

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
وزارة التعليم العالي و البحث العلمي



BADJI MOKHTAR ANNABA UNIVERSITY
UNIVERSITE BADJI MOKHTAR ANNABA

جامعة باجي مختار - عنابة
Année 2016

Faculté des sciences de l'ingénierat
Département d'électrotechnique

THESE

Présentée en vue de l'obtention du diplôme de DOCTORAT 3^{ème} cycle

Modélisation et simulation d'une chaîne de conversion
d'énergie éolienne à base d'une machine synchrone
à aimant permanent

Option

Gestion et Qualité de l'Energie Electrique

Par

LOUAR FATEH

DIRECTEUR DE THESE : Mr OUARI AHMED Prof. UNIVERSITE DE ANNABA

CODIRECTEUR DE THESE : Mr OMEIRI AMAR Prof. UNIVERSITE DE ANNABA

DEVANT LE JURY

PRESIDENT:	Pr. HOUABES	Mourad	Prof. Université de Annaba
Rapporteurs :	Pr. OUARI	Ahmed	Prof. Université de Annaba
	Pr. OMEIRI	Amar	Prof. Université de Annaba
Examineurs :	Pr. LEMZADMI	Ahcene	Prof. Université Guelma
	Pr. MOUSSAOUI	Abdelkrim	Prof. Université Guelma
	Pr. LABAR	Hocine	Prof. Université Annaba

المخلص

تنفيذ سلسلة تحويل طاقة الرياح يتطلب معرفة وسائل الإنتاج وتحويل الطاقة. في هذا السياق، نظامين لتحويل طاقة الرياح باستخدام آلة متزامنة مع مغناطيس دائم لأوضاع التشغيل (متصلة إلى الشبكة ووضوح معزولة)، تمت ندمجتها مع قوانين السلوك الدقيقة.

يتم تقديم نماذج من دائرة تحويل طاقة الرياح باستخدام مولد المغناطيس الدائم متزامن. استخدام تور بينات الرياح المغناطيس الدائم متزامن يجعل أنظمة تحويل طاقة الرياح أكثر جاذبية في سرعات متغير من تلك بسرعات ثابتة بسبب إمكانية استخراج الطاقة الأمثل في ظروف التشغيل المختلفة. وذلك راجع للطبيعة العشوائية للرياح التي تسبب في التغيير المتكرر في تردد المخرج للمولد، فمن الضروري ربط الحمولة عن طريق محولات ثابتة.

تم تطوير نماذج تمثل السلوك الديناميكي لسلسلة التحويل في الوضعين معزولة ومتصلة بالشبكة. وقد تم تطوير تقنيات التحكم المختلفة (التحكم الشعاعي، السيطرة على طابق الجهد المستمر، السيطرة على عزم الدوران المباشر، التحكم المنفصل بين القوى الفعالة والإرتكاسية). وقد أنشئت تقنية التحكم الشعاعي بغرض فصل والسيطرة على القوى المنتجة من طرف المولد. السيطرة على العاكس من جهة الشبكة، وضمان السيطرة على طابق الجهد المستمر إضافة إلى السيطرة على القوى.

الكلمات المفتاحية: طاقة الرياح، المولد، العاكس، ووضع معزولة ومتصلة بالشبكة، السيطرة على عزم الدوران المباشر

Abstract

The implementation of a wind energy conversion chain requires knowledge of the means of production and energy conversion. In this context, two structures, wind energy conversion chain using the permanent magnet synchronous machine (PMSM) for two operating modes (connected to the grid and isolated mode), were modeled with fine behavior laws.

The modeling of a wind conversion circuit using a permanent magnet synchronous generator (PMSG) is presented. The use of the permanent magnet synchronous generator makes the wind energy conversion systems more attractive in variable speeds than those at fixed speeds because of the possibility of optimum energy extraction in the different operating conditions. Because of the transient nature of wind that causes a frequent change of the frequency at the output of the PMSG, it is necessary to link the latter via static converters.

Models representing the dynamic behavior of the conversion chain with isolated mode and connected to the network are developed.

Different control techniques of the PMSG (vector control, control of the DC bus voltage, direct torque control "DTC" separate control of powers) have been developed. A vector control, for decoupling and controlling the active and reactive power produced by the PMSG has been established. The control of the network side converter, ensuring the setting of the DC bus voltage, and controlling powers are presented.

Keywords: Wind energy, PMSG, Converter, isolated mode and connected to the network, DTC.

Résumé

La mise en œuvre d'une chaîne de conversion de l'énergie éolienne nécessite une connaissance des moyens de production et de conversion de l'énergie. Dans ce contexte, deux structures, de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne utilisant la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) pour deux modes de fonctionnement (connecté au réseau électrique et en mode isolé), ont été modélisées avec des lois de comportement fines.

La modélisation d'une chaîne de conversion éolienne utilisant une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) est présentée. L'utilisation du générateur synchrone à aimants permanents rend les systèmes de conversion d'énergie éolienne à vitesses variables plus attractifs que ceux à vitesses fixes à cause de la possibilité d'extraction optimale de l'énergie dans les différentes conditions de fonctionnement. A cause de la nature fluctuante du vent qui provoque une variation fréquente de la fréquence à la sortie du GSAP, il est nécessaire de lier ce dernier avec la charge via des convertisseurs statiques.

Des modèles représentant le comportement dynamique de la chaîne de conversion en mode de fonctionnement isolé et connecté au réseau sont développés.

Différents techniques de commande de la MSAP (Commande vectorielle, contrôle de la tension du bus continu, contrôle direct du couple « DTC », contrôle séparée des puissances) ont été développées. Une commande vectorielle, permettant de découpler et réguler les puissances active et réactive produites par la MSAP a été établie. Le contrôle du convertisseur coté réseau, assurant le réglage de la tension du bus continu, et le contrôle des puissances sont présentés.

Mots clés : énergie éolienne, MSAP, convertisseur, mode isolé et connecté au réseau, DTC.

Dédicace

Afin d'être reconnaissant envers ceux qui m'ont appuyé et encouragé à effectuer ce travail de recherche, je dédie ce mémoire :

À mon très cher père pour son soutien moral, et pour tous les sentiments d'affection et d'amour qui représentent pour moi le pilier de tous mes efforts.

À ma très chère mère.

À tous les membres de ma famille sans aucune exception.

Et à tous ceux que ma réussite leur tient à cœur.

Remerciements

Par ces quelques lignes, je tiens à remercier toutes les personnes qui ont participé de près ou de loin au bon déroulement de cette thèse, en espérant n'avoir oublié personne...

Je tiens à remercier spécialement mon directeur de thèse Pr. Ouari Ahmed, pour avoir cru en mes capacités, pour le temps et la patience qu'il m'a accordés tout au long de ces années. Je garderai dans mon cœur sa générosité, sa compréhension et son efficacité. Pour tout ce qu'il m'a donné, je le remercie très sincèrement.

Je tiens à remercier mon co-directeur de thèse Pr. Omeiri Amar d'avoir bien assuré la direction et l'encadrement de mes travaux de thèse. Merci pour sa gentillesse, sa patience et ses précieux conseils. J'ai beaucoup apprécié travailler à ses côtés tant sur le plan scientifique que sur le plan humain. Je garde toujours beaucoup de plaisir à discuter avec lui et à bénéficier de ses conseils.

Mes sincères remerciements et ma gratitude vont au Pr. HOUABES Mourad pour avoir accepté d'examiner ce travail et d'en présider le jury de soutenance. Qu'il soit assuré de mon entière reconnaissance.

Je remercie également Monsieur le Professeur LEMZADMI Ahcene qui a accepté d'examiner ce travail et de participer au jury de soutenance. Je lui adresse mes sentiments les plus respectueux.

Je remercie Pr. MOUSSAOUI Abdelkrim et Pr. LABAR Hocine d'avoir accepté d'examiner cette thèse. Leurs remarques pertinentes et précieux conseils m'ont beaucoup aidé à améliorer la qualité de ce travail. Soyez assurés, chers professeurs, de mon estime et de ma profonde gratitude.

Je tiens à remercier Dr. Bouras Lakhdar, Dr. Djellad Abd El-hak pour leur collaboration. Qu'ils trouvent ici ma profonde reconnaissance et mes profonds respects.

Je voudrai adresser ma reconnaissance à Dr. Faten Grouz, de l'université de Gabès, pour ses qualités humaine et son encouragement illimité.

Un très grand merci à mon ami Senani Fawzi, pour nos innombrables moments avec mes meilleurs souhaits de réussite pour sa vie professionnelle et personnelle. Un grand merci aussi

pour mes amis Bourourou fares et Rehab Abd Rezak, pour leur aide et leur soutien avec mes sincères vœux de réussite.

Liste des tableaux

Tableau III- 1 Sélection des vecteurs selon la commande en couple et flux.....	71
Tableau III- 2 Table de vérité de la structure de la DTC.....	71

Liste des Figures

Figures chapitre I

Figure I- 1 Carte du gisement éolien en Algérie (CDER)	5
Figure I- 2 Principe de conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique	6
Figure I- 3 Aérogénérateur à axe vertical (structure de Darrieus)	7
Figure I- 4 Aérogénérateur à axe vertical (structure de Savonius).....	8
Figure I- 5 Eoliennes tripales et multi-pales.....	8
Figure I- 6 Configurations à axe horizontal.	9
Figure I- 7 Coefficient de puissance aérodynamique en fonction de λ	9
Figure I- 8 Composition d'une éolienne.	10
Figure I- 9 Principe de la conversion de l'énergie dans une éolienne	11
Figure I- 10 Principe de la conversion de l'énergie dans une éolienne	12
Figure I- 11 Puissance théorique disponible au niveau de la turbine éolienne.....	13
Figure I- 12 Puissance théorique disponible au niveau de la turbine éolienne.....	14
Figure I- 13 Machine synchrone à rotor bobiné à pôles saillants	14
Figure I- 14 f.é.m et inductance cyclique d'une MSRB	15
Figure I- 15 Différents types de rotors d'une MSAP	16
Figure I- 16 Principe de fonctionnement du moteur à aimants permanents.....	16
Figure I- 17 MSAP classique et discoïde	17
Figure I- 18 MSAP à rotor discoïde et double stator.....	18
Figure I- 19 MSAP discoïde avec stator et double rotor	18
Figure I- 20 MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor.....	19
Figure I- 21 MSAP à rotor extérieur	20
Figure I- 22 Système éolien basé sur une machine synchrone à aimants permanents	21
Figure I- 23 Machine synchrone avec redresseur à diodes.....	21
Figure I- 24 Machine synchrone connectée à un redresseur à diodes et hacheur dévolteur....	22
Figure I- 25 Machine synchrone avec convertisseur à diodes et hacheur en pont	22
Figure I- 26 Machine synchrone connectée à un redresseur à MLI	23

Figures chapitre II

Figure II- 1 Entrées – sorties du modèle de la voilure.....	25
Figure II- 2 colonne d'air animée d'une vitesse v	26
Figure II- 3 théorie de Betz : schéma de principe.....	27
Figure II- 4 Vitesse de vent (v) et vitesse tangentielle de l'aubage ($\Omega t R_t$)	28
Figure II- 5 Coefficient aérodynamique en fonction du ratio de vitesse de la turbine λ	29
Figure II- 6 Modèle mécanique simplifié de la turbine	30
Figure II- 7 turbine éolienne	31
Figure II- 8 Schéma bloc du modèle des pales.....	32
Figure II- 9 Schéma bloc du modèle du Multiplicateur de vitesse.....	32
Figure II- 10 Organigramme de simulation de la turbine éolienne	33
Figure II- 11 caractéristiques puissance, vitesse du vent et vitesse de rotation.....	34
Figure II- 12 Caractéristiques vitesse de rotation, vitesse de vent	34
Figure II- 13 Caractéristiques de l'éolienne dans le plan puissance, vitesse de rotation.	36
Figure II- 14 Schéma bloc de la turbine avec maximisation de la puissance extraite à l'aide d'un asservissement de la vitesse	37
Figure II- 15 Schéma bloc de l'asservissement en utilisant un régulateur PI	38
Figure II- 16 Schéma bloc d'un régulateur IP	38
Figure II- 17 Modèle du profil de vent.....	39
Figure II- 18 variation du coefficient de Puissance C_p	39
Figure II- 19 Allure de la vitesse mécanique.....	40
Figure II- 20 Zoom sur l'allure de la vitesse mécanique.....	40
Figure II- 21 Allure de la vitesse mécanique.....	41
Figure II- 22 Zoom sur l'allure de la vitesse mécanique.....	41
Figure II- 23 Représentation de la MSAP dans le repère (d,q) de Park	43
Figure II- 24 Circuit équivalent de MSAP –convention moteur-.....	44
Figure II- 25 Modèle de PARK pour la GSAP.....	44
Figure II- 26 Boucle de régulation du courant i_d	46
Figure II- 27 Couples électromagnétique et moteur.....	48
Figure II- 28 Vitesse de rotation.....	49
Figure II- 29 Allure du courant i_d	49
Figure II- 30 Allure du courant i_q	50

Figure II- 31	Allure des courants statoriques i_{abc}	50
Figure II- 32	Zoom sur les Courants statoriques i_{abc}	51
Figure II- 33	La tension d'une phase statorique	51
Figure II- 34	Zoom sur La tension d'une phase statorique.....	52
Figure II- 35	Modèle de convertisseur	53
Figure II- 36	Etats de commutation des interrupteurs d'un convertisseur à 02 niveaux	53
Figure II- 37	Schéma électrique du bus continu.....	55
Figure II- 38	Schéma électrique du filtre.....	55
Figure II- 39	Circuits équivalents du filtre dans le repère de Park.....	57
Figure II- 40	Schéma équivalent du transformateur ramené au primaire.....	57
Figure II- 41	Schéma équivalent simplifié du transformateur ramené au primaire.....	57
Figure II- 42	Schéma équivalent simplifié du transformateur ramené au secondaire.....	58

Figures chapitre III

Figure III-1	Exemple d'une configuration d'un système hybride dédié à un site isolé.....	60
Figure III- 2	Synoptique du système de production d'énergie éolienne à base de la génératrice synchrone à aimant permanent	61
Figure III- 3	Schéma fonctionnel de la boucle d'asservissement de vitesse.	62
Figure III- 4	Structure de contrôle de la tension du bus continue à base du régulateur PI.....	62
Figure III- 5	La technique DTC appliqué sur le convertisseur côté charge.	63
Figure III- 6	L'évolution de l'extrémité de Φ_s pour R_s, I_s négligeable.....	64
Figure III- 7	Répartition du plan complexe en six secteurs angulaires $S_i=1.....6.....$	66
Figure III- 8	Différents effets des vecteurs des tensions au début et à la fin de la zone	67
Figure III- 9	Contrôleur de flux.....	69
Figure III- 10	Correcteur à hystérésis à trois niveaux du couple.	70
Figure III-11	Structure générale du contrôle direct de couple (DTC).....	72
Figure III-12	profile du vent.....	73
Figure III- 13	Contrôle de la vitesse mécanique de la génératrice	73
Figure III- 14	Coefficient de puissance CP	73
Figure III- 15	Tension de sortie de la GSAP.....	74
Figure III- 16	Zoom sur les tensions de sortie de la GSAP.....	74
Figure III-17	Control de la Tension du Bus continu	75
Figure III-18	Zoom sur la tension du bus continu	75

Figure III-19 Trajectoire des composants de flux statorique estimés.....	75
Figure III- 20 Vitesse de rotation de la machine à induction	76
Figure III- 21 Zoom sur les courants statorique dans le plan d,q.....	76
Figure III- 22 Les tensions d'alimentation dans le plan dq.....	77
Figure III- 23 Flux de stator estimée	77
Figure III- 24 Le couple électromagnétique	77

Figures chapitre IV

Figure IV- 1 Synoptique du système de conversion de l'énergie éolienne à base de la PMSG	79
Figure IV- 2 REM du système de commande du convertisseur du côté réseau.....	80
Figure IV- 3 Stratégie de contrôle pour le convertisseur côté réseau.....	82
Figure IV- 4 Schéma bloc du contrôle des courants dans le repère de Park	82
Figure IV- 5 Structure classique d'une PLL triphasée	83
Figure IV- 6 Profil du vent	84
Figure IV- 7 Contrôle de la vitesse de la GSAP utilisant un régulateur IP	85
Figure IV- 8 Les tensions de sortie PMSG avec profil incertitude du vent.....	85
Figure IV- 9 La tension de sortie du bus DC.....	86
Figure IV- 10 Forme d'onde de tension de réseau	86
Figure IV- 11 Zoom sur la tension de réseau	87
Figure IV- 12 Courants triphasé à la sortie de l'onduleur	87
Figure IV- 13 Zoom sur les courants triphasés à la sortie de l'onduleur.....	88
Figure IV- 14 Contrôle de la puissance active 1 ^{er} cas	89
Figure IV- 15 Contrôle de la puissance active 2 ^{ème} cas.....	89
Figure IV- 16 Contrôle de la puissance réactive	90
Figure IV- 17 Allure et FFT du courant de sortie de l'onduleur	91

Liste des Symboles et Notations

Symboles

C_p	Coefficient de puissance aérodynamique
ρ	Masse volumique de l'air
S	Surface active de l'éolienne
V_v	Vitesse du vent
Ω	Vitesse angulaire de rotation
λ	Rapport de la vitesse périphérique en bout de pale et la vitesse du vent
E_c	Energie cinétique
R_t	Rayon de la surface balayée en m
Ωt	Vitesse de rotation avant multiplicateur en rad/s
T_t	Couple de la turbine éolienne
A	Valeur moyenne de la vitesse du vent
a_k	Amplitude de l'harmonique de l'ordre K
w_k	Pulsation de l'harmonique de l'ordre K
i	Rang du dernier harmonique retenu dans le calcul du profil du vent.
J	L'inertie totale ramenée sur l'arbre de la génératrice.
C_{em}	Couple électromagnétique développé par la génératrice.
C_g	Couple issu du multiplicateur.
C_f	Couple résistant dû aux frottements.
f	Coefficient de frottement total du couplage mécanique.
K_p	Coefficient proportionnel du régulateur
K_i	Le gain de l'intégrateur
ξ_n	facteur d'amortissement
w_n	pulsation propre
ψ_f	flux inducteur
L_d	Inductance statorique sur l'axe d
L_q	Inductance statorique sur l'axe q

i_d	courant statorique selon l'axe d
i_q	courant statorique selon l'axe q
P	nombre de paires de pôles
e_d	f.e.m de la machine sur l'axe d
e_q	f.e.m de la machine sur l'axe q
T_e	Constante de temps électrique
$P(\theta)$	Transformation de Park
$P(\theta)^{-1}$	Transformation inverse de Park
G_0	Gain statique
$u(t_0)$	la tension à l'instant t_0 .
ω_0	La fréquence angulaire (rad /s)
$i_{a,b,c}$	Courants des phases statorique
R_s	Résistance d'une phase d'enroulement statorique
σ	Coefficient de dispersion
T_r	Constante de temps rotorique
$\ \overline{\Phi}_s\ $	Module du vecteur flux stator
$\ \overline{\Phi}_r\ $	Module du vecteur flux rotor
θ_{sr}	Angle entre les vecteurs flux stator et flux rotor.
$(\Gamma_{em})_{ref}$	Couple de référence
$\Delta \Gamma_{em}$	Bande d'hystérésis du correcteur
e_{q-est}	f.e.m estimé
v_{d-mes}	Tension sur l'axe d mesurée
C_i	contrôleur de courant
P	Puissance active
Q	Puissance réactive

Notations

MSAP	Machine synchrone à aimant permanent
MPPT	Maximum Power Point Tracking
CCM	Convertisseur côté machine
CCG	Convertisseur côté génératrice
CCR	Convertisseur côté réseau
MAS	Machine asynchrone

MLI	Modulation largeur d'impulsion
THD	Total Harmonic Distortion
PI	Régulateur Proportionnel Intégral
DTC	Direct Torque control
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
PLL	Phase Locked Loop

Liste des Annexes

Annexe A Paramètres de la chaîne de conversion éolienne	99
Annexe B Transformation de coordonnées	100
Annexe C Modèle des convertisseurs statiques à deux niveaux	101

Table des matières

Introduction	1
Chapitre I Etat de l'art sur la conversion de l'énergie éolienne	4
Introduction	4
I.1 L'énergie éolienne.....	4
I.1.1 Principe et théorie d'une éolienne	5
I.2 Différents types des turbines éoliennes	7
I.1.2.1 Eolienne à axe verticale.....	7
a)Aérogénérateurs à rotor de Darrieus.....	7
b) Aérogénérateurs à rotor de Savonius	7
I.1.2.2 Eolienne à axe horizontal	8
I.1.3 Eléments constitutifs d'une éolienne.....	10
I.1.4 Modes de fonctionnement des éoliennes.....	11
I.1.4.1 Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique.....	11
I.1.5 Les éoliennes à vitesse fixe	11
I.1.6 Les éoliennes à vitesse variable	12
I.2 Aérogénérateur synchrone	14
I.2.1 Machine synchrone à rotor bobiné	14
I.2.2 Machines synchrones à aimants permanents.....	15
I.2.2.1 Principe de fonctionnement de la MSAP	16
I.2.2.2 Machine synchrone à aimants permanents à flux axial.....	17
I.2.2.2.1 Types de machines synchrones à aimants permanents à flux axial.....	17
I.2.2.2.2 MSAP discoïde avec deux stators et un rotor	18
I.2.2.2.3 MSAP discoïde avec deux rotors et un stator	18
I.2.2.2.4 MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor	18
I.2.2.2.5 MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté stator	19
I.2.2.2.6 Machine synchrone à aimants permanents à rotor extérieur	19
I.2.3 Eolienne à base de la Génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP)	20
I.2.3.1 Eolienne à base de la Génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) Connecté au réseau électrique	20

I.2.3.2 Les éoliennes à base de la génératrice synchrone à aimant permanent en fonctionnement isolé et autonome	21
A. Structure avec redresseur à diodes.....	21
B. Structure avec redresseur à diodes et hacheur dévolteur	22
C. Structure avec redresseur à diodes et hacheur en pont	22
D. Structure avec redresseur à MLI.....	23
I.2.4 Avantages des éoliennes à base des machines synchrone à aimants permanents par rapport aux autres types de machines	23
Conclusion	24
Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne	25
Introduction	25
II.1 La turbine éolienne	25
II.1.1 Conversion de l'énergie éolienne	26
II.1.1.1 Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique.....	26
II.1.1.1.1 Loi de Betz.....	26
II.1.1.1.2 La vitesse spécifique de vitesse (Tip-Speed-Ratio).....	27
II.1.1.1.3 Coefficient de puissance	28
II.1.1.1.4 Coefficient de couple	29
II.1.1.1.5 Courbes caractéristiques des turbines éoliennes	29
II.1.2 Modélisation d'une turbine éolienne	30
II.1.2.1 Hypothèses simplificatrices pour la modélisation mécanique de la turbine	30
II.1.2.2 Modèle du profil de vent.....	30
II.1.2.3 Modèle de la turbine	31
II.1.2.4 Modèle des pales.....	32
II.1.2.5 Modèle du multiplicateur de vitesse	32
II.1.2.6 Equation dynamique de l'arbre de transmission.....	32
II.1.3 Stratégies de commande de la turbine éolienne.....	33
II.1.3.1 Système de contrôle de l'aéroturbine.....	35
II.1.3.2 Méthodes de recherche du point maximum de puissance.....	36
II.1.3.3 Maximisation de la puissance avec asservissement de vitesse	36
II.1.4 Système de régulation de la turbine éolienne	37
II.1.4.1 Calcul des paramètres du régulateur PI	37

II.1.4.2 Calcul des paramètres du régulateur IP	38
II.1.4.3 Résultats de simulation PI.....	39
II.2 La génératrice synchrone à aimants permanents	42
II.2.1 Modélisation de la GSAP	42
II.2.1.1 Equations électriques	42
II. 2.1.1.1 Equations électriques dans le repère de Park (d, q)	43
II. 2.1.1.2 Equations magnétiques	44
II. 2.1.1.3 Expression du couple électromagnétique.....	45
II. 2.1.1.4 Equations mécaniques.....	45
II. 2.2 Commande vectorielle de la MSAP.....	45
II. 2.3 Commande vectorielle avec découplage de la régulation des courants par compensation.....	46
II. 2.3.1 Calcul du régulateur PI	47
II. 2.4. Résultats de simulation	48
II.3.1 Modélisation de la liaison au réseau	55
II.3.1.1 Modélisation du bus continu.....	55
II.3.1.2 Modélisation du filtre.....	55
II.3.1.2.1 Modélisation du filtre dans le repère naturel	55
II.3.2.2.2 Modélisation du filtre dans le repère de Park	56
II.3.4 Model du transformateur	57
II.3.4.1 Modélisation du transformateur dans le repère naturel.....	57
II.3.4.2 Modélisation du transformateur dans le repère de Park.....	58
Conclusion.....	58
Chapitre III Etude d'une chaîne de conversion éolienne en mode isolé	60
Introduction	60
III.1 Chaîne de conversion éolienne en mode isolé.....	60
III.2 Principe de fonctionnement.....	61
III.3 Stratégies de contrôle de la chaîne de conversion	61
III.3.1 Contrôle de la vitesse de la GSAP.....	62
III.3.2 Contrôle de la tension du bus continu	62
III.3.3 Contrôle du convertisseur coté charge utilisant la commande DTC	63
III.3.3.1 Principe du contrôle direct du flux	64

III.3.3.1.1	Contrôle du vecteur flux statorique	64
III.3.3.2	Principes généraux du contrôle vectoriel de couple	65
III.3.3.2.1	Modèle de la machine dédié au DTC	65
III. 3.3.3	Choix du vecteur de tension	66
III. 3.3.4	Les estimateurs	67
III. 3.3.4.1	Estimation du flux statorique.....	67
III. 3.3.4.2	Estimation du couple électromagnétique.....	68
III. 3.3.5	Elaboration du vecteur de commande	68
III. 3.3.5.1	Elaboration du contrôleur de flux	68
III.3.3.5. 2	Elaboration du contrôleur de couple.....	69
III. 3.3.5.3	Correcteur à deux niveaux.....	69
III. 3.3.5.4	Comparateur à trois niveaux.....	69
III. 3.3.6	Elaboration de la table de commutation (stratégie de commutation)	71
III. 3.3.7	Structure générale du contrôle direct de couple	72
III.4	Résultats de la simulation	72
	Conclusion	78
Chapitre IV	Etude d'une chaîne de conversion éolienne connecté au réseau	79
	Introduction	79
IV.1	Description du système éolien connectée au réseau	79
IV.2	Stratégies de contrôle de la chaîne de conversion.....	80
IV.3	Contrôle de la liaison au réseau.....	80
IV.3.1	Contrôle des courants par la commande du convertisseur de puissance.....	80
IV.3.2	Contrôle des courants envoyés au réseau	81
IV.3.2.1	Contrôle en boucle fermée des courants.....	81
IV.3.3	Régulation des puissances actives et réactives.....	82
IV.3.4	Boucle à verrouillage de phase PLL	83
IV.4	Résultats de la simulation de la chaîne globale.....	84
	Conclusion.....	91
	Conclusion.....	92
	Bibliographies.....	94
	Annexes	95
Annexe A	Paramètres de la chaîne de conversion éolienne	99

Annexe B Transformation de coordonnées	100
Annexe C Modèle des convertisseurs statiques à deux niveaux	101

Introduction Générale

Introduction Générale

L'énergie, Un vrai sujet d'actualité que l'univers n'a connue depuis longtemps. Il est clair que notre dépendance aux énergies fossiles ne peut continuer indéfiniment, surtout avec l'épuisement croissant des gisements des ressources énergétiques traditionnelles. Ces dernières, principalement d'origine fossiles contribuent à la détérioration continue de l'environnement et l'écosystème mondial.

Par ailleurs, la demande mondiale en énergie électrique, sans cesse croissante, a contraint certains pays développés à combler leur déficit énergétique par l'utilisation des centrales nucléaires. L'énergie nucléaire a l'avantage indéniable de ne pas engendrer de pollution atmosphérique, mais le risque d'accident, le traitement et l'enfouissement des déchets sont des problèmes bien réels. Ce qui rend cette énergie de moins en moins attractive pour le futur.

Devant ce dilemme, il s'avère nécessaire de faire appel à d'autres sources d'énergie non polluantes et sans danger pour l'homme et l'environnement. Ainsi, dans le souci de se prémunir des problèmes environnementaux, dus aux énergies fossiles, tout en s'assurant un approvisionnement continu en énergie, les gouvernements de la majorité des pays du monde se sont lancés dans le développement et l'utilisation des sources d'énergie renouvelables : le solaire, l'éolien, la biomasse, la géothermie, la marémotrice...etc.

Actuellement, l'énergie éolienne est l'une de ces énergies renouvelables les plus sollicitées pour la production de l'énergie électrique, aussi bien pour des sites isolés que comme appoint pour les réseaux connectés. Elle peut être une alternative compétitive contribuant à la réduction de la demande de plus en plus galopante de l'électricité. Le développement et la multiplication de l'utilisation de chaînes de conversion de l'énergie éolienne ont conduit les industriels et les scientifiques à s'investir dans l'amélioration des indices technico-économiques de cette conversion et la qualité de l'énergie fournie.

L'objectif de ce travail est d'apporter une contribution à l'étude de systèmes de commande d'une chaîne de conversion de l'énergie éolienne à base d'une génératrice synchrone à aimant permanent (GSAP) à vitesse variable. Ce choix est justifié par l'intérêt que portent les chercheurs et les industriels à ce type de structures d'éoliennes. En effet, le développement actuel dans le domaine des matériaux magnétiques permet une meilleure utilisation des génératrices synchrones à aimant permanent et à moindre coût pour la construction de grandes

Introduction Générale

et puissantes éoliennes. Pour ce faire, l'étude en détails d'une chaîne d'une chaîne de conversion de l'énergie éolienne à base d'une génératrice synchrone à aimant permanent est effectuée pour les cas d'un réseau autonome (site isolé) et connectée au réseau électrique. Le fonctionnement en générateur autonome se distingue par ses contraintes et ses spécificités qui sont autres que celles rencontrées dans le cas des centrales éoliennes connectées au réseau de distribution électrique. En effet, la préoccupation principale de ce type de fonctionnement est le maintien de l'amplitude et la fréquence de la tension générée à des valeurs constantes, quelles que soient la vitesse de rotation de l'éolienne et la puissance demandée.

Dans le but d'approfondir chacun des points mentionnés ci-dessus, la thèse est organisée est organisée en quatre chapitres.

Le premier chapitre est consacré à la présentation de l'état de l'art sur les chaînes de conversion de l'énergie éolienne. Il y est décrit les différentes architectures adoptées dans les systèmes éoliens connectés au réseau électrique et isolés ou autonomes. L'intérêt de l'utilisation de la machine synchrone à aimant permanent dans la chaîne de conversion de l'énergie éolienne est abordé minutieusement.

Le second chapitre est dédié à l'étude des caractéristiques et stratégies de fonctionnement du système de conversion aérodynamique de la chaîne éolienne. Un modèle mathématique du profil du vent, source principale d'énergie, est identifié et choisi pour l'entraînement de la turbine de la chaîne. Le modèle mathématique la turbine éolienne doit permettre son contrôle de sorte à ce que son coefficient de puissance soit toujours optimal quelques soient les variations du vent. Ce contrôle se fait à l'aide de deux types de régulateurs : un régulateur proportionnelle intégrale PI puis un régulateur intégrale proportionnelle IP, les deux méthodes de réglage seront respectivement utilisées pour les chaînes de conversion isolé et connecté au réseau électrique. Afin de valider le modèle choisi, le principe de la commande vectorielle appliquée à la génératrice est étudié et présenté finement.

Le troisième chapitre sera dédié à l'étude d'une chaîne de conversion éolienne en mode isolé fonctionnant en vitesse variable. Différentes technique de commande, agissant sur l'interface de l'électronique de puissance, sont appliquées. Des résultats de simulation ont été présentés et interprétés.

Introduction Générale

Le dernier chapitre est consacré à l'étude de la chaîne de conversion éolienne connectée au réseau électrique. Une illustration, des différents constituants de système de conversion d'énergie et les techniques de commande utilisées, est présentée.

Pour valider l'efficacité des stratégies de contrôle adoptées a été validée par les résultats obtenus des simulations effectuées.

Enfin, une synthèse des travaux réalisés et des perspectives de recherche concluront cette thèse.

Chapitre I

Etat de l'art sur la

conversion de l'énergie

éolienne

Introduction

Les ressources énergétiques fossiles proviennent de la combustion des matières premières comme le pétrole, le gaz et le charbon. Ces dernières sont polluantes, leurs réserves déclinantes et malheureusement non renouvelables. Par ailleurs, il existe une forte opposition politique contre le renforcement de l'énergie nucléaire dans de nombreuses parties du monde. Pour répondre à une demande mondiale continuellement croissante de l'énergie, les industriels s'investissent de plus en plus dans les énergies renouvelables [1].

Le contexte fluctuant des énergies fossiles, l'explosion de la demande mondiale en électricité et les prises de conscience environnementale, ont accentué le besoin de l'énergie propre et durable ou l'éolien occupe une place privilégiée. Fort de son potentiel mondial, celui-ci a ainsi attiré différents acteurs du monde économique et surtout de l'énergie. Ce qui se traduit par une profonde réorganisation et mutation du marché de l'éolien [02].

Dans ce présent chapitre, les technologies d'éoliennes ainsi que les différents composants de l'aérogénérateur sont présentés. Les différents types, les stratégies de fonctionnement (vitesse fixe, vitesse variable) et les différentes topologies utilisées pour la conversion éolienne sont abordées. Vu ses avantages incontestés pour la conversion éolienne, la machine synchrone à aimant permanent est particulièrement étudiée en détail dans ce chapitre.

I.1 L'énergie éolienne

La ressource éolienne provient du déplacement des masses d'air qui est dû indirectement à l'ensoleillement de la terre. Par le réchauffement de certaines zones de la planète et le refroidissement d'autres, une différence de pression est créée et les masses d'air sont en perpétuel déplacement [03] [04].

L'électricité produite par le vent à travers le monde a atteint, à la fin de 2004, 48 GW, représentant 0,57% de l'offre mondiale d'électricité totale. Le chiffre peut ne pas sembler impressionnant, mais par rapport à d'autres technologies d'énergie renouvelable, il devient clair que l'énergie éolienne est la plus prometteuse. A titre d'exemple l'énergie électrique produite par conversion éolienne reste minime sur le marché européen, soit 2,4% de sa

Chapitre I Etat de l'art sur la conversion de l'énergie éolienne

production totale d'électricité. Dans sa nouvelle politique énergétique, l'Union européenne a décidé pour rendre l'énergie éolienne, une source de production majeure d'électricité, avec une part de marché de 12% en 2020 et 20% en 2030[05].

L'Algérie compte s'investir dans le domaine de la production électrique par conversion éolienne pour atteindre 3% de la production nationale à l'horizon 2027. Dans ce cadre, le groupe Sonelgaz a confié la réalisation d'une première ferme éolienne à Adrar d'une puissance de 10 MW, au groupe français Vergnet. L'énergie produite par cette ferme, sera injectée dans le réseau d'électricité de la Wilaya d'Adrar [06].

Le potentiel éolien en Algérie est très diversifié. La carte de la figure I.1 publiée par le Centre de développement des énergies renouvelables (CDER) montre que le sud du pays et particulièrement le sud-ouest sont caractérisés par des vitesses qui varient entre 4 m/s et 6 m/s, tandis que les sites côtiers d'Oran, de Bejaïa et d'Annaba, les hauts plateaux des régions de Tiaret et El Kheiter et la région délimitée par Bejaïa au Nord et Biskra au sud, sont prometteurs en termes de production si la hauteur des éoliennes est bien choisie.

Cette carte permet de cibler les zones les mieux ventées pour l'installation des parcs éoliens pour alimenter certaines régions isolées et leur permettre, grâce à l'énergie éolienne d'avoir une autonomie énergétique.

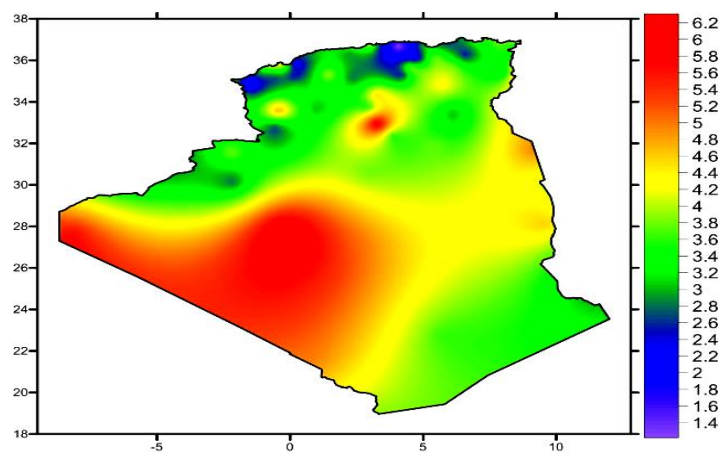


Figure I- 1 Carte du gisement éolien en Algérie (CDER)

I.1.1 Principe et théorie d'une éolienne

Un aérogénérateur, couramment appelé «éolienne», est un système qui capte l'énergie éolienne (énergie cinétique du vent) et la convertit en énergie électrique. D'une manière

générale, une chaîne de conversion éolienne est constituée d'une turbine (T), d'un multiplicateur de vitesse (M), d'une génératrice électrique (GE), généralement triphasée, et d'un circuit d'électronique de puissance (EP). Suivant l'utilisation visée, l'éolienne est alors connectée au réseau électrique ou alimente une charge autonome. Le schéma synoptique est représenté par la figure I.2 [07].

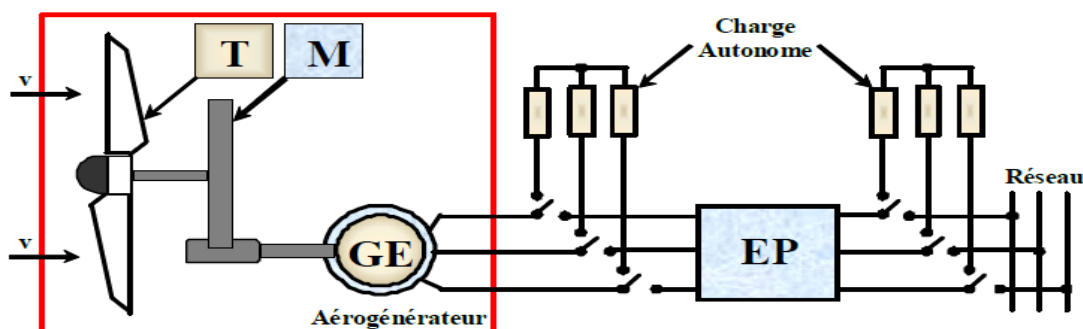


Figure I- 2 Principe de conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique [07].

La puissance aérodynamique capturée par une turbine s'exprime par [08] :

$$P_{aero} = \frac{1}{2} \rho C_p V_v^3 \quad (I.1)$$

Où

- C_p est le coefficient de puissance aérodynamique,
- ρ la masse volumique de l'air (environ $1,2 \text{ kg/m}^3$),
- S la surface active de l'éolienne et V_v la vitesse du vent.

