
République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université A .Mira – BEJAIA

Faculté de Technologie

Département de Génie Electrique



جامعة بجاية
Tasdawit n'Bgayet
Université de Béjaïa

Mémoire de fin d'études

En vue de l'obtention du

Diplôme de Master en Electrotechnique

Option

Commande des Systèmes Electriques

Thème

**Contribution à l'étude d'un Système Eolien
Basé sur une Machine Synchrone à Aimants Permanents**

Présenté par :

M^r BENALI Tarek

M^r BENOUARET Saâdi

Encadré par :

M^r Z. BOUDRIES

Promotion 2013/2014

Remerciements

Tout d'abord, nous remercions ; dieu le tout puissant; de nous avoir donné le courage et la patience durant toutes les années d'études.

Nous tenons à remercier très vivement notre promoteur Monsieur **Z. BOUDRIES**, enseignant à l'université de Bejaïa (Algérie), pour avoir dirigé ce travail, pour la confiance et l'intérêt qu'il a témoigné tout au long de sa réalisation, pour sa disponibilité ainsi que pour nous avoir fait bénéficier de sa compétence scientifique et nous avoir supporté pendant toute la durée du travail.

Nous tenons à remercier les membres du jury Messieurs **K. OUARI** et **H. BEKKA**, enseignants à l'université de Bejaïa pour l'honneur qu'ils nous font en acceptant de participer au jury.

Nous tenons aussi à remercier tous les membres de nos familles respectives pour leurs soutiens et leurs encouragements.

Enfin, nous remercions tous nos amis. Notamment nos copains de chambres de cité, nos amis adhérents au sein des associations, nos camarades de la promotion d'électrotechnique de l'année 2013/2014.

Et toute personne ayant apporté un plus ; de pré ou de loin ; à l'élaboration du présent travail.

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail :

- ✚ A mes chers parents qui m'ont soutenu durant toutes ces années d'études*
- ✚ A ma très cher grand-mère « Nenna Reḳia »*
- ✚ A la mémoire de mon grand-père « Jeddi Saâdi »*
- ✚ A ma sœur « Katia »*
- ✚ A mes frères « Mohamed, Kamel et Yanis »*
- ✚ A mon oncle « Morad », sa femme et ses enfants « Sara, Nassim et Lies »*
- ✚ A mes tantes « Fadila, Farida, Zakia, Ouardia, Nassima » et leurs enfants*
- ✚ A toute la famille*
- ✚ A mes amis « Hafit, Massi et Mouh » et à tous ceux qui me sont chers*
- ✚ A mon camarade et binôme « Tarek BENALI » et toute sa famille.*

Saâdi

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail :

- ✚ Aux deux précieuses personnes qui m'ont misent au monde.*
- ✚ A mon cher père, qui a su m'élever dans de bonnes circonstances.*
- ✚ A ma très très chère maman, qui m'a toujours soutenu ; j'espère te remettre avec ce modeste travail, un fruit de ton éducation.*
- ✚ A mes très chers grands-parents, paternels et maternels.*
- ✚ A ma studieuse sœur « Katia ».*
- ✚ A mon adorable petit frère « Tikinas ».*
- ✚ A mes très chères tantes, y compris leurs chères familles.*
- ✚ A toute la famille.*
- ✚ A mon camarade et binôme « Sâadi BENOUARET » et toute sa famille.*
- ✚ A mes très chers amis ou qu'ils sont : Au travail, au sein des trois associations 'GLIESE' 'ITRAN' et 'PATRIMOINE' ainsi que tous ceux qui ont contribué à ma joie et ma réussite de loin ou de près.*
- ✚ A la promotion Electrotechnique 2012/2013 et Commande 2013/2014.*
- ✚ A tous ceux qui me sont chers.*

Mais avant tous :

- ✚ Un grand pardon à tous ceux que je n'ai pas pu citer dans cette petite page, car vous resteriez toujours dans mes pensées.*
- ✚ Un très grand pardon à tous ceux que j'ai embêté pendant mes années d'études ou dans ma vie quotidienne.*

Tarek

Sommaire

Sommaire

Liste des abreviations et symboles	1
Liste des figures et tableaux	6
Introduction générale	10

Chapitre I : Etat de l'art de la conversion électromécanique

1. Introduction	12
2. Principe de Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique.....	13
3. Définition d'une éolienne.....	13
4. Constitution d'une éolienne	14
5. Zones de fonctionnement	15
7. Structures des systèmes de conversion de l'énergie éolienne.....	16
8. Différents types d'éoliennes selon l'axe de la turbine	17
8.1. Eolienne à axe vertical (VAWT)	17
8.2. Eolienne à axe horizontal (HAWT).....	17
9. Eoliennes connectées au réseau électrique.....	18
9.1. Les éoliennes à vitesse fixe.....	18
9.2. Les éoliennes à vitesse variable	19
9.2.1. Machine asynchrone à cage	20
9.2.2. Machine asynchrone à double alimentation.....	21
9.2.3. Machine synchrone	22
10. Eoliennes en fonctionnement isolé ou autonome	24
10.1. Machine asynchrone	25
10.2. Machine synchrone	26
10.2.1. Machine synchrone à rotor bobiné.....	26

10.2.2. Machines synchrones à aimants permanents	26
10.2.2.1. Structure avec redresseur à diodes	28
10.2.2.2. Structure avec redresseur à diodes et hacheur dévolteur	29
10.2.2.3. Structure avec redresseur à diodes et hacheur en pont.....	29
10.2.2.4. Structure avec redresseur à MLI	30
11. Conclusion.....	31

Chapitre II : Modélisation de la partie électromécanique

1. Introduction	32
2. Structure de la chaine à modéliser	32
3. Modélisation de la vitesse du vent	32
4. Modélisation de la partie mécanique.....	33
4.1. Modèle de la turbine	33
4.2. Modélisation de l'arbre de transmission.....	35
5. Modélisation de la partie électrique	36
5.1. Modélisation de la génératrice synchrone à aimants permanents.....	36
5.1.1. Hypothèses simplificatrices	36
5.1.2. Mise en équations de la machine synchrone à aimants permanents	37
5.1.2.1. Equations électriques et magnétiques de la machine	37
a)Ecriture des équations électriques et magnétiques dans le repère ($a b c$).....	37
b)Ecriture des équations électriques et magnétiques dans le repère de Park	39
5.1.3. Couple électromagnétique.....	41

6.	Simulation de la partie électromécanique (Turbine éolienne – GSAP).....	42
6.1.	A vide pour un profil de vent variable.....	42
6.2.	Influence de la variation de la charge sur la tension de la génératrice	43
7.	Interprétation des résultats	45
7.1.	A vide pour un profil de vent variable.....	45
7.2.	Influence de la variation de la charge sur la tension de la génératrice	46
8.	Conclusion.....	46

Chapitre III : Généralités sur le redresseur MLI

1.	Introduction	47
2.	Redresseurs MLI	47
2.1.	Structure	48
2.2.	Fonctionnement	49
3.	Etat de l’art des techniques de commande des redresseurs MLI	52
3.1.	Méthodes basées sur le vecteur tension	53
a)	Orientation du vecteur tension (Voltage Oriented Control-VOC)	53
b)	Contrôle direct en puissance (Direct power Control-DPC)	54
3.2.	Méthodes basées sur le vecteur virtuel	55
a)	Orientation du vecteur flux virtuel (Virtuel Flux Oriented Control-VFOC)	55
b)	Contrôle direct de la puissance estimée à partir du flux virtuel (Virtuel Flux Based Direct Power Control-VF_DPC)	57
3.3.	Commande directe de puissance basée sur la modulation vectorielle (DPC_SVM)	58
4.	Techniques de modulation	59

4.1. Contrôle des courants par hystérésis.....	59
4.2. Contrôle des courants par MLI.....	59
4.2.1. MLI à échantillonnage naturel	60
4.2.2. MLI symétrique.....	60
4.2.3. MLI calculée	61
4.2.4. MLI optimisée	61
4.2.5. MLI vectorielle.....	61
5. Conclusion.....	62

Chapitre IV : Commande du système

1. Introduction	63
2. Description du système	63
3. Schéma structurel de la commande.....	64
4. Stratégie de commande	64
5. Choix du référentiel.....	65
6. Schéma équivalent.....	66
7. Synthèse des correcteurs	68
7.1. Boucle de régulation des courants	68
❖ Calcul des paramètres du régulateur PI.....	69
7.2. Boucle de régulation de la tension.....	69
7.2.1. Modèle du bus continu	69
7.2.2. Synthèse du correcteur de tension.....	71
❖ Calcul des paramètres du régulateur PI.....	71
8. Simulation et interprétation des résultats	72

8.1. Cas d'un profil de vent constant	72
8.1.1. Charge constante, V_{dc} * variable.....	72
8.1.2. V_{dc} * constante, charge variable.....	75
8.2. Cas d'un profil de vent variable.....	77
8.2.1. Charge constante, V_{dc} * variable.....	78
8.2.2. V_{dc} * constante, charge variable.....	80
9. Conclusion.....	82
Conclusion générale	83
Références bibliographiques	84
Annexes	92

Liste des Symboles et Abréviations

Liste des symboles et abréviations

(a, b, c)	Indices du repère naturel triphasé	-
ΔC	Différence entre les couples turbine et machine	$N.m$
λ	Vitesse spécifique (réduite) de la turbine éolienne	rad/s
C	Capacité de filtrage du bus continu	F
C_{eol}	Couple de la turbine éolienne	$N.m$
C_{em}	Couple électromagnétique produit par la génératrice	$N.m$
C_m	Couple moment de la turbine éolienne	$N.m$
C_p	Coefficient de puissance	-
$C_p(\lambda)$	Caractéristique de la turbine éolienne	-
(d, q)	Indices du repère de Park lié au rotor	-
DC / AC	Courant Continu / Courant Alternatif	-
DPC	Direct Power Control	-
EP	Electronique de puissance	-
f	Coefficient de frottement dynamique	$N.m.s/rad$
f_m	Coefficient de frottement de la machine	$N.m.s/rad$
f_t	Coefficient de frottement de la turbine éolienne	$N.m.s/rad$
FMM	La force magnétomotrice	A
FEM	Force Electromotrice	A
$F_{v,i}(s)$	Fonction de transfert du correcteur dans le modèle IMC	-
$G_{v,i}(s)$	Fonction de transfert systèmes bouclés courant tension et courant	-
GE	Générateur électrique	-
$GADA$	Génératrice Asynchrone à Double Alimentation	-
GAS	Génératrice Asynchrone	-

<i>GSAP</i>	Génératrice Synchrone à Aimants Permanents	-
<i>GTO</i>	Gate Turn-Off Thyristor	-
<i>H</i>	Hauteur de la voilure	<i>m</i>
<i>HCC</i>	Hysteresis Current Control	-
<i>HAWT</i>	Horizontal Axe Wind Turbine	-
<i>IMC</i>	Internal Model Control	-
<i>[I]</i>	Vecteur courants statoriques	-
I_{dc}	Courant à la sortie du redresseur	<i>A</i>
I_{ch}	Courant de charge	<i>A</i>
I_c	Courant du condensateur	<i>A</i>
I_a, I_b, I_c	Courants des phases statorique dans les axes (a,b,c)	<i>A</i>
i_d, i_q	Courants dans les axes (d,q)	<i>A</i>
i_{ds}, i_{qs}	Courants du redresseur dans les axes (d,q)	<i>A</i>
i_a, i_b, i_c	Courants à l'entrée du redresseur	<i>A</i>
<i>IGBT</i>	Insulated Gate Bipolar Transistor	-
<i>J</i>	Inertie totale de l'arbre de transmission	<i>kg.m²</i>
J_t	Inertie de la turbine	<i>kg.m²</i>
J_m	Inertie de la machine	<i>kg.m²</i>
<i>Kp</i>	Coefficient Proportionnel du correcteur PI	-
<i>Ki</i>	Coefficient Intégral du correcteur PI	-
<i>L</i>	Inductance du redresseur	<i>H</i>
<i>[L]</i>	Matrice des inductances statoriques	-
L_c	Inductance cyclique	<i>H</i>
L_d	Inductance statorique directe	<i>H</i>
L_q	Inductance statorique quadratique	<i>H</i>

Liste des symboles et abréviations

L_s	Inductance d'une phase statorique	H
M	Multiplicateur de vitesse	-
M_{ab}, M_{ac}, M_{bc}	Inductances mutuelles entre deux phases du stator	H
$MPPT$	Maximum Power Point Tracking	-
MAS	Machine Asynchrone	-
$MADA$	Machine Asynchrone à Double Alimentation	-
MS	Machine Synchronne	-
$MSAP$	Machine Synchronne à Aimants Permanents	-
$MSRB$	Machine Synchronne à Rotor Bobiné	-
MLI	Modulation de Largeur d'Impulsion	-
ρ	Masse volumique de l'air	kg/m^3
p	Puissance active	W
P_{eol}	Puissance de la turbine éolienne	W
P_n	Puissance nominale de la turbine éolienne	W
p	Nombre de paires de pôles	-
$[P(\theta)]$	Matrice de la transformation de Park	-
$[P(\theta)]^{-1}$	Matrice inverse de Park	-
P_g	Puissance générée	W
P_{dc}	Puissance du bus continu	W
P_v	Puissance du vent	W
PI	Correcteur de type : Proportionnel Intégral	-
PWM	Pulse Width Modulation	-
PLL	Phase Locked Loop	-
$PMSM$	Permanent Magnet Synchronous Machine	-

Liste des symboles et abréviations

q	Puissance réactive	VAR
Ω_t	Vitesse angulaire de rotation des pales	rad/s.
$[\Phi]$	Vecteur flux statoriques	-
$\varphi_a, \varphi_b, \varphi_c$	Flux de phases statoriques dans les axes (a, b, c)	wb
$\varphi_{aa}, \varphi_{bb}, \varphi_{cc}$	Flux propre des phases statoriques (a, b, c)	wb
$\varphi_{fa}, \varphi_{fb}, \varphi_{fc}$	Flux mutuels créés par les phases a, b, c et l'inducteur	wb
φ_d, φ_q	Flux dans les axes (d, q)	wb
φ_f	Flux inducteur produit par l'aimant permanent	wb
θ	Position du rotor par rapport au stator	rad
$R_{reg}(s)$	Fonction de transfert du contrôleur PI	-
R	Rayon de la voilure	m
R	Resistance du redresseur	Ω
$[R]$	Matrice des résistances statoriques	-
R_s	Résistance de l'enroulement statorique	Ω
R_{ch}	Résistance de la charge	Ω
s	Operateur de Laplace	-
S	Surface active de la voilure	m^2
SVM	Space Vector Modulation	-
\bar{S}	Etat logiques des interrupteurs du redresseur <i>MLI</i>	-
S_a, S_b, S_c	Etats de commutation des interrupteurs du redresseur <i>MLI</i>	-
THD	Taux de distorsion harmonique	-
$T_1 T_2$	Interrupteurs du redresseur <i>MLI</i>	-
TSR	Tip-Speed Ratio	-

Liste des symboles et abréviations

$U_{S_{ab}}, U_{S_{ac}}, U_{S_{bc}}$	Tensions d'entrée entre phases du redresseur	V
U_n	Tension nominale de la GSAP	V
U_c	Tension aux bornes du condensateur	V
U_{dc}	Tension de Charge Isolée	V
UPF	Unit Power-Factor	-
V_a, V_b, V_c	Tensions de phases statoriques dans les axes (a,b,c)	V
$VAWT$	Vertical Axe Wind Turbine	-
V_{dt}	Vitesse de démarrage de la turbine éolienne	m/s
V_{ds}, V_{qs}	Tensions du redresseur dans les axes (d,q)	V
V_{rd}', V_{rq}'	Signaux de commande à la sortie du correcteur	-
V_{rd}, V_{rq}	Signaux de commande après compensation	-
V_{dc}^*	Tension de référence du bus continu	V
V_n	Vitesse du vent nominale	V
V_v	Vitesse du vent	m/s
$[V]$	Vecteur tension de phases statoriques	-
VOC	Voltage Oriented Control.	-
$VF-DPC$	Virtual Flux Direct Power Control	-
$VFOC$	Virtual Flux Oriented Control	-
ω	Pulsation électrique	rad/s
ω_v	Pulsation de coupure	rad/s
ω_i	Pulsation de coupure	rad/s

*Liste des Figures
et Tableaux*

Liste des figures et tableaux

Chapitre I : Etat de l'art de la conversion électromécanique

Figure I.1 : Principe de conversion de l'énergie dans une éolienne..... 13

Figure I.2 : Schéma d'une éolienne 13

Figure I.3 : Constitution d'une éolienne 14

Figure I.4 : Caractéristiques de la puissance en fonction de la vitesse du vent..... 15

Figure I.5 : Structure d'un système de conversion de l'énergie éolienne..... 16

Figure I.6 : Eolienne à axe vertical (de gauche a droite) : Turbine Savonius, turbine Darrieus et Darrieus en H..... 17

Figure I.7 : Eolienne à axe horizontal (En amont et en aval) 17

Figure I.8 : Système éolien basé sur une machine asynchrone à cage à vitesse fixe (connexion directe sur le réseau)..... 19

Figure I.9 : Système éolien basé sur une machine asynchrone à cage à fréquence variable 21

Figure I.10 : MADA à rotor bobiné (document "Joliet Equipement") 21

Figure I.11 : Connexion sur le réseau par l'intermédiaire de deux convertisseurs à MLI d'une machine asynchrone à double alimentation 22

Figure I.12 : Système éolien basé sur la machine synchrone à aimants permanents ... 23

Figure I.13 : Système basé sur la machine synchrone et redresseur à diodes 23

Figure I.14 : Connexion sur le réseau par l'intermédiaire de deux convertisseurs à MLI d'une machine synchrone à aimants permanents..... 24

Figure I.15 : Structure avec un générateur de puissance réactive en parallèle avec la charge 25

Figure I.16 : Stator d'une MSAP. a) structure encochée. b) structure lisse 27

Figure I.17 : Architectures schématiques des machines synchrones à champ radial (Classique) et à champ axial (Discoïde)..... 27

Figure I.18 : MSAP avec redresseur à diodes..... 29

Figure I.19 : MSAP avec un redresseur à diodes et hacheur dévolteur..... 29

Figure I.20 : MSAP avec convertisseur à diodes et hacheur en pont 30

Figure I.21 : MSAP connectée à un redresseur à MLI 30

Chapitre II : Modélisation de la partie électromécanique

Figure II.1 : Structure de la chaine de conversion éolienne 32

Figure II.2 : Dimensionnement géométrique de la voilure Savonius	34
Figure II.3 : Courbe $C_p(\lambda)$ de la voilure étudiée de type Savonius	34
Figure II.4 : Schéma du modèle dynamique de turbine éolienne	36
Figure II.5 : Schéma représentatif de la MSAP à modéliser	37
Figure II.6 : Schéma équivalent de la MSAP dans le repère (d,q)	40
Figure II.7 : Profil du vent variable	42
Figure II.8 : Allure des couples	42
Figure II.9 : Allure de la vitesse de rotation	42
Figure II.10 : Allure des tensions statoriques	43
Figure II.11 : Zoom sur les tensions statoriques	43
Figure II.12 : Profil du vent constant	43
Figure II.13 : Allure des couples	44
Figure II.14 : Allure de la vitesse de rotation	44
Figure II.15 : Allure des tensions statoriques	44
Figure II.16 : Zoom sur les tensions statoriques	44
Figure II.17 : Allure des courants statoriques	45
Figure II.18 : Zoom sur les courants	45

Chapitre III : Généralités sur le redresseur MLI

Figure III.1 : Représentation du circuit principal du redresseur à MLI	48
Figure III.2 : Schéma bloc du redresseur MLI dans le système d'axes (a, b, c)	51
Figure III.3 : Modèle du redresseur dans le système d'axes d, q	52
Figure III.4 : Schéma bloc de la VOC	54
Figure III.5 : Schéma bloc de la DPC	55
Figure III.6 : Schéma bloc de la VFOC	56
Figure III.7 : Schéma bloc de la VF_DPC	57
Figure III.8 : Schéma bloc de la DPC_SVM	58
Figure III.9 : Principe de contrôle du courant par hystérésis	59
Figure III.10 : Principe de la MLI	60
Tableau III.1 : Vecteurs tension d'état de l'onduleur	50

Chapitre IV : Commande du Système

Figure IV.1 : Structure globale du circuit de réglage	64
---	----

Figure IV.2 : Orientation du référentiel d,q	65
Figure IV.3 : Schéma équivalent de l'ensemble GSAP - Redresseur MLI suivant l'axe d	66
Figure IV.4 : Schéma équivalent de l'ensemble GSAP - Redresseur MLI suivant l'axe q	66
Figure IV.5 : Schéma équivalent à base de notre commande.....	67
Figure IV.6 : Boucle du découplage et de régulation du courant I_d	68
Figure IV.7 : Boucle du découplage et de régulation du courant I_q	68
Figure IV.8 : Boucle de régulation découplée des courants $I_{d,q}$	69
Figure IV.9 : Association Redresseur MLI – Bus Continu	70
Figure IV.10 : Boucle de régulation de la tension du bus continu	71
Figure IV.11 : Profil de vent appliqué	72
Figure IV.12 : Allures des couples	73
Figure IV.13 : Allure de la vitesse de rotation.....	73
Figure IV.14 : Allure de la tension de phase	73
Figure IV.15 : Allure de la tension redressée	73
Figure IV.16 : Allure de puissance	74
Figure IV.17 : Allure du courant de phase.....	74
Figure IV.18 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire.....	74
Figure IV.19 : Allure des couples	75
Figure IV.20 : Allure de la vitesse de rotation.....	76
Figure IV.21 : Allure de la tension de phase	76
Figure IV.22 : Allure de la tension redressée	76
Figure IV.23 : Allure de la puissance	77
Figure IV.24 : Allure du courant de phase.....	77
Figure IV.25 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire.....	77
Figure IV.26 : Profil du vent variable.....	78
Figure IV.27 : Allure des couples	78
Figure IV.28 : Allure de la vitesse de rotation.....	78
Figure IV.29 : Allure de la tension de phase	79
Figure IV.30 : Allure de la tension redressée	79
Figure IV.31 : Allure de la puissance	79
Figure IV.32 : Allure du courant de phase.....	79

Figure IV.33 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire.....	80
Figure IV.34 : Allure des couples	80
Figure IV.35 : Allure de la vitesse de rotation.....	80
Figure IV.36 : Allure de la tension de phase	81
Figure IV.37 : Allure de la tension redressée	81
Figure IV.38 : Allure de la puissance	81
Figure IV.39 : Allure du courant de phase.....	81
Figure IV.40 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire.....	82

Introduction Générale

Introduction Générale

L'énergie éolienne a connu une très forte croissance au cours de la dernière décennie grâce aux avantages qu'elle présente pour l'environnement, aux percées technologiques connexes et aux programmes d'encouragement gouvernementaux. En dehors des centrales de production de masse, les petites unités à fonctionnement autonome sont de plus en plus prisées pour l'alimentation des sites isolés.

Dans notre pays, les énergies renouvelables à leur tête l'énergie éolienne accusent un retard considérable par rapport aux autres nations voisines. Les études qui se font dans le domaine de l'éolien se comptent sur les bouts des doigts.

En effet le développement actuel dans le domaine des matériaux magnétiques a fait que l'inconvénient majeur de ces structures à savoir le prix des aimants permanents ne soit plus un obstacle pour la prolifération de leur utilisation aussi bien en site isolé que raccordé au réseau dans des systèmes puissants.

D'autre part, la machine synchrone à aimants permanents est caractérisée par un couple massique élevé, une inertie faible et de faibles inductances, ce qui lui offre des performances intéressantes et un rendement meilleur et la place comme une sérieuse concurrente pour la machine asynchrone à cage dans les systèmes isolés ainsi que pour la *MADA* dans les grands systèmes reliés au réseau.

Le but de ce travail est d'apporter une contribution à l'étude de systèmes de commande d'une éolienne; pour ce faire notre choix s'est porté sur une éolienne basée sur une génératrice synchrone à aimants permanents (*GSAP*). Ce choix est justifié par l'intérêt que la recherche consacre à ce type de structures vu qu'elles sont décrites comme étant les éoliennes de l'avenir.

Pour réaliser ce travail, nous avons scindé le plan de travail en quatre chapitres ;

Nous entamons notre travail par un premier chapitre qui traitera des généralités sur l'énergie éolienne, à commencer par quelques notions sur la conversion de l'énergie du vent en énergie électrique, pour présenter ensuite un bref

état de l'art de la conversion électromécanique où l'accent a été mis sur les structures utilisées en site autonome.

Le second chapitre est dédié à la modélisation analytique de la chaîne globale de conversion. Nous commençons par un bref modèle du vent pour ensuite donner une description détaillée de notre turbine éolienne de petite puissance, et enfin nous terminons par donner le modèle de la génératrice synchrone à aimants permanents.

Le troisième chapitre présente l'étude des aspects liés au fonctionnement, la modélisation et les techniques de commande du redresseur à *MLI* qui sera associé à la génératrice en vue de sa commande.

Enfin, le dernier chapitre est consacré à la commande du système en appliquant la technique de contrôle par orientation du flux virtuel (Virtual Flux Oriented Control ou *VFOC*). L'objectif étant de maintenir, dans des conditions de vitesse d'entraînement et de charge variables, la tension du bus continu à un niveau constant. Cette tâche sera accomplie en agissant sur des grandeurs d'entrée du convertisseur.

Pour terminer ce travail, une simulation de la chaîne globale de conversion sera présentée avec une interprétation des résultats et des perspectives envisagées pour son amélioration.

CHAPITRE I

*Etat de l'Art de la Conversion
Electromécanique*

1. Introduction

L'énergie éolienne est une source d'énergie utilisée depuis des siècles. En plus de son exploitation en mer pour faire avancer les bateaux. Ce type d'énergie a été exploité sur terre durant au moins les 3000 dernières années. En effet, des moulins à vent à axe vertical étaient déjà utilisés dans les hautes terres *Afghanes* 7 siècles A.C. pour moudre du grain. Ainsi, dans un premier temps, l'énergie cinétique du vent était uniquement transformée en énergie mécanique. C'est en 1891 que le *Danois Poul LaCour* construisit pour la première fois une turbine à vent générant de l'électricité. **[Cam 03]**.

Les énergies éoliennes deviennent de plus en plus moins onéreuses et plus rentables, ce qui entraîne un abaissement du coût de l'électricité. Economiquement, elle est présumée compétitive par rapport aux autres formes d'énergies. Autrement dit, c'est une énergie d'avenir.

Plusieurs technologies sont utilisées pour capter l'énergie du vent (capteur à axe vertical ou à axe horizontal) et les structures des capteurs sont de plus en plus performantes. Outre les caractéristiques mécaniques de l'éolienne, l'efficacité de la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique est très importante. **[Poi 03]**.

De nombreux dispositifs réalisant cette conversion existent. Ils utilisent, pour la plupart des machines asynchrones et synchrones. Les stratégies de commande de ces machines et leurs éventuelles interfaces de connexion au réseau doivent permettre de capter un maximum d'énergie sur une plage de variation de vitesse du vent la plus large possible, ceci dans le but d'améliorer la rentabilité des installations éoliennes. **[Bou 13]**.

L'objectif de ce premier chapitre est de présenter un état de l'art sur les différentes structures de chaînes utilisées dans la conversion de l'énergie éolienne. Cela doit concerner, selon le type de générateur utilisé, aussi bien les systèmes connectés au réseau électrique que les systèmes autonomes. Un intérêt particulier sera accordé à ces dernières dans le but de présenter l'architecture dans laquelle la génératrice objet de notre étude est prévue à fonctionner.

2. Principe de Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique

L'énergie cinétique du vent est captée par des pâles afin de la transformer en énergie mécanique. La transformation de cette dernière en énergie électrique est assurée par un générateur électrique (Figure I.1) de type synchrone ou asynchrone [Dav 07].

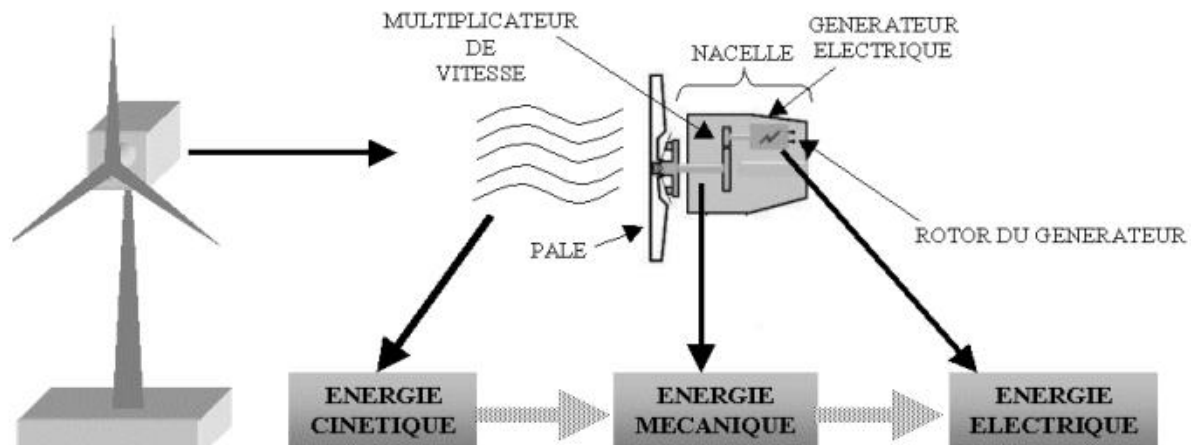


Figure I.1 : Principe de conversion de l'énergie dans une éolienne

3. Définition d'une éolienne

Une éolienne est un système qui capte l'énergie cinétique du vent et la convertit en énergie électrique. Un schéma d'une éolienne à axe horizontal est présenté dans la figure I.2 [Bou 13].

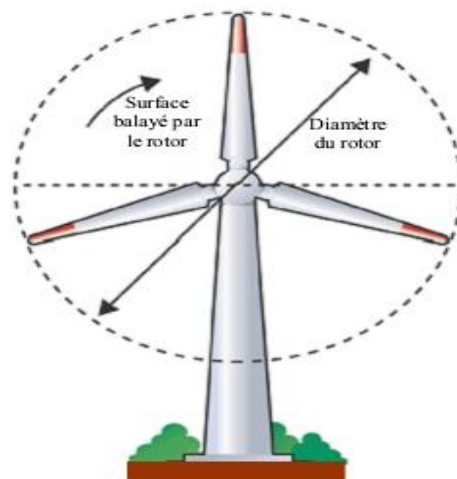


Figure I.2 : Schéma d'une éolienne

4. Constitution d'une éolienne

Une éolienne est constituée de plusieurs éléments. La figure I.3 en donne une représentation schématique [Bou 11].

