif.

1.4. Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne

- **<u>Avantages :</u>**

- ✓ l'énergie éolienne est une énergie renouvelable contrairement aux énergies fossiles.
- ✓ L'énergie éolienne est une énergie propre. Elle n'a aucun impact néfaste sur l'environnement comme les autres sources d'énergie qui ont causé un changement radical du climat par la production énorme et directe du CO_2.
- ✓ L'énergie éolienne ne présente aucun risque et ne produit évidement pas de déchets radioactifs contrairement à l'énergie nucléaire.
- ✓ Le mode d'exploitation des éoliennes et la possibilité de les arrêter à n'importe quel moment, leur donne l'avantage d'avoir un bon rendement, contrairement aux modes de fonctionnement continus de la plupart des centrales thermiques et nucléaires.

- **<u>Inconvénients :</u>**

✓ la nature stochastique du vent a une influence sur la qualité de la puissance électrique produite, ce qui représente une contrainte pour les gérants des réseaux.

✓ Le coût de l'énergie éolienne reste plus élevé par rapport aux autres sources d'énergie classique surtout sur les sites moins ventés [12].

✓ Le bruit: il a nettement diminué grâce aux progrès réalisés au niveau des multiplicateurs.

I.5.Composants d'une éolienne

- **La tour :**

Son rôle est de supporter l'ensemble (rotor + nacelle) pour éviter que les pales ne touchent le sol, et placer le rotor à une hauteur suffisante de manière à le sortir autant que possible du gradient de vent qui existe à proximité du sol. Certains constructeurs proposent ainsi différentes hauteurs de tour pour un même ensemble (rotor + nacelle) de manière à s'adapter au mieux à différents sites d'implantation comme elle montre la figure II.9.



Fig. I.3 : le tour et la nacelle

Trois grands types de tour peuvent se rencontrer :

- **mât haubané** : il est simple de construction mais s'adresse essentiellement aux machines de faible puissance. Une intervention au niveau de la nacelle nécessite en général de coucher le mât. Il présente toutefois l'avantage de pouvoir soustraire l'éolienne à des conditions météorologiques extrêmes (forte tempête, cyclone). L'emprise au sol du haubanage peut devenir un obstacle à son utilisation.

- **tour en treillis** : son avantage essentiel est sa simplicité de construction, qui la rend attractive pour les pays en voie de développement. Pour des machines de grande taille, son aspect inesthétique devient un handicap certain.

- **tour tubulaire:** bien que de construction plus complexe, elle a la faveur des constructeurs car elle permet d'abriter certains dispositifs de régulation ou de commande et apporte une protection évidente aux personnels chargés de la maintenance qui doivent grimper jusqu'à la nacelle (installation aisée d'une échelle

voire d'un ascenseur intérieur). Son aspect esthétique est de plus un atout pour l'intégration visuelle harmonieuse de l'éolienne. La tour maintient la nacelle soutenue par :

- **Les fondations :**Les fondations sont généralement conçues en béton. Elles doivent être assez solides pour permettre de fixer toute la structure de l'éolienne. Ce sont des blocs de 100 tonnes ou plus, enterrés de 5 à 6 mètres de profondeur. Une dalle est moulée par-dessus afin de fixer la première partie du mât de l'éolienne.



Fig. I.4 : la fondation

- **Les pales:** Les pales du rotor captent le vent et transfèrent sa puissance au moyeu du rotor. Elles sont fabriquées d´un mélange de fibres de verre et de matériaux composites. Le profil des pales est le fruit d'études aérodynamiques complexes dont dépend le rendement de la turbine. Ainsi que le diamètre des pales est fonction de la puissance désirée

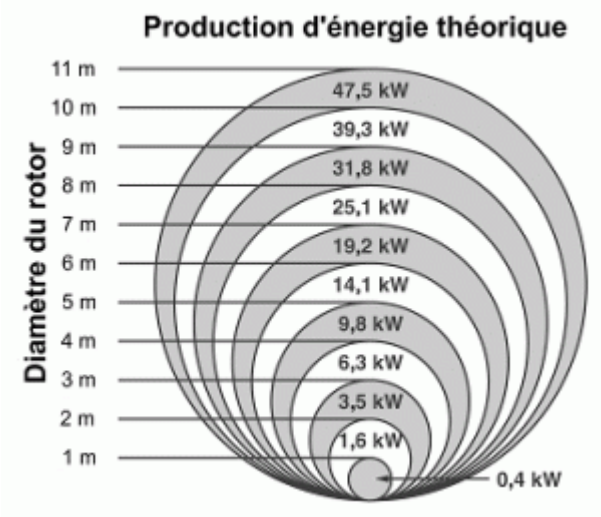


Fig. I.5 : les pales du rotor

- **Le moyeu : Le moyeu**, encore appelé “nez”, est en général une pièce d’acier moulée. Il reçoit les pales et se monte sur l’arbre lent d’entré du multiplicateur. Il est pourvu d’un système de régulation.



Fig. I.6 : Le moyeu ou bien le nez

- **Le rotor :** Il est composé d’une ou plusieurs pales et du nez de l’éolienne. Le rotor est entraîné par l’énergie du vent, il peut être branché directement ou indirectement à une pompe (cas des éoliennes de pompage) ou plus généralement à un générateur électrique. Le rotor est relié à la nacelle par le moyeu.
- **Arbre lent:** L’arbre lent de l’éolienne lie le moyeu du rotor au multiplicateur. Le rotor d’une éolienne moderne de 1.000 kW tourne assez lentement, environ 20 tours par minute. L’arbre contient des tuyaux pour le système hydraulique permettant l’opération des freins aérodynamiques.



Fig. I.7 : Arbre lent

- **Multiplicateur :** A l'intérieur de la nacelle, il y a un multiplicateur. Celui-ci est constitué d'un grand nombre de roues dentées qui s'engrènent. Le rotor tourne à une vitesse d'environ 22 tours par minute autour de son axe. L'arbre principal tourne lentement transmettant une très grande force de rotation au multiplicateur. Celui-ci transforme ensuite cette force : au lieu d'une rotation lente avec une grande force, nous obtenons maintenant une rotation rapide avec une petite force.

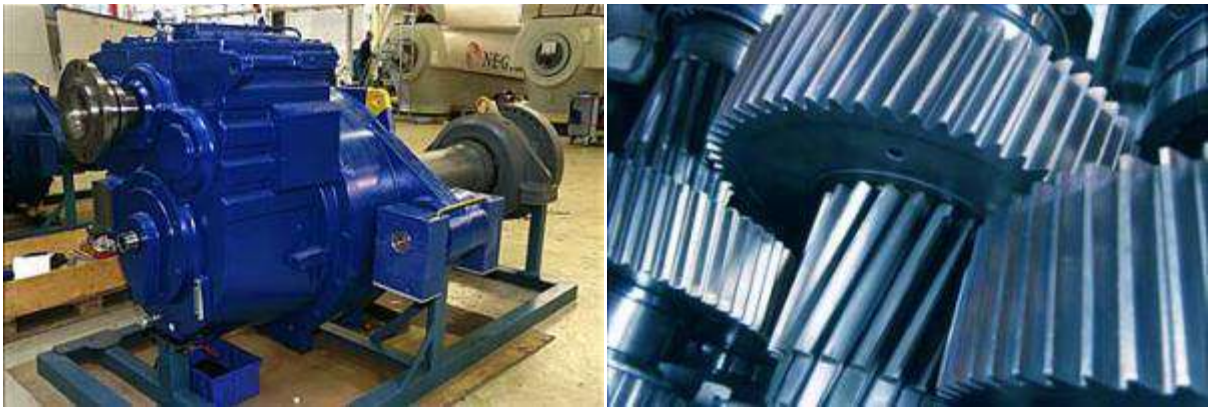


Fig. I.8: Multiplicateur

- **Arbre rapide:** L'arbre rapide tourne à environ 1.500 tours par minute et entraîne la génératrice électrique. Il est muni d'un frein mécanique à disque actionné en cas d'urgence lorsque le frein aérodynamique tombe en panne ou en cas de maintenance de l'éolienne.



Fig. I.9 : Arbre rapide

- **frein mécanique :** Une éolienne a deux types de freins : un frein au bout de chaque pale et l´autre mécanique. Ce dernier est placé sur le petit arbre rapide qui relie le multiplicateur et la génératrice et n'est actionné qu'en cas d'urgence où les freins au bout des pales ne fonctionnent pas. Le frein mécanique est également utilisé lorsque l'éolienne est réparée ou maintenue.

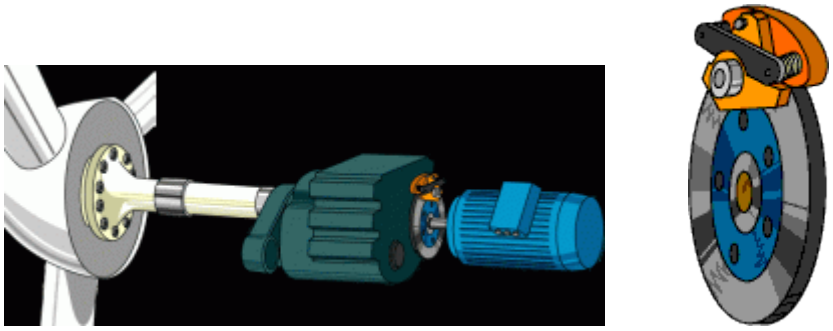


Fig. I.10 : frein mécanique

- **Nacelle:** Elle est montée au sommet du mât, abritant les composants mécaniques, pneumatiques, certains composants électriques et électroniques, nécessaires à la transformation du vent en énergie électrique. Elle permet aussi d'orienter l'éolienne en fonction du vent ou de la mettre en position dite de « repos ».

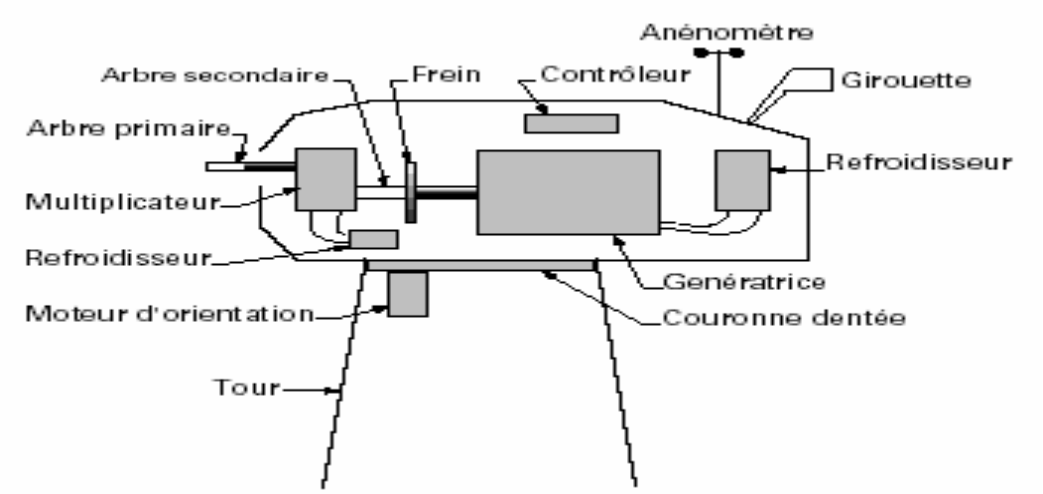


Fig. 1.11 : Eléments d'une nacelle [13]

- **Anémomètre:** L'anémomètre mesure la vitesse du vent et avise le système de commande quand le vent souffle assez fort pour que cela vaille la peine d'utiliser de l'électricité pour orienter l'éolienne dans la direction du vent et la démarrer.

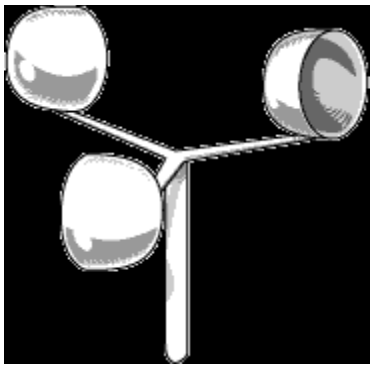


Fig. 1.12 : Anémomètre

- **Girouette:** Une girouette s'oriente toujours selon la direction du vent. A la base de la girouette, il y a un petit senseur qui informe le système de commande de la direction du vent. Ensuite le système de commande ordonne au moteur d'orientation de faire tourner la nacelle de façon à ce que le rotor soit orienté face au vent.



-

Fig .1.13 : Girouette

- **Système d'orientation:** C'est un système qui utilise des moteurs électriques et des couronnes pour pivoter la nacelle avec le rotor de sorte que celui-ci soit toujours orienté face au vent. Le dispositif d'orientation est opéré par le système contrôle-commande qui enregistre la direction du vent grâce aux signaux émis par la girouette.



Fig.1.14 : Couronne et le Moteur d'orientation

- **L'unité de refroidissement :** L'unité ressemble en fait à un radiateur. Elle se trouve à l'intérieur de la génératrice et n'est pas visible de l'extérieur. L'eau froide se réchauffe en refroidissant la génératrice. Mais comme le radiateur cède de la chaleur à l'air ambiant, l'eau réfrigérante arrive à refroidir la génératrice en permanence.



Figure 1-15 : L'unité de refroidissement

I.6.Classification des éolienne

Il existe deux types d'éoliennes modernes : Celle qui ont un axe horizontal dont le rotor ressemble a une hélice d'avion et celle qui ont un axe vertical. Les plus courantes sont celles à axe horizontal elles sont composées d'un mât, d'un rotor, d'une nacelle, du système de régulation, et d'un poste de transformation de tension.

I.7.Éoliennes à axe horizontal :

Les éoliennes à axe horizontal sont actuellement les plus utilisées. Elles sont basées sur le modèle des moulins à vent : l'hélice contient deux ou trois pales qui tournent de façon aérodynamique. Il existe également des éoliennes horizontales mono-pales mais celles-ci sont très rares. Les éoliennes à deux pales et les éoliennes à trois pales fonctionnent sur le même principe. Le rendement des éoliennes, à

axe horizontal, est supérieurs à celui des éoliennes à axe vertical, elles sont également plus solides et coûtent moins cher à la fabrication



Fig. I.16 : Éoliennes à axe horizontal

IL existe deux sortes d'éoliennes à axe horizontal :

- **Amont** : le vent souffle sur le devant des pales en direction de la nacelle. Les pales sont rigides, et le rotor est orienté selon la direction du vent par un dispositif

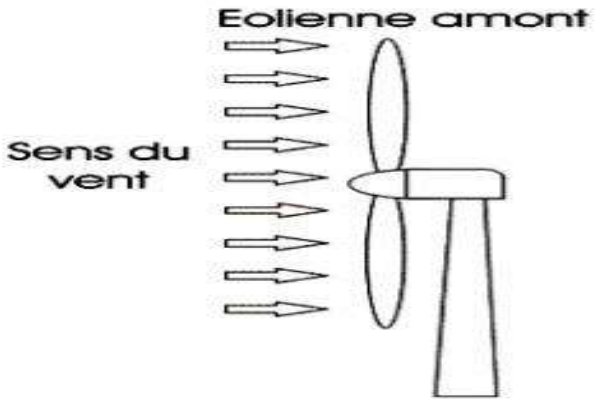


Fig. I.17 : Éoliennes amont

- **Aval** : le vent souffle sur l'arrière des pales en partant de la nacelle. Le rotor est flexible, auto-orientable.

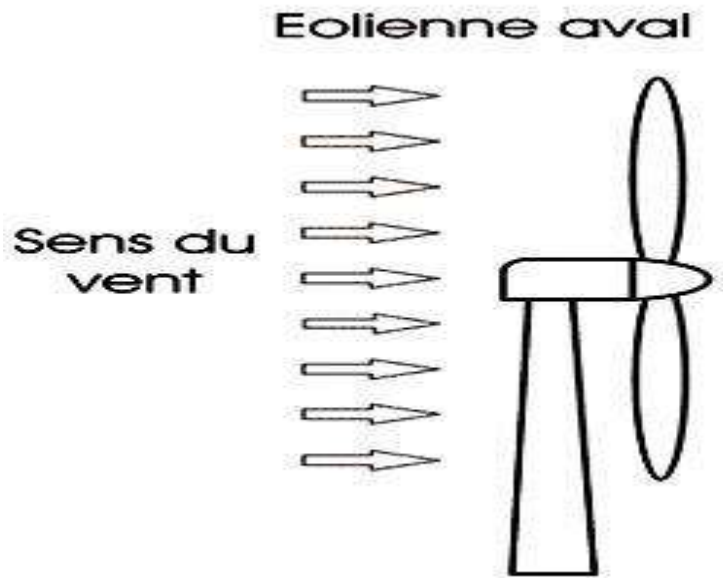


Fig. I.18 : Éoliennes aval

La disposition turbine en amont est la plus utilisée car plus simple et donne de meilleurs résultats pour les fortes puissances : pas de gouverne, les efforts de manœuvre sont moins importants et il y a une meilleure stabilité. Les pales des éoliennes à axe horizontal doivent toujours être orientées selon la direction du vent. Pour cela, il existe des dispositifs d'orientation de la nacelle en fonction de cette direction. Aujourd'hui, l'éolienne à axe horizontal avec un rotor du type hélice, présente un réel intérêt pour la production d'électricité à grande échelle.

I.8. Eoliennes à axe vertical :

Les pylônes des éoliennes à axe vertical sont courts, entre 0,1 et 0,5 fois la hauteur du rotor. Cela permet de placer tout le dispositif de conversion de l'énergie (génératrice, multiplicateur, etc.) au pied de l'éolienne, facilitant ainsi les opérations de maintenance. De plus, il n'est pas nécessaire d'utiliser un dispositif d'orientation du rotor comme pour les éoliennes à axe horizontal. Cependant, les vents sont faibles à proximité du sol, ce qui induit un moins bon rendement car l'éolienne subit les turbulences du vent. De plus, ces éoliennes doivent être entraînées au démarrage et le mât subit de fortes contraintes mécaniques. Pour ces raisons, de nos jours, les constructeurs d'éoliennes privilégient les éoliennes à axe horizontal. Les deux types de structures d'éoliennes à axe vertical les plus répandues reposent sur les principes de traînée différentielle ou de la variation cyclique d'incidence :

Type Savonius : Constituées de demi-cylindres reliés à un axe vertical, ce type d'éolienne utilise la force de traînée du vent, sur le principe des moulins à vent. Son rendement est plus faible que celui des éoliennes qui utilisent la force de portance, mais ce type de machine permet d'exploiter des vitesses de vent plus faibles. De faible encombrement et plus silencieuses que les autres éoliennes, les éoliennes de type Savonius sont idéales pour l'intégration en milieu urbain.

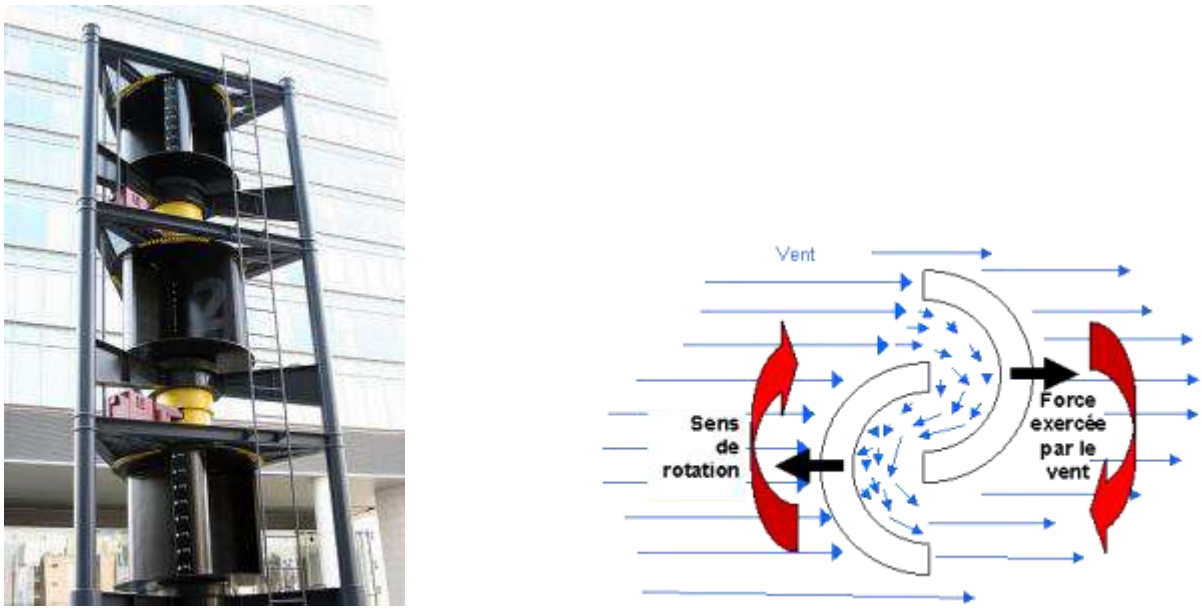


Fig. I.19 : Type Savonius

Type Darrieus :A pales verticales, paraboliques ou hélicoïdales, les éoliennes de type Darrieus utilisent la force de portance du vent, comme les éoliennes classiques. Cependant, leur encombrement plus faible est un avantage en termes d'intégrations paysagère et architecturale.



Fig. I.20 : Type Darrieus :

Type à voilure tournante : Les éoliennes à voilure tournante sont équipées de pales dont l'orientation dynamique permet de mieux exploiter l'énergie du vent, à la manière d'un navire à voile.

Ce mécanisme rend possible l'exploitation de vents plus puissants que ceux que peuvent exploiter les éoliennes classiques à trois pales. En outre, le bruit généré est fortement réduit par ce système.



Fig. I.21.Type à voilure tournante

I.9.Le principe de fonctionnement d'une éolienne :

- **La rotation des pales**

Sous l'effet du vent, l'hélice, appelée aussi rotor, se met en marche. Ses pales tournent. Le rotor est situé au bout d'un mât car les vents soufflent plus fort en hauteur. Suivant le type d'éoliennes, le mât varie entre 10 et 100 m de haut. Le rotor comporte généralement 3 pales, mesurant entre 5 et 90 m de diamètre.

- **La production d'électricité**

L'hélice entraîne un axe dans la nacelle, appelé arbre, relié à un alternateur. Grâce à l'énergie fournie par la rotation de l'axe, l'alternateur produit un courant électrique alternatif.

- **L'adaptation de la tension**

Un transformateur situé à l'intérieur du mât élève la tension du courant électrique produit par l'alternateur pour qu'il puisse être plus facilement transporté dans les lignes à moyenne tension du réseau. Pour pouvoir démarrer, une éolienne nécessite une vitesse de vent minimale d'environ 10 à 15 km/h. Pour des questions de sécurité, l'éolienne s'arrête automatiquement de fonctionner lorsque le vent dépasse 90 km/h. La vitesse optimale est de 50 km/h. L'énergie d'origine éolienne fait partie des énergies renouvelables. L'aérogénérateur utilise l'énergie cinétique du vent pour entraîner l'arbre de son rotor : celle-ci est alors convertie en énergie mécanique elle-même transformée en énergie électrique par une génératrice électromagnétique accouplée à la turbine éolienne. Le couplage mécanique peut être soit direct si la turbine et la génératrice ont des vitesses du même ordre de grandeur, sinon

par l'intermédiaire d'un multiplicateur. Enfin, il existe plusieurs types d'utilisation de l'énergie électrique produite.

I.10.Etat de l'art sur les générateurs utilisés dans le SCE

I.11.Systèmes utilisant la machine synchrone

L'avantage du générateur synchrone sur le générateur asynchrone est l'absence de courant réactif de magnétisation. Le champ magnétique du générateur synchrone peut être obtenu par des aimants ou par un bobinage d'excitation conventionnel. Si le générateur possède un nombre suffisant de pôles, il peut être utilisé pour les applications d'entraînement direct qui ne nécessitent pas de boite de vitesses. Le générateur synchrone est toutefois mieux adapté à la connexion indirecte au réseau de puissance à travers un convertisseur statique, lequel permet un fonctionnement à vitesse variable. Pour des unités de petites tailles, le générateur à aimants permanents est plus simple est moins coûteux. Au-delà de 20 kW (environ), le générateur synchrone est plus coûteux et complexe qu'un générateur asynchrone de taille équivalente [22] [21].

1.12. Générateur synchrone à aimants permanents (GSAP)

Le développement des matériaux magnétiques a permis la construction des machines synchrones à aimants permanents à des coûts qui deviennent compétitifs [16]. Les machines de ce type sont à grand nombre de pôles et permettent de développer des couples mécaniques considérables [16], [18]. Il existe plusieurs concepts de machines synchrones à aimants permanents dédiées aux applications éoliennes, des machines de construction standard (aimantation radiale) ou génératrices discoïdes (champs axial), ou encore à rotor extérieur [18], [19]. Le couplage de ces machines avec l'électronique de puissance devient de plus en plus viable économiquement, ce qui en fait un concurrent sérieux des génératrices synchrones à double alimentation [17],[20]. Les systèmes de ce type ont un taux de défaillance jugé faible grâce à la suppression de certaines sources de défauts : suppression du multiplicateur de vitesse et du système de bague et balais (Figure 1-22). Les frais d'entretien sont alors minimisés ce qui est très intéressent dans les applications éoliennes, en particulier dans les sites difficilement accessibles (offshore par exemple). La présence obligatoire de l'électronique de puissance permet enfin une régulation simple de la vitesse de rotation et donc une optimisation énergétique efficace. L'inconvénient majeur de l'utilisation de la GSAP est le coût des aimants utilisés. Toutefois certains d'entre eux sont réalisés à l'aide de terres rares et sont par conséquent très coûteux, bien que leur utilisation de plus en plus fréquente tende à faire baisser leur prix. De plus, les variations importantes de couples électromagnétiques qui peuvent avoir lieu dans un système éolien risquent d'entraîner une démagnétisation des aimants lorsqu'ils sont constitués de matériaux classiques. Ceci contribue largement à la diminution de leur durée de vie [12], [21]. largement à la diminution de leur durée de vie [12], [21].

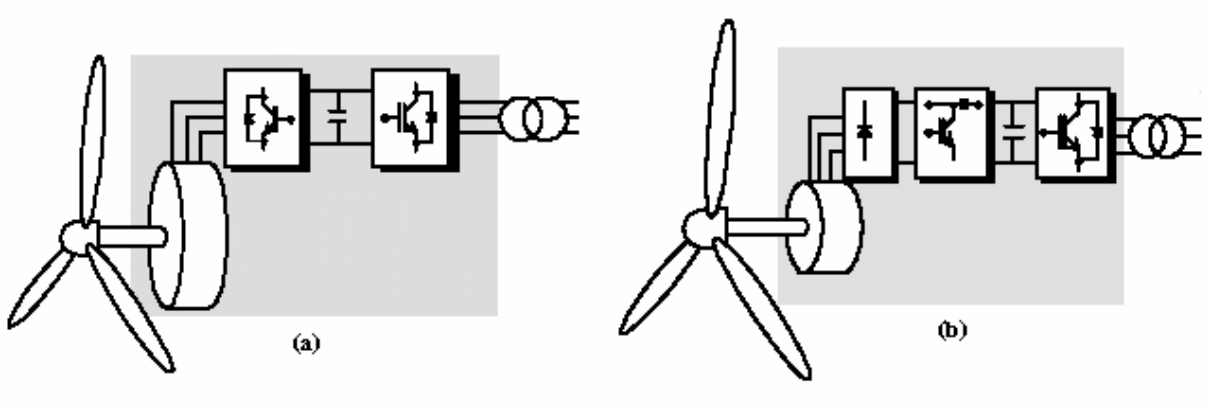


Fig. I.22: systèmes éoliens basés sur la machine synchrone à aimants permanents [17

(a) GSAP avec convertisseurs MLI

(b) GSAP avec redresseur, hacheur et convertisseur MLI

Dans la configuration de la GSAP de la figure (1-22-b), la génératrice est connectée à un redresseur triphasé suivi d'un hacheur, qui a pour rôle de contrôler le couple électromagnétique. La liaison au réseau est assurée par un onduleur MLI qui assure la régulation de la tension du bus continu aussi bien qu'il contrôle le facteur de puissance. L'inconvénient de cette configuration est l'utilisation du redresseur, ce qui augmente l'amplitude du courant et la déformation de la tension. En conséquence, cette configuration a été considérée pour les petites puissances (inférieures à 50KW) [17]. Dans la configuration de la figure (1-22-a), un redresseur MLI est placé entre la génératrice et le bus continu, et la liaison au réseau est assurée par un onduleur MLI. L'avantage de cette configuration par rapport à la configuration précédente est l'utilisation de la commande vectorielle ce qui permet à la génératrice de fonctionner au voisinage du point optimal [23]. Cependant, ces performances dépendent de la bonne connaissance des paramètres de la génératrice qui dépendent de la température et la fréquence [17]. En choisissant judicieusement les paramètres du système représenté sur la figure (1-23), un système à vitesse « non constante », à coût minimum et énergétiquement assez performant peut être obtenu [24].

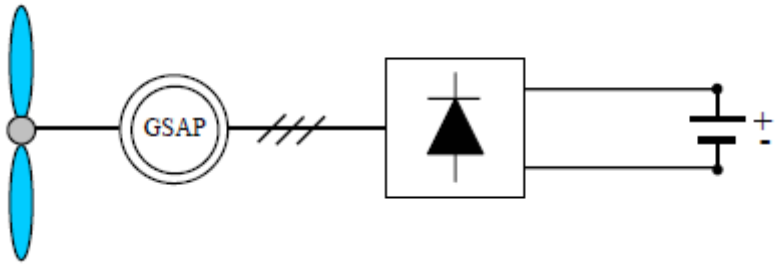


Fig.1.23 : Système éolien à coût minimum basé sur GSAP [11]

I.13. Machine synchrone à aimants permanents à flux axial

Cette machine possède la particularité d'avoir un champ magnétique axial contrairement à la machine synchrone classique où le champ est radial (Figure 1-24) [18], [19], [20]. L'interaction engendrée par le courant traversant une bobine statorique, et le flux créé par les aimants permanents, produit une force magnétomotrice sur la périphérie du rotor qui lui fait tourner.

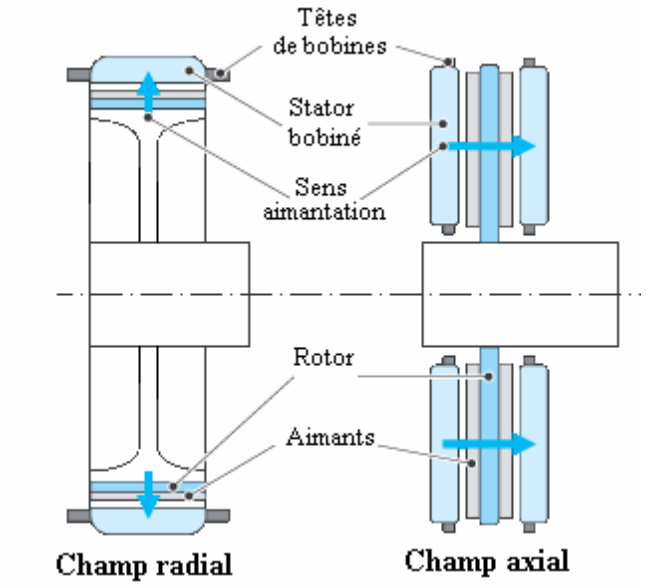


Fig. I .24. MSAP classique et discoïde [20]

I.14. Types de machines synchrones à aimants permanents à flux axial

Parmi les machines synchrones à aimants permanents à flux axial, on trouve :

- **MSAP discoïde avec deux stators et un rotor**

La structure de cette machine est illustrée sur la figure (1-25). Elle est composée d'un disque une rotorique entouré par deux disques statoriques [18], [19]. Le disque rotorique est constitué d'un circuit magnétique torique portant les aimants permanents sur une ou deux faces. Le disque statorique est constitué d'un circuit magnétique torique à section, rectangulaire portant les bobinages statoriques. Ces derniers peuvent être enroulés autour du tore statorique, ou encore, ils peuvent être logés dans des encoches disposées radialement tout au long de l'entrefer [18], [19]. Cette structure axiale permet de réaliser une machine modulaire en disposant plusieurs étages les uns à côté des autres et en les connectant en parallèle [20].

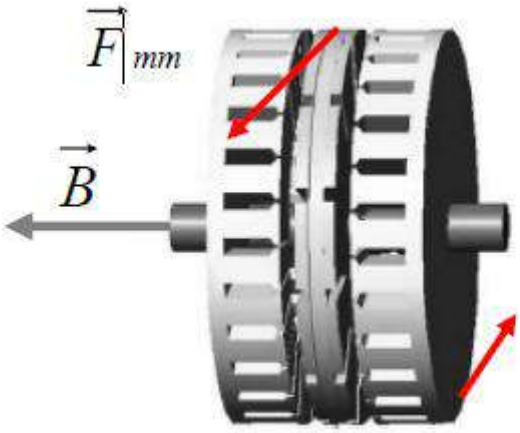


Fig. I.25. MSAP à rotor discoïde et double stator [18]

- **MSAP discoïde avec deux rotors et un stator**

Cette configuration consiste à un disque statorique entouré par deux disques rotoriques comme le montre la Figure (1-26) [19].

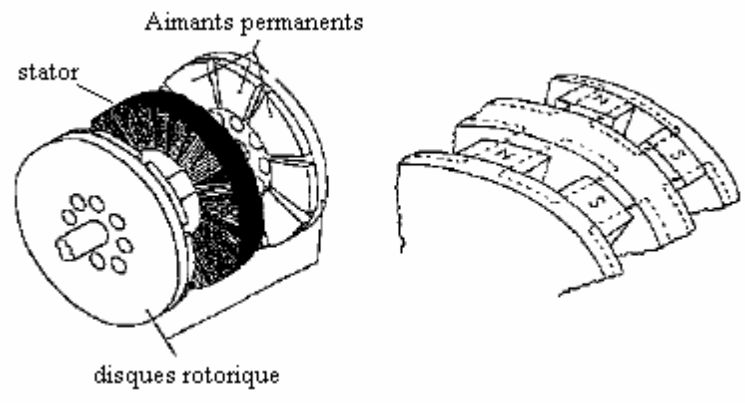


Fig. 1.26. MSAP discoïde avec stator et double rotor [19]

- **MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor**

Dans cette configuration simple, on ne trouve qu'un seul stator et un seul rotor. Cependant, une grande force d'attraction est appliquée entre le stator et le rotor. Pour créer une force de contre réaction et éviter ainsi le déplacement axial du rotor, il est nécessaire de placer un contrepoids de l'autre coté du rotor (Figure 1-27) [18], [19].

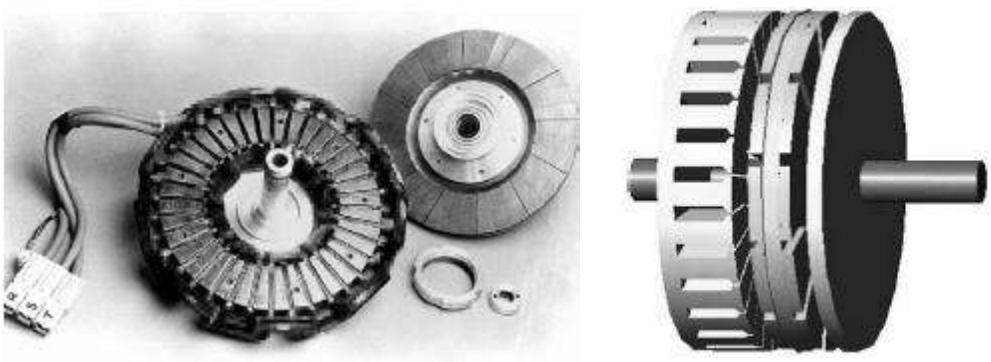


Fig. 1.27.MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor [18], [19]

- **Machine synchrone à aimants permanents à rotor extérieur**

Comme illustré sur la figure (1-28), le bobinage statorique est fixé dans le centre de la machine, tandis que les aimants du rotor sont placés régulièrement le long de la circonférence interne du tambour rotatif, et sont ainsi exposés directement au vent, ce qui améliore leur refroidi*ssement [18]. Les pales de la turbine éolienne sont bien boulonnées sur le tambour, ce qui réalise un accouplement direct entre la turbine et la génératrice. La périphérie étendue du rotor, offre la possibilité de prévoir des structures multipôles [18], [19]. Ces machines sont conçues spécialement pour être employées dans un ensemble éolien à axe vertical de type Savonius [11]. Compte tenu de la gamme de vitesse de rotation de l'éolienne, le nombre élevé de pôles sert à obtenir une fréquence électrique suffisante sans avoir recours au multiplicateur mécanique, ce qui permet de réduire les pertes mécaniques et d'augmenter la durée de vie du système. La génératrice est conçue pour un fonctionnement vertical; elle est équipée d'un jeu de roulements internes adaptés.