Le coefficient C_p ne peut théoriquement pas dépasser la limite dite de Betz [08] [09]:

$$C_{p_limite} = 0.59 \quad (I.2)$$

Une turbine est typiquement caractérisée par sa courbe $C_p = f(\lambda)$

Avec :

$$\lambda = \frac{R \cdot \Omega}{V_v} \quad (I.3)$$

Où

- Ω est la vitesse angulaire de rotation,
- λ est le rapport de la vitesse (linéaire) périphérique en bout de pale sur la composante normale de la vitesse du vent.

Les turbines sont généralement placées face au vent (par un mécanisme d'asservissement de l'orientation ou par un phénomène d'équilibre dynamique naturel). V_v est la vitesse du vent supposée constante (hors turbulences) [08].

1.2 Différents types des turbines éoliennes

Les éoliennes se divisent en général en deux grands groupes selon l'axe sur lequel est montée à l'hélice :

- Eolienne à axe verticale
- Eolienne à axe horizontal.

I.1.2.1 Eolienne à axe verticale

Les aérogénérateurs à axe vertical ont été les premières structures utilisées pour la production de l'énergie électrique. Plusieurs prototypes ont vu le jour, mais rares sont ceux qui ont atteint le stade de l'industrialisation. Ils sont classés selon leur caractéristique aérodynamique en deux familles : les aérogénérateurs conçus sur la base de la portance (Aérogénérateurs à rotor de Darrieus : conçu par l'ingénieur français George Darrieus) et ceux basés sur la traînée (Aérogénérateurs à rotor de Savonius : inventé par le finlandais Sigurd Savonius en 1924) [06].

a) Aérogénérateurs à rotor de Darrieus

Ce type d'aérogénérateur est basé sur le fait qu'un profil placé dans la direction d'écoulement de l'air est soumis à des forces de direction et d'intensité variables selon l'orientation de ce profil (Fig. I.3). La résultante de ces forces génère un couple moteur entraînant l'orientation du dispositif.

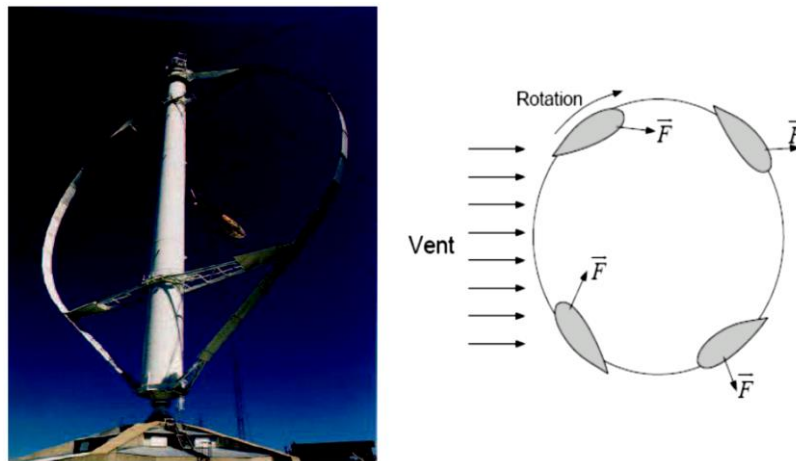


Figure I- 3 Aérogénérateur à axe vertical (structure de Darrieus) [06] [10].

b) Aérogénérateurs à rotor de Savonius

Ils sont basés sur le principe de la traînée différentielle qui stipule qu'un couple moteur peut être obtenu par une pression différente exercée par le vent sur les parties concaves et convexes de la structure (Figure I.4).

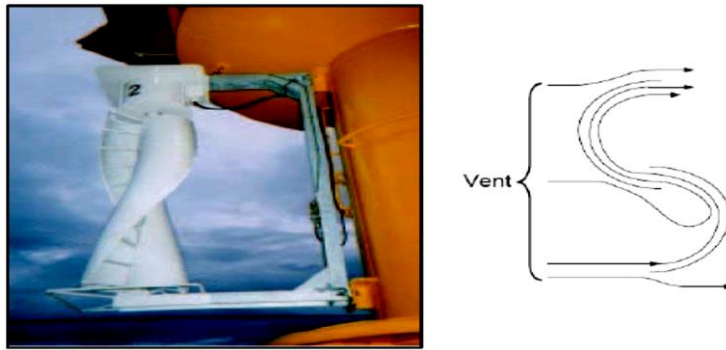


Figure I- 4 Aérogénérateur à axe vertical (structure de Savonius) [06] [10].

Avantages [07]

- Faible encombrement,
- Intégrable au bâtiment, esthétique,
- Démarre à de faibles vitesses de vent contrairement à l'éolienne de type Darrieus,
- Système peu bruyant,
- Pas de contraintes sur la direction du vent.

Inconvénients [07]

- Faible rendement,
- Masse non négligeable.

I.1.2.2 Eolienne à axe horizontal

La plupart des éoliennes actuellement installées utilisent des turbines à axe horizontal [11].

Les différentes constructions des aérogénérateurs utilisent les voilures à deux, trois pales (les plus courantes) et les multi-pâles (Figure I-5).



Figure I- 5 Eoliennes tripales et multi-pales [11].

La voilure peut être placée avant la nacelle (Eolienne « amont ») et alors un système mécanique d'orientation de la surface active de l'éolienne « face au vent » est nécessaire. Une

autre solution qui permet d'alléger la construction par la suppression de tout dispositif mécanique d'orientation est l'emplacement de la turbine derrière la nacelle (Eolienne « aval »). Dans ce cas la turbine se place automatiquement face au vent. Les éoliennes de ce type sont assez rares car des vibrations importantes sont à noter qui sont dues au passage des pales derrière le mat. La figure (1-6) montre les deux procédés [11].

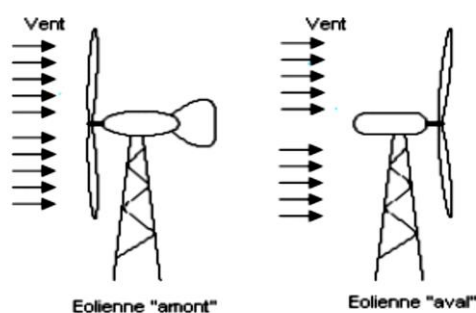


Figure I- 6 Configurations à axe horizontal [11].

Sur le plan aérodynamique, les différents types de turbines peuvent être comparés selon leurs coefficients aérodynamiques de puissance en fonction de la vitesse normalisée λ [08].

Il est à noter que :

- Les courbes $C_p(\lambda)$ montrent l'avantage intrinsèque des turbines à axe horizontal en terme de puissance, même si ce jugement est à nuancer lorsqu'on observe l'énergie restituée, en particulier en sites peu ventés (zones urbaines,...) ;
- Les courbes $C_p(\lambda)$ sont plus plates pour les « axes horizontaux » à faible nombre de pales (1, 2,3) (Figure I-7) par rapport aux « axes verticaux » ou aux multi-pales.

Elles sont donc moins sensibles aux variations de λ autour de λ_{opt} [08].

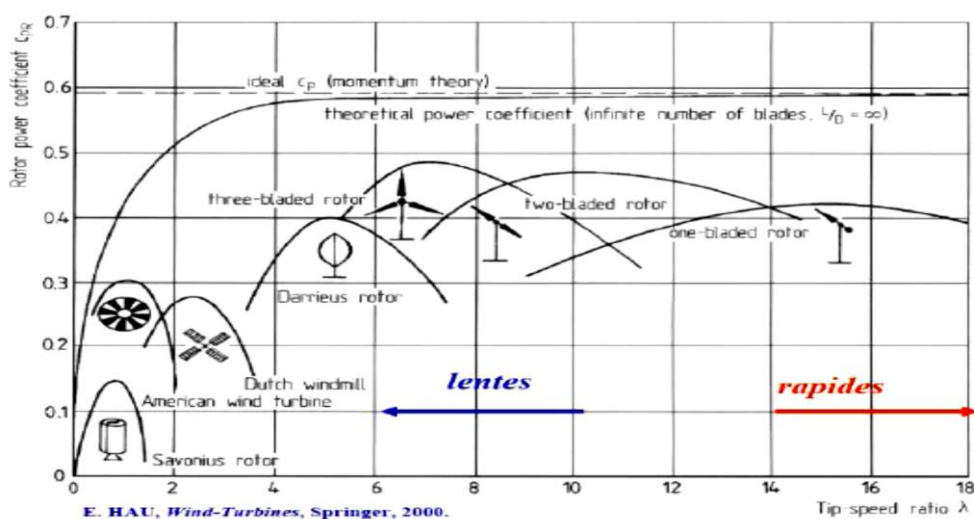


Figure I- 7 Coefficient de puissance aérodynamique en fonction de λ

Et de l'angle de pas des Pales [08] [09].

Avantages [07]

- Coût limité,
- Peu de contraintes mécaniques,
- Grande efficacité.

Inconvénients [07]

- Bruit conséquent,
- Vibrations non négligeables,
- Grande sensibilité au flux éolien et sa variation

I.1.3 Eléments constitutifs d'une éolienne

Une éolienne est composée de plusieurs éléments représentés sur la Figure I-8 :

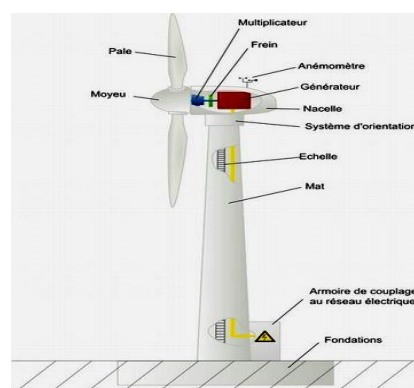


Figure I- 8 Composition d'une éolienne.

Il existe plusieurs configurations possibles d'aérogénérateurs qui peuvent avoir des différences importantes. Néanmoins, une éolienne "classique" est généralement constituée de trois éléments principaux :

- Le mât, généralement un tube d'acier ou éventuellement un treillis métallique, doit être le plus haut possible pour éviter les perturbations près du sol. Toutefois, la quantité de matière mise en oeuvre représente un coût non négligeable et le poids doit être limité. Un compromis consiste généralement à prendre un mât de taille très légèrement supérieure au diamètre du rotor de l'aérogénérateur (exemple : éolienne NORDEX N90 2,3 MW: diamètre de 90m, mât de 80 m de hauteur) [12].
- La nacelle regroupe tous les éléments mécaniques permettant de coupler le rotor éolien au générateur électrique : arbres lent et rapide, roulements, multiplicateur. Le frein à disque, différent du frein aérodynamique, qui permet d'arrêter le système en cas de surcharge. Le générateur qui est généralement une machine synchrone ou asynchrone et les systèmes hydrauliques ou électriques d'orientation des pales (frein

aérodynamique) et de la nacelle (nécessaire pour garder la surface balayée par l'aérogénérateur perpendiculaire à la direction du vent). A cela s'ajoute le système de refroidissement par air ou par eau, un anémomètre et le système électronique de gestion de l'éolienne [12].

- Le rotor, formé par les pales assemblées dans leur moyeu. Pour les éoliennes destinées à la production d'électricité, le nombre de pales varie classiquement de 1 à 3, le rotor tripale étant de loin le plus répandu car il représente un bon compromis entre le coût, le comportement vibratoire, la pollution visuelle et le bruit [12].

I.1.4 Modes de fonctionnement des éoliennes

I.1.4.1 Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique

L'énergie cinétique du vent, captée par les pales, est transformée en énergie mécanique. La transformation de l'énergie mécanique en énergie électrique est assurée par un générateur de type synchrone ou asynchrone [13].

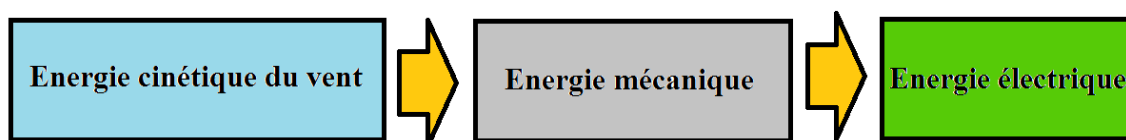


Figure I- 9 Principe de la conversion de l'énergie dans une éolienne [13].

I.1.5 Les éoliennes à vitesse fixe [13]

Les premières éoliennes de grande puissance mises en œuvre reposent sur l'utilisation d'une machine asynchrone à cage directement couplée sur le réseau électrique (Figure. I-10). Cette machine est entraînée par un multiplicateur et sa vitesse est maintenue approximativement constante par un système d'orientation des pales (pitch contrôle). La machine fonctionne alors en hypersynchronisme à une vitesse $\Omega_s(1 - g)$ avec Ω_s vitesse de synchronisme (souvent $n_s=1500 \text{ tr/min}^{-1}$) et g le glissement, avec $g < 0$ pour un fonctionnement en génératrice et $|g| \leq 1\%$ en moteur. La rotation des pales par des actionneurs, hydraulique ou électrique, permet l'augmentation de l'angle de calage β . La puissance peut alors être limitée à la puissance nominale de la génératrice. Lors de forts vents, cette technique permet la mise en drapeau des pales ($\beta=90^\circ$).

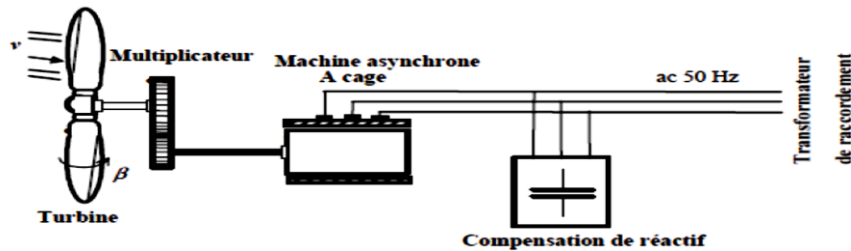


Figure I- 10 Principe de la conversion de l'énergie dans une éolienne [6] [13].

La conception des turbines éoliennes à vitesse fixe est fortement liée aux caractéristiques aérodynamiques et mécaniques. Le temps de réponse de certaines de ces parties se situe dans la gamme de la dizaine de millisecondes . En conséquence, en cas de rafales de vent, on peut observer une variation rapide et importante de la puissance électrique générée [6].

Cette configuration présente les inconvénients suivants [6] :

- Un dispositif consommateur d'énergie réactive nécessaire à la magnétisation de la machine asynchrone,
- Bruyant, à cause de la modification du système d'orientation des pales fortement sollicité, Variations fréquentes du couple mécanique à cause du mouvement des pales pour garder une vitesse constante, ce qui entraîne des variations rapides du courant dans le réseau, Impossibilité de réglage de la puissance générée.

Les avantages principaux de ce type [11]:

- système électrique plus simple,
- faible coût,
- pas besoin de système électronique,
- plus fiable (moins d'entretien).

I.1.6 Les éoliennes à vitesse variable

Selon les courbes du coefficient de puissance en fonction de λ , il y a nécessité d'un réglage de la vitesse. En effet, si la génératrice électrique est de type synchrone ou asynchrone directement couplée au réseau, la vitesse est sensiblement constante et le rendement aérodynamique ne peut être maximal que pour une seule vitesse de vent (λ_{opt}) [8].

La Figure I-11 montre que la position du maximum de la courbe puissance en fonction de la vitesse de rotation change avec la vitesse du vent. Typiquement, un réglage direct ou indirect de vitesse est nécessaire pour bien optimiser les transferts énergétiques. Il existe différents ensembles de convertisseurs-machines utilisés ou utilisables dans la génération éolienne d'énergie électrique [8].

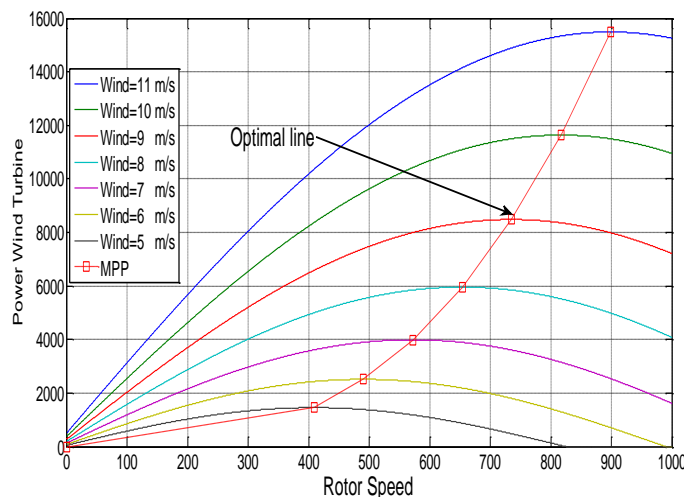


Figure I- 11 Puissance théorique disponible au niveau de la turbine éolienne [8].

Avantages [11]

- Optimisation de l'énergie captée grâce à la possibilité de contrôler la vitesse du rotor.
- Contrôle du transfert de puissance et énergie propre envoyée au réseau.
- Réduction des contraintes mécaniques subites par le train de puissance. Les turbulences et rafales de vent peuvent être absorbées, l'énergie absorbée du vent est donc emmagasinée dans l'inertie mécanique de la turbine, réduisant ainsi les oscillations de couple
- Génération d'une puissance électrique de meilleure qualité.
- Obtention d'une constante de temps plus grande du système de contrôle de l'angle de calage, ce qui réduit sa complexité
- Réduction des bruits acoustiques.

Inconvénients [11]

- Utilisation de machines spéciales.
- Coûts supplémentaires plus importants (convertisseur, commande,...).
- Complexité des convertisseurs de puissance utilisés.
- Gestion du transfert de puissance entre les convertisseurs, et placement au point de puissance optimum de l'éolienne.

La courbe typique donnant la puissance aérodynamique d'un aérogénérateur, fonctionnant à vitesse variable, en fonction de la vitesse de vent est illustrée par la figure I.12.

Trois zones de fonctionnement peuvent être distinguées :

- **La zone A** correspond aux vitesses très faibles du vent insuffisantes pour entraîner l'éolienne et produire de la puissance.
- **La zone B** correspond aux vitesses moyennes dont le système de contrôle de l'aérogénérateur peut intervenir pour contrôler la puissance électrique à générer.

- **La zone C** correspond aux vitesses très élevées du vent pour lesquelles la vitesse de rotation de l'éolienne est limitée à une valeur maximale pour éviter des dégâts sur la structure. Par conséquent, la puissance électrique produite est maintenue constante et égale à sa valeur nominale.

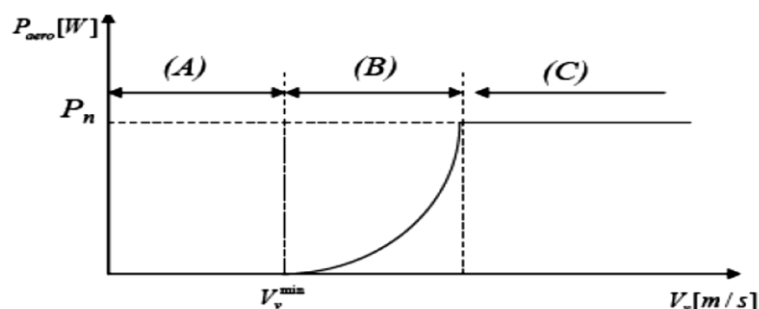


Figure I- 12 Puissance théorique disponible au niveau de la turbine éolienne [08].

I.2 Aérogénérateur synchrone

Les deux types de machines utilisées dans les systèmes éoliens sont les machines synchrones et les machines asynchrones sous leurs diverses variantes [14], [11]. Les différents types de la machine synchrone ainsi que les topologies utilisées seront abordées dans cette section.

I.2.1 Machine synchrone à rotor bobiné

Ce genre de machine est constitué d'un rotor qui comporte des bobines. Ces bobines sont alimentées par des courants continus par l'intermédiaire de contacts glissant balais-bagues pour générer le flux magnétique inducteur dans l'entrefer. Il y a deux types de machines synchrones à rotor bobiné : les machines à pôles lisses et les machines à pôles saillants. La machine à pôles lisses a une inductance constante quelle que soit la position du rotor. Par contre, la machine à pôles saillants a un entrefer magnétique variable suivant la position des pôles, ce qui entraîne une variation d'inductance. L'alternateur d'automobile à griffes est considéré comme une machine à pôle saillant [15].

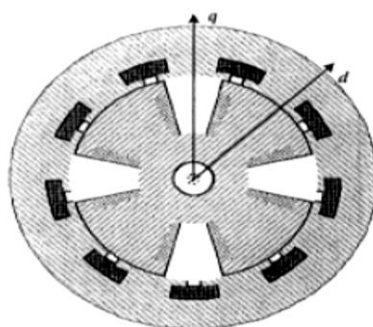
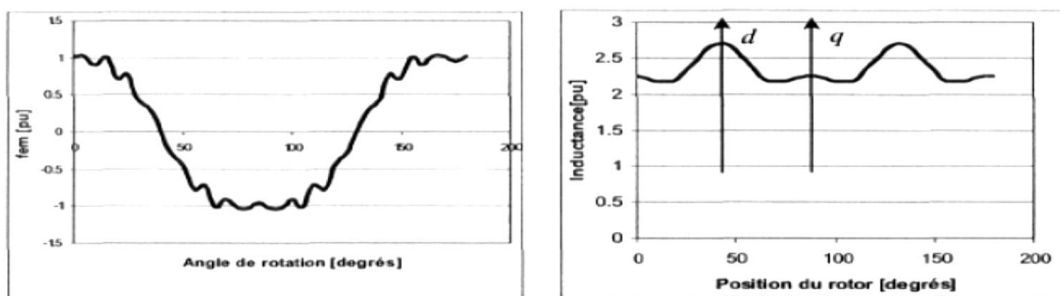


Figure I- 13 Machine synchrone à rotor bobiné à pôles saillants[15].

Dans l'exemple de la figure I.14, il est à remarqué que la variation de la valeur de l'inductance, selon l'angle de rotation, est relativement faible bien que cette structure soit à pôles saillants, bien que l'inductance selon l'axe d est plus grande que l'inductance selon l'axe q, contrairement aux machines à aimants permanents[15].



a) Forme de la f.é.m

b) Variation de l'inductance cyclique

Figure I- 14 f.é.m et inductance cyclique d'une MSRB[15].

I.2.2 Machines synchrones à aimants permanents

Aujourd'hui, les machines synchrones représentent une partie importante du marché des convertisseurs électromécaniques d'énergie et couvrent une gamme de puissance très large qui s'étend de quelques MW jusqu'à 1GW environ. Traditionnellement, les fortes puissances restent le domaine réservé pour la production d'électricité. En fonctionnement moteur, en revanche, les puissances installées dépassent rarement quelques dizaines de MW. Le moteur synchrone fonctionnant en vitesse variable, le plus puissant connu à ce jour, à une puissance d'environ 100 MW, il est conçu pour une soufflerie de la NASA [16].

Une machine synchrone est une machine électrique dont les vitesses de rotation du rotor et du du champ magnétique tournant du stator sont égales. Pour obtenir un tel fonctionnement, le champ magnétique rotorique est génère soit par des aimants, soit par un circuit d'excitation. La position de ce champ est alors fixe par rapport au rotor, ce qui entraîne le synchronisme entre le champ magnétique tournant statorique et le rotor [17]. La vitesse de rotation du champ tournant est proportionnelle au nombre de pôles de la machine et à la pulsation des courants statoriques.

$$\omega_r = \frac{\omega}{p} \quad (I.4)$$

Le stator, partie fixe de la machine, où sont logés est constitué d'un empilage de tôle magnétique qui contient des encoches dans lesquelles sont logés trois enroulements identiques

décalés entre eux de $\frac{2\pi}{3}$. Ces enroulements sont reliés à une source d'alimentation électrique triphasée.

Le rotor, partie mobile de la machine, est composé d'aimants permanents. Les aimants permanents apporte beaucoup de simplicité comme l'élimination des balais (donc les pertes rotoriques). Cependant, le flux rotorique n'est plus commandable. Le rotor possède différentes configurations . La figure (I.15) montre trois cas typiques pour un rotor à tétrapolaire :

- Une configuration du rotor à pôles saillants possédant des pièces polaires servant à la concentration du flux (Fig. I.15.a). Les aimants permanents sont magnétisés dans le sens radial.
- Les aimants permanents sont disposés radialement (aimants noyés dans le rotor). Les aimants sont magnétisés tangentiellement (Fig.I.15.b).
- Les aimants permanents sont distribués uniformément sur la surface cylindrique du rotor. L'aimantation des aimants est radiale Fig.1.15.c).

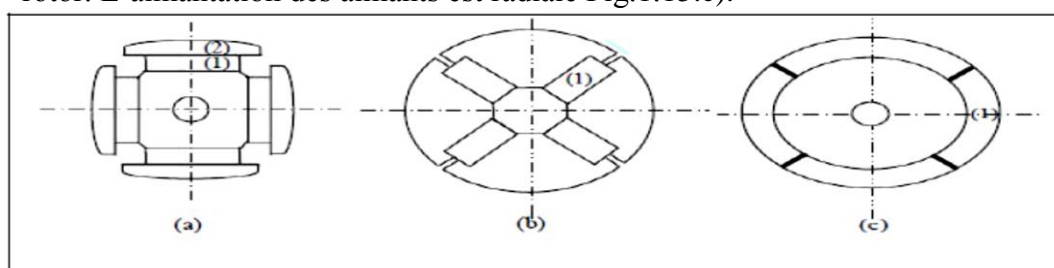


Figure I- 15 Différents types de rotors d'une MSAP [17].

- (a) aimants permanents (1) et pièce polaire saillante (2),
 (b) aimants permanents (1) noyés,
 (c) aimants permanents (1) distribués sur la surface du rotor.

I.2.2.1 Principe de fonctionnement de la MSAP [17]:

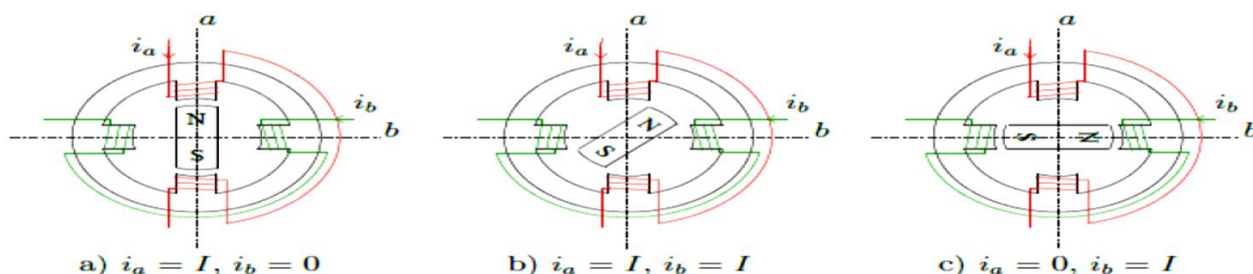


Figure I- 16 Principe de fonctionnement du moteur à aimants permanents.

Le principe des moteurs à aimants permanents est assez simple. Seules les bobines sont alimentées. Le champ créé par les enroulements du stator interagit avec les aimants du rotor et oriente ce dernier. La Figure I.15 représente un moteur ayant un rotor bipolaire et un stator tetrapolaire. Les phases a et b sont portées par des enroulements opposés. La présence de courants dans les phases oriente le rotor. On définit un "pas" élémentaire θ_p comme étant le déplacement angulaire du rotor lorsque l'alimentation est commutée d'une phase à la suivante. Nous obtenons pour cette structure $\theta_p = 90$. Ceci correspond au passage de la figure I.16.a à la figure I.16.c. Les demi-pas sont obtenus en alimentant deux phases à la fois (figure I.16.b). De nombreux moteurs sur le marché utilisent ce genre de structure.

I.2.2.2 Machine synchrone à aimants permanents à flux axial [11]

Cette machine possède la particularité d'avoir un champ magnétique axial contrairement à la machine synchrone classique où le champ est radial (figures I.17-18) [19], [20], [21].

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 le fait tourner.

I.2.2.2.1 Types de machines synchrones à aimants permanents à flux axial

Parmi les machines synchrones à aimants permanents à flux axial, on trouve [11] :

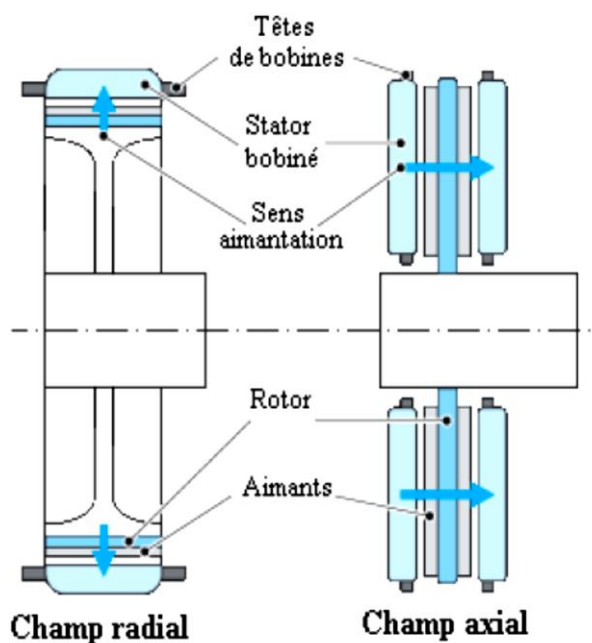


Figure I- 17 MSAP classique et discoïde [11] [19].

I.2.2.2 MSAP discoïde avec deux stators et un rotor [11]

La structure de cette machine est illustrée sur la figure I.18. Elle est composée d'un disque rotorique entouré par deux disques statoriques [20], [21]. 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 [20],[21]. 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 [19].

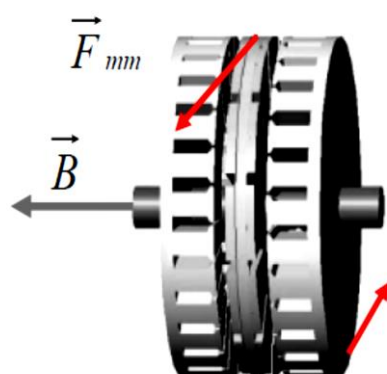


Figure I- 18 MSAP à rotor discoïde et double stator [11] [20].

I.2.2.3 MSAP discoïde avec deux rotors et un stator [11]

Cette configuration consiste en un disque statorique entouré par deux disques rotoriques comme le montre la Figure I.19 [21].

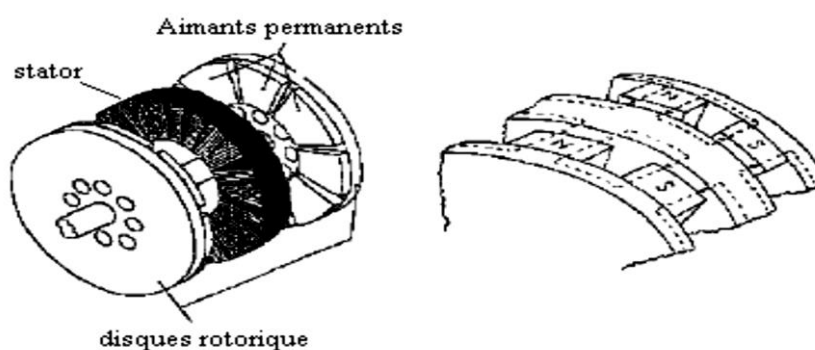


Figure I- 19 MSAP discoïde avec stator et double rotor [11] [21].

I.2.2.4 MSAP discoïde unilatérale avec contreponds du côté rotor [11]

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 (Fig.I.20) [20] , [21].

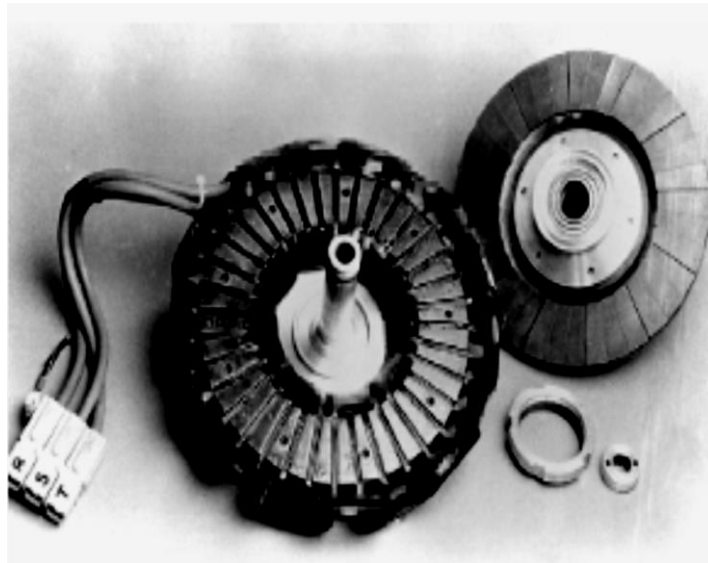


Figure I- 20 MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté rotor [11] [20] [21].

I.2.2.2.5 MSAP discoïde unilatérale avec contrepoids du côté stator [11]

Cette configuration est similaire à la précédente, à l'exception que dans ce cas, le contrepoids est remplacé par un rotor additif [20], [21].

I.2.2.2.6 Machine synchrone à aimants permanents à rotor extérieur [11]

Comme illustré par la figure I.20, 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 refroidissement [20]. 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 [20], [21].

Ces machines sont conçues spécialement pour être employées dans un ensemble éolien à axe vertical de type Savonius [18]. 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.

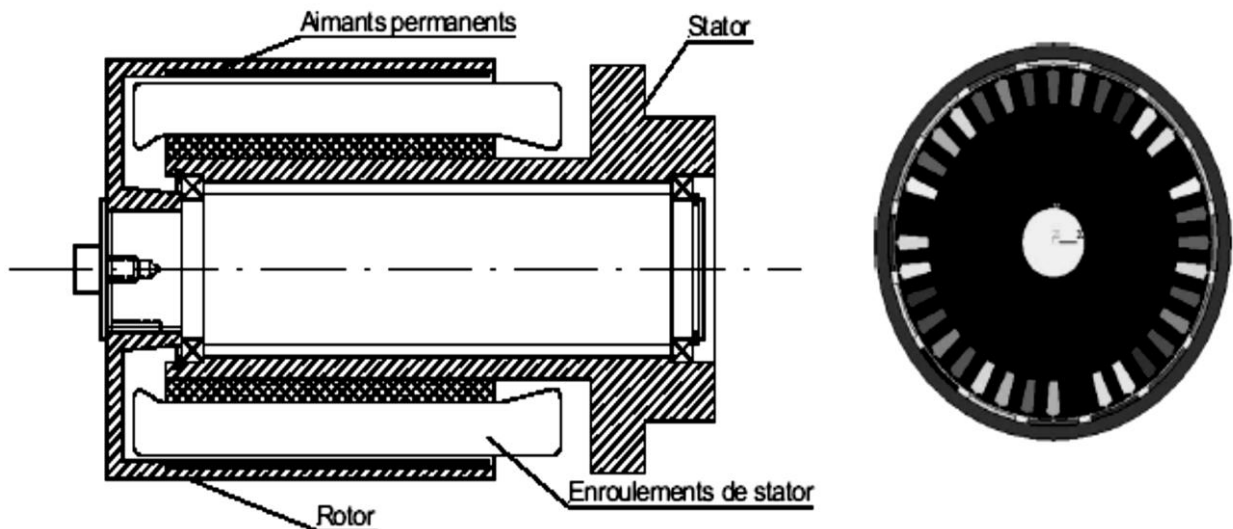


Figure I- 21 MSAP à rotor extérieur [11] [18].

I.2.3 Eolienne à base de la Génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP)

I.2.3.1 Eolienne à base de la Génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) Connecté au réseau électrique

Le développement des matériaux magnétiques a permis la construction des machines synchrones à aimants permanents à des coûts compétitifs [19]. Les machines de ce type sont à grand nombre de pôles et permettent de développer des couples mécaniques considérables [20], [14]. 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 [11] [14], [20], [21].

La solution la plus intéressante consiste à coupler le stator de la génératrice synchrone à aimants permanents à travers deux onduleurs à MLI triphasés, l'un en mode redresseur, l'autre en mode onduleur réseau (figure. I.22). Dans ce cas, l'interfaçage avec le réseau peut être entièrement contrôlé via le convertisseur connecté à ce réseau, tandis que celui connecté à la génératrice permet de contrôler la puissance générée par celle-ci. De plus, ce type de configuration permet d'assurer un découplage entre le comportement du générateur éolien et le comportement du réseau [22]. Toutefois, les deux convertisseurs doivent être dimensionnés pour la puissance nominale de la génératrice, ce qui constitue le principal inconvénient de cette configuration [07].

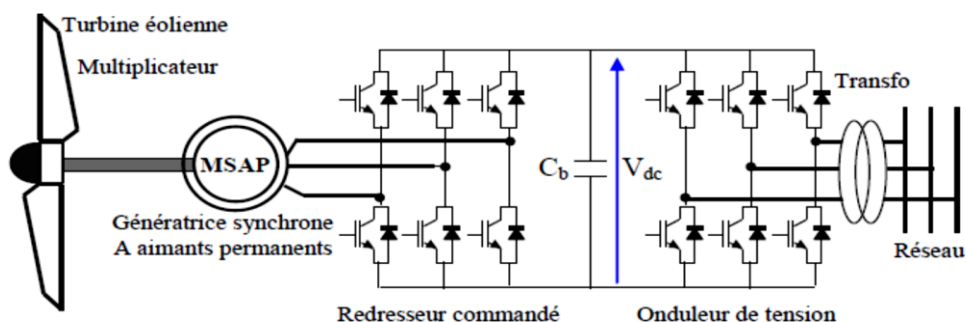


Figure I- 22 Système éolien basé sur une machine synchrone à aimants permanents
À fréquence variable [07].

I.2.3.2 Les éoliennes à base de la génératrice synchrone à aimant permanent en fonctionnement isolé et autonome [07]

La machine synchrone à aimants permanents est une solution très intéressante dans les applications éoliennes isolées et autonomes vu ses avantages cités précédemment (un bon rendement et un bon couple massique) et la non nécessité d'une source d'alimentation pour le circuit d'excitation. Ces qualités sont contrebalancées par un coût plus élevé que les machines asynchrones. Toutefois, différentes structures de machines synchrones à aimants permanents alimentant des charges autonomes à travers des dispositifs d'électronique de puissance existent.

A. Structure avec redresseur à diodes [07]

Cette configuration est la plus simple et trouve ses applications dans le cas de très petites puissances [23]. Elle est basée sur l'association directe d'une batterie en aval du pont redresseur à diodes comme illustré sur la figure I.23. Dans ce cas, il n'y a aucun composant commandé, pas ou peu de capteurs et le coût de l'équipement est alors minimal. Le fonctionnement est « naturel » mais nécessite un choix très précis de tous les paramètres (paramètres machine et tension continue) par une conception système dédiée [18].