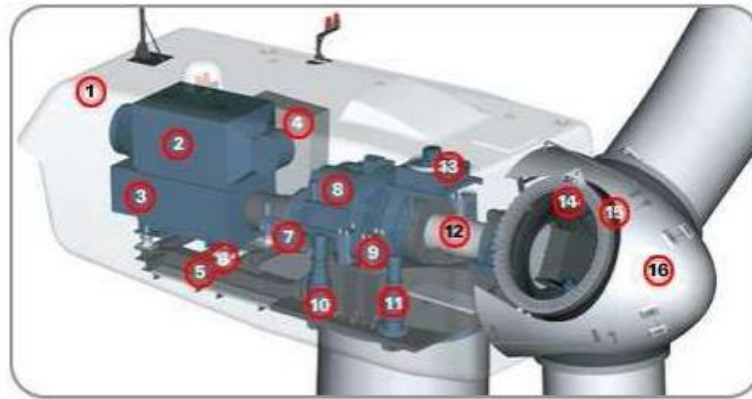


Figure I.3 : Constitution d'une éolienne

Un mat, ou tour, supporte la nacelle (1) et la turbine (16). Il est important, d'une part, qu'il soit haut du fait de l'augmentation de la vitesse du vent avec la hauteur et d'une autre, cas d'un diamètre du pôle important. Il est tubulaire et contient une échelle voir un ascenseur. La nacelle (1) partiellement insonorisée (6), (9), avec une armature métallique (5), accueille la génératrice (3) et son système de refroidissement (2), le multiplicateur de vitesse (8) et différents équipements électroniques de contrôle (4) qui permettent de commander les différents mécanismes d'orientation ainsi que le fonctionnement global de l'éolienne. Le multiplicateur de vitesse (quand il existe) comporte un arbre lent (12) supportant la turbine (16) et un arbre à grande vitesse (1000 à 2000 tours/min). Il est équipé d'un frein mécanique à disques (7), auquel est accouplé le générateur (3). Le multiplicateur de vitesse peut être pourvu d'un système de refroidissement (13) à l'huile. La turbine (16) possède trois pâles (15) qui permettent de capter l'énergie du vent et de la transférer à l'arbre lent. Un système électromécanique (14) permet généralement d'orienter les pâles et de contrôler ainsi le couple de la turbine et de réguler sa vitesse de rotation. Les pâles fournissent également un frein aérodynamique par « mise en drapeau » ou seulement par rotation de leurs extrémités. Un mécanisme utilisant des servomoteurs électriques (10), (11) permet d'orienter la nacelle face au vent. Un anémomètre et une girouette situés sur le toit de la nacelle fournissent les données nécessaires au système de contrôle pour orienter l'éolienne et la déclencher ou l'arrêter selon la vitesse du vent.

5. Zones de fonctionnement

Une Eolienne est conçue et dimensionnée pour fournir une puissance nominale P_n à partir d'une vitesse de vent nominale V_n . Au-delà de cette vitesse, la turbine doit modifier ses paramètres aérodynamiques, pour que la puissance récupérée par la turbine ne dépasse pas la puissance nominale pour laquelle l'éolienne a été conçue. La figure I.4 [Bel 10] donne la courbe de puissance d'une éolienne en fonction de la vitesse du vent. Après une partie (A) où aucune puissance n'est délivrée pour des vitesses du vent inférieures à la vitesse de démarrage V_{dt} une section de fonctionnement normal existe. Si on extrait alors la puissance maximale de la turbine (MPPT : *Maximum Power Point Tracking*) celle-ci évolue alors selon le cube de la vitesse du vent (B). Quand la puissance nominale P_n est atteinte, elle doit être limitée (C). Au-delà d'une certaine limite de vitesse du vent, la turbine doit être arrêtée [Bou 11].

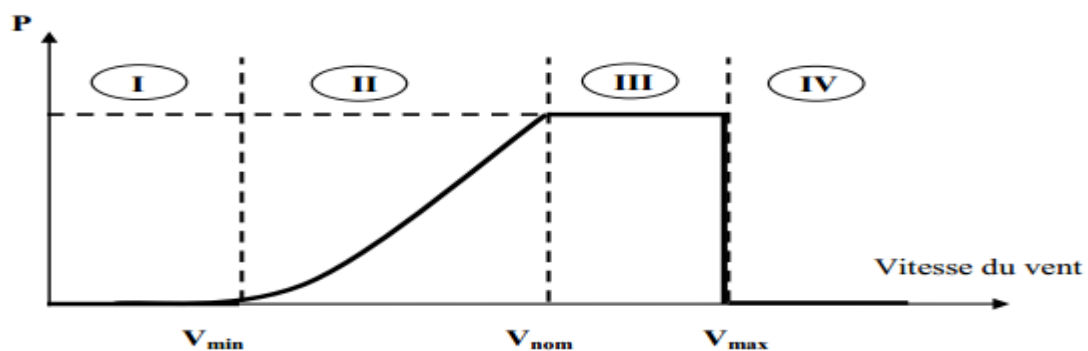


Figure I.4 : Caractéristiques de la puissance en fonction de la vitesse du vent

6. Systèmes de régulation

Trois systèmes de régulation existent; un système passif (aérodynamique), système actif (vérins hydrauliques) ou un système mixte (active stall). Ils permettent d'orienter les pâles pour réguler la vitesse de rotation (prise de vent).

La régulation active par vérins hydrauliques, dite aussi "pitch control", consiste à faire varier l'angle de calage des pâles par un module. Le calage des pâles est commandé par un vérin hydraulique alimenté par une centrale hydraulique.

Dans le cas de la régulation aérodynamique passive, appelée aussi "stall control", la limitation de la puissance maximale de fonctionnement est assurée d'une manière passive par la géométrie de la pale.

Un dernier type de régulation vise à utiliser les atouts de la régulation passive et de la régulation active afin de contrôler de manière plus précise la production

d'électricité. Ce système est dit à régulation active par décrochage aérodynamique, "active stall". On l'utilise pour les éoliennes de fortes puissances. [Idj 10].

7. Structures des systèmes de conversion de l'énergie éolienne

Les principaux composants d'un système de conversion de l'énergie éolienne, sont [Idj 05]:

- ✓ Une turbine éolienne, avec ses annexes mécaniques (régulation, sécurité, réduction), qui lorsqu'elle est exposée à un vent de vitesse V , tourne à la vitesse Ω et fournit sur son arbre un couple de moment C_m ;
- ✓ Un multiplicateur de vitesse dont le rôle principal est d'adapter la vitesse de rotation de la turbine à celle de la génératrice et sa présence induit des problèmes de vibrations, de bruits et de coûts de maintenance ;
- ✓ Un générateur électrique qui transforme l'énergie éolienne en énergie électrique ;
- ✓ Une charge ou une utilisation, qui reçoit cette énergie électrique. Celle-ci peut être une résistance (chauffage électrique), un moteur, une pompe, un réseau distribution d'énergie électrique. Selon la nature de cette charge, les exigences sur le dimensionnement de l'énergie électrique utilisée sont très différentes ;
- ✓ Un dispositif d'interconnexion. Il s'agit d'un convertisseur qui est en général placé entre le générateur électrique et la charge qui adapte la forme de l'énergie électrique fournie par le générateur à ce qu'exige la charge ;
- ✓ Un système de commande et de régulation qui assure la conversion optimale en régime stationnaire et éventuellement en régime dynamique.

La figure I.5 représente un système de conversion de l'énergie éolienne relié au réseau dans sa structure la plus simple [Tam 10].

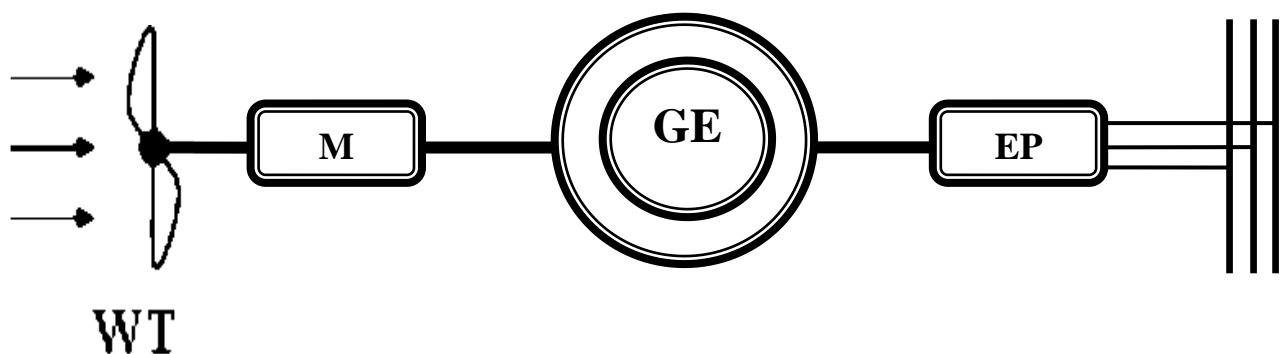


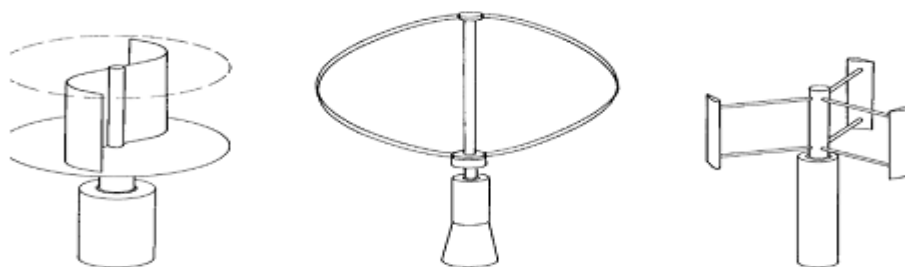
Figure I.5 : Structure d'un système de conversion de l'énergie éolienne

8. Différents types d'éoliennes selon l'axe de la turbine

Les éoliennes sont classées suivant la disposition géométrique de l'arbre sur lequel est montée la turbine. Les solutions techniques permettant de recueillir l'énergie du vent sont très variées. Deux familles de voilures existent : les aérogénérateurs à axe vertical (*VAWT*) et à axe horizontal (*HAWT*).

8.1. Eolienne à axe vertical (VAWT)

Elles sont très peu mises en jeu de nos jours car elles sont moins performantes que celles à axe horizontal. Elles fonctionnent selon le même principe que les roues hydrauliques [Bou 11].



*Figure I.6 : Eolienne à axe vertical (de gauche à droite) :
Turbine Savonius, turbine Darrieus et Darrieus en H*

8.2. Eolienne à axe horizontal (HAWT)

Une turbine à axe de rotation horizontal demeure face au vent, comme les hélices des avions et des moulins à vent. Elle est fixée au sommet d'une tour, ce qui lui permet de capter une quantité plus importante d'énergie éolienne. Les éoliennes à axe horizontal sont dites en « amont » (*Up-Wind*) ou en « aval » (*Down-Wind*). La figure I.7 montre les deux types mentionnés [Bou 11].

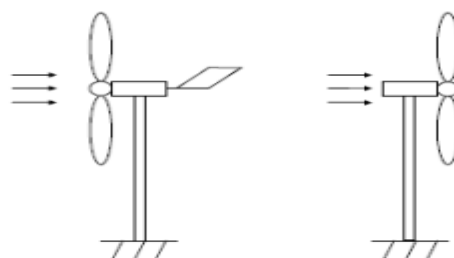


Figure I.7 : Eolienne à axe horizontal (En amont et en aval)

Quelles soient à axe vertical ou horizontal, les éoliennes sont classées en trois catégories selon leur puissance nominale [Poi 03] :

- ✓ Les éoliennes de petite puissance : moins de 40 kW ;
- ✓ Les éoliennes de moyenne puissance : de 40 kW à quelques centaines de kW ;
- ✓ Les éoliennes de grande puissance : 1 MW et plus.

9. Eoliennes connectées au réseau électrique

Aujourd'hui, on peut recenser deux types d'éoliennes raccordées sur les réseaux électriques : les éoliennes à vitesse fixe constituées d'une machine asynchrone à cage d'écureuil et les éoliennes à vitesse variable constituées d'une machine asynchrone à double alimentation (MADA) ou d'une machine synchrone à aimants permanents (MSAP). Ces dernières (MADA et MSAP) sont principalement installées afin d'augmenter la puissance extraite du vent ainsi que pour leurs capacités de réglage [Dav 07].

9.1. Les éoliennes à vitesse fixe

Ce mode de fonctionnement concerne principalement les éoliennes dont la vitesse de rotation est régulée par orientation des pâles (pitch control). Généralement, ces éoliennes reposent sur l'utilisation d'une machine asynchrone à cage d'écureuil reliée directement à un réseau d'énergie puissant qui impose sa fréquence (50Hz) aux grandeurs statoriques [Dav 07]. Pour assurer un fonctionnement en générateur, ce système d'orientation des pâles, maintient la vitesse de la machine, entraînée au travers d'un multiplicateur de vitesse, constante avec un glissement négatif, généralement de 2% [Bou13].

Ce type de convertisseurs électromécaniques est toutefois consommateur d'énergie réactive nécessaire à la magnétisation du rotor de la machine, ce qui détériore le facteur de puissance global du réseau. Celui-ci peut, toutefois, être amélioré par l'adjonction de capacités comme représentée sur la figure I.8 [Idj 10].

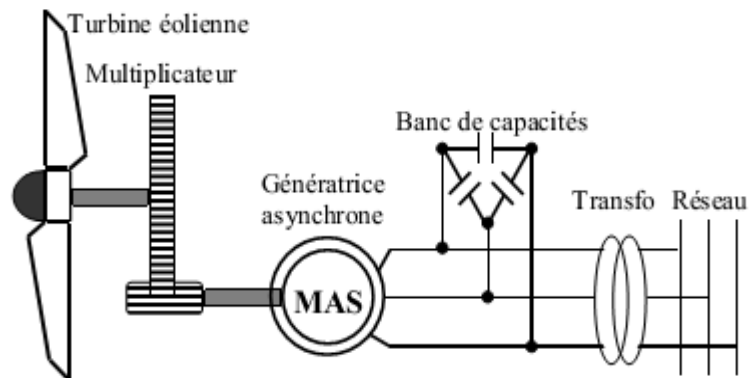


Figure I.8 : Système éolien basé sur une machine asynchrone à cage à vitesse fixe (connexion directe sur le réseau)

Ces dernières deviennent la seule source de puissance réactive, dans le cas d'un fonctionnement autonome de l'éolienne [Poi 03].

Les avantages des éoliennes à vitesse fixe utilisant des MAS à cage d'écoreuil peuvent se résumer dans les points suivants [Cam 03] :

- ✓ Système électrique simple ;
- ✓ Grande fiabilité ;
- ✓ Peu de probabilité d'excitation des fréquences de résonance des éléments de l'éolienne ;
- ✓ Pas besoin de système d'électronique de commande ;
- ✓ Prix réduit.

Leurs inconvénients majeurs résident en [Cam 03]:

- ✓ Une puissance extraite non optimale: ce type d'éoliennes n'offre quasiment pas de possibilité de réglage de la puissance générée;
- ✓ L'absence de gestion de l'énergie réactive par le générateur asynchrone : La connexion directe au réseau d'une génératrice asynchrone nécessite l'ajout de bancs de condensateurs afin de limiter la puissance réactive appelée à ce réseau.

9.2. Les éoliennes à vitesse variable

Malgré sa simplicité, le système de fonctionnement à vitesse fixe peut être bruyant, à cause de la modification des caractéristiques aérodynamiques dues à l'orientation des pâles, et limite la plage de vitesses de vent exploitable. Ces deux principaux inconvénients peuvent, en grande partie, être levés grâce à un

fonctionnement à vitesse variable qui permet, alors, de maximiser la puissance extraite du vent. [Idj 10].

Les avantages de cette configuration sont [Cam 03] :

- ✓ Augmentation du rendement énergétique;
- ✓ Réduction des oscillations de couple dans le train de puissance;
- ✓ Réduction des efforts subis par le multiplicateur de vitesse et les autres parties mécaniques;
- ✓ Génération d'une puissance électrique d'une meilleure qualité.

Cependant, la nécessité d'insertion de convertisseurs de puissance « complexes » demeure son principal inconvénient, mais contrairement aux dispositifs à vitesse fixe qui utilisent presque exclusivement des génératrices asynchrones à cage, les aérogénérateurs à vitesse variable peuvent mettre en œuvre d'autres convertisseurs électromécaniques.

Dans ce qui suit, nous exposons brièvement les quelques structures les plus utilisées dans ce mode de fonctionnement, connecté au réseau électrique.

9.2.1. Machine asynchrone à cage

Il y a encore quelques années, toutes les éoliennes fonctionnaient, pratiquement, à vitesse fixe. Avec l'amélioration de la qualité des composants de l'électronique de puissance et la baisse des coûts de ces éléments, les éoliennes à vitesse variable sont de plus en plus utilisées. Le fonctionnement à vitesse variable qui permet, en outre, de maximiser la puissance extraite du vent, peut éliminer les inconvénients des systèmes à vitesse fixe cités précédemment. Cela peut être réalisé par l'insertion, entre la génératrice et le réseau, d'une interface d'électronique de puissance, classiquement constituée de deux convertisseurs à *MLI* (un redresseur et un onduleur) connectés par l'intermédiaire d'un étage à tension continu.

La machine asynchrone à cage peut être utilisée en fonctionnement à vitesse variable en introduisant une interface de puissance qui adapte la fréquence des courants du générateur à celle du réseau. Autrement dit, cela permet de réaliser un découplage entre la fréquence du réseau électrique et la vitesse de rotation de la machine (Figure I.9) [Bou 13].

Les différents inconvénients de ce système sont le coût, la fiabilité de l'électronique de puissance et les pertes dans les convertisseurs de puissance. Ces convertisseurs sont dimensionnés pour 100% de la puissance nominale de la génératrice, ceci augmente significativement le coût de l'installation et les pertes.

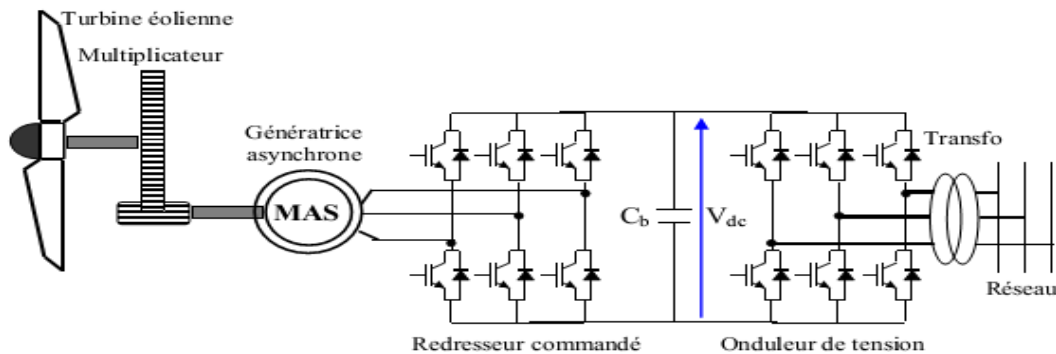


Figure I.9 : Système éolien basé sur une machine asynchrone à cage à fréquence variable

Une étude économique approfondie est nécessaire avant d'adopter ce type d'installation [Che 10].

9.2.2. Machine asynchrone à double alimentation

La machine asynchrone à double alimentation (MADA) à rotor bobiné présente un stator triphasé identique à celui des machines asynchrones classiques et un rotor contenant également un bobinage triphasé accessible par trois bagues munies de contacts glissants, ce qui diminue légèrement leur robustesse [Idj 10].

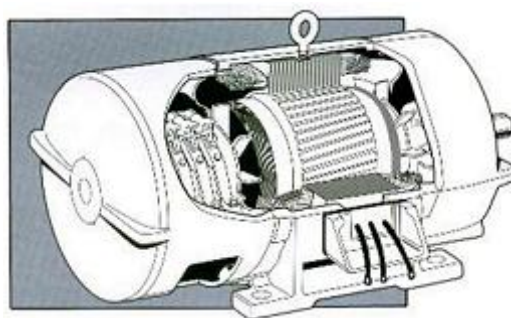


Figure I.10 : MADA à rotor bobiné (document "Joliet Equipement")

Avec les machines synchrones, c'est actuellement l'une des deux solutions concurrentes en éolien à vitesse variable. Dans cette configuration le stator de la machine asynchrone à double alimentation est connecté directement au réseau et le convertisseur de puissance se trouve sur le circuit rotorique.

La commande du redresseur permet de contrôler le fonctionnement de la génératrice en imposant la tension des enroulements rotoriques. La commande de l'onduleur permet de maintenir la tension du bus constante [Bel 08].

En général, le dimensionnement de la chaîne rotorique se limite à 25% de la puissance nominale du stator de la machine électrique, ce qui suffit à assurer une variation sur 30% de la plage de vitesse. Ceci constitue le principal avantage de cette structure. Par contre son inconvénient majeur est lié aux interactions avec le réseau, en particulier les surintensités engendrées par des creux de tension du réseau [Abd 07].

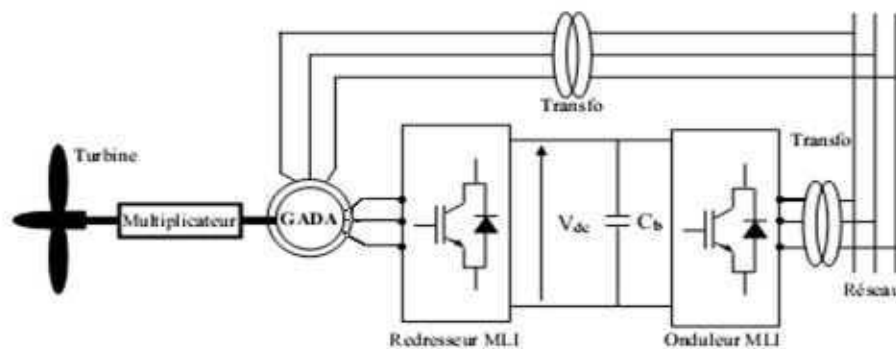


Figure I.11 : Connexion sur le réseau par l'intermédiaire de deux convertisseurs à MLI d'une machine asynchrone à double alimentation

9.2.3. Machine synchrone

Les machines asynchrones présentent le défaut d'imposer la présence d'un multiplicateur de vitesse. Elles sont en effet bien adaptées à des vitesses de rotation relativement importantes et un couple insuffisant pour un couplage mécanique direct sur les voilures éoliennes. Par contre, les machines synchrones sont connues pour offrir des couples très importants à dimensions géométriques convenables. Elles peuvent donc être utilisées en entraînement direct sur les turbines éoliennes lorsqu'elles ont un très grand nombre de pôles. Leur fréquence étant alors incompatible avec celle du réseau, le convertisseur de fréquence s'impose naturellement. C'est pourquoi les machines à entraînement direct sont toutes à vitesse variable [Bou 13].

Les génératrices synchrones à entraînement direct sont encore peu nombreuses. Le principal fabricant est *Enercon* (plusieurs milliers de machines de 300 kW, 600 kW, 1 MW et 1.8 MW sont déjà en service). L'inducteur (rotor) est bobiné nécessite un système bagues lisses-balais ou un système à diodes tournantes

sans contact (comme dans les « alternateurs classiques » de production) pour amener le courant continu. Le courant d'excitation constitue un paramètre de réglage qui peut être utile pour l'optimisation énergétique, en plus du courant d'induit réglé par l'onduleur *MLI* [Abd 07].

Le développement des matériaux magnétiques a permis la construction de machines synchrones à aimants permanents à des coûts qui deviennent compétitifs. Les machines de ce type sont à grand nombre de pôles et permettent de développer des couples mécaniques considérables. Il existe plusieurs concepts de machines synchrones à aimants permanents dédiées aux applications éoliennes, des machines de construction standard (aimantation radiale) aux génératrices discoïdes (champs axial), ou encore à rotor extérieur [Mir 05].

On trouve également des machines synchrones « rapides » associées à un multiplicateur de vitesse, comme chez le constructeur *Made* (gamme au-delà de 800 kW). Ces machines fonctionnent à vitesse variable. Elles débitent sur un redresseur à diodes, puis la tension continue est convertie à travers un onduleur *MLI* pour être compatible avec le réseau auquel elles sont connectées comme le montrent les figures I.12 et I.13 [Abd 07].

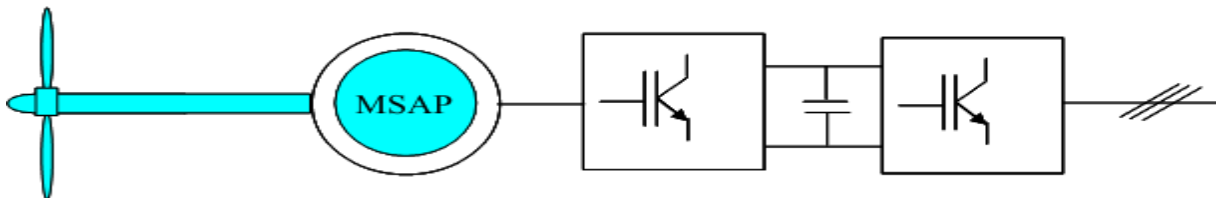


Figure I.12 : Système éolien basé sur la machine synchrone à aimants permanents

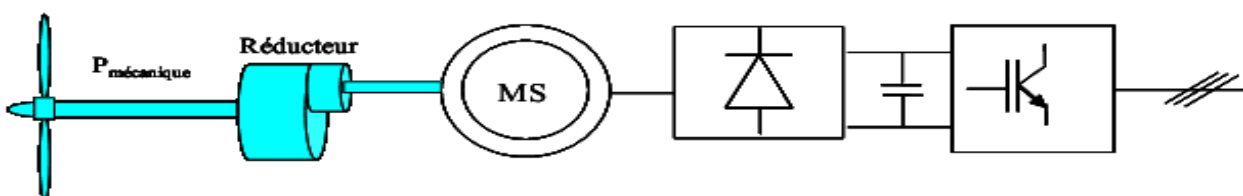


Figure I.13 : Système basé sur la machine synchrone et redresseur à diodes

Comme dans le cas des machines asynchrones à cage, l'interface entre la génératrice et le réseau est généralement constituée d'un redresseur et un onduleur. La solution la plus intéressante consiste à coupler le stator de la génératrice

synchrone à aimants permanents à travers deux convertisseurs à *MLI* triphasés, l'un en mode redresseur, l'autre en mode onduleur, connectés au réseau (Figure I.14) [Bou 13].

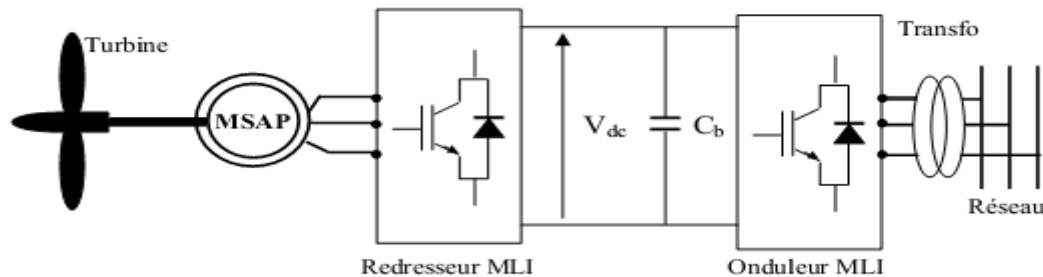


Figure I.14 : Connexion sur le réseau par l'intermédiaire de deux convertisseurs à MLI d'une machine synchrone à aimants permanents

10. Eoliennes en fonctionnement isolé ou autonome

Dans la plupart des régions isolées et ventées, l'énergie éolienne constitue la principale source potentielle d'énergie électrique. La baisse continue des prix des aérogénérateurs et les développements technologiques de l'électronique de puissance, conjugués aux incitations gouvernementales, conduisent à une utilisation d'éoliennes autonomes de plus en plus courante dans ces régions isolées. La variabilité et les fluctuations des ressources (vent) ainsi que les fluctuations de la charge selon les périodes annuelles ou journalières, qui ne sont pas forcément corrélées avec les ressources, constituent encore des limitations à une exploitation plus large [Idj 10].

Les générateurs synchrones utilisés dans le domaine éolien, sont bien plus chers que les générateurs à induction de la même taille. Certaines variantes de ces machines peuvent fonctionner à de faibles vitesses de rotation et donc être directement couplées à l'aéroturbine. Elles permettent ainsi de se passer du multiplicateur, élément présent sur la plupart des aérogénérateurs et demandant un important travail de maintenance [Cam 03].

Dans ce qui suit, nous présenterons les différentes solutions de conversion d'énergies éoliennes utilisées dans les systèmes autonomes.

10.1. Machine asynchrone

La machine asynchrone à cage reste sans conteste celle qui est la plus largement répandue pour des applications en conversion éolienne autonome ou isolée et ce pour des raisons de robustesse et de prix. En effet, cette structure est démunie de contacts électriques par balais-collecteurs et d'aimants permanents ce qui lui confère une robustesse et une longévité sans égales et également un coût d'achat et d'entretien bien inférieur à celui d'un alternateur d'une même puissance. Enfin, elle est très tolérante à des régimes extrêmes de fonctionnement (survitesses, surcharges ... etc) [Idj 10].

Toutefois, la machine asynchrone à cage d'écurueil nécessite l'apport de la puissance réactive pour assurer la magnétisation de son rotor. Différentes solutions sont adoptées en pratique pour surmonter ce problème, utilisation d'un dispositif passif à base de capacité, tel qu'il est montré par la structure de la figure I.15 [Mur 96], [Shr 95], [Tou 99].

Lors de variations de charge ou de vitesse du vent, l'utilisation d'un banc de capacités fixe ne permet pas de maintenir l'amplitude et la fréquence de la tension délivrée constantes. On ajoute souvent un dispositif de compensation constitué de capacités en série avec la charge. Mais la solution la plus efficace est l'utilisation d'un convertisseur statique. Une variante d'une telle structure est montrée sur la figure I.15 [Bou13].

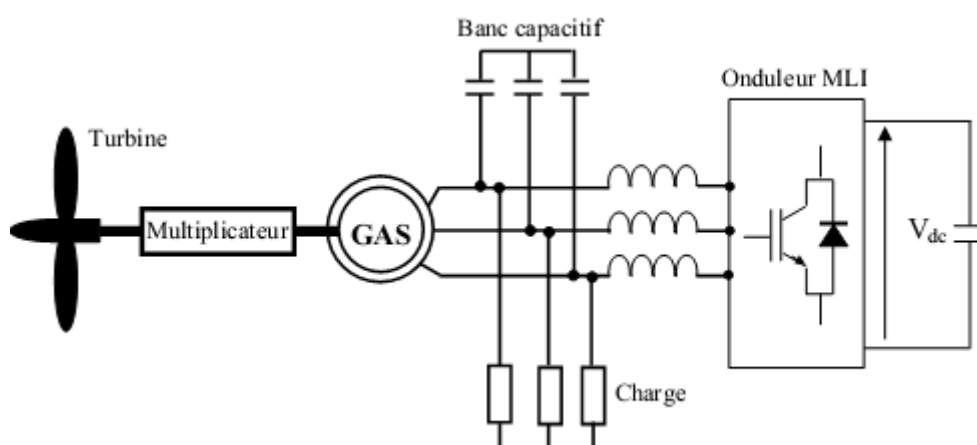


Figure I.15 : Structure avec un générateur de puissance réactive en parallèle avec la charge

10.2. Machine synchrone

Les systèmes éoliens dans les applications isolées et autonomes sont généralement conçus pour répondre à un besoin énergétique allant du simple éclairage à l'électrification complète des villages. Les générateurs synchrones sont largement utilisés dans ce domaine, en égale à leurs nombreux avantages, entre autres la possibilité de s'affranchir du multiplicateur de vitesse.

Dans ce qui suit, de brèves introductions et structures seront données, sur toutes les dérivées des machines synchrones, que ça soit à rotor bobine ou à aimants permanents.

10.2.1. Machine synchrone à rotor bobiné

Dans une machine synchrone classique utilisée en alternateur, le champ créé par la rotation du rotor doit tourner à la même vitesse que le champ statorique. Ainsi, si l'alternateur est connecté au réseau, sa vitesse de rotation doit être rigoureusement un sous-multiple de la pulsation des courants statoriques.

L'adaptation de cette machine à un système éolien pose des problèmes pour maintenir la vitesse de rotation de l'éolienne strictement fixe et pour synchroniser la machine avec le réseau lors des phases de connexion. Pour ces raisons, on place systématiquement une interface d'électronique de puissance entre le stator de la machine et le réseau ce qui permet d'autoriser un fonctionnement à vitesse variable dans une large plage de variation [Poi 03].