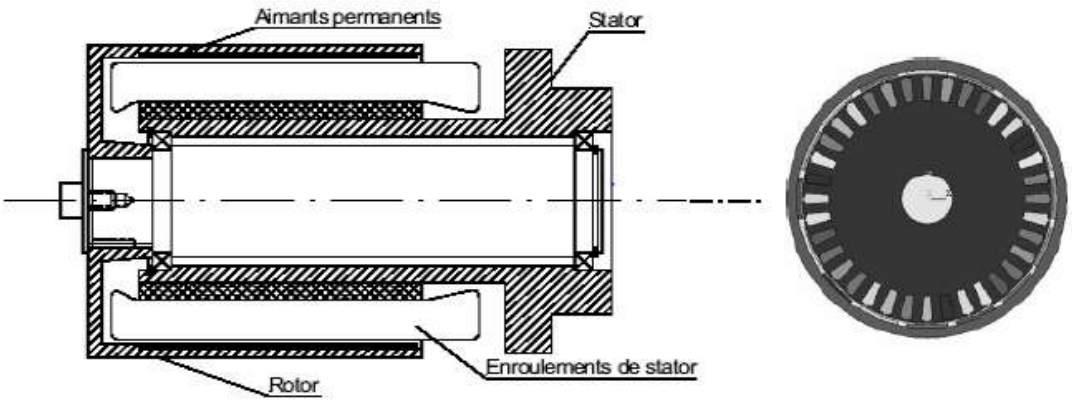


Fig.1.28.MSAP à rotor extérieur [11]

I.15. Conclusion

Dans ce chapitre en a discuté sur la technologie des éoliennes, la conception des pales, les différents types des éoliennes Utilisées. leurs courbes caractérisant le principe et la différence sur le plans énergétique. Une étude aérodynamique des pales de l'éolienne a été faite en vue de régulation de sa vitesse mécanique. ainsi, on a présenté les principales méthodes. Et en fin, on a terminé ce chapitre par un état de l'art sur les configurations électriques utilisées et leurs influences sur le fonctionnement des aérogénérateurs. Le chapitre suivant, sera consacré à l'étude et la modélisation de la turbine éolienne

Chapitre II. Modélisation et Simulation du Système de Conversion d'Energie Eolienne

II. Modélisation de l'aérogénérateur et son l'alimentation.

II-1- Introduction

Le vent est la raison d'être des aérogénérateurs. L'énergie cinétique contenue dans le vent Fluide en mouvement) est transformée en partie en énergie mécanique disponible sur un arbre de transmission par la turbine, puis en énergie électrique par l'intermédiaire d'une génératrice qui fonctionne sur le principe de la dynamo , C'est donc une variable importante à modéliser (Figure. II.1) à cause de la multiplicité des domaines existants, à savoir, le domaine aérodynamique, mécanique, électrique et les facteurs déterminant la puissance mécanique, comme la vitesse du vent, la dimension et la forme de la turbine. Un modèle dynamique rassemblant tous ces paramètres est nécessaire pour comprendre le comportement de la turbine, et le recours à la modélisation est devenu une nécessité pour contrôler ces performances et satisfaire les caractéristiques opérationnelles voulues. dans ce chapitre, on vas utiliser le logéciel Matlab/Simulink pour simuler la turbine et GSAP à vide et en charge et la Commande de l'onduleur par les techniques MLI.



Fig. II.I. Chaine de modélisation sur turbine.

II.2.Conversion de l'énergie éolienne

II.2.1.Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique

La turbine éolienne est un dispositif qui transforme l'énergie cinétique du vent en 7énergie mécanique. L'énergie cinétique d'une colonne d'air de longueur dx, de section S, de masse volumique ρ, animée d'une vitesse v, (figure II-2) s'écrit :

$$dE_C = 0.5\rho S dx v^2 \qquad (II.1)$$

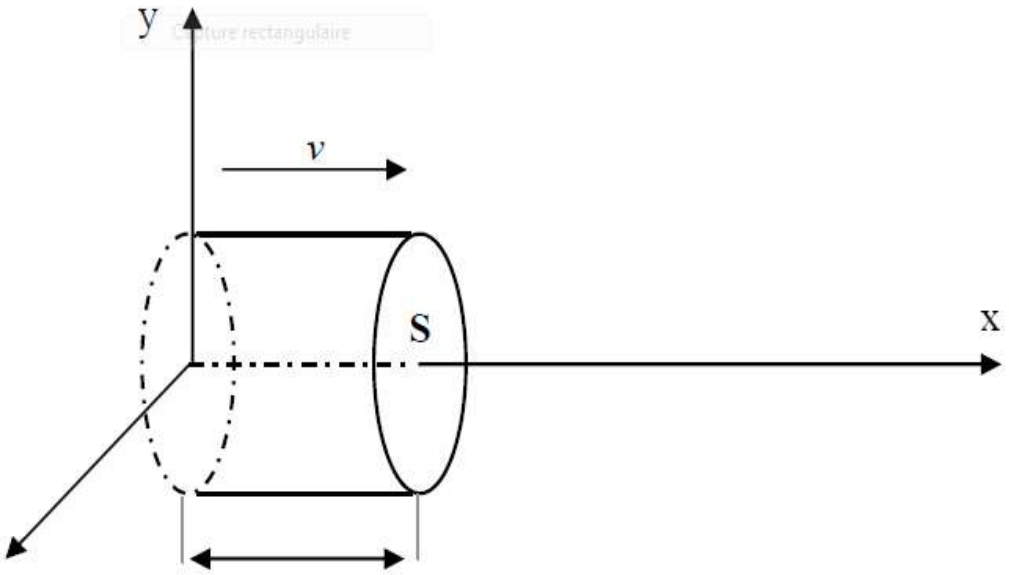


Fig. II.2. Colonne d'air animée d'une vitesse v

La puissance Pm extraite du volume d'air en mouvement est la dérivée de l'énergie cinétique par rapport au temps.
En supposant dx=vdt, on déduit l'expression de Pm :

$$p_m = \frac{dE_C}{dt} = 0.5\rho S_0 V^3 \qquad (II.2)$$

II.2.2. Loi de Betz

La loi de Betz détermine qu'une éolienne ne pourra jamais convertir en énergie mécanique plus de 16/27 (ou 59%) de l'énergie cinétique contenue dans le vent. Ce fut qui, en 1929, formula la loi de Betz pour la première fois [2], [3]. Considérons le système de la figure (II-3) qui représente un tube de courant autour d'une éolienne à axe horizontal. V1 représente la vitesse du vent en amont de 'aérogénérateur et la vitesse V2 en aval.Ce résultat fut découvert par l'allemand Albert Betz en 1919 et fut publié dans son livre Wind Energie [1] en 1926. Cette loi s'applique à tous types d'éoliennes à pales, que l'on désigne par le nom générique de capteur éolien.

Betz calcule que :

- la puissance théorique maximale récupérable par un capteur éolien est égale à 16/27 de la puissance incidente du vent qui traverse l'éolienne ;
- cette limite sera atteinte lorsque la vitesse du vent sera divisée par trois entre l'amont et l'aval de l'éolienne.

II.2.3.Potentiel énergétique éolien

La conversion de l'énergie cinétique due au vent en énergie mécanique (mouvement de rotation de l'éolienne) l'énergie disponible (potentiel) subit une suite de pertes en cascades, jusqu'à la sortie machine, (limite de Betz, seuils machine et pertes de conversion). Cette dégradation de l'énergie est représentée ci-dessous:

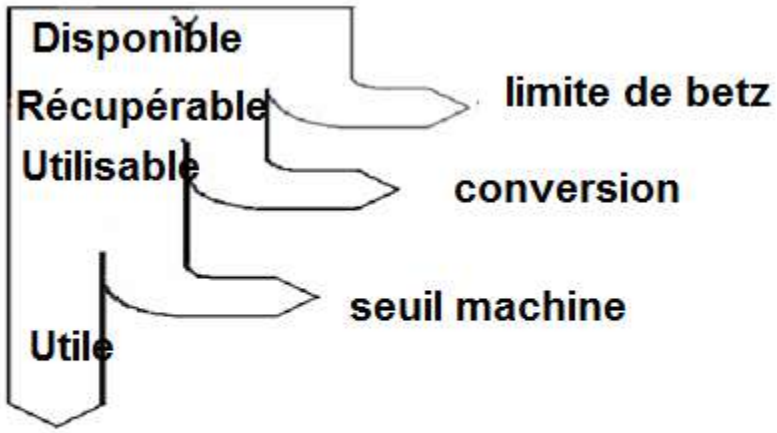


Fig. II.3. Représentation schématique des dégradations successives de l'énergie éolienne.

En effet, seule une partie de la puissance éolienne disponible sur un site donné, appelée puissance utile est réellement obtenue à la fin de processus, soit à la sortie de l'éolienne. La masse d'air en mouvement traversant ce tube en une seconde est donnée par le produit de la densité d'air, la surface, et la vitesse moyenne [7],[27].

II.2.4. Puissance énergétique disponible

L'énergie cinétique moyenne disponible sur un site donné, par unité de temps et par unité de surface due à la vitesse du vent, s'écrit

$$\langle P \rangle = \frac{1}{2} \rho \langle V^3 \rangle \qquad \text{(II.3)}$$

II.2.5. Potentiel énergétique éolien récupérable

Pour définir cette énergie, on va utiliser deux théories:

II.2.5.1. théorie de disque

Dans cette méthode Froude utilise les équations de conservation de quantité de mouvement pour connaître les performances d'une hélice considérée comme étant un disque

uniformément chargé ayant un nombre infini de pales. L'énergie cinétique disponible est convertie en énergie mécanique en utilisant une machine à aubes (où pâles) dite communément éolienne. La vitesse du vent en aval de la roue n'étant jamais nulle, ceci implique que la puissance éolienne disponible n'est pas entièrement récupérée au niveau de l'hélice. Soit une masse d'air traversant un disque de surface A, à une vitesse V et soient V_{am} et V_{av} les vitesses respectives en amont et en aval de la surface (voire figure ci-dessous). L'équation de conservation de la quantité de mouvement permet d'écrire que la force qui s'exerce sur le disque est égale à la variation de la quantité de mouvement, soit :

$$F = \rho V A(V_1 - V_2) \qquad \text{(II.4)}$$

En appliquant l'équation qui définit l'énergie, comme le produit d'une force par la vitesse, il vient :

$$P = \mathbf{FV} = \boldsymbol{\rho V^2 A(V_1 - V_2)} \qquad \text{(II.5)}$$

Comme par ailleurs, la variation d'énergie cinétique donne (équation de Bernoulli) :

$$\mathbf{P = \frac{1}{2}\rho AV\left(V_1{}^2 - V_2{}^2\right)} \qquad \text{(II.6)}$$

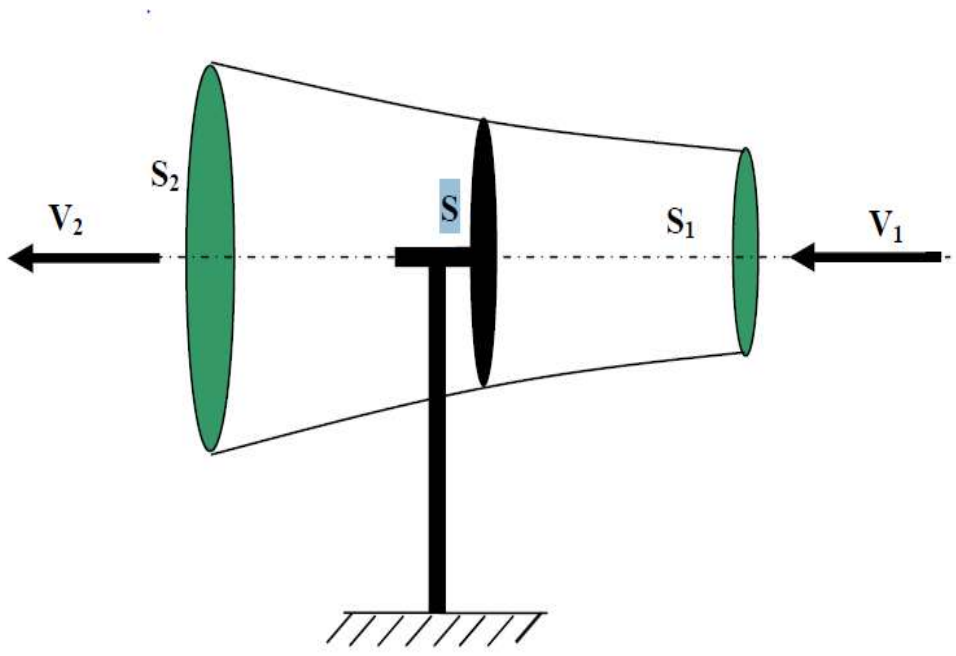


Fig. II.4 .Tube de courant autour d'une éolienne

Bilan sur une section de l'hélice.

Par identification, il vient :

$$\mathbf{V = \frac{V_1 + V_2}{2}} \quad \text{(II.7)}$$

En remplaçant V dans l'équation (II.3), on obtient :

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

II.2.5.2. La limite de Betz

Le maximum récupéré par la roue est obtenu pour :

$$\mathbf{\frac{\partial P}{\partial V_2} = 0} \qquad \text{et} \qquad \mathbf{\frac{\partial^2 P}{V_2^2} < 0} \quad \text{(II.9)}$$

Soit pour :

$$\mathbf{3V_2^2 + 2V_1V_2 - V_1^2 = 0} \quad \text{(II.10)}$$

Equation dont la solution est donnée par :

$$\mathbf{V_2 = \frac{1}{3}\, V_1} \quad \text{(II.11)}$$

En remplaçant dans l'équation (II.12), la puissance maximale qui peut être extraite par une roue est égale à :

$$P_{max} = \frac{1}{2}A\,\rho\left[V_1^2 - \left(\frac{V_1}{3}\right)^2\right]\left[\frac{V_1}{2} + \frac{V_1}{6}\right] \quad \text{(II.12)}$$

$$P_{max} = \frac{16}{27} * \frac{1}{2}A * \rho * V_1^3 \quad \text{(II.13)}$$

En se référant à l'équation (II.3), on obtient :

$$\langle P_{max}\rangle = \frac{16}{27}\,\langle P_d\rangle \quad \text{(II.14)}$$

Cette limite (environ 0.59) est appelée 'limite de Betz

En prenant en considération la limite de Betz et en remplaçant la densité de l'air par sa valeur moyenne, la moyenne maximale récupérable par unité de surface est donnée par:

$$\langle P_r\rangle = 0.37\langle V^3\rangle \quad \text{(II.15)}$$

Enfin la densité d'énergie moyenne récupérable sur une année. AEB est égale à:

$$\langle E\rangle = \langle P_r\rangle \Delta t = 0.37 * 24 * 365.25 * \langle V^3\rangle$$

Soit en kWh/m^2 : $\langle E\rangle = 3.25\langle V^3\rangle$

II.2.5.3. Théorie de l'élément de la pale

Cependant, seule une partie de l'énergie disponible peut être captée par l'éolienne. La puissance captée par la turbine peut s'exprimer en fonction de cette puissance disponible en introduisant un facteur dépendant des conditions aérodynamiques des pales, donc de la vitesse du vent v, de la vitesse de rotation Ωtur et de l'angle de calage β qui pourrait être calculé en partant d'une étude complète sur l'action du vent sur les pales. L'angle de calage (β) est l'angle formé par la pale et le plan de rotation de la pale

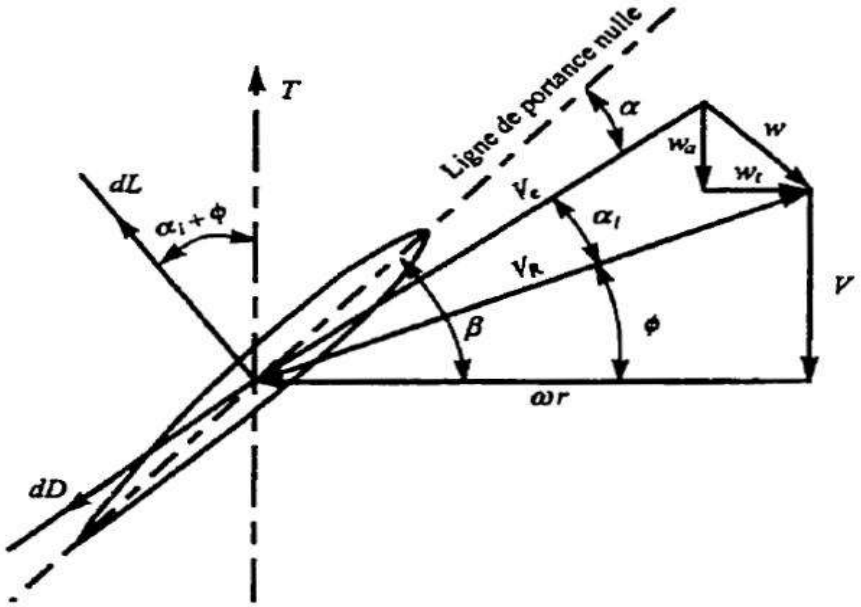


Fig. II.5. Aérodynamiques des pales

II.2.6. Principe aérodynamique

Dans le cas des éoliennes, la portance et la trainée sont les deux forces prépondérantes ; pour obtenir de bonnes performances il s'agit de privilégier la portance (qui met en rotation les pales) sur la trainée (qui n'est pas dans le sens du mouvement, et induit ainsi un effet arasite). Ces améliorations sont possibles en travaillant sur le profil de la pale.

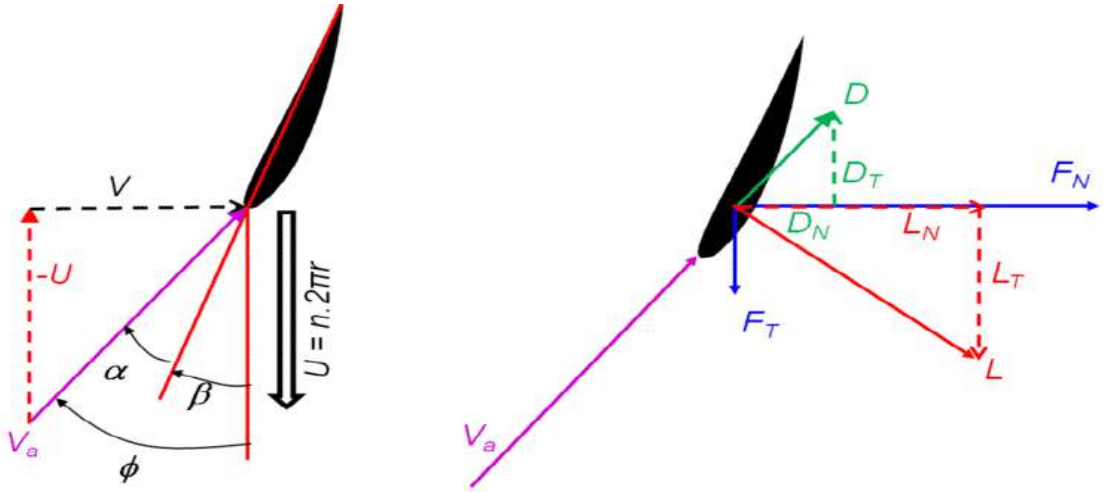


Fig. II.6. Les profils de la pale.

Vitesses et forces exercées sur un profil d'une éolienne. On introduit l'angle d'incidence (alpha), de calage (beta) ainsi que la vitesse relative Va (Vr) dans la figure de gauche. La résultante des forces engendrée par la vitesse du vent et la rotation de l'éolienne est illustrée dans la figure de droite.

$$P_{aer} = \frac{1}{2}\rho s_b [V]^3 c_p(\lambda, \beta) = c_p p_v \qquad \text{(II.16)}$$

Cp : est le coefficient de puissance (sans unité).

a- Le ratio de la vitesse : Le rapport entre la vitesse linéaire des pales et la vitesse du vent est appelé « le ratio de vitesse de la turbine ». Il est désigné par le coefficient **λ** (sans unité) donné par

$$\boldsymbol{\lambda = \frac{\Omega_{tur}}{v} r_t}$$

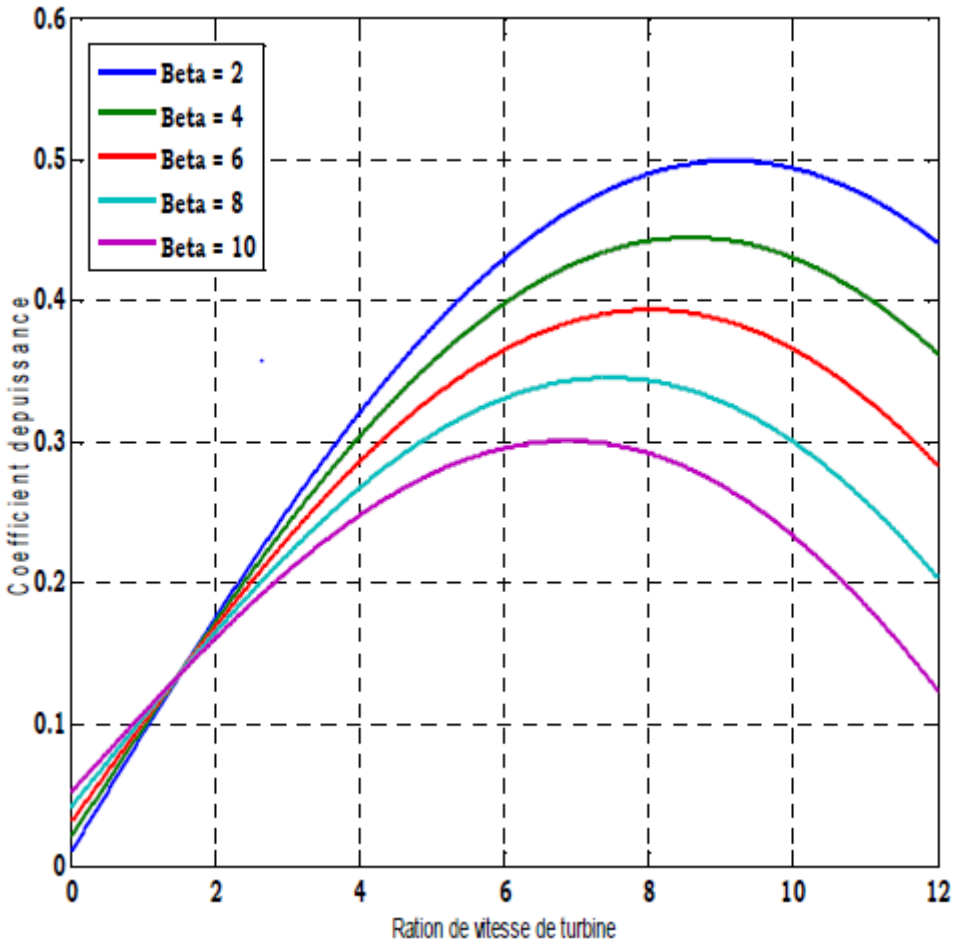


Fig. II.7. Coefficient aérodynamique en fonction du ratio de vitesse de la turbine λ

Rq: L'expression du coefficient de puissance a été approchée, pour le type de turbine Éolienne de 1.5 MW, par l'équation suivante :

$$C_p = 0.5 - 0.00167\left((\beta - 2)\right)\sin\frac{\pi\left((\lambda - 0.1)\right)}{18.5 - 0.3\left((\beta - 2)\right)} - 0.0018(\lambda - 0.1)(\beta - 2) \qquad \text{(II.17)}$$

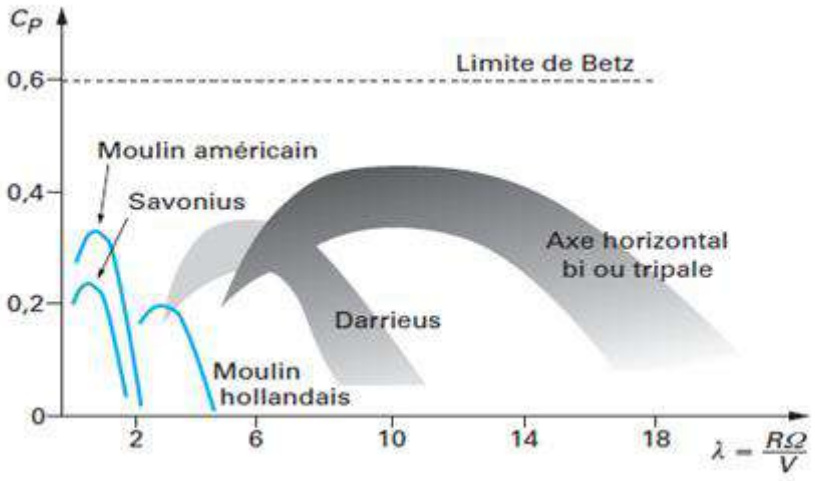


Fig. II.8. Classement des types d'éolienne

II.2.7. Le couple Aérodynamique:

Si la vitesse de la turbine est connue, le couple aérodynamique est donc directement déterminé par :

$$C_{aer} = \frac{P_{taer}}{\Omega_{tur}} = c_p(\lambda, \beta)\frac{\rho v S_b}{2}\frac{1}{\Omega_{tur}} \qquad \text{(II.18)}$$

II.2.8. La puissance éolienne (utile) :

Finalement la puissance électrique générée s'exprime comme un produit de la puissance du vent, qui représente l'énergie du vent à traversant les pales de l'éolienne à chaque seconde, et des différents rendements :

P éolienne=Pv x Cp xN_gxN_b

II.3. Modélisation du couplage mécanique entre la turbine et la génératrice

Les éléments mécaniques de l'aérogénérateur et les forces subies ou transmises à travers ces éléments sont nombreux. Il faut par conséquent faire un choix des éléments et des grandeurs liées à ces éléments que l'on souhaite intégrer dans le modèle [25].

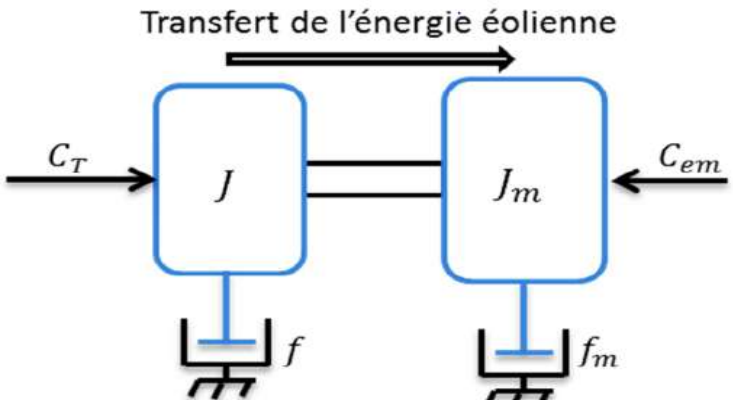


Fig. II.9. Le couplage mécanique entre la turbine et la machine électrique [25]

L'équation différentielle qui caractérise le comportement mécanique de l'ensemble turbine et génératrice est donnée par :

$$\Delta C = C_T - C_{méc} = (J + J_m)\left(\frac{d\Omega_T}{dt}\right) + (f + f_m).\Omega_T \quad \text{(II.19)}$$

Nous disposons uniquement des paramètres mécaniques de la machine et de l'inertie de la voilure. C'est pour cela que dans notre application, nous ne considérons que le coefficient de frottement associé à la génératrice (celui de la voilure n'est pas pris en compte) [25].

$$J_{T0} = J + J_m \approx J \text{ ET } f + f_m \approx f \quad \text{(II.20)}$$

Par suite, le modèle qui caractérise le comportement mécanique de la chaîne éolienne est donné par l'équation différentielle suivante:

$$C_T = C_{méc} + J\left(\frac{d\Omega_T}{dt}\right) + f.\Omega_T \quad \text{(II.21)}$$

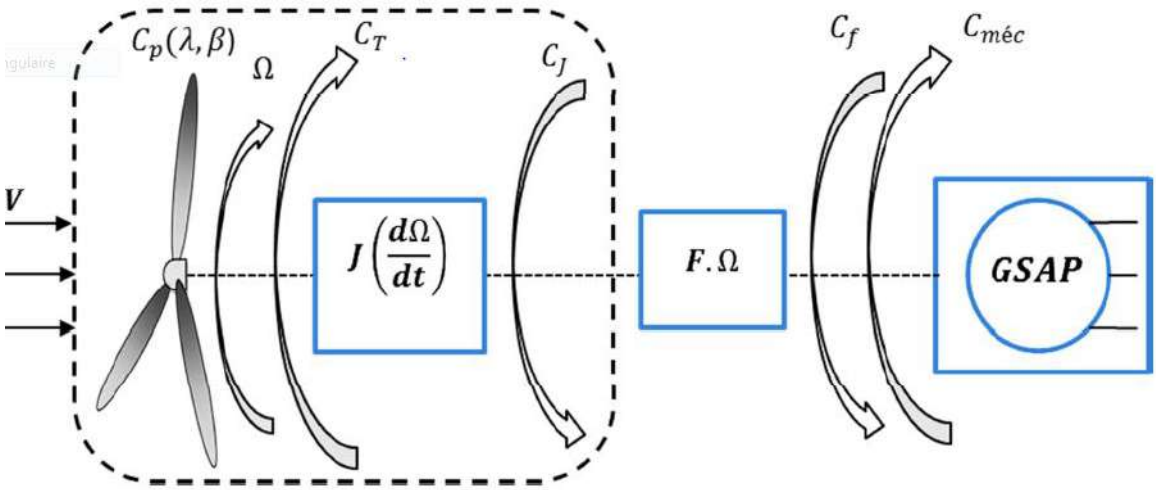


Fig. II.10.Schéma bloc d'une turbine éolienne [11].

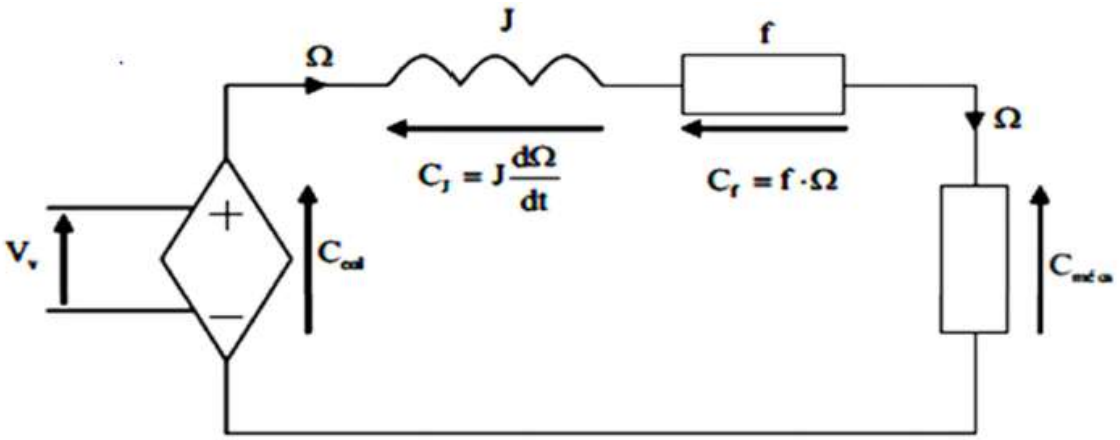


Fig. II. 11. Schéma électrique équivalent de la turbine éolienne [11]

L'équation mécanique qui gère un tel ensemble est donnée par :

$$\Delta C = C_T - C_{méc} = J\left(\frac{d\Omega_T}{dt}\right) + f\Omega_T \qquad \text{(II.22)}$$

D'où, après le réarrangement des termes, la valeur de la vitesse obtenue par :

$$\Omega_T = \frac{1}{J}\int(\Delta C - C_f)dt \qquad \text{(II.23)}$$

Ou : $C_f = f\Omega_T$

La Fig. II.12. Correspondant à cette modélisation de la turbine se déduit aisément des équations précédentes. Cette dernière génère le couple CT entrées de la turbine sont la vitesse du vent V, l'angle d'orientation des pales β, et la vitesse de rotation de la turbine ΩT. Le modèle de l'arbre décrit la dynamique de la vitesse de la turbine ΩT, il a donc deux entrées : le couple CT, le couple électromagnétique Cem fourni par la génératrice [23]. Le schéma montre que la vitesse de la turbine f0 peut être contrôlée par action sur deux entrées : l'angle de la pale β et le couple électromagnétique de la génératrice Cem. La vitesse du vent V est considérée comme une entrée perturbatrice à ce système [23].

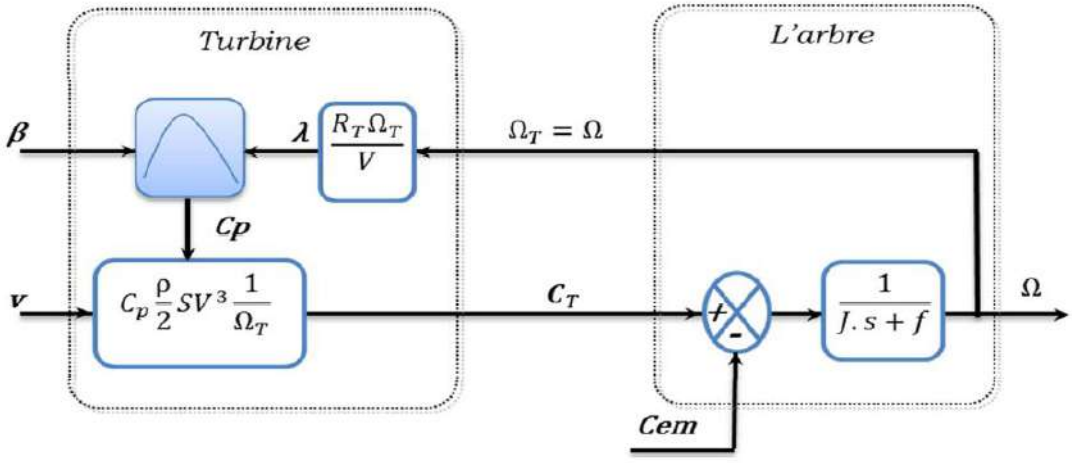


Fig. II.12. Schéma bloc du modèle de la turbine [23].

II.3.1. Simulation de la turbine

Les Fig. II.13 et II.16 présente la vitesse de veut et la vitesse de rotation de la turbine, ainsi les Fig. II.15 et II.14 présente le couple et la puissance à la sortie de la turbine à vide et pour une vitesse moyenne du vent égale à 7.5m/s et la Fig. II.17. la puissance et Vitesse mécanique de la turbine

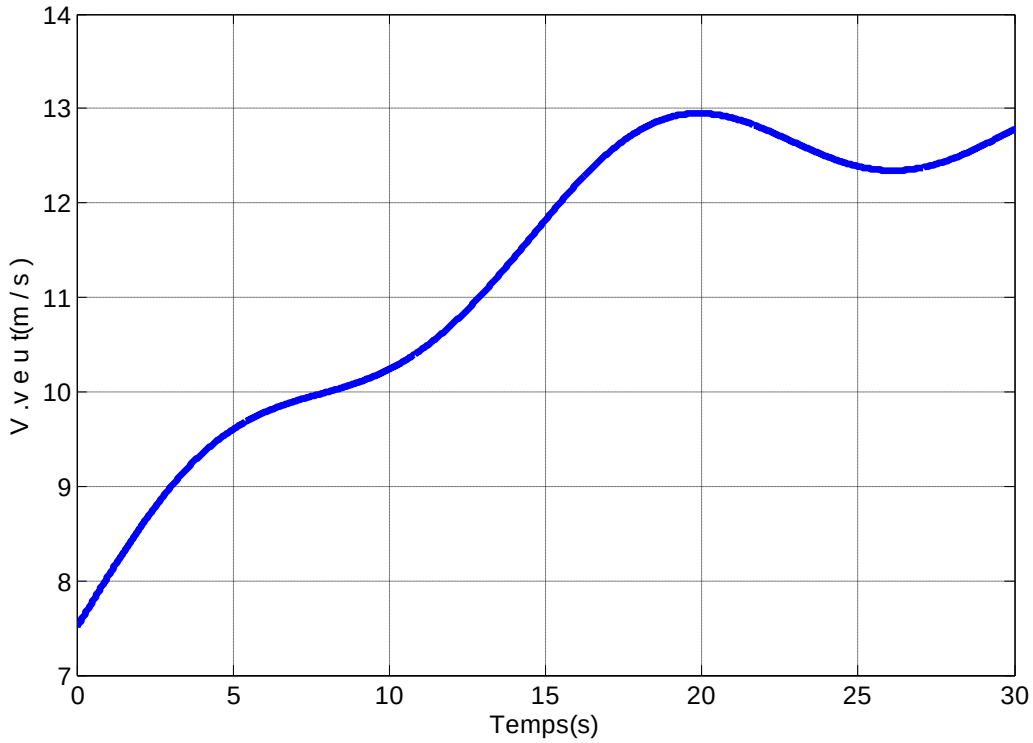


Fig. II.13. Représente le vent simulé avec une vitesse moyenne de 7,5 m/s.