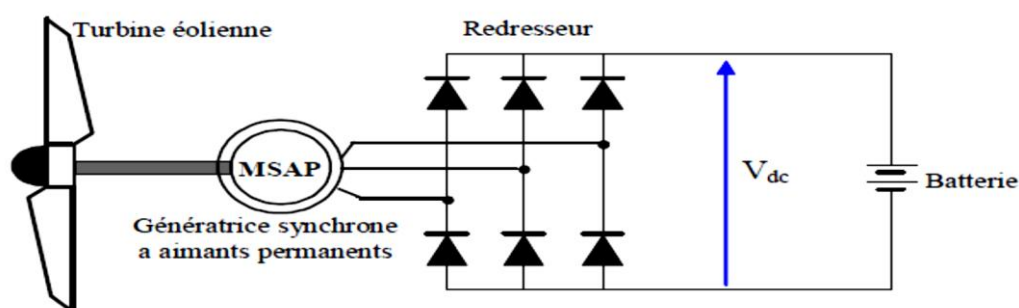


Figure I- 23 Machine synchrone avec redresseur à diodes [07].

B. Structure avec redresseur à diodes et hacheur dévolteur [07]

Le système de conversion d'énergie dédié à l'éolien doit permettre le fonctionnement à une puissance électrique maximale de façon à optimiser le rendement énergétique quel que soit le régime de vent. C'est le principe du Maximum Power Point Tracking (M.P.P.T). L'association d'un pont redresseur à diodes avec une génératrice synchrone à aimants permanents comporte cependant quelques limitations ne permettant pas toujours d'atteindre ce but. Afin de pouvoir y remédier, un hacheur dévolteur, débitant sur une batterie de stockage, est disposé à la suite du pont de diodes (figure. I.24) [18], [23].

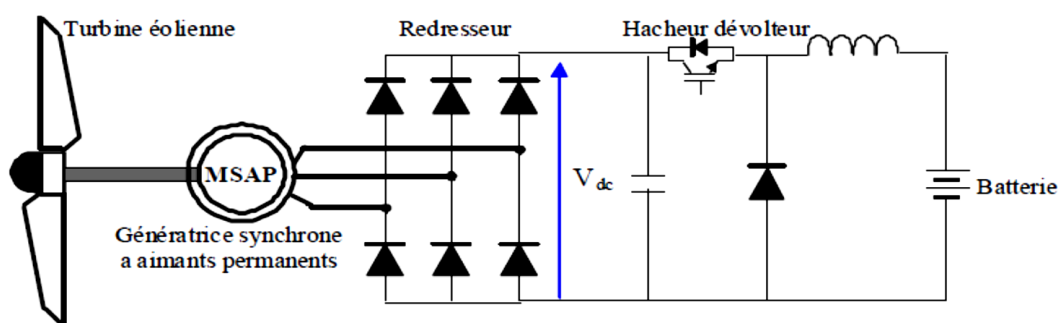


Figure I- 24 Machine synchrone connectée à un redresseur à diodes et hacheur dévolteur [07].

C. Structure avec redresseur à diodes et hacheur en pont [07]

Toujours dans la même optique d'optimisation du rendement énergétique, une structure en pont à commande différentielle permet de fonctionner avec un rapport cyclique proche de 0,5 en commandant les deux interrupteurs T1 et T2. Cette configuration est avantageuse en termes de sûreté de fonctionnement mais nécessite deux fois plus de composants, d'où un coût conséquent et des pertes plus élevées [18].

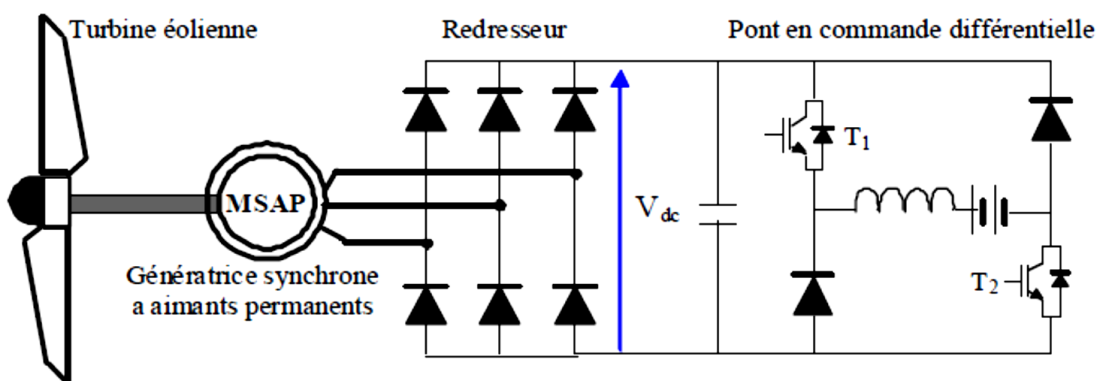


Figure I- 25 Machine synchrone avec convertisseur à diodes et hacheur en pont [07].

D. Structure avec redresseur à MLI [07]

La configuration de référence est évidemment celle mettant en oeuvre un redresseur triphasé à MLI. Dans le cas du montage de la figure I.26, il est possible d'effectuer un contrôle dynamique et fiable en vitesse où en couple de la génératrice synchrone ce qui permet facilement de déplacer le point de fonctionnement sur toute la plage des vitesses de rotation [24]. Par contre, elle nécessite un montage plus complexe, trois bras complets donc six interrupteurs, et une commande qui requiert généralement un capteur mécanique de position [07].

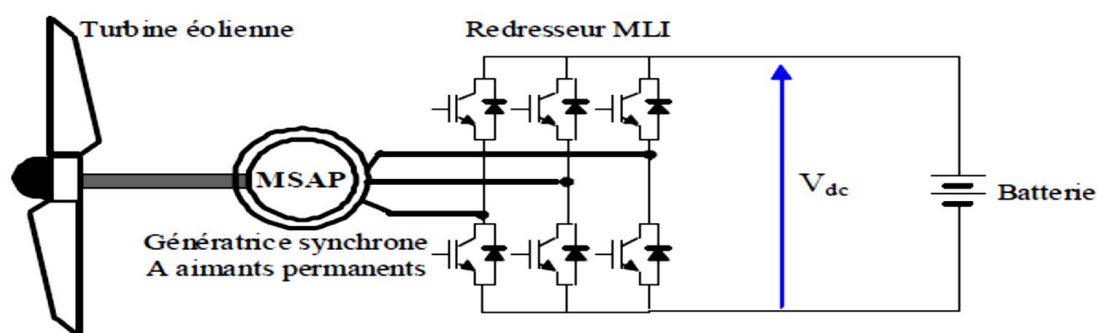


Figure I- 26 Machine synchrone connectée à un redresseur à MLI [07].

I.2.4 Avantages des éoliennes à base des machines synchrone à aimants permanents par rapport aux autres types de machines [17]

Un avantage évident de l'utilisation des aimants au niveau de la production du flux est la suppression des pertes par effet joule du système inducteur. Il est aisé de démontrer que dans le cas des machines classiques l'importance relative des pertes par effet joule par rapport à la puissance utile est d'autant plus élevée que la machine est de taille réduite.

Un autre avantage de l'excitation par aimants, concerne l'amélioration de la sécurité de fonctionnement. Les moteurs synchrones à aimants sont intéressants du point de vue puissance, rendement, facteur de puissance et moment d'inertie pour les gammes accessibles à leurs utilisation (coût et fiabilité) [17].

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 asynchrones à double alimentation.

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. Les frais d'entretien sont alors minimisés ce qui est très intéressant dans les

applications éoliennes, en particulier dans les sites difficilement accessibles (offshore par exemple), ainsi la présence obligatoire de l'électronique de puissance permet enfin une régulation simple de la vitesse de rotation et donc une optimisation énergétique efficace [11] [25].

Conclusion

Dans ce chapitre, une brève description de chaînes de conversion de l'énergie éolienne est donné. Quelques notions sur la conversion mécanique de l'énergie éolienne ont été introduites. Un aperçu succinct des deux grandes familles d'éoliennes, leurs avantages et inconvénients, a été donné.

Dans la seconde partie, les différents constituants d'une éolienne sont présentés. Les systèmes éoliens basé sur la machine synchrone à aimant permanent et les différentes topologies qui existe ont été abordés. Après l'étude avantages des éoliennes à base des machines synchrone à aimants permanents par rapport aux autres types de machines, l'idée de consacrer la suite des recherches sur un système utilisant une machine synchrone à aimant permanent MSAP a été retenue. Au chapitre suivant, nous allons nous intéresser à la présentation et la modélisation mathématique des différents partie constituant une chaîne de conversion d'énergie éolienne basé sur une GSAP fonctionnant à vitesse variable.

Chapitre II

Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

Introduction

Tout système physique peut être considéré comme un ensemble de sous-systèmes. Ainsi, pour simplifier l'étude de l'ensemble, chacune de ses parties est abordée séparément. Puis, une synthèse de toutes ces parties constituant le système global est à déduire.

Dans ce chapitre, le concept de la chaîne de conversion éolienne à base de la génératrice synchrone à aimant permanent est proposé. Un modèle mathématique de simulation de l'ensemble, en prenant en considération son caractère multi-physique (prise en charge des phénomènes mécaniques, magnétiques, électriques) est réalisé. Une stratégie de commande de réglage de la vitesse de rotation de la turbine, de sorte à optimiser la puissance extraite quelque soit la vitesse du vent, est proposée. Deux méthodes de régulation de vitesse utilisant un régulateur PI et un régulateur IP ont été traitées

La modélisation de la chaîne de conversion éolienne, basée sur les modèles du profil du vent, du comportement aérodynamique des pales, de l'aérogénérateur et des convertisseurs de puissance du système de commande, est détaillée dans ce chapitre.

II.1 La turbine éolienne

La voilure éolienne est un élément tridimensionnel, ayant des formes complexes, en mouvement et plongée dans un flux d'air. Un modèle prenant en compte toutes ces propriétés n'est à l'heure actuelle pas envisageable. Toutefois, et c'est un point important, le modèle en question doit décrire la dynamique mécanique réelle de la voilure, et non pas uniquement le comportement quasi-statique.

Une voilure éolienne transforme l'énergie de la masse d'air en mouvement et délivre une puissance mécanique caractérisée par la vitesse de rotation et le couple mécanique [26] [27].

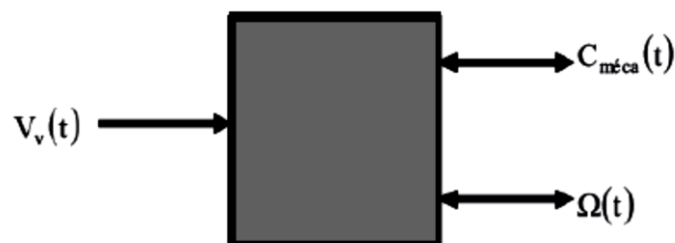


Figure II- 1 Entrées – sorties du modèle de la voilure [27].

II.1.1 Conversion de l'énergie éolienne

II.1.1.1 Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique

La turbine éolienne est un dispositif qui transforme l'énergie cinétique du vent en énergie 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 [11] :

$$dE_c = \frac{1}{2} \rho S dx v^2 \quad (\text{II.1})$$

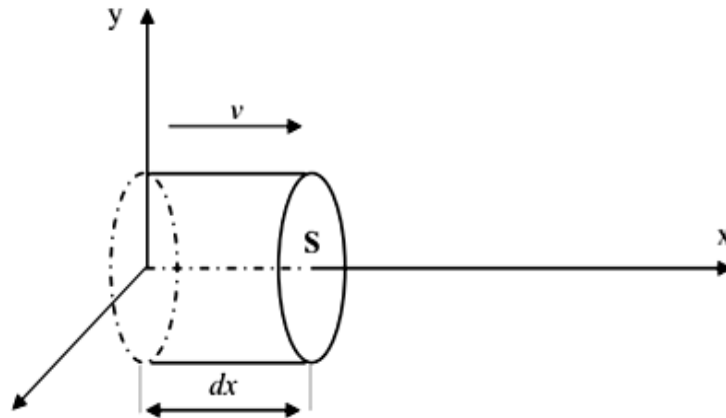


Figure II- 2 colonne d'air animée d'une vitesse v [11].

La puissance P_m extraite du volume d'air en mouvement est la dérivée de l'énergie cinétique par rapport au temps [11].

En supposant $dx = v dt$ on déduit l'expression de P_m :

$$P_m = \frac{dE_c}{dt} = \frac{1}{2} \rho S_0 V^3 \quad (\text{II.2})$$

Où :

- ρ : masse volumique de l'air (en Kg/m³).
- v : vitesse instantanée du vent (en m/s).
- E_c : en joules.

II.1.1.1.1 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 l'Allemand Albert Betz qui, en 1929, formula la loi de Betz pour la première fois [11], [28]. Considérons le système de la figure II.3 qui représente un tube de courant autour d'une éolienne à axe horizontal. V_1 représente la vitesse du vent en amont de l'aérogénérateur et la vitesse V_2 en aval.

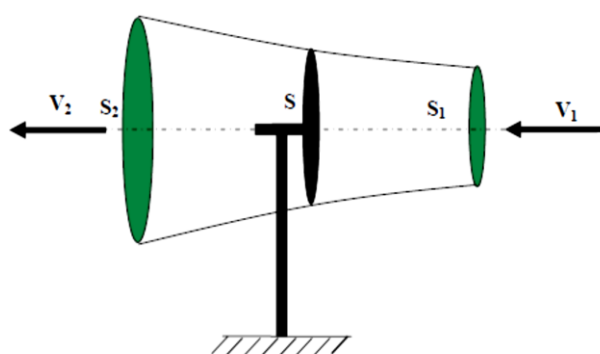


Figure II- 3 théorie de Betz : schéma de principe [11].

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 [11], [28].

$$P_m = \frac{\rho S (V_1^2 - V_2^2)}{2} \quad (\text{II.3})$$

La puissance réelle extraite par le rotor des pales est la différence des puissances du vent en amont et en aval [11].

$$P_m = \frac{m_0 (V_1 + V_2) (V_1^2 - V_2^2)}{2} \quad (\text{II.4})$$

Soit en remplaçant m_0 par son expression dans (II.3):

$$P_m = \frac{\rho S (V_1 + V_2) (V_1^2 - V_2^2)}{2} \quad (\text{II.5})$$

La puissance totale théoriquement disponible sur la surface S est extraite sans diminution de vitesse de vent en mettant $V_2=0$ dans l'expression (II.5) :

$$P_{mt} = \frac{\rho S V_1^3}{2} \quad (\text{II.6})$$

II.1.1.1.2 La vitesse spécifique de vitesse (Tip-Speed-Ratio)

On définit la vitesse spécifique ou normalisée λ comme étant le rapport de la vitesse linéaire en bout de pales de la turbine sur la vitesse instantanée de vent V (figure II-3) et donné par l'expression suivante [11], [28].

$$\lambda = \frac{\Omega_t R_t}{V} \quad (\text{II.7})$$

Où :

- R_t : Rayon de la surface balayée en m.
- V : Vitesse de vent en m/s.
- Ω_t : Vitesse de rotation avant multiplicateur en rad/s.

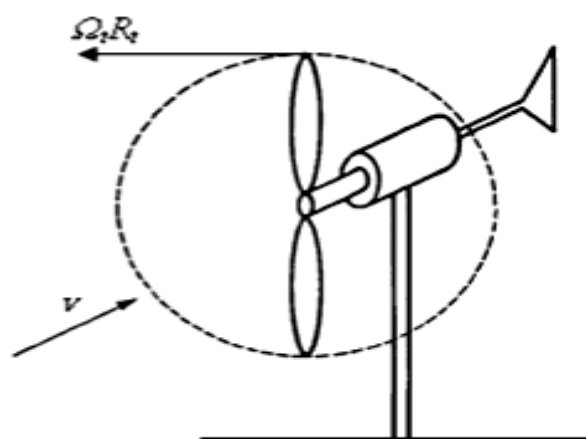


Figure II- 4 Vitesse de vent (v) et vitesse tangentielle de l'aube ($\Omega_t R_t$) [11].

II.1.1.1.3 Coefficient de puissance

On définit le coefficient de puissance, le rapport entre la puissance extraite du vent et la puissance totale théoriquement disponible [11], [28].

$$C_p = \frac{P_m}{P_{mt}} = \frac{\left(\left(1 + \frac{V_2}{V_1} \right) \left(1 - \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^2 \right) \right)}{2} \quad (\text{II.8})$$

Le coefficient C_p est variable, il est fonction de la vitesse du vent, de la vitesse de rotation de la turbine Ω_t , et les paramètres des pales de la turbine comme l'angle d'incidence et l'angle de calage [11], [28], [29]. Il est souvent représenté en fonction de la vitesse spécifique λ . La valeur maximale théorique possible du coefficient de puissance, appelée limite de Betz, est de $16/27$ soit 0.593 [29], [28], [11].

Cette limite n'est en réalité jamais atteinte, et les meilleures machines à axe horizontal, bipale ou tripale, se situent à 60-65% de la limite de BETZ ; on ne récupère globalement que 40% de l'énergie due au vent. On déduit alors le rendement aérodynamique [11], [29], [28]:

$$\eta = \frac{16}{27} C_{p \max} \quad (\text{II.9})$$

$C_{p \max}$ Étant la valeur maximale que peut prendre le coefficient de puissance C_p . Cette valeur est associée à une vitesse spécifique nominale λ_{opt} pour laquelle la turbine a été dimensionnée suivant une vitesse de vent nominale V_n et une vitesse de rotation nominale Ω_m [11], [28].

II.1.1.1.4 Coefficient de couple

Le coefficient de couple C_m est assez proche du coefficient de puissance C_p . Il est fort utile afin d'estimer la valeur des couples pour différents points de fonctionnement, notamment à vitesse de rotation Ω_t nulle, ce qui correspond à une valeur de C_p nulle pour une valeur de C_m non nulle [11][30].

En combinant les équations (II.6), (II.7), et (II.8), la puissance mécanique P_m disponible sur l'arbre d'un aérogénérateur peut s'exprimer par :

$$P_m = \frac{1}{2} C_p(\lambda) \rho \pi R^2 V_1^3 \quad (\text{II.10})$$

Avec:

$$\lambda = \frac{\Omega_t R}{V_1} \quad (\text{II.11})$$

D'où l'expression du couple :

$$T_t = \frac{P_m}{\Omega_t} = \frac{R_t P_m}{\lambda V} = \frac{C_p}{\lambda} \frac{1}{2} \rho \pi R_t^3 V^2 \quad (\text{II.12})$$

La valeur du coefficient de couple est déterminée par :

$$C_m = \frac{C_p}{\lambda} = \frac{T_t}{\frac{1}{2} \rho \pi R_t^3 V^2} \quad (\text{II.13})$$

Où :

- T_t : couple de la turbine éolienne.

II.1.1.1.5 Courbes caractéristiques des turbines éoliennes

En général, les turbines disposent d'un système d'orientation des pales destiné à limiter la vitesse de rotation. Les courbes caractérisant les turbines éoliennes sont décrites par les coefficients de puissance C_p et de couple C_m en fonction de la vitesse spécifique λ .

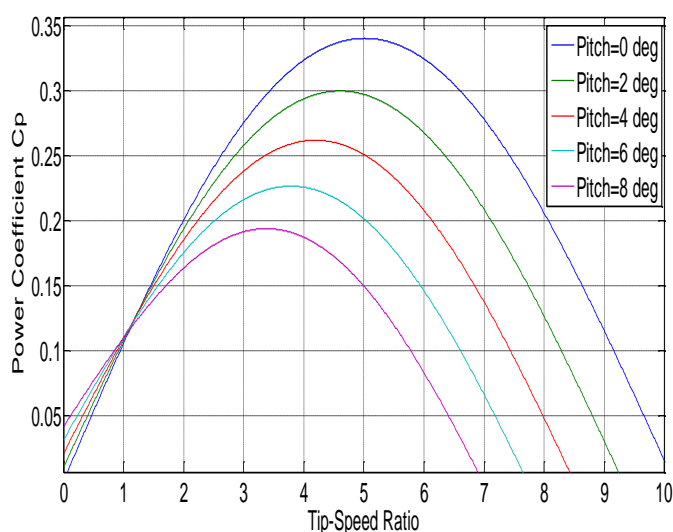


Figure II- 5 Coefficient aérodynamique en fonction du ratio de vitesse de la turbine λ [FIE31].

II.1.2 Modélisation d'une turbine éolienne

Le système de conversion de l'énergie éolienne est complexe. Ce système dépend de la multiplicité des domaines existants, à savoir, aérodynamique, mécanique, et électrique. Par ailleurs, les facteurs, tel que la vitesse du vent, la dimension, et la forme de la turbine, déterminent la puissance mécanique. Un modèle dynamique prenant en compte tous ces paramètres est nécessaire pour comprendre le comportement de la turbine. Afin de contrôler les performances et satisfaire les caractéristiques opérationnelles voulues, le recours à la modélisation est une nécessité.

II.1.2.1 Hypothèses simplificatrices pour la modélisation mécanique de la turbine

Les modèles les plus fréquemment rencontrés dans le cadre d'étude électromécanique sont relativement simples et obéissent aux hypothèses simplificatrices suivantes [25], [32]:

- Les pales sont considérées à conception identique avec les mêmes paramètres d'inertie, d'élasticité et de frottement ;
- Les coefficients de frottements des pales par rapport à l'air et par rapport au support sont très faibles et peuvent être ignorés ;
- La vitesse du vent est supposée à répartition uniforme sur toutes les pales, ce qui permet de considérer l'ensemble des pales comme un seul et même système mécanique caractérisé par la somme de tous les systèmes mécaniques.

On obtient alors un modèle mécanique simple (voir Figure. II.6) :

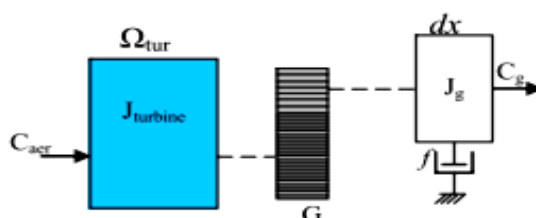


Figure II- 6 Modèle mécanique simplifié de la turbine [33].

II.1.2.2 Modèle du profil de vent

Pour une éolienne, le vent est la source principale d'énergie. Il est nécessaire d'avoir un modèle mathématique du profil de vent. Ce dernier peut être une simple loi exponentielle ou des distributions spectrales et spatiales très complexes qui rendent compte de sa phénoménologie turbulente [34]

La modélisation du profil de vent est primordiale pour :

- Définir les conditions de fonctionnement de l'éolienne ;
- Définir les solutions qui s'appliquent sur les pales ;

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

- Développer et affiner la modélisation du rotor ;
- Evaluer le potentiel d'énergie utilisable ;
- Fournir une aide pour l'implantation des machines

La définition du modèle du profil du vent nécessite la connaissance des données climatiques et géographiques du site concerné, ainsi que la période de l'an concerné par l'étude. Le modèle du profil du vent est donné par une série de Fourier qui représente le vent comme un signal constitué par une superposition de plusieurs harmoniques.

Il est donné par l'équation II.14 [34]

$$V_v(t) = A + \sum_{k=1}^i a_k \sin(w_k t) \quad (\text{II.14})$$

Avec :

- A : la valeur moyenne de la vitesse du vent
- a_k : Amplitude de l'harmonique de l'ordre K
- w_k : Pulsation de l'harmonique de l'ordre K
- i : Le rang du dernier harmonique retenu dans le calcul du profil du vent.

II.1.2.3 Modèle de la turbine

Les variables d'entrée et de sortie de la turbine sont [11] :

- La vitesse du vent qui détermine l'énergie primaire à l'admission de la turbine.
- Les quantités spécifiques de la machine, résultantes particulièrement de la géométrie du rotor et la surface balayée par les pales de la turbine.
- La vitesse de la turbine, l'inclinaison des pales, et l'angle de calage.

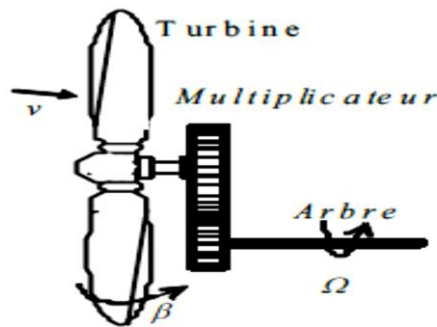


Figure II- 7 turbine éolienne [6].

La caractéristique $C_p(\lambda)$ de la voilure est représentée par un polynôme de troisième degré sous la forme [18]:

$$C_p(\lambda) = a. \lambda^3 + b. \lambda^2 + c. \lambda + d \quad (\text{II.15})$$

II.1.2.4 Modèle des pales

Le schéma bloc des pales étudiées sont représentés en Figure II.8 [6].

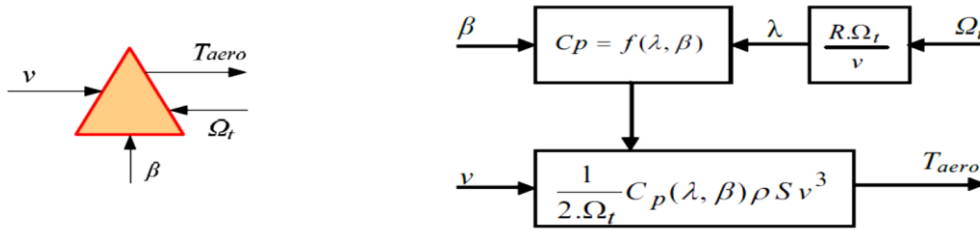


Figure II- 8 Schéma bloc du modèle des pales [6].

II.1.2.5 Modèle du multiplicateur de vitesse

Le multiplicateur de vitesse, qui est disposé entre la turbine éolienne et la génératrice, a pour but d'adapter la vitesse de la turbine Ω_t , assez lente, à celle que nécessite la génératrice Ω .

Il est modélisé par les deux équations suivantes :

$$G = \frac{C_{aer}}{C_g} \quad (\text{II.16})$$

$$G = \frac{\Omega_{mec}}{\Omega_{tur}} \quad (\text{II.17})$$

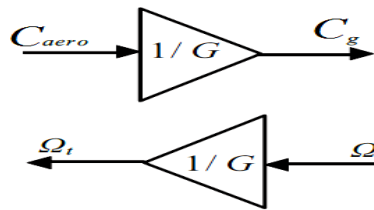


Figure II- 9 Schéma bloc du modèle du Multiplicateur de vitesse [6].

II.1.2.6 Equation dynamique de l'arbre de transmission

L'équation fondamentale du moment du couple dynamique permet de déterminer l'évolution de la vitesse à partir du couple mécanique total (C_{mec}) appliqué au rotor [11]:

$$J \cdot \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} \quad (\text{II.18})$$

Où :

- J : est l'inertie totale ramenée sur l'arbre de la génératrice.

Le couple mécanique est la somme de tous les couples appliqués sur le rotor :

$$C_{mec} = C_g - C_{em} - C_f \quad (\text{II.19})$$

- C_{em} : Le couple électromagnétique développé par la génératrice.
- C_g : Le couple issu du multiplicateur.
-

- C_f : Le couple résistant dû aux frottements.

$$C_f = f \cdot \Omega_{mec} \quad (II.20)$$

Où :

- f : le coefficient de frottement total du couplage mécanique.

Les variables d'entrée de l'arbre de transmission sont le couple issu du multiplicateur C_g et le couple électromagnétique C_{em} [11]

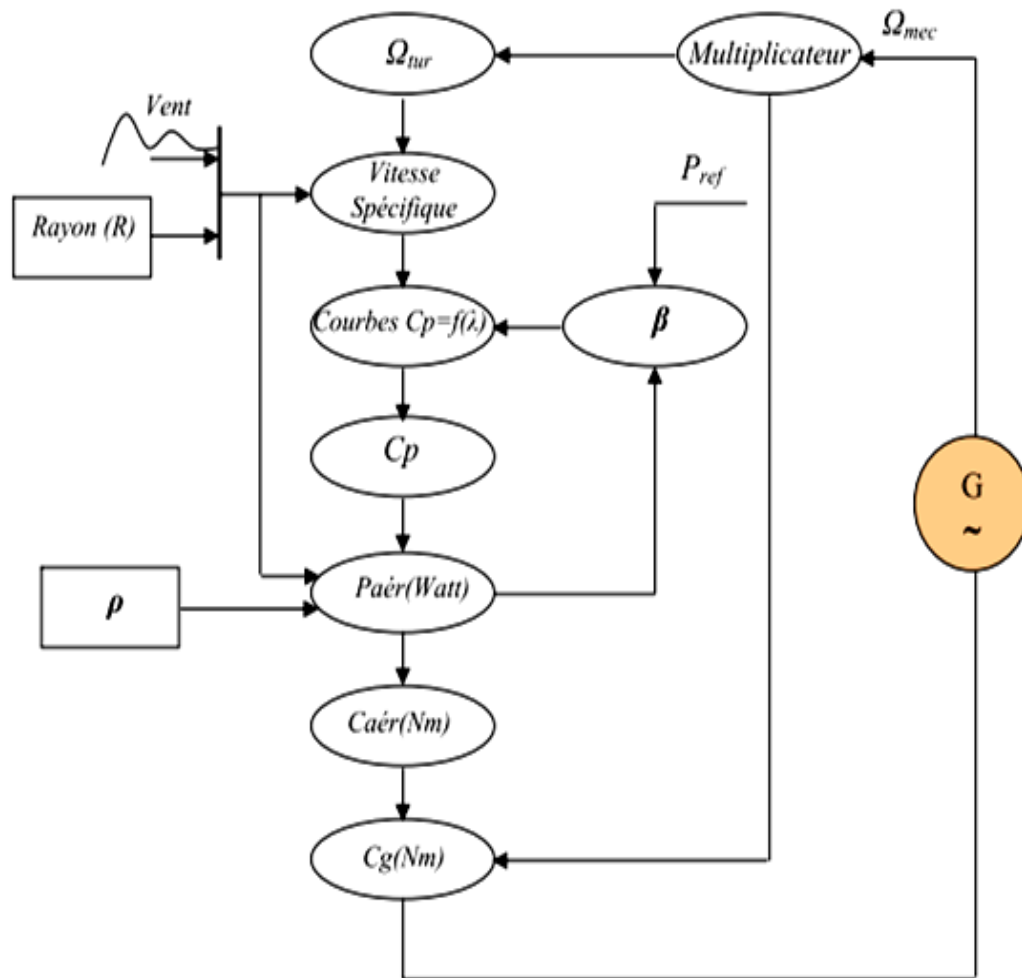


Figure II- 10 Organigramme de simulation de la turbine éolienne [11] [35].

II.1.3 Stratégies de commande de la turbine éolienne

Les stratégies de commande des systèmes de génération éoliens de moyenne et grande puissance à vitesses variables et à régulation de puissance « pitch », utilisées notamment pour les aérogénérateurs VESTAS et GAMESA de dernière génération, sont basées sur les deux courbes illustrées par la figure II.11, déduites des données aérodynamiques de la turbine [4], [36], [37].

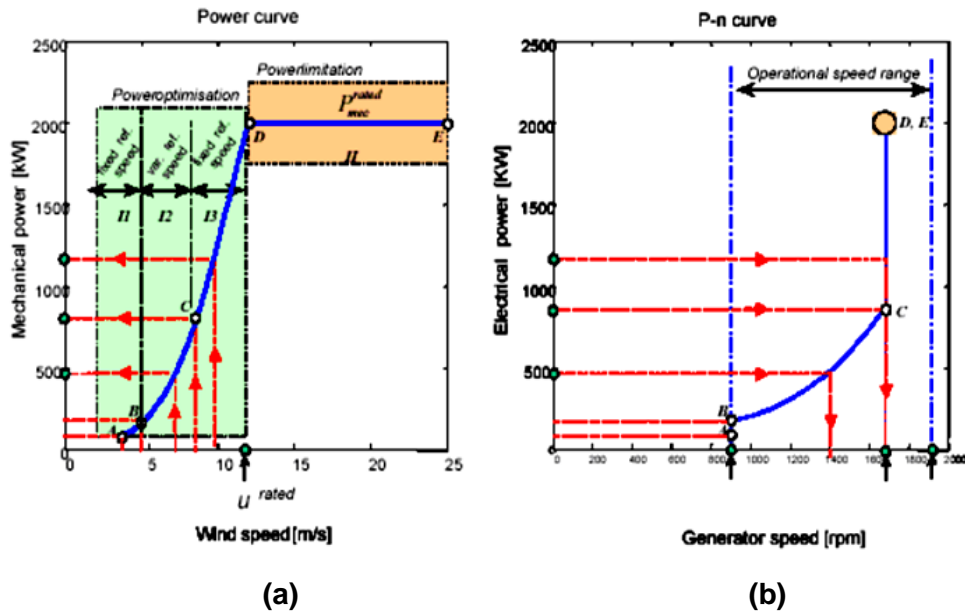


Figure II- 11 caractéristiques puissance, vitesse du vent et vitesse de rotation [37] [11]
 (a) puissance mécanique en fonction de la vitesse du vent
 (b) puissance électrique en fonction de la vitesse de rotation.

La figure (II-12) représente la vitesse de rotation de la turbine éolienne en fonction de la variation de la vitesse de vent [4], [29] [11].

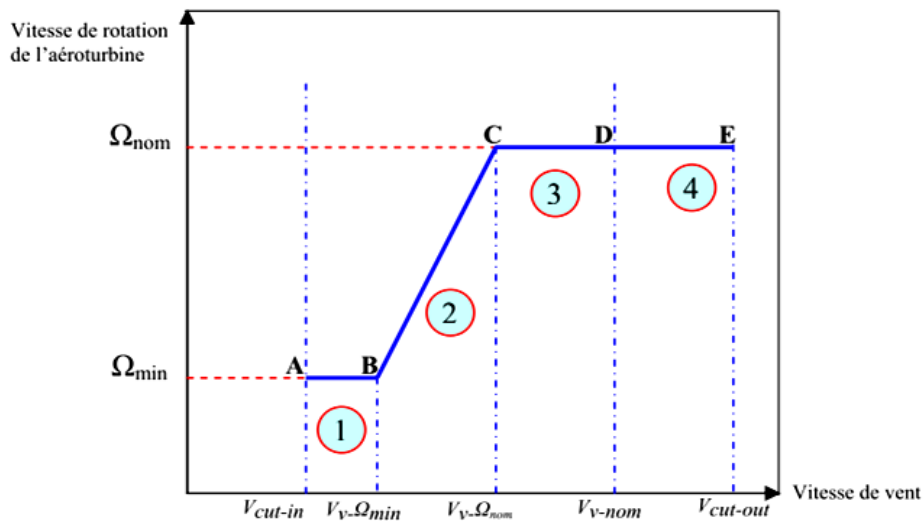


Figure II- 12 Caractéristiques vitesse de rotation, vitesse de vent [11].

Deux stratégies de commande de la turbine à vitesses variables sont indiquées sur la Figure II.12 :

1. Stratégie d'optimisation de la puissance séquences « A-B-C-D » : l'énergie capturée est optimisée au dessous de la vitesse nominale du vent.

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

2. Stratégie de limitation de la puissance « D-E »: son but est de limiter la puissance nominale de la turbine au dessus de la vitesse nominale du vent.

Quatre zones de fonctionnement de la turbine peuvent être distinguées sur les figures (II.11) et (II.12)

- Zone 1 « A-B »: l'éolienne fonctionnant à la vitesse du vent de connexion V_{cut-in} à une vitesse de rotation minimale Ω_{t-min} .
- Zone 2 « B-C » : lorsque la vitesse de la génératrice est comprise entre les vitesses Ω_{min} et Ω_{nom} , un algorithme de commande est appliqué pour extraire la puissance maximale du vent. Dans ce cas, le coefficient de la puissance maximum correspond à un angle de calage optimal.
- Zone 3 « C-D » : correspond au cas où la vitesse de rotation nominale est atteinte, tandis que la puissance générée est encore inférieure à la puissance nominale.
- Zone 4 « D-E » : la puissance nominale étant atteinte, le système d'orientation des pales « pitch control » limite la puissance générée.
- Au-delà de la vitesse $\Omega_{cut-out}$, le dispositif de protection est actionné afin d'éviter des ruptures mécaniques.

II.1.3.1 Système de contrôle de l'aéroturbine

Le contrôle de l'aéroturbine est assuré par deux boucles de régulation, fortement liées [11], [33], [37] :

- Boucle de régulation de la vitesse.
- Boucle de régulation de la puissance.

La boucle de régulation de la vitesse est le principal élément dans la stratégie d'optimisation de la puissance, où la vitesse de rotation est contrôlée par le couple électromagnétique. Les deux boucles de régulation interviennent dans la stratégie de limitation de la puissance. Quand la vitesse de vent est inférieure à la vitesse nominale, l'angle de calage est maintenu constant à une valeur optimale β_{opt} . La vitesse de rotation de la turbine est alors ajustée par la boucle de régulation de la vitesse pour extraire le maximum de la puissance du vent. Lors de rafales de vent, la vitesse de rotation peut augmenter et dépasser la vitesse nominale, à cause de la lenteur du système d'orientation des pales [33] [11]. Dans ce cas, la boucle de vitesse réagit en augmentant la puissance de référence de la génératrice en anticipant l'action du dispositif d'orientation des pales par le réglage du couple électromagnétique, afin de contrôler la vitesse de rotation dans la zone 3 [33], [37], [11].

II.1.3.2 Méthodes de recherche du point maximum de puissance

La caractéristique de la puissance optimale d'une éolienne est une courbe non linéaire en forme de «cloche» [11], [26]. Pour chaque vitesse du vent, le système doit atteindre sa puissance maximale qui correspond à sa vitesse de rotation optimale.

La figure II .13 illustre la puissance en fonction de la vitesse de rotation de la turbine de l'éolienne. Chaque courbe en ligne pointillée correspond à une vitesse de vent V_v donnée.

L'ensemble des sommets (points optimaux recherchés) de ces caractéristiques définit la courbe de puissance optimale. L'équation de cette courbe est :

$$P_{opt} = \frac{1}{2} C_p^{opt}(\lambda_{opt}) \cdot \rho \cdot S \cdot V_v^3 \quad (\text{II.21})$$

Pour la zone 2, le fonctionnement idéal du système éolien nécessite l'utilisation de la commande Maximum Power Point Tracking (MPPT). Afin de maximiser la puissance électrique générée, la stratégie utilisée consiste à contrôler le couple électromagnétique pour régler la vitesse. On distingue deux approches possibles :

1. La première, la moins classique [26], considère que la caractéristique $C_p = f(\lambda)$ n'est pas connue.
2. La deuxième, la plus répandue, suppose que la caractéristique $C_p = f(\lambda)$ soit connue, pour que l'éolienne fonctionne dans des conditions optimales, il est nécessaire de suivre la courbe optimale de puissance.

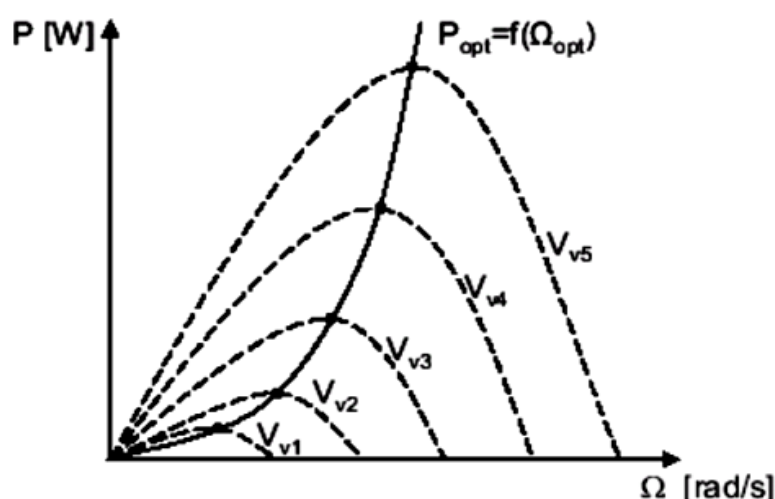


Figure II- 13 Caractéristiques de l'éolienne dans le plan puissance, vitesse de rotation [11].