Par ailleurs, Ce type de machines fait appel, le plus souvent, à une excitation au niveau de l'inducteur ce qui nécessite la présence d'une alimentation pour ce dernier. Par conséquent, les sites isolés ne sont adaptés à ces génératrices qu'en présence d'une batterie ou d'une source de tension indépendante [Idj 10].

10.2.2. Machines synchrones à aimants permanents

Pour des raisons de compacité et de rendement, des génératrices synchrones à aimants permanents apparaissent (*Jeumont Industrie, 750 kW*) et devraient prendre une place croissante dans les prochaines années [Abd 07].

Les aimants permanents sont des matériaux magnétiques durs qui ont la particularité d'avoir une bonne résistance à la désaimantation [Tam 10]. Conçus principalement pour transporter de manière rapide et économique des charges ferromagnétiques ; les utilisations majeurs se retrouvent surtout dans le domaine de l'énergie éolienne, la propulsion marine et les automobiles [Abd 08].

Comme toutes les machines tournantes, la MSAP est composée essentiellement d'un stator appelé induit et d'un rotor qui est l'inducteur. Le stator est composé de trois enroulements identiques décalés de 120° dans l'espace (Figure I.16). Les MSAP à flux axial ou à flux radial possèdent la même architecture [Abd 08].

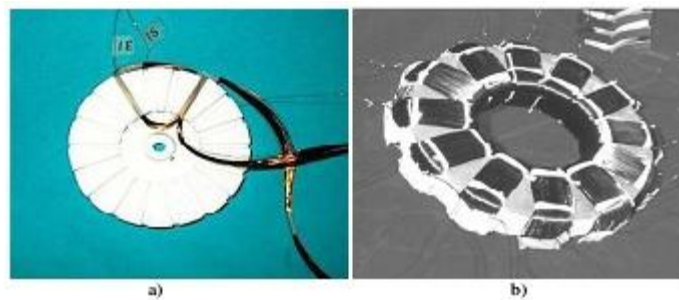


Figure I.16 : Stator d'une MSAP. a) structure encochée. b) structure lisse

Les structures du rotor sont très diverses. Du point de vue mécanique, les machines électriques tournantes (précisément les MSAP) peuvent être distinguées par leur entrefer [Tam 10] :

- ✓ Machine à entrefer radial (cycliquement classique), (Figure I.17-a).
- ✓ Machine à entrefer axial (discoïde), (Figure I.17-b).

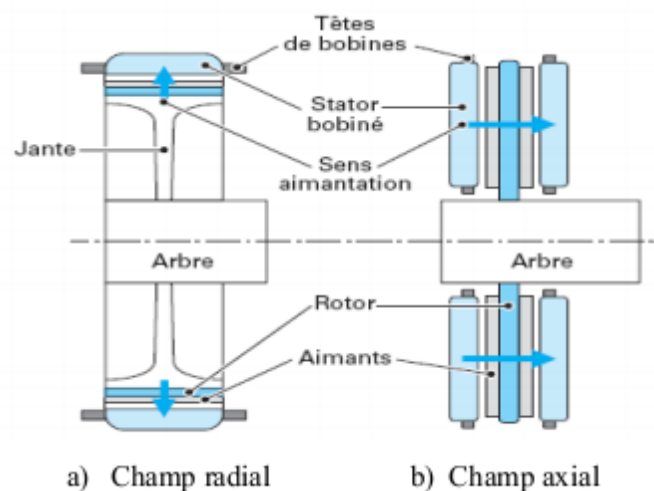


Figure I.17 : Architectures schématiques des machines synchrones à champ radial (Classique) et à champ axial (Discoïde)

La MSAP représente beaucoup d'avantages qui peuvent nous pousser à l'utiliser dans le domaine de la conversion de l'énergie :

- ✓ Bon couple massique et faible inertie ;
- ✓ Construction et maintenance plus simple ;
- ✓ Facteur de puissance et rendement élevé par rapport à ceux des machines asynchrones ;
- ✓ Meilleures performances dynamiques ;
- ✓ Pas de pertes résistives au rotor et donc pas d'équipements de refroidissements.

Comme elle souffre aussi de quelques inconvénients, qui ne doivent pas être négligés, tels que :

- ✓ Dégradation des performances avec l'augmentation de la température ;
- ✓ Coût élevé à cause du prix des aimants permanents ;
- ✓ Possibilité de démagnétisation des aimants [**Tam 10**].

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 [**Idj 10**].

Différentes structures de machines synchrones à aimants permanents alimentant des charges autonomes à travers des dispositifs d'électronique de puissance existent. Nous allons en donner une présentation succincte ci-dessous.

10.2.2.1. Structure avec redresseur à diodes

Cette configuration est la plus simple et trouve ses applications dans le cas de très petites puissances. Elle est basée sur l'association directe d'une batterie en aval du pont redresseur à diodes, comme illustré sur la figure I.18 [**Idj 10**]. 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 [**Mir 05**].

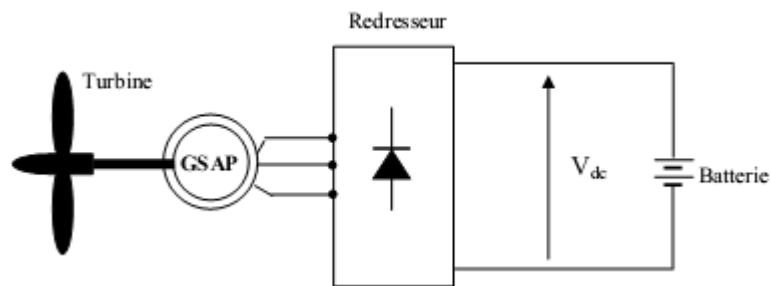


Figure I.18 : MSAP avec redresseur à diodes

10.2.2.2. Structure avec redresseur à diodes et hacheur dévolteur

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 [Idj 10]. 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 ne permet 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 [Mir05], [Sch 03].

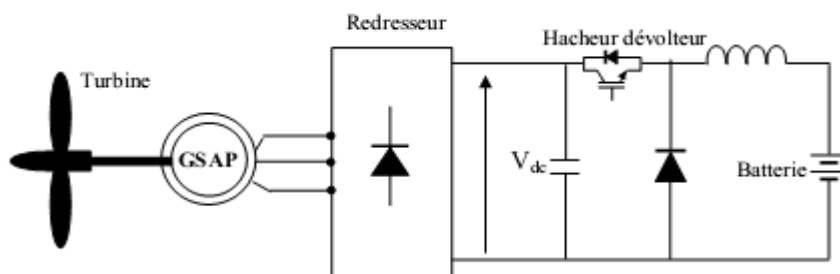


Figure I.19 : MSAP avec un redresseur à diodes et hacheur dévolteur

10.2.2.3. Structure avec redresseur à diodes et hacheur en pont

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 $T2$ [Idj 10]. 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 [Mir 05].

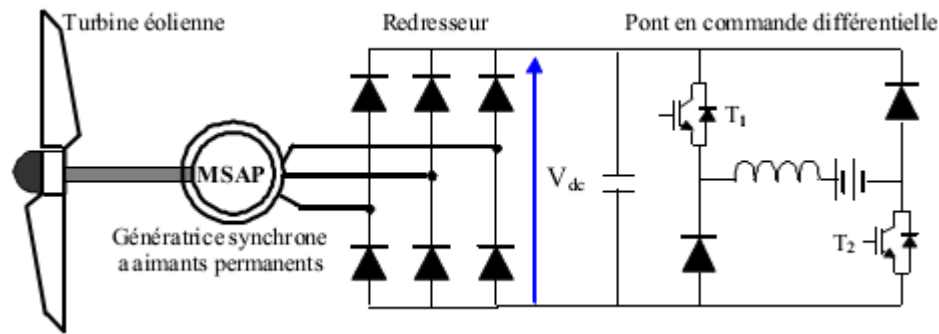


Figure I.20 : MSAP avec convertisseur à diodes et hacheur en pont

10.2.2.4. Structure avec redresseur à MLI

La configuration de référence est évidemment celle mettant en œuvre un redresseur triphasé à *MLI*. Dans le cas du montage de la figure I.21, 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. 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 [Idj 10].

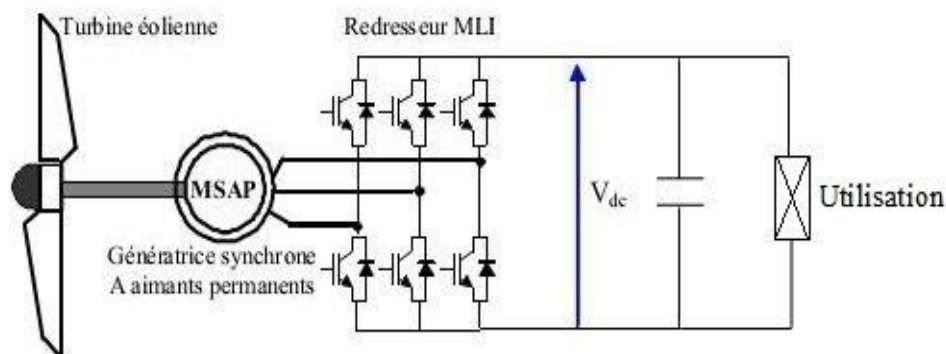


Figure I.21 : MSAP connectée à un redresseur à MLI

C'est la structure retenue pour notre étude. Le générateur éolien est constitué d'une turbine éolienne couplée directement ou par l'intermédiaire d'un multiplicateur de vitesse, à une génératrice synchrone à aimants permanents raccordée à un bus continu par l'intermédiaire d'un convertisseur de puissance à *MLI*. Plusieurs travaux ont montré que cette structure pourrait être efficace du point de vue énergétique. Dans notre travail, nous tacherons d'élaborer une commande ayant pour but maintenir la tension V_{dc} à un niveau constant lorsque la vitesse d'entraînement et la charge sont variables.

11. Conclusion

Dans cette partie, nous avons donné une brève description des différentes chaînes de conversion de l'énergie éolienne. Nous avons, tout d'abord, introduit quelques notions sur la conversion électromécanique de cette énergie pour passer ensuite à la présentation des différentes architectures de conversion. La génératrice synchrone, objet de notre étude, est dédiée pour une utilisation en conversion de l'énergie éolienne sur site isolé, un accent particulier a été mis sur les structures usitées dans ce cadre. Ceci nous a permis de présenter le système dans lequel la machine est destinée à fonctionner.

Les études qui seront présentées ultérieurement ont pour objet la commande de la génératrice en vue d'alimenter une charge électrique en énergie de bonne qualité et assurer un fonctionnement fiable et sûr, en présence des perturbations induites par les conditions de fonctionnement, à savoir les variations de la vitesse d'entraînement et de la charge. La réalisation de ces différents objectifs passe par une étape incontournable qui consiste à élaborer un modèle pour les différents éléments de cette structure, objet des études qui seront présentées dans les chapitres suivants.

CHAPITRE II

*Modélisation de la Partie
Électromécanique*

1. Introduction

Après avoir présenté les différents types d'éolienne, et le principe de conversion d'énergie éolienne, nous nous attachons dans ce chapitre à modéliser les éléments de la partie électromécanique de la chaîne de conversion constituée d'une turbine éolienne et d'une génératrice synchrone à aimants permanents.

Les modèles qui seront présentés dans ce chapitre, ont pour finalité la simulation comportementale du notre système sur la plan électrique et énergétique, à vide et en charge.

2. Structure de la chaîne à modéliser

Notre système de conversion d'énergie éolienne est composé d'une turbine éolienne ayant une caractéristique qui lui est propre ($C_p(\lambda)$) et qui dépend des paramètres de construction, cette turbine est raccordée à une génératrice synchrone à aimants permanents à attaque indirecte (avec multiplicateur de vitesse) raccordée à un bus continu par l'intermédiaire d'un convertisseur de puissance MLI qui débite sur une charge R_{ch} .

Ces trois derniers éléments (charge, convertisseur MLI, bus continu) seront modélisés dans le chapitre suivant.

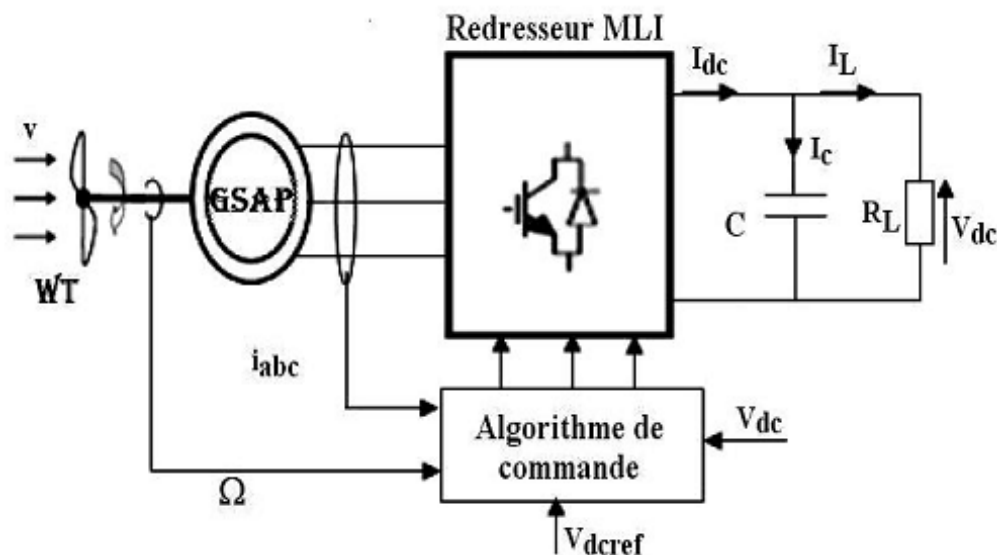


Figure II.1 : Structure de la chaîne de conversion éolienne

3. Modélisation de la vitesse du vent

Les propriétés dynamiques du vent sont capitales pour l'étude de l'ensemble du système de conversion d'énergie, car la puissance éolienne dans les conditions optimales, évolue au cube de la vitesse du vent.

La vitesse du vent est un vecteur tridimensionnel. Néanmoins, la direction du vecteur de vitesse du vent dans l'axe vertical n'a pas d'importance du point de vue de la voilure éolienne car elle n'est pas vue par sa surface active.

Les voilures à axe vertical sont dépourvues de tout dispositif d'orientation des pales (la surface active est toujours en face du vent), alors le modèle comportemental du vent peut être simplifié considérablement.

La vitesse du vent peut être donc modélisée comme une fonction scalaire qui évolue dans le temps [Abd 07].

$$V_v = f(t) \quad (\text{II.1})$$

4. Modélisation de la partie mécanique

La turbine éolienne est l'élément déterminant pour toute la chaîne de conversion d'énergie, ses propriétés dont sa courbe caractéristique $C_p(\lambda)$, ses dimensions géométriques, sont à base de tout dimensionnement électromécanique, du choix des structures des convertisseurs et des stratégies de commande.

Sur ses bases on se propose, dans notre étude, de modéliser la voilure éolienne à axe vertical de type *Savonius*.

4.1. Modèle de la turbine

La turbine éolienne est un dispositif qui transforme l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. A partir de l'énergie cinétique des particules de la masse d'air en mouvement passant par la section de la surface active S de la voilure, la puissance de la masse d'air qui traverse la surface équivalente à la surface active S de l'éolienne est donnée par :

$$P_v = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot S \cdot V_v^3 \quad (\text{II.2})$$

Où: ρ représente la masse volumique de l'air (kg/m^3), V_v la vitesse du vent (m/s), S la surface utile traversée par le vent ; cette dernière a été remplacée par les dimensions géométriques de la voilure selon la figure II.2.

$$S = 2R \times H \quad (\text{II.3})$$

Où: R représente le rayon de la voilure (m) et H sa hauteur (m).

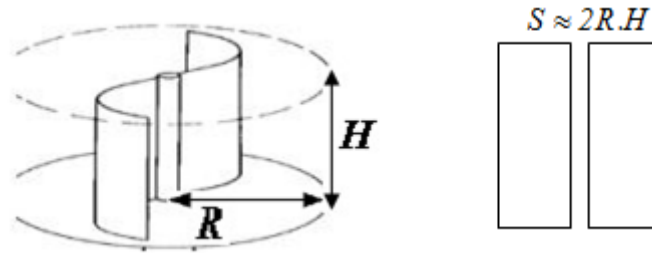


Figure II.2 : Dimensionnement géométrique de la voilure Savonius

Pour décrire la vitesse de fonctionnement d'une éolienne, on utilise la vitesse réduite (spécifique) λ qui est le rapport de la vitesse linéaire en bout des pales de la turbine ramenée à la vitesse de vent, soit :

$$\lambda = \frac{R \times \Omega_t}{V_v} \quad (\text{II.4})$$

Avec: Ω_t la vitesse angulaire de rotation des pâles (*rad/s*).

En utilisant le coefficient de puissance $C_p(\lambda)$, la puissance éolienne est calculée ainsi :

$$P_{eol} = \frac{1}{2} \cdot C_p(\lambda) \times \rho \times S \times V_v^3 \quad (\text{II.5})$$

L'équation analytique du C_p en fonction de λ résultant de l'interpolation est:

$$C_p(\lambda) = -0.2121\lambda^3 + 0.0856\lambda^2 + 0.2539\lambda \quad (\text{II.6})$$

La figure II.3 représente le tracé de la caractéristique $C_p(\lambda)$ où apparaît un maximum de 0.15 pour une vitesse réduite de 0,78. Afin d'optimiser la conversion de puissance, il faut donc essayer de conserver cette vitesse réduite, c'est-à-dire modifier la vitesse de rotation lorsque la vitesse du vent varie [Bel 10].

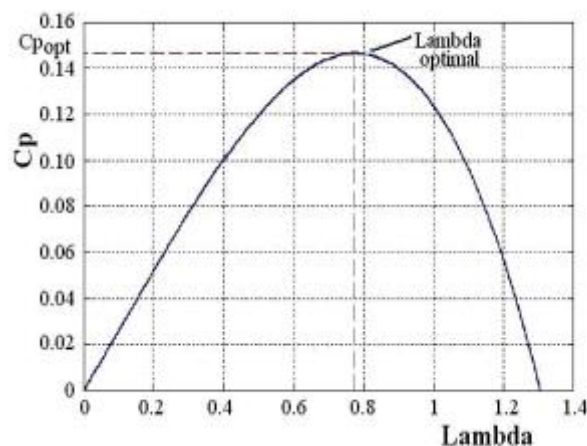


Figure II.3 : Courbe $C_p(\lambda)$ de la voilure étudiée de type Savonius

Cette caractéristique théorique est appelée *limite de Betz* qui fixe la puissance maximale extractible pour une vitesse de vent donnée. En réalité, elle n'a jamais été atteinte et chaque éolienne est définie par son propre coefficient de puissance exprimé en fonction de la vitesse relative λ représentant le rapport entre la vitesse de l'extrémité des pales de l'éolienne et la vitesse du vent [Bou 11]

A partir de la puissance éolienne; le couple éolien est donc donné par :

$$C_{eol} = P_{eol} / \Omega_t \quad (\text{II.7})$$

En remplaçant la valeur de la puissance par le produit (couple \times vitesse) et en utilisant :

$$C_{eol} = \frac{C_p(\lambda) \times \rho \times R^2 \times H \times V_v^2}{\lambda} \quad (\text{II.8})$$

4.2. Modélisation de l'arbre de transmission

La modélisation de la transmission mécanique se résume à l'équation fondamentale de la dynamique pour un arbre rigide :

$$J \frac{d\Omega_t}{dt} + f\Omega_t = \sum \text{couples} \quad (\text{II.9})$$

$$\Delta C = C_{eol} - C_{em} = J \frac{d\Omega_t}{dt} + f\Omega_t \quad (\text{II.10})$$

Avec :

J : Inertie totale de l'arbre de transmission comprenant l'inertie de la génératrice et de la turbine.

f : Coefficient de frottement dynamique.

En appliquant la transformée de Laplace à l'équation (II.10) ; on obtient :

$$(J \cdot s + f) \Omega_t = \Delta C \quad (\text{II.11})$$

Donc :

$$\Omega_t = \frac{1}{(J \cdot s + f)} \Delta C \quad (\text{II.12})$$

Le schéma du modèle dynamique de la turbine éolienne de type *Savonius* basé sur les équations (II.8) et (II.12), est donné par la figure II.4 :

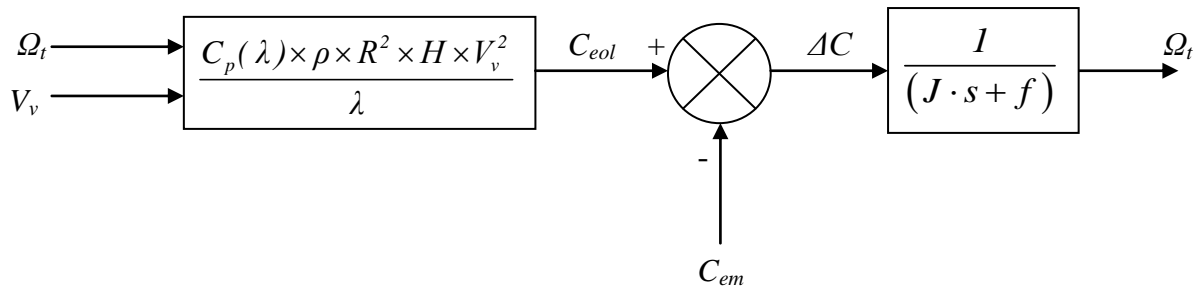


Figure II.4 : Schéma du modèle dynamique de turbine éolienne

5. Modélisation de la partie électrique

L'étude de tout système physique nécessite une modélisation. Celle-ci nous permet de simuler le comportement de ce système face à différentes sollicitations et d'appréhender ainsi le mécanisme régissant son fonctionnement.

Dans cette partie nous allons modéliser la génératrice synchrone à aimants permanents, en se basant sur des hypothèses simplificatrices, permettant d'en sortir à la fin avec un modèle prêt pour être implémenté en simulation.

5.1. Modélisation de la génératrice synchrone à aimants permanents

Grâce aux nombreux avantages qu'elle présente par rapport aux autres types de machines électriques (robustesse, maintenance, prix), la machine synchrone à aimants permanents est intéressante pour l'utilisation comme génératrice couplée à une turbine éolienne [Bel 10]. La structure de la machine à aimants permanents comporte un enroulement triphasé au stator. L'excitation est créée par les aimants permanents au niveau du rotor, ces derniers sont supposés de perméabilité voisine de celle de l'air [Bou 11].

Le modèle mathématique de la machine synchrone à aimants permanents obéit à certaines hypothèses essentielles simplificatrices.

5.1.1. Hypothèses simplificatrices

Afin de simplifier la modélisation de la machine synchrone, il est nécessaire de poser les hypothèses simplificatrices suivantes [Ham 13]:

- ✓ Le stator connecté en étoile, neutre en l'air pour éliminer la composante homopolaire des courants ;
- ✓ La saturation du circuit magnétique est négligée ce qui mène à exprimer les flux magnétiques comme des fonctions linéaires des courants des phases ;
- ✓ La distribution de la *FMM* dans l'entrefer est sinusoïdale, les harmoniques d'espace sont alors négligés ;
- ✓ Les pertes par hystérésis et par courants de *Foucault* sont négligées ;
- ✓ L'effet de peau et de la température sur les résistances sont négligés.

5.1.2. Mise en équations de la machine synchrone à aimants permanents

Le schéma représentatif de la machine à modéliser est donné par la figure II.5

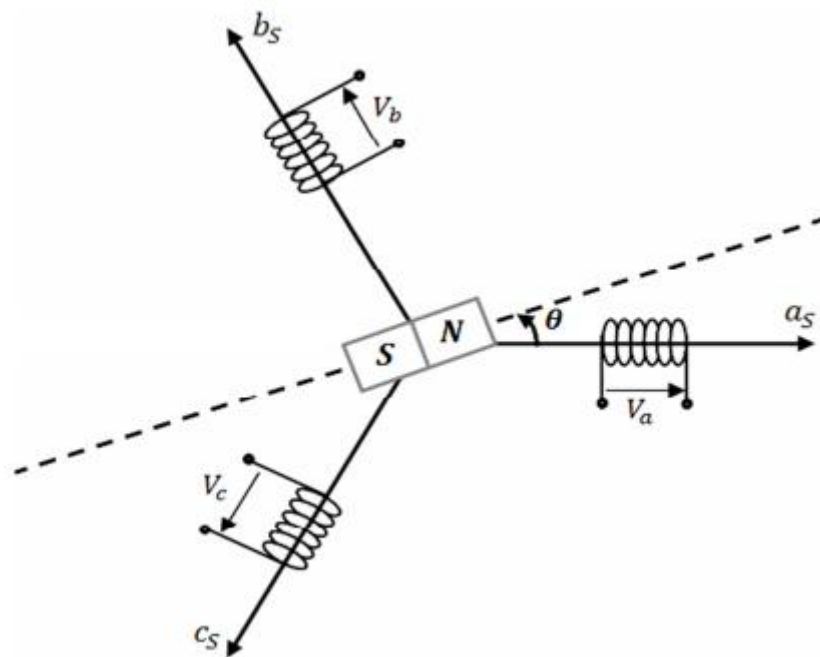


Figure II.5 : Schéma représentatif de la MSAP à modéliser

- ✓ Au stator : trois enroulements a, b, c décalés entre eux de $2\pi/3$ électriques.
- ✓ Au rotor : un inducteur à aimants permanents.

5.1.2.1. Equations électriques et magnétiques de la machine

a) Ecriture des équations électriques et magnétiques dans le repère (a b c)

Equations des tensions

Comme tenu du schéma de la figure II.5, on peut écrire les équations de tensions relatives au stator :

$$\begin{cases} v_a = R_s \cdot i_a + \frac{d\varphi_a}{dt} \\ v_b = R_s \cdot i_b + \frac{d\varphi_b}{dt} \\ v_c = R_s \cdot i_c + \frac{d\varphi_c}{dt} \end{cases} \quad (\text{II.13})$$

Equations des flux

Pour la phase a ; on a :

$$\begin{aligned} \varphi_a &= \varphi_{aa} + \varphi_{ba} + \varphi_{ca} + \varphi_{fa} \\ \varphi_a &= L_s i_a + M_s i_b + M_s i_c + \varphi_{fa} \\ \varphi_a &= (L_s - M_s) i_a + \varphi_{fa} \end{aligned} \quad (\text{II.14})$$

$$\text{On prend } L_c = L_s - M_s \quad (\text{II.15})$$

Donc :

$$\varphi_a = L_c i_a + \varphi_{fa} \quad (\text{II.16})$$

Avec :

φ_{aa} : Flux propre de la phase a ;

$\varphi_{ba}, \varphi_{ca}, \varphi_{fa}$: Flux mutuels créés par les phases b, c et l'inducteur dans la bobine a ;

L_s : Inductance propre statorique ;

M_s : Inductances mutuelles entre deux phases du stator ;

L_c : Inductance cyclique ;

R_s : Résistance de l'enroulement statorique.

Ce qui nous permet d'écrire les équations des autres phases comme suit :

$$\begin{cases} \varphi_a = L_c i_a + \varphi_{fa} \\ \varphi_b = L_c i_b + \varphi_{fb} \\ \varphi_c = L_c i_c + \varphi_{fc} \end{cases} \quad (\text{II.17})$$

Les systèmes d'équations (II.13) et (II.17) peuvent se mettre sous une forme matricielle :

$$[V] = [R][I] + \frac{d[\varphi]}{dt} \quad (\text{II.18})$$

$$[\varphi] = [L][I] \quad (\text{II.19})$$

Où :

$[V] = [v_a \ v_b \ v_c]^t$: vecteur tensions statoriques.

$[I] = [i_a \ i_b \ i_c]^t$: vecteur courants statoriques.

$[\varphi] = [\varphi_a \ \varphi_b \ \varphi_c]^t$: vecteur flux statoriques.

Et :

$$[L] = \begin{bmatrix} L_s & M_s & M_s \\ M_s & L_s & M_s \\ M_s & M_s & L_s \end{bmatrix} : \text{représente la matrice des inductances statoriques.}$$

$$[R] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} : \text{représente la matrice des résistances statoriques.}$$

Afin de simplifier le modèle dynamique de la machine, on applique un changement de repère. Cette transformation mathématique, transforme les trois bobines statoriques déphasées de $(2\pi/3)$ en deux bobines fictives équivalentes déphasées de $\pi/2$ et situées sur le rotor [Bou 11].

b) Ecriture des équations électriques et magnétiques dans le repère de Park

Il existe plusieurs transformations ayant pour objectif la simplification des équations de la machine en les rendant plus facile à résoudre numériquement. Parmi ses transformations, la transformée de *Park* qui consiste à remplacer les enroulements triphasés (a,b,c) par deux enroulements d et q (Figure II.6).

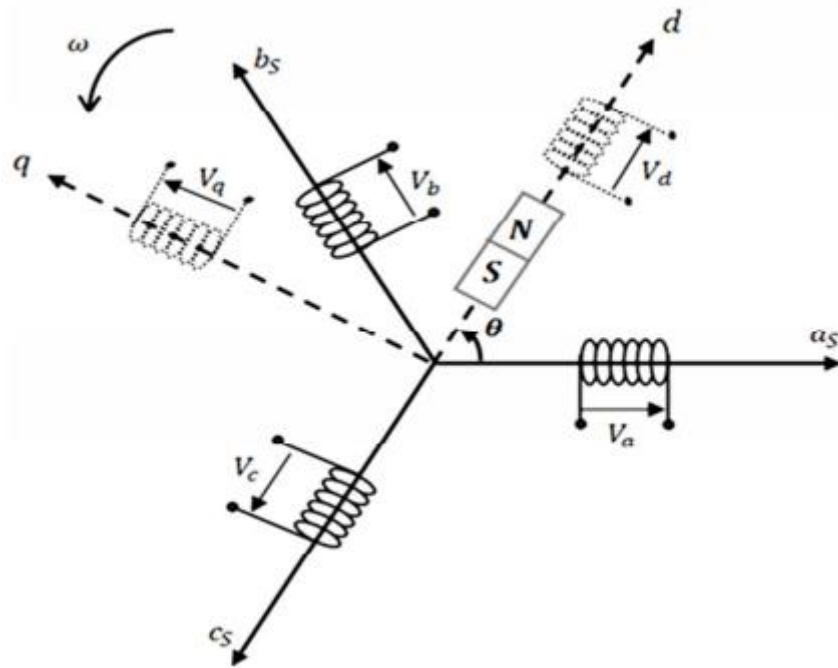


Figure II.6 : Schéma équivalent de la MSAP dans le repère (d,q)

Les axes (d,q) sont liés au rotor et tournent avec lui. Ainsi les grandeurs réelles (tension, courant ou flux) sont liées aux grandeurs de Park par la relation suivante [Rek 92] [Mat 98] [Zia 01] :

$$\begin{bmatrix} X_d \\ X_q \\ X_o \end{bmatrix} = [P(\theta)] \cdot \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix} \tag{II.20}$$

Avec :

[P(θ)] : la matrice de Park qui conserve les puissances et qui assure le changement de variables. Elle donnée par l'écriture matricielle suivante :

$$p(\theta) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ -\sin \theta & -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \tag{II.21}$$

Les équations de la *MSAP* dans le repère de Park sont :

$$\begin{cases} V_d = R_s I_d + \frac{d\phi_d}{dt} - \omega \phi_q \\ V_q = R_s I_q + \frac{d\phi_q}{dt} + \omega \phi_d \end{cases} \quad (\text{II.22})$$

Sachant que :

$$\phi_d = L_c I_d + \phi_{fd} \quad (\text{II.23})$$

$$\phi_q = L_c I_q \quad (\text{II.24})$$

Le système d'équations (II.22) devient :

$$\begin{cases} V_d = R_s I_d + L_c \frac{dI_d}{dt} - L_c I_q \omega \\ V_q = R_s I_q + L_c \frac{dI_q}{dt} + (L_c I_d + \phi_{fd}) \omega \end{cases} \quad (\text{II.25})$$

Le dernier système obtenu décrit le schéma équivalent de la *MASP* dans le repère de *Park* (Figure II.6), identique à celui d'une machine à courant continu ayant comme inducteur l'enroulement (*f*) et deux induits en quadrature.