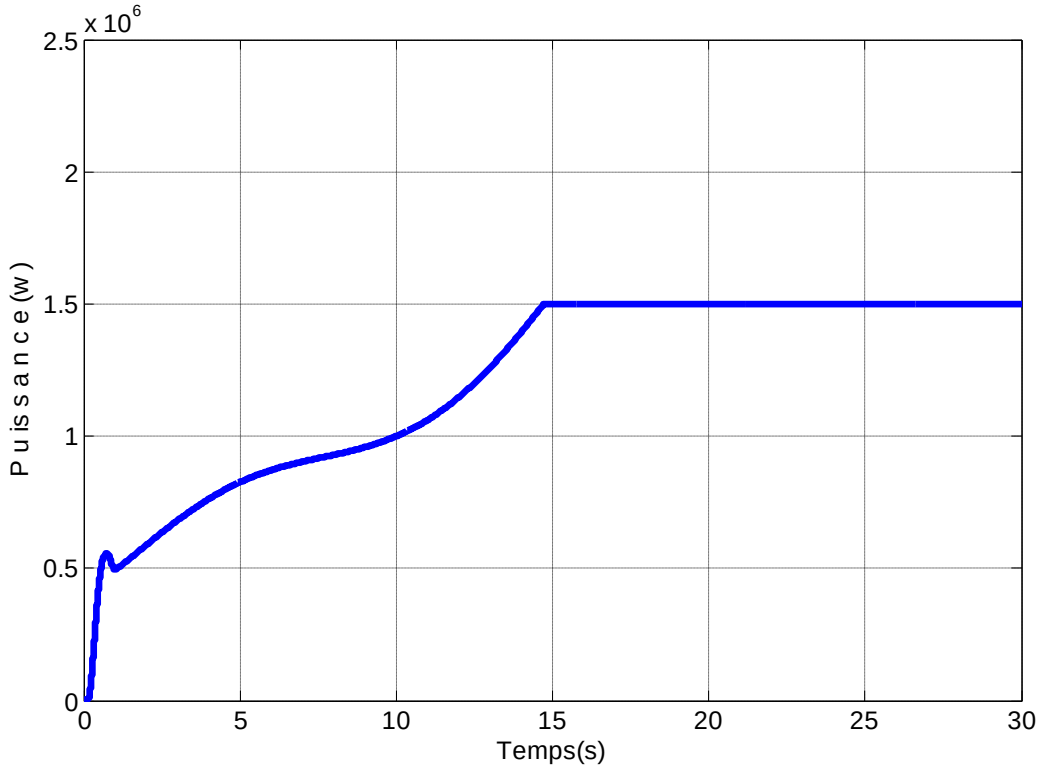


Fig.II.14. la puissance à la sortie de la turbine à vide

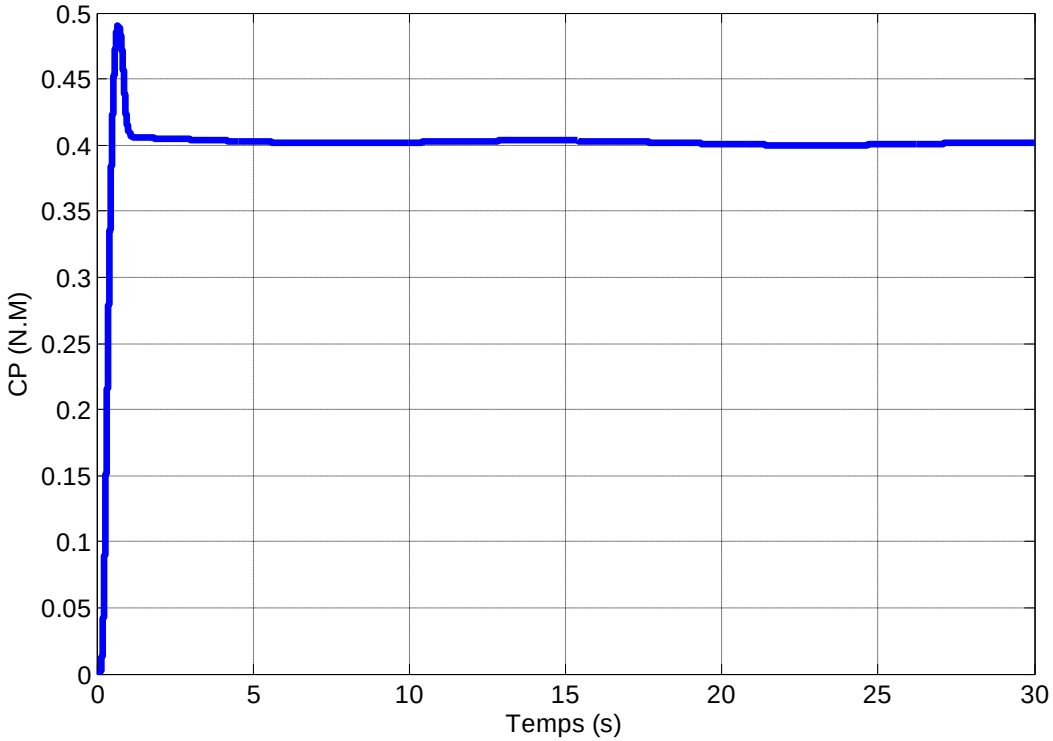


Fig. II. 15. Couple de puissance

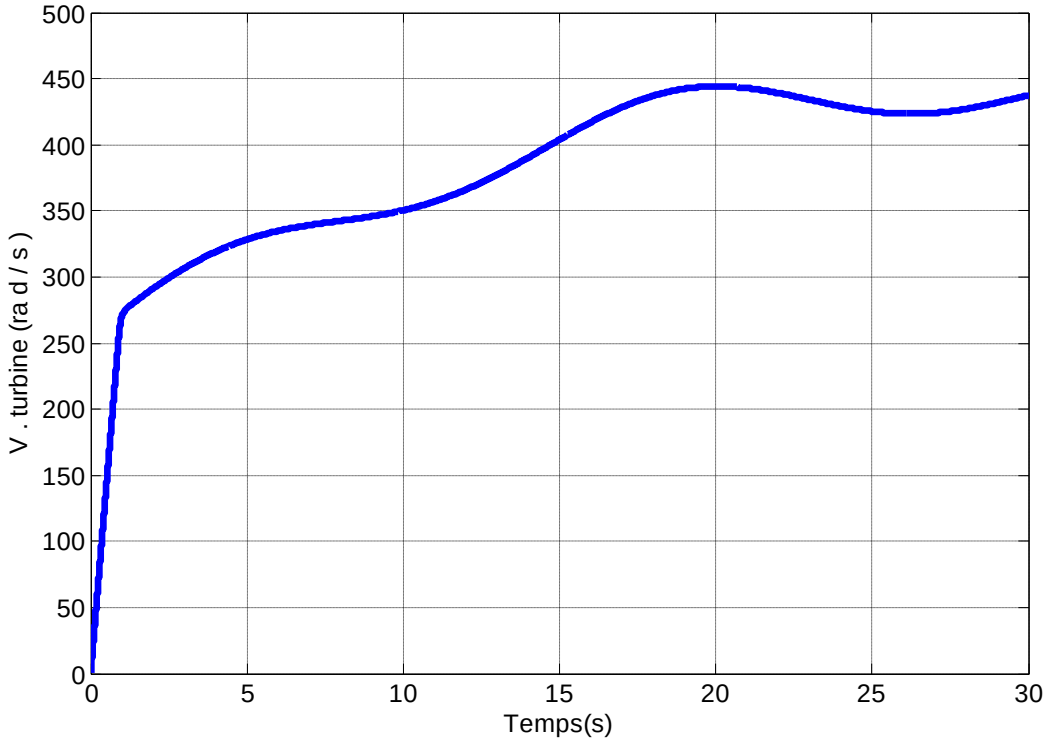


Fig. II. 16. Vitesse mécanique de la turbine

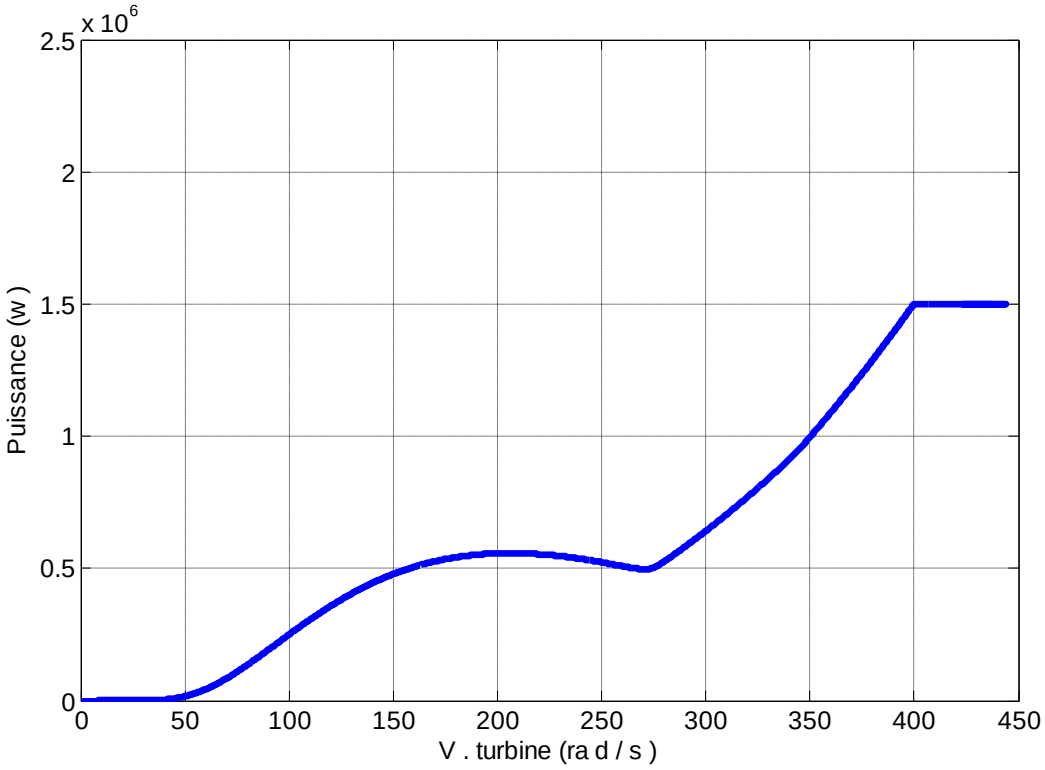


Fig. II.17. La puissance et Vitesse mécanique de la turbine

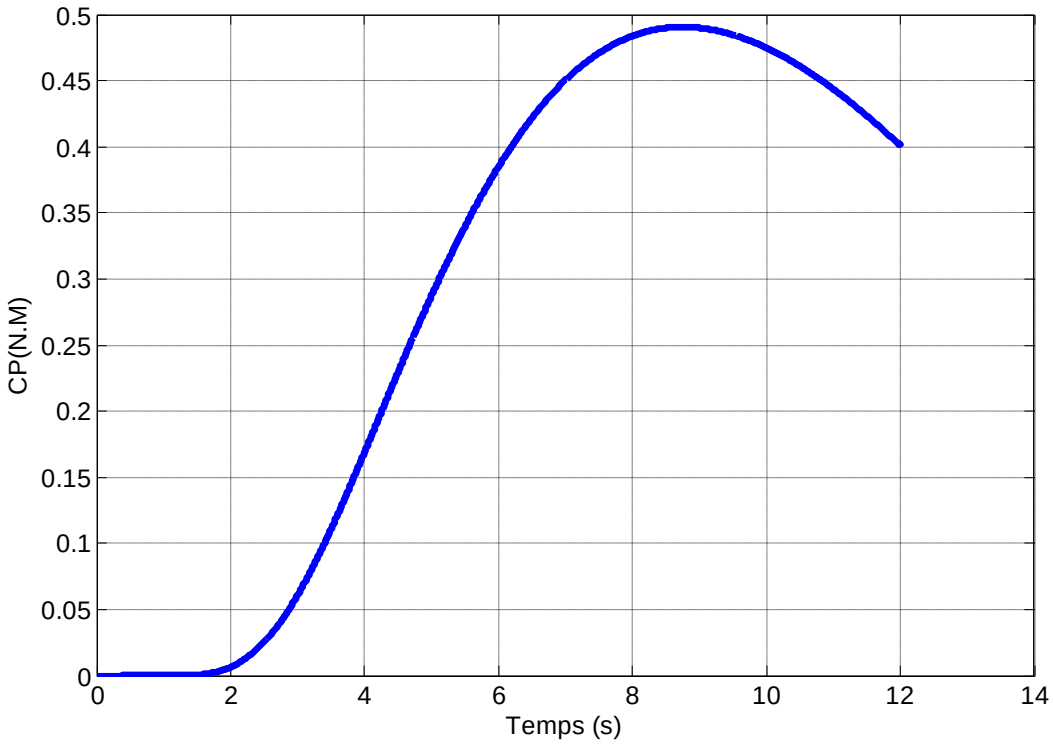


Fig. II.18. Caractéristique du Couple de puissance et λ

II.4.Modélisation et simulation de la génératrice synchrone à aimants permanents

II.4 1.Modélisation de la partie de conversion électromécanique

Les machines à aimants se développent de manière importante à l'heure actuelle, grâce à la mise au point d'aimants permanents de grande qualité, permettant l'obtention de couples massiques élevés. Lorsque le nombre de pôles est élevé, les puissances peuvent atteindre quelques centaines de kilowatts. Toutefois, leur domaine d'emploi privilégié reste dans des puissances plus petites (quelques dizaines de kilowatts), où l'aimant permanent permet d'obtenir, à taille égale, une induction dans l'entrefer plus élevée que les machines à rotor bobiné. Par ailleurs, l'emploi d'aimants permanents à la place de l'enroulement inducteur annule les pertes par effet joule au rotor et augmente le rendement [21]. Les machines synchrones à aimants permanents sont avec ou sans pièces polaires (pôles lisses ou saillants).
Le modèle analytique du machine synchrone à aimants permanents peut être déduit en adoptant un ensemble d'hypothèses simplificatrices usuelles données dans la majorité des références qu'il est bon de rappeler [21] [27] [28]:
- La répartition du champ inducteur dans l'entrefer ainsi que les forces magnétomotrices sont sinusoïdales;
- Le circuit magnétique est considéré linéaire (absence de saturation),
- L'effet d'amortissement au rotor est négligé,
- Les irrégularités de l'entrefer dues aux encoches statoriques sont ignorées,
- Les phénomènes d'hystérésis et les courants de Foucault sont négligés.
- Le rotor est supposé lisse du point de vue magnétique (MSAP sans pièces polaires) ;

- Les enroulements du stator sont par construction tous décalés d'un angle de «120» les un par rapport aux autres ;
- L'aimant est idéal, le flux magnétique émis par les aimants est constant;
- On néglige l'influence de la température sur les résistances des enroulements; Nous définissons les axes suivants :

- □ Les axes « Oa », « Ob» et « Oc » sont les axes respectifs des trois enroulements «a », « b » et« c » du stator.
- □ L'axe 'od' est l'axe du rotor, et l'axe 'oq' est situé entre deux pôles (Fig. II.10). D'un point de vue électrique, ces deux axes sont en quadrature. En effet, les angles mécaniques et électriques sont liés par le nombre de paires de pôles :

$$\Omega = \frac{\omega_s}{P} = 2\pi.\frac{f_s}{P} \quad \text{Soit} \quad \theta_{méc} = {}^{\theta_{élec}}/_{P} \qquad \text{(II.24)}$$

Et ces deux axes sont liés au rotor et tournent avec lui.

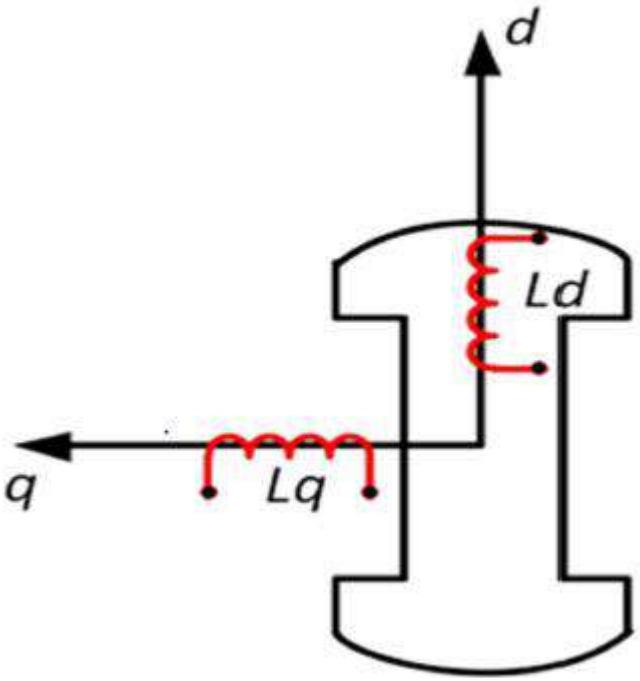


Fig. II.19.Représentation de la MSAP dans le repère (d, q) de Park

II.4.2. Equations électriques dans le repère (abc)

Les équations de tensions des phases statoriques servent au point de départ pour l'élaboration du modèle dynamique de la machine synchrone à aimants permanents. La structure électrique d'une MSAP triphasée est constituée au stator d'un enroulement triphasé représenté par les trois axes (a, b, c) décalés, l'un par rapport à l'autre, d'un angle de 120° électrique, ainsi que l'illustre la Fig. II.20, et au rotor des aimants permanents assurant son excitation. Il est important de noter ici que le grand avantage des machines synchrones à aimants permanents

est l'absence de bobinage au rotor et, par conséquent, l'absence de contacts glissants et de perte joules au rotor. En revanche, l'inconvénient majeur réside dans le fait qu'on perd toute possibilité de réguler le courant inducteur. Ceci rend très difficile de faire fonctionner la machine en survitesse. On doit alors imposer des courants statoriques qui affaiblissent le flux rotorique [21].

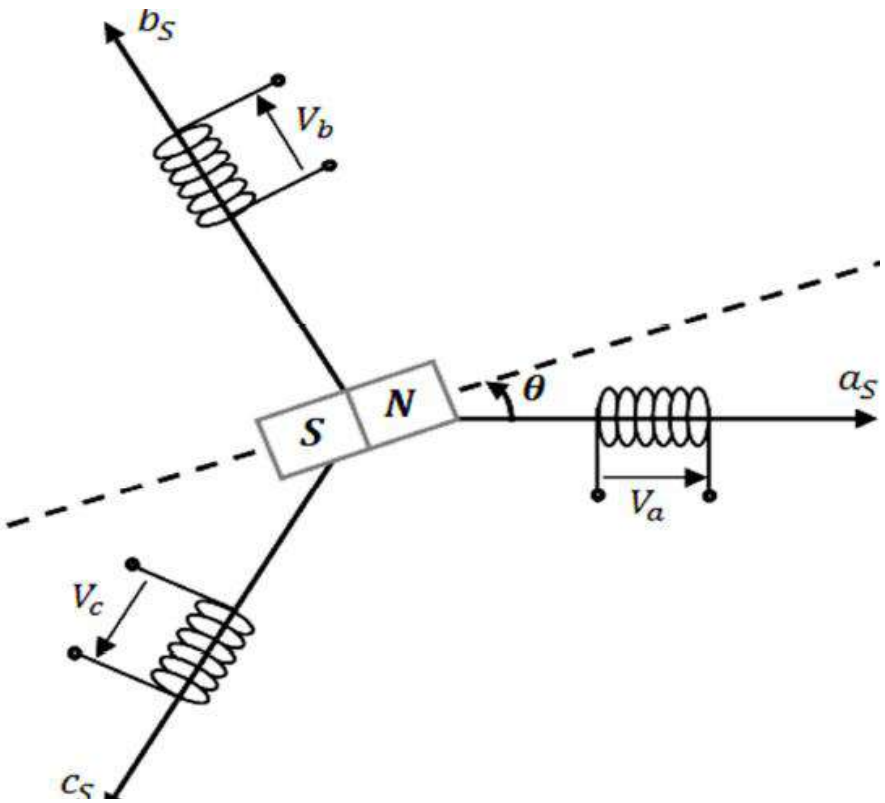


Fig. II.20. Représentation d'une MSAP dans le repère (abc).

Le point de départ dans l'étape de l'élaboration du modèle électrique de la machine consiste à modéliser le circuit des enroulements de phases illustrés dans la Fig. II.21. Cette Figure définit les tensions de phase, V_a, V_b et V_c et les courants instantanés i_a, i_b et i_c circulant dans ces phases ainsi que les FEM induites. Le point neutre du circuit en question est défini par la tension v_n et la résistance électrique d'une phase dans l'enroulement est désignée par R_s. A partir de la Fig. II.19, quatre équations de base peuvent être trouvées:

$$i_a + i_b + i_c = 0 \qquad \text{(II.25)}$$

Les tensions s'expriment en fonction des courants et des flux par les équations suivantes:

$$\begin{cases} V_a = R_s . i_a + \frac{d}{dt}\varphi_a \\ V_b = R_s . i_b + \frac{d}{dt}\varphi_b \\ V_c = R_s . i_c + \frac{d}{dt}\varphi_c \end{cases} \quad \text{(II.26)}$$

La mise sous forme matricielle est donnée par :

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} R_s \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \frac{d}{dt}\begin{bmatrix} \varphi_a \\ \varphi_b \\ \varphi_c \end{bmatrix} \quad \text{(II.27)}$$

Dans ces équations, φ_{abc} correspond au flux magnétique total induit à travers chacun des bobinages n = a, b ou c. Le flux total dans chaque phase peut être écrit par les équations qui suivent:

$$\begin{cases} \varphi_a = L_s i_a + M i_b + M i_c + \varphi_f . \cos\theta \\ \varphi_b = M i_a + L_s i_b + M i_c + \varphi_f . \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \varphi_c = M i_a + M i_b + L_s i_c + \varphi_f . \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \end{cases} \quad \text{(II.28)}$$

$$<=> \begin{cases} \varphi_a = L_S i_a + M i_a - M i_a + M i_b + M i_c + \varphi_f . \cos(\theta) \\ \varphi_b = M i_a + M i_b - M i_b + L_s i_b + M i_c + \varphi_f . \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \varphi_c = M i_a + M i_b - M i_c + M i_c + L_s i_c + \varphi_f . \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \end{cases} \quad \text{(II.29)}$$

$$<=> \begin{cases} \varphi_a = (L_S - M) i_a + \varphi_f . \cos(\theta) \\ \varphi_b = (L_s - M) i_b + \varphi_f . \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \varphi_c = (L_s - M) i_c + \varphi_f . \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \end{cases} \quad \text{(II.30)}$$

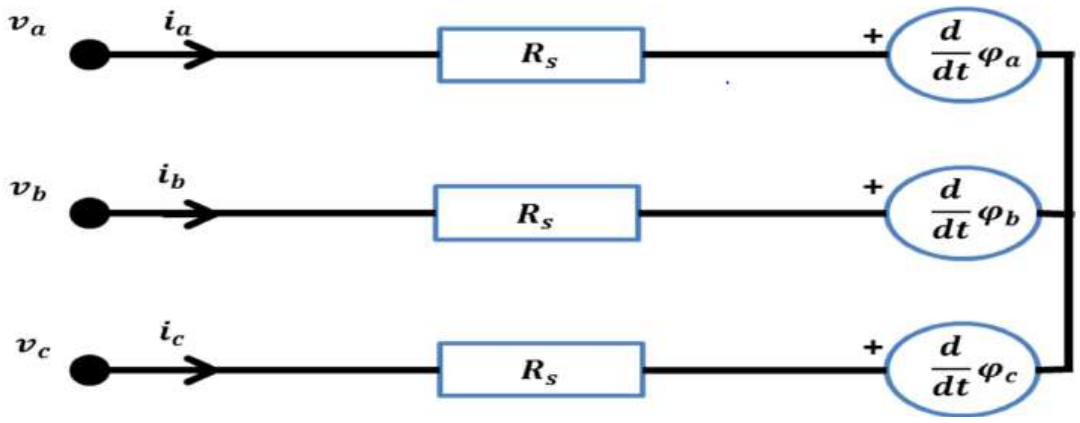


Fig. II.21. Structure électrique du stator d'une MSAP [29].

Les enroulements statoriques de la machine synchrone sont connectés en étoile à neutre isolé, ce qui explique l'inexistence de la composante homopolaire et même, s'il existe une composante homopolaire de tension ou flux, elle n'intervient pas dans le couple. Le comportement de la machine est donc représenté par deux variables indépendantes.

Equations électriques dans le repère de Park (d q)

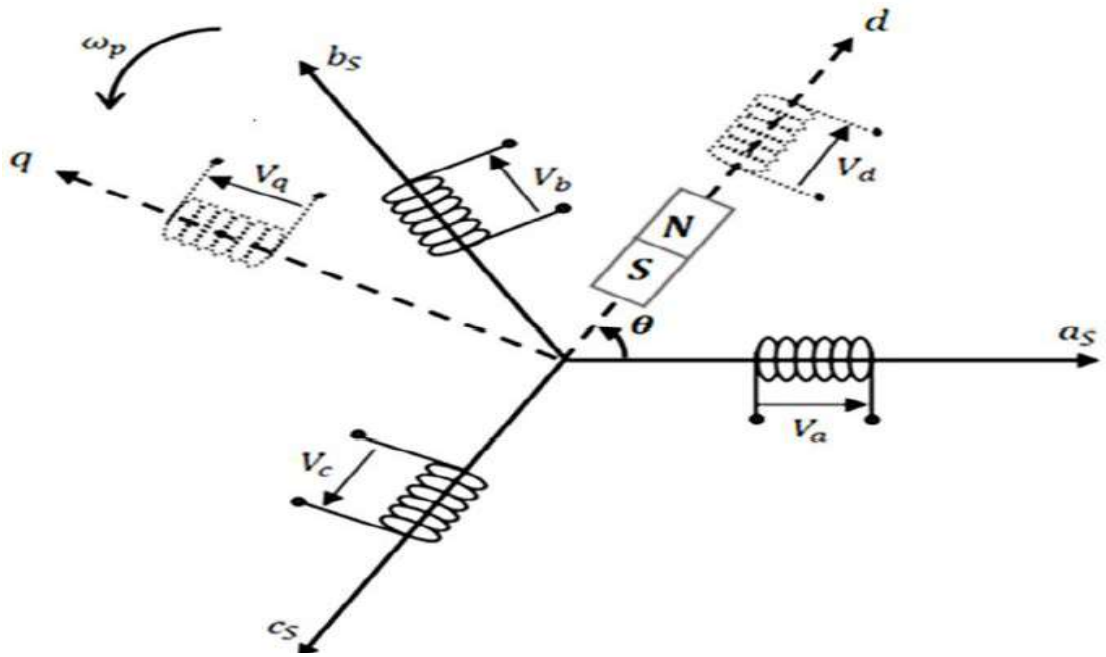


Fig. II.22. Représentation d'une MSAP dans le repère (d q).

Afin de simplifier le modèle dynamique de la machine, on applique un changement de repère. Ce passage mathématique, transforme les trois bobines statoriques fixes déphasées de 2π/3 en deux bobines fictives équivalentes déphasées de π/2 et situées sur le rotor, l'axe d se situe sur le même axe que celui de l'aimant permanent (Fig. II.22). Les deux bobines sur les axes (d, q) tournent avec le rotor, produisant le même effet que les trois bobines fixes. Les variations exprimées dans ce nouveau repère (d, q), nous permettent de passer du repère naturel au repère de Park, et d'avoir ainsi un modèle relativement simple de la machine [21]**.** En réalité, la transformation de Park n'est qu'une rotation de la transformation de Clark (conservation des amplitudes) ou bien de Concordia (conservation des puissances ou Park modifiée) définie par la matrice « [P (θ_p)] » reliant les grandeurs des deux domaines « abc » et « dq » par l'équation :

$$X_{dq} = \left[P\left(\theta_p\right)\right].X_{abc} => X_{abc} = [P(\theta_P)]^{-1}.X_{odq} \quad \text{(II.31)}$$

$$P(\theta_P) = \sqrt{\frac{2}{3}}\begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos(\theta_P) & \cos\left(\theta_P - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_P - \frac{4\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta_P) & -\sin\left(\theta_P - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_P - \frac{4\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad \text{(II.32)}$$

On a $P(\theta_p)$ étant orthogonale : Donc $[P(\theta_p)]^{-1} = [P(\theta_p)]^t$

$$[P(\theta_p)]^t = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_p) & -\sin(\theta_p) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad \text{(II.33)}$$

$$\left[[V_{abc}] = R_s[i_{abc}] + \frac{d}{dt}[\varphi_{abc}] = [P(\theta_p)]^{-1}.[V_{dq}]\right] \quad \text{(II.34)}$$

$$[P(\theta_P)]^{-1}.[V_{dq}] = [P(\theta_P)]^{-1}.R_s[i_{dq}] + \frac{d\{[P(\theta_P)]^{-1}.[\varphi_{dq}]\}}{dt} \quad \text{(II.35)}$$

$$= [P(\theta_P)]^{-1}.R_s[i_{dq}] + \left(\frac{d[P(\theta_P)]^{-1}}{dt}[\varphi_{dq}] + [P(\theta_P)]^{-1}\frac{d[\varphi_{dq}]}{dt}\right) \quad \text{(II.36)}$$

Produit droite /gauche fois $[P(\theta_P)]$

$$[V_{dq}] = R_s[i_{dq}] + P(\theta_p)\left(\frac{d[P(\theta_P)]^{-1}}{dt}[\varphi_{dq}] + [P(\theta_P)]^{-1}\frac{d[\varphi_{dq}]}{dt}\right) \quad \text{(II.37)}$$

$$[V_{dq}] = R_s[i_{dq}] + \frac{d[\varphi_{dq}]}{dt} + P(\theta_p)\left(\frac{d[P(\theta_P)]^{-1}}{dt}\right)[\varphi_{dq}] \quad \text{(II.38)}$$

Calculons maintenant les termes de matrice «A » tel que :

$$A = P(\theta_p).\left(\frac{d[P(\theta_P)]^{-1}}{dt}\right) \quad \text{(II.39)}$$

$$\left(\frac{d[P(\theta_P)]^{-1}}{dt}\right) = \frac{d\left\{\sqrt{\frac{2}{3}}\begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos(\theta_p) & -\sin(\theta_p) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \cos\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) \end{bmatrix}\right\}}{dt}$$

$$= \sqrt{\frac{2}{3}}.\theta_p \begin{bmatrix} 0 & -\sin(\theta_p) & -\cos(\theta_p) \\ 0 & -\sin\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) \\ 0 & -\sin\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad \text{(II.40)}$$

$$A = \frac{2}{3}\theta_p \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos(\theta_p) & \cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta_p) & -\sin\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & -\sin(\theta_p) & -\cos(\theta_p) \\ 0 & -\sin\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) \\ 0 & -\sin\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad \text{(II.41)}$$

Le système étant équilibré :$A_{12} = A_{22} = 0$ et $A_{11} = A_{21} = A_{31} = 0$

$$A_{22} = -\frac{1}{2}\left(2.\sin(\theta_p)\cos(\theta_p) + 2\sin\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right)\cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right) + 2\sin\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right)\cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right)\right)$$

$$= -\frac{1}{2}\left(\sin(2\theta_p) + \sin\left(2\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right)\right) + \sin\left(2\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right)\right)\right) = -A_{33} = 0 \quad \text{(II.42)}$$

$$A_{23} = -\left\{(\cos(\theta_p))^2 + (\cos\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right))^2 + (\cos\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right))^2\right\}$$

$$= -\left\{\frac{1+\cos(2\theta_p)}{2} + \frac{1+\cos\left(2\left(\theta_p - \frac{2\pi}{3}\right)\right)}{2} + \frac{1+\cos\left(2\left(\theta_p - \frac{4\pi}{3}\right)\right)}{2}\right\} = -\frac{3}{2} = -A_{32} \quad \text{(II.43)}$$

D'où la matrice « A »sera :

$$A = \omega_p \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad \text{(II.44)}$$

$$[\varphi_{dq}] = [P(\theta_p)].[\varphi_{abc}] = [P(\theta_p)]\left\{[L_s - M][i_{abc}] + \begin{bmatrix} \varphi_f \cos(\theta) \\ \varphi_f.\cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \varphi_f.\cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \end{bmatrix}\right\} \quad \text{(II.45)}$$

$$= L_d[i_{dq}] + \sqrt{\frac{2}{3}}\begin{bmatrix} 0 \\ \frac{3}{2}\varphi_f \\ 0 \end{bmatrix}, \text{avec: } L_d = L_q = (L_s - M) \quad \text{(II.46)}$$

$$A.[\varphi_{dq}] = \omega_p \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} 0 \\ L_d i_d + \sqrt{\frac{3}{2}} \varphi_f \omega_p \\ L_q i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ -L_q i_q \omega_p \\ L_d i_d \omega_p + \sqrt{\frac{3}{2}} \varphi_f \omega_p \end{bmatrix} \quad \text{(II.47)}$$

D'où les équations électriques dans le plan «d q» s'écrivent :

$$\begin{cases} V_d = R_s . i_d + L_d \frac{di_d}{dt} - L_q i_q \omega_p . \\ V_q = R_s . i_q + L_q \frac{di_q}{dt} - L_d i_d \omega_p + \sqrt{\frac{3}{2}} \varphi_f . \omega_p . \end{cases} \quad \text{(II.48)}$$

Les circuits électriques équivalents de la MSAP peuvent être représentés comme suit :

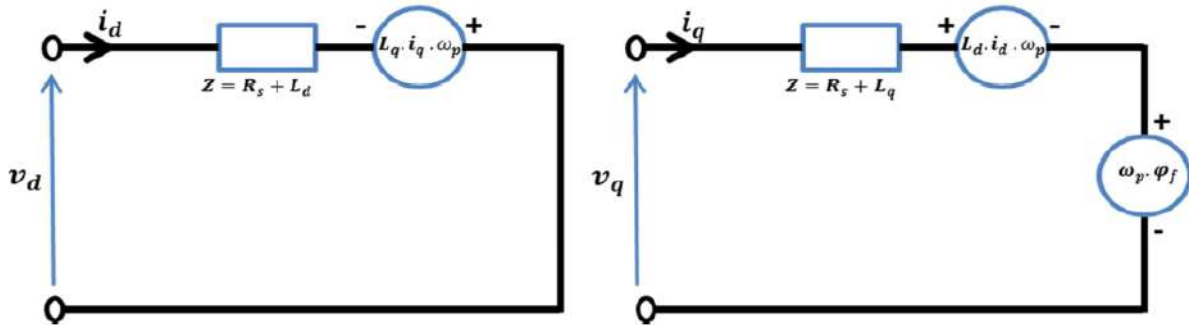


fig. II.23. circuit équivalent de MSAP –convention moteur

Le modèle électrique d'une «MSAP» en fonctionnement générateur est reproduit à partir du modèle de la machine en mode moteur, en inversant le sens des courants« i_d » et « i_q » dans les repères de Park, le modèle de la génératrice synchrone à aimants permanents ainsi obtenu, peut s'écrire sous la forme suivante [12].

$$\begin{cases} V_d = -R_s . i_d - L_d \frac{di_d}{dt} + L_q . i_q . \omega_p \\ V_q = -R_s . i_q - L_q \frac{di_q}{dt} + L_d . i_d . \omega_p + \sqrt{\frac{3}{2}} \varphi_f \omega_p \end{cases} \quad \text{(II.49)}$$

$\left(\sqrt{\frac{1}{2}}\ \varphi_f . \omega_p\right)$: force électromotrice induite seulement sur l'axe « q ». $(L_d i_d \omega_d)$ et $(L_q i_q \omega_q)$: Termes de couplage entre les axes (termes de non linéarité).