II.1.3.3 Maximisation de la puissance avec asservissement de vitesse

Afin d'extraire un maximum de puissance, malgré les variations fréquentes de vitesse du vent, une commande par l'asservissement de la vitesse de rotation permet de maintenir le rapport

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

entre la puissance extraite et celle du vent à sa valeur maximale. En d'autres termes, il faut maintenir le coefficient de puissance C_p à sa valeur maximale. Cette commande nécessite l'utilisation d'un régulateur de vitesse [33] [34].

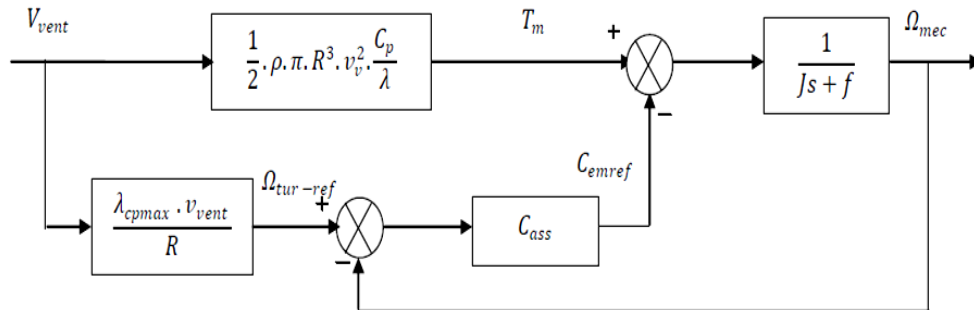


Figure II- 14 Schéma bloc de la turbine avec maximisation de la puissance extraite à l'aide d'un asservissement de la vitesse [34].

Le vent, source principale d'énergie de fonctionnement du système, fournit le couple aérodynamique T_m . Si de ce dernier est soustrait le couple électromagnétique créé dans la génératrice, le couple mécanique obtenu permet de calculer la vitesse de rotation. Pour générer le couple électromagnétique de référence, par l'utilisation d'un contrôleur, il est nécessaire de calculer la vitesse correspondante à C_p max.

La vitesse de référence de la turbine correspond à la valeur optimale de la vitesse spécifique λ_{opt} et le coefficient de puissance maximale C_{pmax} est donné par la relation (II.22) :

$$\Omega_{turbine-ref} = \frac{\lambda_{opt} V_v}{R} \quad (II.22)$$

II.1.4 Système de régulation de la turbine éolienne

II.1.4.1 Calcul des paramètres du régulateur PI

Sur la base du schéma de commande de la figure II.14, le couple électromagnétique de référence est obtenu grâce à l'action d'un contrôleur de type PI, qui agit sur l'écart entre la vitesse de référence et la vitesse de rotation.

La fonction de transfert décrivant cette action est donnée par :

$$C_{em-ref}(S) = \left(k_i + \frac{k_p}{S} \right) \cdot (\Omega_{tur-ref}(S) - \Omega_{mec}(S)) \quad (II.23)$$

Où :

- k_i : le gain intégral
- k_p : le gain proportionnel

Si on isole la partie du schéma de commande de la boucle de régulation de la vitesse on obtient le schéma suivant [39].

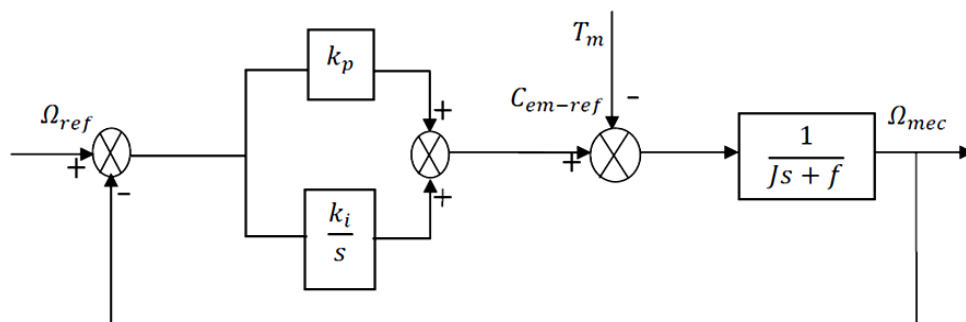


Figure II- 15 Schéma bloc de l'asservissement en utilisant un régulateur PI [34].

Le choix de la pulsation propre w_n et du facteur d'amortissement ξ_n permet de calculer les coefficients du régulateurs PI [34].

$$k_i = w_n^2 \cdot J \quad (\text{II.24})$$

$$k_p = 2 \cdot \xi_n \cdot w_n \cdot J - f \quad (\text{II.25})$$

II.1.4.2 Calcul des paramètres du régulateur IP

Le contrôle de la vitesse est assuré par un régulateur de type IP dont les gains sont respectivement K_i et K_p . la chaîne de régulation de la vitesse peut être représenté sur le schéma fonctionnel suivant :

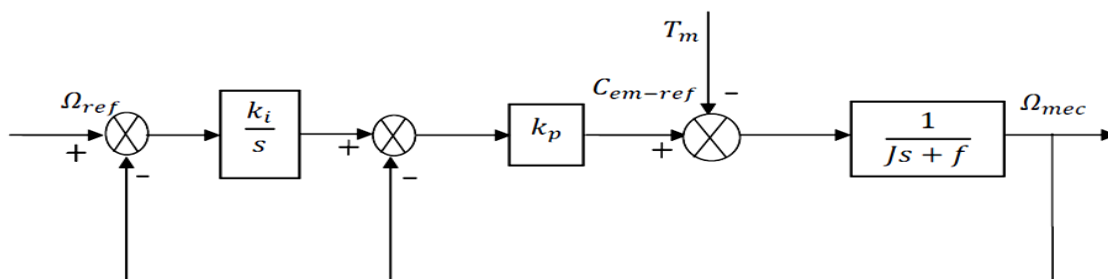


Figure II- 16 Schéma bloc d'un régulateur IP [34].

La fonction de transfert se met sous la forme suivante :

$$\Omega_{mec} = F(S) \cdot \Omega_{ref} - P(S) \cdot T_m \quad (\text{II.26})$$

$$F(S) = \frac{k_i \cdot k_p}{JS^2 + (f + k_p)S + k_i \cdot k_p} \quad (\text{II.27})$$

$$P(S) = \frac{S}{JS^2 + (f + k_p)S + k_i \cdot k_p} \quad (\text{II.28})$$

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

Le choix de la pulsation propre w_n et du facteur d'amortissement ξ_n permet de calculer les coefficients du régulateurs IP [34].

$$k_i = \frac{w_n^2 \cdot J}{k_p} \quad (\text{II.29})$$

$$k_p = (2 \cdot \xi_n \cdot w_n \cdot J) - f \quad (\text{II.30})$$

II.1.4.3 Résultats de simulation PI

La figure II .17 montre la variation de la vitesse du vent en fonction de la variation de temps (t=10s) entre les valeurs de $v = 9,4 \text{ m / s}$ et $v = 10,4 \text{ m / s}$. Cela donne un reflet d'un véritable profil de vent.

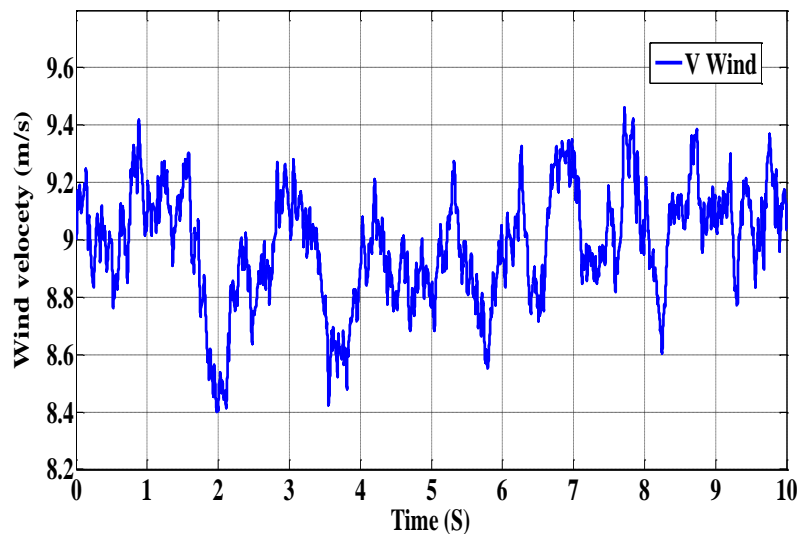


Figure II- 17 Modèle du profil de vent

La Figure II-18 représente la variation du coefficient de puissance C_p , qui est maintenu autour de sa valeur maximale 0,29.

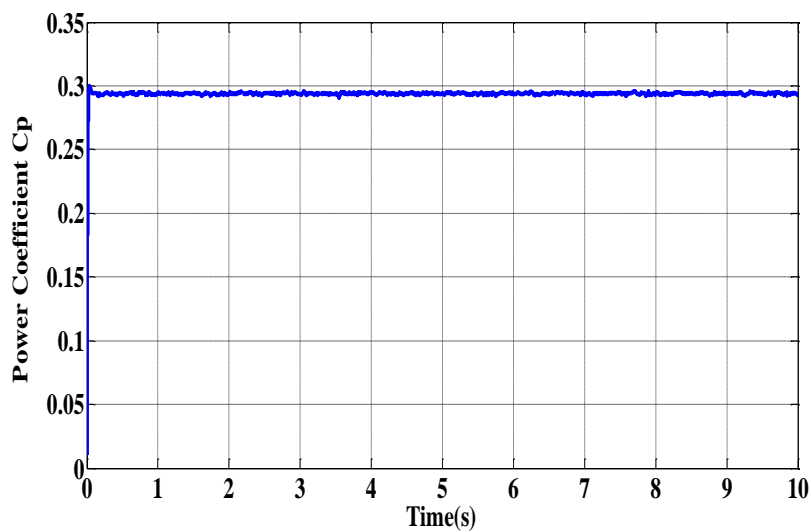


Figure II- 18 variation du coefficient de Puissance C_p

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

Les Figures. II-19 et II-20 représentent la régulation de la vitesse mécanique utilisant un régulateur PI. Lorsque la turbine atteint son régime de fonctionnement permanent, sa vitesse est alors la réplique exacte de la vitesse de référence : ceci indique l'efficacité de la technique de contrôle utilisée.

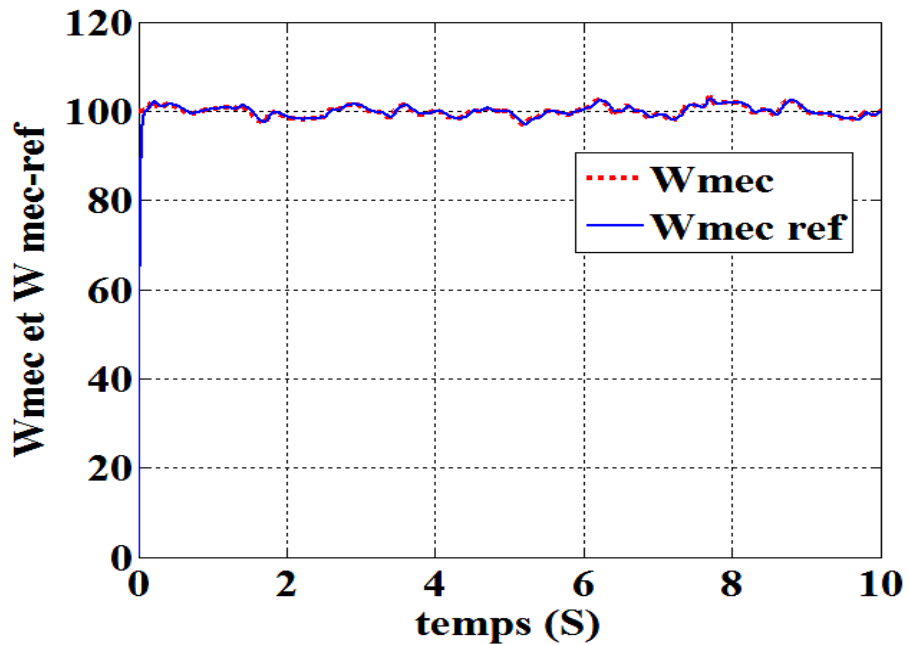


Figure II- 19 Allure de la vitesse mécanique

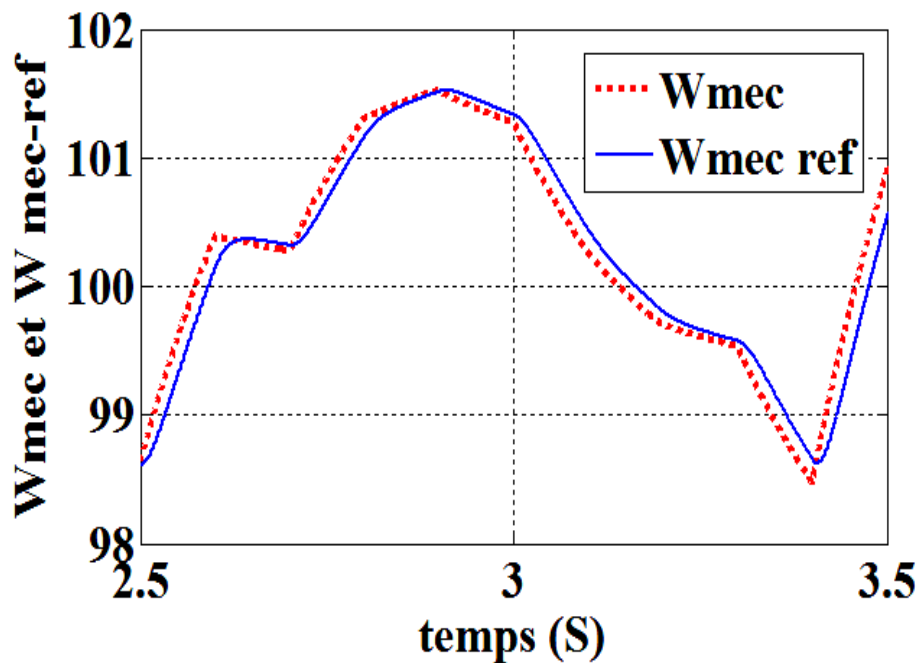


Figure II- 20 Zoom sur l'allure de la vitesse mécanique

Les Figures. II-21 et II-22 représente la régulation de la vitesse mécanique utilisant un régulateur IP

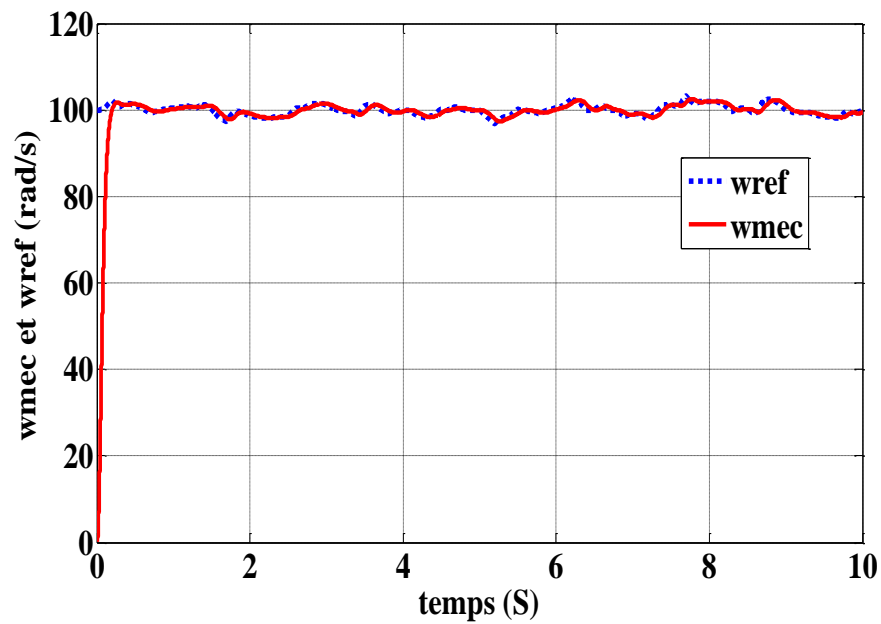


Figure II- 21 Allure de la vitesse mécanique

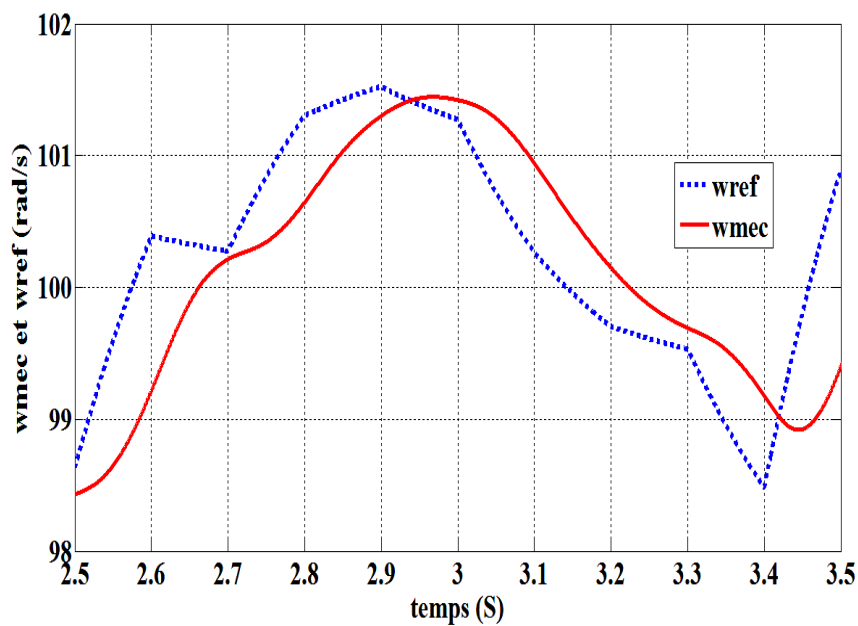


Figure II- 22 Zoom sur l'allure de la vitesse mécanique

Dans la suite de ce travail, les deux méthodes de réglage de la vitesse par PI et IP, pour les chaînes de conversion isolé et connecté au réseau électrique, seront respectivement utilisées.

II.2 La génératrice synchrone à aimants permanents

L'une des pièces maîtresses d'une chaîne de conversion d'énergie éolienne est la génératrice [26]. A l'heure actuelle, grâce à la mise au point d'aimants permanents de grande qualité, permettant l'obtention de couples massiques élevés, les machines à aimants sont de plus en plus utilisées. Lorsque leur nombre de pôles est élevé, leurs puissances peuvent atteindre quelques centaines de kilowatts. Toutefois, Elles sont surtout utilisées pour les petites et moyennes puissances de l'ordre de quelques dizaines de kilowatts. Dans ce cas, l'aimant permanent permet d'obtenir, à taille égale, une induction dans l'entrefer plus élevée que pour les machines à rotor bobiné. Par ailleurs, l'emploi d'aimants permanents annule les pertes par effet joule au rotor et augmente le rendement [25], [40].

II.2.1 Modélisation de la GSAP

Le modèle mathématique de la machine synchrone est établi sur la base de certaines hypothèses simplificatrices essentielles [11]:

- absence de saturation dans le circuit magnétique,
- distribution sinusoïdale de la FMM créée par les enroulements du stator,
- hystérésis, courants de Foucault et effet de peau négligés,
- effet d'encoche négligeable,
- résistance des enroulements ne variant pas avec la température.

La structure de la machine synchrone à aimants permanents comporte un enroulement triphasé au stator. L'excitation rotorique est créée par des aimants permanents au rotor. Ces aimants sont supposés rigides et de perméabilité voisine de celle de l'air.

II.2.1.1 Equations électriques

Les équations électriques des machines électriques dans un repère fixe lié au stator sont décrites par :

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{bmatrix} \quad (\text{II.31})$$

Où :

- $[V_a \ V_b \ V_c]^t$: Vecteur tension des phases statoriques.
- $[i_a \ i_b \ i_c]^t$: Vecteur courant des phases statoriques.
- $[\psi_a \ \psi_b \ \psi_c]^t$: Vecteur des flux totaux traversant les bobines statoriques.
- R_s : Résistance des phases statoriques.

Les enroulements statoriques de la machine synchrone considérée sont connectés en étoile à neutre isolé. Dans ce cas, la somme instantanée des courants statoriques est nulle, il n'y a pas

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

de courant homopolaire. Par conséquent, s'il existe une composante homopolaire, de tension ou de flux, elle n'intervient pas dans le calcul du moment du couple [41],[11]. Le comportement de la machine peut être défini par deux variables indépendantes.

II. 2.1.1.1 Equations électriques dans le repère de Park (d, q)

Afin de simplifier le modèle dynamique de la machine, un changement de repère est nécessaire. Cette transformation mathématique permet de remplacer les trois bobines statoriques fixes déphasées de $2\pi/3$ en deux bobines fictives équivalentes, situées sur le rotor, déphasées de $\pi/2$ (Figure II .23) [11].

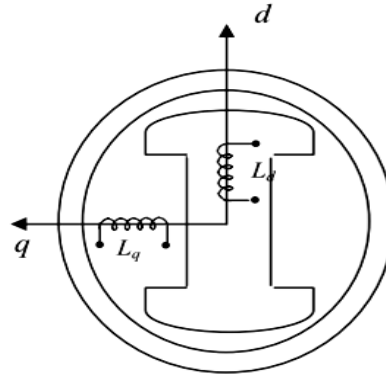


Figure II- 23 Représentation de la MSAP dans le repère (d,q) de Park [11].

La transformation de Park est:

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

Lors du passage du repère (d,q) au repère (a,b,c), les équations sont obtenues par la transformation de Park inverse :

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

Le changement de variable effectué, les équations des tensions, courants et flux obtenues sont :

$$[i_{d,q}] = P(\theta)[i_{abc}] \quad (\text{II.34})$$

$$[v_{d,q}] = P(\theta)[v_{abc}] \quad (\text{II.35})$$

$$[\theta_c] = P(\theta)[\phi_{abc}] \quad (\text{II.36})$$

Ainsi, les équations de la machine synchrone dans le repère de Park sont :

$$v_q = R_s i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + p. \Omega_t. L_d. i_d \quad (\text{II.37})$$

$$v_d = R_s i_d + L_d \frac{di_d}{dt} + p. \Omega_t. L_q. i_q \quad (\text{II.38})$$

II. 2.1.1.2 Equations magnétiques

Dans les machines synchrones à répartition sinusoïdale des conducteurs, ψ_d et ψ_q sont fonctions linéaires des courants i_d et i_q :

$$\begin{cases} \psi_d = L_d i_d + \psi_f \\ \psi_q = L_q i_q \end{cases} \quad (\text{II.39})$$

Où :

- L_d et L_q : les inductances directe et en quadrature, elles sont supposées indépendantes de θ .
- ψ_f : représente le flux des aimants.

Les circuits électriques équivalents de la MSAP peuvent être représentés comme suit [11]:

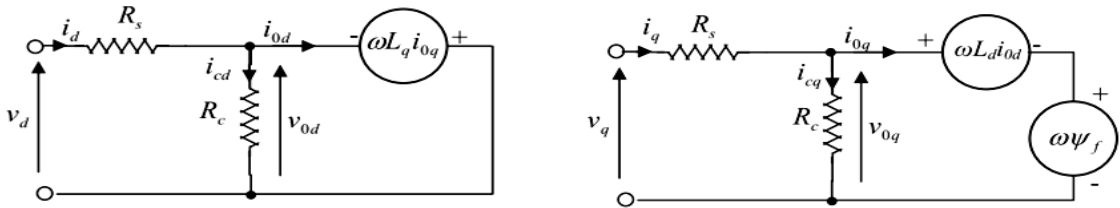


Figure II- 24 Circuit équivalent de MSAP –convention moteur-[11].

Pour la convention génératrice, les sens des courant i_d et i_q dans les repères de Park sont inversés (figure II.25). Ainsi, le modèle de la génératrice synchrone à aimants permanents obtenu s'écrit sous la forme [11] :

$$\begin{cases} v_d = -R_s i_d - L_q \frac{di_d}{dt} + \omega. L_q. i_q \\ v_q = -R_s i_q - L_d \frac{di_q}{dt} + \omega. l_d. i_d + \omega \psi_f \end{cases} \quad (\text{II.40})$$

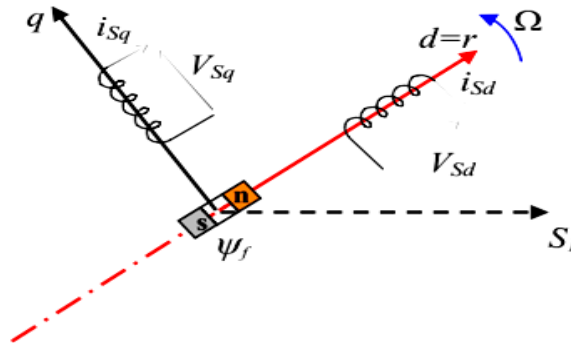


Figure II- 25 Modèle de PARK pour la GSAP[11]

II. 2.1.1.3 Expression du couple électromagnétique

$$C_{em} = \frac{3}{2}P[(L_q - L_d)i_q i_d + i_q \psi_f] \quad (\text{II.41})$$

Où :

- P : nombre de paires de pôles
- i_d : courant statorique selon l'axe d
- i_q : courant statorique selon l'axe q
- L_d : inductance statorique selon l'axe d
- L_q : inductance statorique selon l'axe q
- ψ_f : flux inducteur

II. 2.1.1.4 Equations mécaniques

La dynamique de la machine est donnée par l'équation mécanique suivante :

$$C_m - C_{em} - f\Omega = J \frac{d\Omega}{dt} \quad (\text{II.42})$$

Où :

- C_m : couple moteur appliqué sur la génératrice,
- Ω : couple de frottement,
- J : moment d'inertie total de la machine,
- f : coefficient de frottement visqueux.

II. 2.2 Commande vectorielle de la MSAP

Parmi les stratégies de commande vectorielle appliquées à la machine synchrone, celle qui consiste à imposer une référence du courant direct i_d à zéro est la plus répandue. Elle permet de simplifier l'expression du couple électromagnétique de l'équation II.39 en une expression linéaire donnée par [34]:

$$C_{em} = \frac{3}{2}P i_q \psi_f \quad (\text{II.43})$$

$$C_{em} = K_t i_q \quad (\text{II.44})$$

Le réglage(ou la variation) du couple est obtenu en agissant sur le courant en quadrature i_q .

Pour appliquer la commande vectorielle, il est nécessaire de prendre pour références :

- $i_{dref} = 0$
- $C_{em_ref} = Cte. \Omega^2$
- $i_{qref} = \frac{C_{em_ref}}{K_t}$

II. 2.3 Commande vectorielle avec découplage de la régulation des courants par compensation

Pour justifier le recours à la commande vectorielle avec découplage de la régulation des courants par compensation, il est utile d'examiner tout d'abord le modèle de la machine synchrone dans le repère de Park donné par les équations (II.43-II.44) [34].

$$v_d = R_s i_d + L_q \frac{di_d}{dt} + \omega_r \cdot \phi_q \tag{II.45}$$

$$v_q = R_s i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + \omega_r \cdot \phi_d \tag{II.46}$$

Où :

- $e_{q=\omega_r \cdot \phi_q}$: f.e.m de la machine sur l'axe q
- $e_{d=\omega_r \cdot \phi_d}$: f.e.m de la machine sur l'axe d

La commande vectorielle avec découplage de la régulation des courants par compensation permet de découpler les courants i_d et i_q et d'effectuer la régulation adéquate à chacun d'eux séparément. Cette commande permet d'obtenir un modèle de la machine synchrone similaire à celui d'une machine à courant continu à excitation séparée.

Les termes de couplage en $E_{d,q=\pm\omega_r \cdot \phi_{d,q}}$ sont considérés comme des perturbations mesurables [34], [42]. Ainsi la machine peut être représentée par la fonction de transfert suivante :

$$G_s(p) = \frac{1}{R_s + L_s p} = \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1 + T_e p} \tag{II.47}$$

Où :

- $T_e = \frac{L_s}{R_s}$: La constante de temps électrique

Si on tient compte de la perturbation, $G_s(p)$ sera sous la forme donnée en II.39, en vertu du théorème de superposition :

$$G_s(p) = \frac{i_{d,q}(p)}{V_{d,q}(p) + E_{d,q}(p)} \tag{II.48}$$

Afin d'imposer la référence du courant sur l'axe d égale à zéro on utilise un régulateur PI. La boucle de régulation du courant i_d est donnée par le schéma bloc suivant :

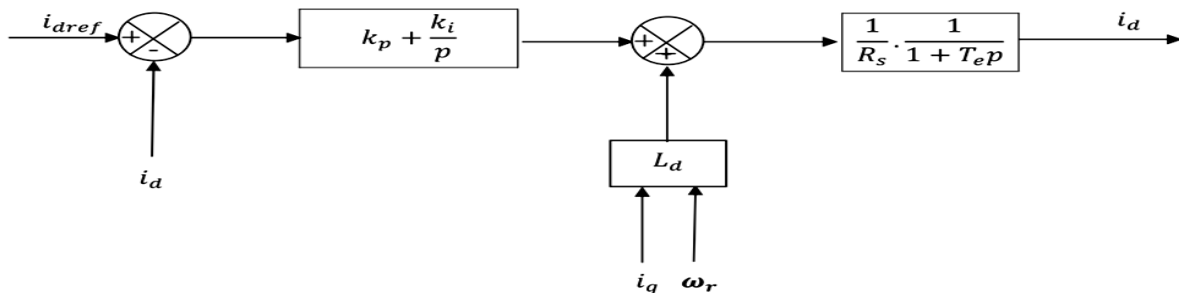


Figure II- 26 Boucle de régulation du courant i_d [34].

II. 2.3.1 Calcul du régulateur PI

La fonction de transfert en boucle ouverte est donnée comme suit [34] :

$$G_0(p) = \frac{k_{pd}p+k_{id}}{p} \frac{1}{R_s p+L_d} = \frac{k_{pd}p+k_{id}}{p} \cdot \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1+T_e p} \quad (\text{II.49})$$

En fin

$$G_0(p) = \frac{k_{pd}p+k_{id}}{p} \frac{G_0}{1+T_e p} \quad (\text{II.50})$$

Où :

- $T_e = \frac{k_p}{k_i}$: constante de temps électrique
- G_0 : gain statique

La fonction de transfert en boucle fermée est donnée par :

$$G_0 = \frac{G_0}{1 + G_0(p)}$$

Les paramètres du régulateur sont calculés par la méthode de placement de pôle. La fonction de transfert en boucle ouverte est :

$$G_{b0}(p) = \frac{k_p p+k_i}{p} \cdot \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1+T_e} \quad (\text{II.51})$$

La fonction de transfert en boucle fermée est :

$$G_{bf}(p) = \frac{G_{b0}}{1+G_{b0}(p)} = \frac{k_p p+k_i}{R p^2+(L_q+k_p)p+k_i} \quad (\text{II.52})$$

$$k_p = \frac{2\xi_n k_i}{\omega_n} - J \quad (\text{II.53})$$

$$k_i = \omega_n^2 J \quad (\text{II.54})$$

La boucle de régulation du courant i_q est donnée par le schéma bloc suivant :

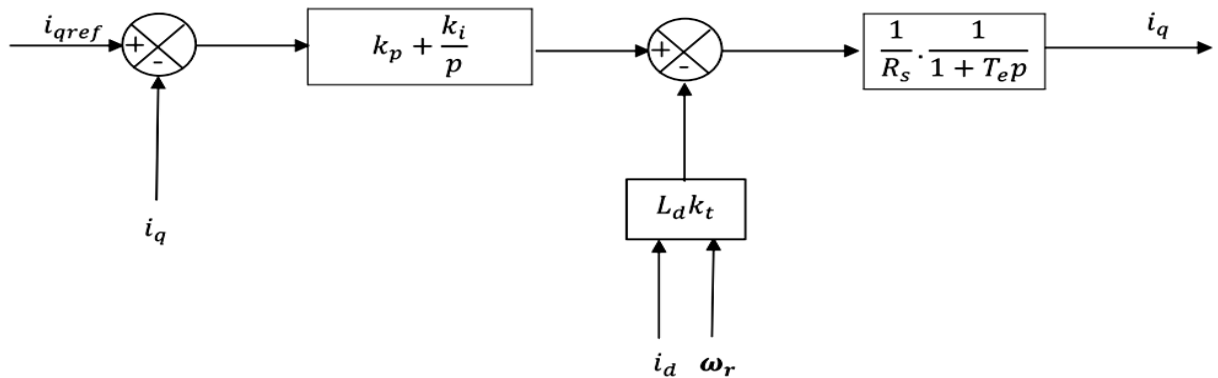


Figure II .26: Boucle de régulation du courant i_q [34]

II. 2.4. Résultats de simulation

La validation du modèle choisi est effectuée par simulation sous l'environnement MATLAB SIMULINK, qui permet d'étudier le comportement de la génératrice synchrone, lors du fonctionnement en régime permanent, en visualisant sa vitesse de rotation et les tensions et courants suivants les axes d et q.

Pour ce faire, pour la génération de l'énergie électrique un couple d'entraînement mécanique est appliqué. Au début ce couple est égale à $C_m = 5 \text{ N.m}$ pendant $t = 5\text{s}$, ensuite il est fixé à une valeur de $C_m = 10 \text{ N.m}$ pendant $t = 5\text{s}$.

Les résultats de simulation obtenus sont montrés par les figures II.27-II.34.

Lors de l'application du couple d'entraînement $C_m = (10 - 5)\text{N.m}$, le couple électromagnétique suit bien la valeur de la consigne.

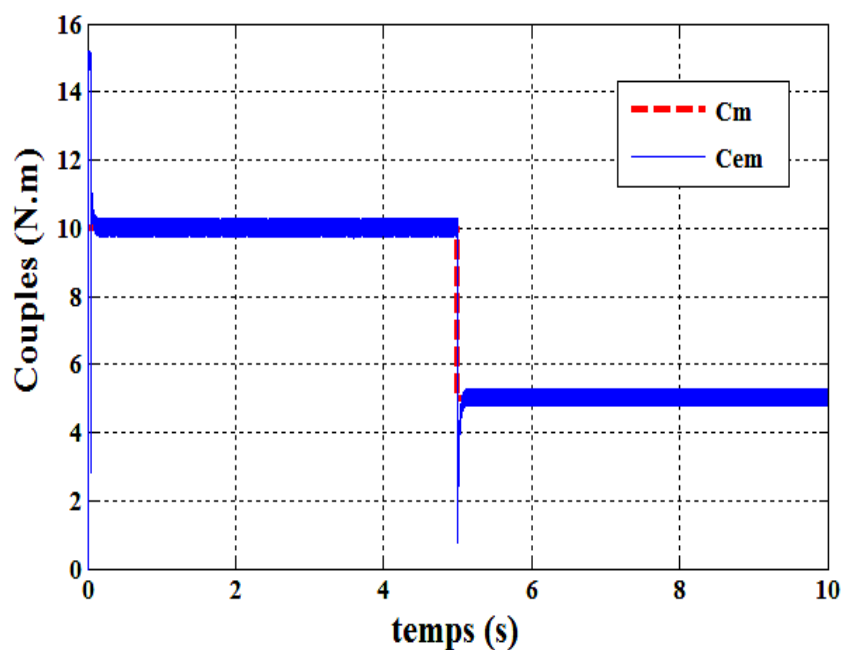


Figure II- 27 Couples électromagnétique et moteur

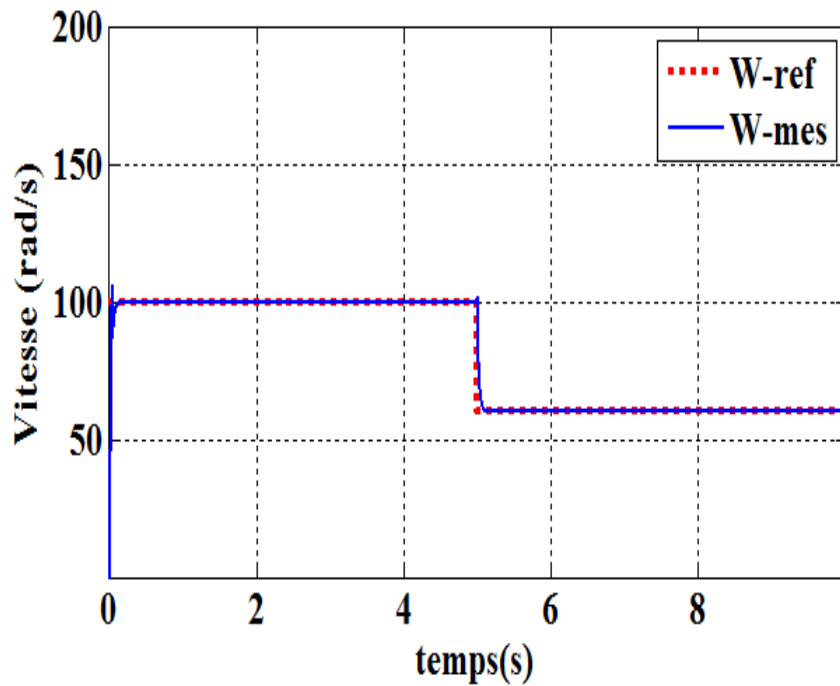


Figure II- 28 Vitesse de rotation

La figure II-28 montre le contrôle de la vitesse de rotation a travers l'application d'un step variant entre (100 et 60) rad/s.

Les figures II-29, II-30 exposent respectivement les courants quadrature i_d, i_q et valide l'efficacité de la commande vectorielle appliquée à la machine synchrone.