5.1.3. Couple électromagnétique

Le couple électromagnétique est du à l'interaction de deux champs tournants. Le champ tournant rotorique créé par les aimants permanents et le champ tournant produit les courants sinusoïdaux qui parcourent les enroulements du stator. Sa forme générale est donnée par [Zia 01] [Cha 83] :

$$C_{em} = \frac{1}{2} [I]^t \left\{ \frac{d[L]}{d\theta} \right\} [I] \quad (\text{II.26})$$

En introduisant le vecteur courant et la matrice des inductances par leurs expressions ; et après simplification, on obtient :

$$C_{em} = p \phi_f I_q \quad (\text{II.27})$$

6. Simulation de la partie électromécanique (Turbine éolienne – GSAP)

Pour vérifier le fonctionnement de l'ensemble turbine éolienne - génératrice synchrone à aimants permanents, on fait tourner la turbine par un profil de vent d'une vitesse variable (de 15 à 20 m/s) dans un premier cas, puis on fait varier la charge (de 3 à 8.3 A) pour un profil de vent constant d'une vitesse de 15 m/s, et on suit le comportement de la GSAP dans les deux cas de démarrage suivants :

6.1. A vide, vitesse de vent variable

Pour un fonctionnement à vide sous une vitesse de vent variable, une simulation a été réalisée. Les résultats sont montrés par les figures II.7 à II.11

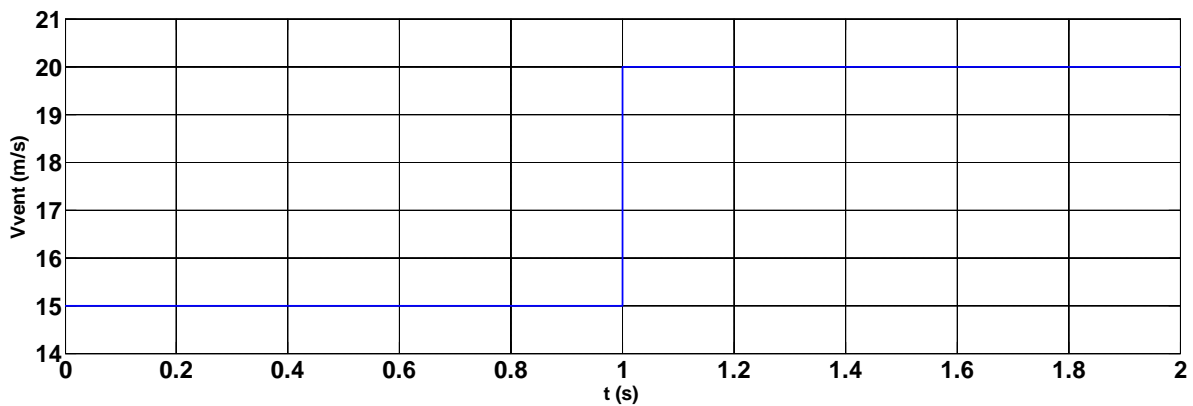


Figure II.7 : Profil du vent appliqué

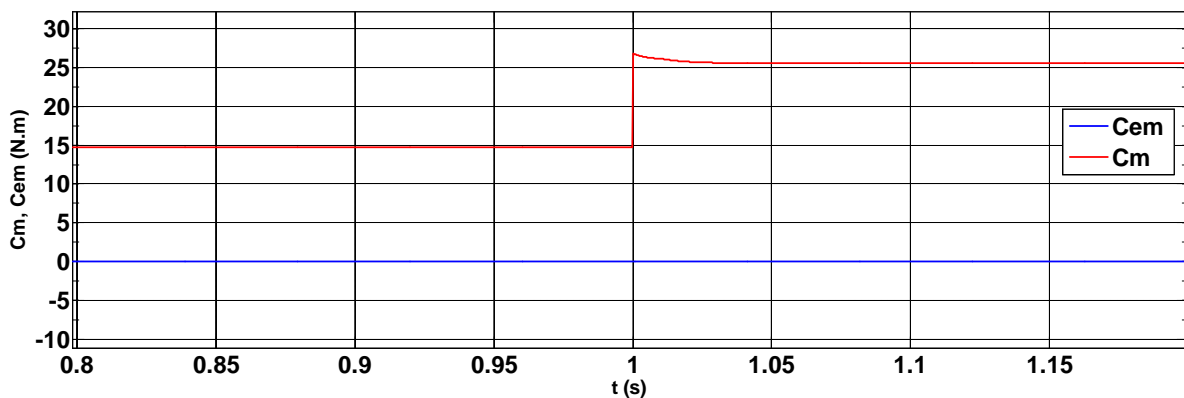


Figure II.8 : Allure des couples

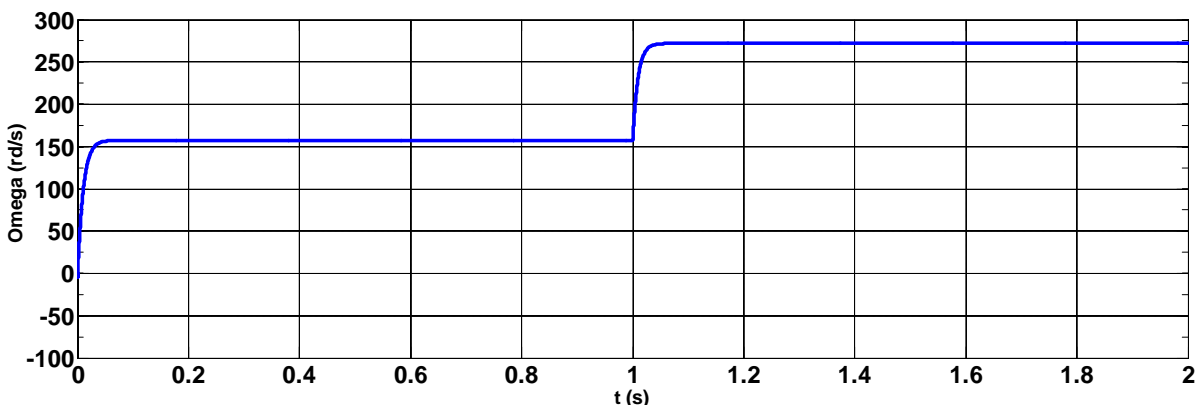


Figure II.9 : Allure de la vitesse de rotation

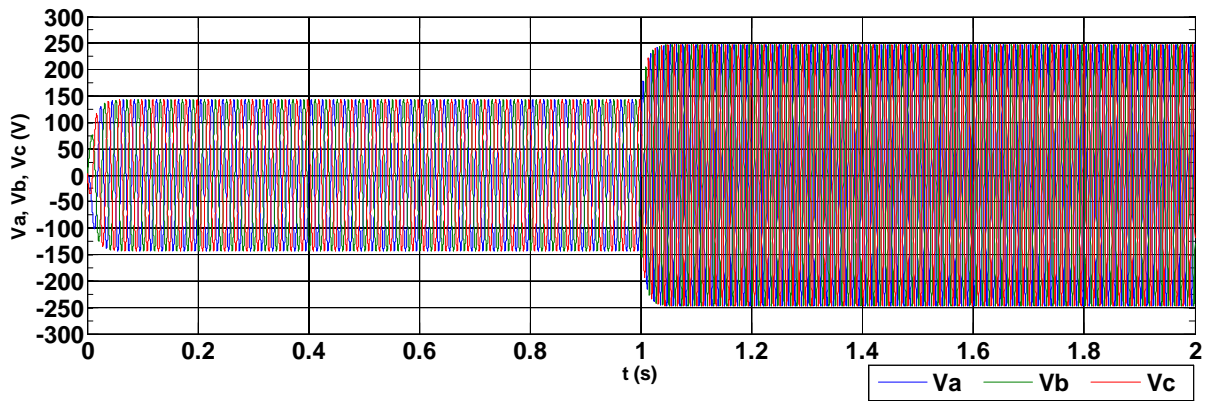


Figure II.10 : Allure des tensions statoriques

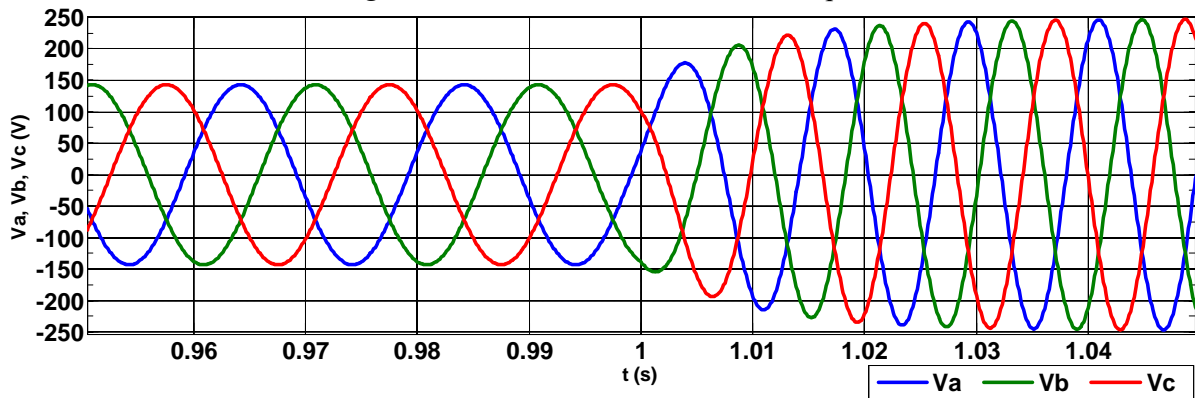


Figure II.11 : Zoom sur les tensions statoriques

6.2. Influence de la variation de la charge sur la tension de la génératrice

A fin de montrer l'influence de la variation de la charge sur la tension de la génératrice, une simulation a été réalisée pour un profil de vent d'une vitesse constante. Les figures II.12 à II.18

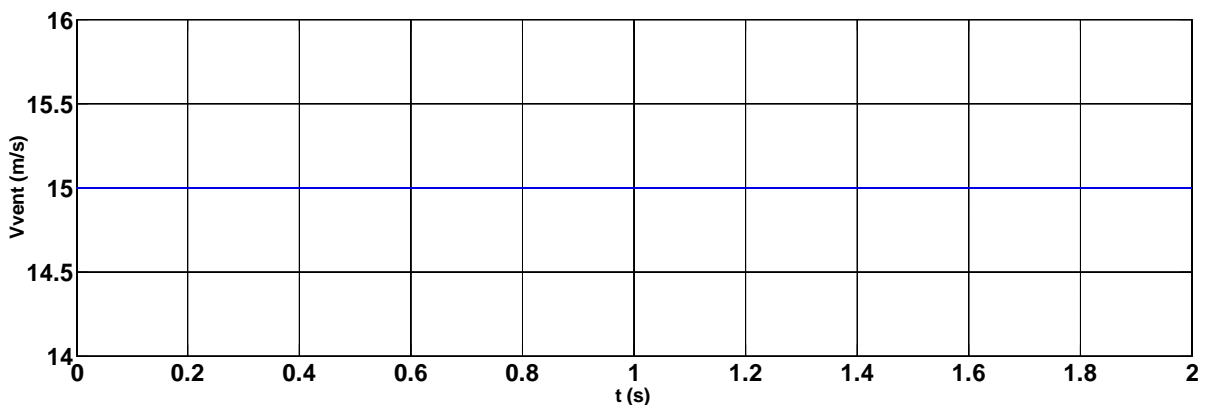


Figure II.12 : Profil du vent constant

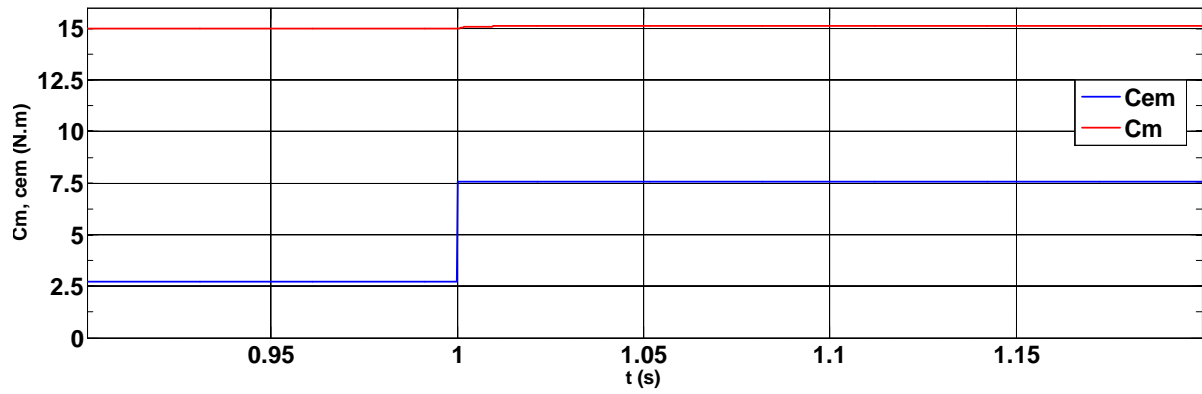


Figure II.13 : Allure des couples

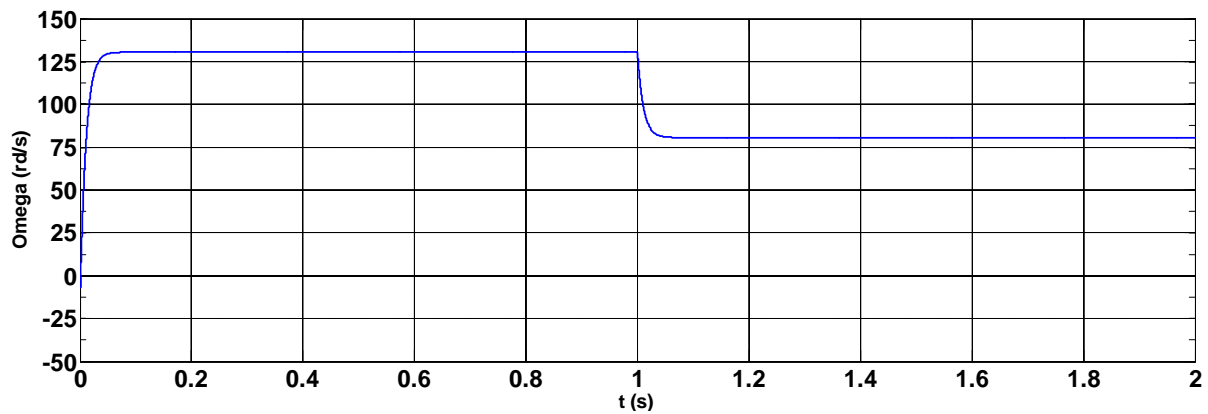


Figure II.14 : Allure de la vitesse de rotation

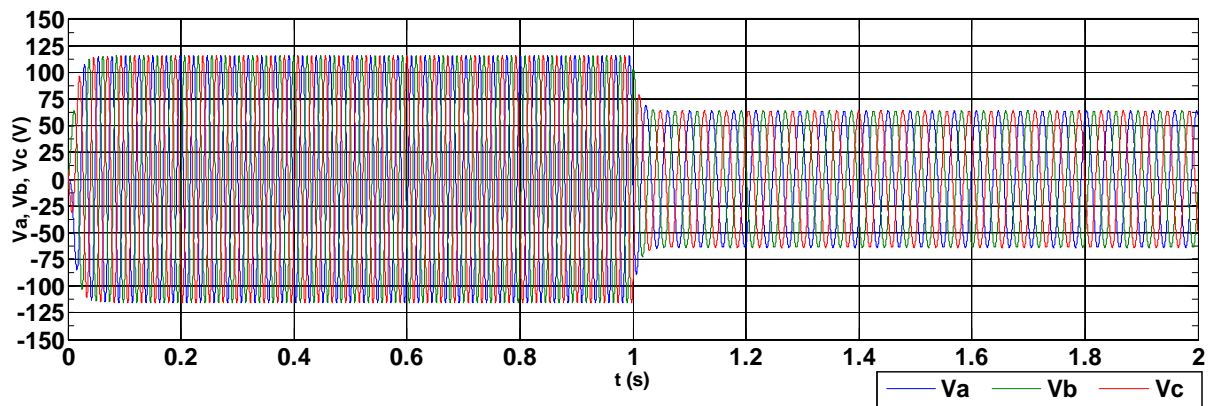


Figure II.15 : Allure des tensions statoriques

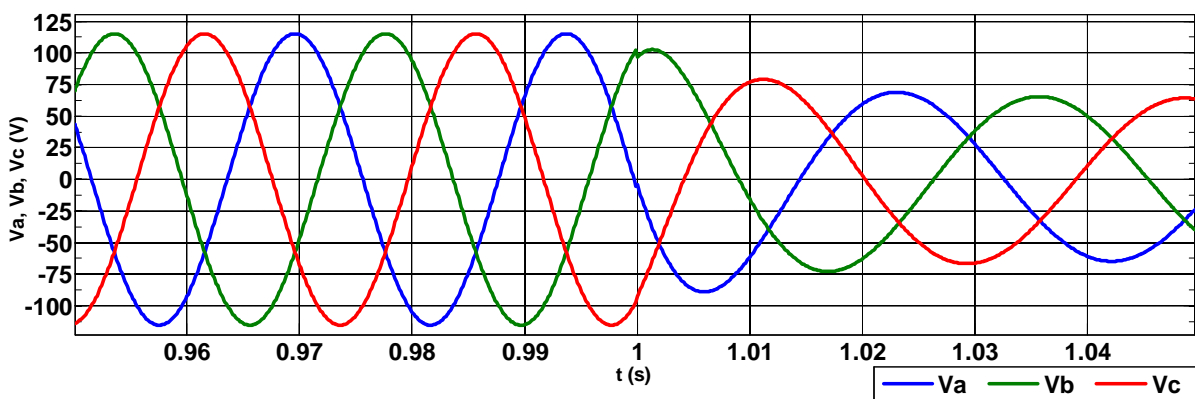


Figure II.16 : Zoom sur les tensions statoriques

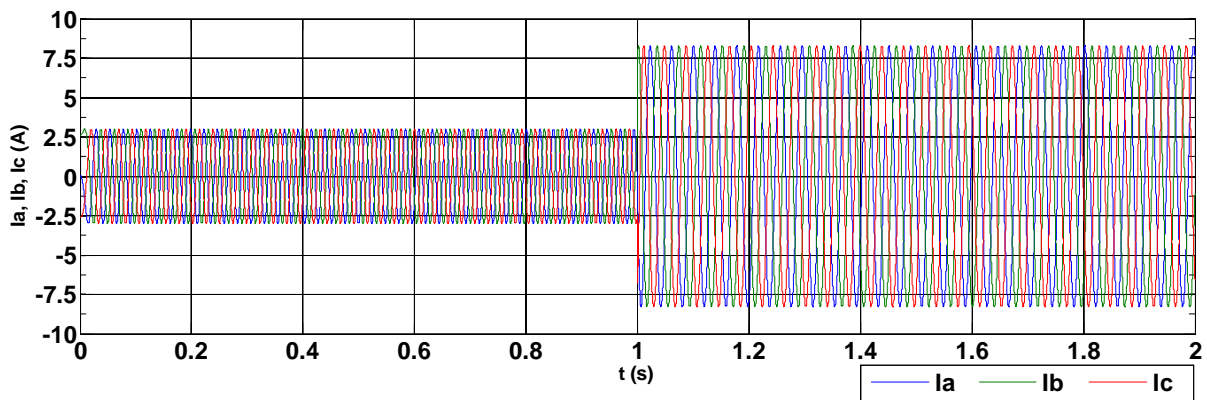


Figure II.17 : Allure des courants statoriques

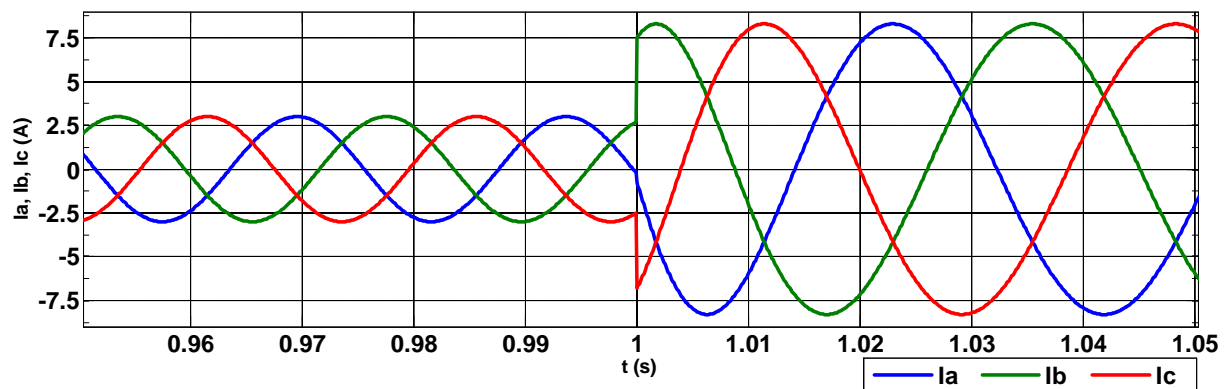


Figure II.18 : Zoom sur les courants

7. Interprétation des résultats

7.1. A vide, vitesse de vent variable

A vide pour un premier cas, pour une vitesse du vent constante (Figure II.7) la vitesse de rotation de la génératrice est déterminée essentiellement par le couple moteur appliqué par l'organe d'entraînement et les frottements car le couple résistant de la génératrice est théoriquement nul (Figure II.8). Par ailleurs, la pulsation de la tension produite est proche de la vitesse électrique de la machine. L'unique cause de variation de la tension est une variation du couple moteur de l'organe d'entraînement. Pour un couple moteur constant, la vitesse de rotation et la pulsation sont constantes, la génératrice produit une tension dont l'amplitude et la fréquence sont constantes pour un profil de vent constant (Figures II.9 II.10).

Dans le deuxième cas, la variation de la vitesse du vent (Figure II.7) engendre une variation de la vitesse de rotation. Celle-ci influence sur l'amplitude et la fréquence de la tension qui est montrée sur la figure II.11. Cette figure met en évidence une influence directe de la vitesse de rotation sur le niveau de tension

obtenu. En effet, lorsque la vitesse de rotation augmente, la tension augmente également.

7.2. Influence de la variation de la charge sur la tension de la génératrice

En charge, pour un profil du vent constant (Figure II.12) la génératrice développe un couple résistant qui dépend de la charge branchée aux bornes de la machine (Figure II.13). Pour un couple moteur de l'organe d'entraînement constant, les variations de la charge induisent des variations de la vitesse (Figure II.14) donc de l'amplitude et de la pulsation des tensions générées (Figure II.16); les pulsations des tensions statoriques sont inférieures à la vitesse électriques de la machine. Elles le sont d'autant plus que la charge est plus importante.

8. Conclusion

Ce chapitre a été consacré à une modélisation des parties mécaniques et électriques de notre chaîne de conversion éolienne; à savoir, le modèle de la turbine éolienne et de la génératrice synchrone tout en moyennant quelques hypothèses simplificatrices.

En ce qui concerne la machine synchrone à aimant permanent, nous avons établi un modèle traduisant le fonctionnement en régime linéaire. Partant des équations de la machine dans le système d'axes triphasés réels, le modèle de *Park* a été obtenu en exprimant les projections des équations de ce modèle sur les deux axes d , q du référentiel tournant. Ce modèle est suffisamment précis pour illustrer le comportement de la machine en moteur ne peut être appliqué pour décrire le fonctionnement de la machine en génératrice. Ceci nous a mené à modifier les relations de départ

Les résultats de simulation de l'ensemble Turbine-*GSAP* en fonctionnement à vide et en charge pour un profil de vent constant, nous ont permis d'étudier leur comportement tout en se basant sur les modèles obtenus à partir des modélisations.

Le prochain chapitre sera consacré à l'étude et la modélisation de la partie électronique de puissance (redresseur *MLI* et le bus continu).

CHAPITRE III

Généralités sur le Redresseur MLI

1. Introduction

Un redresseur classique à diodes ou à thyristors perturbe le réseau alternatif qui l'alimente en y injectant des courants harmoniques dont les rangs sont faibles [Seg 04]. Ceci provoque la déformation de l'onde de tension et induit des effets négatifs sur les récepteurs voisins et sur le réseau de distribution. De plus, ces dispositifs participent à la dégradation du facteur de puissance occasionnant une augmentation significative de la charge équivalente vue par le réseau et par conséquent l'augmentation de la consommation électrique et du coût.

Grâce à leur capacité à réduire le contenu harmonique des courants prélevés sur le réseau et à assurer un transfert bidirectionnel de puissance, leur rapidité de réponse, leurs limitations d'encombrement, de poids et de coût, les redresseurs à *MLI* sont devenus de plus en plus un moyen intéressant d'interfaçage avec le réseau électrique pour différentes applications industrielles, surtout les entraînements électriques hautement performants.

2. Redresseurs MLI

Les redresseurs à *MLI* sont des onduleurs fonctionnant en sens inverse de leur sens habituel de transfert de l'énergie. Lorsqu'un redresseur à *MLI* est placé entre le réseau alternatif et un récepteur à courant continu, c'est le réseau qui impose la fréquence des tensions et, par voie de conséquence, des courants qu'on lui soutire. La fréquence des ondes de référence qui servent à la découpe *MLI* est donc imposée [Seg 04]. Mais, en agissant sur l'amplitude et le calage des ondes de référence par rapport aux tensions du réseau, on peut régler la valeur de la tension redressée et mettre le fondamental du courant absorbé par chaque phase en phase avec la tension de celle-ci, c'est-à-dire fonctionner à $\cos(\varphi)$ égal à l'unité.

D'autre part, en utilisant une fréquence de modulation suffisamment élevée, on peut repousser vers les hautes fréquences les harmoniques des courants absorbés et faciliter leur filtrage [Bou 13].

2.1. Structure

Contrairement aux redresseurs classiques, les redresseurs *MLI* sont réalisés à l'aide de semi-conducteurs commandés à l'ouverture et à la fermeture. La possibilité de commande à l'ouverture permet un contrôle total du convertisseur, parce que les interrupteurs peuvent être commutés, selon les besoins, aussi bien à la fermeture qu'à l'ouverture avec une fréquence assez élevée [Bou 09].

Le circuit principal du redresseur *MLI* est illustré par la figure III.1. Il se compose de trois bras comportant chacun deux interrupteurs électroniques. Chaque interrupteur est constitué d'un transistor *IGBT* (ou thyristor *GTO* pour les puissances élevées) et d'une diode en antiparallèle assurant la conduction du courant en sens inverse. Le convertisseur est associé généralement à deux étages passifs ; l'un du côté continu et l'autre du côté alternatif. L'étage passif du côté alternatif a comme fonction principale le filtrage, il est constitué d'inductances et/ou de capacités. Celui du côté continu a un double fonction, le stockage d'énergie et le filtrage de la tension continue, ce sont les condensateurs qui assurent ces fonctionnalités [Lis 01].

Les deux éléments de chaque bras (K_a et K_a' , K_b et K_b' , K_c et K_c') doivent être contrôlés de manière complémentaire afin d'assurer la continuité des courants alternatifs i_{as} , i_{bs} et i_{cs} [Bou 13].

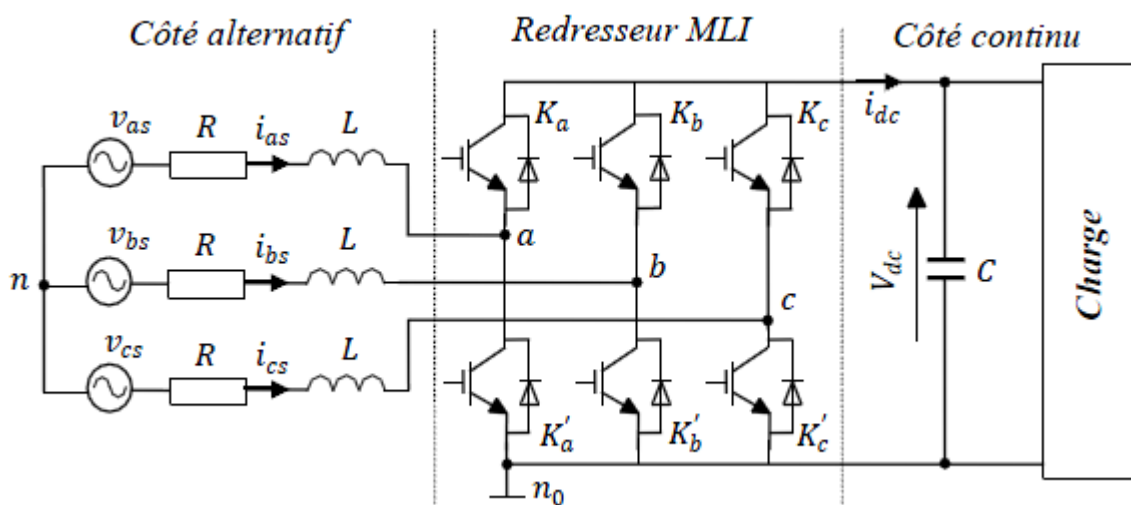


Figure III.1 : Représentation du circuit principal du redresseur à MLI

2.2. Fonctionnement

L'état de chaque paire d'interrupteurs, supposés parfaits, peut être représenté par trois grandeurs booléennes de commande S_j ($j = a, b, c$), telles que :

- ✓ $S_j = 1$; si l'interrupteur du haut est fermé et celui du bas ouvert.
- ✓ $S_j = 0$; si l'interrupteur du haut est ouvert et celui du bas fermé.

Dans ces conditions, les tensions des points a , b et c par rapport au point n_0 se résument dans l'écriture suivante :

$$v_{jn_0} = S_j \cdot V_{dc} \quad (\text{III.1})$$

V_{dc} étant la tension du bus continu.

On en déduit les relations suivantes exprimant les tensions composées u_{ab}, u_{bc}, u_{ca} :

$$\begin{cases} u_{ab} = v_{an_0} - v_{bn_0} = (S_a - S_b) V_{dc} \\ u_{bc} = v_{bn_0} - v_{cn_0} = (S_b - S_c) V_{dc} \\ u_{ca} = v_{cn_0} - v_{an_0} = (S_c - S_a) V_{dc} \end{cases} \quad (\text{III.2})$$

Soient ; $v_a = v_{an}$, $v_b = v_{bn}$ et $v_c = v_{cn}$ les tensions du redresseur, celle-ci sont reliées aux tensions u_{ab} , u_{bc} et u_{ca} par les équations suivantes :

$$\begin{cases} u_{ab} = v_a - v_b \\ u_{bc} = v_b - v_c \\ u_{ca} = v_c - v_a \end{cases} \quad (\text{III.3})$$

A partir de (III.2) et (III.3), on aboutit aux relations suivantes :

$$\begin{cases} v_a = \frac{V_{dc}}{3} (2S_a - S_b - S_c) \\ v_b = \frac{V_{dc}}{3} (-S_a + 2S_b - S_c) \\ v_c = \frac{V_{dc}}{3} (-S_a - S_b + 2S_c) \end{cases} \quad (\text{III.4})$$

En s'appuyant sur la notion de vecteur tournant, on peut considérer que l'onduleur délivre un vecteur tension :

$$\bar{V} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[v_a + v_b e^{j\frac{2\pi}{3}} + v_c e^{j\frac{4\pi}{3}} \right] \quad (III.5)$$

Soit en utilisant les relations (III.4) :

$$\bar{V} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[S_a + S_b e^{j\frac{2\pi}{3}} + S_c e^{j\frac{4\pi}{3}} \right] \quad (III.6)$$

Les différentes combinaisons des trois grandeurs (S_a , S_b et S_c) permettent de générer 8 positions du vecteur \bar{V} ;

- Deux positions (\bar{V}_0 et \bar{V}_7) correspondent au vecteur nul :

$$\begin{cases} \bar{V}_0 \Leftrightarrow (S_a, S_b, S_c) = (0, 0, 0) \\ \bar{V}_7 \Leftrightarrow (S_a, S_b, S_c) = (1, 1, 1) \end{cases} \quad (III.7)$$

- Les six autres positions correspondent à des vecteurs actifs, et peuvent être exprimés par la relation :

$$\bar{V}_{k+1} = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} e^{jk\pi/3} \quad k = 0 \dots 5 \quad (III.8)$$

Le tableau III.1 montre les différentes combinaisons possibles pour les trois grandeurs (S_a , S_b et S_c) et les positions correspondantes du vecteur tension \bar{V} du convertisseur.