II.4.3. Equation du couple électromagnétique

La transformation de Park modifiée utilisée, conserve la puissance dans les deux domaines (abc) et (dq). De ce fait, la puissance électrique sera la même.

$$P_{abc}(t) = P_{aq}(t) \quad \text{(II.50)}$$

$$P_{aq}(t) = \left(V_d I_d + V_q I_q\right) = \left[-R_s\left(i_d^2 + i_q^2\right) - \left(i_d . L_d \frac{di_d}{dt} + i_q . L_q \frac{di_q}{dt}\right) + \sqrt{\frac{3}{2}}\varphi_f \omega_p . i_q\right] \quad (II.51)$$

$R_s\left(i_d^2 + i_q^2\right)$: présente les pertes par effet joule dans le stator.

$\left(i_d \frac{d\varphi_d}{dt} + i_q \frac{d\varphi_q}{dt}\right)$: Représente la variation de l'énergie magnétique emmagasinée dans les enroulements du stator.

$\sqrt{\frac{3}{2}}\varphi_f . \omega_p . i_q$: Présente la puissance électromagnétique dans le plan (d q).

$$P_e(abc) = C_{em} . \Omega/_{\Omega} = {}^{\omega_p}/_{P} \quad (II.52)$$

$$\text{et} \quad P_e(dq) = \sqrt{\frac{3}{2}}\varphi_f . \omega_p . i_q \quad (II.53)$$

$$P_e(abc) = P_e(dq) \Leftrightarrow C_{em}\,\Omega = \sqrt{\frac{3}{2}}\varphi_f . \omega_p . i_q \quad (II.54)$$

$$\Leftrightarrow C_{em} = \sqrt{\frac{3}{2}}\varphi_f . \omega_p . i_q \quad (II.55)$$

En négligeant les variations des courants statoriques [12], le modèle complet de la GSAP sera régi par le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} V_d = R_S . i_d + L_q . i_q . \omega_p \\ V_q = -R_S . i_q - L_d . i_d . \omega_p + \sqrt{\frac{3}{2}} . \varphi_f . \omega_p \\ C_{em} = \sqrt{\frac{3}{2}} . P . \varphi_f . \omega_p \\ C_m - C_{em} - C_f = j\frac{d\Omega}{dt} \end{cases} \quad (II.56)$$

- $C_f = f.\Omega$: Couple de frottement

Parfois, dans d'autres notations, le couple électromagnétique est multiplié par le terme «3/2» au lieu du terme «√3/2 », cette différence est due à la transformation adoptée : Park modifiée (conservation des puissances « Concordia + rotation ») ou Park (conservation des amplitudes « Clarke + rotation »). Ce rapport de «√3/2» entre les deux représentations est égal au rapport entre le gain de la matrice de Concordia et celui de Clarke :

$$X_{\alpha\beta}(\text{Concordia}) = \sqrt{\frac{3}{2}} . X_{\alpha\beta}(\text{Clarke}) \quad (II.57)$$

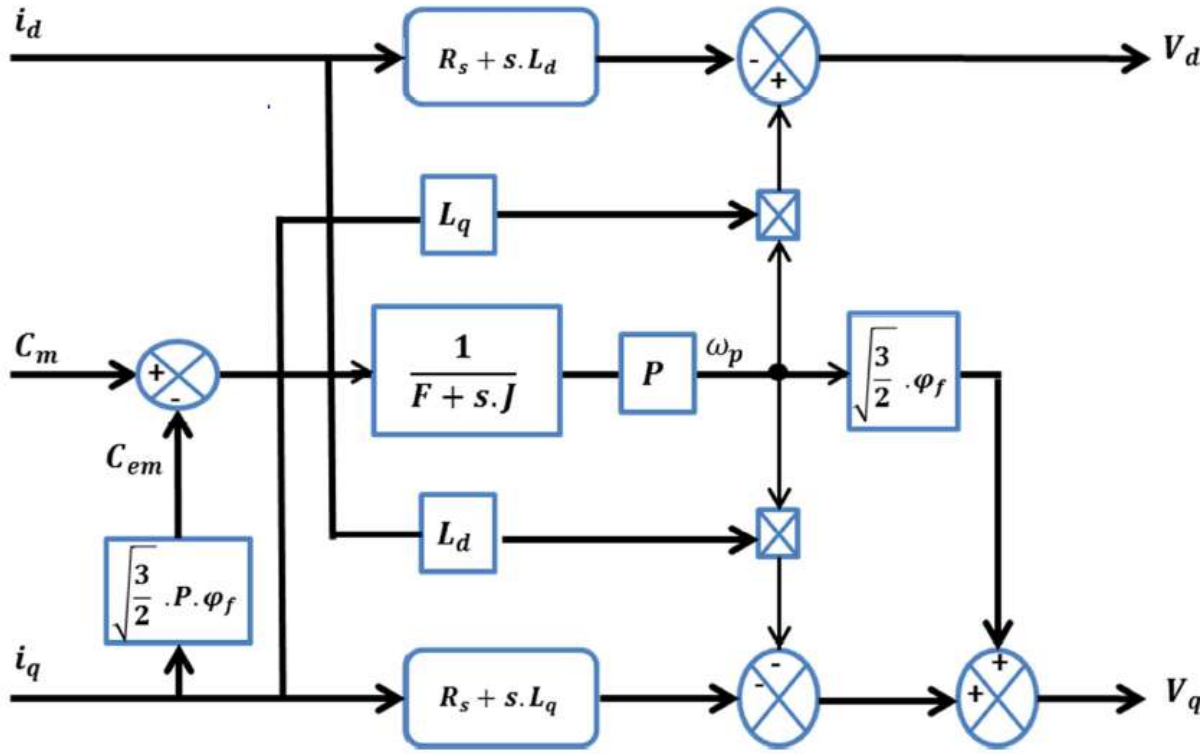
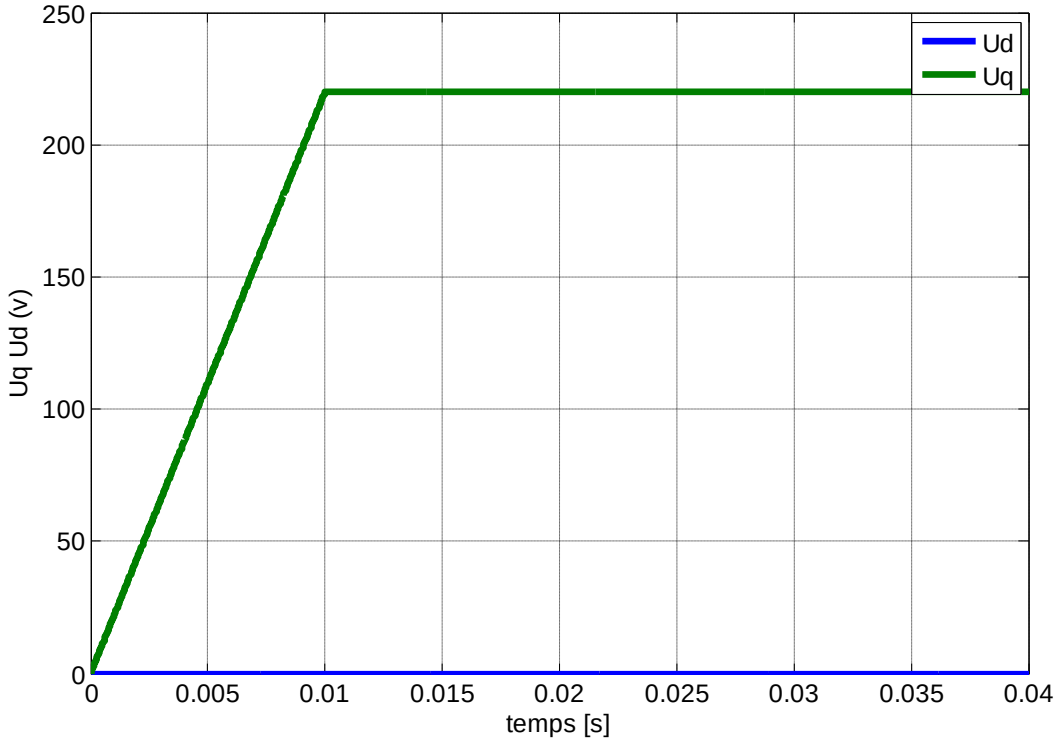


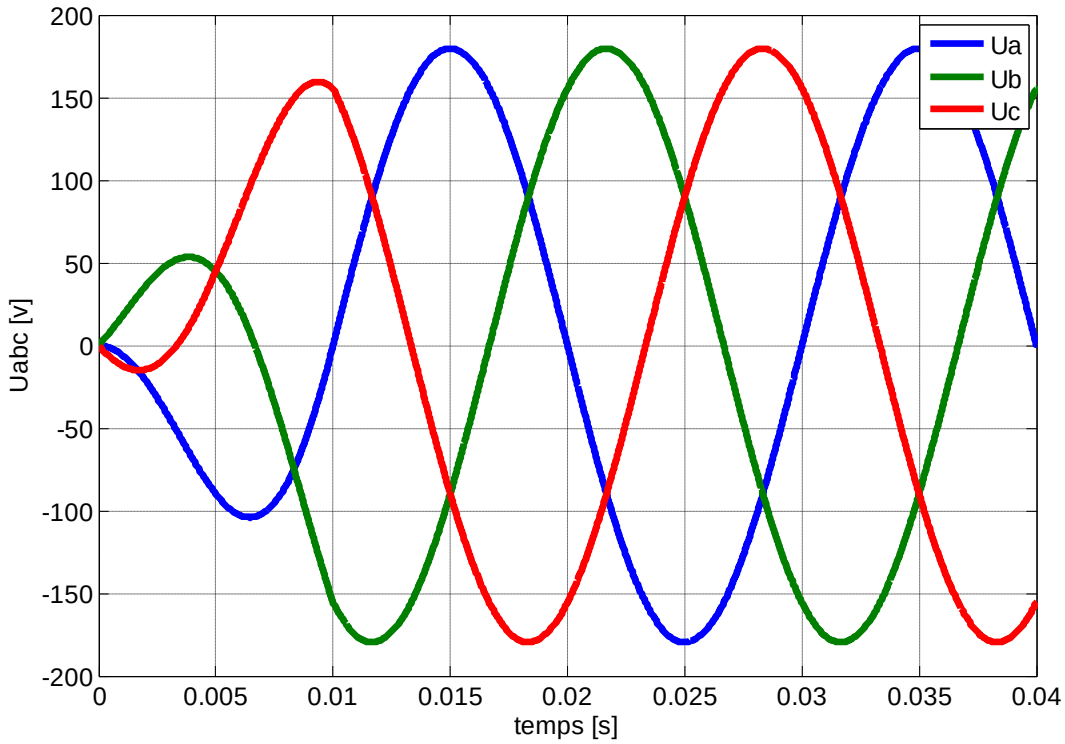
Fig. II.24 : Schéma bloc du modèle de la GSAP dans le repère d q

II.4.4 .Simulation de la GSAPà vide

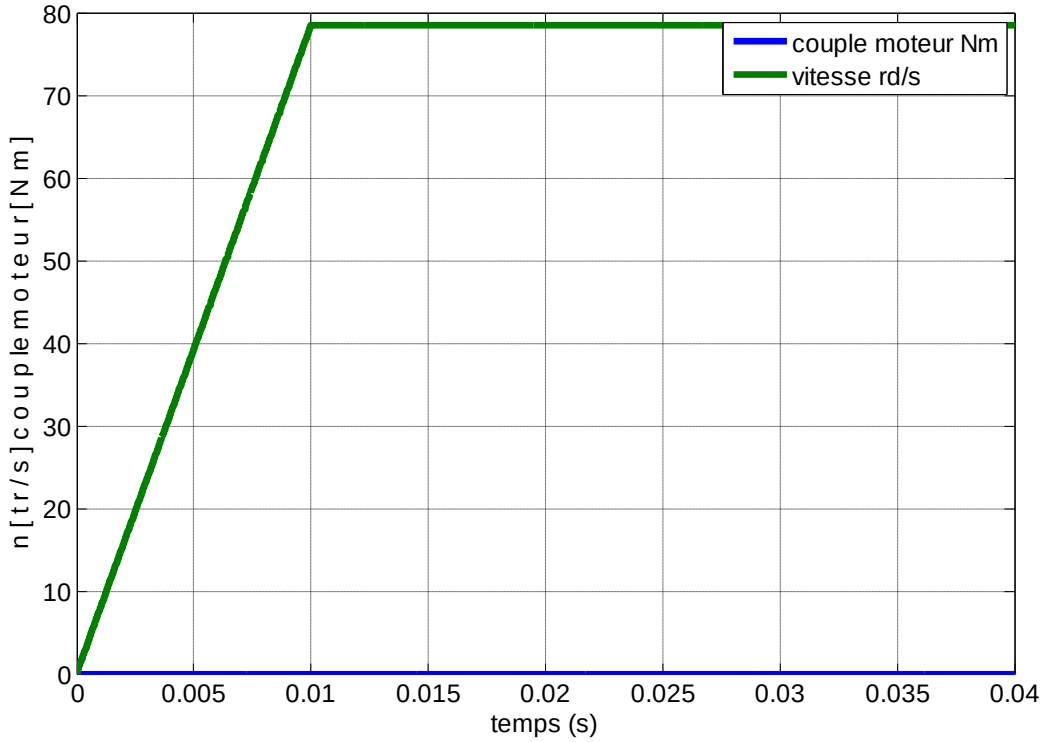
On fait lancer la génératrice à l'aide d'un couple moteur égale à 6.28Nm pour une durée de 0.01s, puis, on la laisse tourner librement. Etant donné que le frottement considéré dans ce cas est nul, on constate d'après la figure (Fig. II.25) que la vitesse est stabilisée à une valeur de 78.5 rad/s, et les tensions de phases sont parfaitement sinusoïdales avec une crête de 55V et une fréquence de 50Hz.



A : Composantes Ud et Uq



B : Tension statoriques.



C : Vitesse de rotation et couple moteur

Fig.II.25. Résultats de simulation de la génératrice à aimants permanents à vide

II.4.5. Modélisation de la génératrice en charge

La génératrice alimente une charge électrique (Rch-Lch). Pour avoir les tensions et les courants résultats de l'application de cette charge sur la génératrice, on applique d'une part, les équations données par (IV.14), et d'autre part, l'application des tensions Ud et Uq sur la charge donne :

$$\begin{cases} U_d = R_{ch} I_d + L_{ch} \frac{dI_d}{dt} - \omega L_{ch} I_q \\ U_q = R_{ch} I_q + L_{ch} \frac{dI_q}{dt} + \omega L_{ch} I_d \end{cases} \quad \text{(II.58)}$$

En remplaçant les expressions de Ud et Uq dans (II.18), on aura le système suivant :

$$\begin{cases} 0 = -(R_s + R_{ch}) I_d - (L_d + L_{ch}) \frac{dI_d}{dt} \omega (L_q + L_{ch}) I_q \\ 0 = -(R_s + R_{ch}) I_q - (L_q + L_{ch}) \frac{dI_q}{dt} \omega (L_d + L_{ch}) I_d + \omega \varphi_f \end{cases} \quad \text{(II.59)}$$

En introduisant la transformée de LAPLACE dans les équations ci-dessus, elles deviennent :

$$\begin{cases} SI_d = \frac{1}{(L_d + L_{ch})}\left[-(R_s + R_{ch})I_d + \omega\left(L_q + L_{ch}\right)I_q\right] \\ SI_q = \frac{1}{(L_q + L_{ch})}\left[-(R_s + R_{ch})I_q - \omega(L_d + L_{ch})I_d + \omega\varphi_f\right] \end{cases} \quad (II.60)$$

Considérons le flux d'excitation φ_f f comme grandeur de commande, et les courants I_d, I_q comme variables d'états.

II.4.5.1. Equation d'état

On cherche à obtenir un système d'équation sous forme d'équation d'état :

$$\frac{d}{dt}[x] = [A][x] + [B][v] \quad (II.61)$$

$$[x] = [I_d\ I_q]^t, [v] = [0\ \varphi\ f]^t \quad (II.62)$$

Les équations (II.60), peuvent s'écrire sous la forme matricielle (II.63).

$$\begin{bmatrix} \dot{I}_{ds} \\ \dot{I}_{qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{R_s + R_{ch}}{L_d + L_{ch}} & \omega\frac{L_q + L_{ch}}{L_d + L_{ch}} \\ -\omega\frac{L_d + L_{ch}}{L_q + L_{ch}} & \frac{R_s + R_{ch}}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{\omega\varphi_f}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} \quad (II.63)$$

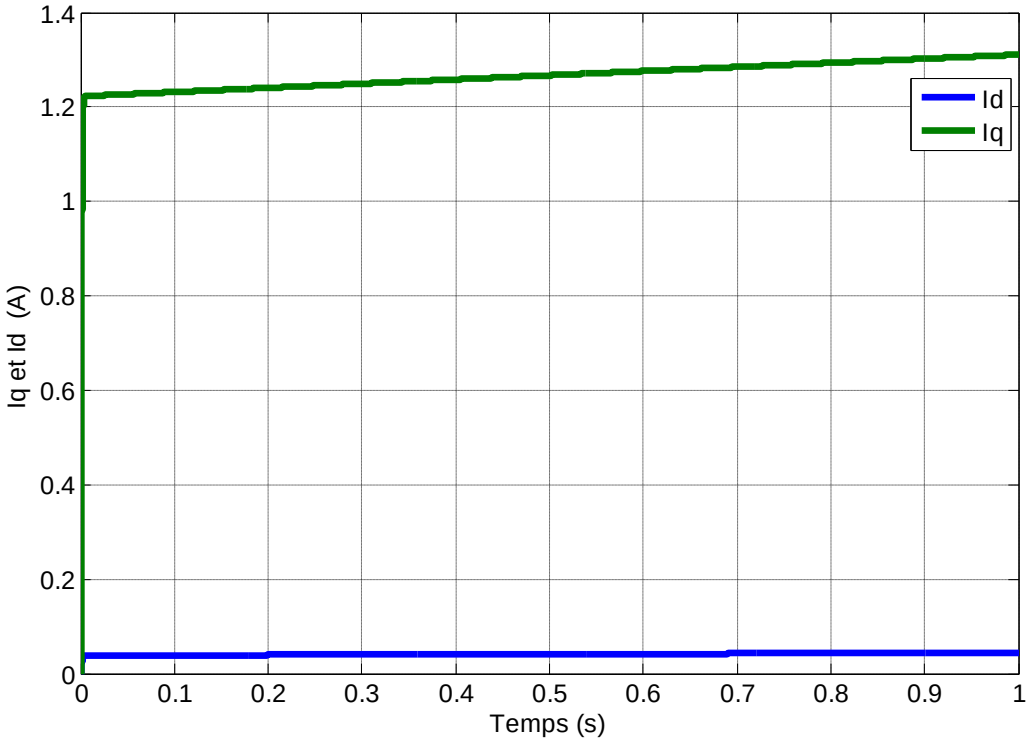
On peut écrire les matrices [A] et [B] sous la forme :

$$[A] = \begin{bmatrix} -\frac{R_s + R_{ch}}{L_d + L_{ch}} & 0 \\ 0 & -\frac{R_s + R_{ch}}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} + \omega \begin{bmatrix} 0 & \frac{L_q + L_{ch}}{L_d + L_{ch}} \\ -\frac{L_d + L_{ch}}{L_q + L_{ch}} & 0 \end{bmatrix} \quad (II.64)$$

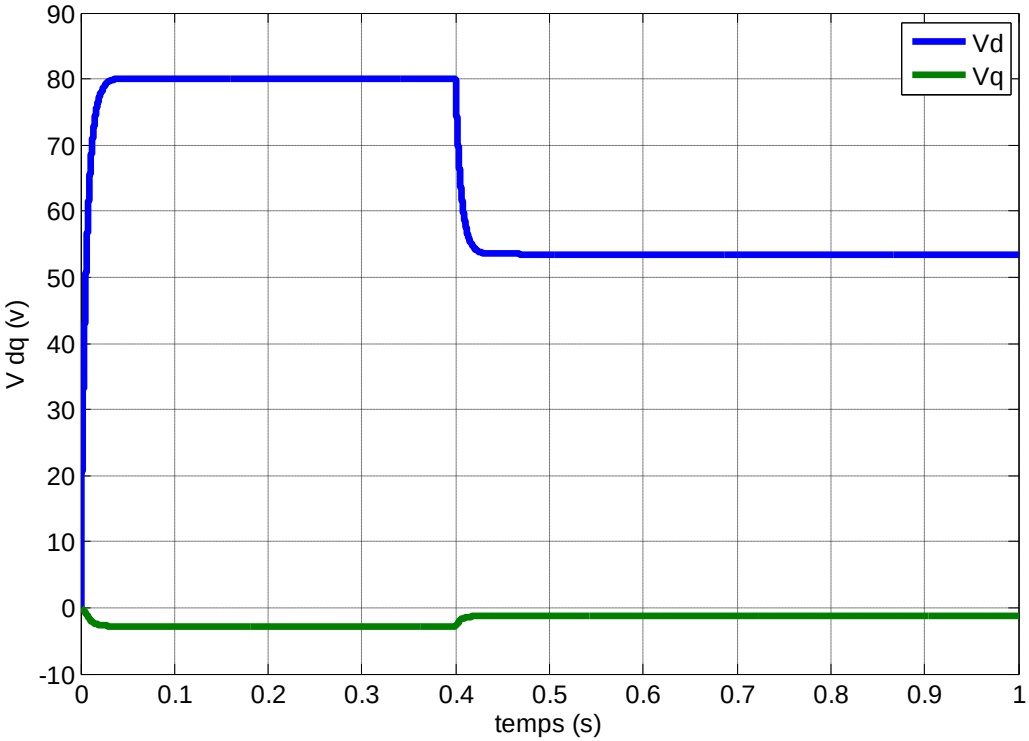
$$[B][v] = \omega.\frac{1}{L_q + L_{ch}}\begin{bmatrix} 0 \\ \varphi_f \end{bmatrix} \quad (II.65)$$

II.4.5.2 Résultats de simulation de GSAP en charge

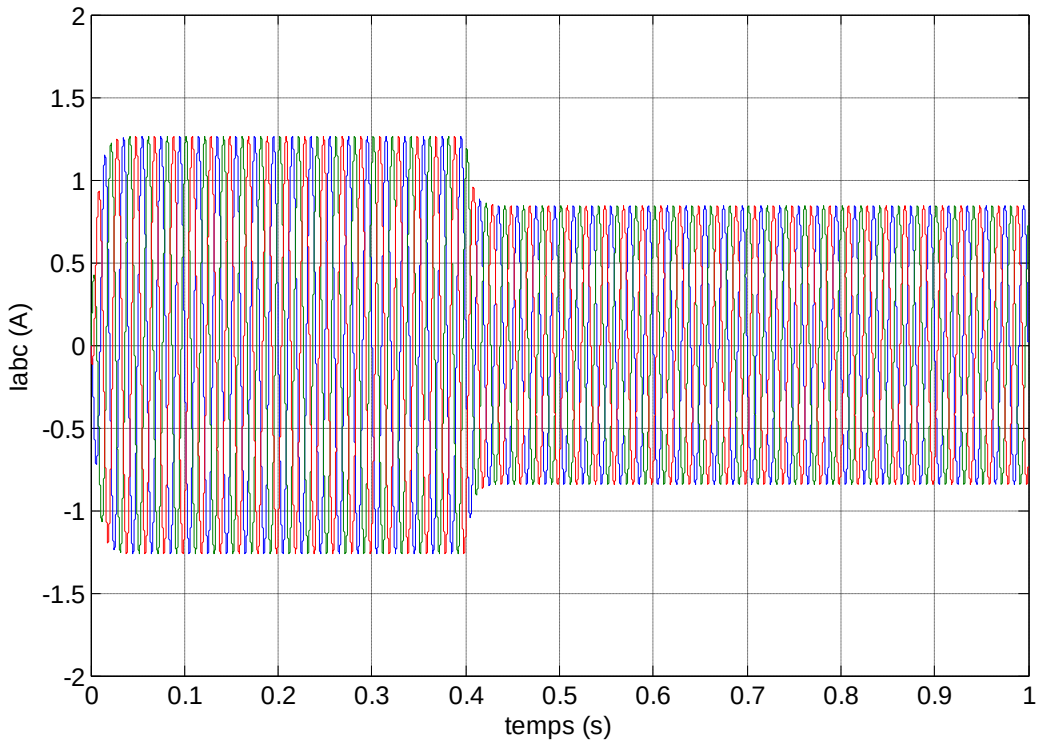
Après avoir simulé le modèle de la génératrice synchrone à aimants permanents en charge, on a obtenu les résultats présentés par la figure (Fig. II.27) **P**our déduire l'effet de la charge électrique sur le comportement de la génératrice en fonction de la puissance mécanique fournie, deux couples moteurs différents sont appliqués (Figure II.27 -e). On constate sur la figure (II.27.f) que l'allure de la vitesse de rotation suit parfaitement celle du couple. La fréquence élevée des tensions et courants représentés sur les figures (II.27-d), et (II.27-c) nous déduit l'effet du grand nombre de paire de pôles de la génératrice et le couple moteur suffisant y appliqué. En diminuant le couple moteur de 6.28 (Nm), à 4. 2 (Nm), la vitesse mécanique varie de 275(tr/mn) jusqu'à 182(tr/mn) ; la tension et le courant diminuent respectivement de 80 (V), à 53 (V), et de 1.25 (A), à 0.96 (A). Il est clair donc, que la puissance électrique de la charge est directement liée à la puissance mécanique fournie.



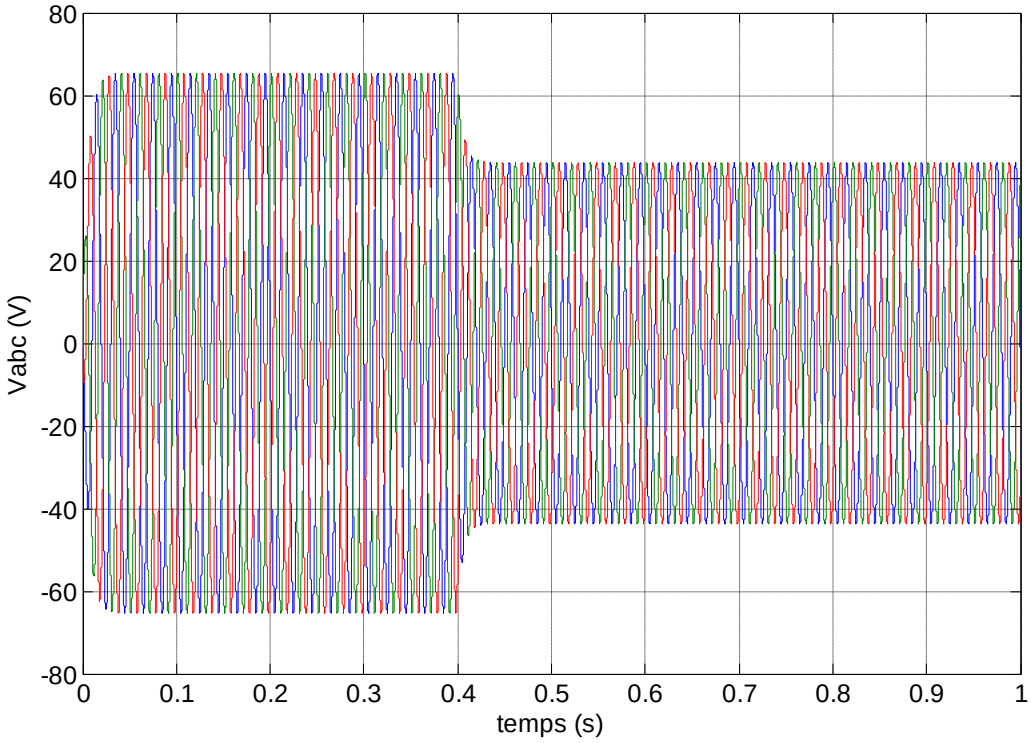
a: Composantes Id et Iq



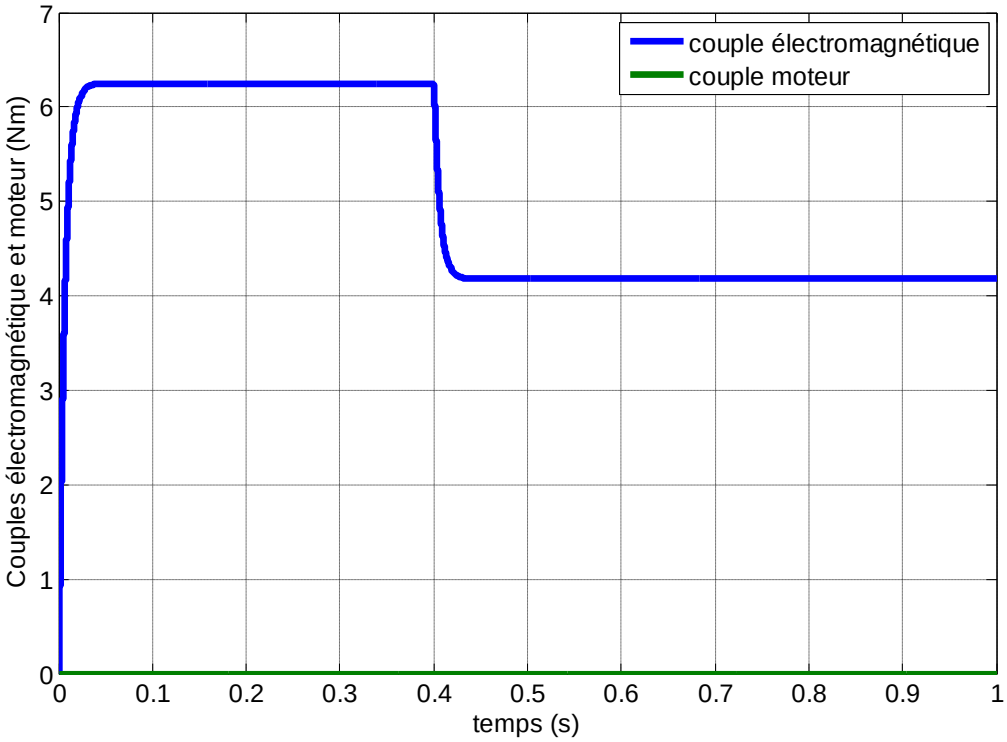
b: Composantes Vd et Vq



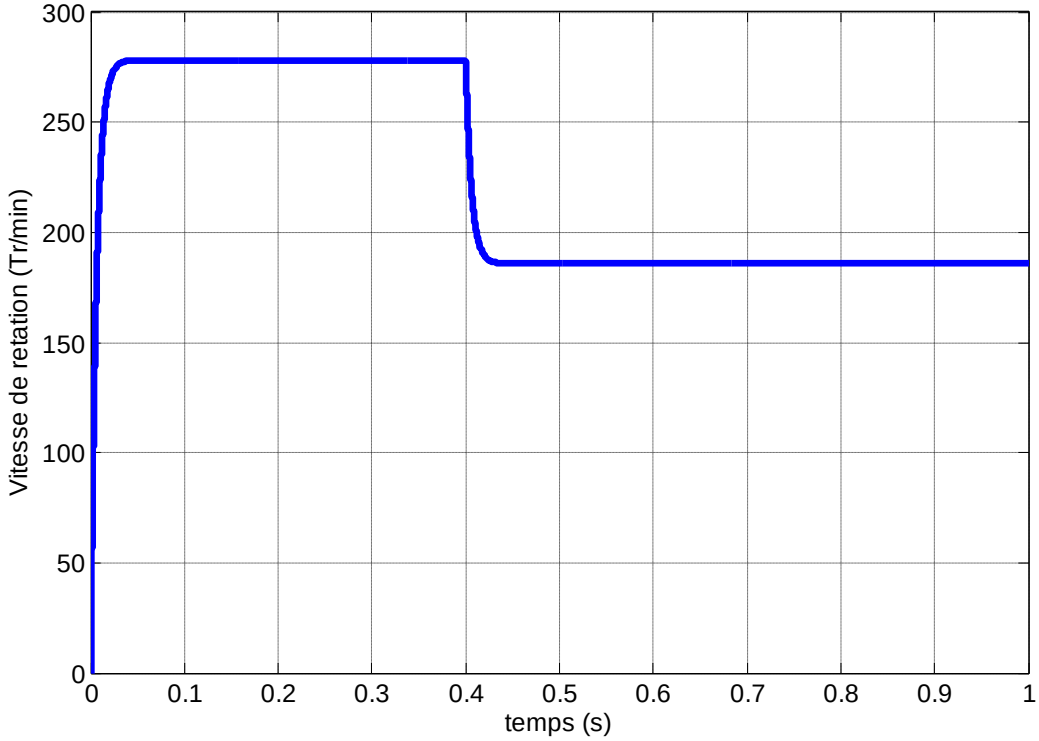
C : courants statoriques Iabc.



d: Tensions statoriques Vabc.



e : couple électromagnétique et couple moteur



f : Vitesse de rotation

Fig. II.26.Résultats de simulations de la génératrice synchrone à aimants permanents en charge

II.5.Commande de l'onduleur par les techniques MLI

Les progrès technologique récents dans le domaine des dispositifs à semi- conducteurs, comme les transistors de puissance et GTO ont ouvert un large domaine d'application des techniques de modulation de largeur d'impulsion (MLI) dans le contrôle de la tension de sortie des convertisseurs statique. L'emploi de cette technique est particulièrement intéressant dans le cas d'onduleur triphasé associés à des machines à courant alternatif, rendant possible le contrôle en amplitude et en fréquence des tension de sortie de l'onduleur. Pour cette étude nous intéressant a la technique de modulation de large impulsion stratégie de commande triangulo-sinusuidale.

Principe de la stratégie de commande MLI triangulo-sinusuidale:

Dans cette stratégie les trois tensions de phase sont générées par la comparaison des trois tensions de référence, qui correspondent aux tensions de sortie recherchée de fréquence f à un signale triangulaire commun d'amplitude fixe et de fréquence nettement supérieur à f.