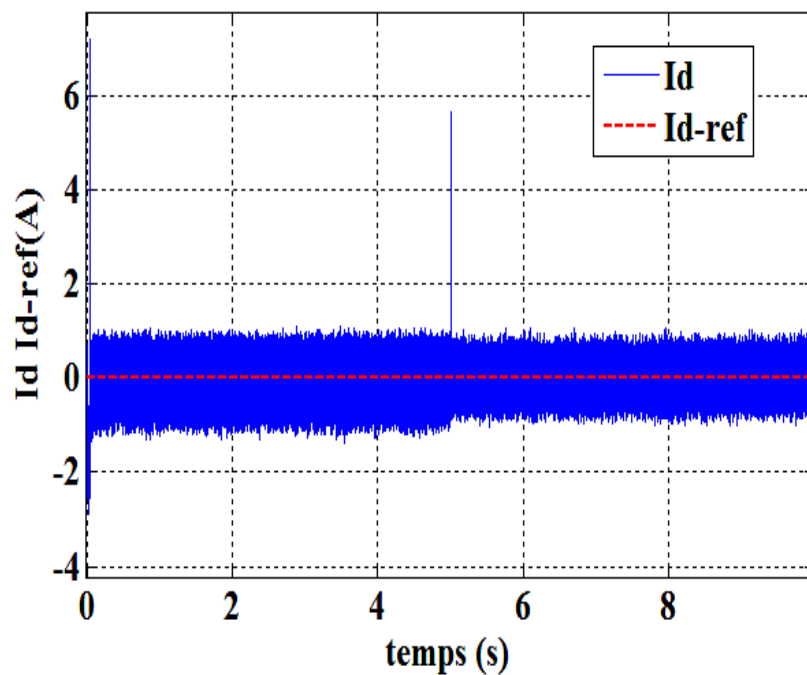


Figure II- 29 Allure du courant i_d

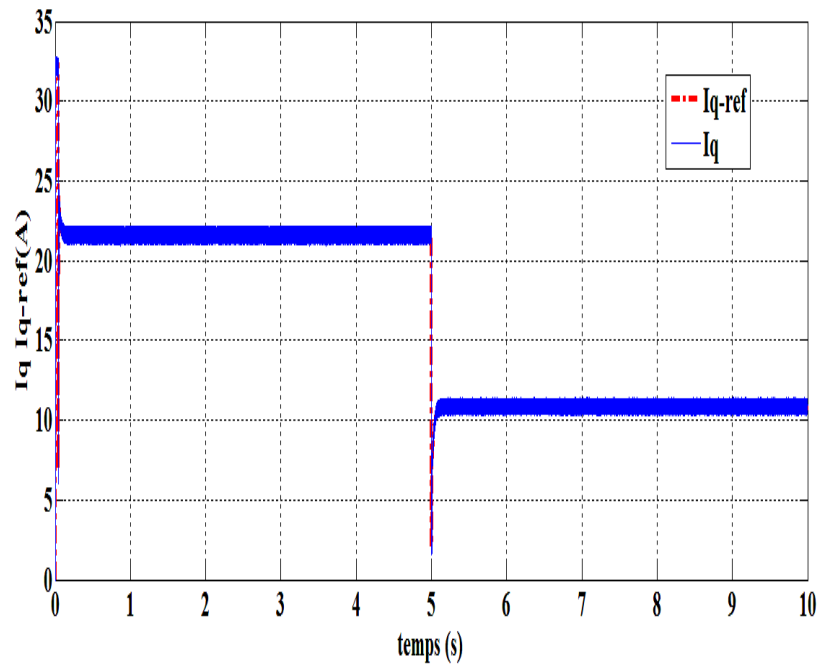


Figure II- 30 Allure du courant i_q

L'application de la transformée inverse de Park aux courants i_d et i_q permet de tracer l'allure des courants des phases i_a , i_b , i_c

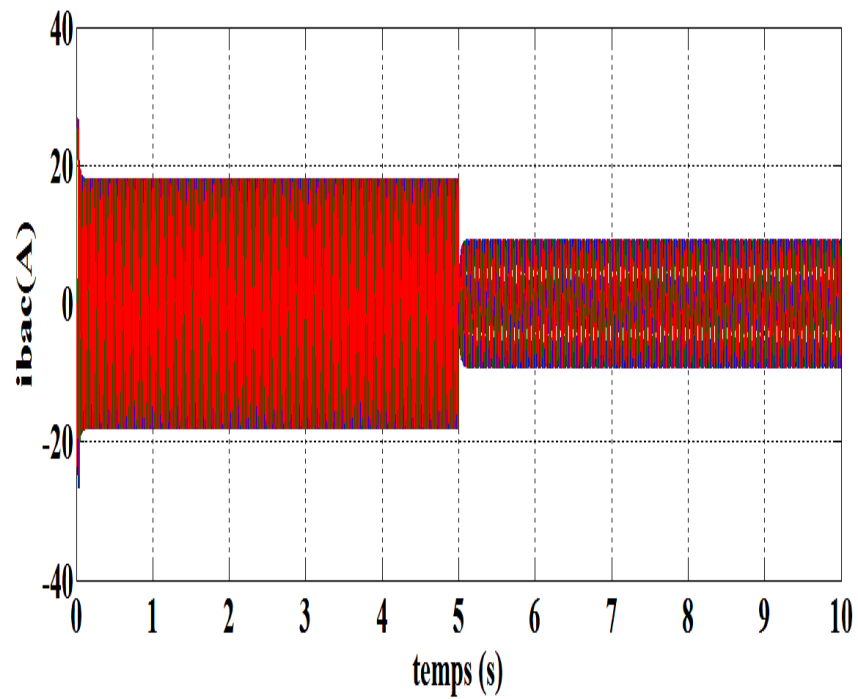


Figure II- 31 Allure des courants statoriques i_{abc}

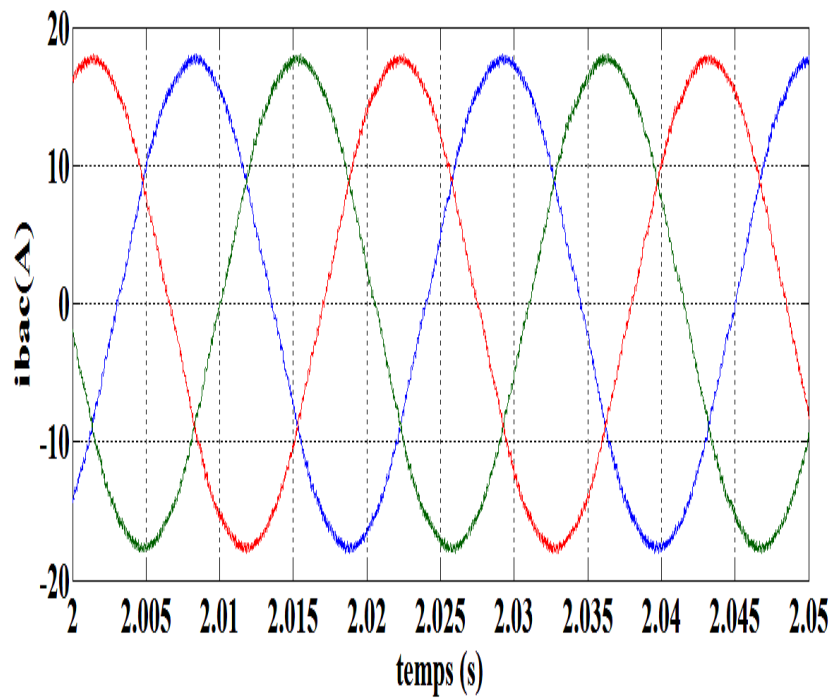


Figure II- 32 Zoom sur les Courants statoriques i_{abc}

L'allure de la tension d'une phase sur une durée de 10s est donnée par les figures II-33, II-34

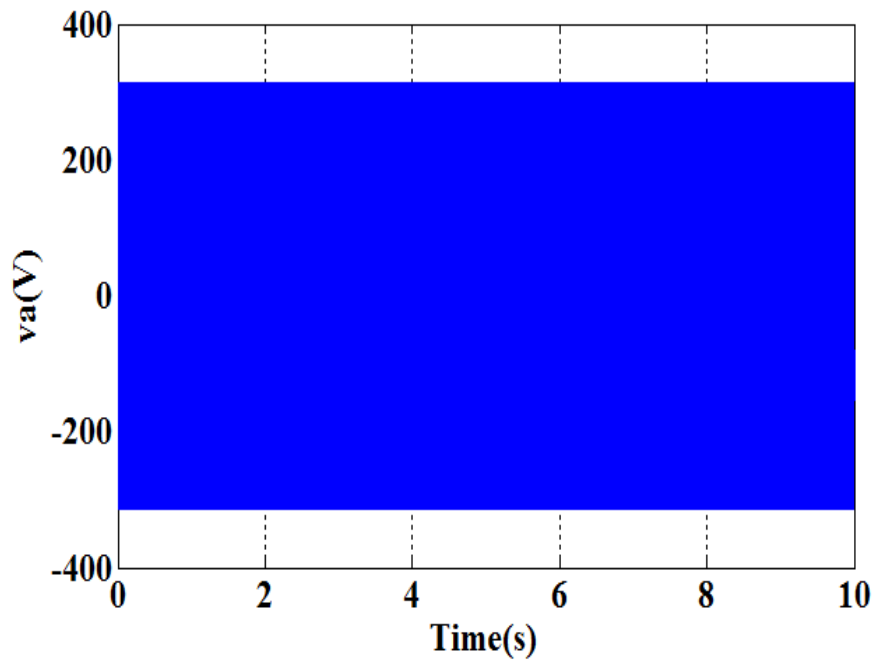


Figure II- 33 La tension d'une phase statorique

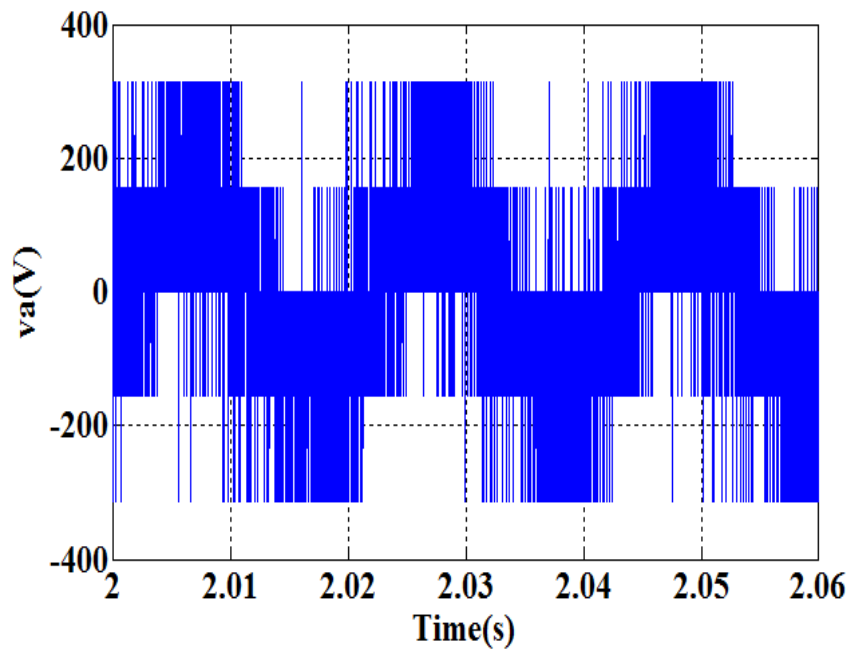


Figure II- 34 Zoom sur La tension d'une phase statorique

II.3 Les convertisseurs

La chaîne de conversion électronique est composée de deux onduleurs couplés sur un bus continu commun. De manière générale, l'onduleur permet la conversion de courants triphasés alternatifs en courant continu et vice versa. L'onduleur étudié est bidirectionnel en courant et classiquement composé de trois cellules de commutation. Chacune est composée de deux transistors IGBT qui sont connectés à deux diodes en antiparallèle. Il est contrôlé par modulation de largeur d'impulsion (Figure. II.35-a). Les semi-conducteurs sont considérés idéaux : pas de pertes et les commutations sont instantanées. L'hypothèse de la conduction continue permet de considérer le convertisseur équivalent à des interrupteurs idéaux (Figure. II.35-b) [43] [25]. Ces interrupteurs peuvent être commandées en ouverture '1' et en fermeture '0', et la tension d'entrée V_i est fonction des états de ces interrupteurs [44]. Il y a 8 états de commutations possibles, (Figure. II-36) [45].

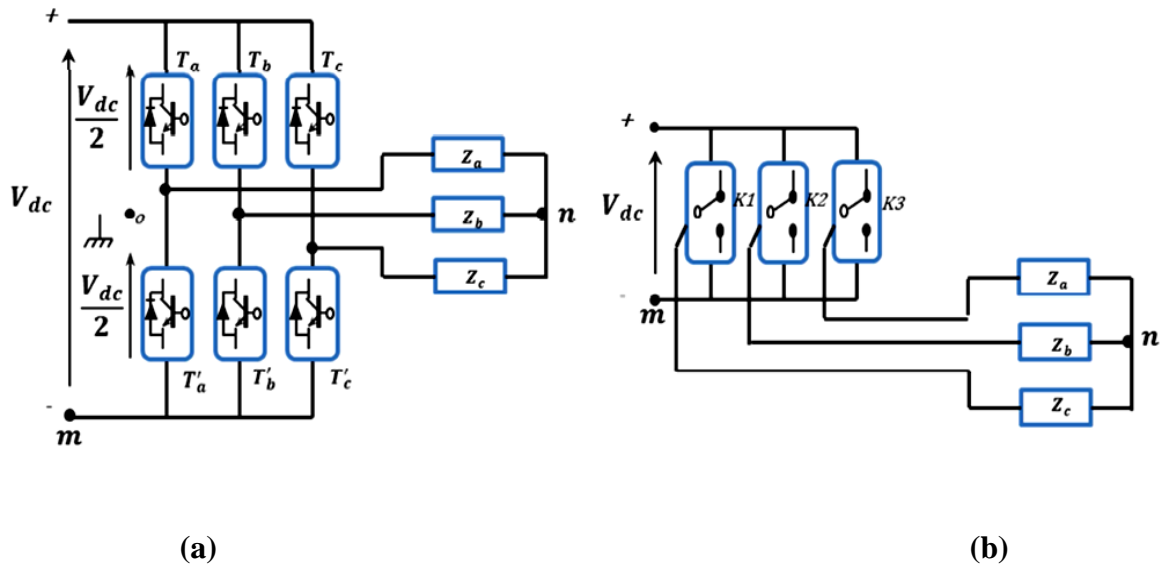


Figure II- 35 Modèle de convertisseur [25]

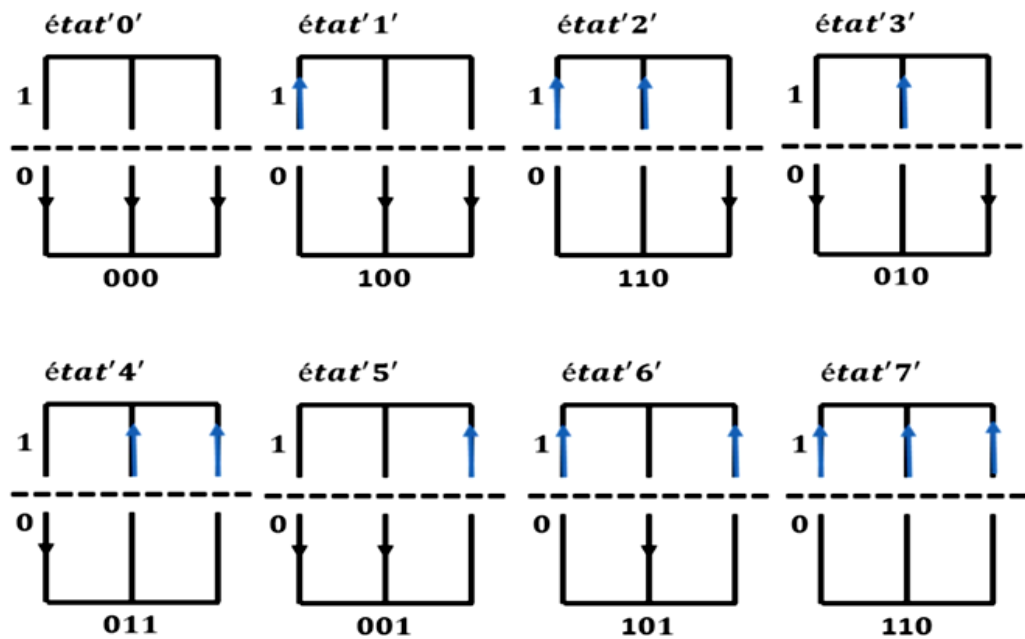


Figure II- 36 Etats de commutation des interrupteurs d'un convertisseur à 02 niveaux [25]

L'onduleur utilisé est piloté à partir de grandeurs logiques par l'intermédiaire d'un circuit de commande. T_i et T_i' représentent les transistors, S_i et S_i' les commandes logiques associées. En négligeant le temps mort entre les interrupteurs du même bras, la commande de ces derniers est alternée ($S_i = \bar{S}_i'$), il existe deux états complémentaires [40], [25]:

- Si $S_i = 1$, alors T_i est passant et T_i' est ouvert ;
- Si $S_i = 0$, alors T_i est ouvert et T_i' est passant.

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

Pour simplifier l'étude, l'alimentation en tension est supposée être une source parfaite dans le sens où, quel que soit le courant i délivré ou absorbé, la tension V_{dc} à ses bornes reste toujours constante [40],[25].

La valeur des tensions entre les points a, b, c et le point m:

$$V_{am} = V_a - V_m = S_a \cdot E \quad (V_{am} = V_{dc} \text{ si } (T_a) \text{ est fermé, } V_{am} = 0 \text{ si } (T_a) \text{ est ouvert}) \quad (\text{II.55})$$

$$V_{bm} = V_b - V_m = S_b \cdot E \quad (V_{bm} = V_{dc} \text{ si } (T_b) \text{ est fermé, } V_{bm} = 0 \text{ si } (T_b) \text{ est ouvert}) \quad (\text{II.56})$$

$$V_{cm} = V_c - V_m = S_c \cdot E \quad (V_{cm} = V_{dc} \text{ si } (T_c) \text{ est fermé, } V_{cm} = 0 \text{ si } (T_c) \text{ est ouvert}) \quad (\text{II.57})$$

Ainsi :

$$\begin{bmatrix} V_{am} \\ V_{bm} \\ V_{cm} \end{bmatrix} = E \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (\text{II.58})$$

$$\begin{cases} V_{am} = V_{an} + V_{nm} \\ V_{bm} = V_{bn} + V_{nm} \\ V_{cm} = V_{cn} + V_{nm} \end{cases} \quad (\text{II.59})$$

$$\Rightarrow V_{am} + V_{bm} + V_{cm} = (V_{an} + V_{bn} + V_{cn}) + 3V_{nm} \quad (\text{II.60})$$

Pour une charge équilibrée : $(V_{an} + V_{bn} + V_{cn}) = 0$ (II.61)

Donc : $V_{nm} = \frac{1}{3}(V_{am} + V_{bm} + V_{cm})$ (II.62)

En remplaçant V_{nm} dans le système ci-dessous

$$\begin{cases} V_{am} = V_{an} + \frac{1}{3}(V_{am} + V_{bm} + V_{cm}) \\ V_{bm} = V_{bn} + \frac{1}{3}(V_{am} + V_{bm} + V_{cm}) \\ V_{cm} = V_{cn} + \frac{1}{3}(V_{am} + V_{bm} + V_{cm}) \end{cases} \quad (\text{II.63})$$

$$\Rightarrow \begin{cases} V_{an} = \frac{1}{3}(2V_{am} + V_{bm} + V_{cm}) \\ V_{bn} = \frac{1}{3}(V_{am} + 2V_{bm} + V_{cm}) \\ V_{cn} = \frac{1}{3}(V_{am} + V_{bm} + 2V_{cm}) \end{cases} \quad (\text{II.64})$$

Le modèle de l'onduleur en fonction de la tension d'entrée et des interrepteurs est :

$$\begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{am} \\ V_{bm} \\ V_{cm} \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (\text{II.65})$$

$$\Rightarrow \begin{cases} V_{an} = R \cdot i_a + L \frac{di_a}{dt} \\ V_{bn} = R \cdot i_b + L \frac{di_b}{dt} \\ V_{cn} = R \cdot i_c + L \frac{di_c}{dt} \end{cases} \quad (\text{II.66})$$

II.3.1 Modélisation de la liaison au réseau

II.3.1.1 Modélisation du bus continu

Le schéma électrique du bus continu représenté sur la figure (II.37) montre que le courant du condensateur est issu d'un noeud où circulent deux courants modulés par chaque convertisseur [11] :

$$i_c = i_{m-mac} - i_{m-res} \quad (\text{II.67})$$

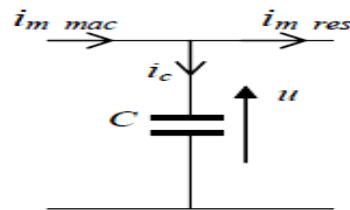


Figure II- 37 Schéma électrique du bus continu [11].

Le bus continu est modélisé par la connaissance de la tension aux bornes du condensateur obtenue en intégrant l'équation différentielle suivante :

$$\frac{du}{dt} = \frac{1}{c} i_c \quad (\text{II.68})$$

D'où
$$u = \int \frac{du}{dt} + u(t_0) \quad (\text{II.69})$$

Où

- $u(t_0)$ est la valeur de la tension à l'instant t_0 .

II.3.1.2 Modélisation du filtre

II.3.1.2.1 Modélisation du filtre dans le repère naturel

Pour réduire la propagation des harmoniques dans le réseau électrique, un filtre passif série (R_t, L_t) est raccordé entre le convertisseur de puissance et le réseau [11].

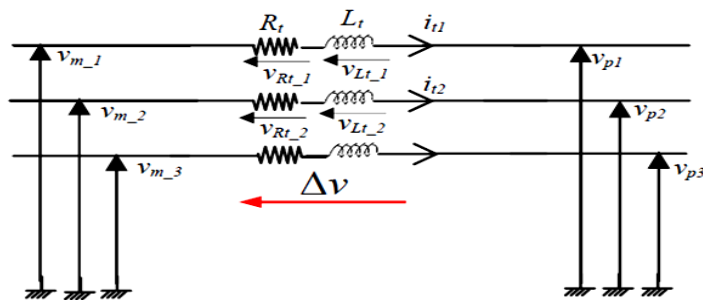


Figure II- 38 Schéma électrique du filtre [11].

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

Les courants traversant le filtre sont obtenus par intégration des tensions aux bornes des bobines :

$$\begin{cases} i_{t1}(t) = \int \frac{1}{L_t} \cdot v_{Lt-1} + i_1(t_0) \\ i_{t2}(t) = \int \frac{1}{L_t} \cdot v_{Lt-2} + i_2(t_0) \end{cases} \quad (\text{II.70})$$

$i_1(t_0)$ et $i_2(t_0)$ sont respectivement les courants i_1 et i_2 à l'instant initial

Le courant dans la troisième phase est déduit à partir des deux premiers :

$$i_{t3} = -(i_{t1} + i_{t2}) \quad (\text{II.71})$$

Les tensions aux bornes des résistances sont :

$$v_{Rt1} = R_t i_{t1} \quad (\text{II.72})$$

$$v_{Rt2} = R_t i_{t2} \quad (\text{II.73})$$

Les tensions aux bornes des inductances sont données par :

$$v_{Lt1} = \Delta v_1 - v_{Rt1} \quad (\text{II.74})$$

$$v_{Lt2} = \Delta v_2 - v_{Rt2} \quad (\text{II.75})$$

Les tensions aux bornes des bobines peuvent être calculées en appliquant la loi des mailles :

$$\Delta v_1 = v_{m-1} - v_{p1} \quad (\text{II.76})$$

$$\Delta v_2 = v_{m-2} - v_{p2} \quad (\text{II.77})$$

II.3.2.2.2 Modélisation du filtre dans le repère de Park

Les équations différentielles définissant le filtre peuvent être obtenues en regroupant les équations précédentes :

$$\begin{pmatrix} v_{m-1} \\ v_{m-2} \\ v_{m-3} \end{pmatrix} = R_t \begin{pmatrix} i_{t1} \\ i_{t2} \\ i_{t3} \end{pmatrix} + L_t \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_{t1} \\ i_{t2} \\ i_{t3} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} v_{p1} \\ v_{p2} \\ v_{p3} \end{pmatrix} \quad (\text{II.78})$$

L'application de la transformation de Park sur le système d'équations (II.68) donne :

$$v_{md} = R_t \cdot i_{td} + L_t \cdot \frac{di_{td}}{dt} - L_t \cdot \omega_s \cdot i_{tq} + v_{pd} \quad (\text{II.79})$$

$$v_{mq} = R_t \cdot i_{tq} + L_t \cdot \frac{di_{tq}}{dt} - L_t \cdot \omega_s \cdot i_{td} + v_{pq} \quad (\text{II.80})$$

Les circuits équivalents correspondant aux équations II.69 et II.70 sont illustrés sur la FigureII-39

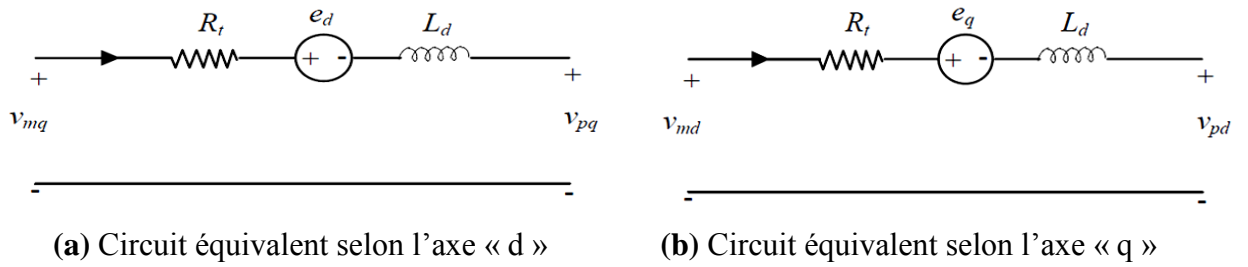


Figure II- 39 Circuits équivalents du filtre dans le repère de Park[11].

Où :

- e_d et e_q sont les tensions de couplage:

$$e_d = L_t \cdot \omega_s \cdot i_{td} \quad (\text{II.81})$$

$$e_q = -L_t \cdot \omega_s \cdot i_{tq} \quad (\text{II.82})$$

II.3.4 Model du transformateur

II.3.4.1 Modélisation du transformateur dans le repère naturel

Le model du transformateur ramené au primaire est basé sur le circuit équivalent d'une seule phase représenté sur la figure II.40

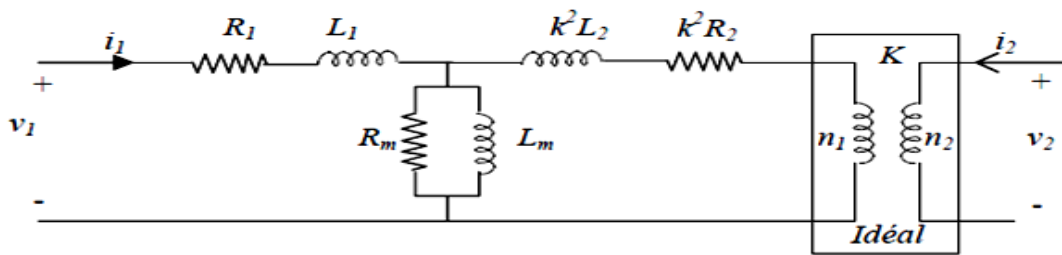


Figure II- 40 Schéma équivalent du transformateur ramené au primaire[11].

Dans ce modèle, les pertes fer sont modélisées par une résistance en parallèle avec l'inductance de magnétisation. En négligeant le courant de magnétisation, le modèle peut se réduire à celui représenté sur la figure II.41 [47].

Avec :

$$R = R_1 + k^2 R_2, L = L_1 + k^2 L_2 \text{ et } k = \frac{n_1}{n_2} \quad (\text{II.83})$$

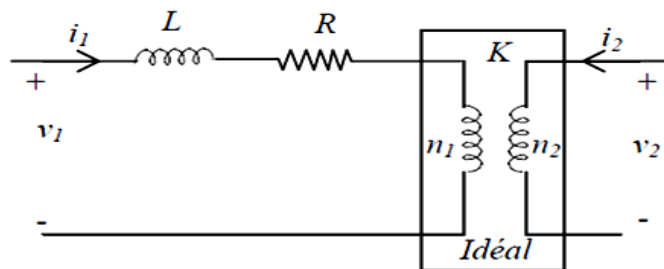


Figure II- 41 Schéma équivalent simplifié du transformateur ramené au primaire[11].

Les équations du circuit triphasé équivalent sont les suivantes :

$$\begin{pmatrix} v_{1a} \\ v_{1b} \\ v_{1c} \end{pmatrix} = R \begin{pmatrix} i_{1a} \\ i_{1b} \\ i_{1c} \end{pmatrix} + L \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_{1a} \\ i_{1b} \\ i_{1c} \end{pmatrix} + K \begin{pmatrix} v_{2a} \\ v_{2b} \\ v_{2c} \end{pmatrix} \quad (\text{II.84})$$

Le modèle simplifié du transformateur ramené au secondaire est basé sur le circuit équivalent d'une seule phase représenté sur la figure (II-42) [47].

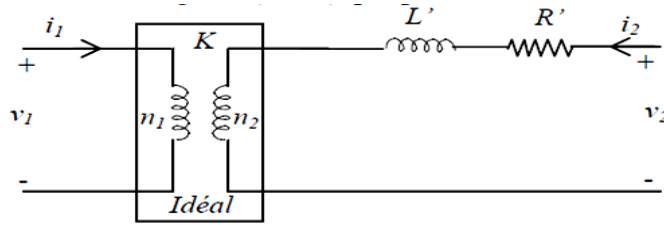


Figure II- 42 Schéma équivalent simplifié du transformateur ramené au secondaire [11].

Où :

$$R' = R_2 + \frac{R_1}{k^2}, L' = L_2 + \frac{L_1}{k^2} \quad (\text{II.85})$$

Les équations du circuit triphasé équivalent sont les suivantes :

$$\begin{pmatrix} v_{2a} \\ v_{2b} \\ v_{2c} \end{pmatrix} = R' \begin{pmatrix} i_{2a} \\ i_{2b} \\ i_{2c} \end{pmatrix} + L' \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_{2a} \\ i_{2b} \\ i_{2c} \end{pmatrix} + \frac{1}{K} \begin{pmatrix} v_{1a} \\ v_{1b} \\ v_{1c} \end{pmatrix} \quad (\text{II.86})$$

II.3.4.2 Modélisation du transformateur dans le repère de Park

L'application de la transformation de Park sur les équations (II.84) donne :

$$\begin{cases} v_{1d} = R \cdot i_{1d} + L \cdot \frac{di_{1d}}{dt} - L \cdot \omega_s \cdot i_{1q} + K \cdot v_{2d} \\ v_{1q} = R \cdot i_{1q} + L \cdot \frac{di_{1q}}{dt} - L \cdot \omega_s \cdot i_{1d} + K \cdot v_{2q} \end{cases} \quad (\text{II.87})$$

L'application de la transformation de Park sur l'équation (II.86) donne :

$$\begin{cases} v_{2d} = R' \cdot i_{2d} + L' \cdot \frac{di_{2d}}{dt} - L' \cdot \omega_s \cdot i_{2q} + \frac{1}{K} \cdot v_{1d} \\ v_{2q} = R' \cdot i_{2q} + L' \cdot \frac{di_{2q}}{dt} - L' \cdot \omega_s \cdot i_{2d} + \frac{1}{K} \cdot v_{1q} \end{cases} \quad (\text{II.88})$$

Conclusion

Ce chapitre traite de la modélisation des éléments constituant la chaîne de conversion éolienne. Dans une première partie, un aperçu général sur la conversion d'énergie éolien est donné. Puis, les modèles aérodynamique et mécanique de la turbine ont été présentés et développés. Ensuite, les stratégies de commande appliquées à la turbine éolienne utilisant deux types de régulateurs PI et IP ont été étudiées et les résultats de la simulation sous Matlab ont

Chapitre II Modélisation des éléments de la chaîne éolienne

été présentés. Enfin, la modélisation de la machine à aimant permanent, fonctionnement en génératrice, a été abordée et un modèle mathématique établi.

Dans la deuxième partie, une présentation des généralités sur la commande vectorielle des machines synchrones à aimants permanents (MSAP) a été présentée. Pour valider le modèle mathématique, des simulations ont été effectuées et les résultats présentés. Par suite, les modélisations des convertisseurs statiques (onduleur à 2 niveaux), du bus continu, du transformateur et du filtre RL ont été abordées.

Dans le chapitre qui suit nous allons nous intéresser à l'étude d'une chaîne de conversion d'énergie éolienne en mode isolé introduisant des techniques de commande tel que le contrôle de la vitesse de la génératrice utilisant un régulateur PI, le contrôle de la tension du bus continu et l'application de la technique DTC afin de contrôler le convertisseur côté charge.

Chapitre III

Etude d'une chaine de conversion éolienne en mode isolé

Chapitre III Etude d'une chaîne de conversion éolienne en mode isolé

Introduction

Après l'étude du principe de fonctionnement d'une chaîne de conversion de l'énergie éolienne et la modélisation de ses différentes parties constitutives, ce chapitre est consacré à l'étude comportementale de cette chaîne en mode isolé. Une simulation comportementale de cette chaîne, en tenant compte de l'influence de la variation du profil de vent sur l'amplitude de la tension fournie, est effectuée sous environnement Matlab. Ainsi différentes techniques de contrôle, pour obtenir un meilleur rendement et une efficacité énergétique, de la chaîne de conversion, en agissant sur l'interface de l'électronique de puissance, sont abordées.

III.1 Chaîne de conversion éolienne en mode isolé

Il existe deux modes de génération de l'énergie électrique :

- Les systèmes de production d'énergie connectés au réseau électrique national
- Les systèmes autonomes où l'énergie électrique est produite et consommée sur place.

Dans la deuxième catégorie, il peut y avoir une seule ou la connexion de plusieurs sources d'énergie de même type ou de types différents. Dans ce cas, le problème d'interconnexion se pose. Selon les propriétés des sources énergétiques et les besoins de distribution, plusieurs configurations existent. Un exemple de connexion d'une éolienne à un panneau photovoltaïque est représenté par la Figure III-1. Le « nœud électrique » permet de connecter et de distribuer l'énergie entre les différents composants du système.

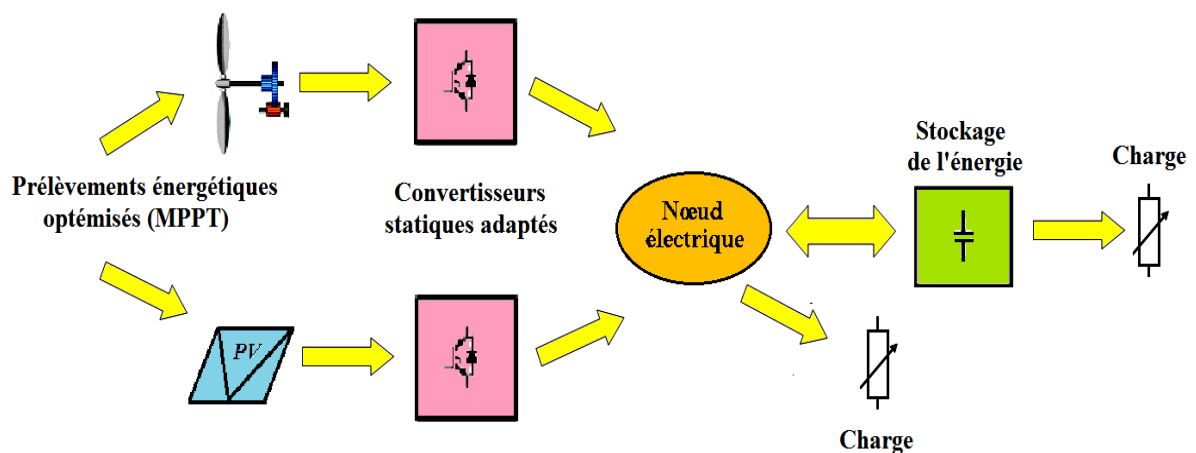


Figure III-1 Exemple d'une configuration d'un système hybride dédié à un site isolé [26].

Plusieurs structures de la chaîne de conversion de l'énergie électrique par la génératrice éolienne à vitesses variables peuvent être utilisées. La topologie (Fig. III-2) consiste en l'utilisation de deux convertisseurs statiques montés en cascade et relié par l'intermédiaire d'un bus continu placé directement derrière la génératrice. Par la suite, une version dérivée de cette structure sera étudiée plus amplement.

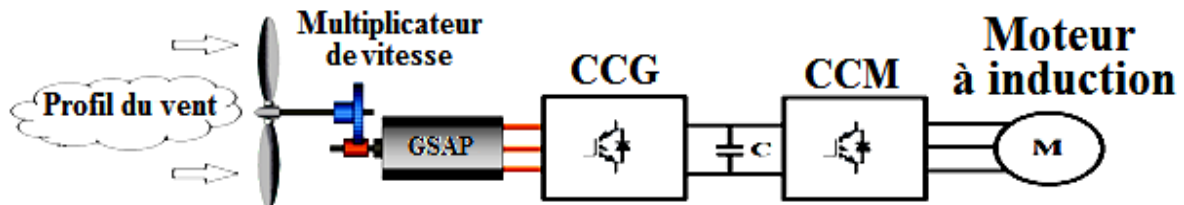


Figure III- 2 Synoptique du système de production d'énergie éolienne à base de la génératrice synchrone à aimant permanent [31].

III.2 Principe de fonctionnement

Le système étudié, représenté par la Figure III-2, comprend :

- Une turbine couplée à un générateur synchrone à aimants permanents (GSAP) ;
- Multiplicateur de vitesses ;
- Convertisseur statique côté du générateur agissant comme un redresseur (CCG) ;
- Convertisseur statique côté charge jouant le rôle d'un onduleur (CCM) ;
- Une charge représentée par un moteur.

La turbine est couplée à l'arbre du générateur à travers une boîte de vitesses. Son rapport d'engrenage G est choisi de manière à régler la vitesse de l'arbre du générateur dans la plage désirée. L'utilisation des convertisseurs statiques, composés de six transistors IGBT avec leurs diodes antiparallèles, permet d'avoir une structure bidirectionnelle en puissance, et de fournir le courant nécessaire demandé par la charge [11].

III.3 Stratégies de contrôle de la chaîne de conversion

Contrairement aux éoliennes fonctionnant à vitesse fixe, les éoliennes à vitesse variable présentent l'avantage d'offrir la possibilité d'imposer leur vitesse. Cela nécessite l'adaptation de l'architecture de la stratégie de commande à la cascade, à savoir :

- Le contrôle de la vitesse de la GSAP ;
- Le contrôle de la tension du bus continu ;
- Contrôle du convertisseur côté charge par l'application de la commande direct du couple DTC.