(S_a, S_b, S_c)	v_{an0}	v_{bn0}	v_{cn0}	\bar{V}_j
(0, 0, 0)	0	0	0	$\bar{V}_0 = 0$
(1, 0, 0)	V_{dc}	0	0	$\bar{V}_1 = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc}$
(1, 1, 0)	V_{dc}	V_{dc}	0	$\bar{V}_2 = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} e^{j\pi/3}$
(0, 1, 0)	0	V_{dc}	0	$\bar{V}_3 = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} e^{j2\pi/3}$
(0, 1, 1)	0	V_{dc}	V_{dc}	$\bar{V}_4 = -\sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc}$
(0, 0, 1)	0	0	V_{dc}	$\bar{V}_5 = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} e^{j4\pi/3}$
(1, 0, 1)	V_{dc}	0	V_{dc}	$\bar{V}_6 = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} e^{j5\pi/3}$
(1, 1, 1)	V_{dc}	V_{dc}	V_{dc}	$\bar{V}_7 = 0$

Tableau III.1 : Vecteurs tension d'état de l'onduleur

3. Modèle du redresseur

3.1. Modèle du redresseur MLI dans le repère (a, b, c)

Les équations en tension du redresseur dans le cas d'un système triphasé équilibré sans neutre peuvent être écrites comme suit :

$$\overline{V}_s = \overline{V}_l + \overline{V} \tag{III.9}$$

Avec : $\overline{V}_l = R\overline{I}_s + L\frac{d\overline{I}_s}{dt}$ la chute de tension aux bornes de l'inductance.

On aura donc :

$$\overline{V}_s = R\overline{I}_s + L\frac{d\overline{I}_s}{dt} + \overline{V} \tag{III.10}$$

En écriture matricielle, on aura :

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = R \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + L \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} \tag{III.11}$$

Pour les courants, on peut écrire l'équation :

$$C \frac{dV_{dc}}{dt} = S_a i_a + S_b i_b + S_c i_c - i_{ch} \tag{III.12}$$

La combinaison des équations (III.4, III.11, III.12) nous permet de tracer le schéma bloc du redresseur dans le système d'axes (a, b, c) (Figure III.2)

[Bou 13]

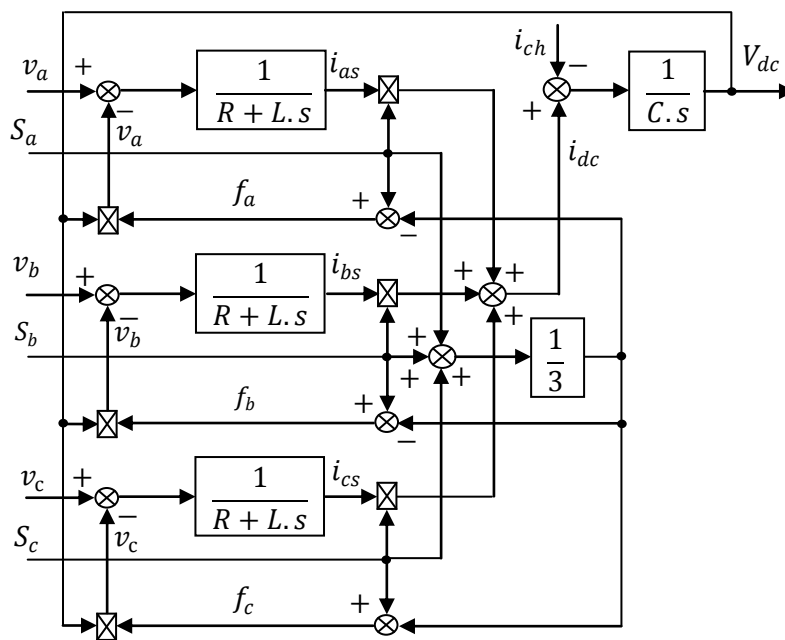


Figure III.2 : Schéma bloc du redresseur MLI dans le système d'axes (a, b, c)

3.2. Modèle du redresseur dans le repère (d, q)

Les équations du redresseur dans le système d'axes (d,q) sont obtenues à l'aide de la transformation (abc/dq) appliquées aux équations (III.11) et (III.12) ; on obtient :

$$\begin{cases} v_d = Ri_d + L \frac{di_d}{dt} - Li_q + v_d \\ v_q = Ri_q + L \frac{di_q}{dt} + Li_d + v_q \end{cases} \quad (III.13)$$

$$C \frac{dV_{dc}}{dt} = (S_d i_d + S_q i_q) - i_{ch} \quad (III.14)$$

Le schéma bloc du modèle du redresseur dans le système d'axes (d-q) est représenté sur la figure III.3

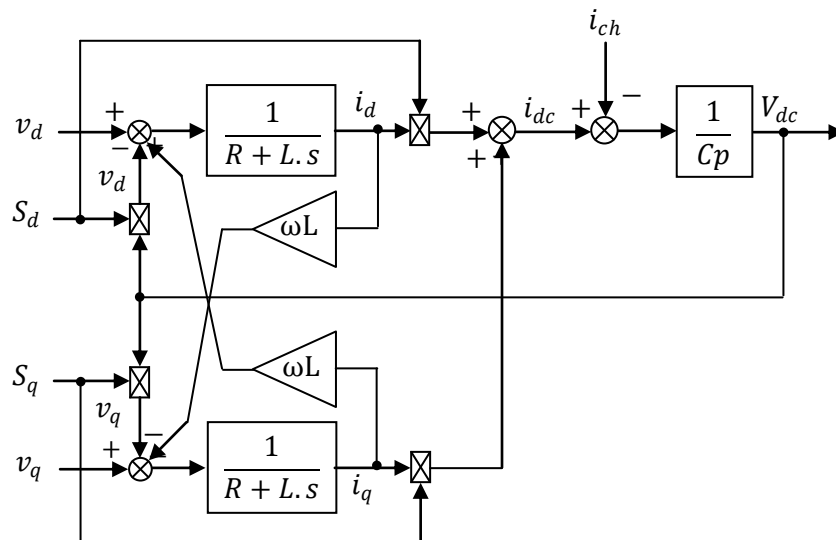


Figure III.3 : Modèle du redresseur dans le système d'axes d, q

3. Etat de l'art des techniques de commande des redresseurs MLI

La mise en œuvre et le développement des méthodes de contrôle des redresseurs MLI a été rendue possible grâce aux avancées réalisées dans le domaine des semi conducteurs de puissance et les processus de signaux. Ceci a contribué à l'amélioration de la rapidité de fonctionnement et la réduction du coût et a permis l'implémentation d'algorithmes de control sophistiqués. L'intérêt de plus en plus

grandissant des chercheurs pour ce type de convertisseurs trouve son explication dans les avantages importants qu'ils présentent; on peut énumérer [Bou 13] :

- ✓ Transfert bidirectionnel de puissance ;
- ✓ Faible taux de distorsion harmonique de l'onde de courant ;
- ✓ Amélioration du facteur de puissance ;
- ✓ Régulation de la tension du bus continu.

Les méthodes de commande de ces convertisseurs peuvent être classées en deux familles [Kaz 98] et [Mal 03]:

- ✓ Méthodes basées sur le vecteur tension ; *VOC* (Voltage Oriented Control) et *DPC* (Voltage Based Direct Power Control).
- ✓ Méthodes basées sur le vecteur virtuel ; *VFOC* (Virtual Flux Based Oriented Control) et la *VF-DPC* (Virtual Flux Based Direct Power Control).

3.1. Méthodes basées sur le vecteur tension

a) Orientation du vecteur tension (Voltage Oriented Control-VOC)

Le but de cette méthode, dont le principe est schématisé sur la figure III.4, est de maintenir la tension continue de sortie V_{dc} à la valeur désirée V_{dc}^* . Les courants appelés au réseau électrique (côté alternatif) doivent être idéalement sinusoïdaux et en phase avec les tensions respectives de celui-ci pour réaliser un facteur de puissance unitaire (*UPF*) [Kwo 99].

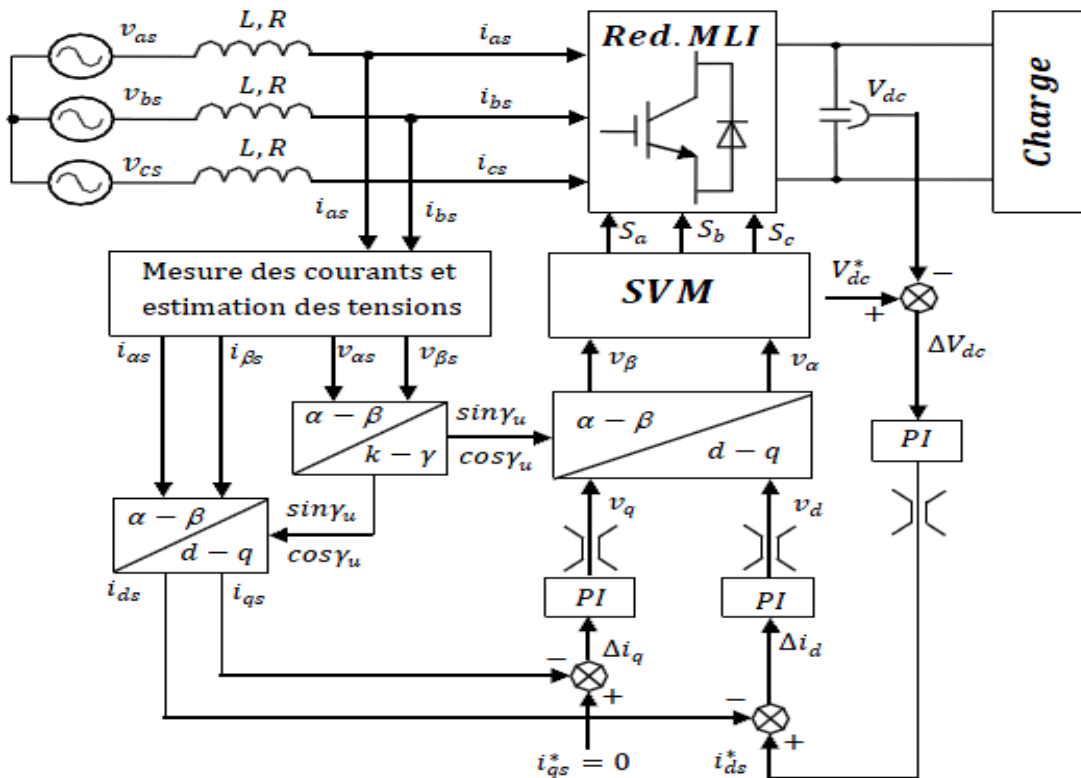


Figure III.4 : Schéma bloc de la VOC

Dans les conditions d'orientation du référentiel $d-q$, les équations du redresseur s'écrivent :

$$\begin{cases} v_{ds} = Ri_{ds} + L \frac{di_{ds}}{dt} - \omega Li_{qs} + v_d \\ 0 = Ri_{qs} + L \frac{di_{qs}}{dt} + \omega Li_{ds} + v_q \end{cases}$$

Les signaux de commande S_a , S_b et S_c du redresseur sont générés par une modulation vectorielle dont le principe est de composer le vecteur de commande \vec{V}^* à partir des deux adjacents et des vecteurs nuls selon une séquence temporelle bien définie [Bou 13].

b) Contrôle direct en puissance (Direct power Control-DPC)

Une autre solution pour la commande du convertisseur est basée sur le contrôle en boucle fermée des valeurs instantanées des puissances active (p) et réactive (q) [Nog 98]. Il n'ya plus de boucle interne de contrôle de courant ni de modulateur pour la génération des signaux de commande S_a , S_b et S_c du convertisseur. Ces derniers sont obtenus à partir d'une table de commutation basée sur les écarts instantanés entre les valeurs de consigne et estimées des puissances

actives et réactives. Donc, la clé de la solution pour une implémentation de la *DPC* est une correcte et rapide estimation des puissances (p) et (q). Le schéma de principe de cette technique est montré sur la figure III.5. Les puissances active p et réactive q , sont calculées en utilisant la valeur de la tension du bus continu V_{dc} , les états de commutation du redresseur (S_a, S_b et S_c) et les courants de ligne i_{as}, i_{bs} et i_{cs} [Bou 13].

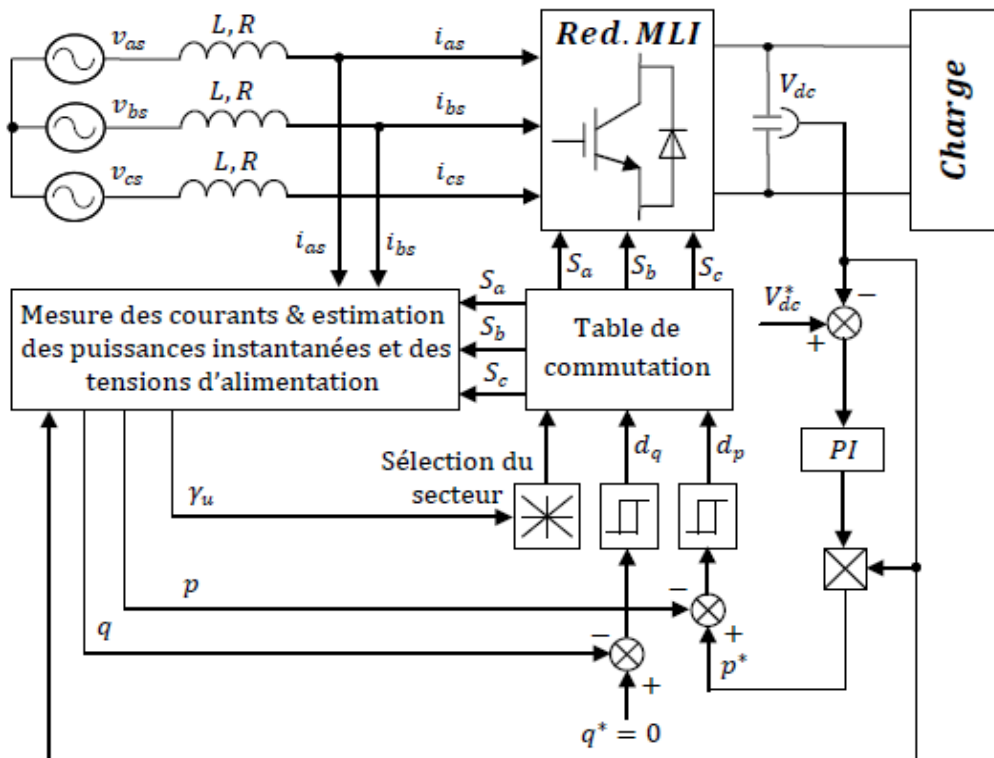


Figure III.5 : Schéma bloc de la DPC

3.2. Méthodes basées sur le vecteur virtuel

a) Orientation du vecteur flux virtuel (Virtual Flux Oriented Control - VFOC)

Il est possible de remplacer les capteurs des tensions alternatives de l'alimentation par un estimateur du flux virtuel. Les tensions imposées par l'alimentation en combinaison avec les inductances du filtre d'entrée sont supposées comme des quantités relatives à un moteur alternatif virtuel.

Le schéma bloc de la *VFOC* est montré par la figure III.6. A la différence de la *VOC*, dans le cas de la *VFOC* l'axe direct (d) du référentiel tournant ($d-q$) est calé

sur le vecteur flux virtuel. Si bien que pour un facteur de puissance unitaire, il faut fixer la composante directe i_{ds}^* du courant \bar{i}_s à zéro [Bou 13].

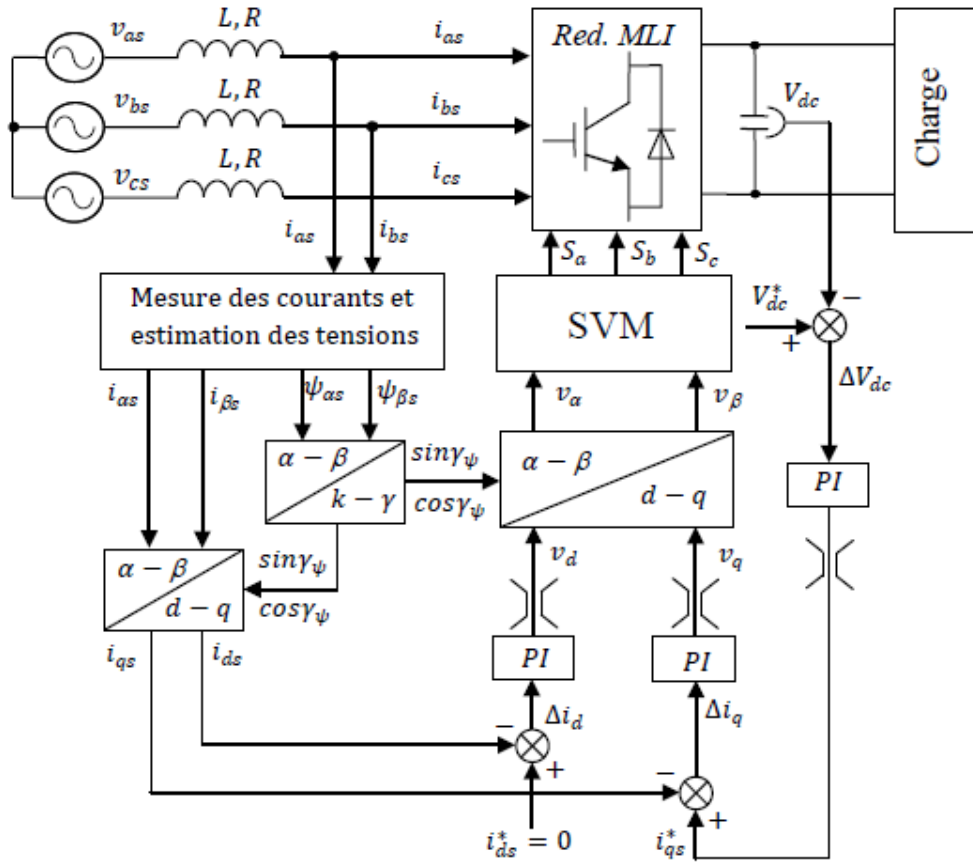


Figure III.6 : Schéma bloc de la VFOC

Dans les conditions d'orientation du référentiel $d-q$; les équations du redresseur s'écrivent [Bou 13]:

$$\begin{cases} v_{qs} = Ri_{qs} + L \frac{di_{qs}}{dt} + \omega Li_{ds} + v_q \\ 0 = Ri_{ds} + L \frac{di_{ds}}{dt} - \omega Li_{qs} + v_d \end{cases}$$

b) Contrôle direct de la puissance estimée à partir du flux virtuel (Virtual Flux Based Direct Power Control-VF_DPC)

Dans cette méthode, le calcul des puissances actives et réactives est basé sur la grandeur flux virtuel. Leurs expressions instantanées peuvent être calculées partant des relations suivantes :

$$\begin{cases} p = \text{Re}(\bar{V}_s \cdot \bar{I}_s^*) \\ q = \text{Im}(\bar{V}_s \cdot \bar{I}_s^*) \end{cases}$$

Dans le cas d'une alimentation sinusoïdale triphasée équilibrée, on aboutit aux expressions simplifiées suivantes

$$\begin{cases} p = \omega(\psi_{\alpha s} i_{\beta s} - \psi_{\beta s} i_{\alpha s}) \\ q = \omega(\psi_{\alpha s} i_{\alpha s} + \psi_{\beta s} i_{\beta s}) \end{cases}$$

Le schéma bloc de principe de cette méthode est représenté sur la figure III.7 [Bou 13].

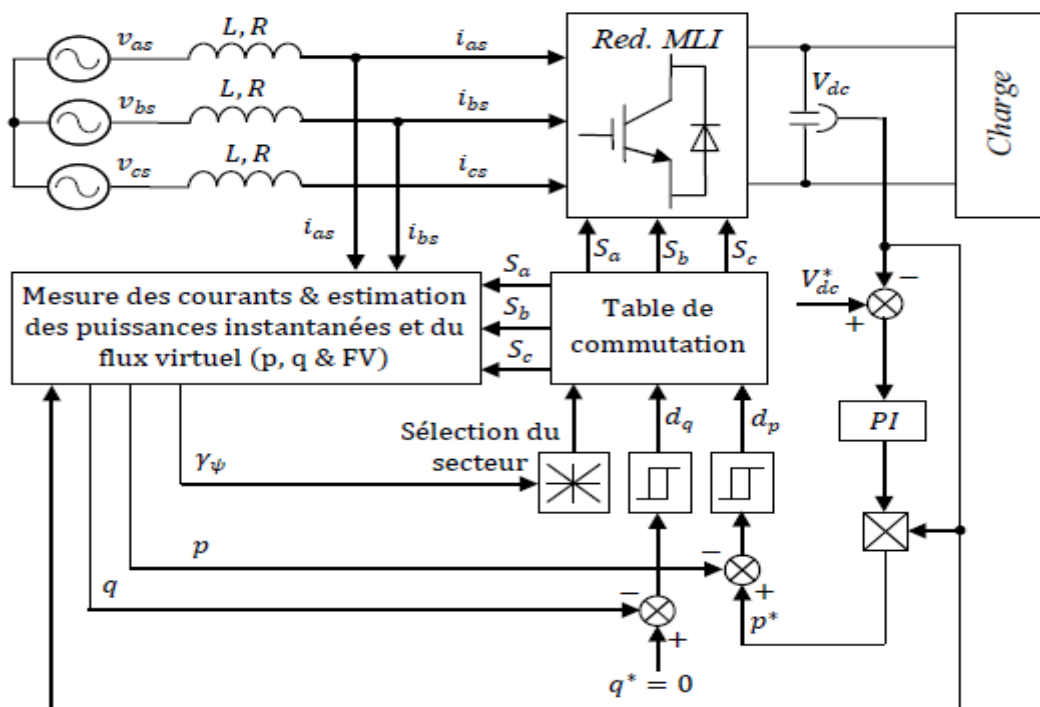


Figure III.7 : Schéma bloc de la VF_DPC

Une autre technique très intéressante appelée la *DPC_SVM* résulte d'une combinaison des concepts de la commande directe en puissance (*DPC*) et du flux virtuel (*VF*). Elle est basée sur le control direct des puissances actives et réactives moyennant une modulation vectorielle.

3.3. Commande directe de puissance basée sur la modulation vectorielle (*DPC_SVM*)

Les concepts de la commande directe en puissance (*DPC*) et du flux virtuel (*VF*) peuvent être appliqués sur de nouveaux schémas de commande. Les grandeurs (p) et (q) peuvent être utilisés comme des variables pour le contrôle direct en modulation de largeurs d'impulsions du redresseur à la place des courants utilisés jusqu'ici dans les schémas classiques. Les valeurs de référence de la puissance réactive (q^*) et active (p^*) (fournie par la boucle externe de régulation de V_{dc}) sont comparées aux valeurs estimées q et p fournies par un estimateur, les écarts résultant de cette comparaison sont délivrés sur des régulateurs PI pour former les variables de commande v_d et v_q . Comme montré sur le schéma de principe de la figure III.8 [Bou 13].

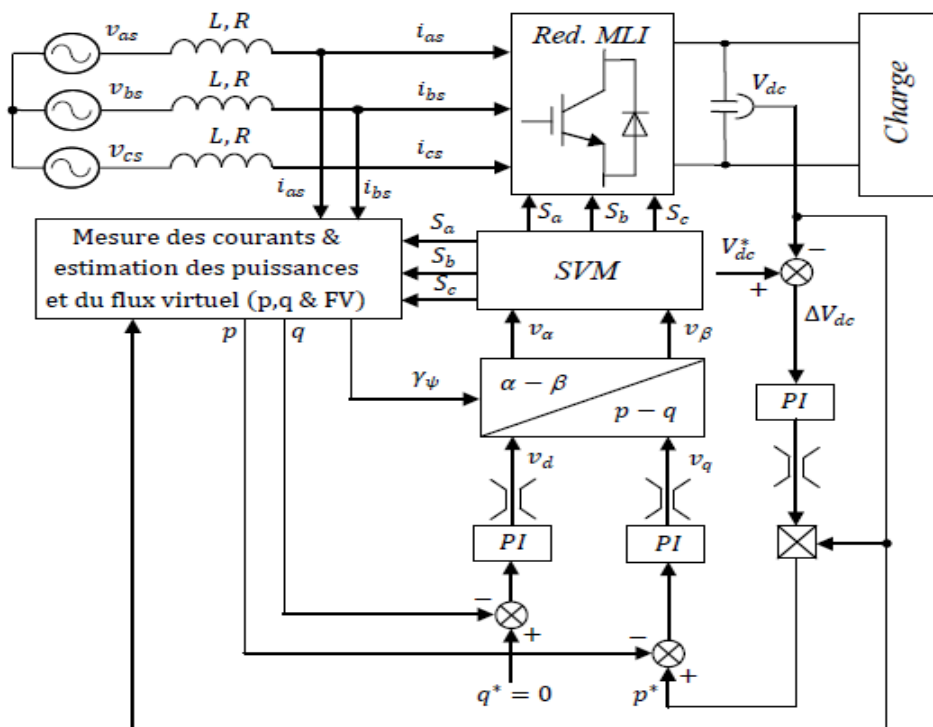


Figure III.8 : Schéma bloc de la *DPC_SVM*

4. Techniques de modulation

4.1. Contrôle des courants par hystérésis

Le principe de contrôle du courant par *hystérésis* (*Hystérésis Current Control : HCC*) consiste à maintenir les courants réels à l'intérieur d'une bande de largeur donnée centrée autour des courants de référence [Tam 10]. En pratique, on utilise la technique schématisée sur la figure III.9 [Bou 10]. Le signal de commande issu de la différence entre le courant de référence et le courant de mesure est appliqué à l'entrée d'un comparateur à hystérésis. Alors, la sortie représente le signal de commande des interrupteurs de la branche correspondante de l'onduleur. Les références sont rectangulaires dans le cas des machines à f.é.m. trapézoïdale et sinusoïdale dans les machines à f.é.m. sinusoïdales [Tam 10].

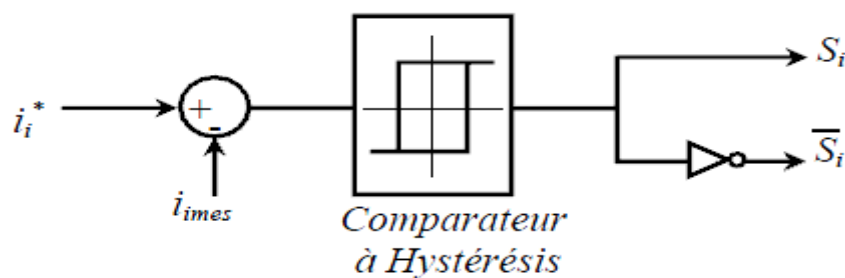


Figure III.9 : Principe de contrôle du courant par hystérésis

4.2. Contrôle des courants par MLI

Ce principe de modulation consiste à former chaque alternance de la tension désirée de plusieurs créneaux de largeurs convenables. Pour se faire, les instants de commutation des interrupteurs sont déterminés par l'intersection d'une onde de référence sinusoïdale appelée "modulatrice" avec un signal triangulaire de haute fréquence appelé "porteuse". La multiplication du nombre d'impulsions formant chaque alternance d'une tension présente deux avantages importants [Bou 13]:

- ✓ Elle repousse vers les fréquences plus élevées les harmoniques de la tension désirée, ce qui facilite le filtrage.
- ✓ Elle permet de faire varier la valeur du fondamental de la tension.

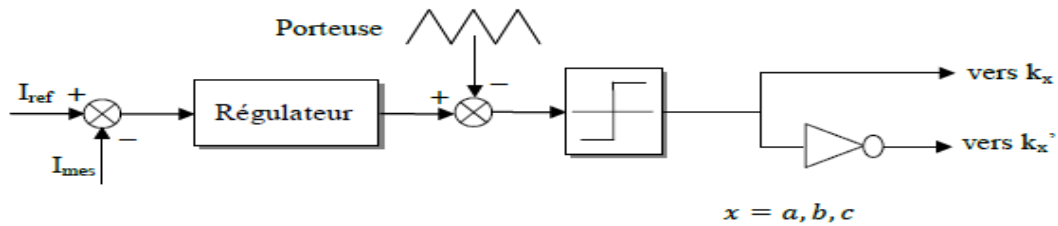


Figure III.10 : Principe de la MLI

Pour mettre au point une commande à MLI, plusieurs techniques sont envisageables :

4.2.1. MLI à échantillonnage naturel

Cette stratégie est la plus simple à mettre au point, elle est appelée aussi modulation "Triangulo-Sinusoïdale". Le principe général consiste à convertir une modulante (tension de référence au niveau commande), généralement sinusoïdale, en une tension sous forme de créneaux successifs, générée à la sortie de l'onduleur (niveau puissance). Cette technique repose sur la comparaison entre deux signaux [Tam 10] :

- ✓ Le premier, appelé signal de référence, représente l'image de la sinusoïde (modulatrice) qu'on désire à la sortie de l'onduleur. Ce signal est modulable en amplitude et en fréquence.
- ✓ Le second, appelé signal de la porteuse, définit la cadence de la commutation des interrupteurs statiques de l'onduleur. C'est un signal triangulaire de haute fréquence par rapport aux signaux. Ce signal est modulable en amplitude et en fréquence

L'intersection de ces signaux donne les signaux de commutation des interrupteurs.

4.2.2. MLI symétrique

Les instants de commutations sont déterminés par l'intersection de la porteuse et de la modulatrice échantillonnée et constante sur la période de la porteuse. La largeur d'une impulsion est directement proportionnelle à l'amplitude de la modulatrice échantillonnée sur la période de la porteuse correspondante. Dans ce cas, la détermination des instants de commutation fait appel à des équations analytiques simples. La transposition en numérique est alors aisée.

3.1.1. MLI calculée

Cette méthode est fondée sur le principe de la MLI symétrique. Etant donné que la modulatrice est constante durant une période d'échantillonnage, un algorithme de calcul des rapports cycliques correspondant à chaque phase permet de déterminer les instants de commutation de chaque interrupteur. Cette technique est surtout utilisée dans les systèmes à commande numérique.

4.2.3. MLI optimisée

Les ondes MLI optimisées sont apparues avec le développement des applications à microprocesseurs. Le principe consiste à définir une onde MLI avec des caractéristiques particulières à partir de la prédétermination des instants de commutation. Ces caractéristiques sont obtenues à partir de l'optimisation de certains critères tels que l'élimination de certains harmoniques, la minimisation de l'ondulation du courant, le maintien du facteur de puissance proche de l'unité ...etc.