$G_i = 1 \quad si \quad V_{ref\,1} > V_p \;\; ; \;\; g_i = 0 \quad si \quad V_{ref\,1} < V_p$

$F_i = 1 \quad si \quad V_{ref\,2} > V_p \;\; ; \;\; f_i = 0 \quad si \quad V_{ref\,2} < V_p$

La tension de référence à pour équation :

$$V_{ref} = r \sin\left[(2\pi f)t - 2(i-1)\frac{\pi}{3}\right] \qquad (II.60)$$

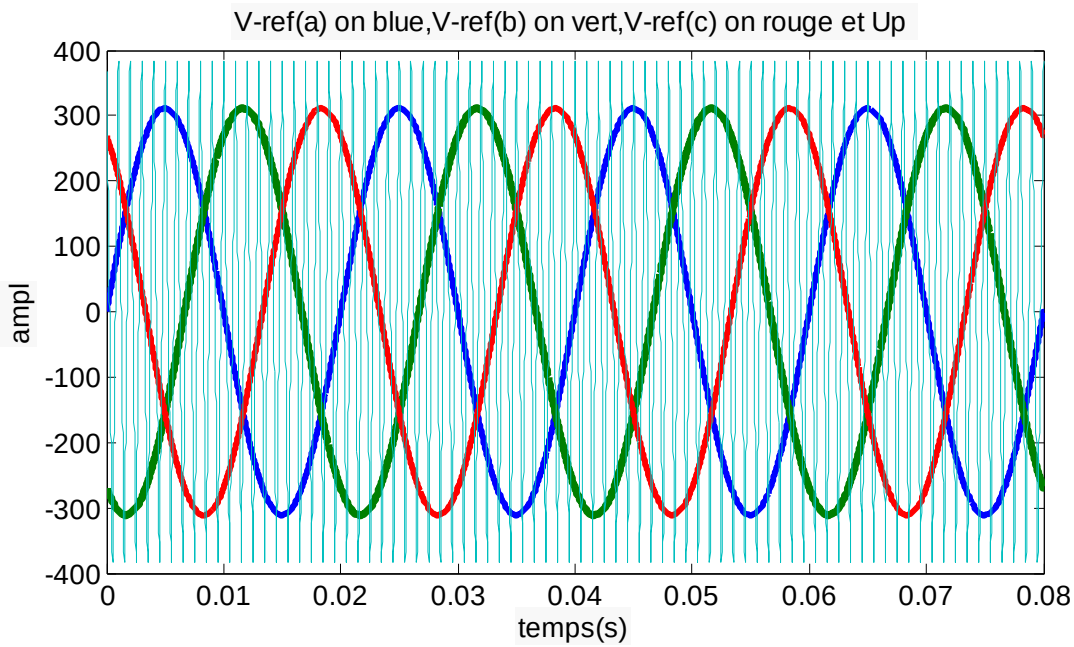
r: taux de modulation qui est le rapport de l'amplitude de la modulante par celle de la porteuse:

$$r = \frac{V_m}{V_{mp}} \qquad (II.61)$$

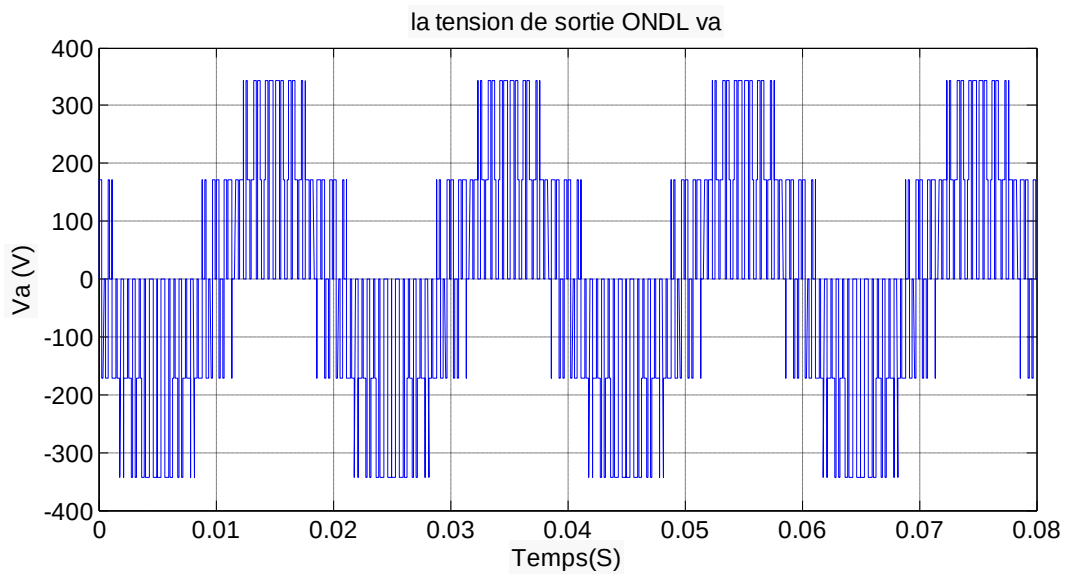
$m = \frac{f_p}{f}$ Indice de modulation

La figure IV.13 représente le principe de la stratégie de commande MLI triangulo-sinusuidale pour (Onduleur à deux Niveaux). Pour r=0.8 et différentes valeurs de m, on pressente :

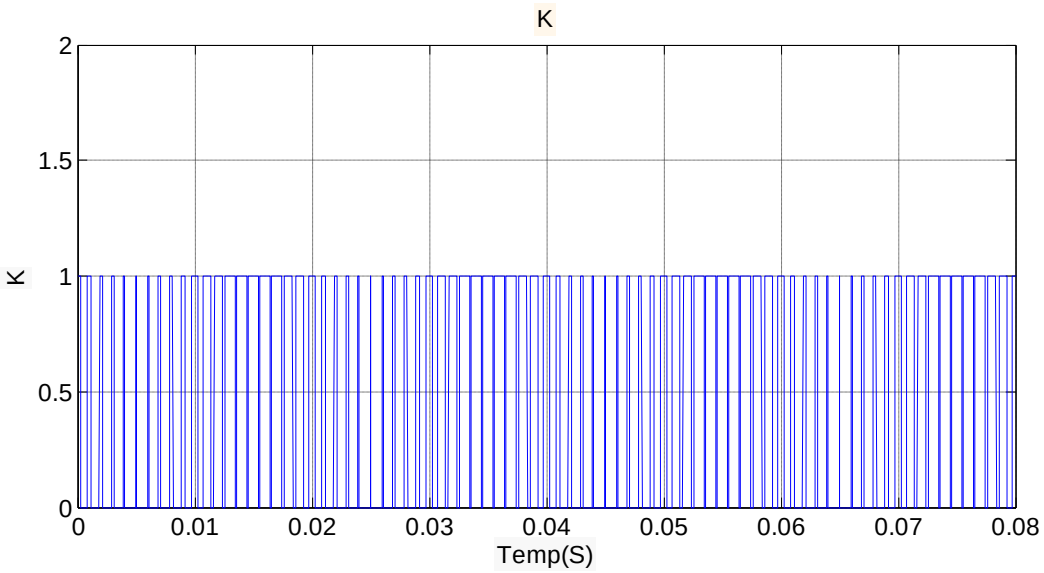
- Tensions de sortie V_a.
- Tensions de référence v_{ref} et la porteuse Vp ..
- Signal de commande.



(A)-modulante et porteuse



(B)-Tension simple (va)



(C)-signale de commande

Fig. II.27.Principe de la technique MLI triangulo- sinusoïdale
Pour (r=0.8 et m=21)

Les tensions simples obtenues à la sortie de l'onduleur s'expriment comme suit :

$$\begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} = \frac{1}{3}.U_0 \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad \text{(II.62)}$$

II.5.1. Alimentation utilisant un redresseur et onduleur contrôlés par MLI

Pour cette structure, le redresseur à diode est remplacé par un convertisseur à modulation de largeur d'impulsion à fréquence variable. La génératrice est alors parfaitement contrôlée, et il est possible d'extraire un maximum de puissance de la turbine éolienne par le biais d'un contrôle du courant dans la génératrice, pilotant ainsi le couple électromagnétique et/ou la vitesse de rotation. Un deuxième convertisseur à MLI connecté au réseau est nécessaire pour générer des grandeurs à fréquence fixe sur le réseau et contrôler les transits de puissance. Le redresseur devant fournir sous la tension de batterie un courant variable en fonction de la charge, et comme la tension de la batterie est susceptible de varier, celui-ci doit être contrôlable en courant. De plus, le taux d'ondulation du courant fourni par le redresseur doit rester acceptable pour minimiser les pertes dans la batterie. La batterie fonctionne dans ces conditions de telle sorte que son courant moyen en régime établi est nul. Le premier critère de choix de la structure de redresseur se résume au fait que l'on puisse agir sur la valeur moyenne du courant fourni et sur son taux d'ondulation. A ce critère, on ajoute évidements les critères fondamentaux liés la compacité et la fiabilité, A ce stade, nous envisageons quatre types de redresseurs qui sont les suivants :

1. Pont redresseur triphasé à thyristors.
2. Pont redresseur triphasé à diode muni d'un hacheur dévolteur.
3. Pont redresseur commandé à transistors IGBT à structure courant.

4. Pont redresseur commandé à transistors IGBT à structure tension.

II.5.2.Modélisation de la redresseuse triphasée double alternance à diodes

Le redresseur est un convertisseur « alternatif/continu ». Une conversion d'énergie électrique permet de disposer d'une source de courant à partir d'une source alternative, il est représenté par la figure (II3.28).

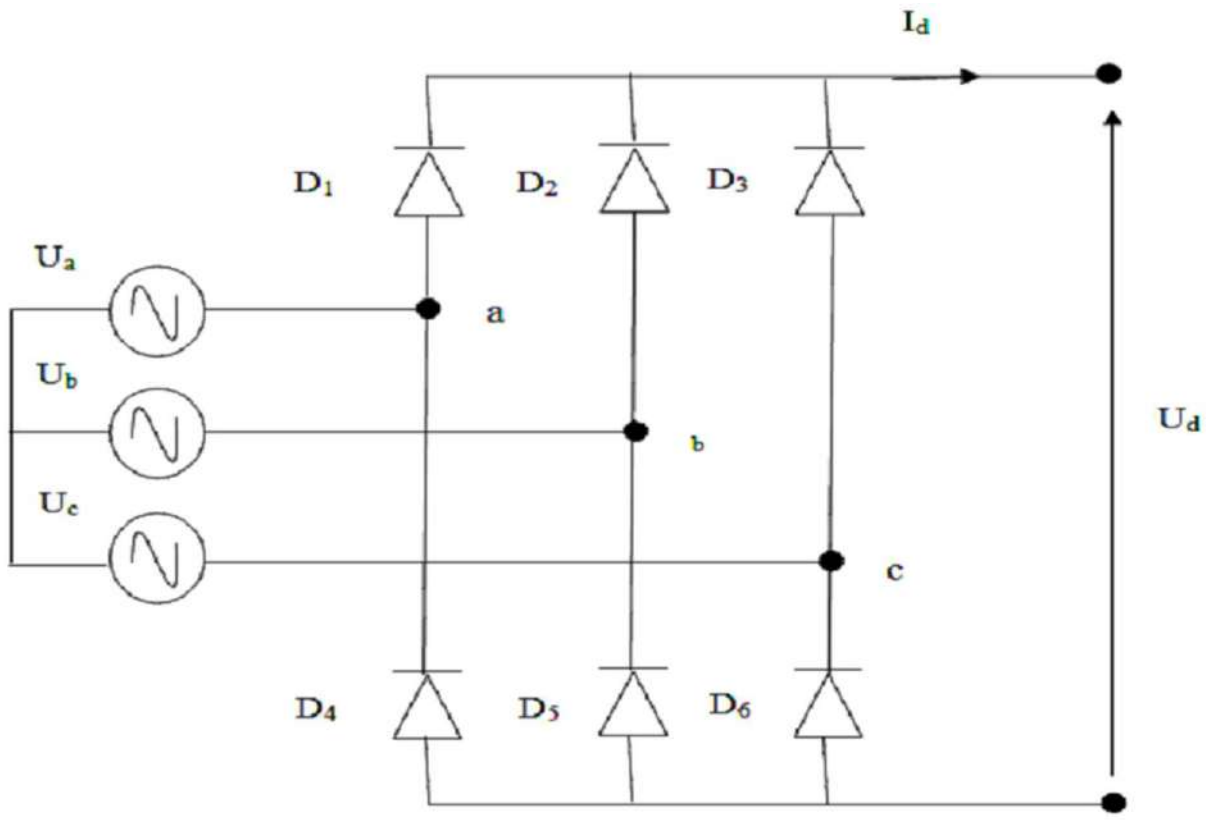


Fig.II.28. Représentation du redresseur triphasé double alternance.

Ce redresseur comporte trois diodes (D1, D2, D3) à cathode comme assurant l'aller du courant Id et trois diodes (D4, D5, D6) à anode comme assurant le retour du courant Id. le redresseur est alimenté par un réseau triphasé équilibré de tension :

$$\begin{cases} U_a(t) = V_m \sin(2\pi ft) \\ U_b(t) = V_m \sin\left(2\pi ft - \frac{2\pi}{3}\right) \\ U_c(t) = V_m \sin\left(2\pi ft + \frac{2\pi}{3}\right) \end{cases} \quad \text{(II.63)}$$

Et si on néglige d'empiétement, la tension de sortie du redresseur sera définie comme suit :

$$U_{rd}(t) = \max[U_a(t), U_b(t), U_c(t)] - \min[U_a(t), U_b(t), U_c(t)]$$

II.5.3. Méthodes de recherche du point maximum de puissance

La caractéristique de la puissance optimale d'une éolienne est fortement non linéaire et en forme de « cloche » [5]. Pour chaque vitesse de vent, le système doit trouver la puissance maximale ce qui équivaut à la recherche de la vitesse de rotation optimale. Le schéma de la figure (II-29) illustre les courbes caractéristiques de l'éolienne dans le plan puissance, vitesse de rotation de la turbine. Chaque courbe correspond à une vitesse de vent V_v donnée. L'ensemble des sommets de ces caractéristiques, qui sont les points optimaux recherchés, définit une courbe dite de puissances optimales. Un fonctionnement idéal du système éolien nécessite un suivi parfait de cette courbe. Pour s'approcher de ce but, une commande spécifique connue sous la terminologie: Maximum Power Point Tracking (**MPPT**) correspond à la zone 2 doit être utilisée. La stratégie de cette commande consiste à contrôler le couple électromagnétique afin de régler la vitesse mécanique de manière à maximiser la puissance électrique générée. On distingue deux approches possibles :

1- la première approche, la moins classique [5], considère que la caractéristique $C_p = f(\boldsymbol{\lambda})$ n'est pas connue.

2- La deuxième approche, plus répondue, suppose que la caractéristique $C_p = f(\boldsymbol{\lambda})$ est connue. Il suffit de suivre la courbe optimale de puissance pour que l'éolienne soit dans les conditions optimales.

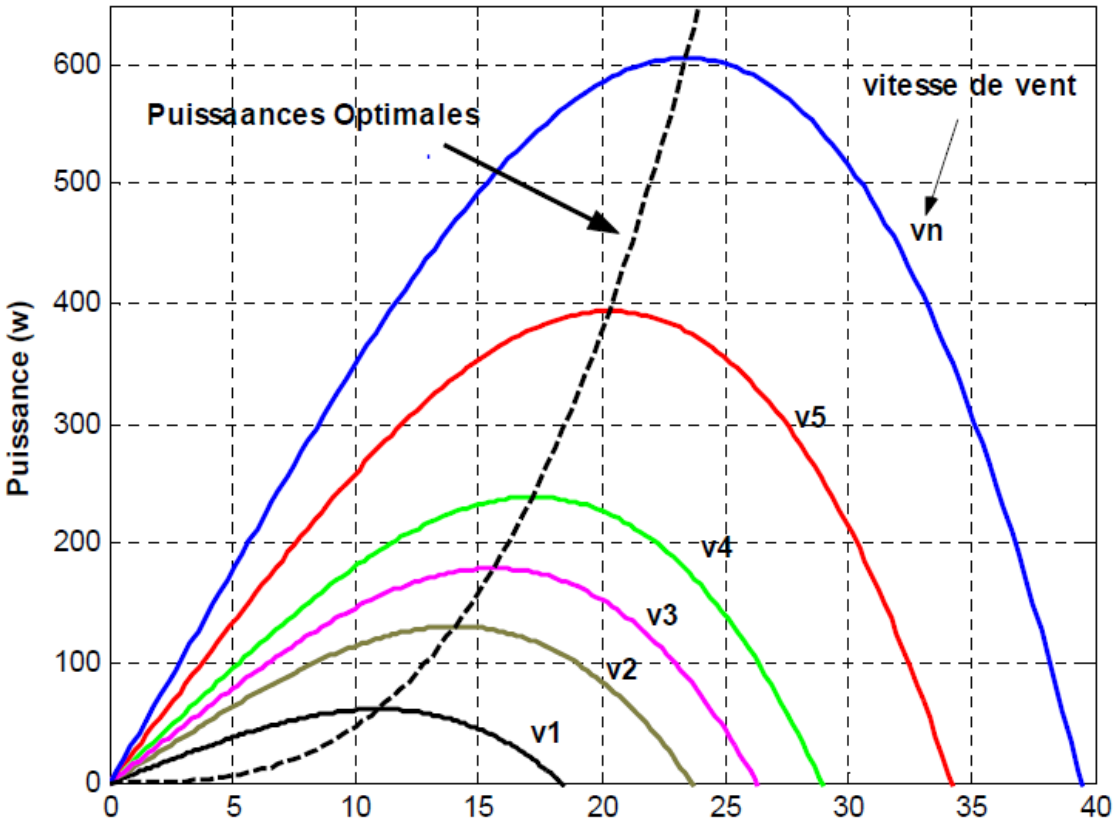
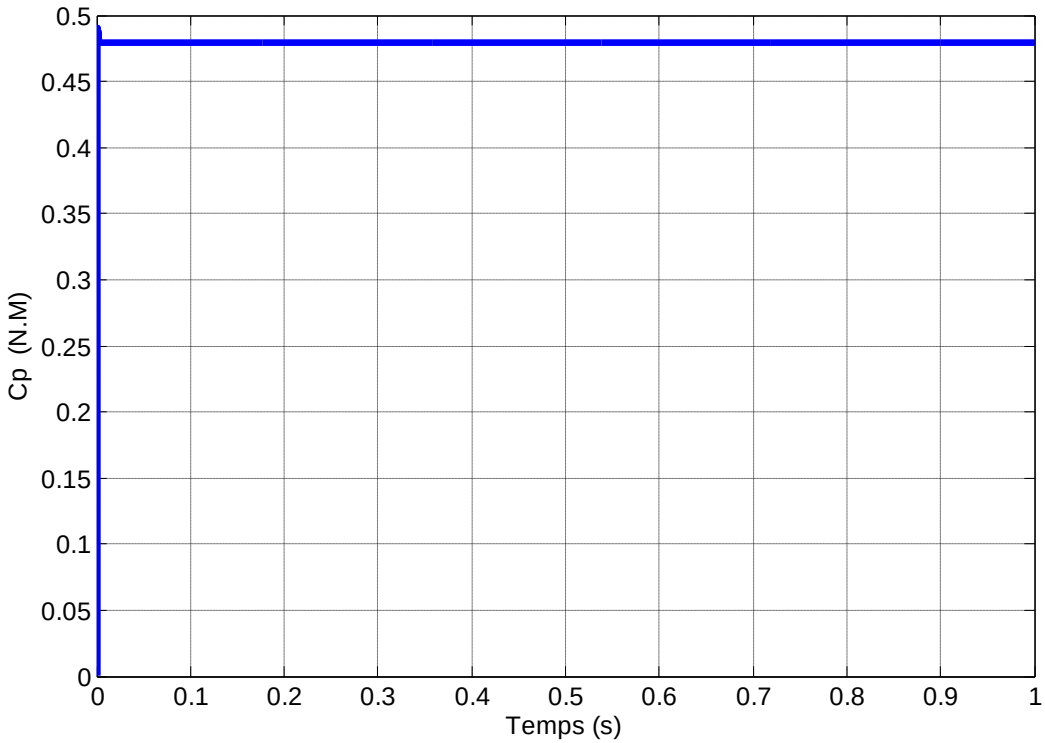
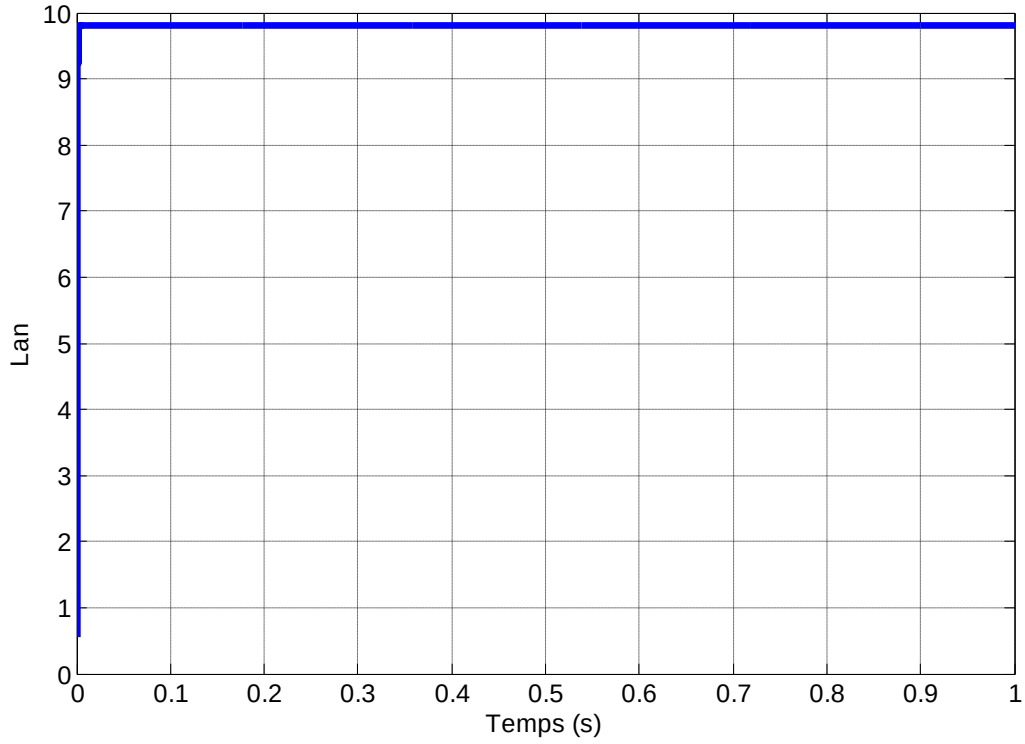


Fig 29.Vitesse de rotation de la turbine (rd/s)

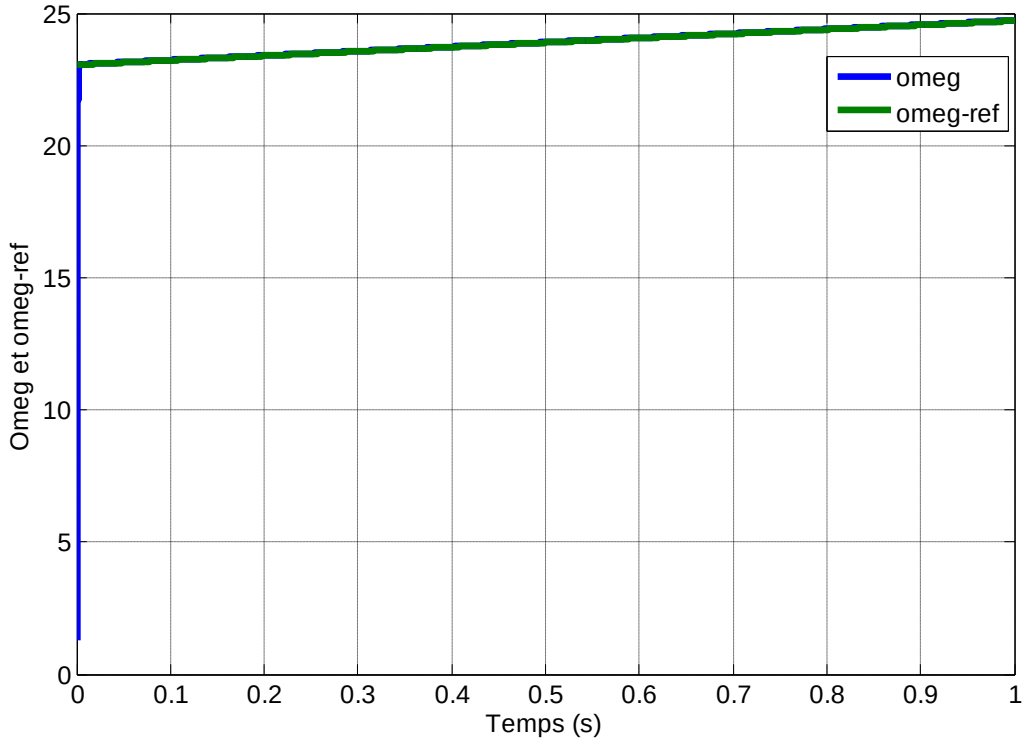
II.5.4.Résultats de simulation



a. Couple de puissance



B .λ



c. omeg et omeg-ref

fig.30. Résultats de simulation MPPT

II.5.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons décrit les trois parties essentielles du système de conversion éolienne, la première représente la partie mécanique qui contient la turbine et l'arbre de la génératrice. Dans la deuxième partie de ce chapitre, nous avons étudié la modélisation de la machine à aimant permanent, fonctionnement en génératrice. En se basant sur quelques hypothèses simplificatrices, un modèle mathématique a été établi. Nous avons constaté que le modèle de la machine synchrone à aimant permanent est un système à équations différentielles dont les Coefficients sont des fonctions périodiques du temps, la transformation de Park nous a permis de simplifier ce modèle. Des résultats de simulation sont présentés. Dans la dernière partie nous avons présenté le modèle du convertisseur statique, son principe de fonctionnement et la technique de commande MLI. Dans le chapitre suivant, nous allons étudier la Commande de la Vitesse d'un Aérogénérateur Synchrone à Aimant Permanent

Chapitre.III. Commande de la Vitesse d'un Aérogénérateur Synchrone à Aimant Permanent

III.1 Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents

La figure III.1 illustre les trois fonctions de la commande de la GSAP qui sont:

1- l'algorithme d'extraction du maximum de puissance MPPT.
2- La commande vectorielle de la GSAP.
3- Le contrôle du convertisseur MLI.

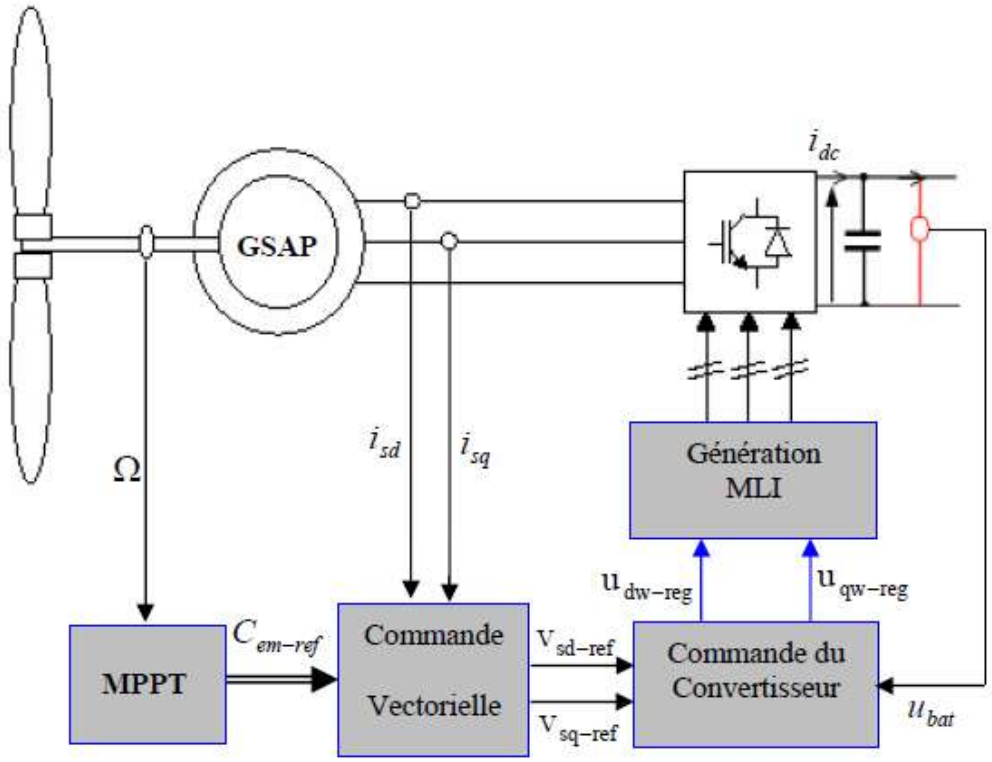


Fig. III.1. Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents

III.2 Commande en couple de la GSAP

III.2.1 Principe général de la méthode

La commande vectorielle est une méthode qui traite la technique de contrôle des machines alternatif [47]. Son principe consiste à éliminer le couplage entre l'inducteur et l'induit en dissociant le courant statorique en deux composantes (I_{ds}, I_{qs}) en quadrature dans un référentiel lié au champs tournant de façon que l'une des composantes (I_{qs}) commande le couple et l'autre (I_{ds}) commande le flux, ce qui permet d'obtenir un fonctionnement comparable à celui d'une machine à courant continu, à excitation séparée [47], [48].

III.2.2.Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents

La commande de la génératrice est basée sur un pilotage vectoriel classique avec capteur de position. Le champ magnétique d'excitation dans une machine synchrone est produit par le rotor. Ce champ magnétique tourne avec une vitesse angulaire égale à la vitesse de rotation électriquePΩ. Un autre champ magnétique tournant est appelé la réaction de l'induit est produit par les enroulements de stator. La vitesse de rotation est liée à la pulsation du champ tournant par la relation:

$$\Omega = \frac{\omega}{p} \tag{III.1}$$

Où p est le nombre de paires de pôles de la machine. Si on suppose un fonctionnement de la machine à vide et sans pertes, seul le flux magnétique d'excitation apparaît. La commande vectorielle classique consiste à aligner un des deux axes du repère de Park, généralement l'axe direct d selon ce vecteur tournant composé par le champ d'excitation [47], [48]. Lorsque la machine est chargée, une réaction d'induit apparaît et déplace le flux d'excitation. Le couple électromagnétique et la vitesse de rotation dépendent donc des courants statoriques et du flux magnétique. Comme nous avons vu dans le chapitre 3, le modèle de la machine synchrone à aimants permanents dans le repère de Park est donné par les équations différentielles:

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} + \frac{d\varphi_{sd}}{dt} - \omega\varphi_{sq} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \frac{d\varphi_{sq}}{dt} + \omega\varphi_{sd} \end{cases} \tag{III.2}$$

$$\text{Avec:} \begin{cases} \varphi_{sd} = L_{sd}\, i_{sd} + \varphi_f \\ \varphi_{sq} = L_{sq}\, i_{sq} \end{cases}$$

L'expression du couple électromagnétique est donnée par:

$$C_{em} = \frac{3}{2} P\left[\varphi_{sd}\, i_{sq} - \varphi_{sq}\, i_{sd}\right] \tag{III.3}$$

Pour une machine synchrone à pôles lisse on a:

$$L_{sd} = L_{sq} = L_s$$

En passant en écriture complexe on a :

$$v_s = R_s I_s + L_s . \frac{di_s}{dt} + j(\varphi_s) \tag{III.4}$$

A vide, les courants sont nuls:

$$i_{sd} = i_{sq} = i_s = 0 \tag{III.5}$$

Donc

$$v_s = j(\omega\varphi_s) \quad \text{(III.6)}$$

Et :

$$\varphi_s = \varphi_{sd} = \varphi_f \quad \text{(III.7)}$$

$$v_s = E_0 = v_{sq} \quad \text{(III.8)}$$

Alors:

La force électromotrice de la génératrice est donnée par :

$$E_0 = \omega\varphi_f = P\Omega\varphi_f \quad \text{(III.9)}$$

Parmi les stratégies de commande vectorielle appliquées à une machine synchrone, celle qui consiste à imposer une référence du courant direct I_{sd} à zéro est la plus répondue. Ce choix est justifié dans le but d'éviter la démagnétisation des aimants permanents due à la réaction d'armature selon l'axe d [45].

Le couple électromagnétique est donné donc par l'expression (II.10).

$$C_{em} = \frac{3}{2}P\varphi_f i_{sq} \quad \text{(III.10)}$$

L'expression du courant de référence i_{sq} est donnée donc par:

$$i_{sq-ref} = \frac{2}{3.P\varphi_f} C_{em-ref} = \beta C_{em-ref} \quad \text{(III.11)}$$

β est donné par : $\beta = \frac{2}{3.p\varphi_f}$

A flux d'excitation émis par les aimants, il est donc possible de réguler le couple électromagnétique en contrôlant le courant i_{sq} tandis que le courant i_{sd} est asservi à zéro.

III.2.3 Synthèse de correcteurs

On propose de mettre en œuvre des régulateurs de type PI dans la structure de commande. Les équations du modèle mathématique de la machine synchrone à aimants permanents peuvent être écrites par la forme :

$$\begin{cases} V_{sd}(P)| = R_s.I_{sd}(P) + P.l_s.I_{sd}(P) - \omega\varphi_{sq}(P) \\ V_{sq}(P) = R_s.I_{sq}(P) + P.L_s.I_{sq}(P) + \omega\varphi_{sd}(P)| \end{cases} \quad \text{(III.12)}$$

Les termes de couplage en $E_{dq} = \omega\varphi_{sdq}.$ sont considérés comme des perturbations mesurables.

La fonction de transfert de la machine peut s'écrire sous la forme :

$$G_s(P) = \frac{1}{R_s + L_s P} = \frac{1}{R_s}.\frac{1}{1+T_e P} \quad \text{(III.13)}$$

$$G_s(P) = \frac{I_{sdq}(P)}{V_{sdq}(P) + E_{dq}(P)} \quad \text{(III.14)}$$

Avec la constante de temps électrique:

$$T_e = \frac{L_s}{R_s} \quad \text{(III.15)}$$

Les boucles de régulation se présentent alors sous la forme du schéma donné sur la figure III.2 (Le schéma est identique pour la boucle de courant dans l'axe q).

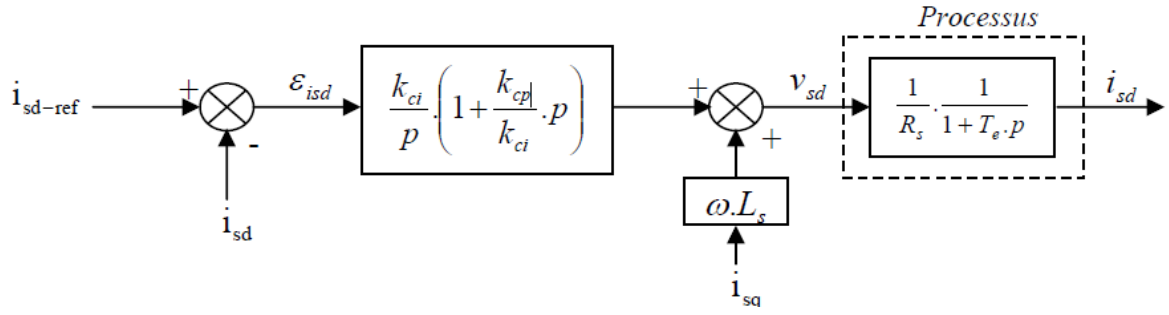


Fig. III.2. Boucle de régulation de courant

En boucle ouverte la fonction de transfert est donnée par:

$$G_0(P) = \frac{K_{ct}}{P}\left(1 + \frac{K_{cp}}{K_{ci}}.P\right).\frac{1}{R_s}.\frac{1}{1+T_e.P} \quad \text{(III.16)}$$

Les paramètres du régulateur sont déterminés par la méthode de la compensation du pôle en boucle ouverte. Ainsi, les constantes de temps sont égales à :

$$T_0 = T_e = \frac{K_{cp}}{K_{ci}} \quad \text{(III.17)}$$

En boucle fermée, la fonction de transfert devient :

$$G(P) = \frac{G_0(P)}{1+G_0(P)} = \frac{1}{\frac{R_S}{K_{ci}}.P} = \frac{1}{1+T_f.P} \quad \text{(III.18)}$$

En boucle fermée la constante de temps T_f est donc égale à:

$$T_f = \frac{R_S}{K_{ci}} \quad \text{(III.19)}$$

Alors :

$$K_{ci} = \frac{R_S}{T_f} \quad \text{(III.20)}$$

Le coefficient proportionnel k_{cp} se déduit donc des expressions (du III-15 au III-20) :

$$K_{cp} = \frac{L_S}{T_f} \quad \text{(III.21)}$$

La figure III.3 illustre la stratégie de commande en couple, elle comporte les boucles de régulation de courants et le découplage des tensions.

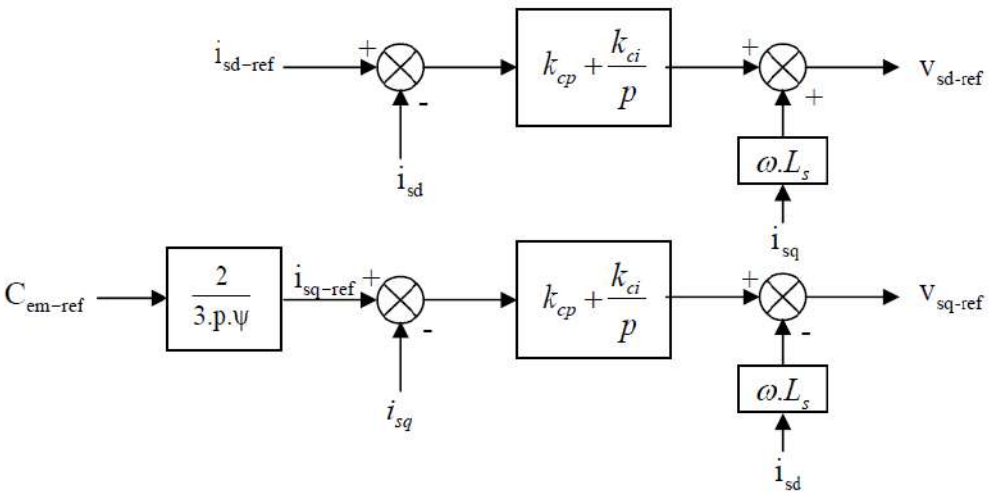


Fig. III.3. Stratégies de commande en couple de GSAP

Les tensions de références générées v_{sd}, v_{sq} sont utilisées en suite dans la modélisation du redresseur à commande par MLI.