III.3.1 Contrôle de la vitesse de la GSAP

Afin d'assurer un contrôle optimal de la vitesse de la GSAP, le réglage s'effectue par l'insertion d'un correcteur PI où la dynamique du système est déterminée par une équation différentielle du premier ordre :

$$\Delta C = C_m - C_{em} = f \cdot \Omega + J \frac{d\Omega}{dt} \quad (III.1)$$

$$\Delta C = f \cdot \Omega + J \cdot S \cdot \Omega \quad (III.2)$$

$$\frac{\Omega}{\Delta C} = \frac{1}{f + J \cdot S} \quad (III.3)$$

La stratégie de contrôle de la vitesse de MSAP est illustrée sur la Figure III-3

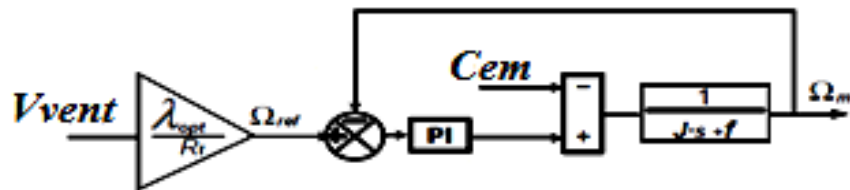


Figure III- 3 Schéma fonctionnel de la boucle d'asservissement de vitesse. [FIE31]

Où ω_{nd} et t_{sd} sont respectivement la dynamique du système et le temps de réponse du système,

$$\begin{cases} K_p = 2 \cdot \xi \cdot \omega_{nd} \cdot J \\ K_i = \omega_{nd}^2 \cdot J \end{cases}, \omega_{nd} = \frac{5.8}{t_{sd}} \quad (III.4)$$

III.3.2 Contrôle de la tension du bus continu

La régulation de la tension du bus continu a pour objectif de maintenir la tension délivrée constante. Cette régulation est assurée par une boucle extérieure utilisant un correcteur proportionnel intégral. La tension du bus continu V_{dc} est détectée et comparée à une valeur de référence V_{dc-ref} , l'erreur obtenue est utilisée comme une entrée pour le régulateur.

La boucle de régulation fermée de la tension du condensateur est représentée sur la figure III-4.

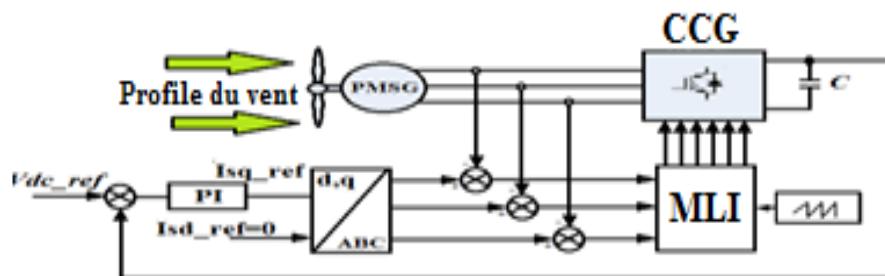


Figure III- 4 Structure de contrôle de la tension du bus continu à base du régulateur PI.

Le courant I_{sd_ref} est obtenu à partir de la boucle de régulation de la tension et le courant I_{sq_ref} est mis à zéro afin d'obtenir un facteur de puissance unitaire.

On a:

$$\begin{cases} K_i = C_{dc}\omega_0^2 \\ K_p = 2 \cdot C_{dc} \cdot \xi \cdot \omega_0 \end{cases} \quad (III.5)$$

Où

- K_i : Le gain de l'intégrateur
- K_p : Le gain proportionnel
- ξ : Le facteur d'amortissement
- ω_0 : La fréquence angulaire (rad /s)

III.3.3 Contrôle du convertisseur coté charge utilisant la commande DTC

Le contrôle direct du couple DTC « Direct Torque Control », basé sur l'orientation du flux statorique, est l'une des méthodes introduite par Depenbrock en 1987 sous la terminologie DSC « Direct Self Control » [16]. Ce type de commande a été présenté comme une alternative à la commande vectorielle par orientation du flux rotorique, qui présente l'inconvénient majeur d'être relativement sensible aux variations des paramètres de la machine.

Afin de remédier aux problèmes de sensibilité aux variations paramétriques, des méthodes de contrôle ont été développées dans lesquelles le flux statorique et le couple électromagnétique sont estimés à partir des grandeurs électriques accessibles au stator, et ceci sans le recours à des capteurs mécaniques [16], [38].

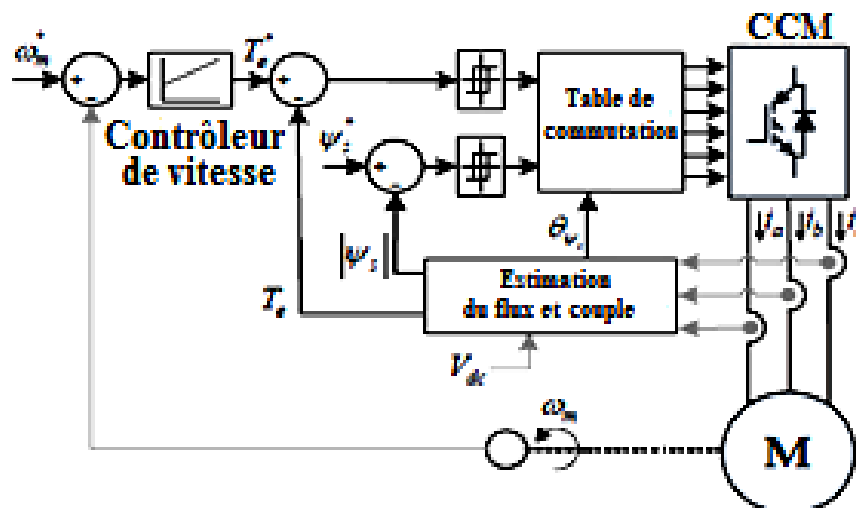


Figure III- 5 La technique DTC appliqué sur le convertisseur côté charge.

III.3.3.1 Principe du contrôle direct du flux

III.3.3.1.1 Contrôle du vecteur flux statorique

Le contrôle direct du couple est basé sur l'orientation du flux statorique. L'expression du flux statorique dans le référentiel lié au stator de la machine est obtenue par l'équation suivante [48],[16] :

$$\Phi_s(t) = \int_0^t (V_s - R_s I_s) dt + \Phi_{s0} \quad (III.6)$$

Dans le cas où on applique un vecteur de tension non nul pendant un intervalle de temps $[0, T_e]$, on aura : $V_s \gg R_s I_s$.

Donc (III.6) peut s'écrire :

$$\Phi_s(t) = \Phi_s(0) + V_s T_e \quad (III.7)$$

Et

$$\Delta \Phi_s = \Phi_s - \Phi_s(0) = V_s T_e \quad (III.8)$$

L'équation (II.3) implique que l'extrémité du vecteur flux statorique $\Phi_s(t)$ se déplace sur une droite dont la direction est donnée par le vecteur tension appliquée V_s , comme illustré par la Figure III-6.

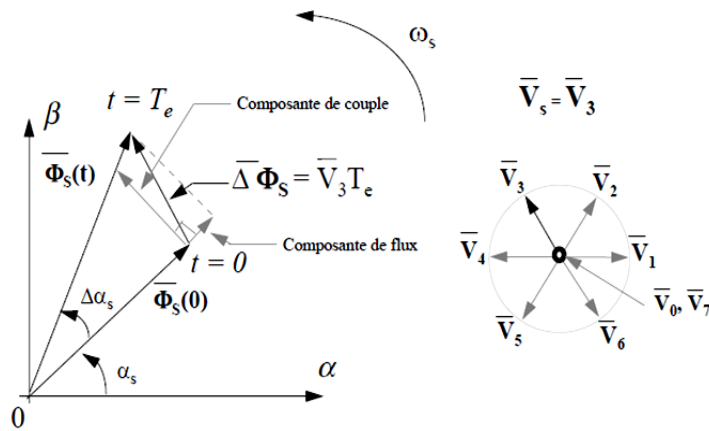


Figure III- 6 L'évolution de l'extrémité de Φ_s pour R_s, I_s négligeable [38]

La "composante du flux" du vecteur tension (composante radiale) fait varier l'amplitude de Φ_s et sa "composante du couple" (composante tangentielle) fait varier la position Φ_s .

En choisissant une séquence adéquate des vecteurs V_s , sur les périodes de commande T_e , il est donc possible de fonctionner avec un module de flux Φ_s pratiquement constant, en faisant suivre à l'extrémité de Φ_s une trajectoire presque circulaire, si la période T_e est très faible devant la période de rotation du flux statorique. Lorsque le vecteur de tension V_s sélectionné est non nul, la direction du déplacement de l'extrémité de Φ_s est donnée par sa dérivée $\frac{d\Phi_s}{dt}$ la

“ vitesse ” de déplacement de l'extrémité de Φ_s . Lorsqu'on néglige le terme R_s , I_s est donnée par $V_s = \frac{d\Phi_s}{dt}$. La vitesse de rotation de Φ_s dépend fortement du choix de V_s . Elle est maximale pour un vecteur V_s perpendiculaire à la direction de Φ_s , et nul si on applique un vecteur nul. Elle peut être aussi négative.

III.3.3.2 Principes généraux du contrôle vectoriel de couple

III.3.3.2.1 Modèle de la machine dédié au DTC

Parmi les différentes formes utilisées pour représenter la machine asynchrone, celle qui utilise le flux, le courant statorique et la vitesse de rotation comme variables d'état et sa présentation dans le référentiel statorique (α, β) est généralement celle qui est retenue pour implanter la DTC. Ce modèle est donné par le système d'équations suivant [48][38]:

$$\begin{cases} \bar{V}_s = R_s \bar{I}_s + \frac{d\bar{\Phi}_s}{dt} \\ \bar{V}_r = 0 = R_r \bar{I}_r + \frac{d\bar{\Phi}_r}{dt} - j\omega \bar{\Phi}_r \end{cases} \quad (\text{III.9})$$

$$\begin{cases} \bar{\Phi}_s = L_s \bar{I}_s + M \bar{I}_r \\ \bar{\Phi}_r = L_r \bar{I}_r + M \bar{I}_s \end{cases} \quad (\text{III.10})$$

A partir des expressions des flux, on peut écrire :

$$\bar{I}_r = \frac{1}{\sigma} \left(\frac{\bar{\Phi}_r}{L_r} - \frac{M}{L_r L_s} \bar{\Phi}_s \right) \quad (\text{III.11})$$

Avec $\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_s L_r}$ étant le coefficient de dispersion, d'où (II.4) devient :

$$\begin{cases} \bar{V}_s = R_s \bar{I}_s + \frac{d\bar{\Phi}_s}{dt} \\ \frac{d\bar{\Phi}_r}{dt} + \left(\frac{1}{\sigma T_r} - j\omega \right) \bar{\Phi}_r = \frac{M}{L_s} \frac{1}{\sigma T_r} \bar{\Phi}_s \end{cases} \quad (\text{III.12})$$

Avec la constante de temps rotorique de la machine définie comme $T_r = \frac{L_r}{R_r}$

Ces relations montrent que :

- On peut contrôler le vecteur Φ_s à partir du vecteur V_s , aux chutes de tension $R_s I_s$ près,
- Le flux $\bar{\Phi}_r$ suit les variations de $\bar{\Phi}_s$ avec une constante de temps σT_r .

Le rotor agit comme un filtre de constante de temps σT_r entre les flux $\bar{\Phi}_s$ et $\bar{\Phi}_r$. Ceci traduit l'action d'un filtre passe-bas qui existe entre les deux flux. Cette constante de temps détermine aussi la rapidité de variation de l'angle θ_{sr} entre les deux flux statorique et rotorique. $\bar{\Phi}_r$ et s'exprime par :

$$\overline{\Phi}_r = \frac{M}{L_s} \frac{\overline{\Phi}_s}{1+j\omega\sigma T_r} \quad (III.13)$$

Si on reporte dans l'expression du couple électromagnétique, en posant l'angle $\theta_{sr} = (\overline{\Phi}_s \overline{\Phi}_r)$ le couple s'exprime par :

$$\Gamma_{em} = K(\overline{\Phi}_s \overline{\Phi}_r) = K \|\overline{\Phi}_s\| \|\overline{\Phi}_r\| \sin \theta_{sr} \quad (III.14)$$

Avec :

$$K = \frac{pM}{L_r L_s} = p \left(\frac{1 - \sigma}{\sigma M} \right)$$

Où

- $\|\overline{\Phi}_s\|$: Module du vecteur flux stator,
- $\|\overline{\Phi}_r\|$: Module du vecteur flux rotor,
- θ_{sr} : Angle entre les vecteurs flux stator et flux rotor.

Ainsi, le couple dépend de l'amplitude des deux vecteurs $\overline{\Phi}_s$ et $\overline{\Phi}_r$ et de leur position relative. Si l'on parvient à contrôler parfaitement le flux $\overline{\Phi}_s$ (à partir de \overline{V}_s) en module et en position, on peut contrôler l'amplitude et la position relative de $\overline{\Phi}_s$ et $\overline{\Phi}_r$, donc le couple. Ceci est bien sur possible si la période de commande T_e de la tension \overline{V}_s est telle que $T_e \ll \sigma T_r$.

III. 3.3.3 Choix du vecteur de tension

Le choix du vecteur de tension statorique \overline{V}_s dépend de la variation souhaitée pour le module de flux statorique $\overline{\Phi}_s$, du sens de rotation de Φ_s , et également de l'évolution souhaitée pour le couple.

En se plaçant dans le repère statorique (α, β) , on peut délimiter l'espace de Φ_s en le décomposant en six zones appelées secteurs, déterminées à partir des composantes de flux suivant les axes (α) et (β) , l'axe (α) est choisi confondu avec l'axe de la phase (a) de l'enroulement triphasé (a, b, c) (voir figure III.7) [16].

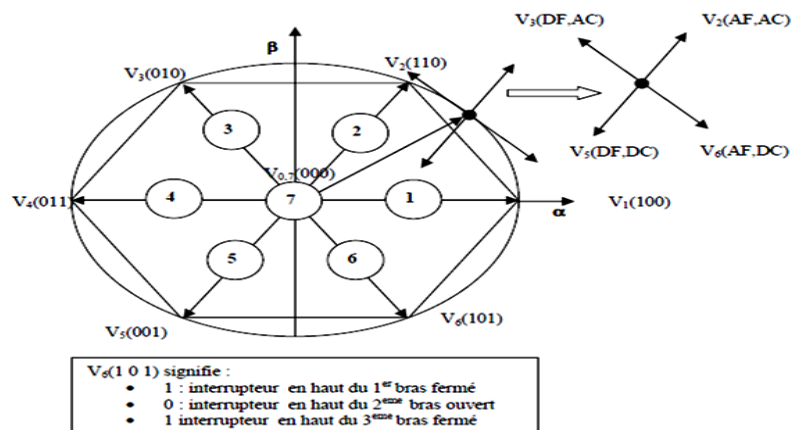


Figure III- 7 Répartition du plan complexe en six secteurs angulaires $S_i=1.....6$ [16].

AF : augmenter le flux, DF : diminuer le flux, AC : augmenter le couple,
DC : diminuer le couple.

Lorsque le flux Φ_s se trouve dans la zone i ($i=1, \dots, 6$), le contrôle du flux et du couple peut être assuré en sélectionnant l'un des huit vecteurs tensions suivants :

- Si V_{i+1} est sélectionné alors $\overline{\Phi_s}$ croît et T_{em} croît.
- Si V_{i-1} est sélectionné alors $\overline{\Phi_s}$ croît et T_{em} décroît.
- Si V_{i+2} est sélectionné alors $\overline{\Phi_s}$ décroît et T_{em} croît.
- Si V_{i-2} est sélectionné alors $\overline{\Phi_s}$ décroît et T_{em} décroît.
- Si V_0 ou V_7 sont sélectionnés, alors la rotation du flux $\overline{\Phi_s}$ est arrêtée, d'où une décroissance du couple alors que le module de flux Φ_s reste inchangée.

Le niveau d'efficacité des vecteurs de tension appliqués dépend également de la position du vecteur de flux statorique dans la zone i .

Au début de la zone i , les vecteurs V_{i+1} et V_{i-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 V_{i-1} et V_{i+2} et le vecteur flux sont de 150° et de 30° respectivement. Donc leur composante de couple est très petite. (Figure III.8)

Les variations de flux après l'application de ces deux vecteurs des tensions sont

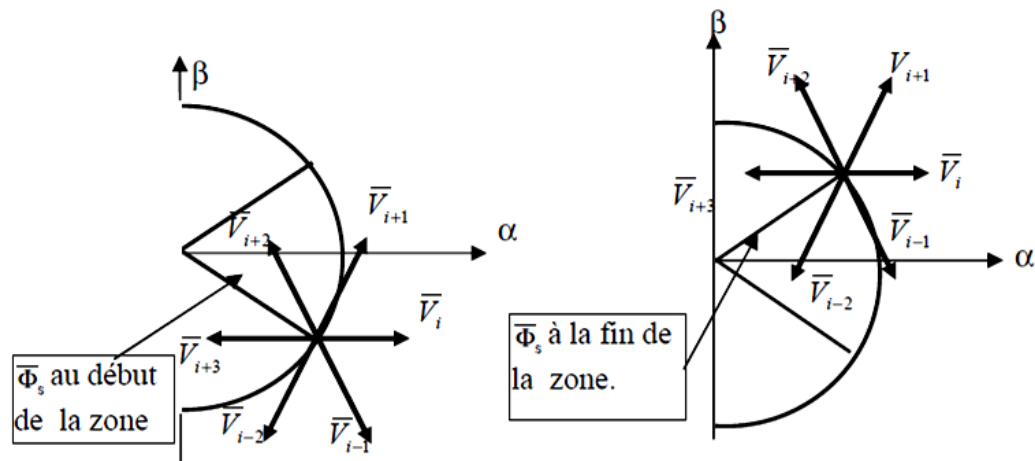


Figure III- 8 Différents effets des vecteurs des tensions au début et à la fin de la zone [16].

Un estimateur de module de Φ_s et de sa position ainsi qu'un estimateur de couple est donc nécessaires, pour une commande DTC.

III. 3.3.4 Les estimateurs

III. 3.3.4.1 Estimation du flux statorique

L'estimation du flux statorique et du couple électromagnétique se fait à partir de vecteurs tension et courant statorique, l'expression du flux statorique s'écrit [38]:

$$\overline{\Phi}_s = \int_0^t (\overline{V}_s - R_s \overline{I}_s) dt \quad (\text{III.15})$$

Le vecteur flux statorique est calculé à partir de ses deux composantes biphasées d'axes (α, β) tel que :

$$\overline{\Phi}_s = \Phi_{s\alpha} + j\Phi_{s\beta} \quad (\text{III.16})$$

Pour calculer les composantes $i_{s\alpha}$, $i_{s\beta}$ du vecteur de courant statorique, la transformation de Concordia est utilisée, à partir des courants (i_{sa}, i_{sb}, i_{sc}) mesurés, soit :

$$I_s = I_{s\alpha} + I_{s\beta} \quad (\text{III.17})$$

$$\begin{cases} i_{s\alpha} = \sqrt{\frac{2}{3}} i_{sa} \\ i_{s\beta} = \sqrt{\frac{1}{2}} (i_{sb} - i_{sc}) \end{cases} \quad (\text{III.18})$$

$V_{s\alpha}$, $V_{s\beta}$ sont obtenues à partir de la tension d'entrée de l'onduleur U_0 et des états de commande (S_a, S_b, S_c) , soient :

$$\begin{cases} v_{s\alpha} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(S_a - \frac{1}{2} (S_b + S_c) \right) v_{dc} \\ v_{s\beta} = \sqrt{\frac{1}{2}} (S_b - S_c) v_{dc} \end{cases} \quad (\text{III.19})$$

Le module du flux statorique s'écrit :

$$|\Phi_s| = \sqrt{\Phi_{s\alpha}^2 + \Phi_{s\beta}^2} \quad (\text{III.20})$$

Le secteur S_i dans lequel se situe le vecteur Φ_s est déterminé à partir des composantes $\Phi_{s\alpha}$ et $\Phi_{s\beta}$. L'angle θ_s entre le référentiel (S) et le vecteur Φ_s est égal à :

$$\theta_s = \tan^{-1} \frac{\Phi_{s\beta}}{\Phi_{s\alpha}} \quad (\text{III.21})$$

III. 3.3.4.2 Estimation du couple électromagnétique

On peut estimer le couple T_{em} uniquement en fonction des grandeurs statorique (flux et courant) à partir de leurs composantes (α, β) , le couple peut s'écrire sous la forme :

$$T_{em} = P(\varphi_{s\alpha} i_{s\beta} - \varphi_{s\beta} i_{s\alpha}) \quad (\text{III.22})$$

III. 3.3.5 Elaboration du vecteur de commande

III. 3.3.5.1 Elaboration du contrôleur de flux

Avec ce type de contrôleur, l'extrémité du vecteur flux dans une couronne circulaire est facilement contrôlée, comme illustré par la Figure III-9. La sortie du correcteur, représentée

par une variable booléenne (C_{flx}), indique directement si l'amplitude du flux doit être augmentée ($C_{flx}=1$) ou diminuée ($C_{flx}=0$) de façon à maintenir :

$$|(\Phi_s)_{ref} - \Phi_s| \leq \Delta \Phi_s \quad (III.23)$$

Avec : $(\Phi_s)_{ref}$ est le flux de référence, $\Delta \Phi_s$ est la largeur d'hystérésis du correcteur

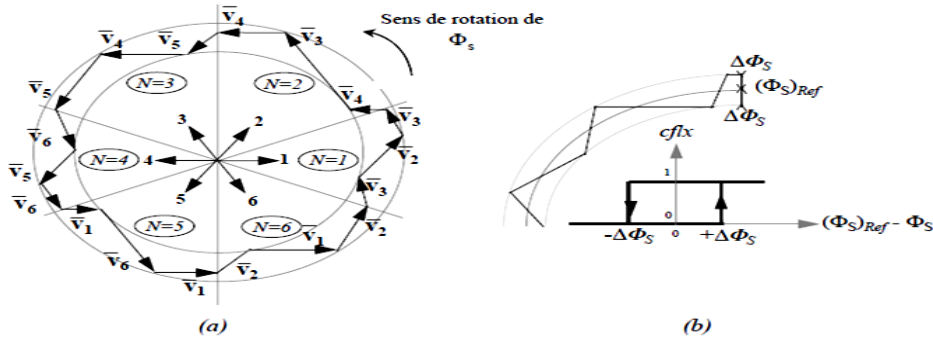


Figure III- 9 Contrôleur de flux
 (a) Sélection des tensions correspondant au contrôle du flux [16].
 (b) Contrôleur à hystérésis à deux niveaux.

III.3.3.5. 2 Elaboration du contrôleur de couple

Le correcteur de couple a pour but de maintenir le couple dans les limites admissibles définies comme suit :

$$|(\Gamma_{em})_{ref} - \Gamma_{em}| \leq \Delta \Gamma_{em} \quad (III.24)$$

Avec : $(\Gamma_{em})_{ref}$ est le couple de référence et $\Delta \Gamma_{em}$ est la bande d'hystérésis du correcteur.

Deux solutions peuvent être envisagées :

- Un correcteur à hystérésis à deux niveaux,
- Un correcteur à hystérésis à trois niveaux.

III. 3.3.5.3 Correcteur à deux niveaux

Le correcteur à deux niveaux est utilisé dans le cas du contrôle du couple dans un seul sens de rotation. Ainsi, seuls les vecteurs V_{i+1} et V_{i+2} et les vecteurs nuls ne peuvent être sélectionnés pour faire évoluer le vecteur flux. Le vecteur nul est sélectionné pour diminuer le couple. Le vecteur de tension nul est choisi de manière à ce qu'un bras d'onduleur ne commute jamais quand le flux est situé dans une zone donnée [38] [48].

III. 3.3.5.4 Comparateur à trois niveaux

Ce correcteur permet de contrôler le moteur dans les deux sens de rotation, soit pour un couple positif ou négatif. La sortie du correcteur, présentée par la variable booléenne C_{cpl} . (Figure III-10) indique directement si l'amplitude du couple doit être augmentée en valeur absolue ($C_{cpl}=1$), pour une consigne positive et ($C_{cpl}=-1$), pour une consigne négative, ou

diminuée ($C_{cp1}=0$). En effet, pour diminuer la valeur du couple, les vecteurs V_{i-1} ou V_{i-2} sont appliqué, ce qui permet une décroissance du couple électromagnétique.

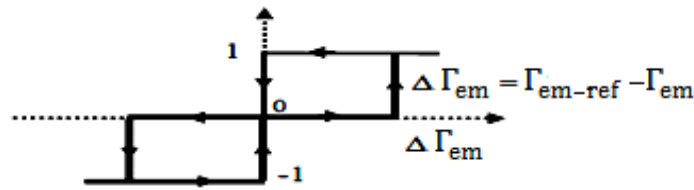


Figure III- 10 Correcteur à hystérésis à trois niveaux du couple [38].

La commande *DTC*, proposée par *Takahashi*, est basée sur l'algorithme suivant [38][49]:

- Diviser le domaine temporel en périodes de durée T_e réduites (de l'ordre de dizaines de μs) ;
- Pour chaque coup d'horloge, mesurer les courants de ligne et les tensions par phase du moteur à induction;
- Reconstituer les composantes du vecteur flux statorique;
- Estimer le couple électromagnétique, à travers l'estimation du vecteur flux statorique et la mesure des courants de lignes;
- Introduire l'écart $\Delta\Gamma_{em}$, entre le flux de référence $(\Delta\Gamma_{em})_{ref}$ et le flux estimé $\widehat{\Phi}_s$ dans un comparateur à hystérésis à trois niveaux, qui génère à sa sortie la valeur +1 pour augmenter le flux et 0 pour le réduire pour augmenter le couple, -1 pour le réduire et 0 pour le maintenir constant dans une bande. Ce choix d'augmentation du nombre de niveaux est proposé afin de minimiser la fréquence de commutation, car la dynamique du couple est généralement plus rapide que celle du flux;
- Choisir l'état des interrupteurs permettant de déterminer les séquences de fonctionnement de l'onduleur en utilisant le tableau de localisation généralisé Table III-1 ou bien le tableau détaillé Table. II.2, en se basant sur les erreurs du flux et du couple, et selon la position du vecteur flux. Le partage du plan complexe en six secteurs angulaires 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 suivant la logique du comportement du flux et du couple vis-à-vis de l'application d'un vecteur de tension statorique.

	Augmentation	Diminution
$\overline{\Phi}_s$	V_{i-1}, V_i et V_{i+1}	V_{i-2}, V_{i+2} et V_{i+3}
Γ_{em}	V_{i+1} et V_{i+2}	V_{i-1} et V_{i-2}

Tableau III- 1 Sélection des vecteurs selon la commande en couple et flux

En se basant sur ce tableau généralisé, on peut établir le tableau des séquences ci-dessous résumant la MLI vectorielle, proposée par *Takahashi*, pour contrôler le flux statorique et le couple électromagnétique du moteur à induction.

III. 3.3.6 Elaboration de la table de commutation (stratégie de commutation)

L'objectif est de réaliser un contrôle performant, aussi bien en régime permanent qu'en régime transitoire, par la combinaison des différentes stratégies de commutation. La sélection adéquate du vecteur de tension, à chaque période d'échantillonnage, est faite pour maintenir le couple et le flux dans les limites des deux bandes à hystérésis [16].

En particulier, la sélection est faite sur la base de l'erreur instantanée du flux et du couple électromagnétique Γ_{em} .

Plusieurs vecteurs tensions peuvent être sélectionnés pour une combinaison donnée du flux et du couple. Le choix se fait sur la base d'une stratégie prédéfinie et chacune d'elles affecte le couple et l'ondulation du courant, les performances dynamiques et le fonctionnement à deux ou quatre quadrants.

La table de commande est construite en fonction de l'état des variables (C_{flx}) et (C_{cpl}), et de la zone Ni de la position de flux $\overline{\Phi}_s$. Elle se présente sous la forme suivante :

N		1	2	3	4	5	6	Correcteur
Cflx=1	Ccpl=1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	2 niveaux
	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	3 niveaux
Cflx=0	Ccpl=1	V_3	V_4	V_5	V_6	V_1	V_2	2 niveaux
	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	3 niveaux

Tableau III- 2 Table de vérité de la structure de la DTC

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

III. 3.3.7 Structure générale du contrôle direct de couple

La structure du contrôle direct du couple est résumée par la figure III-11 :

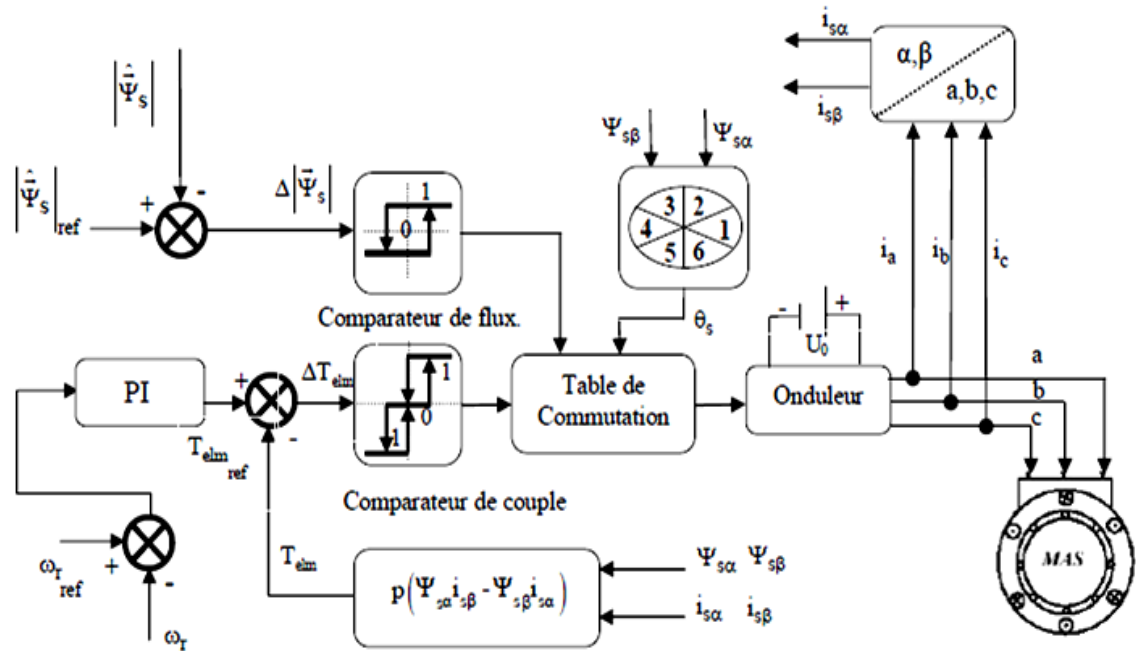


Figure III-11 Structure générale du contrôle direct de couple (DTC) [38].

III.4 Résultats de la simulation

Toutes les simulations sont effectuées dans l'interface de MATLAB Simulink. Les paramètres nominaux de la génératrice utilisée dans la chaîne de conversion sont indiqués dans l'annexe. La figure III-12 montre que la variation de la vitesse du vent en fonction du temps jusqu'à $t = 10$ s, entre les valeurs aléatoires générées de $v = 8,4$ m/s à $v = 9,5$ m/s, est une reproduction d'un véritable profil de vent.

La figure III-13 illustre le résultat de contrôle de la vitesse mécanique du générateur, la valeur mesurée de la vitesse est de l'ordre de 100 rad/s accompagnant sa vitesse de référence, ce qui démontre l'efficacité de la stratégie de contrôle utilisée. La figure III-14 montre que la variation de C_p coefficient de puissance est maintenue autour de sa valeur maximale $C_p = 0,29$.

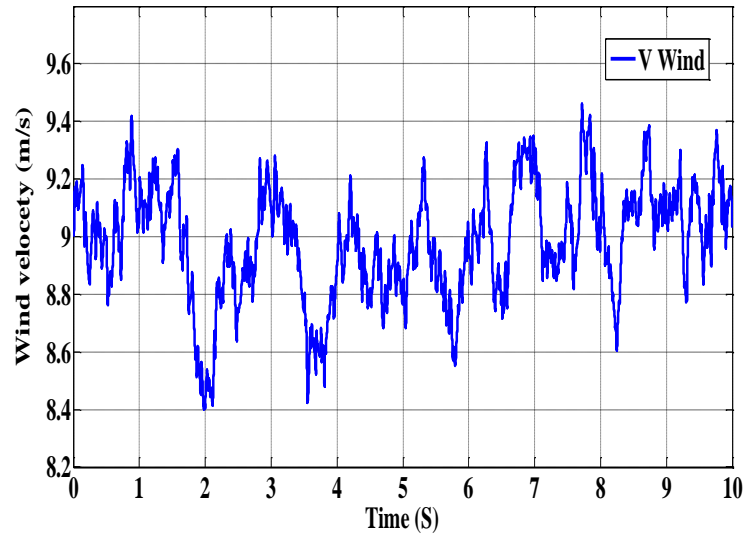


Figure III-12 profile du vent

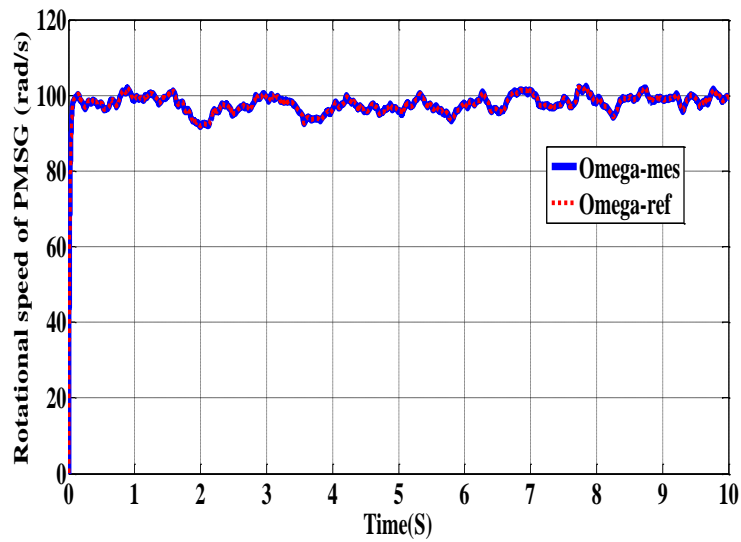


Figure III- 13 Contrôle de la vitesse mécanique de la génératrice

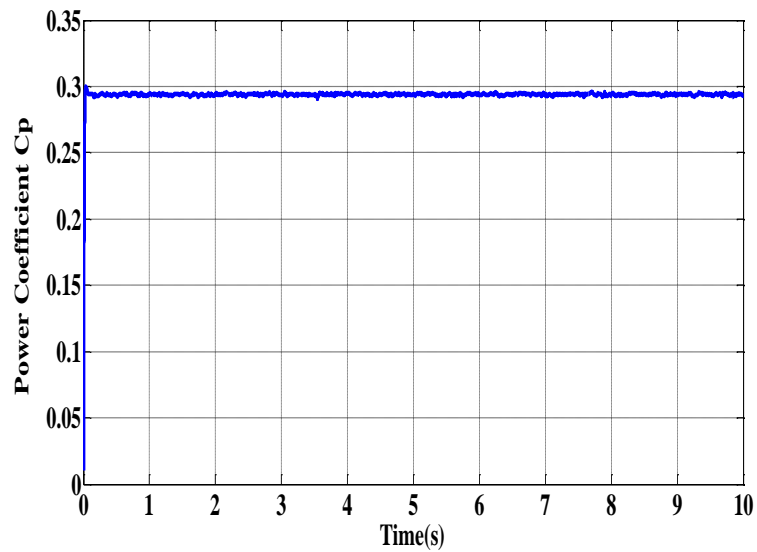


Figure III- 14 Coefficient de puissance CP

Les figures III-15 et III-16 montrent les variations de la tension de sortie du générateur en fonction du profil de vent utilisées dans cette simulation

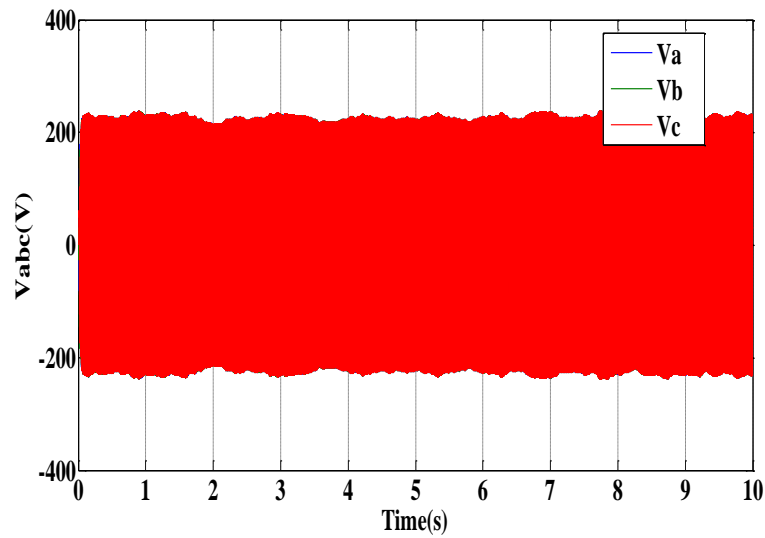


Figure III- 15 Tension de sortie de la GSAP

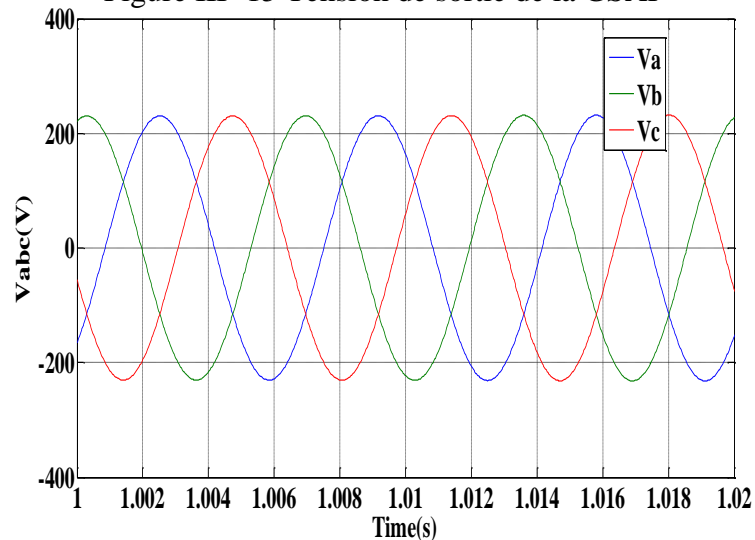


Figure III- 16 Zoom sur les tensions de sortie de la GSAP

Les résultats de contrôle de la tension du bus continu sont représentés sur les figures (III-17,18). Deux valeurs de consigne sont utilisées $U_{dc-ref} = 300$ V et $U_{dc-ref} = 470$. La courbe indique la robustesse du contrôleur PI utilisé dans la poursuite de la valeur de référence avec un temps de dépassement acceptable (proche à zéro)

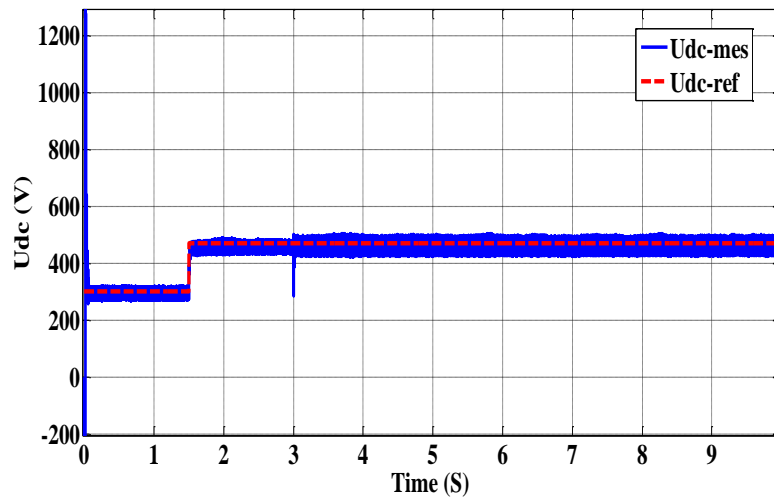


Figure III-17 Control de la Tension du Bus continu

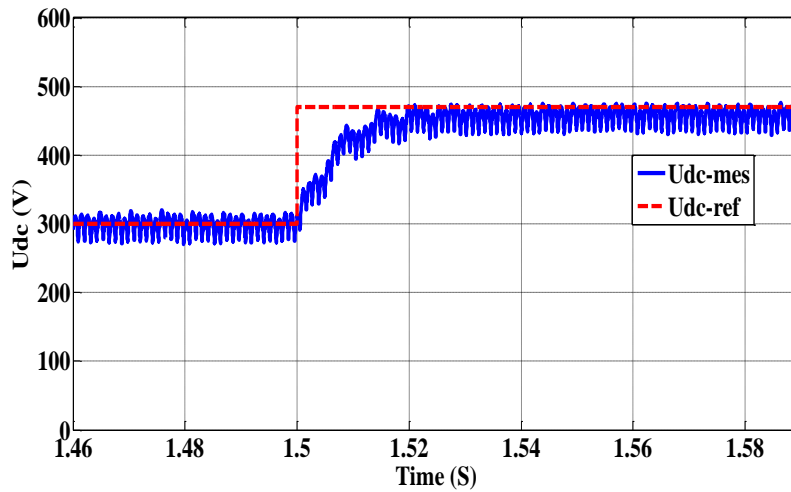


Figure III-18 Zoom sur la tension du bus continu

La figure III.19 illustre le flux statorique dans le plan complexe, sa trajectoire est presque circulaire et démarre au point (0, 0) et tourne dans le sens trigonométrique suivant un cercle de rayon 0,9 Wb fixé par la référence.