4.2.4. MLI vectorielle

L'apparition du concept de *MLI* vectorielle, couramment désigné par "*Space-Vector Modulation (SVM)*", correspond au développement des commandes modernes des machines à courant alternatif qui utilisent largement les transformations et changements de repères (*Park, Clarke, Concordia*) et procèdent d'une vision globale du système polyphasé. Cette stratégie constitue une méthode de conception très puissante. Les formes d'ondes obtenues par *SVM*, qui s'affranchissent de la notion de porteuse, sont arbitraires et non nécessairement sinusoïdales. Contrairement à d'autres méthodes, la MLI vectorielle ne s'appuie pas sur des calculs séparés des modulations pour chacun de bras de l'onduleur. Un vecteur tension de contrôle est calculé globalement et approximé sur une période de modulation T_m par un vecteur tension moyen.

5. Conclusion

Ce chapitre a été consacré à une brève présentation des différentes techniques de commande du redresseur MLI, l'objectif étant de montrer le principe et les particularités de chaque technique. Un des seuls avantages de la *VFOC* contre la *VOC* est que la *VFOC* fournit la commande améliorée de redresseur sous un état non idéal de tension secteur grâce au comportement passe-bas normal de l'intégrateur utilisé dans l'estimateur de flux. Cette technique appelée *VFOC* sera utilisée pour la commande du redresseur MLI qui sera associé au système dans l'étude qui sera présentée au chapitre suivant.

CHAPITRE IV

Commande du Système

1. Introduction

Les résultats obtenus à la fin du chapitre II ont montrés que les variations de la vitesse d'entraînement de la génératrice ou celles de la charge influencent très sensiblement le niveau de la tension obtenu ainsi que la fréquence électrique. L'utilisation dans ces conditions de la génératrice directement sur une charge est non envisageable. Cette tension ne peut être utilisée, directement, que sur des charges non sensibles à la fréquence tel le chauffage électrique ou le chargeur de batterie. Or, les applications industrielles et domestiques nécessitent une tension de valeur efficace et fréquence bien déterminées

La solution à ce problème est d'utiliser un dispositif qui assure le redressement de la tension produite pour pouvoir l'utiliser par le biais d'un onduleur dont le rôle est de générer des tensions triphasées alimentant la charge aux bonnes valeurs d'amplitude et de fréquence à partir de la tension continue à la sortie du redresseur.

Dans ce chapitre, nous nous intéressons à la commande du système défini ci-avant dans le but de maintenir la tension du bus continu à une valeur fixe dans les conditions de vitesse d'entraînement et de charges variables.

Après une description du système, nous introduisons les objectifs de la commande et présentons la technique de commande utilisée. Les performances seront, ensuite, quantifiées et discutées.

2. Description du système

Le schéma de principe est représenté sur la figure II.1 (Chapitre II). La charge triphasée à la sortie de l'onduleur peut être ramenée du côté continu sous forme d'une résistance équivalente. Par conséquent, le système à commander se limitera à la génératrice synchrone à aimants permanents débitant sur une charge résistive via un redresseur à *MLI*.

La commande d'un tel système doit pouvoir réguler à chaque instant l'échange des puissances active et réactive entre les deux côtés du convertisseur en générant les signaux de déclenchement S_a , S_b et S_c des interrupteurs électroniques à même d'assurer le fonctionnement désiré.

3. Schéma structurel de la commande

La structure globale du circuit de réglage est schématisée sur la figure IV.1

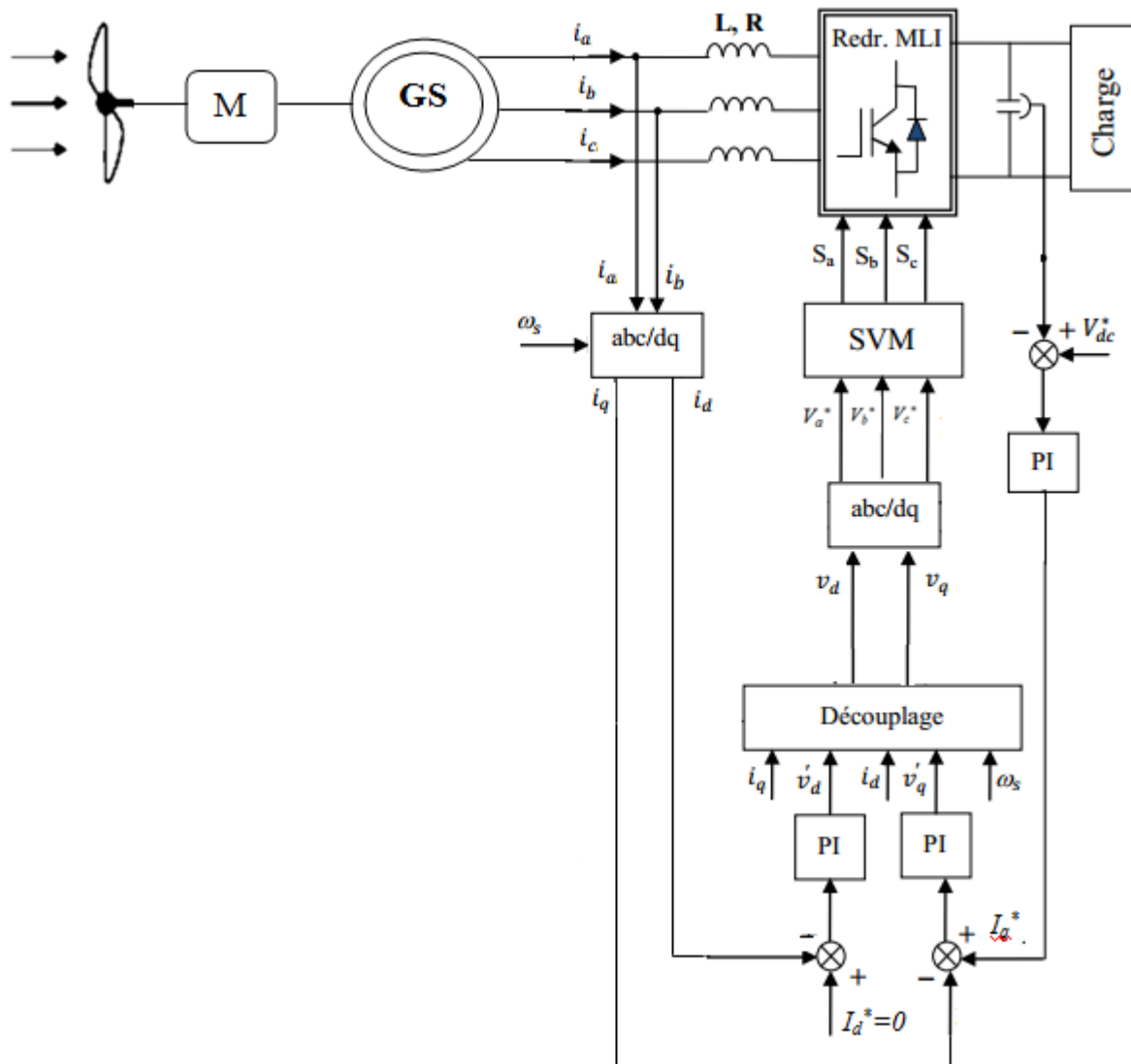


Figure IV.1 : Structure globale du circuit de réglage

4. Stratégie de commande

Comme signalé auparavant, la stratégie de commande adoptée a pour but principal de maintenir la tension du bus continu à un niveau constant indépendamment des variations de la vitesse du vent et de la charge alimentée.

Pour réaliser cet objectif, il faut contrôler à chaque instant l'échange des puissances actives et réactives entre les deux côtés du convertisseur en générant les signaux de commande S_a , S_b , et S_c des interrupteurs électroniques à même d'assurer le fonctionnement désiré. Cette tâche peut être réalisée de deux façons différentes :

- ✓ En contrôlant directement ces puissances.
- ✓ En réalisant un contrôle indirect par le biais des courants absorbés.

C'est cette dernière approche qui est adoptée dans notre travail.

5. Choix du référentiel

Le choix du référentiel tournant a été adopté afin de répondre au souci de contrôler de manière indépendante les deux composantes de la puissance en agissant sur les courants d'axes d et q . Pour cela nous orientons l'axe (q) du référentiel tournant sur le vecteur tension stator (Figure IV.2).

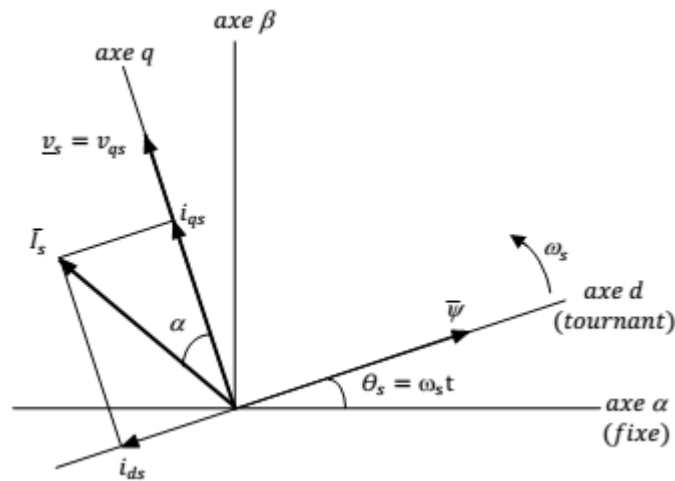


Figure IV.2 : Orientation du référentiel d,q

Dans ces conditions, on peut écrire :

$$\begin{cases} v_{ds} = 0 \\ v_{qs} = v_s \end{cases} \quad (\text{IV.1})$$

Ce qui donne :

$$\begin{cases} p = v_s i_q \\ q = v_s i_d \end{cases} \quad (\text{IV.2})$$

Ces relations montrent qu'on peut contrôler la puissance active par la composante en quadrature i_q et la puissance réactive par la composante directe i_d . Cette dernière est maintenue égale à zéro pour assurer un fonctionnement à facteur de puissance unitaire.

6. Schéma équivalent

Le schéma équivalent de notre système global constitué de la *MSAP* associée au redresseur à *MLI*, peut être tracé en écrivant les relations en tensions selon les axes *d* et *q* :

$$\begin{cases} V_d = -R_s I_d - L_c \frac{dI_d}{dt} + L_c \omega I_q = RI_d + L \frac{dI_d}{dt} - L\omega I_q + V_{rd} \\ V_q = -R_s I_q - L_c \frac{dI_q}{dt} + L_c \omega I_d + \Phi_f \omega = RI_q + L \frac{dI_q}{dt} + L\omega I_d + V_{rq} \end{cases} \quad (IV.3)$$

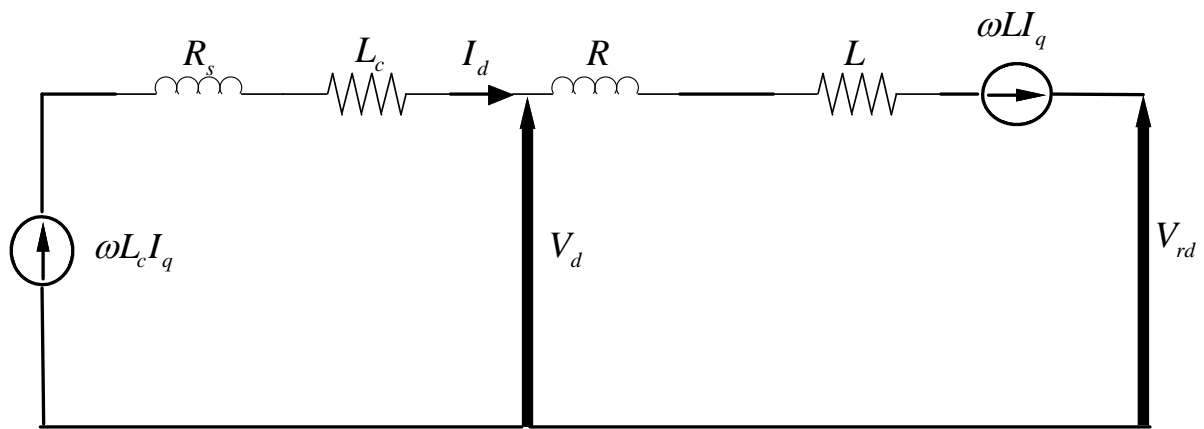


Figure IV.3 : Schéma équivalent de l'ensemble GSAP - Redresseur MLI suivant l'axe d

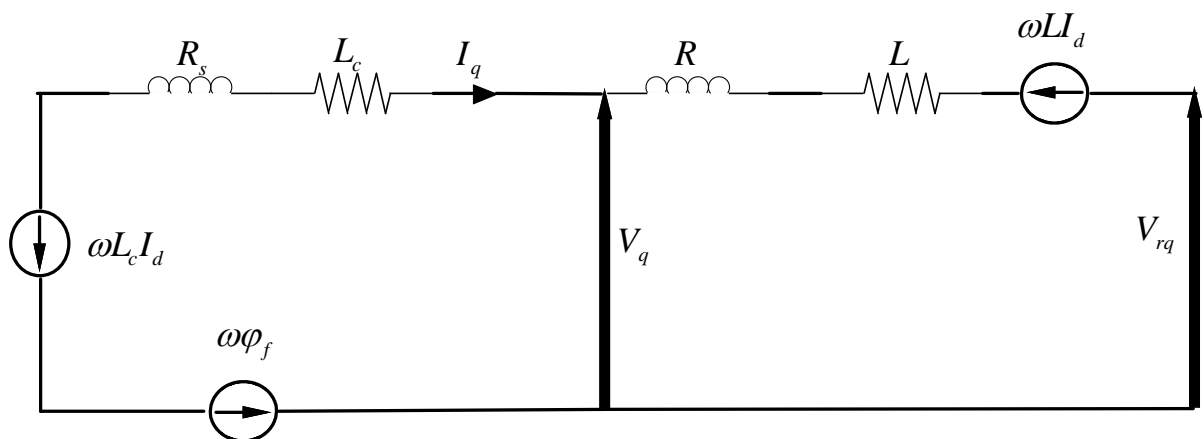


Figure IV.4 : Schéma équivalent de l'ensemble GSAP - Redresseur MLI suivant l'axe q

La commande du système est réalisée en manipulant la tension $V_{rd,q}$ du redresseur dans le but d'imposer les puissances actives et réactives p et q . Ceci nous permet de maintenir V_{dc} à la consigne fixe et assurer un facteur de puissance

unitaire. Ainsi, dans notre approche, la tension délivrée par la génératrice est supposée fixe, ses variations sont considérées comme une perturbation agissant sur le système.

Le schéma équivalent à la base du calcul de notre commande peut être donné (pour l'axe q par exemple) comme suit :

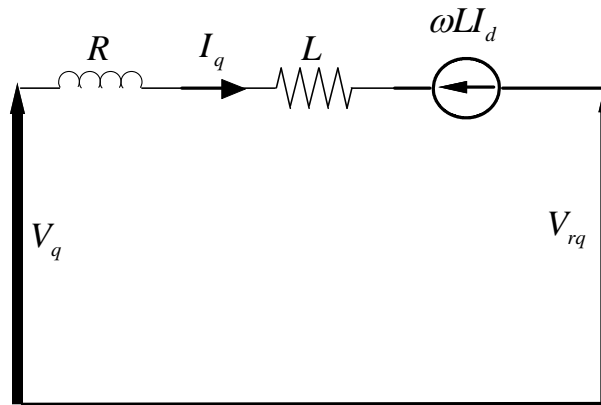


Figure IV.5 : Schéma équivalent à base de notre commande

Selon ce schéma, les relations donnant les variations des courants I_d et I_q en fonctions des grandeurs de commande V_{rd} et V_{rq} sont données comme suit :

$$I_q = \frac{1}{R + L \cdot s} (-V_{rq} + V_q - L\omega I_d) \quad (\text{IV.4})$$

$$I_d = \frac{1}{R + L \cdot s} (-V_{rd} + V_d + L\omega I_q) \quad (\text{IV.5})$$

Ces régulateurs font apparaître un couplage entre les courants des deux axes. Le découplage peut être réalisé en introduisant de nouvelles grandeurs de commande $V_{rd'}$ et $V_{rq'}$ définies selon les relations suivantes :

$$\begin{aligned} V_{rd'} &= -V_{rd} + V_d - L\omega I_q \\ V_{rq'} &= -V_{rq} + V_q + L\omega I_d \end{aligned} \quad (\text{IV.6})$$

Ceci nous amène à donner les schémas de commandes découplées suivants :

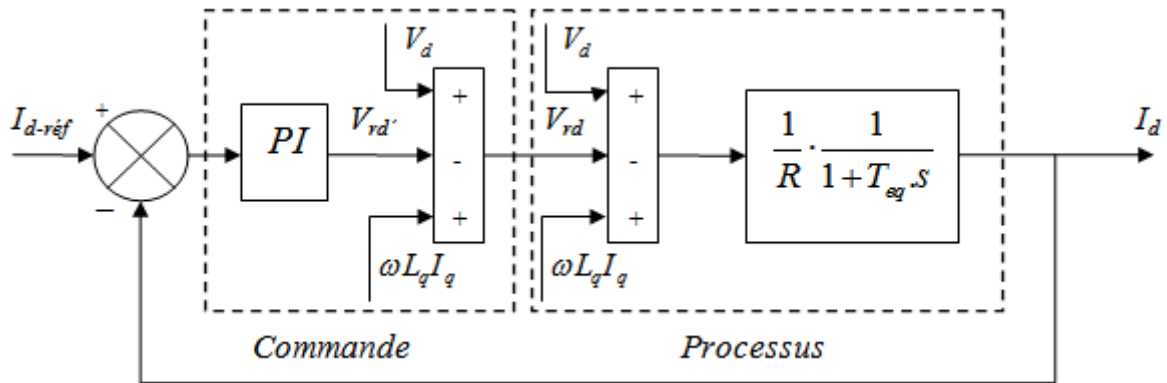


Figure IV.6 : Boucle du découplage et de régulation du courant I_d

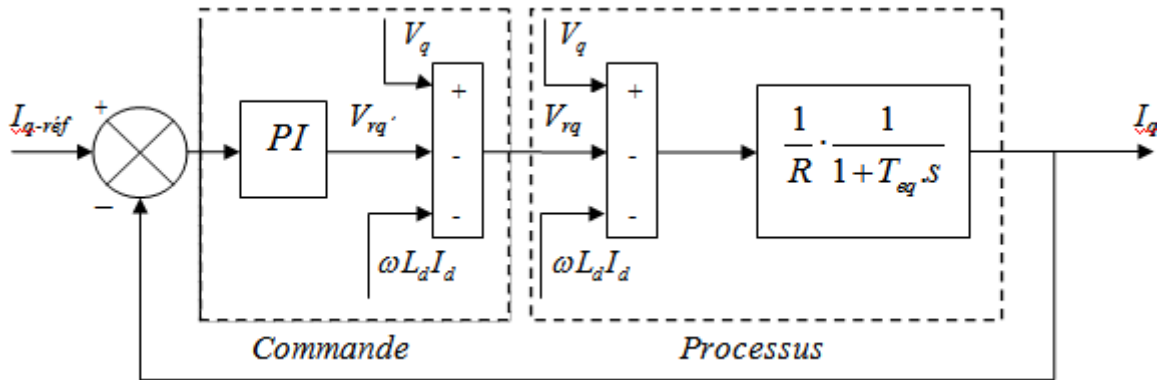


Figure IV.7 : Boucle du découplage et de régulation du courant I_q

La fonction de transfert du système découplé peut s'écrire comme suit :

$$G_I(s) = \frac{I_{d,q}(s)}{V'_{rd,q}(s)} = \frac{1}{R + L \cdot s} \tag{IV.7}$$

7. Synthèse des correcteurs

7.1. Boucle de régulation des courants

Les deux boucles (I_d , I_q) sont semblables. On présente leurs dimensionnements en se basant sur le schéma bloc suivant, valable pour les deux axes :

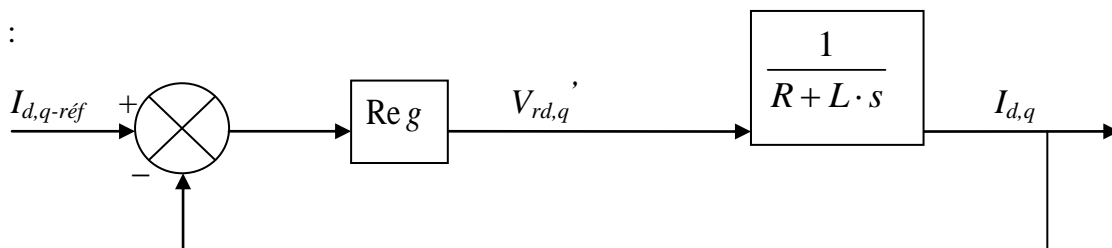


Figure IV.8 : Boucle de régulation découplée des courants $I_{d,q}$

Le régulateur de courant choisi est un *PI* de fonction de transfert :

$$F_I(s) = k_p + \frac{k_i}{s} \quad (\text{IV.8})$$

Le dimensionnement est effectué selon la méthode de commande du model interne (*IMC : Internal Model Control*). Dans cette méthode, la fonction de transfert du régulateur est donnée comme suit [Syl 10]:

$$F_i(s) = \frac{\omega_i^n}{(s + \omega_i)^n - \omega_i^n} \cdot G_i^{-1}(s) \quad (\text{IV.9})$$

n : étant l'ordre du système, ω_i : la pulsation de coupure en rd/s.

Dans notre cas, $n=1$, ce qui donne :

$$F_i(s) = \frac{\omega_i}{s} \cdot G_i^{-1}(s) \quad (\text{IV.10})$$

❖ Calcul des paramètres du régulateur *PI*

On sait que

$$F_i(s) = \frac{\omega_i}{s} \cdot G_i^{-1}(s) = \frac{\omega_i}{s} (R + L \cdot s) = \omega_i L + \frac{\omega_i R}{s} \quad (\text{IV.11})$$

Les deux constantes du régulateur sont dimensionnées comme suit :

$$K_p = \omega_i L$$

$$K_i = \omega_i R$$

7.2. Boucle de régulation de la tension

Les boucles des courants étant considérées unitaires. Le régulateur de la boucle tension V_{dc} permet la génération du courant de référence I_q^* afin de maintenir la tension aux bornes du bus continu constante, un régulateur de type *PI* est y inséré.

7.2.1. Modèle du bus continu

Le modèle du bus continu est établi en écrivant le bilan des puissances à l'entrée du bus et à sa sortie.

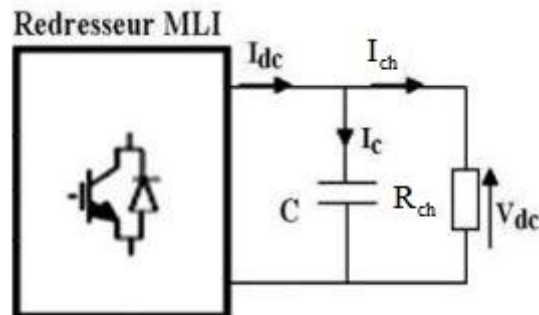


Figure IV.9 : Association Redresseur MLI – Bus Continu

En considérant le rendement du redresseur MLI unitaire, il vient:

$$P_{dc} = P_g \Leftrightarrow V_{dc} \cdot I_{dc} = V_q \cdot I_q \quad (\text{IV.12})$$

La figure IV.9, nous permet d'écrire :

$$I_{dc} = I_{ch} + I_C \quad (\text{IV.13})$$

Avec :

C : la capacité du bus continu en F .

R_{ch} : la résistance de charge en Ω .

$$\text{Et : } \begin{cases} I_C = C \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} \\ I_{ch} = \frac{V_{dc}}{R_{ch}} \end{cases} \quad (\text{IV.14})$$

Donc :

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{1}{2} \cdot C \cdot V_{dc}^2 \right) = P_{dc} - \frac{V_{dc}^2}{R_{ch}} \quad (\text{IV.15})$$

$$C \cdot V_{dc} \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} = V_{dc} \cdot I_{dc} - \frac{V_{dc}^2}{R_{ch}} \quad (\text{IV.16})$$

$$C \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} = I_{dc} - \frac{V_{dc}}{R_{ch}} \quad (\text{IV.17})$$

La transformation de *Laplace* donne :

$$\left(C.s + \frac{1}{R_{ch}} \right) V_{dc} = I_{dc} \quad (\text{IV.18})$$

Et enfin :

$$\frac{V_{dc}}{I_{dc}} = \frac{R_{ch}}{R_{ch}.C.s + 1} = G_v(s) \quad (\text{IV.19})$$

Le schéma bloc suivant illustre les développements écrits précédemment:

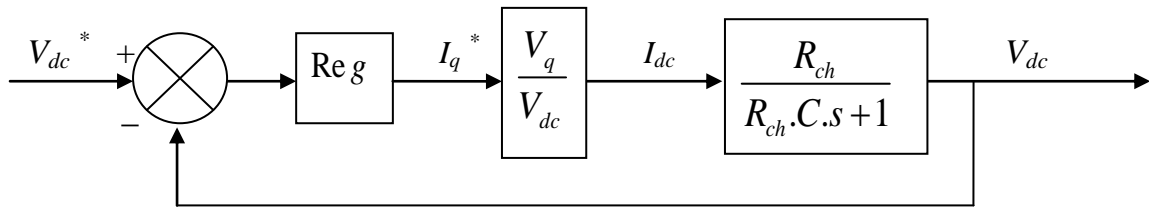


Figure IV.10 : Boucle de régulation de la tension du bus continu

7.2.2. Synthèse du correcteur de tension

❖ Calcul des paramètres du régulateur PI

Le régulateur de tension choisi est un PI de fonction de transfert suivante:

$$F_v(s) = k_p + \frac{k_i}{s} \quad (\text{IV.20})$$

La fonction de transfert du régulateur de tension dans le modèle *IMC* est la suivante :

$$F_v(s) = \frac{\omega_v}{s} . G_v^{-1}(s) \quad (\text{IV.21})$$

Avec :

$$G_v^{-1}(s) = \frac{R_{ch}.C.s + 1}{R_{ch}} \quad (\text{IV.22})$$

Ce qui fait :

$$F_v(s) = \frac{\omega_v}{s} . G_v^{-1}(s) = \frac{\omega_v}{s} \frac{R_{ch}.C.s + 1}{R_{ch}} = \omega_v . C + \frac{1}{s} \frac{\omega_v}{R_{ch}} \quad (\text{IV.23})$$

ω_v : la pulsation de coupure en rd/s.

Les deux constantes du régulateur sont :

$$Kp = \omega_v C$$

$$Ki = \frac{\omega_v}{R_{ch}}$$

8. Simulation et interprétation des résultats

Dans ce qui suit, nous présentons les résultats de simulation issus de la commande du système global. Nous nous intéressons, particulièrement, à l'étude de l'influence de la variation de la vitesse d'entraînement ainsi que de la charge sur la tension du bus continu.

8.1. Cas d'un profil de vent constant

Pour un profil de vent constant d'une valeur de 15 (m/s) , une simulation a été réalisée pour deux cas différents ;

- ✓ Charge constante, V_{dc} * variable.
- ✓ V_{dc} * constante, charge variable.

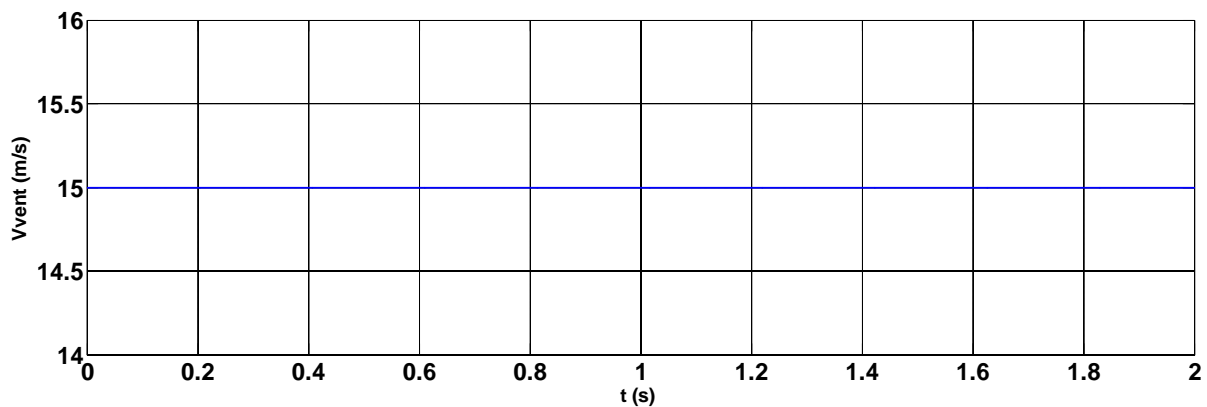


Figure IV.11 : Profil de vent appliqué

8.1.1. Charge constante, V_{dc} * variable

Pour une tension de référence qui varie entre $100 \text{ et } 150 \text{ V}$, et une charge constante d'une valeur égale à 100Ω , les résultats de simulation sont donnés par les figures IV.12 à IV.18