III.2.4. Modèle continu équivalent du convertisseur de puissance

Les éléments du système global étudié étant de natures différentes. La génératrice et le réseau sont des systèmes continus, tandis que les convertisseurs sont de natures discrètes. Pour tels systèmes, le développement de modèle continu équivalent est plus pratique pour l'analyse du comportement dynamique et la synthèse des régulateurs [26] [49]. L'utilité essentielle de cette modélisation réside dans la limitation du temps de simulation, ce qui permet d'étudier le comportement dynamique global des éoliennes en considérant les fluctuations du vent sur une grande période. Cependant, le modèle continu équivalent ne permet pas de prédire les harmoniques de courant et de tension, puisque la fréquence de commutation des semi-conducteurs n'est pas prise en compte [26]., les tensions simples modulées par le redresseur à commande par MLI dans le repère de Park (v_{sd} et v_{sq}) dépendent des tensions de réglage du convertisseur $u_{dw\text{-}reg}$ et $u_{qw\text{-}reg}$ par les relations:

$$v_{sd} = u_{dw-reg}.\frac{u_{bat}}{2} \quad \text{(III.22)}$$

$$v_{sq} = u_{qw-reg}.\frac{u_{bat}}{2} \quad \text{(II.23)}$$

u_{qw-reg} et u_{dw-reg} sont les composantes : directe et quadrature des tensions de réglage du convertisseur. Les tensions simples modulées sont données par :

$P[(\varphi)]^{-1}$est la matrice transposée de la matrice de Park en deux dimensions définie par :

$$[P(\varphi)] = \sqrt{\frac{2}{3}}\begin{pmatrix} \cos(P.\varphi) & \cos\left(P.\varphi-\frac{2.\pi}{3}\right) \\ -\sin(P\varphi) & -\sin\left(P\varphi-\frac{2.\pi}{3}\right) \end{pmatrix} \quad \text{(III.24)}$$

Le courant modulé par le convertisseur a pour expression [44], [45]:

$$i_{dc} = \frac{1}{2}.\left(u_{dw-reg}.i_{sd} + u_{qw-reg}.i_{sq}\right) \quad \text{(III.25)}$$

i_{sd} et i_{sq} sont les composantes directe et en quadrature des courants à l'entrée du redresseur :

$$\begin{pmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \end{pmatrix} = P[(\varphi)].\begin{pmatrix} i_{s1} \\ i_{s2} \end{pmatrix} \quad \text{(III.26)}$$

III.2.5. Limites de fonctionnement du convertisseur MLI

Le redresseur à commande par MLI étant de nature survolteur, son bus continu doit être de tension suffisamment haute pour assurer le pilotage de la génératrice à vitesse (Fem) maximale. L'association machine synchrone – redresseur MLI à six interrupteurs, doit satisfaire un niveau de tension du bus continu suffisamment élevé pour que la commande de

la machine puisse être réalisée. Cette tension qui fait l'hypothèse d'un fonctionnement à l'optimum$(\lambda = \lambda_{opt})$, doit être dimensionnée au-delà de cette valeur calculée pour avoir une marge de manœuvre dans le cas de dépassements temporaires de la vitesse du vent, et pour tenir compte des chutes de tension dans les interrupteurs du convertisseur. Le schéma complet de commande vectorielle de GSAP associée au convertisseur MLI est représenté sur la figure III-4

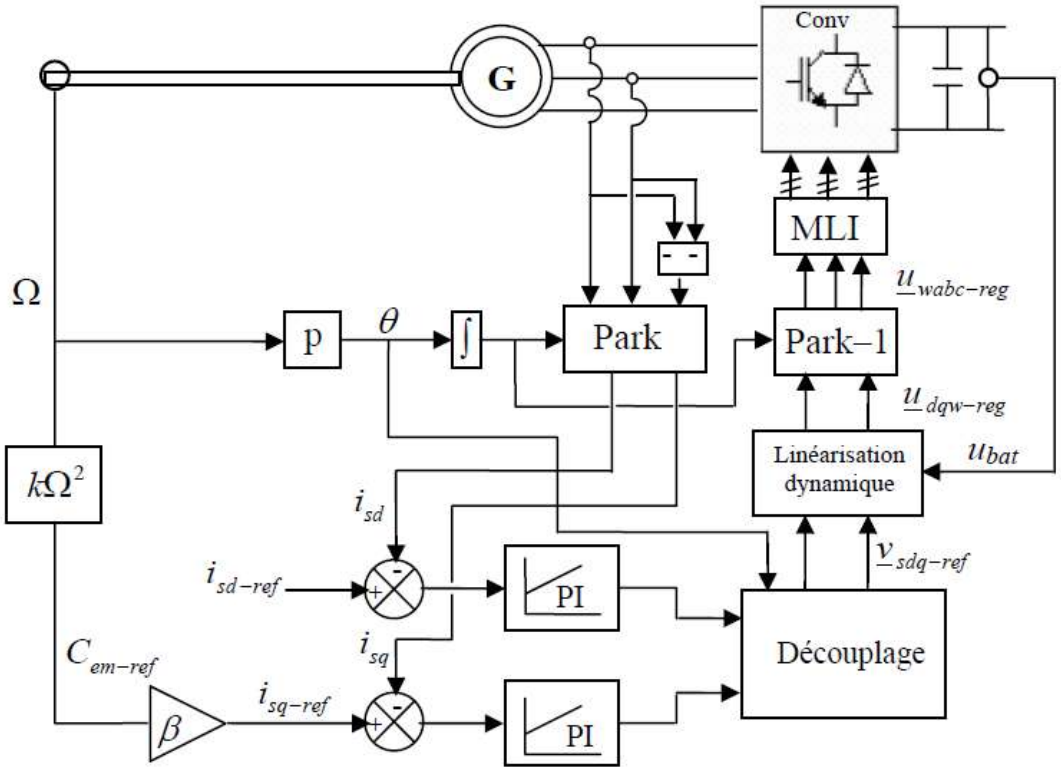


Fig.III.4. Schéma complet de commande vectorielle de GSAP associée au convertisseur MLI

III.2.6 Résultats de simulation

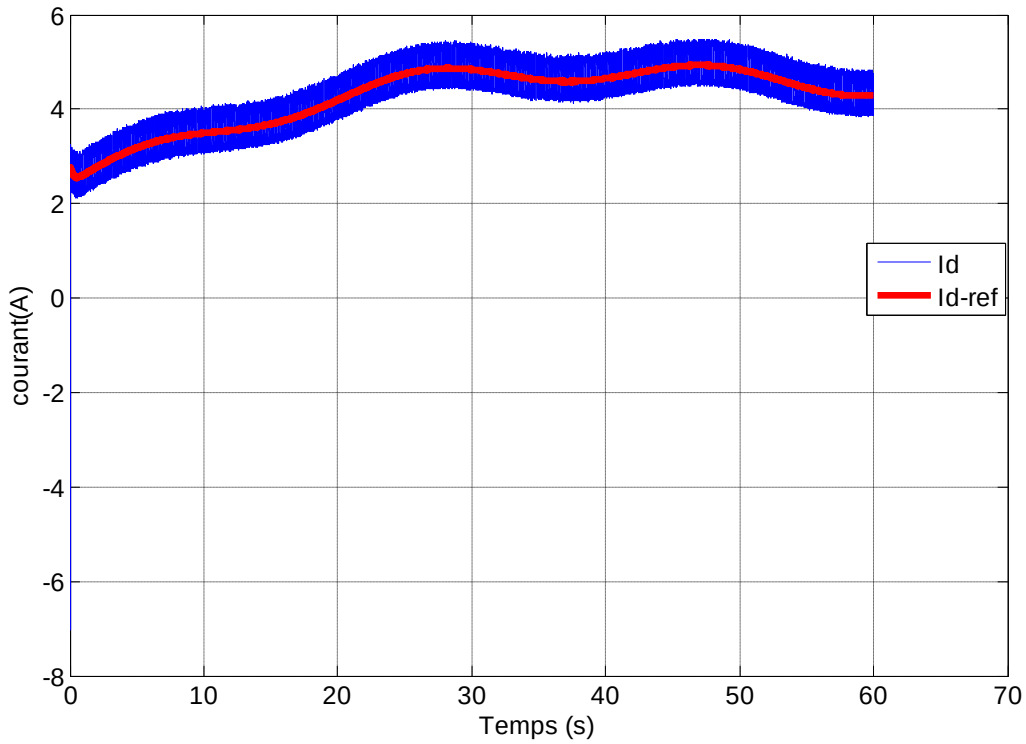


Fig.III.5. Composante de courant Id

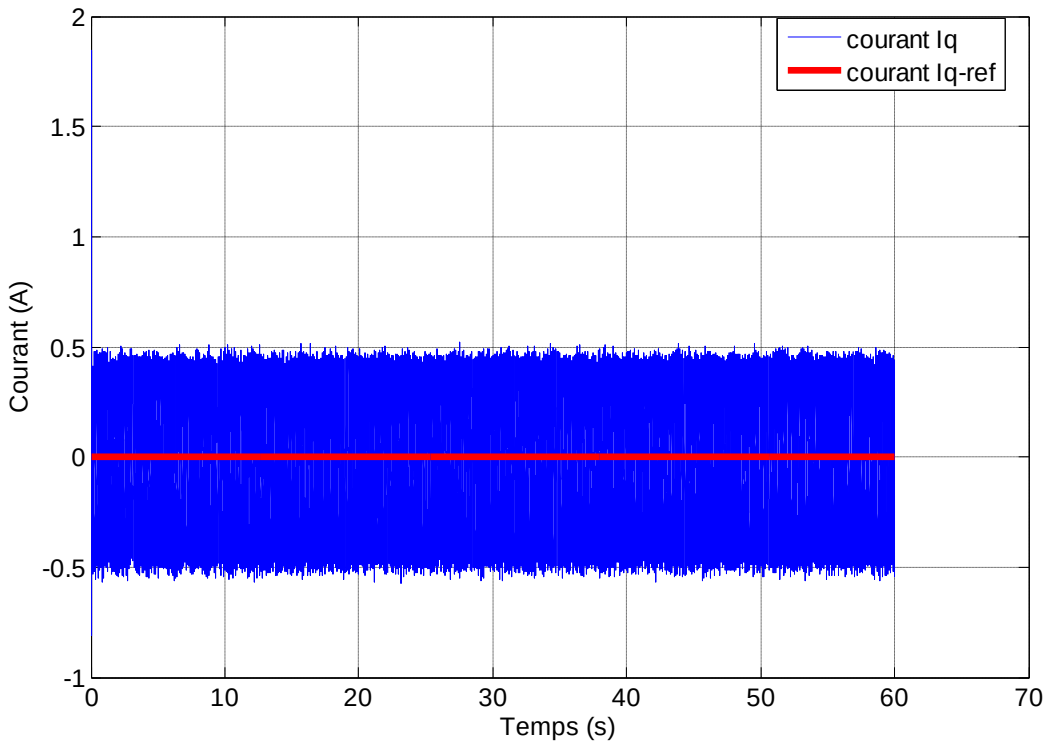


Fig .III.6. Composante de courant Iq

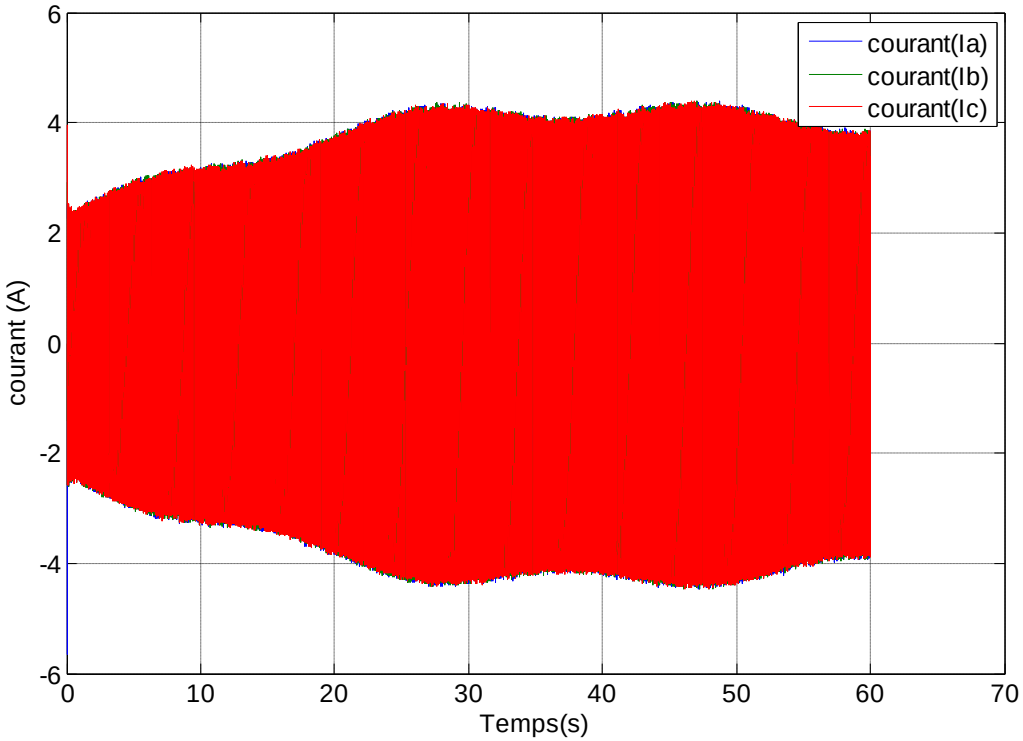


Fig .III.7. Composante des courants Iabc

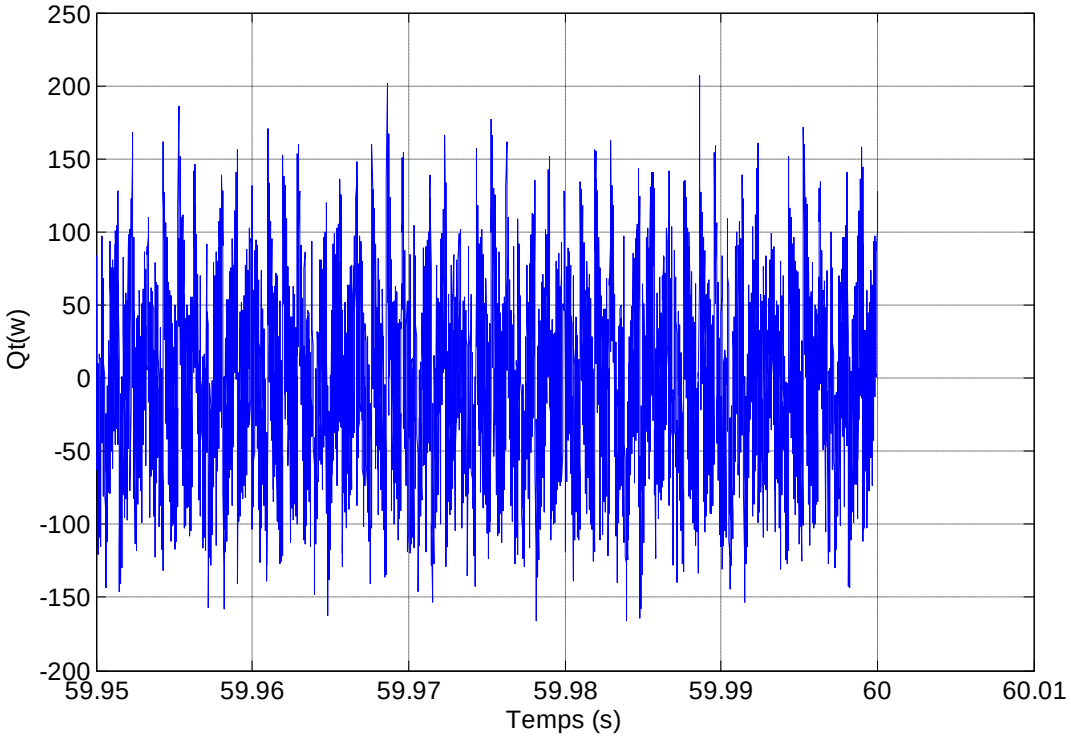


Fig.III.8.Energie Réactive (w)

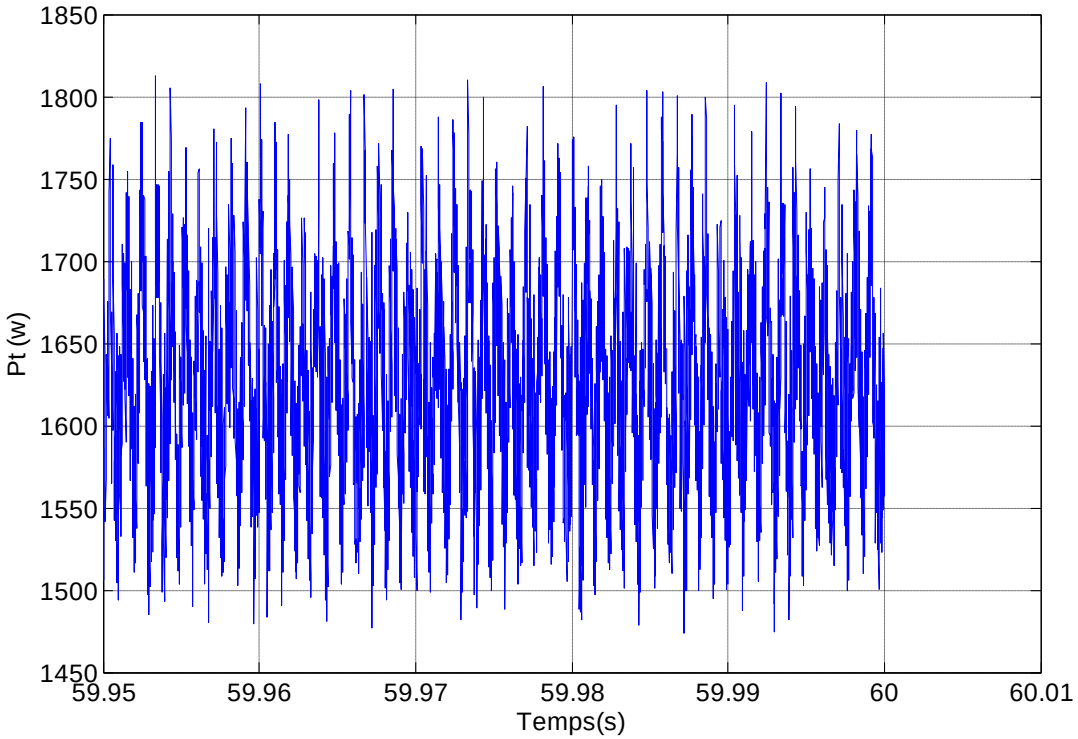


Fig.III.9. Puissances (w)

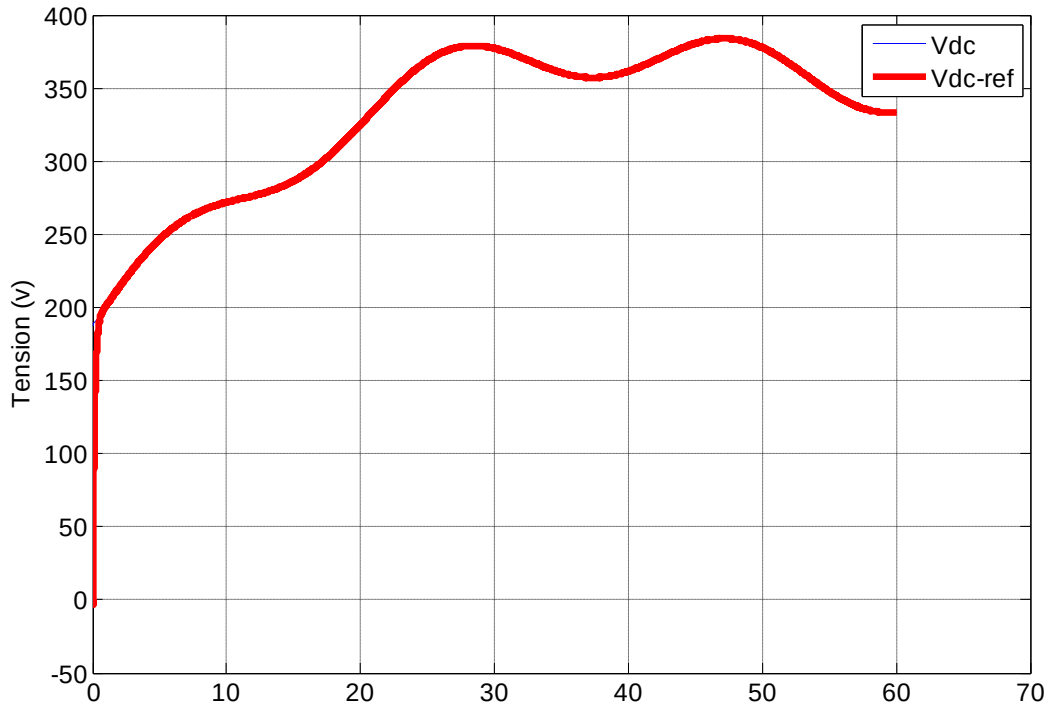


Fig .III.10.Tension du bus continu Vdc-ref

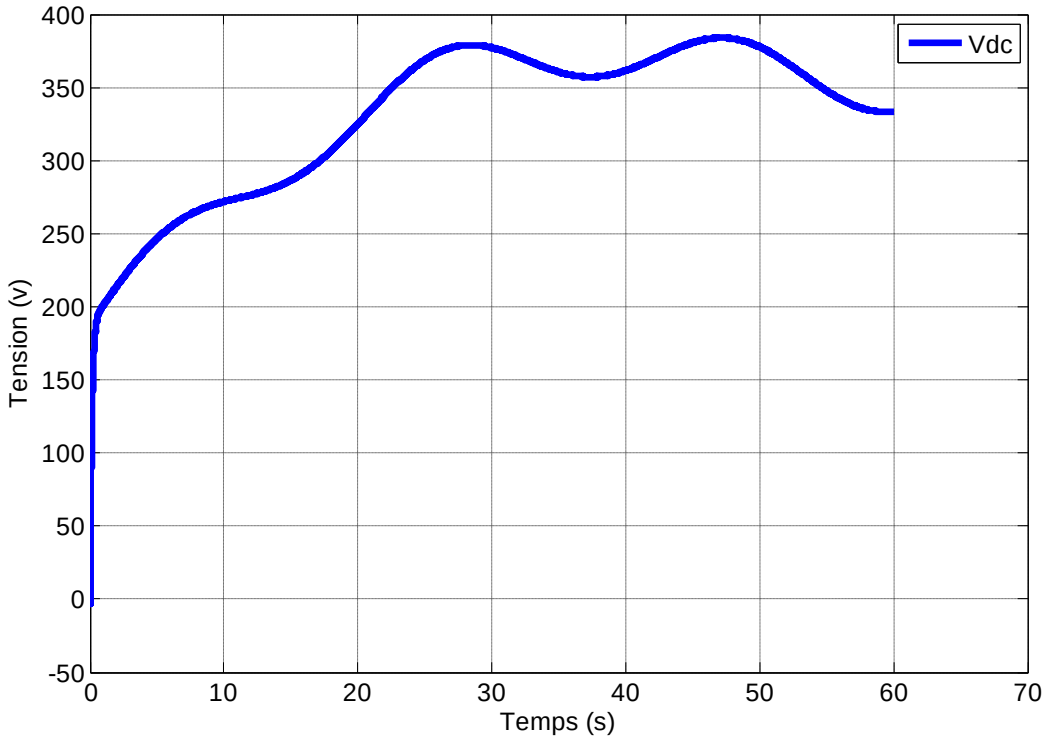


Fig.III.11.Tension du bus continu

III.2.7 Conclusion

Les résultats de simulation nous montrent que l'utilisation du redresseur à commande par MLI permet un pilotage direct complet de la génératrice en vitesse ou en couple comme le cas utilisé dans cette partie. ainsi que les puissances en fonction de temps et vent non représentées ici en vue de mieux comparer ce montage avec les autres structures. Les résultats de simulation montrent une rentabilité de fonctionnement assez importante avec moins de contraintes extérieurs et plus d'énergie accueillie sur l'intervalle de temps sélectionné, soit 21047 (J). Ceci peut se justifier par l'influence réduite des pertes par commutation dans les interrupteurs devant le comportement global du système. Les inconvénients de telle structure est évidement le coût élevé que pose l'utilisation du redresseur à commande par MLI à caractère élévateur d'un coté, et le recours aux autres équipements abaisseurs de tension en aval, notamment pour les systèmes éoliens à faibles puissances à usage domestique d'un autre côté.

Chapitre. IV. DTC de la machine synchrone à aimants permanents

IV.1. Introduction

Les associations onduleur de tension- machine à courant alternatif constituent un enjeu essentiel dans le milieu industriel, les stratégies de commande de ces associations n'ont cessé de se développer au fil des années. Parmi elles, après l'émergence vers les années 70 de la commande vectorielle, les techniques basées sur la commande directe du couple ont suscité l'intérêt de plusieurs équipes scientifiques et du secteur industriel. La stratégie de commande DTC (venu du terme anglais " Direct Torque Control "), plus récente que la commande vectorielle, à été inventée par I. Takahashi au milieu des années 80. Elle est basée sur la régulation séparée du flux statorique et du couple. La DTC est une technique de commande exploitant la possibilité d'imposer un couple et un flux aux machines à courants alternatifs d'une manière découplée, une fois alimenté par un onduleur de tension. L'association de la DTC à la GSAP a permet d'avoir des systèmes d'entrainement de performances très élevées. Les principes de base de la DTC ont été établis dans ce chapitre, où on a supposé que la vitesse de la machine est assez élevée, pour négliger l'influence du terme résistif. Ces hypothèses ne sont plus vérifiées, si l'on se place dans des conditions de fonctionnement à basses vitesses. Dans ce chapitre, nous allons les présenter quelques structures de la commande DTC, dans le but d'améliorer les performances de la DTC classique. Afin de surmonter inconvénients mentionnés dans la DTC classique, nous allons étudier quelques variantes d'amélioration de la commande DTC classique,

IV.2. Commande Direct du Couple de la GSAP

La DTC venu de la nomination anglosaxone «Direct Torque Control», et basé sur l'orientation du flux statorique. Il a été développé par des chercheurs Allemands et Japonais en 1971 pour l'usage dans la commande de couple des servo-moteurs de puissances élevées [28]. Récemment, il est de plus en plus utilisé dans l'industrie en remplaçant la stratégie de commande par orientation du flux. La DTC est une technique de commande exploitant la possibilité d'imposer un couple et un flux aux machines à courants alternatifs d'une manière découplée, une fois alimenté par un onduleur de tension sans régulation de courant faite par une boucle de retour, en atteignant l'exécution semblable à celui obtenu à partir d'une commande vectorielle [27]. Trois techniques des commandes ont été utilisées pour mettre en application des commandes DTC :

• Commande par une table de commutation ;
• Commande automatique directe (DSC : Direct Self Control), l'une des méthodes qui a été introduite par Depenbrock en 1987 ;
• Commande directe par modulation de vecteur (DVMC : Direct Vector Modulation Control).

Dans ce qui suit, On s'intéressera spécialement à la commande directe de couple et de flux (DTC). Pour étudier cette stratégie de commande, on commencera par présenter et mettre en oeuvre une structure de commande du GSAP par DTC. Ensuite, des résultats de simulations et expérimentaux seront présentés et discutés, en absence et en présence d'une boucle de réglage de vitesse par un correcteur PI.

IV.2.1 Principe de la commande DTC

L'objectif de la DTC est la régulation directe du couple de la machine, par l'application des différents vecteurs de tensions de l'onduleur, qui détermine son état. Les variables contrôlées sont : Le flux statorique et le couple électromagnétique qui sont habituellement commandées par des régulateurs à hystérésis. Il s'agit de maintenir les grandeurs de flux statorique et le couple électromagnétique à l'intérieur de ces bandes d'hystérésis. La sortie de ces régulateurs détermine le vecteur de tension de l'onduleur optimal à appliquer à chaque instant de commutation. Le principe de la DTC est basé sur le choix direct des vecteurs de tension selon les différences entre les références du couple et du flux et leurs valeurs réelles [29]. Selon les erreurs de couple et de flux fourniers par des comparateurs à hystérésis, un vecteur de tension est choisi parmi une table de vecteurs.

Les caractéristiques générales de la DTC sont :

• La commande directe du couple et du flux se fait à partir de la sélection des vecteurs optimaux de commutation de l'onduleur ;

• La commande des intensités et des tensions du stator de la machine est indirecte ;

• L'obtention des flux et des courants statoriques proches des formes sinusoïdales ;

• La réponse dynamique du couple de la machine est très rapide ;

• L'existence des oscillations de couple qui dépend de la largeur des bandes des comparateurs à hystérésis ;

• La fréquence de commutation de l'onduleur dépend aussi de la largeur des bandes d'hystérésis [30].

La commande DTC de la GSAP est basée sur la détermination directe de la séquence de commande appliquée aux interrupteurs d'un onduleur de tension. Un onduleur de tension permet d'atteindre sept positions distinctes dans le plan de phase, correspondant aux huit séquences du vecteur de tension à la sortie de 1'onduleur. La commande par DTC de la GSAP, peut être schématisée par la figure (IV.1) :

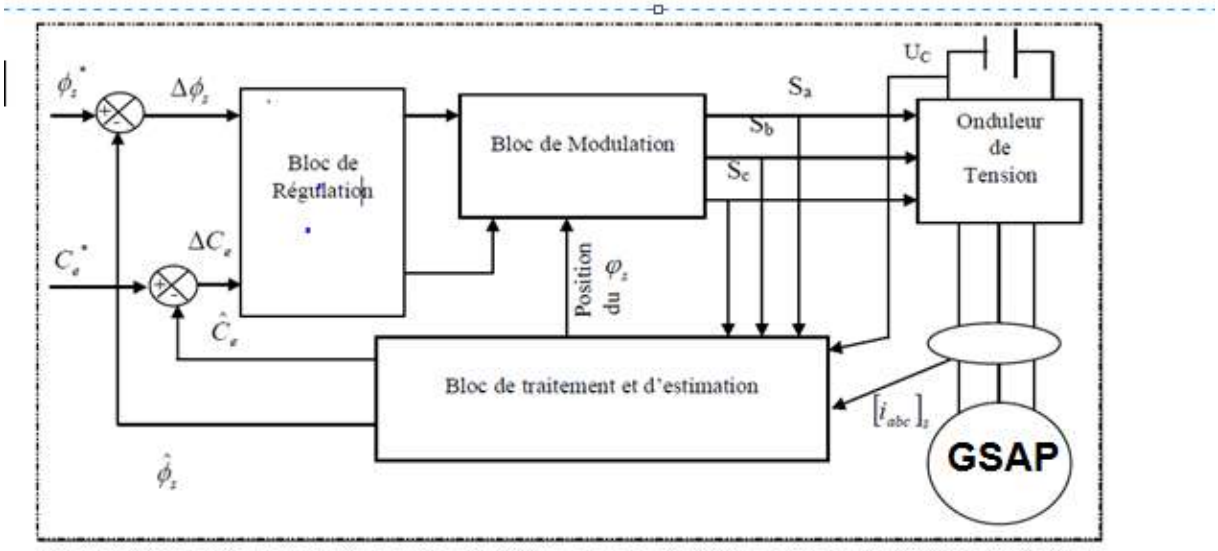


Fig. IV.1 . Schéma structurel d'une commande DTC appliquée à la GSAP.

 Cette méthode de commande a pour avantages [51], [52] :

• De ne pas nécessiter des calculs dans le repère rotorique (d, q) ;

• Il n'existe pas de bloc de calcul de modulation de tension MLI ;

• Il n'est pas nécessaire de faire un découplage des courants par rapport aux tensions de commande, comme dans le cas de la commande vectorielle ;
• De n'avoir qu'un seul régulateur, celui de la boucle externe de vitesse ;
• Il n'est pas nécessaire de connaître avec une grande précision l'angle de position rotorique, car seule l'information sur le secteur dans lequel se trouve le vecteur de flux statorique est nécessaire ;
• La réponse dynamique est très rapide.
 Et pour inconvénients [52]:
• L'existence de problèmes à basse vitesse ;
• La nécessité de disposer des estimations de flux statorique et du couple ;
• L'existence des oscillations du couple ;
• La fréquence de commutation n'est pas constante (utilisation des régulateurs à hystérésis). Cela conduit à un contenu harmonique riche augmentant les pertes, les bruits acoustiques et les oscillations du couple qui peuvent exciter des résonances mécaniques.

IV.2.2 Fonctionnement et séquences d'un onduleur de tension triphasé

À partir de la stratégie de base de la DTC proposée par Takahashi, plusieurs stratégies se sont développées, profitant des degrés de liberté offerts par la structure de l'onduleur de tension triphasé. Plusieurs tables de vérité définissant les états des interrupteurs de l'onduleur, sont présentées sous diverses formes [56], [53-55]. Dans le plan complexe constitué des axes (α, β), le vecteur de tension complexe représentant l'état d'un onduleur de tension triphasé ne peut avoir que huit positions distinctes du fait que chacun des trois bras de l'onduleur ne peut avoir que deux états possibles. Le vecteur de tension complexe est ainsi défini par la transformation suivante :

$$\overline{V}_s = V_{S\alpha} + jV_{S\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}}\left[V_A + V_B e^{j\frac{2\pi}{3}} + V_C e^{j\frac{4\pi}{3}}\right] \quad \text{(IV.1)}$$

$[V_A \ V_B \ V_C]^T$est le vecteur de tensions simple à la sortie de l'onduleur qui dépend de l'état des interrupteurs. Cet état est représenté, théoriquement, par 3 grandeurs booléennes de commande C_{Ki} (i=1, 2, 3), où C_{Ki} est l'état de l'interrupteur K_i, supposé parfait, tel que pour le $1^{éme}$ bras de l'onduleur (i=1, 2, 3) :

• $C_{Ki} = 1$ si l'interrupteur de haut est fermé et l'interrupteur de bas est ouvert ;

•$C_{Ki} = 0$ si l'interrupteur de haut est ouvert et l'interrupteur de bas est fermé.
Dans ces conditions on peut écrire

$$\overline{V}_s = \sqrt{\frac{2}{3}}\, U_c \left[C_{K1} + C_{K2} e^{j\frac{2\pi}{3}} + C_{K3} e^{j\frac{4\pi}{3}}\right] \quad \text{(IV.2)}$$

U_c **:** La tension du bus continu.
Pour simplifier l'étude, on supposera que :
• La commutation des interrupteurs est instantanée.
• La chute de tension aux bornes des interrupteurs est négligeable.
• La charge triphasée est équilibrée, couplée en étoile avec neutre isolé.

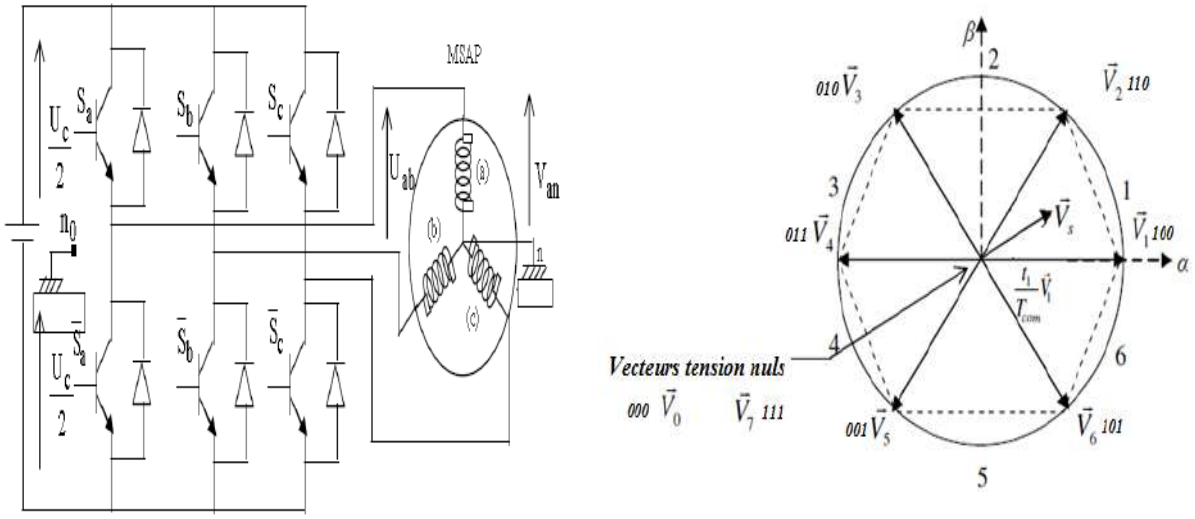


Fig. IV.2. Onduleur de tension et élaboration des vecteurs tensions.