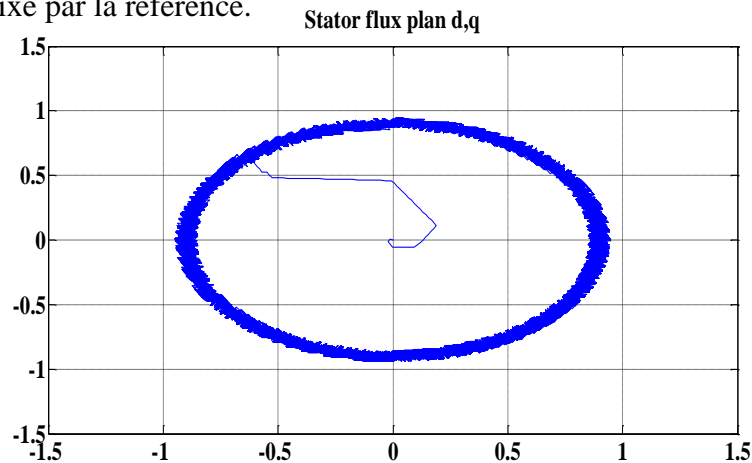


Figure III-19 Trajectoire des composants de flux statorique estimés

Les figures III-20 et III-21 visualisent respectivement la courbe de vitesse de la machine d'induction qui atteint sa valeur 1600 tr/min de l'état d'équilibre et le zoom des courants de stator I_{sd} et I_{sq} sont proches de la forme sinusoïdale est déphasée de $\pi/2$.

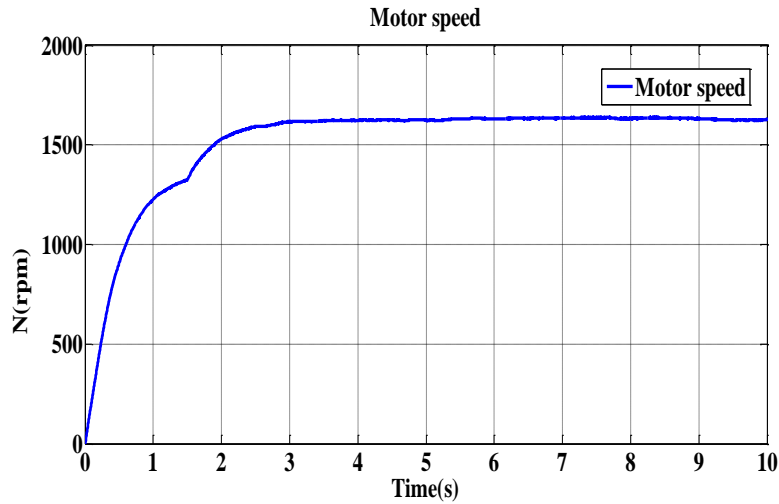


Figure III- 20 Vitesse de rotation de la machine à induction

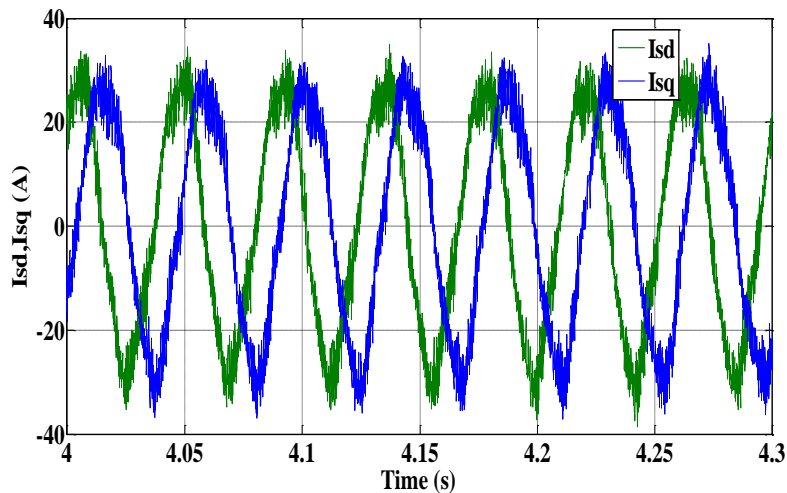


Figure III- 21 Zoom sur les courants statorique dans le plan d,q

La figure III.22 montre les tensions d'alimentation dans le plan d, q et illustre les différentes grandeurs imposées par la commande.

La figure III-23 montre que la grandeur mesurée du flux estimé suit parfaitement la référence.

La forme du flux n'est pas affectée par la variation de la charge.

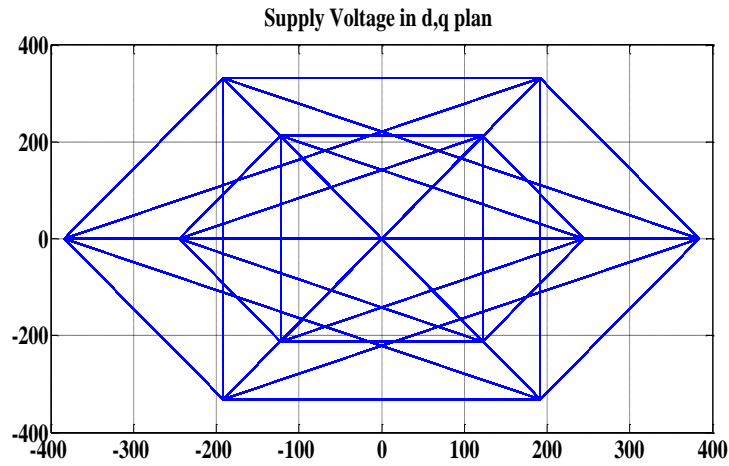


Figure III- 22 Les tensions d'alimentation dans le plan dq

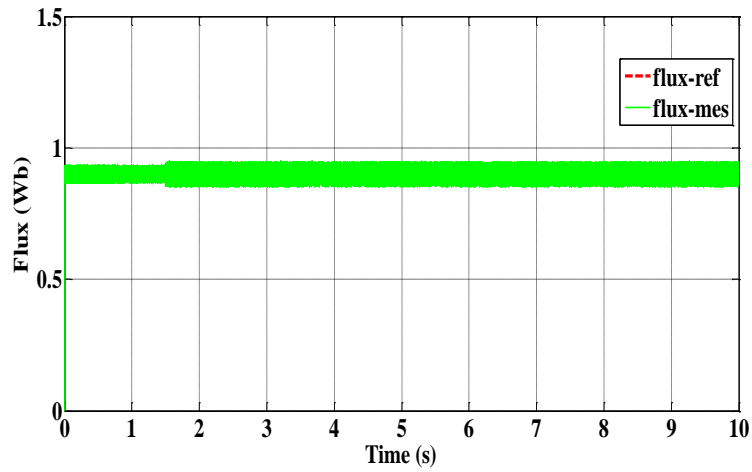


Figure III- 23 Flux de stator estimée

D'après la Figure III-24, le couple suit la valeur de la référence reflétant l'efficacité de la technique de contrôle utilisée.

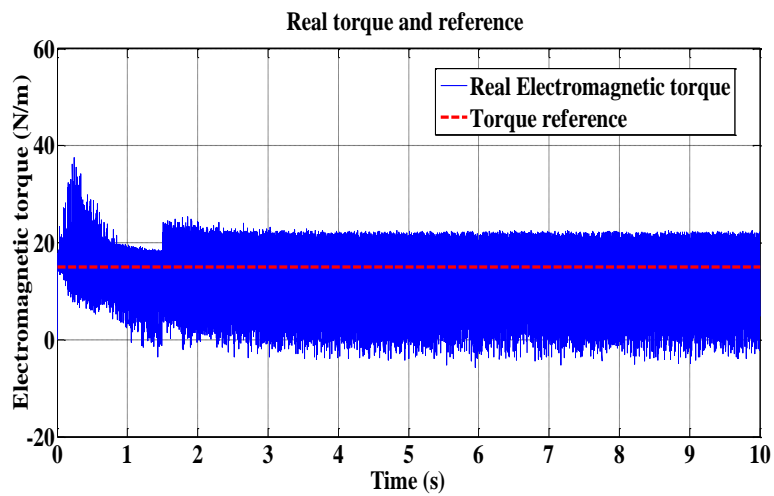


Figure III- 24 Le couple électromagnétique

Conclusion

Une étude détaillée d'une chaine de conversion éolienne de petite puissance (6kW) en mode isolé a été présentée. Trois techniques de commande, dont deux sont basées sur le régulateur PI, ont été effectuées pour chaque partie de la chaine de conversion y compris le contrôle de la vitesse de la génératrice et la tension du bus continu. La stratégie de la commande utilisée est robuste pour certains paramètres tels que la vitesse du générateur, la tension du bus continu et le couple. Ces derniers ont une faible ondulation afin de fournir une tension constante pour alimenter l'onduleur contrôlée par DPC.

Pour la charge, contrairement aux techniques traditionnelles, le DTC a été choisi pour sa simplicité, à savoir la non utilisation des boucles imbriquées. La technique utilisée s'est relevée très efficace. Le principe de contrôle direct du couple s'avère être une solution très intéressante aux problèmes de robustesse et de dynamique rencontrés dans le contrôle vectoriel. Le contrôle du couple obtenu est très performant et ne nécessite aucun capteur mécanique pour connaître la position du rotor ou la vitesse de la machine.

L'introduction de la DTC dans le système de conversion de l'énergie éolienne est très prometteuse et permet d'obtenir de grandes performances, des réponses rapides sans fluctuations de dépassement à l'état stationnaire.

Dans le chapitre suivant, nous allons également nous intéresser à l'étude d'une chaine de conversion d'énergie éolienne connecté au réseau électrique avec l'introduction des techniques de commande adéquates pour les différentes parties de la chaine agissant sur l'interface de l'électronique de puissance à savoir :

- Le contrôle de la vitesse de la génératrice par le régulateur IP.
- Le contrôle du convertisseur côté machine et la tension du bus continue
- Le contrôle du convertisseur côté réseau par la commande séparée des puissances active et réactive

Chapitre IV

**Etude d'une chaîne de
conversion éolienne connecté
au réseau électrique**

Introduction

Les systèmes de production d'énergie éolienne sont confrontés à une demande croissante d'amélioration de la qualité de l'alimentation électrique et de la simplicité de la commande de la puissance active. Les progrès obtenus par la technologie de l'électronique de puissance et l'utilisation grandissante des systèmes de conversion de l'énergie éolienne à vitesse variable contribuent à l'essor de ces systèmes de production. Cependant, la qualité de l'alimentation au point de raccordement au réseau reste une question de première importance.

Ce chapitre a pour objectifs de présenter l'étude d'une chaîne de conversion éolienne en mode connectée au réseau. Dans un premier temps, le modèle globale de la chaîne de conversion d'énergie en mode connecté au réseau, est présenté. Les modèles, des différents éléments constituant la chaîne de conversion électromécanique de l'éolienne, sont détaillés.

Dans un deuxième temps, les différentes lois de commande, permettant un fonctionnement optimal de l'éolienne et un contrôle indépendant des puissances active et réactive, sont établis. Ce chapitre se termine par la validation des lois de commande.

IV.1 Description du système éolien connectée au réseau

La structure étudiée d'un système éolien à vitesse variable à base d'une GSAP, est illustrée par la Figure IV.1. La turbine entraîne la GSAP via un multiplicateur. Elle est raccordée au réseau électrique par le stator par l'intermédiaire de convertisseurs statiques triphasés à IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor). Ces Convertisseurs Côté Machine et Côté Réseau, désignées respectivement par CCM et CCR, sont commandés en Modulation de Largeur d'Impulsion (MLI).

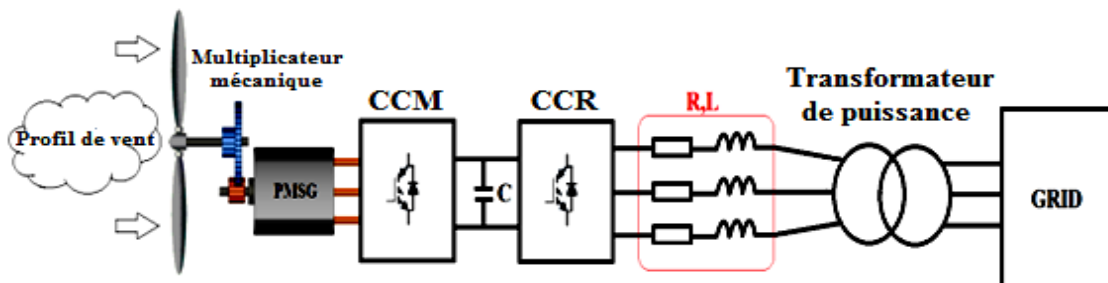


Figure IV- 1 Synoptique du système de conversion de l'énergie éolienne à base de la GSAP

Toutefois, la puissance produite par l'éolienne varie énormément tout au long de la journée, car elle dépend de la vitesse du vent et en subit les mêmes variations. Une stratégie de commande globale du système de conversion éolienne, est proposée. Elle permet de contrôler séparément les puissances, active et réactive, produites dans les cas de vitesses constante et variable, ce qui implique la correction de la puissance réactive fournie [34]. La commande de la puissance réactive, service appréciable et utile pour la gestion, permet le maintien du plan de tension du réseau auquel est connectée l'éolienne.

IV.2 Stratégies de contrôle de la chaîne de conversion

Cette section est consacrée au contrôle du convertisseur côté réseau et à la liaison au réseau électrique. Les techniques appliquées au convertisseur côté génératrice ont été étudiées et détaillées précédemment.

IV.3 Contrôle de la liaison au réseau

IV.3.1 Contrôle des courants par la commande du convertisseur de puissance

L'onduleur à MLI est situé entre le bus continu et le transformateur. La REM de l'ensemble du modèle continu équivalent et de la commande obtenue par inversion de la liaison au réseau est donné sur la figure IV-2.

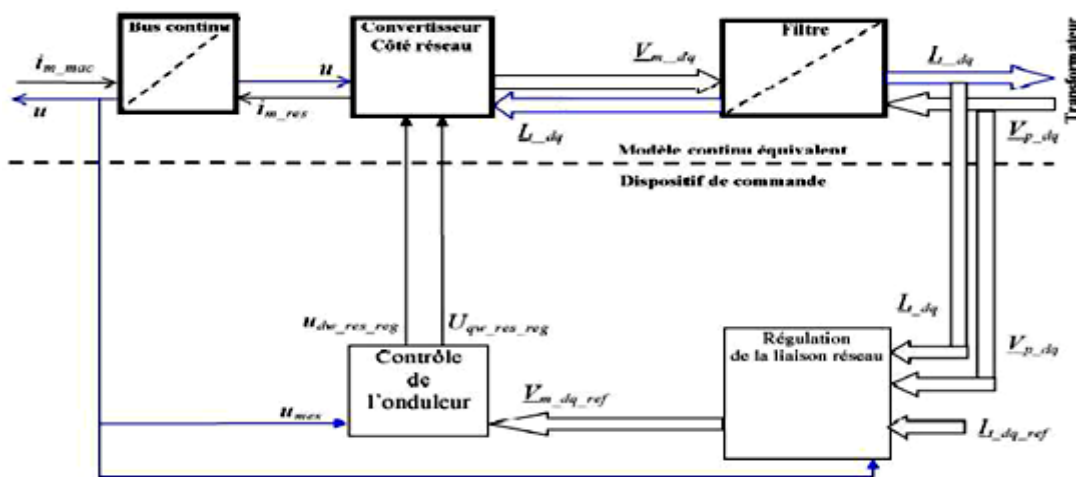


Figure IV- 2 REM du système de commande du convertisseur du côté réseau [17][33].

La topologie du convertisseur permet de générer et de fournir le courant au réseau. Lors de la phase de démarrage, il doit aussi permettre le chargement du condensateur. L'objectif du convertisseur relié au réseau électrique est de maintenir la tension du bus continu constante quelque soit l'amplitude et le sens de la puissance.

Le convertisseur coté réseau est commandé de manière à contrôler les courants transités par le filtre. Un contrôle vectoriel dans le repère de Park des courants est réalisé en utilisant un repère synchronisé avec les tensions du réseau [17].

A partir de la mesure de la tension du bus continu, le convertisseur est commandé de manière à imposer des références aux tensions simples selon la relation inverse du modèle continu équivalent du convertisseur. Cette relation inverse est donnée pour une référence à un point milieu fictif de la tension du bus continu :

$$u_{d-res-reg} = v_{d-reg} \cdot \frac{2}{u} \quad (IV.1)$$

$$u_{q-res-reg} = v_{q-reg} \cdot \frac{2}{u} \quad (IV.2)$$

Pour le réglage de ces deux tensions simples de référence, les composantes de Park des courants (i_d, i_q) sont régulées à l'aide d'un correcteur Proportionnel Intégral PI [17] [33].

IV.3.2 Contrôle des courants envoyés au réseau

Le dispositif de commande des courants transités au réseau a été obtenu à partir de l'inversion du modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park.

Il comprend trois actions spécifiques :

- Une compensation de la tension au secondaire du transformateur

$$e_{q-est} = L_t \cdot \omega_s \cdot i_q \quad (IV.3)$$

$$e_{d-est} = L_t \cdot \omega_s \cdot i_d \quad (IV.4)$$

- Une action de découplage des courants

$$v_{md-reg} = v_{bd-ref} - e_{q-est} + v_{pd-mes} \quad (IV.5)$$

$$v_{mq-reg} = v_{bq-ref} - e_{d-est} + v_{pq-mes} \quad (IV.6)$$

$$v_{d-reg} = v_{d-ref} - e_{d-est} + v_{d-mes} \quad (IV.7)$$

Où

- e_{q-est} : f.e.m estimé
- v_{d-mes} : Tension sur l'axe d mesurée

IV.3.2.1 Contrôle en boucle fermée des courants

$$v_{bd-ref} = C_i(i_{td-ref} - i_{td-mes}) \quad (IV.8)$$

$$v_{bq-ref} = C_i(i_{tq-ref} - i_{tq-mes}) \quad (IV.9)$$

Où

- C_i : Le contrôleur de courant

IV.3.3 Régulation des puissances actives et réactives

La puissance active et réactive peut être commandée par des composantes de courant direct et en quadrature, respectivement. La stratégie de contrôle de convertisseur côté réseau est représentée sur la figure IV-3 [50].

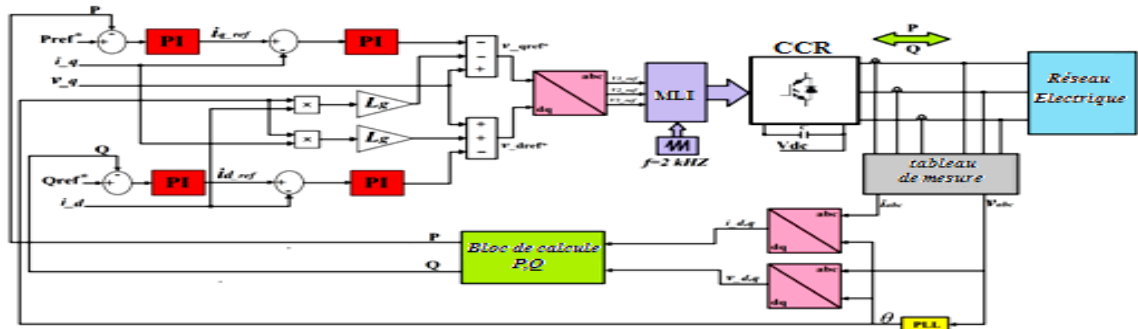


Figure IV- 3 Stratégie de contrôle pour le convertisseur côté réseau

Le dispositif de commande précédemment expliqué permet d'imposer les courants transités égaux à leurs références. Cela entraîne les puissances actives et réactives transitées suivantes :

$$P = v_{pd} \cdot i_{td} + v_{pq} \cdot i_{tq} \quad (IV.10)$$

$$Q = v_{pq} \cdot i_{td} + v_{pd} \cdot i_{tq} \quad (IV.11)$$

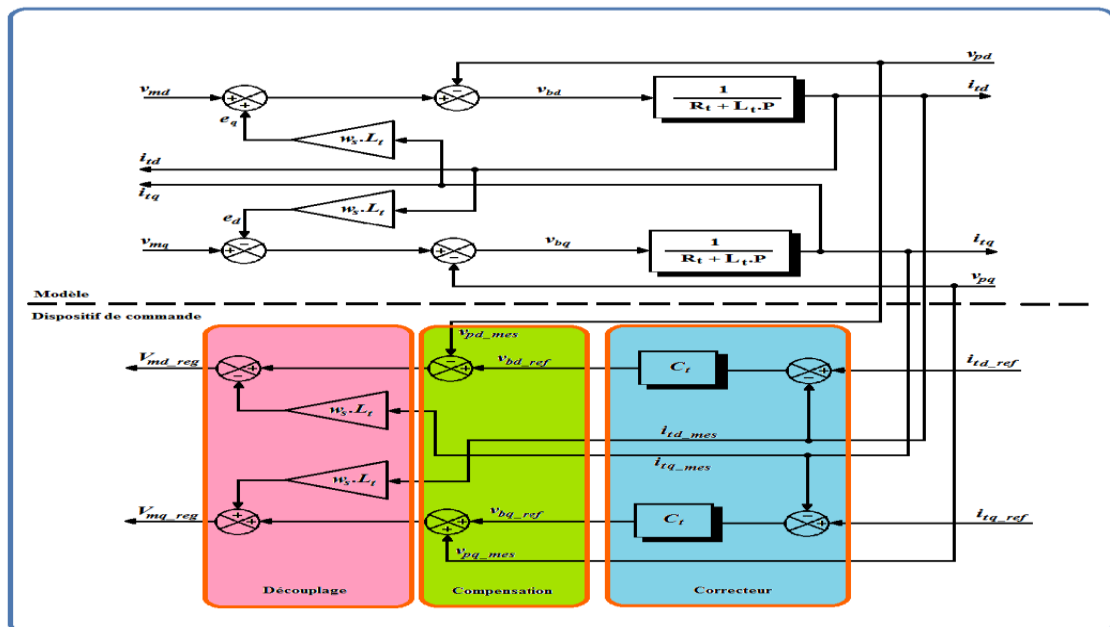


Figure IV- 4 Schéma bloc du contrôle des courants dans le repère de Park

Par inversion des relations il est alors possible d'imposer des références pour la puissance active et réactive en imposant les courants de référence suivants :

$$i_{td-ref} = \frac{P_{ref}.v_{pd-mes} + Q_{ref}.v_{pq-mes}}{v_{pd-mes}^2 + v_{pq-mes}^2} \quad (IV.12)$$

$$i_{tq-ref} = \frac{P_{ref}.v_{pq-mes} + Q_{ref}.v_{pd-mes}}{v_{pd-mes}^2 + v_{pq-mes}^2} \quad (IV.13)$$

La composante directe du courant est utilisée pour réguler la tension du bus continu. Ce dernier est contrôlé à l'aide d'un régulateur (PI). La composante en quadrature est utilisée pour réguler la puissance réactive transitée. Un contrôle indépendant des puissances active et réactive circulant entre le convertisseur et le réseau sera expliqué. Le système de commande doit permettre de maintenir constante la tension du bus continu, et d'obtenir des courants sinusoïdaux au primaire du transformateur d'amplitude et de fréquence identiques à celles du réseau. Une puissance réactive nulle peut alors être imposée ($Q_{ref} = 0$).

IV.3.4 Boucle à verrouillage de phase PLL

Pour les applications au réseau électrique, la PLL sert essentiellement à estimer et filtrer la phase et l'amplitude instantanée du phaseur équivalent d'un système triphasé. La PLL réalise la phase de la composante directe de la tension du réseau e_d , afin d'éliminer la composante en quadrature e_q . C'est ce qui se produit lorsque la phase estimée γ_e est égale à la phase du réseau. La Figure IV.5 montre la structure classique d'une PLL triphasée.

Elle est composée d'un détecteur de phase (la transformée de coordonnées), d'un filtre passe bas (le correcteur) et d'un oscillateur (l'intégrateur) [51].

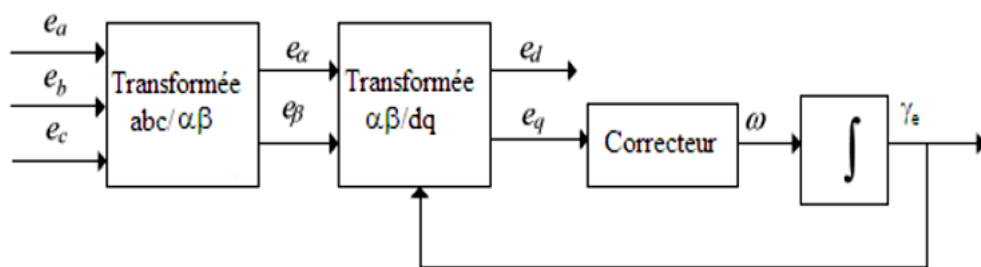


Figure IV- 5 Structure classique d'une PLL triphasée [44] [51].

Souvent la tension du réseau n'est pas parfaite et présente des harmoniques. Dans ce cas-là, la vitesse et l'amplitude instantanées du phaseur équivalent de la tension du réseau ne sont pas constantes. La vitesse moyenne de rotation et l'amplitude moyenne correspondent

respectivement à la vitesse et l'amplitude de la composante fondamentale, tandis que les oscillations sont dues aux harmoniques.

Du fait de la nature du filtre d'une PLL, l'information de la phase obtenue à la sortie dépend de sa bande passante. Ainsi, si celle-ci est très élevée, la phase de sortie sera une image de celle correspondant au phaseur équivalent instantané de la tension, c'est-à-dire contenant tous les harmoniques. Par contre, si la bande passante est suffisamment réduite, les harmoniques seront filtrés et la sortie sera une image de la phase du phaseur équivalent de la composante fondamentale. Cette dernière méthode est la meilleure solution pour pouvoir rejeter les harmoniques qui agissent sur la phase. Ce fait entraîne une diminution de la dynamique de la PLL. Cependant, dans cette application, il n'y a pas de compromis à faire entre la précision et la vitesse de la réponse, car le but recherché est une bande passante réduite de la PLL. Evidemment, cette dynamique limitée provoque un ralentissement du temps de synchronisation lors de la mise en route du système [44].

IV.4 Résultats de la simulation de la chaîne globale

Les résultats de simulation ont été effectués à l'aide du logiciel MATLAB SIMULINK, Le modèle de turbine reçoit la vitesse du vent et offre une vitesse de référence optimisée pour le système de contrôle.

La figure IV.6 montre la variation de la vitesse du vent en fonction de temps ($t = 5s$) entre deux valeurs $v = (9,4-10,4)$ m/s. Ce qui donne un reflet d'un véritable profil de vent.

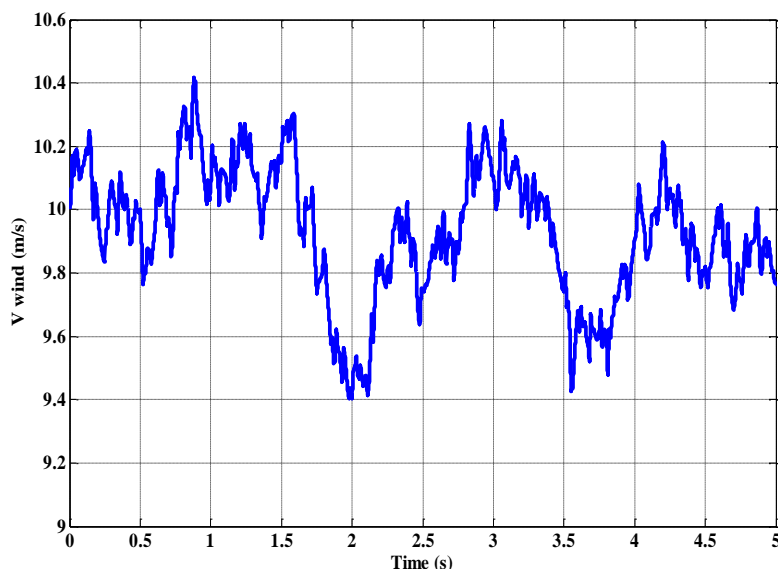


Figure IV- 6 Profil du vent

Le résultat de la simulation de la vitesse mécanique du générateur est représenté sur la Figure IV-7, et on peut voir que la vitesse PMSG varie en fonction de la vitesse de référence avec une légère erreur, la courbe montre que la stratégie de contrôle utilisé est satisfaisante.

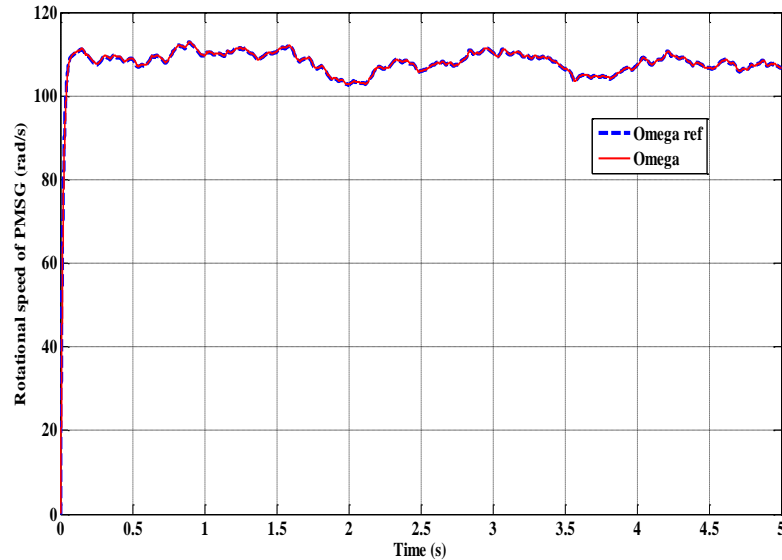


Figure IV- 7 Contrôle de la vitesse de la GSAP utilisant un régulateur IP

La figure IV.8 montre la variation de la tension de sortie du générateur en fonction du profil de vent utilisé lors de cette simulation

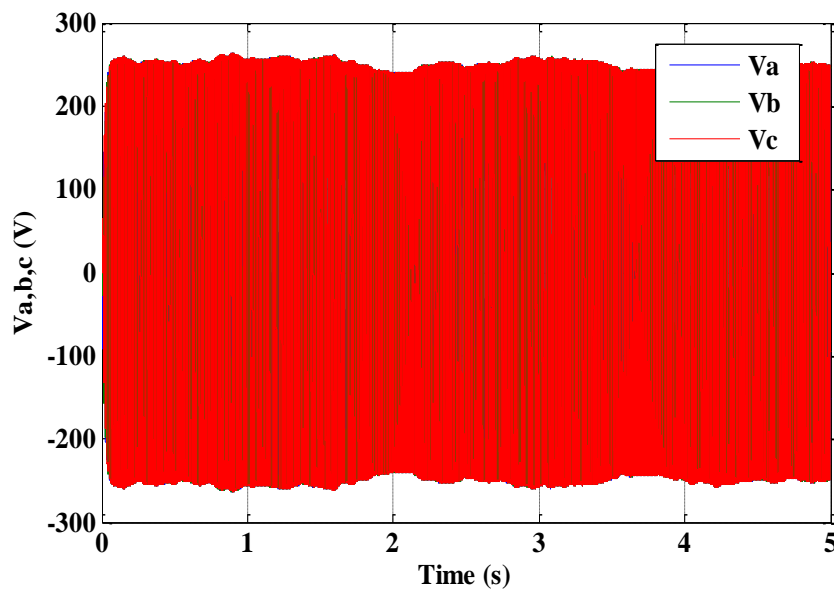


Figure IV- 8 Les tensions de sortie PMSG avec profil incertitude du vent

La tension de sortie du bus continu est représenté sur la Figure IV.9, où la courbe montre la robustesse du contrôleur PI utilisé à travers la poursuite de référence ($V_{dc_Réf} = 470 \text{ V}$) avec un temps de réponse court et un dépassement acceptable (proche de zéro).

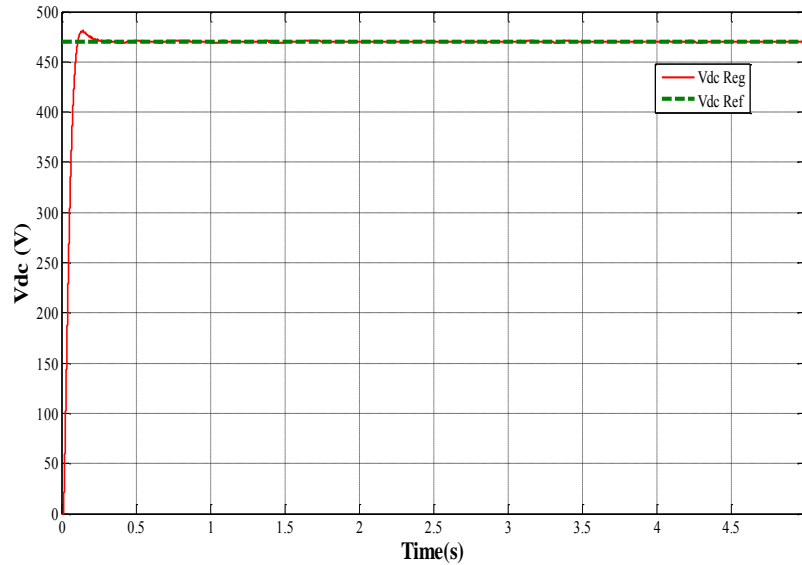


Figure IV- 9 La tension de sortie du bus DC.

Le réseau est supposé de puissance infini ce qui permet d'injecter la totalité de la production sans contraintes de limitation de puissance, les Figures. IV. (10-11) montrent la courbe de tension du réseau électrique équilibrée dans laquelle on projette injecté l'énergie produite par la chaîne de conversion de l'énergie éolienne

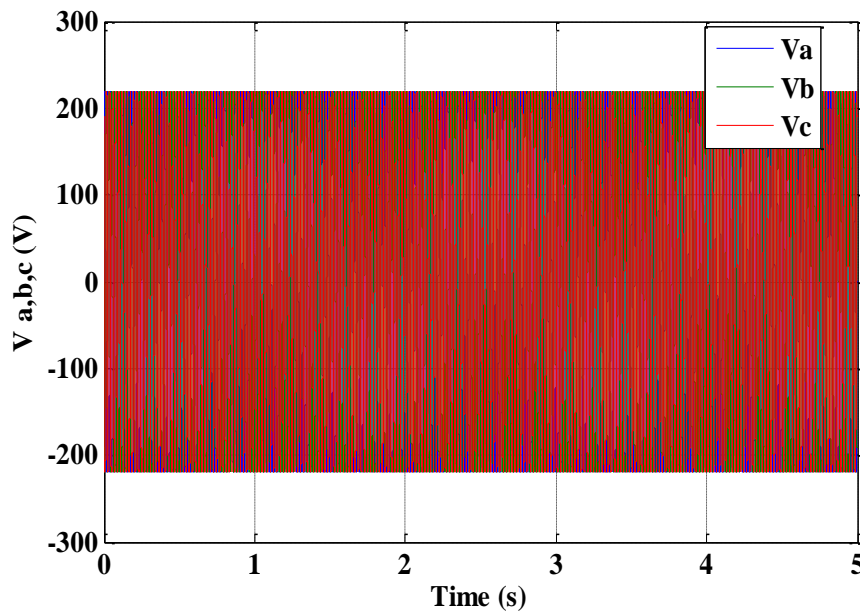
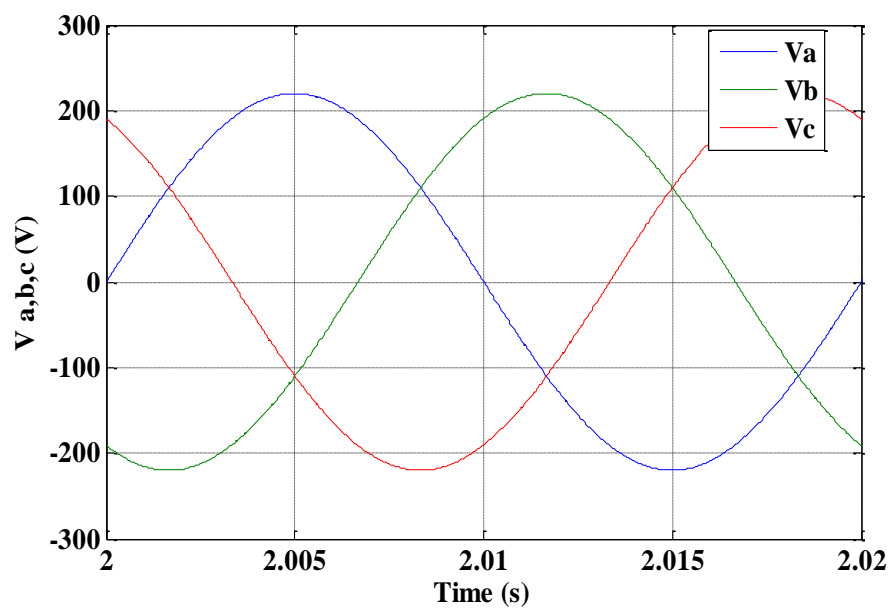
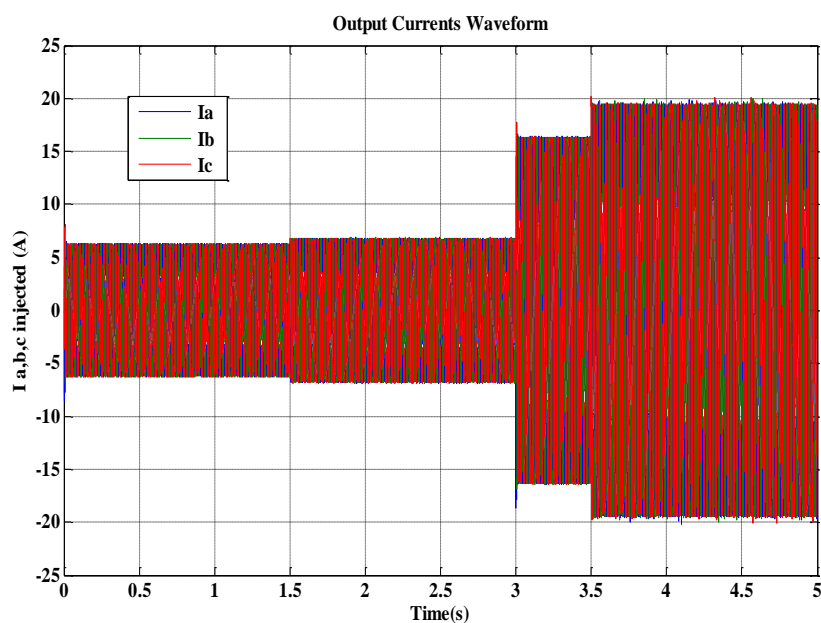


Figure IV- 10 Forme d'onde de tension de réseau



Les Figures IV. (12-13) présentent le courant à la sortie de l'onduleur et montrent l'efficacité de la technique de commande utilisés à travers la poursuite des grandeurs de référence imposées par le système de commande



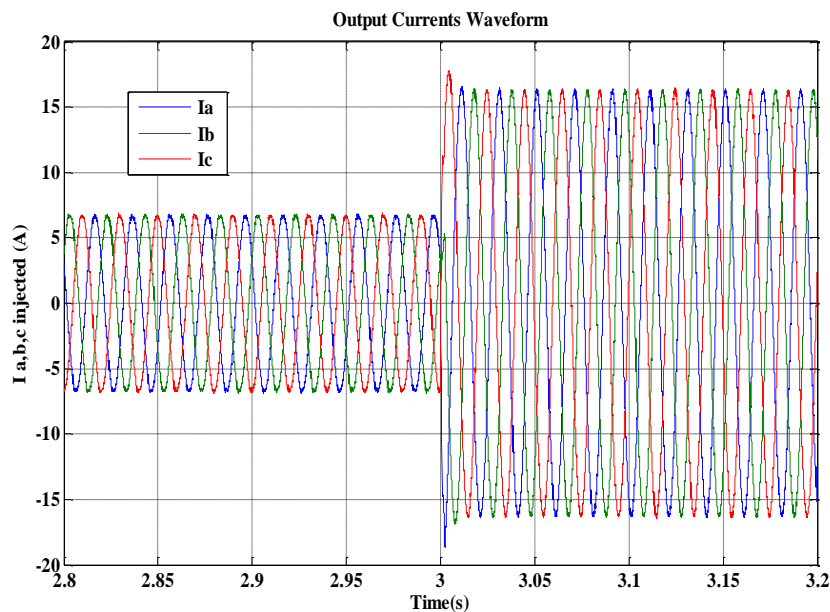


Figure IV- 13 Zoom sur les courants triphasés à la sortie de l'onduleur

Dans cette partie de simulation on s'intéresse à l'étude de comportement du système éolien selon différentes commandes de la puissance active « P » et réactive « Q ».