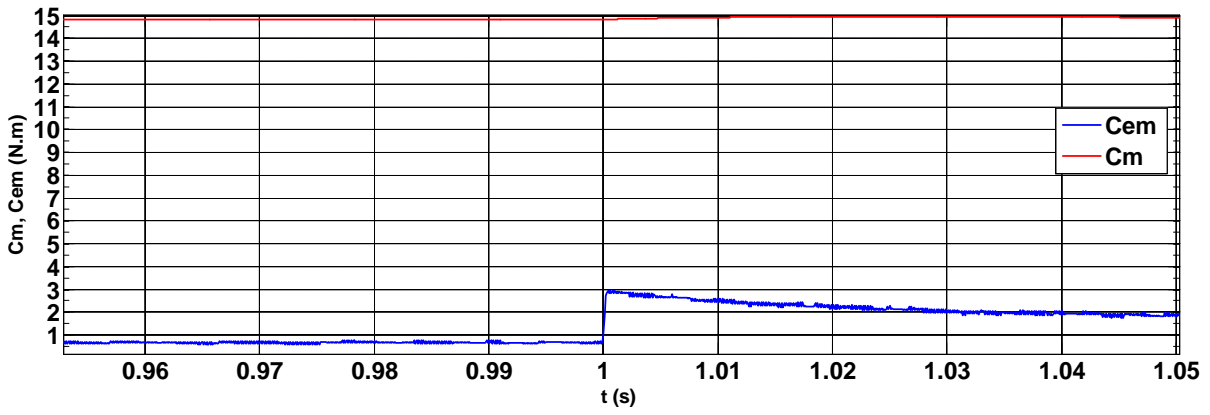


Figure IV.12 : Allures des couples

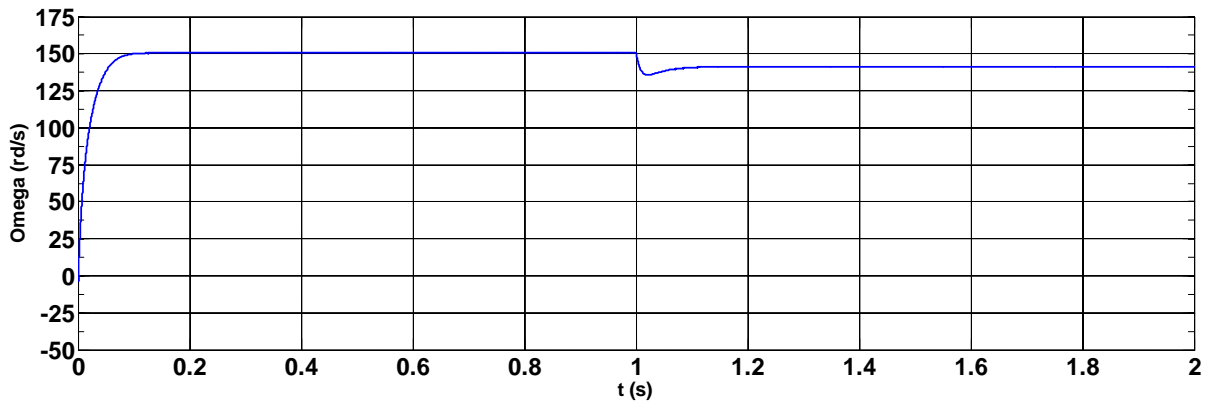


Figure IV.13 : Allure de la vitesse de rotation

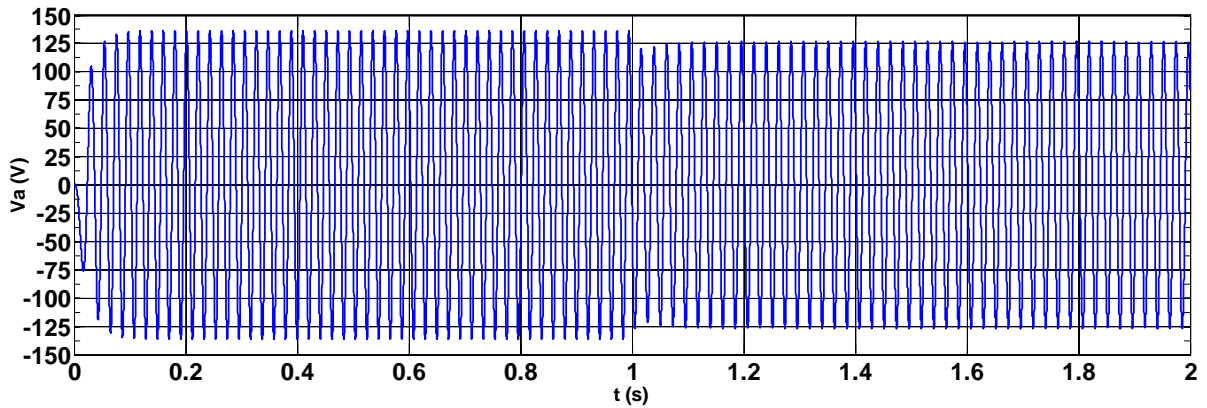


Figure IV.14 : Allure de la tension de phase

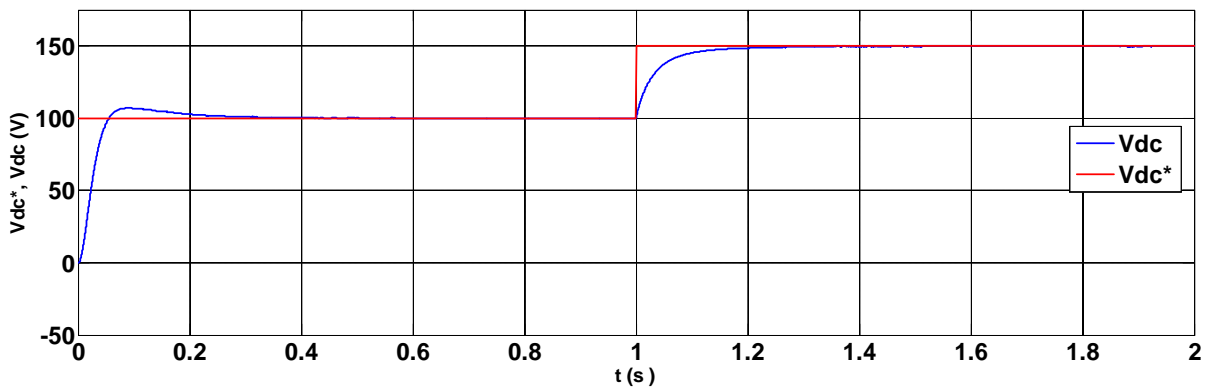


Figure IV.15 : Allure de la tension redressée

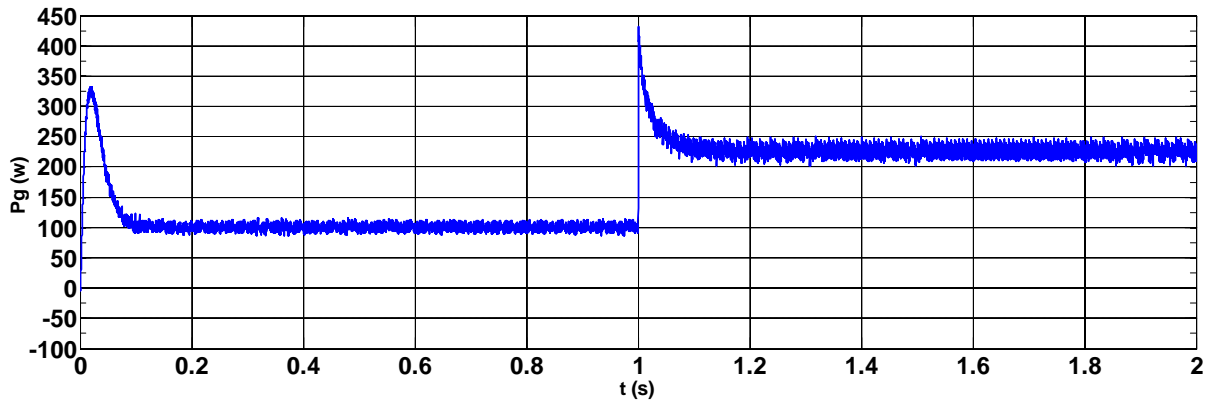


Figure IV.16 : Allure de puissance

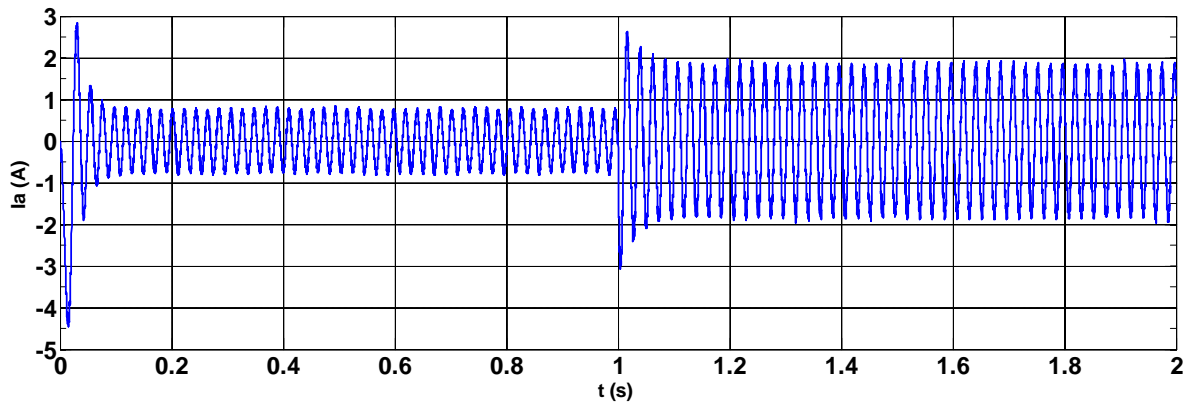


Figure IV.17 : Allure du courant de phase

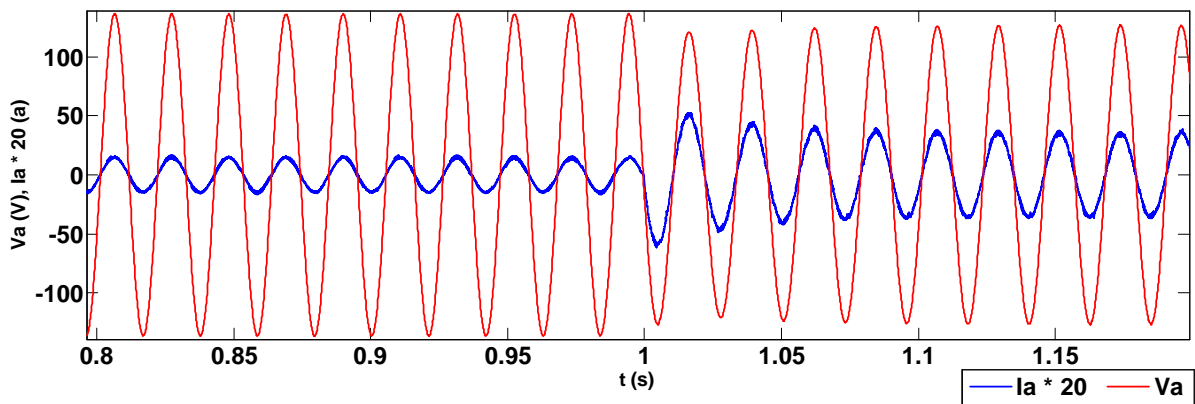


Figure IV.18 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire

❖ Interprétation des résultats

L'application d'un vent de vitesse constante donne un couple turbine (C_m) constant, le couple de la génératrice étant pour sa part proportionnel au courant I_g ; donc fonction de la demande en puissance de la charge (Figure IV.16) ; lorsque V_{dc}^* est changée de 100 à 150 V; le couple de la génératrice a augmentée, ce qui provoque une diminution de la vitesse et par conséquent, une baisse du niveau de la tension produite (Figure IV.14)

La figure IV.15 montre que la tension du bus continu est maintenue constante et égale à sa référence en suivant une dynamique de haute facture. L'action de la régulation est illustrée par les courbes de puissance (figure IV.16) et des courants (Figure IV.17) qui montrent que le système adapte à chaque fois la puissance pour

satisfaire la demande de la charge qui répond à l'équation suivante: $P_{ch} = \frac{V_{dc}^2}{R_{ch}}$.

Le facteur de puissance est maintenue égal à l'unité comme le montre la figure IV.18

8.1.2. V_{dc}^* constante, charge variable

Pour une tension de référence constante d'une valeur égale à 100 V, et une charge qui varie de 100 à 50 Ω . Les résultats de simulation sont donnés par les figures IV.20 à IV.25

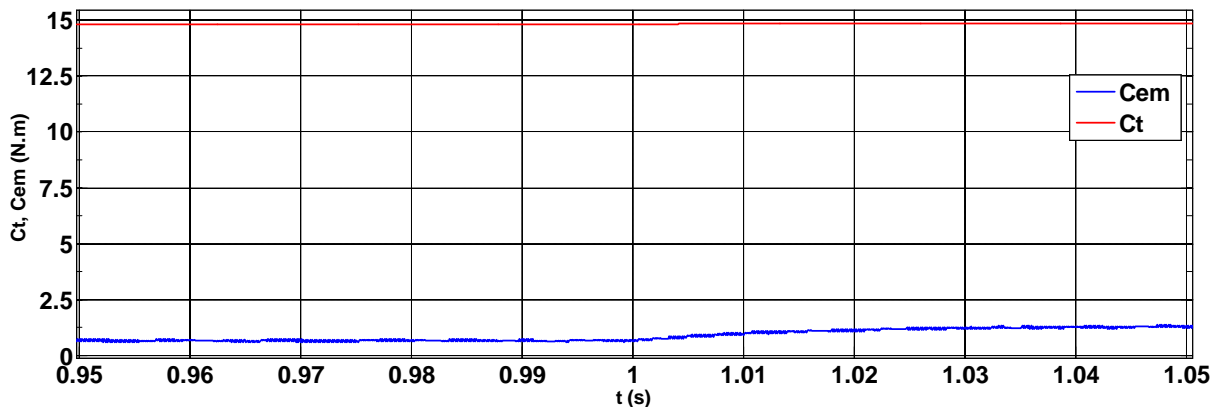


Figure IV.19 : Allure des couples

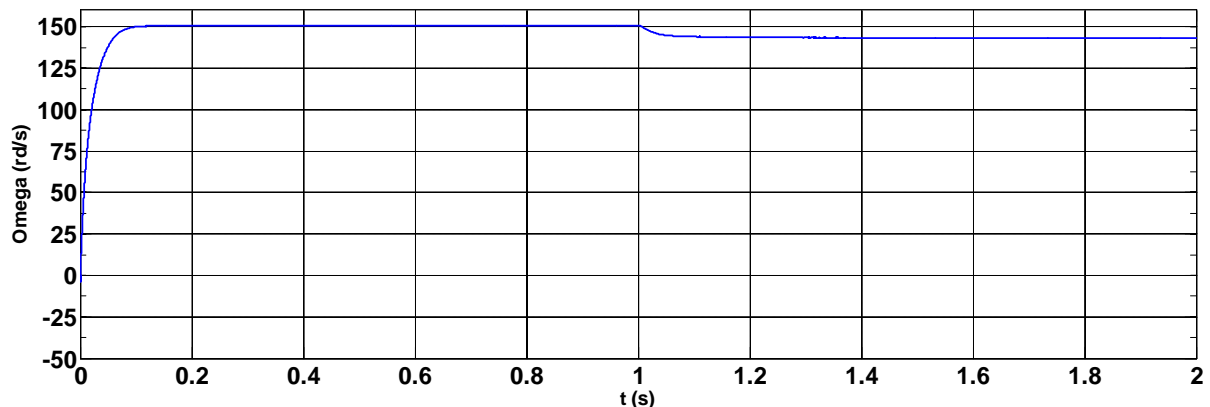


Figure IV.20 : Allure de la vitesse de rotation

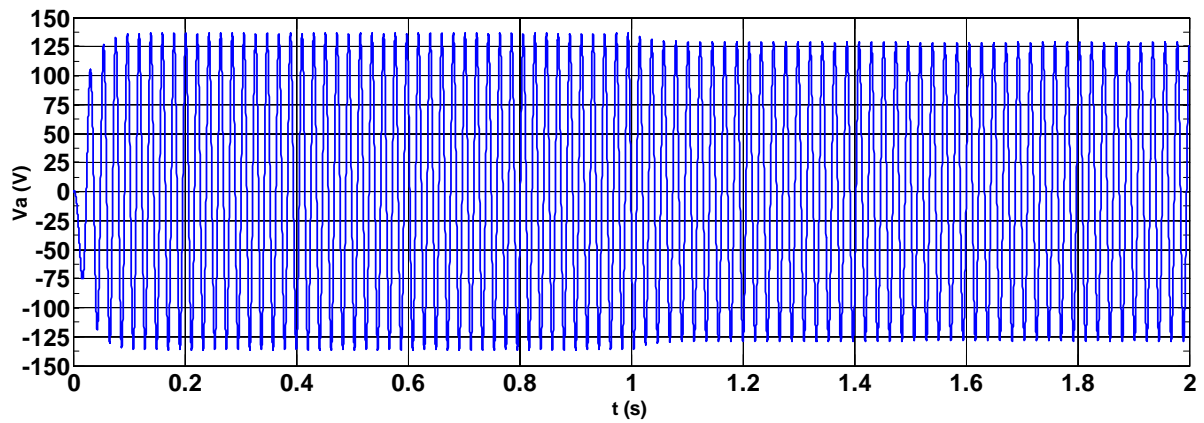


Figure IV.21 : Allure de la tension de phase

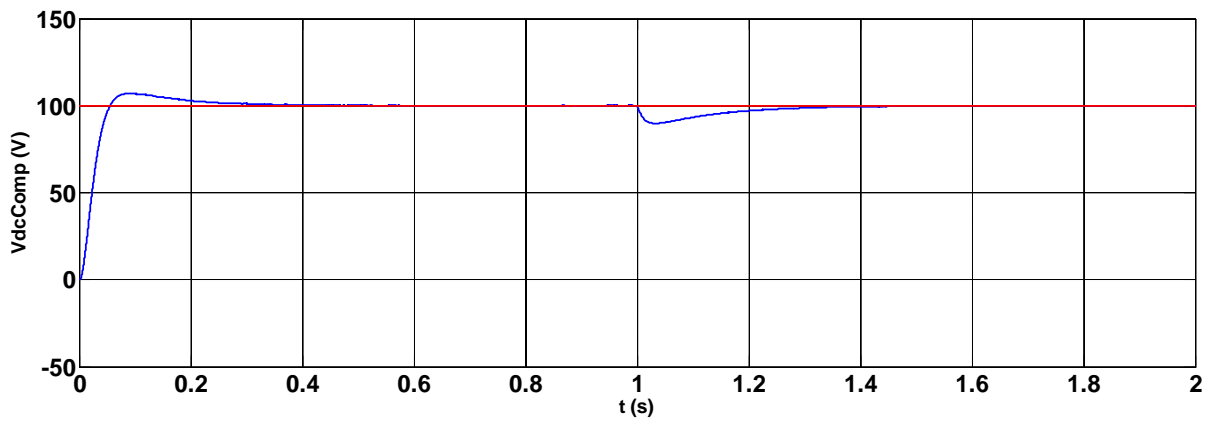


Figure IV.22 : Allure de la tension redressée

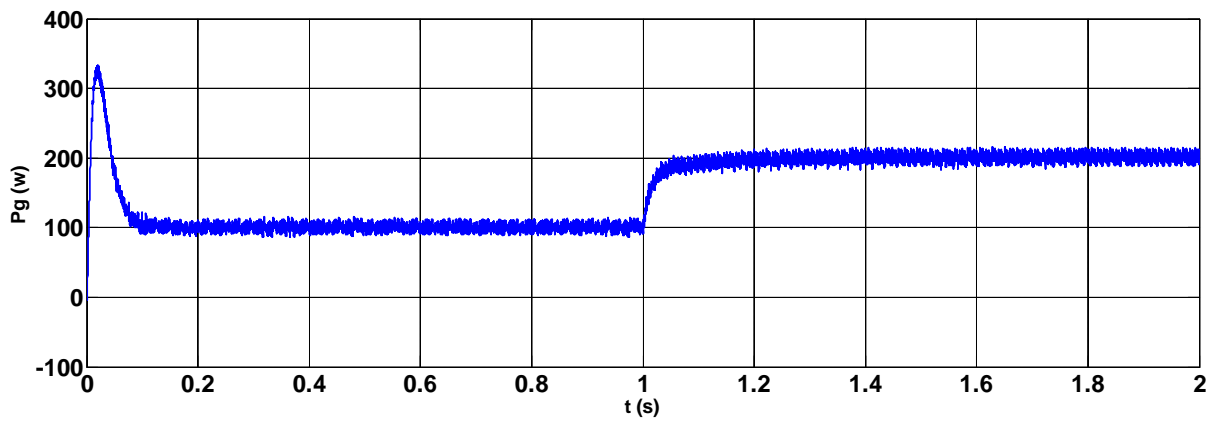


Figure IV.23 : Allure de la puissance

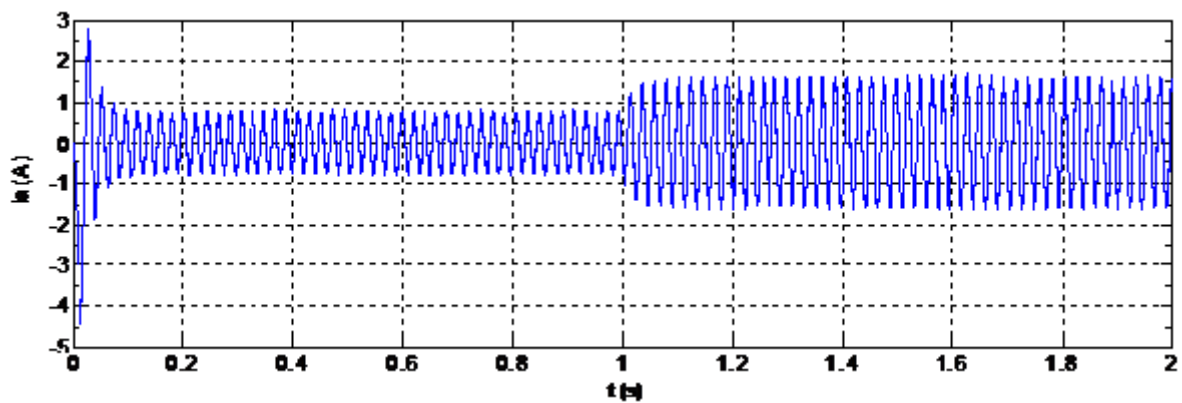


Figure IV.24 : Allure du courant de phase

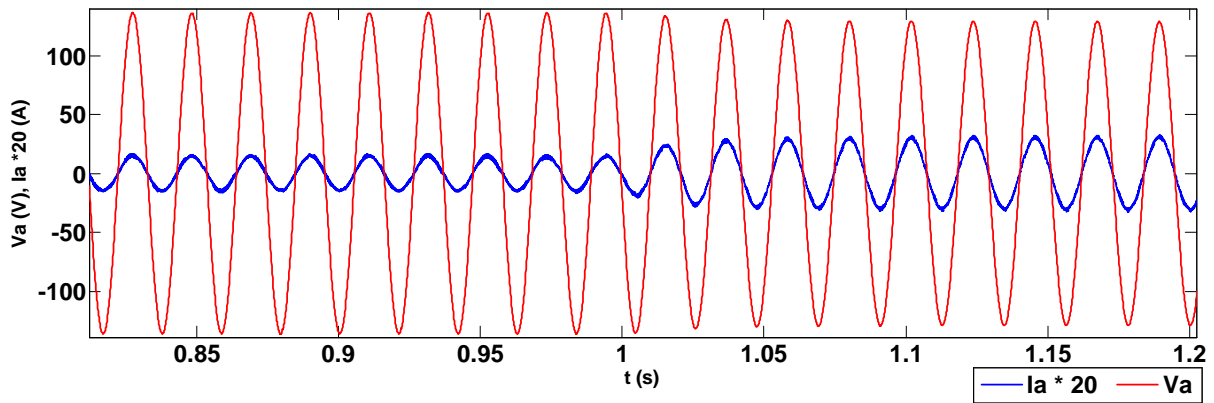


Figure IV.25 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire

❖ Interprétation des résultats

Au moment de la variation de la charge à $t=1(s)$, le système répond tout en satisfaisant la demande en puissance. Le courant de référence diminue en valeur et le couple électromagnétique augmente, ce qui mène la vitesse à augmenter. Par suite, la demande en puissance baisse de niveau, et de même pour la tension hors que les courants augmentent en valeur.

8.2. Cas d'un profil de vent variable

Pour un profil de vent variable (entre 15 et 20 m/s), une simulation a été réalisée pour deux cas différents ;

- ✓ Charge constante, V_{dc}^* variable.
- ✓ V_{dc}^* constante, charge variable.

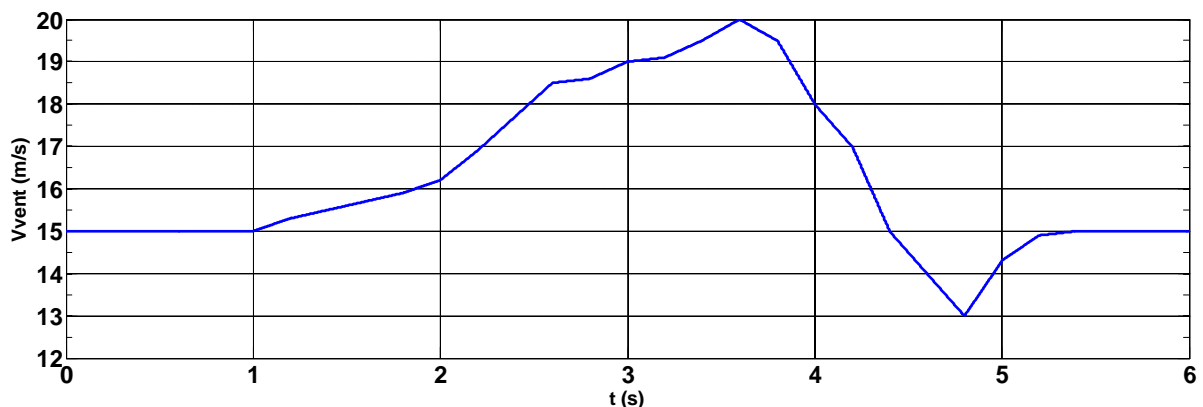


Figure IV.26 : Profil du vent variable

8.2.1. Charge constante, V_{dc}^* variable

Pour une tension de référence qui varie entre 100 et 150 (V), et une charge constante d'une valeur égale à 100 (Ω).

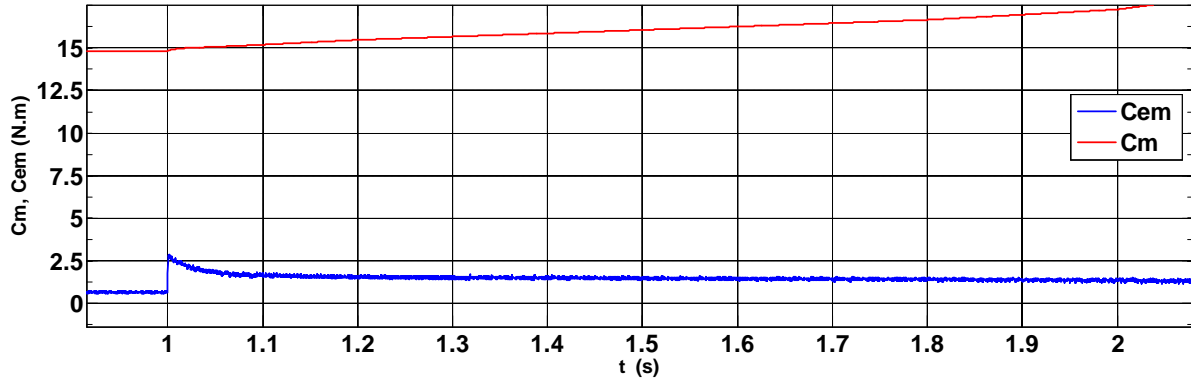


Figure IV.27 : Allure des couples

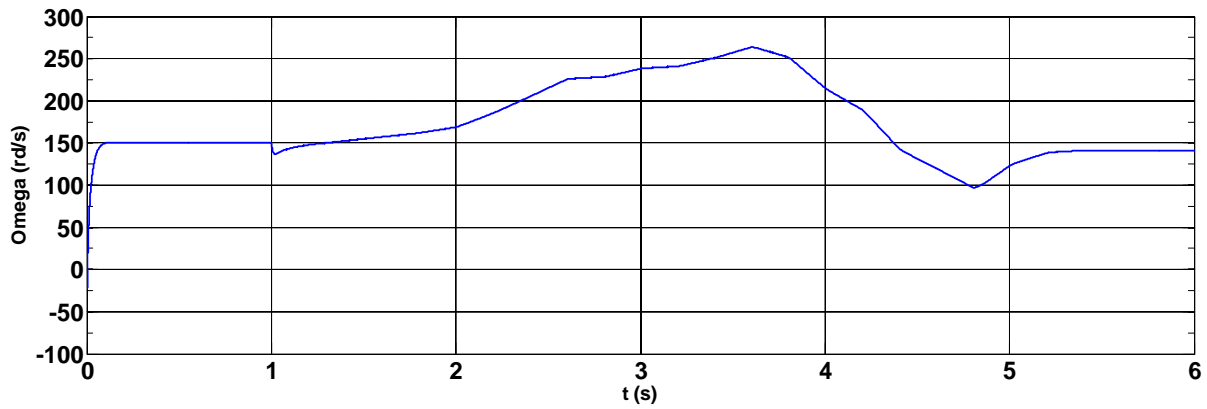


Figure IV.28 : Allure de la vitesse de rotation

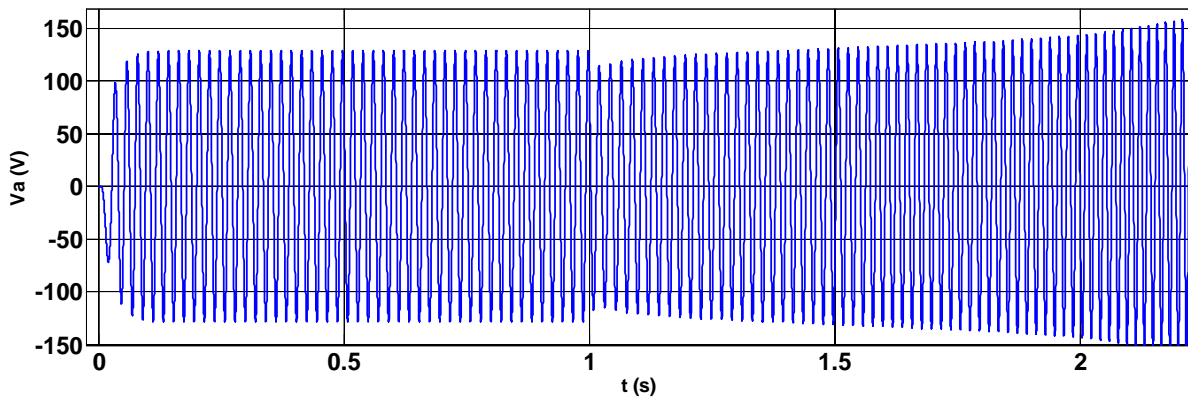


Figure IV.29 : Allure de la tension de phase

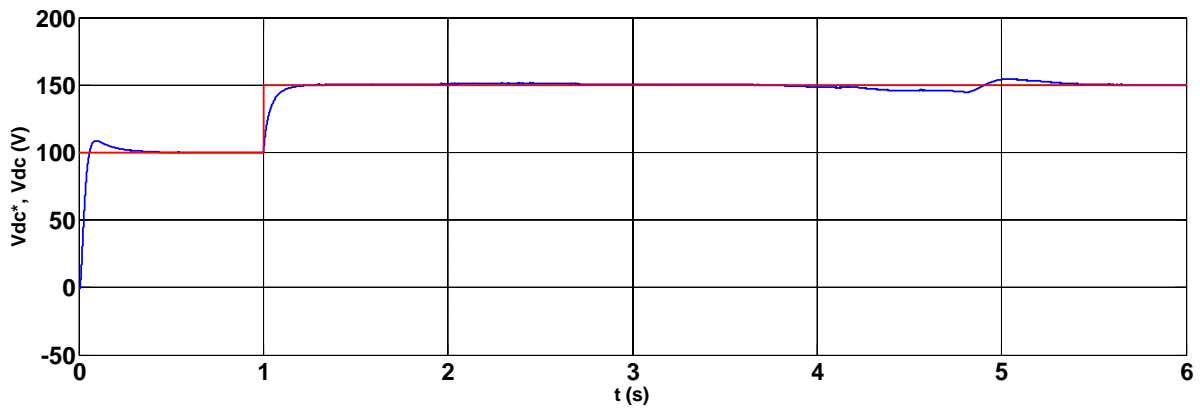


Figure IV.30 : Allure de la tension redressée

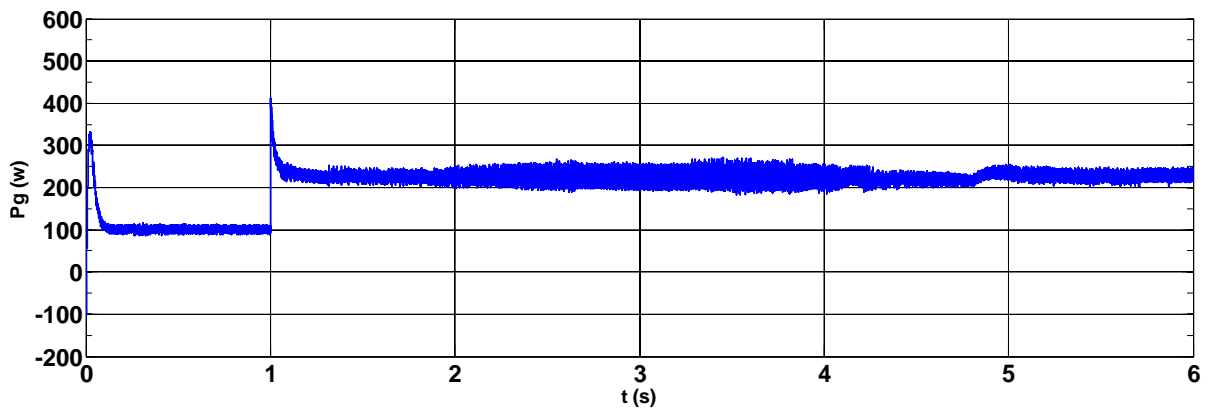


Figure IV.31 : Allure de la puissance

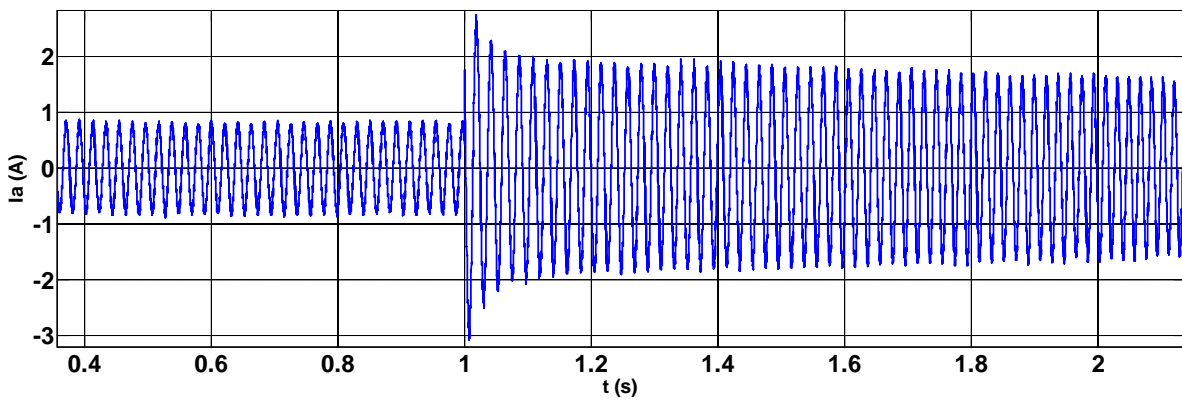


Figure IV.32 : Allure du courant de phase

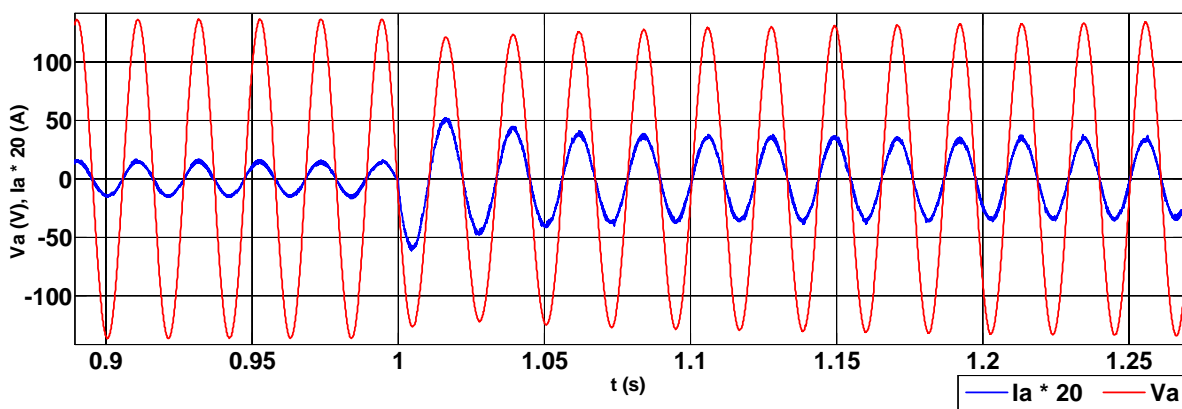


Figure IV.33 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire

❖ *Interprétation des résultats*

Les résultats de simulation montrent que la tension aux bornes du bus continu suit toujours la référence dans les conditions d'entraînement et de tension variables. Une bonne réponse avec de faibles variations du à la vitesse du vent, a été remarquée sur les allures.