IV.2.3 Stratégie de commande directe du couple et de flux

Dans cette technique Takahashi a proposé une stratégie de commande de couple et de flux (DTC) qui est basée sur l'algorithme suivant [56],[57],[53],[35-62] :

• Le domaine temporel est divisé en périodes de durée Te réduites (Te ≤50 µs).

• Pour chaque coup d'horloge, on mesure les courants de ligne et les tensions par phase de la MSAP.

• On reconstitue les composantes du vecteur flux statorique, en utilisant les équations (IV.7), (IV.9) et (IV.11).

• On estime le couple électromagnétique de la MSAP, en utilisant l'estimation du flux statorique et la mesure des courants de lignes, en utilisant l'équation (IV.12).

• On détermine la séquence de fonctionnement de l'onduleur pour commander le flux et le couple suivant une logique qu'on va présenter dans ce que suit.

IV.2.3.1 Contrôle du vecteur flux statorique

On se place dans le repère fixe (α,β) lié au stator de la machine. Le flux statorique de la GSAP est obtenu à partir de l'équation suivante. Dans le référentiel (α, β) lié au stator, on peut écrire [123] :

$$\bar{\emptyset}_s - \bar{\emptyset}_{s0} = \int_0^t (\bar{V}_s - R_s \bar{I}_s)\, dt \qquad \text{(IV.3)}$$

Pendant une période d'échantillonnage T_e, le vecteur de tension appliqué au GSAP reste constant, on peut écrire alors :

$$\bar{\emptyset}_s(T_e) = \bar{\emptyset}_{s0} + \bar{V}_s T_e - \int_0^{T_e} R_s \bar{I}_s dt \qquad \text{(IV.4)}$$

Où $\bar{\emptyset}_{s0}$: est le vecteur flux à l'instant t = 0.

Dans cette étude nous allons considérer le terme $R_s\bar{I}_s$ négligeable devant le vecteur de tension $\overline{V}_s$ce qui se vérifie lorsque la vitesse de rotation est suffisamment élevée. A partir de l'équation précédente on trouve :

$$\Delta\overline{\emptyset}_s \approx \overline{V}_s T_e \qquad \text{(IV.5)}$$

On constate que sur l'intervalle de temps [0, T_e], l'extrémité du vecteur $\overline{\emptyset}_s$ se déplace sur une droite dont la direction est donnée par $\overline{V}_s$, figure (IV.3).

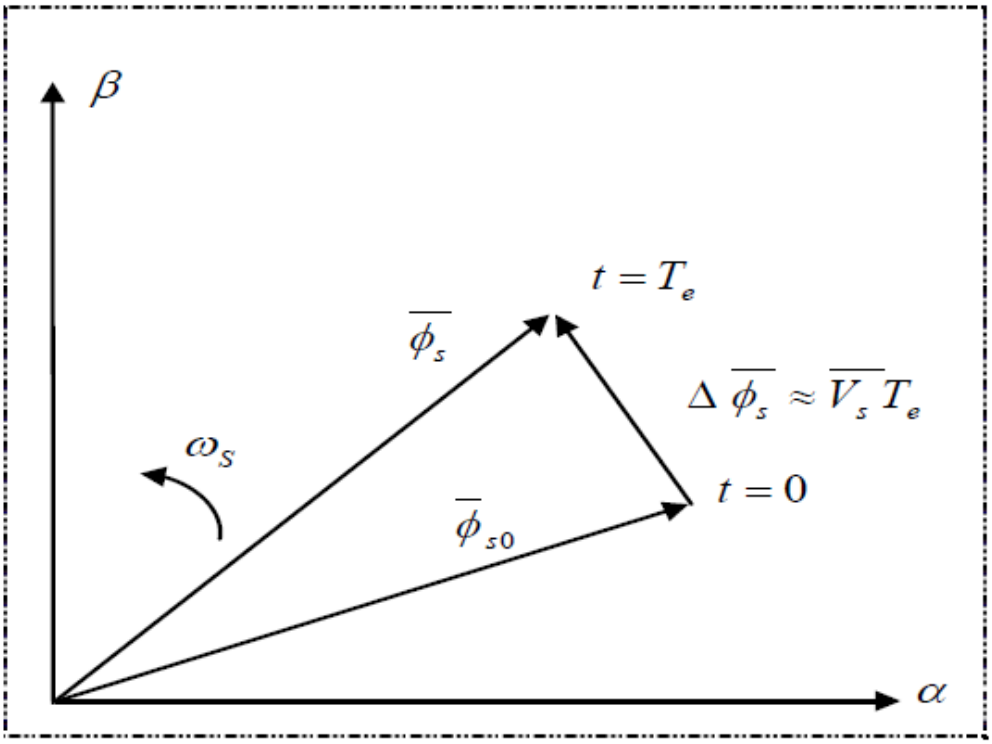


Fig.IV.3. Evolution de l'extrémité de $\overline{\emptyset}_s$ pour $R_s\bar{I}_s$ négligeable.

En choisissant une séquence appropriée du vecteur $\overline{\overline{V}_s}$ sur des intervalles de temps successifs de durée T_e, on peut donc faire suivre à l'extrémité du vecteur $\overline{\emptyset}_s$ la trajectoire désirée. Il est alors possible de fonctionner avec un module du flux $\overline{\emptyset}_s$ pratiquement constant. Pour cela, il suffit de faire suivre à l'extrémité de $\overline{\emptyset}_s$ une trajectoire presque circulaire, si la période T_e est très faible devant la période de rotation du flux statorique T_s [64],[53-61], [63]. Dans le cas de la GSAP, le flux statorique continue à changer même lorsque le vecteur de tension nul est appliqué parce que les aimants permanents tournent avec le rotor. Par conséquent l'application des vecteurs de tension nuls est à proscrire pour contrôler le flux statorique de la GSAP. En d'autres termes, le flux statorique doit être toujours en mouvement par rapport au flux rotorique [65], [66]. En supposant le terme négligeable $R_s\bar{I}_s$, on montre que la dérivé du vecteur flux $\frac{d\overline{\emptyset}_s}{dt}$, qui représente la vitesse de déplacement de l'extrémité du vecteur flux est pratiquement égal au vecteur de tension $\overline{\overline{V}_s}$. Le flux magnétique se déplace donc sur une

droite dans la direction de $\overline{\overline{V_s}}$ à une vitesse constante et égale $\sqrt{\frac{2}{3}}\,U_c$ [63]. Sur la figure (IV.4), on représente trois directions possibles du vecteur flux $\overline{\emptyset}_s$. Ainsi on peut voir que, si la tension appliquée est perpendiculaire à la direction du flux, le déplacement de son extrémité et de son amplitude conserve sa valeur. Par contre, dans le cas où $\overline{\overline{V_s}}$ est décalée par rapport à la perpendiculaire du vecteur flux $\overline{\emptyset}_s$ on observe un ralentissement (respectivement, accélération) du déplacement de 1'extrémité du flux et une diminution (respectivement, augmentation) de son amplitude.

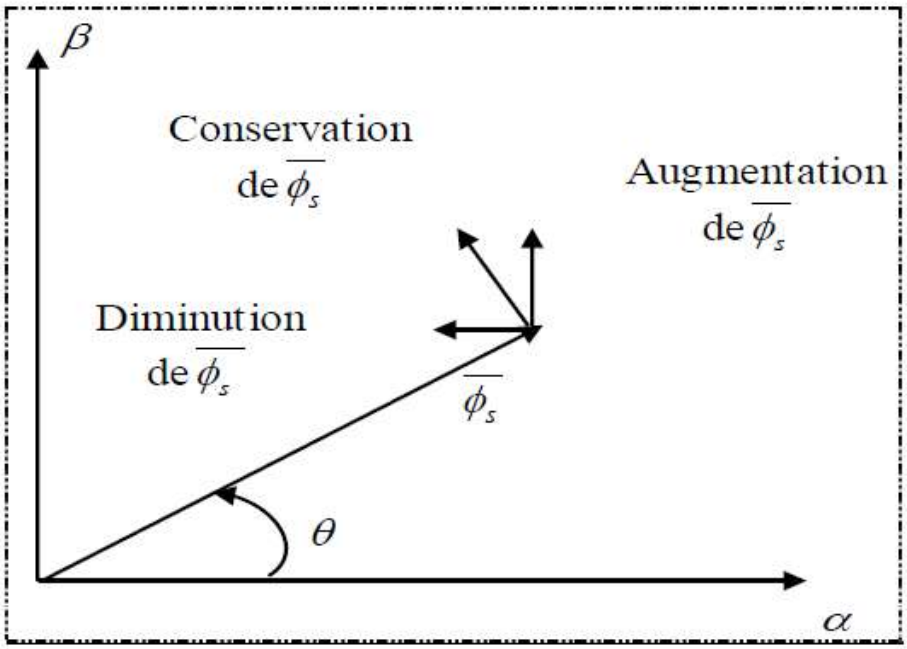


Fig.IV.4. Comportement du flux statorique pour différents vecteurs tensions $\overline{\overline{V_s}}$.

IV.2.3.2 Contrôle du couple électromagnétique

Le couple électromagnétique est proportionnel au produit vectoriel entre les vecteurs des flux statorique et rotorique de la façon suivante [43]:

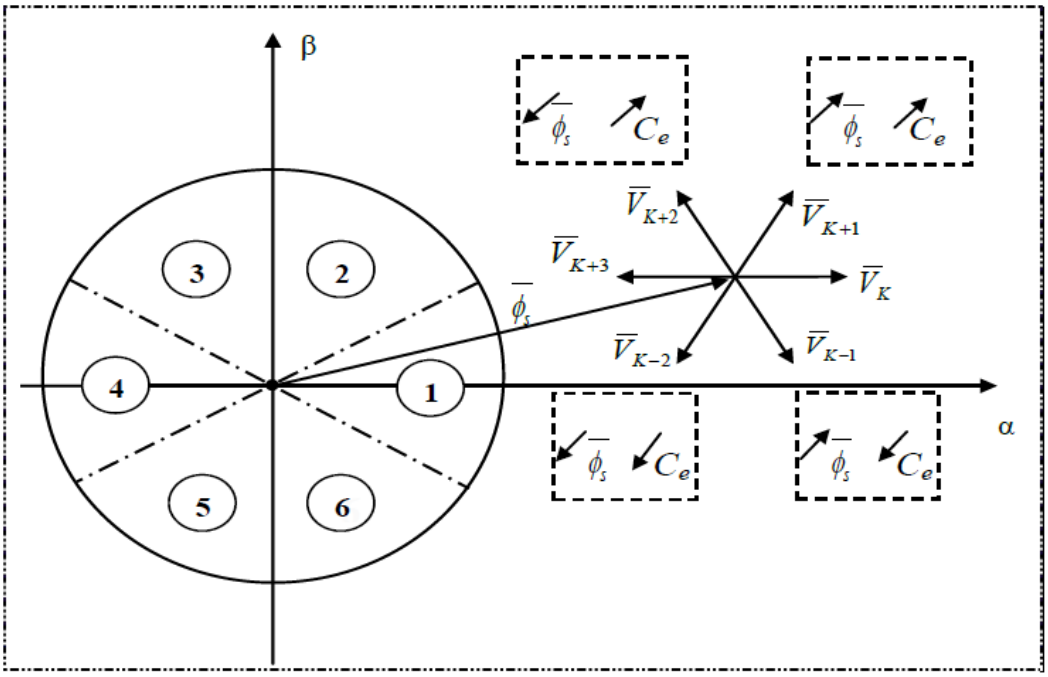
$$C_e = K\left(\overline{\emptyset}_s \times \overline{\emptyset}'_r\right) = K\left\|\overline{\emptyset}_s\right\|\left\|\overline{\emptyset}'_r\right\| \sin(\delta) \quad \text{(IV.6)}$$

Tel que : $k = \frac{P}{L_q}$

Le couple dépend donc de l'amplitude des deux vecteurss $\overline{\emptyset}_s$et $\overline{\emptyset}'_r$ et de leur position relative. Si l'on parvient à contrôler parfaitement le flux $\overline{\emptyset}_s$(à partir de $\overline{V}_s$) en module et en position, on peut donc contrôler l'amplitude de $\overline{\emptyset}_s$, et le couple électromagnétique de façon découplée.

IV.2.4. Choix du vecteur tension

En sélectionnant un vecteur approprié, l'extrémité du flux peut être contrôlée et déplacée de manière à maintenir l'amplitude du vecteur flux à l'intérieur d'une certaine fourchette. Le choix de $\overline{V}_s$ dépend de la variation souhaitée pour le module du flux, mais également de l'évolution souhaitée pour sa vitesse de rotation et par conséquent pour le couple. On délimite généralement l'espace d'évolution de $\overline{\emptyset}_s$ dans le référentiel fixe (stator), en décomposant en six zones symétriques par rapport aux directions des tensions non nulles [63], [64]. Lorsque le vecteur flux se trouve dans la zone numérotée k, les deux vecteurs $\overline{V}_k$ et $\overline{V}_{k+3}$ ont la composante de flux la plus importante. En plus, leur effet sur le couple dépend de la position du vecteur flux dans la zone. Ainsi ils ne sont jamais appliqués. Le contrôle du flux et du couple est assuré en sélectionnant un des quatre vecteurs non nuls ou un des deux vecteurs nuls. Le rôle du vecteur de tension sélectionné est décrit sur la figure (IV.5) [57], [55].



- Fig. IV.5: Sélection du vecteur de tension.

• Si$\overline{V}_{k+1}$ est sélectionné alors l'amplitude du flux croit et le couple croit.
• Si $\overline{V}_{k+2}$ est sélectionné alors l'amplitude du flux décroît et le couple croit.
• Si $\overline{V}_{k-1}$ est sélectionné alors l'amplitude du flux croit et le couple décroît.
• Si $\overline{V}_{k-2}$ est sélectionné alors l'amplitude du flux décroît et le couple décroît.
• Si $\overline{V}_0$ ou $\overline{V}_1$ est sélectionné, alors la rotation du flux $\overline{\emptyset}_s$ est arrêtée, d'où une décroissance du couple alors que le module de flux $\overline{\emptyset}_s$reste inchangée. Cependant le niveau d'efficacité de chaque vecteur dépend de la position du vecteur flux dans la zone k. En début de zone k, les vecteurs $\overline{V}_{k+1}$ et $\overline{V}_{k-2}$sont perpendiculaires au vecteur flux. Par conséquent leur composante

de flux est négligeable. Donc le changement du couple est très rapide et l'amplitude du flux ne change pas considérablement. A la même position les angles entre $\overline{V}_{k-1}$et $\overline{V}_{k+2}$ et le vecteur flux sont de 150° et de 30° respectivement. Donc leur composante de couple est très petite. Les variations de flux après l'application de ces deux vecteurs tensions sont importantes et les changements de couple sont très faibles [55], [57], [61].

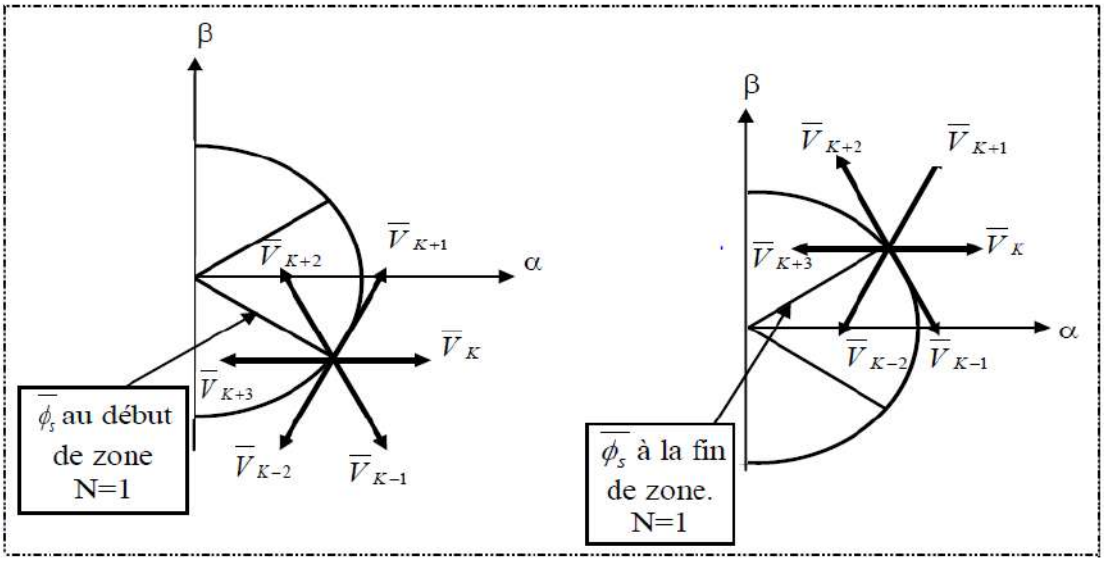


Fig. IV.6. Différents effets des vecteurs tensions au début et à la fin de la zone.

IV.2.5 Estimation du Flux et du Couple

Les principes de la DTC ont été décrits dans leur ensemble. Cependant, les consignes d'entrée du système de contrôle sont le couple et l'amplitude du flux statorique. Les performances du système de contrôle dépendent de la précision dans l'estimation de ces valeurs [56], [55], [58], [61].

IV.2.5.1 Estimation du flux statorique

L'amplitude du flux statorique est estimée à partir de ces composantes suivant les axes (α, β) à partir de l'équation suivante :

$$\overline{V}_s = R_s \overline{I}_s + \frac{d}{dt}\overline{\emptyset}_s \qquad \text{(IV.7)}$$

On obtient les tensions $V_{s\alpha}$et $V_{s\beta}$ composantes de $\overline{V}_s$ à partir de la tension d'entrée mesurée de l'onduleurU_s, des états de commande (C_{K1}, C_{K2}, C_{K3}) et en utilisant la transformation de CONCORDIA, on obtient :

$$\overline{V}_s = V_{s\alpha} + jV_{s\beta} \qquad \text{(IV.8)}$$

Le calcul des flux statoriques se fait selon les expressions suivantes :

$$\begin{cases}\widehat{\emptyset}_{s\alpha} = \int_0^t (V_{s\alpha} - R_s I_{s\alpha})\, dt \\ \widehat{\emptyset}_{s\beta} = \int_0^t (V_{s\beta} - R_s I_{s\beta})\, dt\end{cases} \quad \text{(IV.9)}$$

Le module du flux statorique s'écrit :

$$\angle\widehat{\emptyset}_s = \sqrt{\widehat{\emptyset}_{S\alpha}^2 + \widehat{\emptyset}_{s\beta}^2} \quad \text{(IV.10)}$$

La zone dans lequel se situe le vecteur $\overline{\emptyset}_s$est déterminée à partir de composantes $\widehat{\emptyset}_{s\alpha}et\widehat{\emptyset}_{s\beta}$ ˆ. L'angleθentre le référentiel statorique et le vecteur $\overline{\emptyset}_s$ est égal à **:**

$$\theta = \text{Arctg}\frac{\widehat{\emptyset}_{s\beta}}{\widehat{\emptyset}_{s\alpha}} \quad \text{(IV.11)}$$

Une fois les deux composantes de flux sont obtenues, le couple électromagnétique peut être estimé d'après sa formule rappelée ci-dessous :

$$\hat{C}_e = \frac{3}{2}P\left[\widehat{\emptyset}_{s\alpha} I_{s\beta} - \widehat{\emptyset}_{s\beta} I_{s\alpha}\right] \quad \text{(IV.12)}$$

L'estimation du flux statorique et du couple électromagnétique nécessite la connaissance préalable des composantes du courant et celles de la tension statoriques. Elle est retenue dans le cas d'une commande non linéaire appliquée au GSAP en particulier et surtout la commande par DTC [28].

IV.2.6 Elaboration du vecteur de commande pour la DTC

IV.2.6.1. Le correcteur du flux

Son but est de maintenir l'extrémité du vecteur $\overline{\emptyset}_s$ dans une couronne circulaire comme le montre la figure (IV.7). La sortie du correcteur doit indiquer le sens d'évolution du module de $\overline{\emptyset}_s$, afin de sélectionner le vecteur de tension correspondant. Pour cela un simple correcteur à hystérésis à deux niveaux convient parfaitement, et permet de plus d'obtenir de très bonnes performances dynamiques. La sortie du correcteur est représentée par une variable booléenne (Cflx) et indique directement si l'amplitude du flux doit être augmentée (Cflx=1) ou diminuée (Cflx=0) de façon à maintenir [57-61]:

$$\left|\emptyset_s^* - \tilde{\emptyset}_s\right| \leq \varepsilon_\emptyset \quad \text{(IV.13)}$$

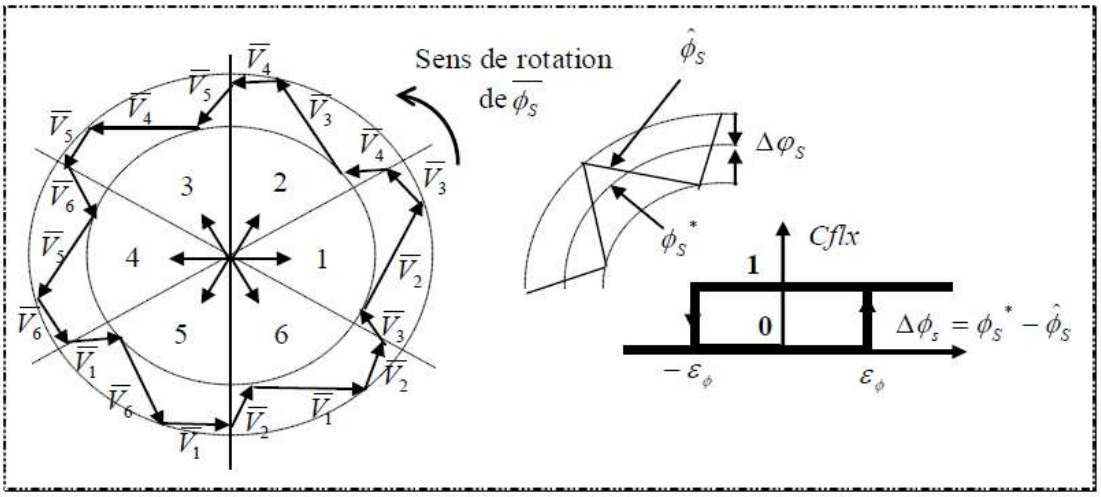


Fig. IV.7. Correcteur de flux à hystérésis et sélection des vecteurs tensions.

On peut écrire ainsi :

$$\begin{cases} \textbf{Si} \quad \Delta\emptyset_{\mathbf{s}} > \boldsymbol{\varepsilon}_{\emptyset} & \text{alors Cflx} = 1 \\ \textbf{Si} \quad \mathbf{0} \le \Delta\emptyset_s \le \varepsilon_{\emptyset} \quad \text{et} \quad \dfrac{d\Delta\emptyset_s}{dt} > 0 & alors\ Cflx = 0 \\ \textbf{Si} \quad \mathbf{0} \le \Delta\emptyset_s \le \varepsilon_{\emptyset} \quad \text{et} \quad \dfrac{d\Delta\emptyset_s}{dt} < 0 & alors\ Cflx = 1 \\ \textbf{Si} \quad \Delta\emptyset_s \le -\varepsilon_{\emptyset} & \text{alors Cflx} = 0 \end{cases}$$

En effet, si on introduit l'écart $\Delta\emptyset_{\mathbf{s}}$, entre le flux de référence $\emptyset_s^*$ et le flux estimé $\tilde{\tilde{\emptyset}}_s$ dans un comparateur(correcteur)à hystérésis à deux niveaux, celui-ci génère à sa sortie la valeur (Cflx= +1) pour augmenter le flux et (Cflx=0) pour le réduire; cela permet de plus d'obtenir une très bonne performance dynamique du flux. Ainsi, seul les vecteurs $\overline{V}_{K+1}$ou $\overline{V}_{K-1}$ peuvent être sélectionnés pour faire évoluer le vecteur de flux statorique $\emptyset_s$. Par contre, ce correcteur ne permet pas l'inversion du sens de rotation du vecteur de flux $\emptyset_s$.

IV.2.6.2. Le correcteur du couple

Le correcteur de couple a pour fonction de maintenir le couple dans les limites de façon à maintenir :

$$\left|C_e^* - \tilde{\tilde{C}}_e\right| \le \varepsilon_{Ce} \qquad \text{(IV.14)}$$

Cependant une différence avec le contrôle du flux est que le couple peut être positif ou négatif selon le sens de rotation de la machine. Deux solutions peuvent être envisagées:
• un correcteur à hystérésis à deux niveaux.
• un correcteur à hystérésis à trois niveaux.

IV.2.6.2.1. Le correcteur à deux niveaux

Ce correcteur est identique à celui utilisé pour le contrôle du module de $\emptyset_s$.. Il n'autorise le contrôle du couple que dans un seul sens de rotation. Ainsi seuls les vecteurs $\overline{V}_{K+1}$et $\overline{V}_{K+2}$ epeuvent être sélectionnés pour faire évoluer le flux. Par conséquent, la diminution du couple est uniquement réalisée par la sélection des vecteurs nuls. Avec ce correcteur, pour inverser le sens de rotation de la machine il est nécessaire de croiser deux phases de la machine. Cependant ce correcteur est plus simple à implanter [56], [57].

IV.2.6.2.2. Le correcteur à hystérésis à trois niveaux

Le correcteur à hystérésis à trois niveaux(-1, 0, 1) permet de contrôler le moteur dans les deux sens de rotation , soit pour un couple positif ou négatif [60]. Ce correcteur est modélisé par l'algorithme (IV.15), tels que (Ccpl) représente l'état de sortie du comparateur et ε_{Ce} la limite de la bande d'hystérésis (voir figure III.8) :

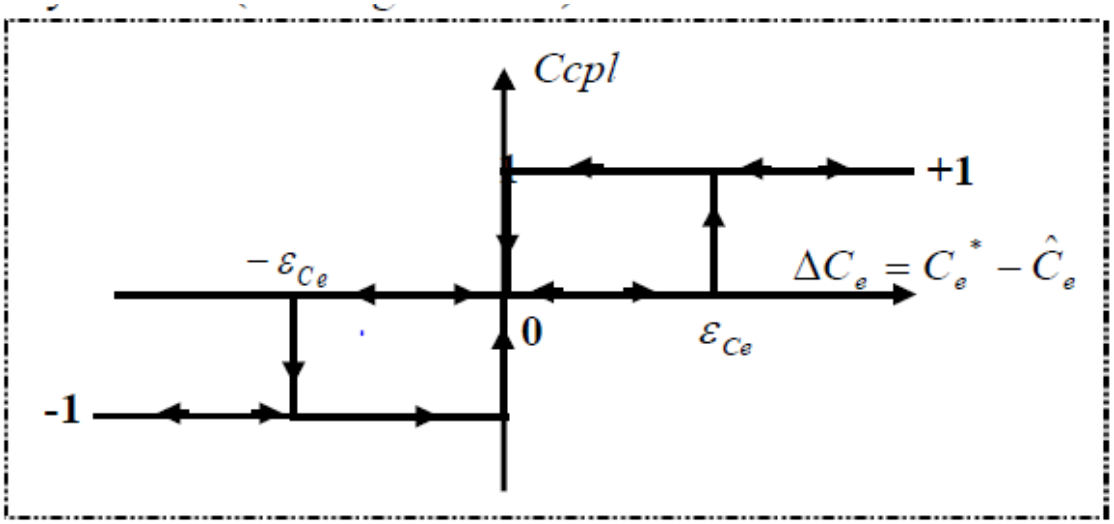


Fig. IV.8.Comparateur à hystérésis à trois niveaux utilisé pour le réglage du couple Électromagnétique.

On peut écrire alors :

$$\begin{cases} \text{Si} \quad \Delta C_e > \varepsilon_e & \text{alors } CcPl = 1 \\ \text{Si} \quad 0 \le \Delta C_e \le \varepsilon_e \quad \text{et} \quad \frac{d\Delta C_e}{dt} > 0 & alors\ CcPl = 0 \\ \text{Si} \quad 0 \le \Delta C_e \le \varepsilon_e \quad \text{et} \quad \frac{d\Delta C_e}{dt} < 0 & alors\ CcPl = 1 \\ \text{Si} \quad \Delta C_e \le -\varepsilon_e & \text{alors } CcPl = -1 \\ \text{Si} \quad -\varepsilon_e \le \Delta C_e < 0 \quad et \quad \frac{d\Delta C_e}{dt} > 0 & alors\ CcPl = 0 \\ \text{Si} \quad -\varepsilon_e \le \Delta C_e < 0 \quad et \quad \frac{d\Delta C_e}{dt} < 0 & alors\ CcPl = -1 \end{cases} \qquad \text{(IV.15)}$$

En Introduisant l'écart $\Delta\mathbf{C_e}_e$ entre le couple électromagnétique de référence C_e^* et celui estimé $\hat{C}_e^*$ dans un comparateur à hystérésis à trois niveaux, celui-ci génère la valeur (Ccpl=1) pour augmenter le couple, (Ccpl= -1) pour le réduire et (Ccpl= 0) pour le maintenir constant dans une bande ε_{Ce} autour de sa référence. Ce choix d'augmenter le nombre de niveaux est proposé afin de minimiser la fréquence de commutation moyenne des interrupteurs, car la dynamique du couple est généralement plus rapide que celle du flux. De plus, ce correcteur autorise une décroissance rapide du couple, en effet, pour diminuer la valeur de celui-ci, en plus des vecteurs nuls (arrêt de la rotation de $\overline{\emptyset_s}$), par exemple on peut appliquer les vecteurs $\overline{V}_{K+1}$ ou $\overline{V}_{K+2}$, si l'on choisit un sens de rotation positif (sens trigonométrique). Dans ce cas, le flux $\overline{\emptyset_s}$ rattrapera d'autant plus vite le flux $\overline{\emptyset_s}$ que ce dernier ne se contente pas seulement de "l'attendre : cas de l'application des vecteurs nuls" mais "va à sa rencontre : inversion du sens de rotation de $\overline{\emptyset_s}$".

IV.2.7. Élaboration de la table de commutation

On élabore la table de vérité en se basant sur les erreurs du flux et du couple $\Delta\emptyset_s$ et ΔC_e, et selon la position du vecteur de flux statorique (N=1,..,6). Le partage du plan complexe en six secteurs angulaires selon la figure (IV.5) permet de déterminer, pour chaque secteur donné, la séquence de commande des interrupteurs de l'onduleur qui correspond aux différents états des grandeurs de contrôle $\Delta\emptyset_s$ et ΔC_e suivant la logique du comportement de flux et de couple vis-à-vis de l'application d'un vecteur de tension statorique [28]. Le tableau (IV.1) résume l'action combinée de chaque configuration sur le flux statorique et le couple électromagnétique.

	AUGMENTATION	DIMINUTION
$\emptyset_s$	V_{K-1}, V_K et V_{K+1}	V_{K+2}, V_{K+3} et V_{K-2}
C_e	V_{K+1}, et V_{K+2}	V_{K-1}, et V_{K-2}

Tableau (I.V.1) **:** Table de commutation.

Les tableaux ci-dessous résument, de façon générale, les séquences de tension actives à appliquer pour augmenter ou diminuer le module du flux statorique et le couple électromagnétique en fonction du secteur.

	N=1	N=2	N=3	N=4	N=5	N=6
$\emptyset_s \uparrow$	V_6, V_1, V_2	V_1, V_2, V_3	V_2, V_3, V_4	V_3, V_4, V_5	V_4, V_5, V_6	V_5, V_6, V_1
$\emptyset_s \downarrow$	V_3, V_4, V_5	V_4, V_5, V_6	V_5, V_6, V_1	V_6, V_1, V_2	V_1, V_2, V_3	V_2, V_3, V_4

Tableau (IV.2) : Table de commande du flux.

	N=1	N=2	N=3	N=4	N=5	N=6
$C_e \uparrow$	V_2V_3	V_3V_4	V_4V_5	V_5V_6	V_6V_1	V_1V_2
$C_e \downarrow$	V_5V_6	V_6V_1	V_1V_2	V_2V_3	V_3V_4	V_4V_5

Tableau (IV.3) : Table de commande du couple.

Finalement, la comparaison des tables de commande du module du flux statorique et du couple électromagnétique permet la synthèse finale d'une seule table de commande, mais on peut la décomposer en deux autres tables, la première avec vecteurs tension nuls et la deuxième avec vecteurs tension active :

Flux	Couple	N=1	N=2	N=3	N=4	N=5	N=6	Correcteur
	Ccpl=1	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	V_2	2 Niveaux
Cflx=0	Ccpl=0	V_0	V_7	V_0	V_7	V_0	V_7	
	Ccpl=-1	V_5	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4	3Niveaux
	Ccpl=1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	2 Niveaux
Cflx=1	Ccpl=0	V_7	V_0	V_7	V_0	V_7	V_0	
	Ccpl=-1	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5	3Niveaux

Tableau (IV.4) : Stratégie de contrôle avec comparateur à hystérésis à trois niveaux avec les vecteurs de tensions nuls.

En sélectionnant l'un des vecteurs nuls, la rotation du flux statorique est arrêté et entraîne aussi une décroissance du couple, nous choisissons V_0 ou V_7 de manière à minimiser le nombre de commutation d'un même interrupteur de l'onduleur.

Flux	Couple	N=1	N=2	N=3	N=4	N=5	N=6	Correcteur
	Ccpl=1	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	V_2	2 Niveaux
Cflx=0	Ccpl=0	V_4	V_5	V_6	V_1	V_2	V_3	
	Ccpl=-1	V_5	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4	3Niveaux
	Ccpl=1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	2 Niveaux
Cflx=1	Ccpl=0	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	
	Ccpl=-1	V_6	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5	3Niveaux

Tableau (IV.5) : Stratégie de contrôle avec comparateur à hystérésis à trois niveaux avec les vecteurs de tension non nuls.

IV.2.8 Structure générale de la DTC appliquée a la MSAP

La Figure (IV.9) représente la structure générale du contrôle direct du couple d'une machine synchrone à aimant permanent alimentée par un onduleur à deux niveaux de tension. A chaque période d'échantillonnage T_e on fait une estimation du flux statorique et du couple électromagnétique à partir de la mesure des courants statoriques et de la connaissance du vecteur tension imposé. La vitesse de rotation est mesurée par le capteur, comparée avec une référence, l'erreur de cette comparaison passe par un régulateur de type PI pour construire la référence du couple.