Parfois pour des besoins spécifiques, il est nécessaire de fournir une puissance réactive différente de zéro où la commande appliquée au système de production permet de découpler les expressions de la puissance active et réactive.

Les Figures IV. (14-15) montrent les résultats de simulation pour le contrôle de la puissance active pour les deux cas:

- 1^{er} cas, contrôle de la puissance active par un échelon :

Le système est soumis à une puissance active qui varie entre deux valeurs [-2000,4000] Watt, la figure IV.14 représente le résultat de simulation obtenu par la commande de puissance active générée par le stator de la GSAP, et montre que la grandeur mesurée a suivi la référence.

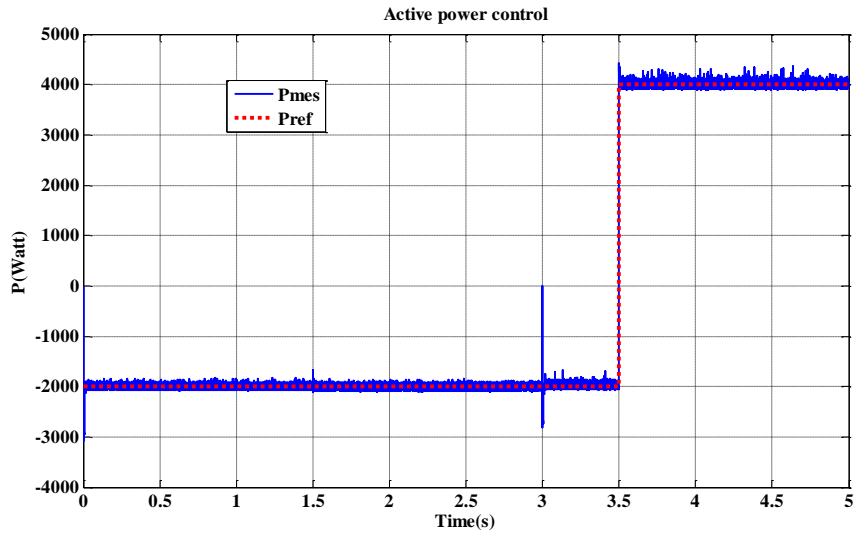


Figure IV- 14 Contrôle de la puissance active 1^{er} cas

- 2^{ème} cas contrôle de la puissance active par une référence variable :

La puissance active est estimée à 50% de la puissance mécanique totale de l'éolienne à partir de l'équation :

$$P_{\text{turb}} = \frac{1}{2} \cdot C_{p \text{ max}} \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\omega}^3 \quad (\text{IV.14})$$

La puissance active mesurée est représentée sur la figure IV.15 et montre une bonne concordance avec celle de la référence qui est fixée à 50% de la puissance mécanique totale, de plus elle montre que la stratégie de contrôle prend en compte les variations de la vitesse du vent.

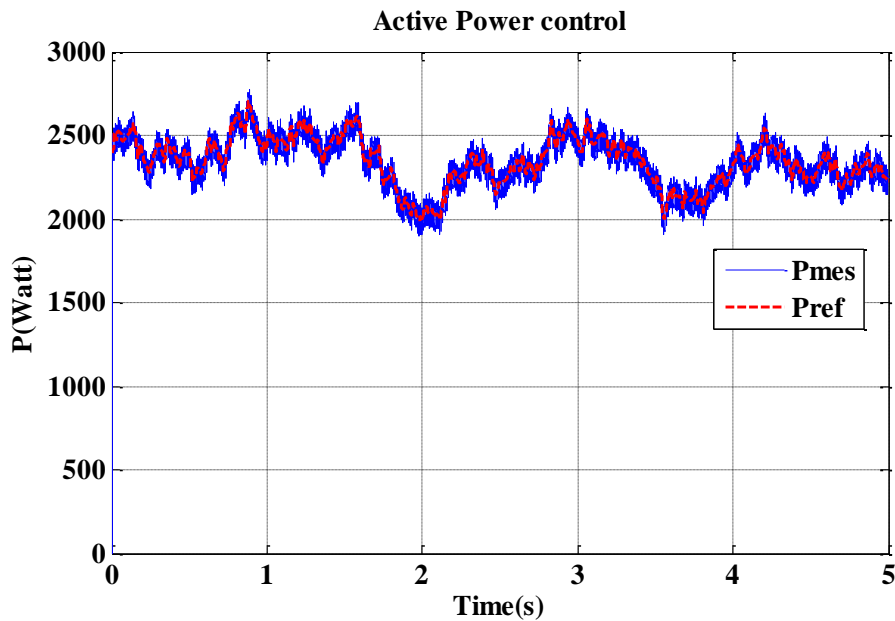


Figure IV- 15 Contrôle de la puissance active 2^{ème} cas

Pour la puissance réactive on distingue trois mode opératoires:

- ($Q = 0$) le système fonctionne avec un facteur de puissance unitaire
- ($Q_{ref} = 1000 \text{ VAR}$): le système fournit de la puissance réactive au réseau électrique
- ($Q_{ref} = -5000 \text{ VAR}$): le système absorbe de la puissance réactive du réseau électrique

Le résultat du contrôle de la puissance réactive est représenté sur la figure IV.16, où la puissance réactive mesurée est identique celle de la référence.

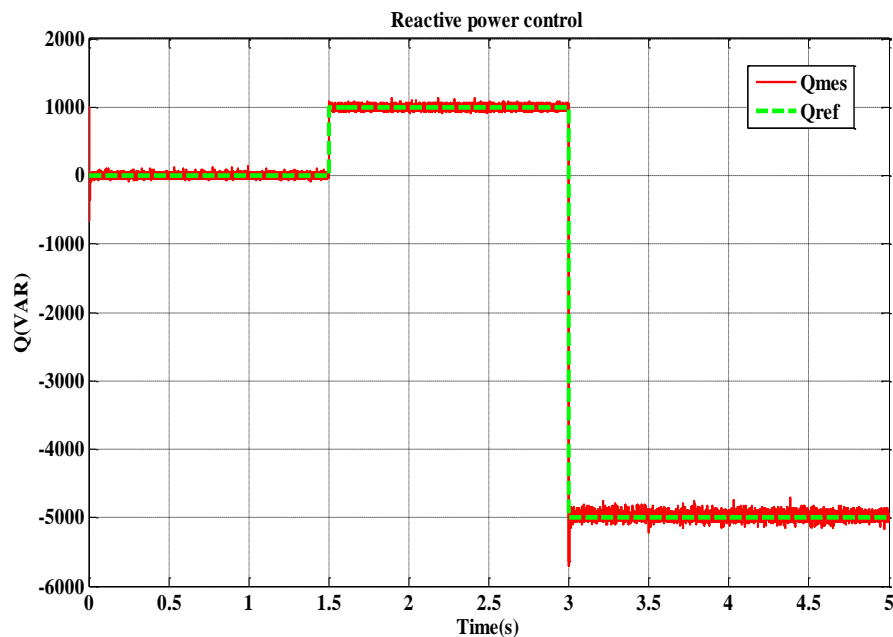


Figure IV- 16 Contrôle de la puissance réactive

Le raccordement au réseau électrique est muni d'un filtre de RL comme indiqué dans Figure IV-1, afin de réduire le taux de distorsion harmonique, pour cela, nous pouvons ajouter une inductance peut être ajouté sur chaque phase entre le convertisseur côté réseau et le réseau.

D'après la Figure IV-17 on observe que le THD courant est égal à 1,98%. En effet, le filtre de RL a été utilisé pour éliminer les harmoniques de la pollution, ce qui réduit la distorsion harmonique totale et améliorer la qualité de la puissance distribuée à la connexion de réseau électrique.

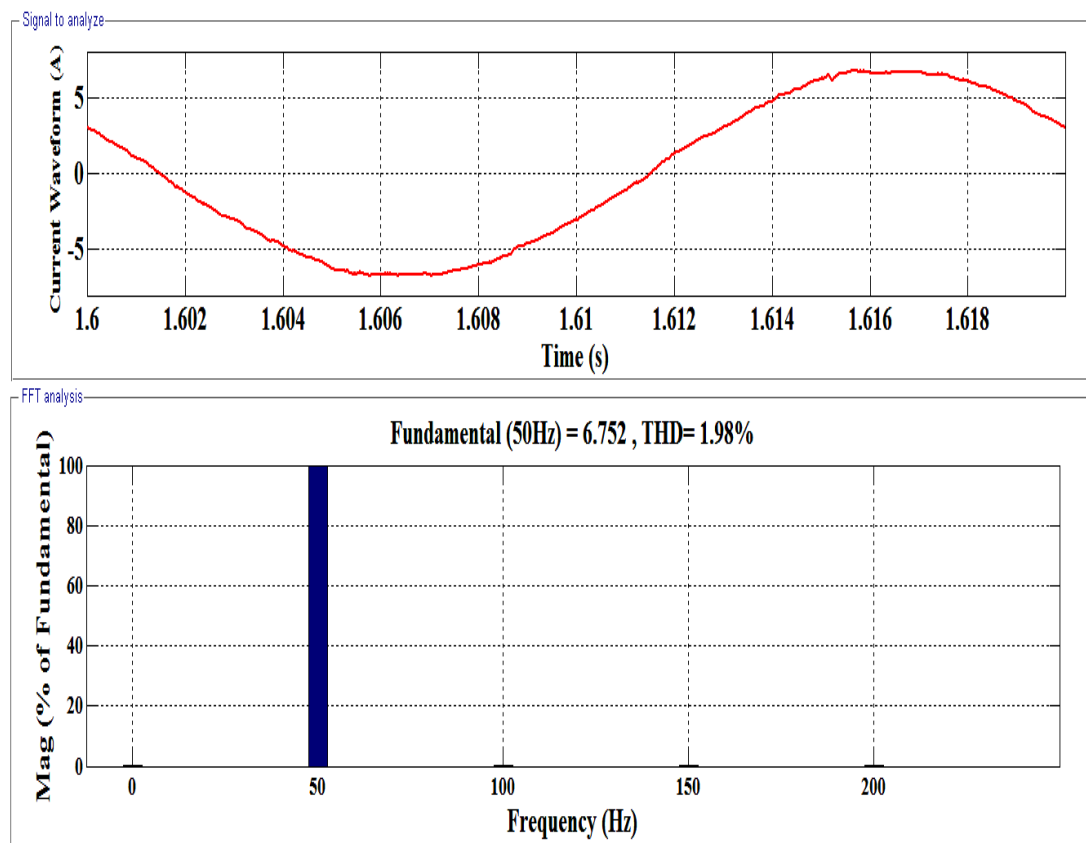


Figure IV- 17 Allure et FFT du courant de sortie de l'onduleur

Conclusion

Le système est soumis à une puissance active qui varie entre deux valeurs [-2000,4000] Watt, la figure IV.14 représente le résultat de simulation obtenu par la commande de puissance active générée par le stator de la GSAP, et montre que la grandeur mesurée a suivi la référence.

- a - Contrôle des courants par la commande du convertisseur de puissance
- b. Contrôle des courants envoyés au réseau
- c - Régulation des puissances

Cette modélisation vient compléter la chaîne de production déjà étudiée et détaillée dans les chapitres précédents à savoir :

- Le contrôle de la vitesse de la génératrice utilisant un régulateur IP
- Le contrôle de convertisseur côté machine et la tension du bus continue

Les résultats des simulations ont permis d'évaluer la qualité de l'énergie fournie au réseau électrique et de valider l'efficacité des techniques de commande utilisés.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale et perspectives

La production d'énergie renouvelable, notamment celle de type éolien, se distingue par son caractère aléatoire et intermittent, qui est souvent à l'origine de sérieux problèmes liés à la stabilité du réseau électrique, ainsi que de la qualité de l'énergie fournie. Les travaux présentés dans ce mémoire concernent l'étude et la modélisation d'une chaîne de conversion d'énergie éolienne à base d'une génératrice synchrone à aimants permanents, fonctionnant à vitesse variable, en mode isolé et connectée au réseau électrique. Un état de l'art sur les chaînes de conversion de l'énergie éolienne, l'évaluation des potentialités des éléments de la structure et la proposition de solutions aux contraintes imposées aux aérogénérateurs en termes de qualité de l'énergie électrique fournie et de stratégies de commande ont été les premiers objectifs accomplis.

Les machines synchrones à aimants permanents apportent une solution intéressante pour l'utilisation des énergies renouvelables. Ces machines présentent plusieurs avantages par rapport aux machines classiques notamment une durée de vie importante, un rendement élevé, une maintenance réduite, une fiabilité élevée et une bonne robustesse.

La structure de la GSAP à intégrer dans la chaîne de conversion éolienne et ses différents éléments ont été modélisés. L'étude de la génératrice synchrone à aimants permanents a été effectuée en détails et le modèle analytique a été établi sur la base des phénomènes électriques, magnétiques et mécaniques régissant son fonctionnement.

Les modèles, de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne avec tous ses éléments, en modes de fonctionnement iloté et connectée au réseau ont été présentés.

La commande vectorielle de la GSAP, permettant de découpler et réguler puissances active et réactive injectées dans le réseau a été étudié en détails. Pour la régulation de la vitesse mécanique, après l'étude aérodynamique de la pale, des stratégies de commande, à l'aide de régulateurs PI et IP, de manière à maintenir le coefficient de puissance à une valeur optimal quelques soient les variations du vent, ont été établies. Le contrôle du système éolien s'effectue via deux convertisseurs statiques triphasés situés entre le bobinage statorique de la GSAP et la charge électrique. La gestion appropriée de ces deux convertisseurs s'avère très intéressante, lorsque l'un ou l'autre est contrôlé différemment. L'architecture des stratégies de commande mises en œuvre agissant sur l'interface de l'électronique de puissance, permet d'atteindre plusieurs objectifs.

Trois techniques de contrôles, de la vitesse de la génératrice, la tension du bus continu et la commande directe du couple, ont été effectuées.

Conclusion générale et perspectives

Les résultats des simulations, développées sous environnement MATLAB/Simulink et réalisées à partir des systèmes proposés, montrent clairement la validité des modèles choisis et les performances des stratégies de contrôle proposées.

Les résultats de simulations obtenus justifient pleinement le choix de la stratégie de la commande DTC appliquée au convertisseur côté charge. Elle est plus performante que les méthodes traditionnelles (commande vectorielle) qui nécessitent l'utilisation d'un capteur de position angulaire. La technique de contrôle par DTC semble être bien adaptée pour les systèmes de production des énergies éoliennes en mode isolé.

La stratégie de commande appliquée au convertisseur côté réseau permet de découpler les expressions de la puissance active et réactive tout en assurant simultanément et séparément le contrôle de ces puissances.

Ainsi, le système éolien proposé contribue à l'amélioration de la qualité de l'énergie électrique fournie au réseau, tout en produisant de la puissance active. C'est une solution très intéressante qui permet de participer à l'amélioration de la qualité de l'énergie. Ce qui prouve l'efficacité de la technique de contrôle proposée.

Les résultats de simulations obtenus ont permis de montrer un bon comportement énergétique du système proposé. L'utilisation de ce type d'énergie peut s'avérer très intéressant.

L'ensemble de ces travaux peut être poursuivi et complété par d'autres recherches pouvant contribuer à l'enrichissement de l'ensemble du système de production de l'énergie éolienne.

Dans ce cadre, plusieurs perspectives peuvent être évoquées :

- La validation expérimentale des structures proposées dans notre étude ;
- La validation expérimentale des stratégies de contrôles développés dans notre étude ;
- L'utilisation d'autres convertisseurs statiques de niveaux supérieurs tels que trois et cinq niveaux dans une chaîne de conversion éolienne ;
- L'intégration d'un système de stockage pour l'amélioration des performances du système éolien ;
- L'établissement d'un modèle de la GSAP prenant notamment en compte la saturation magnétique ;
- Le développement des nouvelles stratégies du contrôle pour le système éolien.

Bibliographies

- [1] Bull, St.R. Renewable energy today and tomorrow. Proc. IEEE, vol. 89, 2001, pp. 1216–1226
- [2] M. Rapin, J.M. Noël, “Energie Eolienne, principe - Etude de cas”, Dunod, ISBN: 978-2-10-050801-3, 2010.
- [3] B. Sorensen, « Renewable Energy Its physics, engineering, use, environmental impacts, economy and planning aspects », Copyright. 2004 by Elsevier Science
- [4] P. Leconte, M. Rapin, E. Szechenyi, « Éoliennes », Techniques de l’Ingénieur, BM 4 640.
- [5] I. Munteanu, A. Iuliana Bratcu, N. Cutululis, E. Ceang, «Optimal Control of Wind Energy Systems», Copyright. 2008 by Springer.
- [6] T. GHENNAM, Thèse de Doctorat, «Supervision d’une ferme éolienne pour son intégration dans la gestion d’un réseau électrique, Apports des convertisseurs multi niveaux au réglage des éoliennes à base de machine asynchrone à double alimentation», N° d’ordre: 162/2012.
- [7] M. Kassa IDJDARENE, «Contribution à l’Etude et la Commande de Génératrices Asynchrones à Cage Dédiées à des Centrales Electriques Eoliennes Autonomes», N° d’ordre : 40283/2010.
- [8] A. ABDELLI, «Optimisation multicritère d’une chaîne éolienne passive», N° d’ordre : 2519/2007.
- [9] E. Hau, «Wind-turbines, Fundamentals, Technologies, Application, Economics» Editions Springer, 2000.
- [10] A. Boyette, «Contrôle-commande d’un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne», thèse de doctorat de l’université de Heneri Poincaré, Nancy I, 11-12-2006.
- [11] Mayouf Mesaoud, Contribution à la modélisation de l’aérogénérateur synchrone à aimant permanent, thèse de magister de l’université de Batna, 13-02-2008.

- [12] Frédéric Poitiers, ETUDE ET COMMANDE DE GENERATRICES ASYNCHRONES POUR L'UTILISATION DE L'ENERGIE EOLIENNE - Machine asynchrone à cage autonome - Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau
- [13] Arnaud Davigny, participation aux services système de fermes d'éoliennes à vitesse variable intégrant du stockage inertiel d'énergie, Thèse de DOCTORAT de l'université de Lille, N° d'ordre : 4066/2007.
- [14] J. Marques, H. Pinheiro, H. A. Gründling, J. R. Pinheiro and H. L. Hey, «A survey 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.
- [15] LIVA ERIC RADAOROZANDRY, «conception et optimisation des Machines synchrones avec des modèles analytiques en tenant compte de la saturation magnétique», UNIVERSITÉ LAVAL QUÉBEC, 2007.
- [16] Hacene BENZAADI, Commande DTC-SVM d'une Machine Synchrone à Aimants Permanents, Mémoire de Magister, Université de Batna, 2012.
- [17] Noureddine BOUNASLA, «Commande par Mode de Glissement d'Ordre Supérieur de la Machine Synchrone à Aimants Permanents», Université Ferhat ABBAS Sétif -1 (ALGERIE)/2014.
- [18] A. MIRECKI « 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 le 5 avril 2005.
- [19] Techniques de l'Ingénieur, « Convertisseurs et machines électriques », D 3 960
- [20] Y. Chen, P. Pillay, A. Khan, « PM Wind Generator Topologies », IEEE Transaction on industry application, vol. 41, No. 6, Novembre/Décembre 2005.
- [21] F. Sahin, « Design and development of a high-speed axial-flux permanent magnet machine », thèse de doctorat de l'Université de Eindhoven, 2001.

- [22] A. Davigny – « Participation aux services système de fermes d'éolienne à vitesse variable intégrant du stockage inertiel d'énergie », Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologies de Lille, Lille, France, 2007.
- [23] A. Schmidhofer, H. Weiss – « Optimisation of Power Electronics for small stand alone wind power stations », 10th European Conference on Power Electronics and Applications EPE'03, Toulouse, France, 2003, pp. 1-6.
- [24] L. Leclercq – « Apport du stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologies de Lille, Lille, France, 2004.
- [25] LATRECHE Mohammed Tahar «Commande Floue de la Machine Synchrone à Aimant Permanant (MSAP) utilisée dans un système éolien», Mémoire de Magister, Université Ferhat Abbas de Sétif, 2012
- [26] Adam MIRECKI «Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance», THÈSE de Doctorat, L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE TOULOUSE, N° d'ordre : 2213/2005.
- [27] **Fateh Louar**, Fawzi Senani, Fares Bourourou, Ahmed Ouari «Wind Conversion Chain Model Simulation with Closed Loop PI Controler», Int Conf Tunisia ACECS 2014.
- [28] Dr. Gary L. Johnson, « Wind Energy Systems », Chapter 4-Wind Turbine Power, Nov, 2001
- [29] Guy Cuntty, « Eoliennes et aérogénérateurs, guide de l'énergie éolienne », © Edissud, Aixen-Provence, 2001, www.edisud.com
- [30] L.Leclercq, « Apport de stockage inertiel associé à des éoliennes dans un réseau électrique en vue d'assurer des services systèmes », thèse de doctorat de l'université de Lille, n° d'ordre : 3563, UFRR IEEEEA Décembre 2004.
- [31] **Louar Fateh**, Ouari Ahmed, Omeiri Amar, Djellad Abdelhak, Bouras Lakhdar, «Modeling and control of a permanent magnet synchronous generator dedicated to Standalone Wind Energy Conversion System », Article FIE

- [32] TOUAL BELKACEM « Modélisation et Commande Floue Optimisée d'une Génératrice à Double Alimentation, Application à un Système Eolien à Vitesse Variable» mémoire de magister Université de Batna, 2010.
- [33] S. El-Aimani « Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension », Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lille (ECL) Cohabité avec L'université des sciences et technologies de Lille 1 (USTL), 06 décembre 2004.
- [34] Hamecha samira « Etude et commande d'une éolienne à base d'une machine synchrone à aimant permanent », Thèse de Magister, université de Tizi ousou, 2013.
- [35] S.R.Guda, « Modeling and power management of a hybrid wind-microturbine power generation ». thèse de master de l'université de Bozeman, Montana. Juillet 2005
- [36] H. Camblong, « Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'électricité par des aérogénérateurs à vitesse variable », thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Arts et Métiers de Bordeaux, Décembre 2003.
- [37] A.D. Hansen, C.Jauch, P.Sørensen, F.Iov, F. Blaabjerg, « Dynamic wind turbine models in power system simulation tool DIGSILENT », projet de recherche, laboratoire national de Riso, Roskilde. Décembre 2003.
- [38] Benamor Messaoud « commande par DTC de la machine à induction sans capteur de vitesse. Utilisation du filtre de kalman pour l'estimation de la vitesse », Mémoire de Magister d'Université de Batna, 20/06/2012.
- [39] O.Gergaud, B.Multon. H.Ben Ahmed, « Modélisation d'une chaîne de conversion éolienne », Electronique du Futur. 2001. pp.17-22. Nancy. Novembre 2001
- [40] GASSAB SAMIR « Modélisation d'une centrale hybride photovoltaïque-éolienne » mémoire de magister de l'Université Ferhat Abbas – Sétif, décembre 2011.
- [41] B. N. Mobarkah, « Commande vectorielle sans capteur mécanique des machines synchrones à aimants : Méthodes, Convergence, Robustesse, Identification 'en ligne' des paramètres », thèse de doctorat de l'Université de Téhéran, Iran. Décembre 2001

- [42] R. Melicio, V.M.F. Mendes, J.P.S. Catalao, << Computer simulation of wind power systems: Power Electronics and Transient Stability Analysis >>, International Conference on Power System Transients (IPST 2009), Kyoto, Japan, Juin 3-6, 2009.
- [43] LING PENG «reconfiguration du dispositif de commande d'une éolienne en cas de creux de tension» thèse de doctorat délivré par l'école centrale de Lille, 2010
- [44] ABDELMALEK BOULAHIA «Etude des Convertisseurs Statiques destinés à la Qualité de l'Energie Electrique» mémoire de magister de l'université de Constantine, 2009.
- [45] TARAK NOULI «Comment utiliser un bloc SVM (Space Vecteur Modulation) sous Simulink. Projet B 07 : Contrôle d'un moteur asynchrone par la méthode FOK» Polytech Clermont-Ferrand, Génie Electrique Année 2008/2009
- [46] Z. Chen, E. Spooner, « Wind turbine converters : A comparative study », Power Electronics and Variable Speed Drives, 21-23 September 1998, Conference Publication No. 456 © IEE 1998
- [47] J.T.G. Pierik, J. Morren, E.J. Wiggelinkhuizen, S.W.H. de Haan, T.G. van Engelen, J. Bozelie, « Electrical and Control Aspects of Offshore Wind Farms II (Erao II), Volume 1: « Dynamic models of wind farms », Juin 2004
- [48] Y. A. Chapuis, "Contrôle Direct du Couple d'une Machine Asynchrone par L'orientation de son Flux Statorique", Thèse de doctorat de l'INPG France, 15 Jan 1996.
- [49] C. Carloss de Wit, "Modélisation Contrôle Vectoriel et DTC", Edition Hermes Sciences Europe, 2000.
- [50] Y. Errami, M. Ouassaid, Modelling and Control Strategy of PMSG Based Variable Speed Wind Energy Conversion System, IEEE, International Conference on Multimedia Computing and Systems (ICMCS), 978-1-61284-730-6.
- [51] I. Etxeberria-Otadui. "Sur les Systèmes de l'Electronique de Puissance dédiés à la Distribution Electrique – Application à la Qualité de l'Energie". Thèse de l'Institut Nationale Polytechnique de Grenoble (France), Septembre 2003.

Annexes

Annexe A Paramètres de la chaîne de conversion éolienne

Paramètres de la turbine éolienne	Masse volumique de l'air	$\rho = 1.25 \text{ kg/m}^3$
	Rapport de multiplicateur	$G=75$
	Rayon de la turbine	$R=4.5 \text{ m}$
Paramètres de la GSAP	Résistance statorique	$R_s=0.895\Omega$
	Inductance directe	$L_d=0.012 \text{ H}$
	Inductance transversale	$L_q=0.0211 \text{ H}$
	Coefficient d'inertie de la machine	$J=0.00141 \text{ N.m}$
	Coefficient du frottement	$f=0.001(\text{N.m.s/rad})$
	Nombre de paires de pôles	$p=3$
	Flux statorique	$\phi_{if}=0.9\text{Wb}$
Paramètres de la charge MAS	Résistance statorique	$R_s=0.63\Omega$
	Résistance rotorique	$R_r=0.4\Omega$
	Inductance statorique	$L_s=0.091\text{H}$
	Inductance rotorique	$L_r=0.091\text{H}$
	Inductance mutuelle	$L_m=0.091\text{H}$
	Coefficient du frottement	$f=0.001(\text{N.m.s/rad})$
	Nombre de paires de pôles	$p=2$
Régulateur de vitesse	Paramètres des régulateurs PI	$C_{P \max} = 0.3406 \text{ } t_{sd} = 0.005 \text{ s};$ $K_p = 18; K_i = 0.66.$
	Paramètres des régulateurs IP	$C_{P \max} = 0.3406 \text{ } t_{sd} = 0.02 \text{ s};$ $K_p = 6000; K_i = 98000.$
Le régulateur du courant	Paramètres des régulateurs PI	$t_{ir} = 0.014 \text{ s}; K_{pi} = 31.3857;$ $K_{ii} = 9415$
Le régulateur de puissance	Paramètres des régulateurs PI	$t_p = 0.015 \text{ s}; K_{pp} = 0.9333;$ $K_{ip} = 0.033$
Le régulateur du Bus continue	Paramètres des régulateurs PI	$t_{sdc} = 0.025 \text{ s}; K_{pdc} = 4.9207;$ $K_{idc} = 807.36$

Annexe B Transformation de coordonnées

Transformation de coordonnées abc - $\alpha\beta$ et $\alpha\beta$ - dq

$$\begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \\ x_0 \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} x_d \\ x_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \gamma & \sin \gamma \\ -\sin \gamma & \cos \gamma \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \end{bmatrix}$$

Transformation de coordonnées dq - $\alpha\beta$ et $\alpha\beta$ - abc

$$\begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \\ x_0 \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \gamma & -\sin \gamma \\ \sin \gamma & \cos \gamma \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} f_d \\ f_q \end{bmatrix}$$

Annexe C Modèle des convertisseurs statiques à deux niveaux

La chaîne de conversion éolienne est constituée de deux onduleurs de tension alimentés chacun par un pont à diodes à travers un filtre passe-bas. Les tensions de sortie de chaque onduleur sont contrôlées par une technique de modulation de largeur d'impulsion (MLI) qui permet le réglage simultané de la fréquence et de la tension de sortie de l'onduleur (figure C-1).

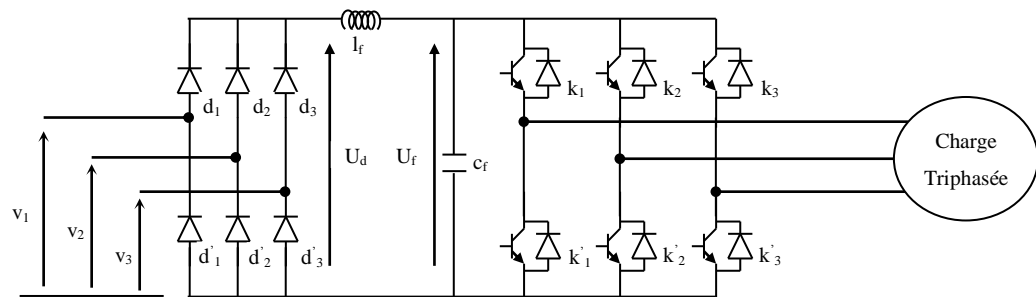


Figure C-1 Association redresseur-filtre-onduleur de tension à MLI-charge.

C.1 Modélisation du Redresseur

Dans le bloc redresseur à diodes de la figure C-1, la diode :

$$d_i \text{ conduit si } v_i = \max(v_j) ; i=1,2,3 ; j=1,2,3 \quad (\text{C.1})$$

$$d'_i \text{ conduit si } v_i = \min(v_j) ; i=1,2,3 ; j=1,2,3 \quad (\text{C.2})$$

pendant chaque période de conduction, la tension U_d à la sortie du redresseur est donnée par :

$$U_d = v_i - v_k \quad (\text{C.3})$$

Par conséquent:

$$U_d = \max(v_j) - \min(v_j) ; j=1,2,3 \quad (\text{C.4})$$

C.2 Modélisation du Filtre:

La fonction du transfert du filtre est donnée par :

$$F = \frac{U_f}{U_d} = \frac{1}{1 + (\sqrt{l_f \cdot c_f} \cdot s)^2} \quad (\text{C.5})$$

C'est un transfert du deuxième ordre dont la fréquence de coupure est donnée par :

$$f_c = \frac{1}{\sqrt{l_f \cdot c_f}} \quad (\text{C.6})$$

Pour éliminer l'harmonique d'ordre deux et les harmoniques supérieures, nous devons imposer :

$$f_c < 2.f \quad (C.7)$$

Ce qui nous amène à :

$$l_f.c_f > 2.77 * 10^{-6} \quad (C.8)$$

C.3 Modélisation de l'onduleur de tension:

L'association d'un transistor T_i et d'une diode d_i donne un composant bidirectionnel k_i , et comme les commandes des deux transistors du même bras sont complémentaires, donc nous pouvons remplacer chaque bras de l'onduleur par un interrupteur à deux positions comme l'indique la figure C-2 :

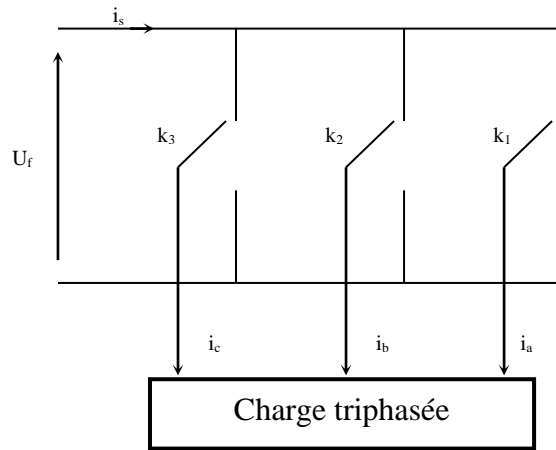


Figure C-2 Représentations des composants

Soit F_i l'état de l'interrupteur k_i , il est donné par :

$$F_i = \begin{cases} 0 & \text{si } T_i \text{ est fermé et } T_i' \text{ est ouvert} \\ 1 & \text{si } T_i \text{ est ouvert et } T_i' \text{ est fermé} \end{cases} \quad (C.9)$$

Les tensions composées à la sortie de l'onduleur sont données par :

$$\begin{aligned} v_{ab} &= U_f \cdot (F_1 - F_2) \\ v_{bc} &= U_f \cdot (F_2 - F_3) \\ v_{ca} &= U_f \cdot (F_3 - F_1) \end{aligned} \quad (C.10)$$

Par conséquent, les tensions simples s'expriment en fonction des fonctions logiques comme suit :

$$\begin{aligned}
 v_a &= U_f \cdot (2F_1 - F_2 - F_3) \\
 v_b &= U_f \cdot (2F_2 - F_3 - F_1) \\
 v_c &= U_f \cdot (2F_3 - F_1 - F_2)
 \end{aligned}
 \tag{C.11}$$

et le courant i_s à l'entrée de l'onduleur est donné par :

$$i_s = F_1 \cdot i_a + F_2 \cdot i_b + F_3 \cdot i_c \tag{C.12}$$

C.1.3 Modulation de largeur d'impulsion MLI

La MLI permet de former chaque alternance de la tension de sortie de plusieurs créneaux. Pour obtenir cela, on adopte certaine technique de commande des interrupteurs de l'onduleur. La stratégie triangulo- sinusoïdale est l'une des techniques les plus simples. Elle consiste de comparer les trois tensions de référence (v_a^*, v_b^*, v_c^*), calculées par une transformation inverse de PARK à un signal (porteuse) triangulaire d'amplitude fixe et de pulsation nettement supérieur à celle des tensions de référence.

La stratégie triangulo- sinusoïdale est caractérisée par deux paramètres qui sont : l'indice de modulation m qui représente le rapport de la fréquence de la porteuse à la fréquence de référence et le coefficient de réglage en tension qui représente le rapport de l'amplitude de l'onde de référence à la valeur de crête de la porteuse.

Les instants de commutation sont obtenus par comparaison de trois tensions de référence correspondant aux tensions de sortie désirées de fréquence f à la fréquence f_p du signal triangulaire.

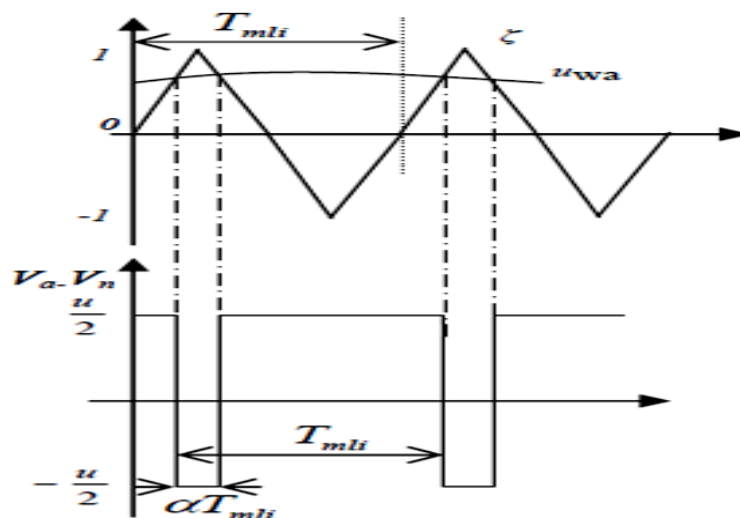


Figure C-3 : principe de la stratégie Sinus-triangle