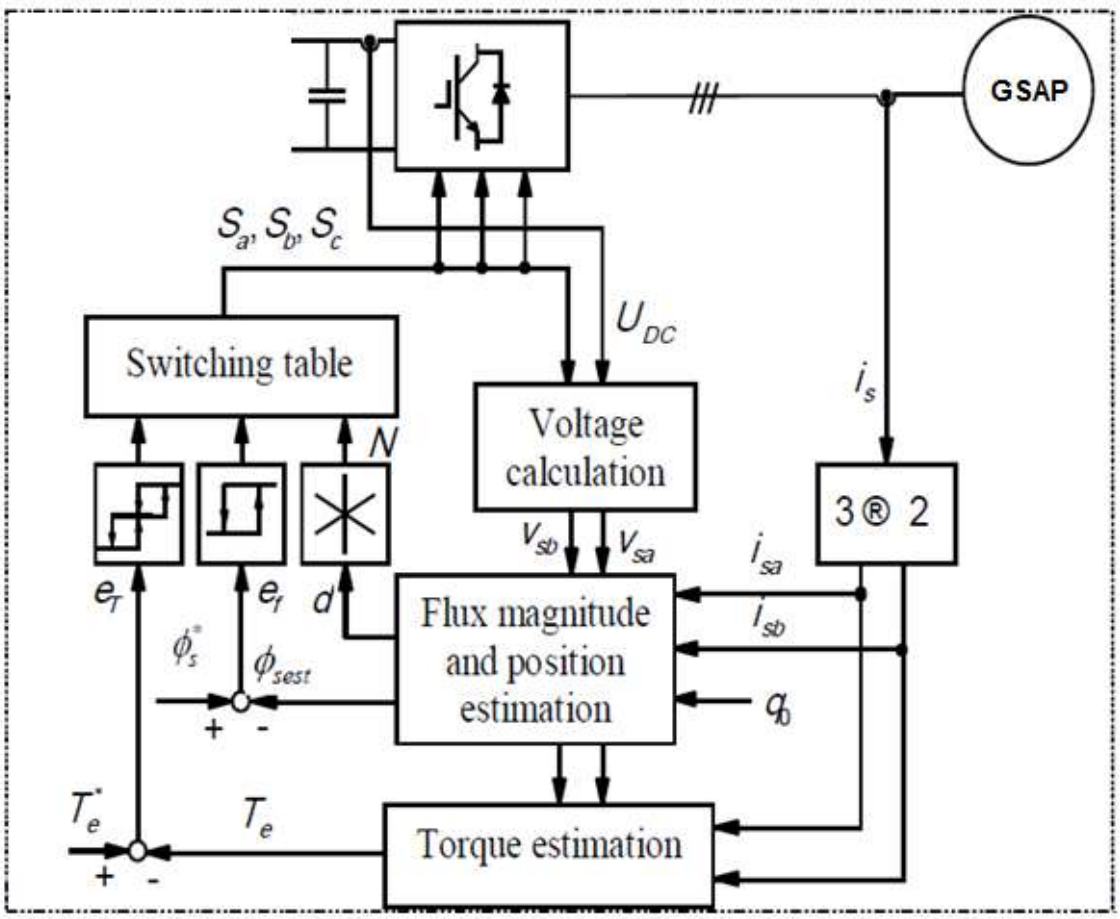


Fig. IV.9. Schéma de la structure générale du contrôle direct du couple de la GSAP.

IV.3.Résultats de simulation de la DTC appliquée a la GSAP

La structure détaillée de la commande directe de couple DTC de la GSAP est présentée par la Fig. IV.1. Le système de conversion éolien constituer du (turbine + GSAP + Redresseur à MLI) et sa commande DTC a été testée par simulation sous environnement Matlab Simulink. Le schéma de principe de la commande est donné par la figure IV.1

Un vent de 6m/s à 7.5 m/s est appliqué sur les pales ce qui correspond à un mode hypo-synchrone de la chaine de conversion. La GSAP tourne en dessous de la vitesse de synchronisme (Fig. IV.10). Nous utilisons le bloc MPPT afin de fonctionné le système éolien dans la zone de fonctionnement optimal (zone 2), c'est-à-dire qu'il produit le maximum de couple (couple de référence) en fonction de la vitesse du vent.

Ainsi, Les figures IV.10, 11et 12 présentes les résultats de simulations pour la commande directe de couple et le flux du stator. Dans la figure IV.10 nous apercevons les performances de réglage de vitesse da la GSAP obtenus par la stratégie MPPT. Notons que le bloc MPPT délivre un coulpe de référence optimale. La figure IV.12, montre que les deux

composantes du flux $\psi_{r\alpha}$ et $\psi_{r\beta}$ sont en quadrature et que le vecteur flux statorique suit sa référence et décrit une trajectoire quasi-circulaire comme le montre la figure IV.11.

La figure IV.11, illustre les réponses du système et montrent la haute dynamique du couple, on constate que le contrôleur à trois niveaux permet le contrôle de la machine dans les deux sens de rotation, mais avec un nombre de commutations plus élevées ce qui augmente les pertes par commutation des interrupteurs. On peut ainsi conclure que l'ensemble des six vecteurs tension actifs fournis par le convertisseur à 2-niveaux sont suffisant pour garantir la stabilité de la régulation découplée du couple et du flux statorique

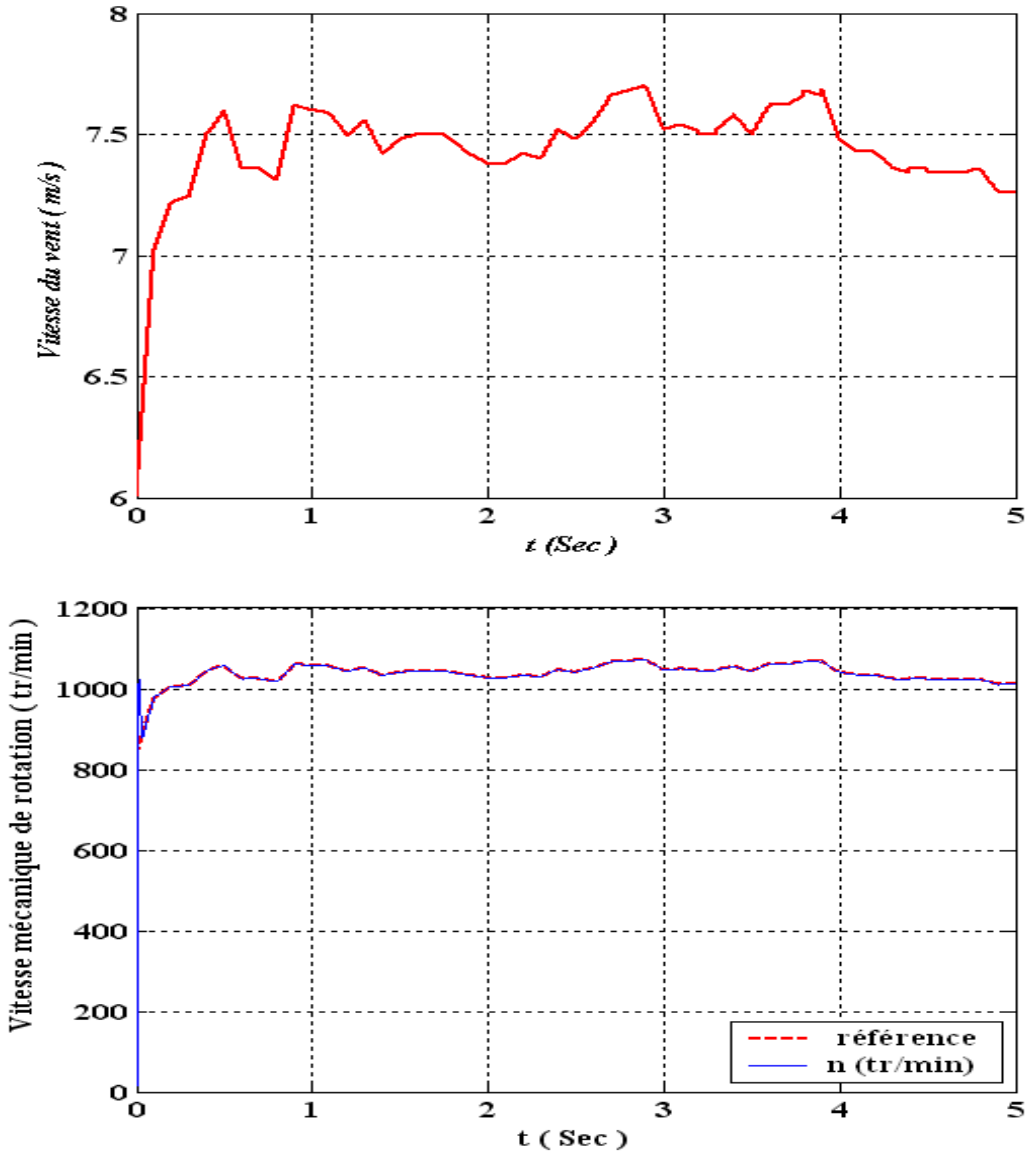


Fig. 10. Profil du vent et la vitesse de rotation avec sa référence

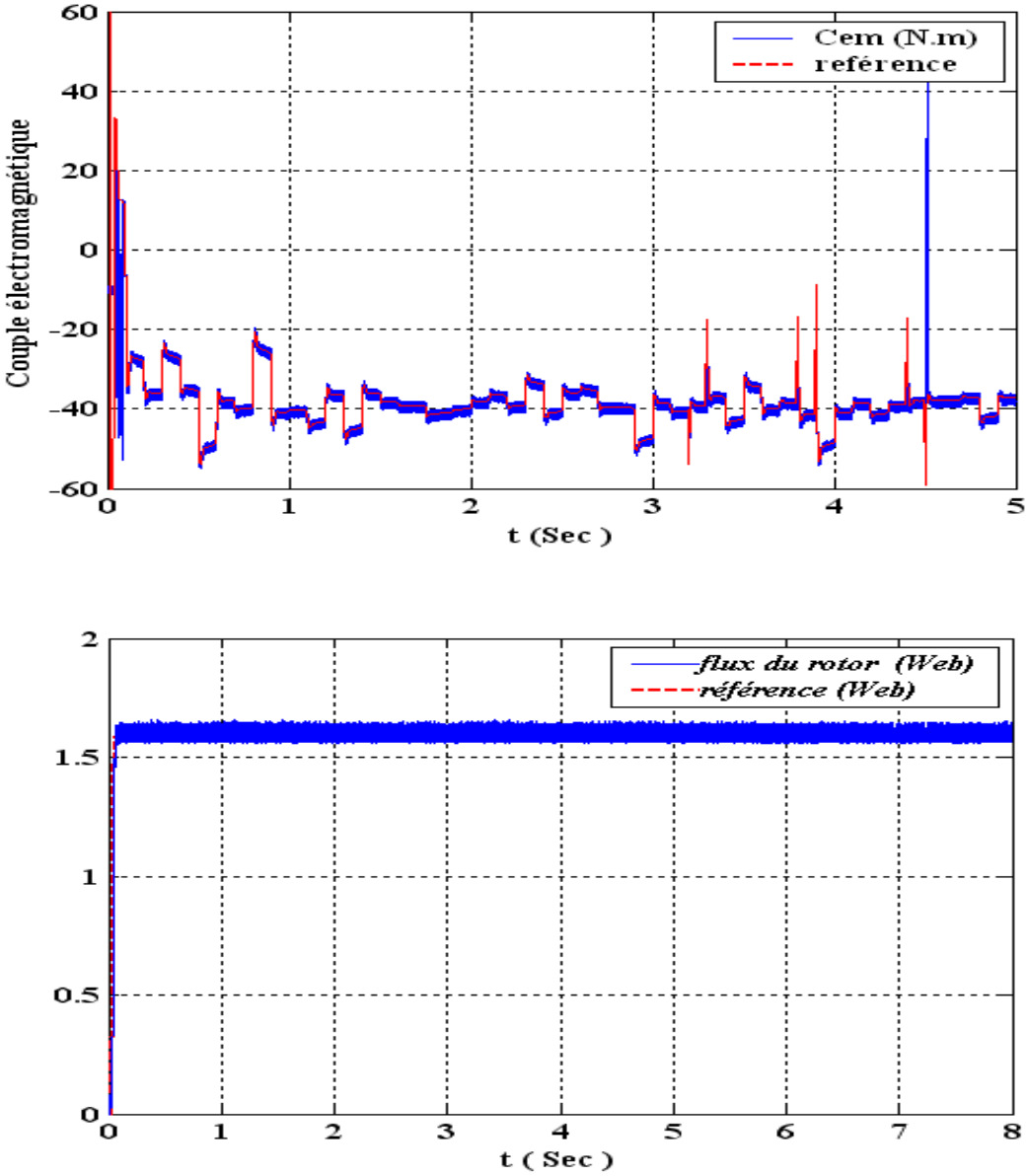


Fig. IV11. Couple électromagnétique et le flux du stator

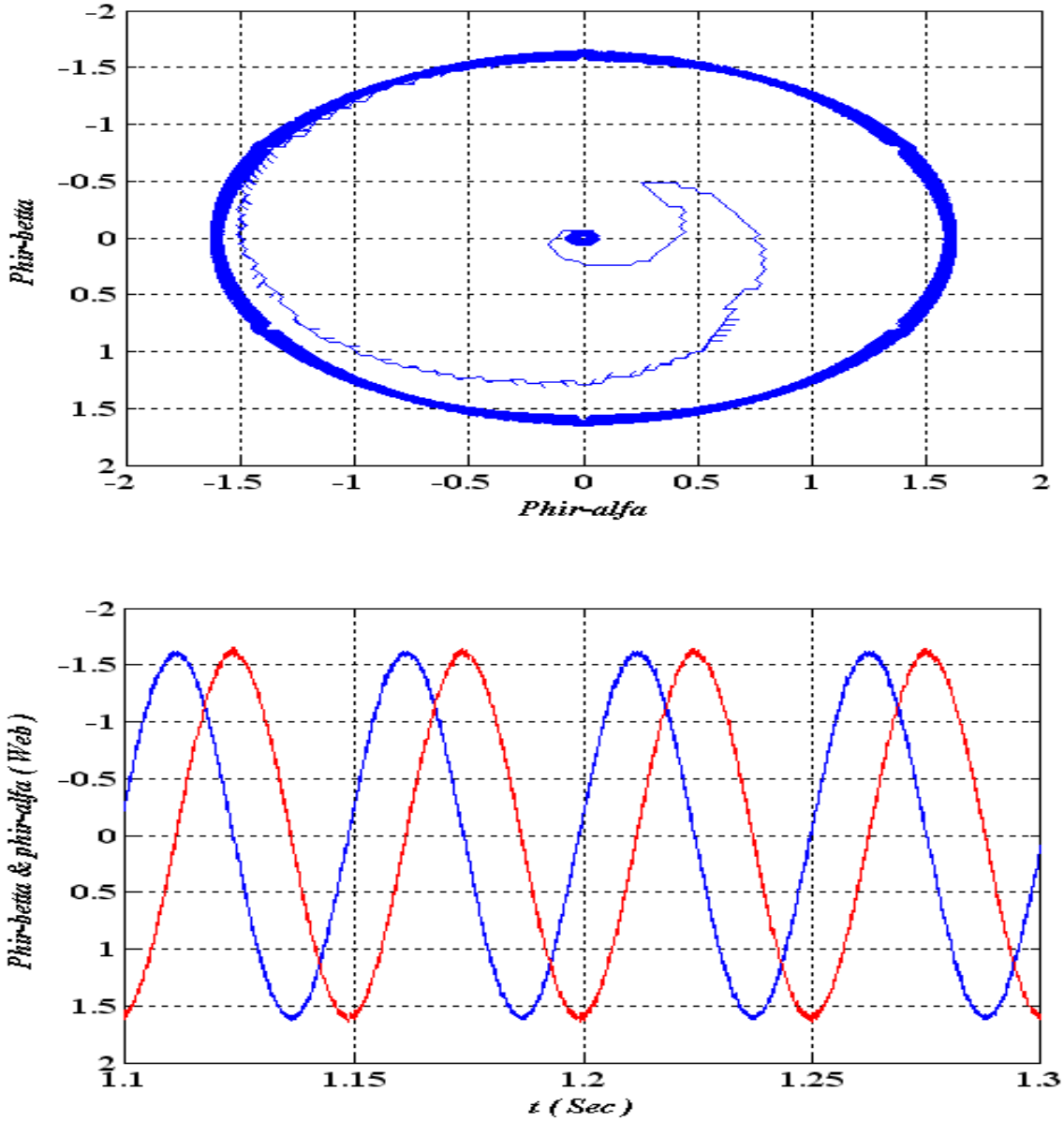


Fig. IV12. Flux statorique dans le plan (α,β)

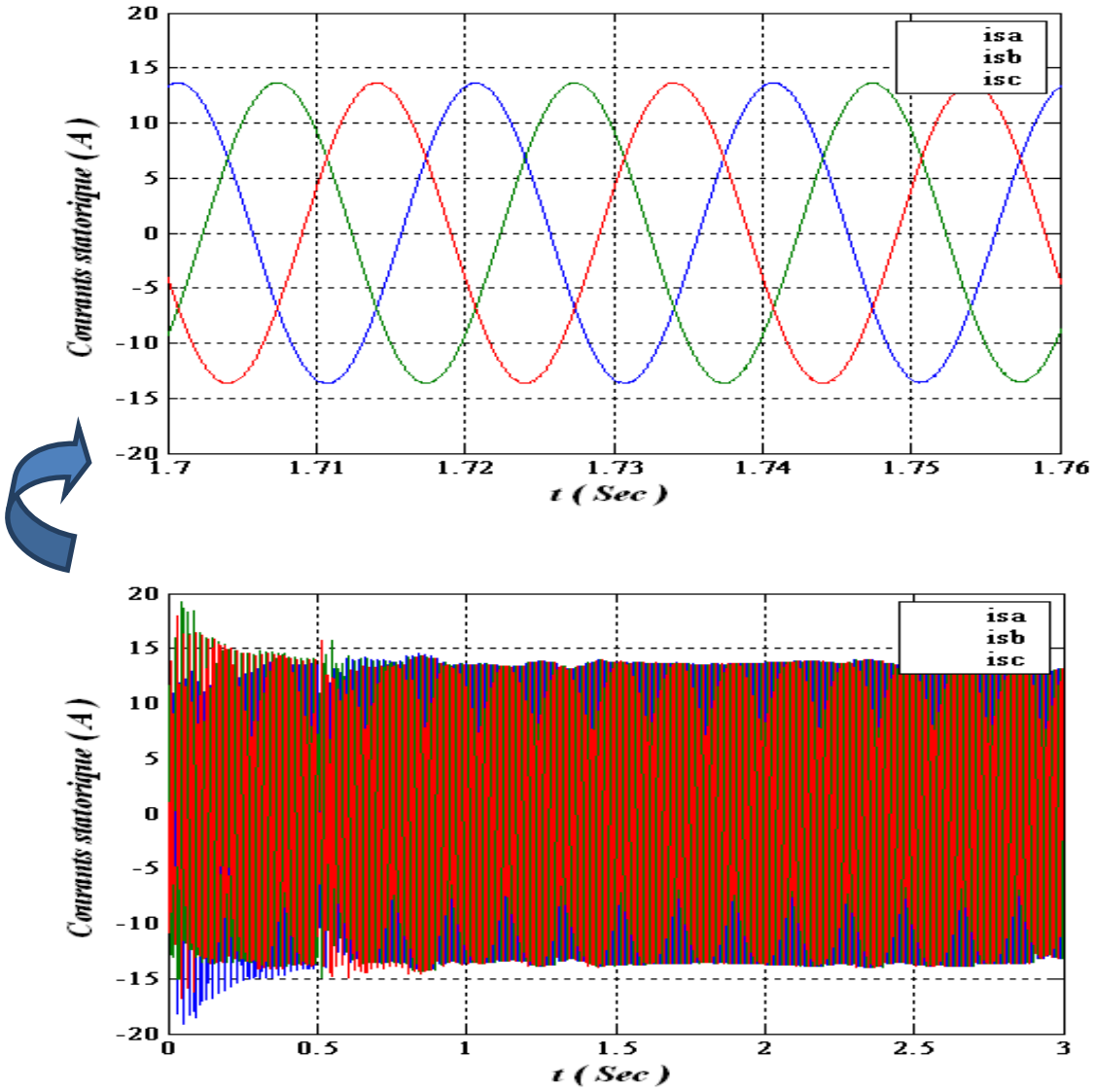


Fig. 13. Courants statorique des phases et leurs zooms

Conclusion Générale

L'objectif principal de ce mémoire était la modélisation et la commande vectorielle d'une Génératrice Synchrone à Aimant Permanant, ainsi que l'apport qu'elle pourrait apporter dans un système éolien à vitesse variable. Pour cela on a traité les aspects qui englobent le développement d'un tel système : l'état de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne, la modélisation, l'analyse de fonctionnement et la commande. Dans le contexte d'énergie éolienne un état de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne est présenté dans le premier chapitre. La production de l'énergie éolienne est de plus en plus importante et alors de nouvelles constructions apparaissent. Cette évolution dynamique est surtout visible dans le domaine du grand éolien grâce au développement de nouvelles technologies telles que les matériaux de construction, l'électronique de puissance et les techniques de commande. Le pouvoir politique est aussi dans une grande partie moteur de développement durable. Notre étude nous a permis de réaliser une modélisation complète et globale d'un système de conversion d'énergie éolienne. Cette modélisation se démarque principalement par l'approche différente qui a été faite de la partie mécanique qui fait appel aux calculs aérodynamiques pour déterminer les relations liant la vitesse du vent, le couple et la vitesse de l'hélice. Tout cela a été conçu autour d'une GSAP.

Dans le deuxième chapitre nous avons décrit les trois parties essentielles du système de conversion éolienne, la première représente la partie mécanique qui contient la turbine et l'arbre de la génératrice. Dans la deuxième partie de ce chapitre, nous avons étudié la modélisation de la machine synchrone à aimant permanent, fonctionnement en génératrice. En se basant sur quelques hypothèses simplificatrices, un modèle mathématique a été établi. Nous avons constaté que le modèle de la machine synchrone à aimant permanent est un système à équations différentielles dont les coefficients sont des fonctions périodiques du temps, la transformation de Park nous a permis de simplifier ce modèle. Des résultats de simulation sont présentés. Dans le troisième chapitre, on a présenté la commande vectorielle de la machine synchrone à aimant permanent pilotée à l'aide de convertisseur électronique à commande MLI vectorielle (machine- convertisseur MLI vectorielle). Ce convertisseur joue le rôle d'un redresseur à transistors à commutation forcée. Cette combinaison électrique nous a permis d'exécuter la stratégie de commande conçue à ce système éolien étudié qui était l'extraction du maximum de puissance appelée "MPPT" à l'aide d'un asservissement de vitesse réglée par un correcteur PI. L'analyse des résultats obtenus dans ce chapitre montre clairement un degré d'efficacité acceptable de la régulation choisie qui fait ramener le système à son point optimal après une variation de la vitesse du vent. Dans le dernier chapitre, où on a apporté sur l'amélioration des performances de la commande directe du couple (DTC) de la machine synchrone à aimants permanents en guise de solution aux problèmes rencontrés dans la commande vectorielle par orientation de flux (FOC). La commande DTC est robuste vis-à-vis la variation paramétrique de la machine et ne nécessite pas de capteur de position. De plus, elle offre un certain nombre d'avantages considérables par rapport à la commande vectorielle. Cependant ces stratégies ont aussi des inconvénients importants. D' une part, la fréquence de commutation est fortement variable, ce qui peut entraîner des problèmes de bruits acoustiques, de compatibilité électromagnétique et d'excitation des modes de résonance mécanique. D' autre part, l'amplitude des ondulations du flux et du couple est plusieurs fois supérieure à la largeur de sa bande d'hystérésis et typiquement supérieure à celle pouvant être obtenue avec une loi de commande faisant appel à un module MLI pour une fréquence de découpage identique.

BIBLIOGRAPHIE

[1] Albert Betz : Windenergie und ihre Ausnutzung durch Windmühlen, Vandenhoeck and Ruprecht, Göttingen, 1926, (ISBN 3-922964-11-7).

[2] Prof. Dr. Manfred Stiebler, «Wind Energy Systems for Electric Power Generation» Springer Series in Green Energy and Technology ISSN 1865-3529- 2008, Springer-Verlag Berlin Heidelberg

[3] S.R.Guda, « Modeling and power management of a hybrid wind-microturbine powergeneration ». thèse de master de l'université de Bozeman, Monata. Juillet 2005

[4] H. Camblong «Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans les générations d'électricité par des aérogénérateurs a vitesse variable», thèse de doctorat, option automatique de l'école nationale supérieure d'arts et métiers centre de Bordeaux, 08 décembre 2003.

[5] C. Benoudjit «Etude pour la conception d'un banc d'essais pour énergie renouvelable », mémoire magistère de l'université de EL Hadj Lakhdar –Batna, juin 2004.

[6] F. POITIERS «Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne-Machine asynchrone à cage autonome-Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau» Thèse de Doctorat Université de Nantes, 2003.

[7] TIR ZOHEIR «Contribution à l'Etude d'un Aérogénérateur Asynchrone en Cascade» mémoire de magister Université Ferhat Abbas de Setif, 2010.

[8] Dr. Gary L. Johnson, « Wind Energy Systems », Chapter 1-Wind Turbine Power, Nov,2001.

[9] A.S. Toledo, 'Commande Directe et Observation des Convertisseur de Puissance Application à l'Onduleur de Tension Triphasé', Thèse de Doctorat, Ecole Doctorale de l'Institut National Polytechnique, Grenoble, 2000

[10] Communication, 'Les Moteurs Synchrones et leurs Applications Industrielles',Journées de l'Enseignement, de l'Electrotechnique et de l'Electronique Industrielle, SEE-MAFPEN, Gif-sur-Yvette, Mars 1995

[11] M.Adem, « Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance ». thèse de doctorat de l'institut national polytechnique de Toulouse. Avril 2005

12] Observatoire des énergies renouvelables –Quinzième inventaire, Edition 2013 -EurObserv'ER http://www.energies-renouvelables.org

[13] P. Leconte, M. Rapin, E. Szechenyi, « Éoliennes », Techniques de l'Ingénieur, BM 4 640.

[14] HARITZA CAMBLONG «Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'électricité par des aérogénérateurs a vitesse variable » thèse de doctorat de l'école nationale supérieure d'arts et métiers, 2003.

[15] M. LOPEZ «contribution a l'optimisation d'un système de conversion éolien pour une unité de production

[16] Mohammad S. Widyan, «Design, Optimization, Construction and Test of Rare-Earth Permanent-Ma achines with New Topology for Wind Energy Applications», Thèse de doctorat ,Université de Berlin 2006, D83

[17] J. Marques, H. Pinheiro, H. A. Gründling, J. R. Pinheiro and H. L. Hey, «A survy on

variable-speed wind turbine system», Federal University of Santa Maria – UFSM. Group

of Power Electronics and Control – EPOC. 97015-900, Santa Maria, RS, Brazil.

[18] Y. Chen, P. Pillay, A. Khan, « PM Wind Generator Topologies », IEEE Transaction on industry application, vol. 41, No. 6, Novembre/Décembre 2005.

[19] F. Sahin, « Design and development of a high-speed axial-flux permanent magnet machine », thèse de doctorat de l'Université d'Eindhoven, 2001.

[20] « Convertisseurs et machines électriques » Techniques de l'Ingénieur, D 3 960 isolée» Thèse de Doctorat de l'Université de Paris-sud11

[21] Guy Cunty, « Eoliennes et aérogénérateurs, guide de l'énergie éolienne », Edissud, Aixen-Provence, 2001, www.edisud.com

[22] S. El Aimani, « Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension », thèse de doctorat de l'école centrale de Lille (ECL).

[23] M. Chinchilla, S. Arnaltes, J. Carlos Burgos, « Control of Permanent-Magnet Generators Applied to Variable-Speed Wind-Energy Systems Connected to the Grid»,

[24] R. Esmaili,L.Xu, «Sensorless Control of Permanent Magnet Generator in Wind Turbine [25] B.Singh, B.P.Singh, S.Dwivedi, «A State of Art on Different Configurations of Permanent Magnet Brushless Machines», IE(I) Journal−EL, Vol 87 , June 2006

[26] S. El Aimani, « Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension », thèse de doctorat de l'école centrale de Lille (ECL) , 2005.

[27] Y. A. Chapuis, "Commande Directe du Couple d'une Machine Asynchrone par le Contrôle Direct de son Flux Statorique", Thèse de Doctorat de l'INP de Grenoble, France 1996.

[28] C. Carlos, "Modélisation Contrôle Vectoriel et DTC, Commande des Moteurs Asynchrone 1", Edition Hermes Science Europe, 2000.

[29] R. Toufouti," Contribution a la commande directe du couple de la machine asynchrone", Thèse de doctorat, Université de Constantine, 2008.

[30] Heath Hofmann, Seth R. Sanders, “ Speed-Sensorless Vector Torque Control of Induction Machines Using a Two-Time-Scale Approach” , IEEE Transactions On Industry Applications, Vol. 34, No. 1, January/February 1998.

[31] Casadei, D.; Profumo, F.; Serra, G.; Tani, A ‘’FOC and DTC: Two Viable Schemes for Induction Motors Torque Control’ ’ , Power electronics, IEEE Transactions on volume 17, issue 5, Sep 2002 page(s): 779 – 787.

[32] P. A. Arias, "Improvements in Direct Torque Control of Induction Motors", Thèse de Doctorat, Université de Catalunya, Espagne, 2000.

[33] I. Takahashi, Y.Ohmori, "High-Performance Direct Torque Control of an Induction Motor", In Proceedings of IEEE Transactions on Industry Applications, Vol.25, pp. 257-264, March/April 1989.

[34] M. F. Rahman, L. Zhong, and M E. Haque, "Voltage Switching Tables for DTC Controlled Interior Permanent Magnet Motor", Journal of Electrical and Electronics Engineering, Special Issue on Power Engineering, Vol. 20, No. 1, pp. 1-7, Australia, 2000.

[35] M. F. Rahman, L. Zhong, and K. W. Lim, "A Direct Torque Controlled Interior Magnet Synchronous Motor Drive Incorporating Field Weakening", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 34, No. 6, pp. 1246-1253, November/December 1998.

[36] J. Luukko, "Direct Torque Control of Permanent Magnet Synchronous Machine – Analysis and Implementation",

[37] L. Zhong, M. F. Rahman, W.Y. Hu, Lim K. W, and M. A. Rahman, "A Direct Torque Controller for Permanent Magnet Synchronous Motor Drives", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 14, No. 3, pp. 637-642, September 1999.

[38] B. Mokhtari, "Implantation de la DTFC par des Techniques de l’Intelligence Artificielle Neuronale et Floue : Application à la Machine Asynchrone Alimentée par des Onduleurs de Tension à deux et trois Niveaux", Thèse de Magister; université de Batna, 2004.

[39] M. Kadjoudj, C. Ghennai, C. Bouchareb, and N. Golea, "Variable Band Hysteresis Controller for Direct Torque Control of PMSM Drive", In Proceedings of MS’02 conference, Girona, Spain 2002.

[40] L. Tang and M. F. Rahman, "A Matlab/Simulink Model Based on Power System Blockset –A New Direct Torque Control Strategy for Interior Permanent Magnet Synchronous Machine Drive System ", In Proceedings of AUPEC’01, Australian University, Power Engineering Conference, Perth, Australia, pp. 281-286, 2001.

[41] Z. Rabah," Contrôle Direct du Couple d’une Machine Asynchrone Alimentée par des Onduleurs Multi-niveaux" , Thèse de doctorat de l’ENP El-Harrach, 2007.

[42] Lai, Yen-Shin and Jain-HO Chen, “ A New Approach to Direct Torque Control of Induction Motor Drives for Constant Inverter Switching Frequency and Torque Ripple Reduction” , IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 16, No. 3, Sep. 2001, pp. 220-227.

[43] M. Staebler, ‘’TMS320F240 DSP solution for obtaining resolver angular position and speed’’, Texas Instruments, Application report, Feb. 2000.

[44] D.Morales, J.C. Vannier, «Unit Sizing of Small Hybrid Renewable Energy Conversion Systems under Uncertainty», Proc. of the International Conference on Electric Machines,Poland, 2004

[45] S. Vijayalakshmi, Saikumar.S, Saravanan.S,R.V.Sandip, V. Sridhar, «Modelling and controlof a Wind Turbine using Permanent Magnet Synchronous Generator»,International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST), Vol. 3 No. 3 March 2011

[46] M.Yin, G. Li, M. Zhou, C. Zhao, «Modeling of the Wind Turbine with a Permanent Magnet Synchronous Generator for Integration» 1-4244-1298-6/07/2007 IEEE.

[47] A. Cimpoeru, «Encoderless Vector Control of PMSG for Wind Turbine Applications» Thèse de Master, 2010,Université d' AAlborg , Institut des Technologies d'Energie.

[48] W. Kaewjinda1, M. Konghirun2, «Vector Control Drive of Permanent Magnet synchronous Motor Using Resolver Sensor», ECTI Transactions on Electrical Eng,Electronics, and Communications vol.5, no.1 February 2007

[49] S. El Aimani, B. Fran¸cois, B. Robyns, « Modélisation de générateurs éoliens à vitesse variable Connectés à un bus continu commun» Forum International sur les Energies Renouvelables, FIER 2002, T´etouan, Maroc, 8-10 mai 2002.

[50] S. Achilles, M. Poller, « Direct Drive Synchronous Machine Models for S

[51] Lateb R., '' Modélisation des machines asynchrones et synchrones a aimants avec prise en compte des harmoniques d'espace et de temps : application a la propulsion marine par POD'', Thèse de l'institut National Polytechnique de Lorraine, 2006.

[52]Leonhard W.," Control of Machines with the Help of Microelectronics" , Third IFAC Symposium on Control in Power Electronics and Electrical Drives, Lausanne, Sept 1994, pp. 35-58.

[53] Ludtke, I, Jayne M. G. " A comparative study of high performance speed control strategies for voltage source PWM inverter fed induction motor drives" , Seventh International Conference on electrical Machines and Drives, 11-13 September 1995, University of Durham, UK.

[54] Souad Chaouch, " Commande Vectorielle Robuste d'une Machine a Induction sans Capteur de Vitesse" , These de doctorat en science en électrotechnique l'université de Batna 03 Décembre 2005.

[55] Jeon S.H, Oh K.K, Choi J.Y, "Flux observer with online tuning of stator and rotor resistances for induction motors " IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 49, N° 3, June 2002.

[56] M. Bensoam., ''Capteur et Actionneurs'', Cours Master SIS.1 ; Université Paul Cézanne Aix-MarseilleII, Génie Electrique, 2005.

[57] P. Henri.,'' Conception d'une Architecture Multiprocesseur pour la commande de Systèmes Electromécaniques'', Thèse de Doctorat, Université Catholique de Louvain, 200

[55] Jeon S.H, Oh K.K, Choi J.Y, "Flux observer with online tuning of stator and rotor resistances for induction motors " IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 49, N° 3, June 2002.

[58] Rong J.W , Jeng D.L, Kuo M.L, " Robust decoupled control of direct field oriented induction motor drive". IEEE Industrial Electronics Transactions on Vol.52, Issue 3, pp. 837 – 854. June 2005.

[59] Shigeo M, Yoji T, Keita H, Yi T, Takao H, "Design and Control System of Inverter Driven Permanent Magnet Synchronous Motors for High Torque Operation," IEEE Transactions on Industry Applications, VOL. 29; No. 6, November/December 1993.

[60] Boussak M, Jarray K, "A New Stator Résistance Estimation Method for High Performance, Stator-Flux Oriented Sensorless Induction Motor Drives," IECON 02 [Industrial Electronics Society, IEEE 2002 28th Annual Conference of the 2002 IEEE, Pp. 311 – 316, vol.1, 5-8 Nov. 2002.

[61] Takahashi I, Noguchi T, "Take a look back upon the past decade of direct torque control". IECON, 23rd International Conference on Vol.2, Issue, pp. 546 – 551, Nov 1997.

[62] Y. A Chapuis, " Contrôle Directe du Couple d'une Machine Asynchrone par L'orientation de son Flux Statorique" , Thèse Doctorat INPG, génie électrique.

[62] Jamel BELHADJ, " Commande Directe en Couple d'une Machine Asynchrone Structures d'observation Application aux systèmes multi machines-multi convertisseurs" , 7 juillet 2001 Thèse Doctorat Toulouse.

[63] Anne Marie Arker Hissel, " Contrôle Direct du Couple Electromagnétique de Machines Asynchrones de Grande Puissance" , Thèse Doctorat ENSEEIHT Toulouse 1999.

[64] Takahashi, I. Ohmori, Y., "High-Performance Direct Torque Control of an Induction Motor " , Industry Applications, IEEE Transactions on Date: Mar/Apr 1989, Volume: 25, Issue: 2 , on page(s): 257-264

[65] Hoang Le-Huy, "Comparison of field-oriented control and direct torque control forinduction motor drives" , Industry Applications Conference. Thirty-Fourth IAS Annual Meeting. of the IEEE. Vol 2, Issue, 1999 Page(s):1245 - 1252 vol.2.

[66] Rachid, D; Othman, H.; Faouzi, B.," A Completely Vectored Direct Torque Control Scheme for Induction Motor" , Systems, Man and Cybernetics, IEEE International Conference, Issue , 6-9 oct. 2002 page(s): 6 pp. vol.5

[67] Tripathi, A; Das, S.P. '' A PC-based hardware and software design for a direct torque and flux controlled induction motor drive system' ' Industrial Technology 2000. Proceedings of IEEE International Conference on Volume 2, Issue 19-22 Jan. 2000 Page(s): 26 - 31 vol.1

[68] M. Benammar, L. Ben-Brahim, M.A. Alhamadi, ''A High Precision Resolver-to- DC Converter'', IEEE Transaction on Instrumentation and Measurement, Vol. 54, No. 6, pp.2289-2296, Dec. 2005.