8.2.2. V_{dc}^* constante, charge variable

Pour une tension de référence constante d'une valeur égale à 100 (V), et une charge qui varie de 100 à 50 (Ω)

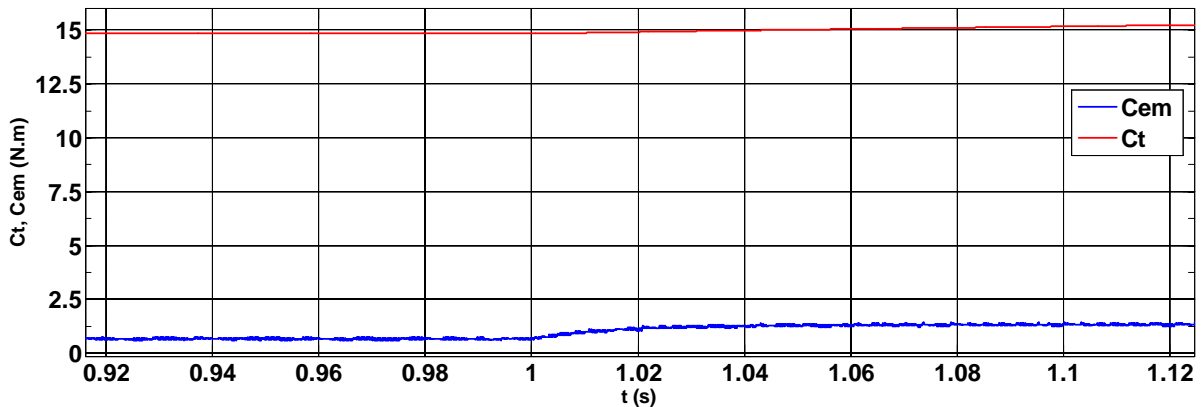


Figure IV.34 : Allure des couples

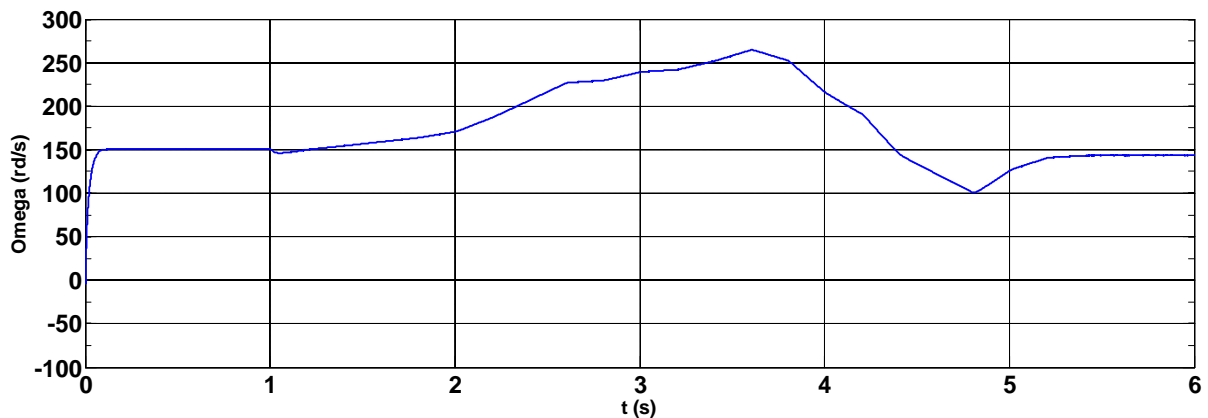


Figure IV.35 : Allure de la vitesse de rotation

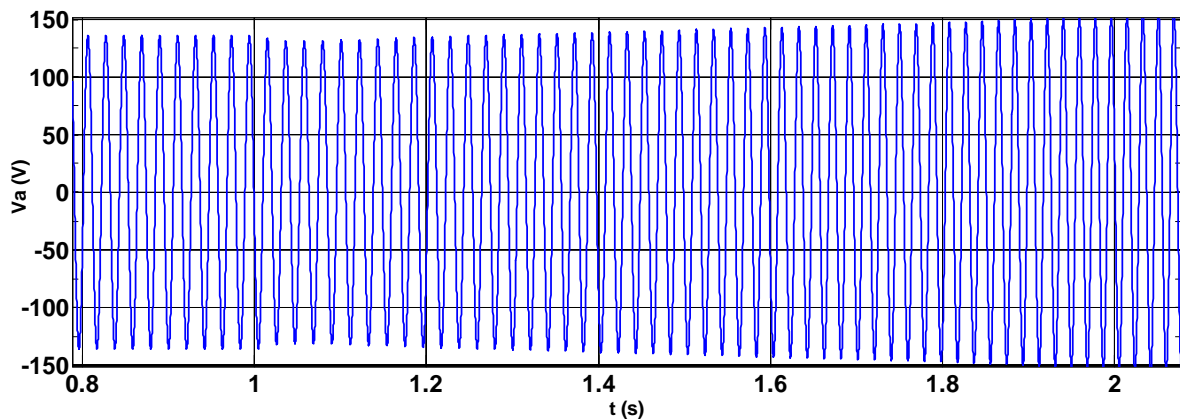


Figure IV.36 : Allure de la tension de phase

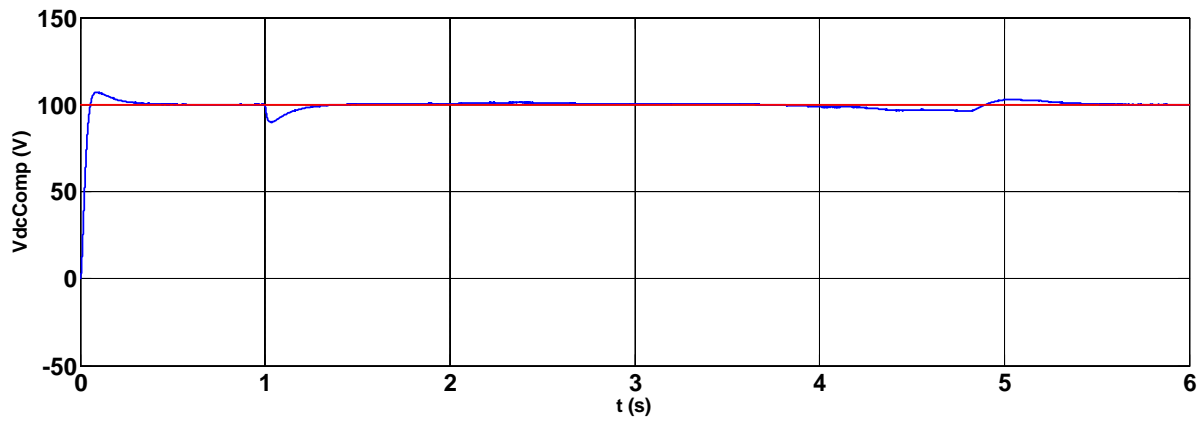


Figure IV.37 : Allure de la tension redressée

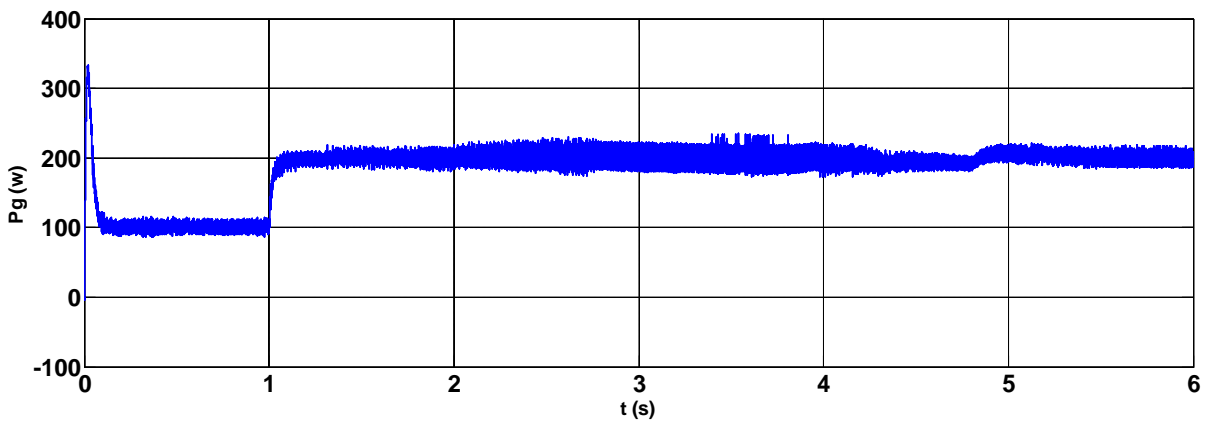


Figure IV.38 : Allure de la puissance

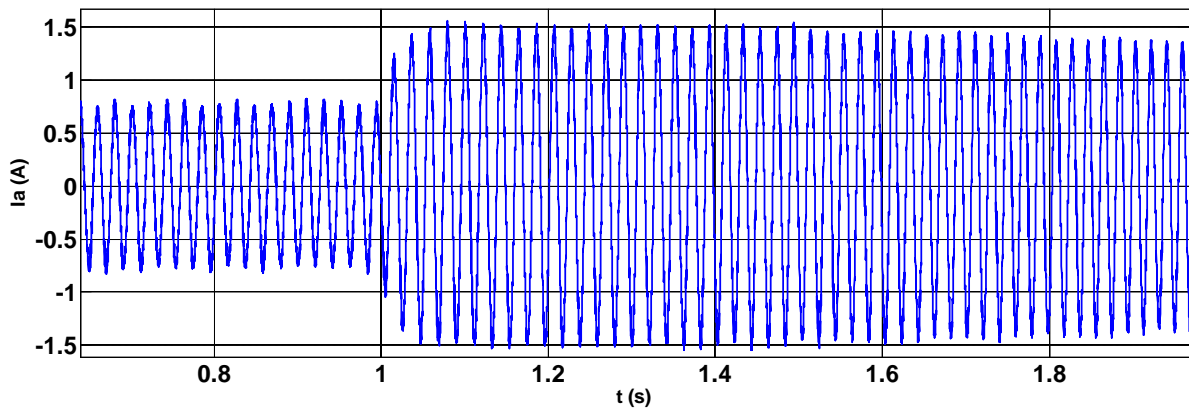


Figure IV.39 : Allure du courant de phase

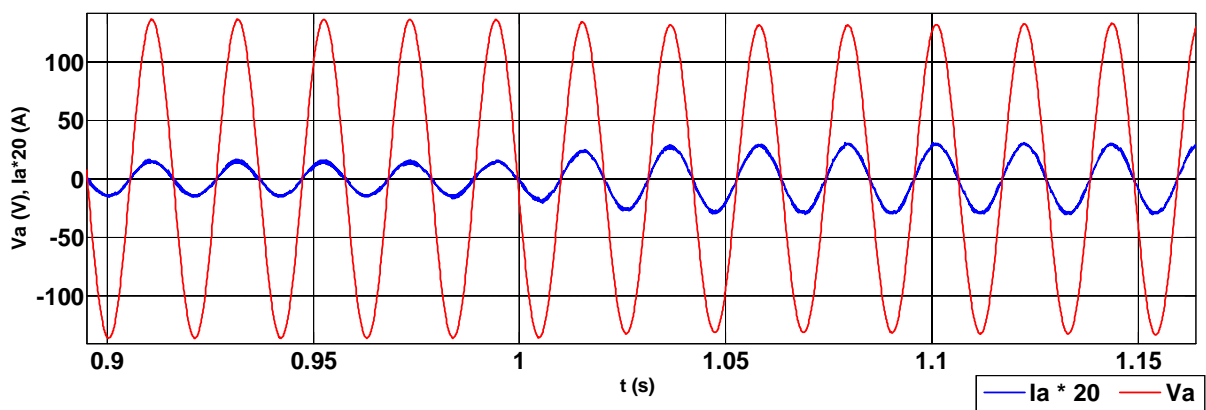


Figure IV.40 : Zoom sur le facteur de puissance unitaire

❖ *Interprétation des résultats*

La variation de la vitesse d'entraînement et de la charge électrique branchée aux bornes du bus continu, dont la tension est régulée, provoque la variation de la puissance active débitée par la génératrice, donc de son couple. Nous remarquons que le système répond en fonction de son évolution en provoquant des évolutions du courant et de la tension. Mais la tension du bus continu est toujours maintenue à sa valeur de référence.

9. Conclusion

Le chapitre IV a porté sur la commande du système en vue de réaliser les objectifs escomptés, à savoir maintenir à un niveau constant, la tension continue aux bornes de la capacité du bus continu. Pour cela, une commande indirecte en puissance (*VFOC*) a été appliquée. Basée sur le principe du control vectoriel dans un référentiel tournant (d,q), la stratégie de commande a été élaborée de sorte à permettre un contrôle indépendant des deux composantes active p et réactive q de la puissance dont cette dernière a été maintenue égale à zéro et le fonctionnement à facteur de puissance unitaire est assuré. Pour cela, un référentiel tournant dont l'axe q est calé sur le vecteur tension statorique, a été choisi.

La technique de commande appliquée a permis une bonne régulation de la tension du bus continu. Les résultats obtenus ont montré une bonne réaction vis-à-vis des variations de la vitesse d'entraînement et de la charge.

*Conclusion Générale
et Perspectives*

Conclusion générale et perspectives

Le présent travail est consacré à l'étude d'un système éolien de production d'énergie électrique, basée sur une génératrice synchrone à aimants permanents (*GSAP*) associée à un convertisseur à *MLI*.

Le premier chapitre rappelle les concepts fondamentaux de la conversion électromécanique de l'énergie éolienne en énergie électrique, un état de l'art sur les différentes structures d'associations machine-convertisseur a été également présenté. Une attention particulière a été accordé aux chaînes exploitées dans les sites isolés et autonomes pour lesquelles la génératrice, objet de notre étude, est dédiée.

Le second chapitre englobe la modélisation de l'aérogénérateur comprenant la turbine éolienne et la génératrice synchrone. Des généralités sur les aimants permanents ont été présentées ainsi que leurs applications au niveau de la génératrice. L'utilisation des aimants pour l'excitation de la machine permet une suppression des pertes par effet joule et la réduction de l'encombrement. Dans la deuxième partie de ce chapitre, le modèle de la machine synchrone en convention génératrice a été défini dans le repère de *Park*.

Le troisième chapitre a été consacré aux aspects liés au fonctionnement, la modélisation et les techniques de commande du redresseur à *MLI* en vue de son association avec la machine dans un schéma de commande. Cela a constitué l'objet des études présentées au chapitre quatre.

Ainsi, dans le chapitre quatre, nous avons présenté le principe de la commande par orientation du vecteur flux virtuel (*VFOC*) utilisée afin de commander notre système à savoir maintenir à un niveau constant, la tension du bus continu dans les conditions de la charge et de la vitesse du vent variables.

La technique de commande appliquée a permis une bonne régulation la tension du bus continu. L'action du système a été vérifiée en suiveur aussi bien qu'en régulé.

En perspectives, il est intéressant d'élaborer une commande adaptative aux variations des paramètres des régulateurs insérés dans la commande.

Références
Bibliographiques

Références Bibliographiques

A

- [Abo 08] ABOUD Hafit, TAMENDJARI Rafik, « Introduction d'une commande non linéaire a une machine asynchrone double alimentée dédiée à une éolienne », mémoire d'Ingénieur d'Etat en Electrotechnique, Universite Abd MIRA. Bejaia, Algérie. 2008
- [Abd 07] A. Abdelli – « Optimisation multicritère d'une chine éolienne passive », Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, Toulouse, France, 2007.
- [Abd 08] N. Abdel Karim – « Optimisation multi-critères et multi-physique d'aérogénérateurs à aimants permanents à flux axial », Thèse de doctorat, Groupe de Recherche en Electrotechnique et Automatique du Havre EA 3220, Université du Havre, France, 2008.
- [Al-Bah 90] A. H. Al-Bahrani, N. H. Malik – « Steady state analysis and performance characteristics of a three-phase induction generator self excited with a single capacitor », IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 5, No. 4, December 1990, pp. 725-732.

B

- [Bel 08] A. Bellini, G. Franceschini, E. Lorenzani et C. Tassoni – « Quantitative design of active control for self excited induction generators in grid isolated operation », Power Electronics Specialists Conference (PESC'2008), IEEE, 15-19 June 2008, pp. 3610-3614.
- [Bel 10] S. Belakehal, A. Bentounsi, M. Merzoug et H. Benalla – « Modélisation et commande d'une génératrice Synchrone à aimants permanents dédiée à la conversion de l'énergie éolienne » du Laboratoire d'Electrotechnique, 'LEC', Université Mentouri de Constantine Route Ain-El-Bey, Constantine, Algérie, Article de la revue des Energies Renouvelables Vol. 13 N°1 (2010) 149 – 161, (reçu le 14 Janvier 2010 – accepté le 28 Mars 2010).

- [Bol 02]** I. Boldea, S. A. Nasar – « Induction Machines Handbook », CRC Press, Boca Raton, Florida, U.S.A., 2002.
- [Bou 09]** A. Boulahia – « Etude des convertisseurs statiques destinés à la qualité de l'énergie électrique », Mémoire de magister, Université de Constantine, Algérie, 2009.
- [Bou 10]** A. Bouafia – « Techniques de commande prédictive et floue pour les systèmes d'électronique de puissance : Application aux redresseurs à MLI », Thèse de doctorat, Université Ferhat ABBAS, Sétif, Algérie, 2010.
- [Bou 11]** A. Bouhedda – « Contribution à l'étude de système de commande d'une éolienne », Mémoire de magister, Université de M. Mammeri, Tizi-Ouzou, Algérie, été 2011.
- [Bou 13]** Z. Boudries – « Etude d'une génératrice asynchrone commandée », Thèse de doctorat, Université A. MIRA, Bejaia, Algérie, 2013.
- [Buh 91]** H. Buhler – « Convertisseurs statiques », Presses polytechniques et Universitaires Romandes, Edit 1991.

C

- [Cam 03]** 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, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Centre de Bordeaux, France, 2003.
- [Car 96]** R. Cardenas-Dobson – « Control of Wind Turbine Using a Switched Reluctance Generator », PhD Thesis, University of Nottingham, 1996.
- [Cha 83]** Chatelain. J « Machines électriques, tome 2 », Presse polytechnique et Universitaires Romandes. Edit, 1983
- [Che 10]** N. Cherfia – « Conversion d'énergie produite par des générateurs éoliens », Mémoire de magistère, Université de Mentouri, Constantine, Algérie, 2010.

- [Cou 08]** V. CourteCuisse - « Supervision d'une centrale multi source à base d'éoliennes et de stockage d'énergie connectée au réseau électrique », Thèse Doctorat de l'école nationale supérieure d'arts et métiers. Spécialité: Génie Electrique. 20 Novembre, Algérie, 2008.

D

- [Dav 07]** 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.

E

- [Ela 04]** S. El Aïmani - « Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension », Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lille (ECL) Co Habilité avec L'université des sciences et technologies de Lille 1 (USTL) Spécialité : Génie électrique - Electronique - Automatique, France, 06 décembre 2004.

H

- [Ham 13]** HAMECHA Samira, Ep: BOUREKACHE - « Etude et Commande d'une Eolienne à base d'une Machine Synchrone à Aimants Permanents », Mémoire de Magister, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, Algérie, 2013

- [Has 12]** M/A. Hassad – « Influence de la commande d'une GADA des systèmes éoliens sur la stabilité des réseaux électriques », Mémoire de magister, Université de Sétif 1, Sétif, Algérie, 2012.

I

- [Idj 05]** K. Idjdarene – « Analyse et contrôle d'une chaine de conversion électrique par l'énergie éolienne », Thème de magistère, décembre, Algérie, 2005.

- [Idj 10]** K, Idjdarene - « Contribution à l'étude et la commande de génératrices asynchrones à cage dédiées à des centrales éoliennes Autonomes », Thèse de doctorat en cotutelle, l'Université A. Mira, Béjaïa, Algérie, et l'Universités Lille1, France, 2010.

J

- [Joh 01]** P.R.Johansen, D.Patterson, C.O'Keefe, J.Swenson – « The use of an axial flux permanent magnet in wheel direct drive in an electric bicycle », World Renewable Energy Conference, Perth, Australia, 2001, vol.22,n°123, pp 151-157.

K

- [Kan]** M. Kant - « Actionneurs à collecteur à aimant permanent », Techniques de l'Ingénieur, traité Génie électrique D 3695.

- [Kas 02]** KASMIERKOWSKI MARIAN P., BLAABJERG F., KRISHNAN R. – « Control in power electronics, selected problem », Elsevier Science, USA. 2002. 518p. ISBN: 0-12-402772-5

- [Kaz 98]** M.P. Kazmierkowski, L. Malesani – « Current control techniques for three-phase voltage source PWM converters: A survey », IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 45, pp. 691-703, Oct. 1998.

- [Khe 07]** L. Khetache – « Etude et commande d'un système éolien à base d'une machine électrique double alimentée », Batna, Algérie, 2007.

- [Kwo 99]** B.H. Kwon, J.H.Youm, J.W. Lim – « A line-voltage sensorless synchronous rectifier », IEEE Trans. on Power Electronics, vol.14, n°5, pp. 966-972, Sept. 1999.

L

- [Lis 01]** M. Lissere – « Innovative control techniques of power converters for industrial automation », Thèse de doctorat, Politecnico Di Bari, Italie, Décembre 2001.

M

- [Mal 03]** M. Malinowski, M.P. Kazmierkowski and A. Trzynadlowski – « Review and comparative study of control techniques for three-phase PWM rectifiers », *Math. Comput. Sim.*, vol.63, iss. (3-5), pp.349-361, Nov. 2003.
- [Mat 98]** Matthew Corley J et Robert D. Lorenz Fellow. « Rotor position and velocity estimation for salient-pole permanent magnet synchronous machine at stand still and high speed », *IEEE Transaction on industry application*, vol 34 N°4, 1998.
- [Mel 09]** R. Melicio, V.M.F. Mendes, J.P.S. Catalao, « Computer simulation of wind power systems: Electronics and Transient Stability Analysis », *International Conference on Power Systems Transients (IPST 2009)*, Kyoto, Japan, Juin 3-6, 2009.
- [Mir 05]** A. Mirecki – « Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance », Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, Toulouse, France, 2005.
- [Mur 96]** S. S. Murthy, C. Prabhu, A. K. Tandon et M. O. Vaishya – « Analysis of series compensated self excited induction generators for autonomous power generation », *International Conference on Power Electronics*, 1996.

N

- [Nia 96]** S. Nia Ahmed – « Contribution à l'étude théorique et expérimentale d'un filtre actif parallèle à commande analogique et numérique temps réel », Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Lorraine (INPL), Lorraine, 1996.
- [Nog 98]** T. Noguchi, H. Tomiki, S. Kondo, I. Takahashi – « Direct Power Control of PWM Converter Without Power Source Voltage Sensors », *IEEE Trans. on Ind. Applications*, Vol.34, no.3, pp. 473-479, May/June 1998.

P

- [Poi 03]** F. Poitiers - « Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne : Machine asynchrone à cage autonome, Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau », Thèse de doctorat, Université de Nantes, France 2003.
- [Pie 04]** J.T.G. Pierikm, J. Morrenm, 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.

R

- [Rek 92]** Rekioua. T. « Contribution à la modélisation et à la commande vectorielle des machines à aimants permanents », Thèse de doctorat de l'I.N.P.L, 1992.
- [Rob 02]** B. Robyns, Y. Pankow, L. Leclercq, B. Francois – « Equivalent Continuous Dynamic Model of Renewable Energy Systems », 7th International Conference on Modeling and Simulation of Electric Machines, Converters and Systems : Electrimacs 2002, C D, 18-21 Aout 2002, Montreal, Canada.

S

- [Sch 03]** 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.
- [Seg 79]** G. Séguier - « L'Electronique de Puissance: Les Fonctions de Base et Leurs Principales Applications », Editions Casteilla, Paris, France, 1979.
- [Seg 04]** G. Séguier, R. Bausière, F. Labrique, « Electronique de puissance, Structures, fonctions de base, principales applications », Editions Sciences Sup, Dunod 2004.

- [Shr 95]** L. Shridhar, B. Singh, C. S. Jha, B. P. Singh et S. S. Murthy – « Selection of capacitors for the self-regulated short shunt SEIG excited induction generator », IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 10, No. 1, March 1995, pp. 10-17.
- [Smi 00]** E. Smigiel, G. Stuzer – « Modélisation et commande des moteurs triphasés, commande vectorielle des moteurs synchrones à aimants permanents, commande numérique par contrôleurs DSP », 2000.
- [Sti 08]** M. Stieber - « Wind Energy Systems for Electric Power Generation » Springer Series in Green Energy and Technology, Springer-Verlag Berlin Heidelberg. 2008.
- [Syl 10]** Sylvain LECHAT SANJUAN - « Voltage Oriented Control of Three-Phase Boost PWM Converters Design, simulation and implementation of a 3-phase boost battery charger », Master of Science Thesis in Electric Power Engineering, Department of Energy and Environment, Division of Electric Power Engineering, CHALMERS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY, Göteborg, Sweden, 2010.

T

- [Tam 10]** F. Tamiti – « Etude et commande d'un système éolien à base d'une génératrice synchrone à aimants permanent », Thème de master, Université de A. MIRA, Bejaia, Algérie, 2010.
- [Tol 00]** A.S. Toledo, « Commande Directe et Observation des Convertisseur de Puissance: Application à l'Onduleur de Tension Triphasé, Thèse de Doctorat, Ecole Doctorale de l'Institut National Polytechnique, Grenoble, France, 2000.
- [Tou 99]** A. Tounzi – « Utilisation de l'énergie éolienne dans la production de l'électricité », Journées du club EEA, 28-29 Janvier, 1999, Paris, France, pp. 1-14.

W

- [Wan 06]** L. Wang et R. Deng – « A novel analysis of an autonomous three-phase delta-connected induction generator with one capacitor », Power Engineering Society General Meeting, IEEE, 2006, pp. 1-6.
- [Wil 90]** J. Wilkie, W.E. Leithead, C. Anderson, « Modelling of wind turbine by simple models » Wind engineering, vol. 14, N°4, 1990, pp. 247-274.

Z

- [Zia 01]** Ziane. H, « Commande vectorielle des machines synchrones à aimants permanents, effet et compensation du temps mort de l'onduleur, commande sans capteur mécanique », Mémoire de magister, Université de Bejaia, Janvier 2001.

Annexes

Annexe A**Paramètres de la GSAP :**

- ✓ Puissance nominale : $P_n = 600$ (W)
- ✓ Tension nominale : $V_n = 90$ (V)
- ✓ Courant nominal : $I_n = 4.8$ (A)
- ✓ Nombre de paires de pôles : $p = 2$.
- ✓ Inductance Statorique directe et en quadrature : $L_d = L_q = 0.0027$ (H).
- ✓ Résistance Statorique : $R_s = 1.137$ (Ω).
- ✓ Flux d'excitation des aimants permanents : $Q_f = 0.455$ (web).
- ✓ Coefficient de frottements : $f = 0.094$ (N.m.s/rd).
- ✓ Moment d'inertie : $J_m = 0.001$ (Kg.m²).

Paramètres du Redresseur MLI :

- ✓ Résistance : $R = 0.1$ (Ω).
- ✓ Inductance : $L = 0.01$ (H).
- ✓ Amplitude de la porteuse : $a = 300$ (V).
- ✓ Fréquence de la porteuse : $per = 1/1350$ (Hz).

Paramètres du Bus Continu :

- ✓ Capacité du bus continu : $C = 0.001$ (F).
- ✓ Tension de référence à la sortie du bus continu : $V_{dc}^* = 150$ (V).
- ✓ Résistance de charge : $R_{ch} = 100$ (Ω).

Paramètres de l'éolienne :

- ✓ Rayon de la voilure $R = 0.75$ (m).
- ✓ Hauteur de la voilure $H = 2$ (m).
- ✓ Surface active $S = 2$ (m²).
- ✓ Inertie de la turbine $J_t = 0.001$ (Kg. m²).
- ✓ Masse volumique de l'air $\rho = 1.225$ (Kg/m³).
- ✓ Gain du multiplicateur $G = 3$.

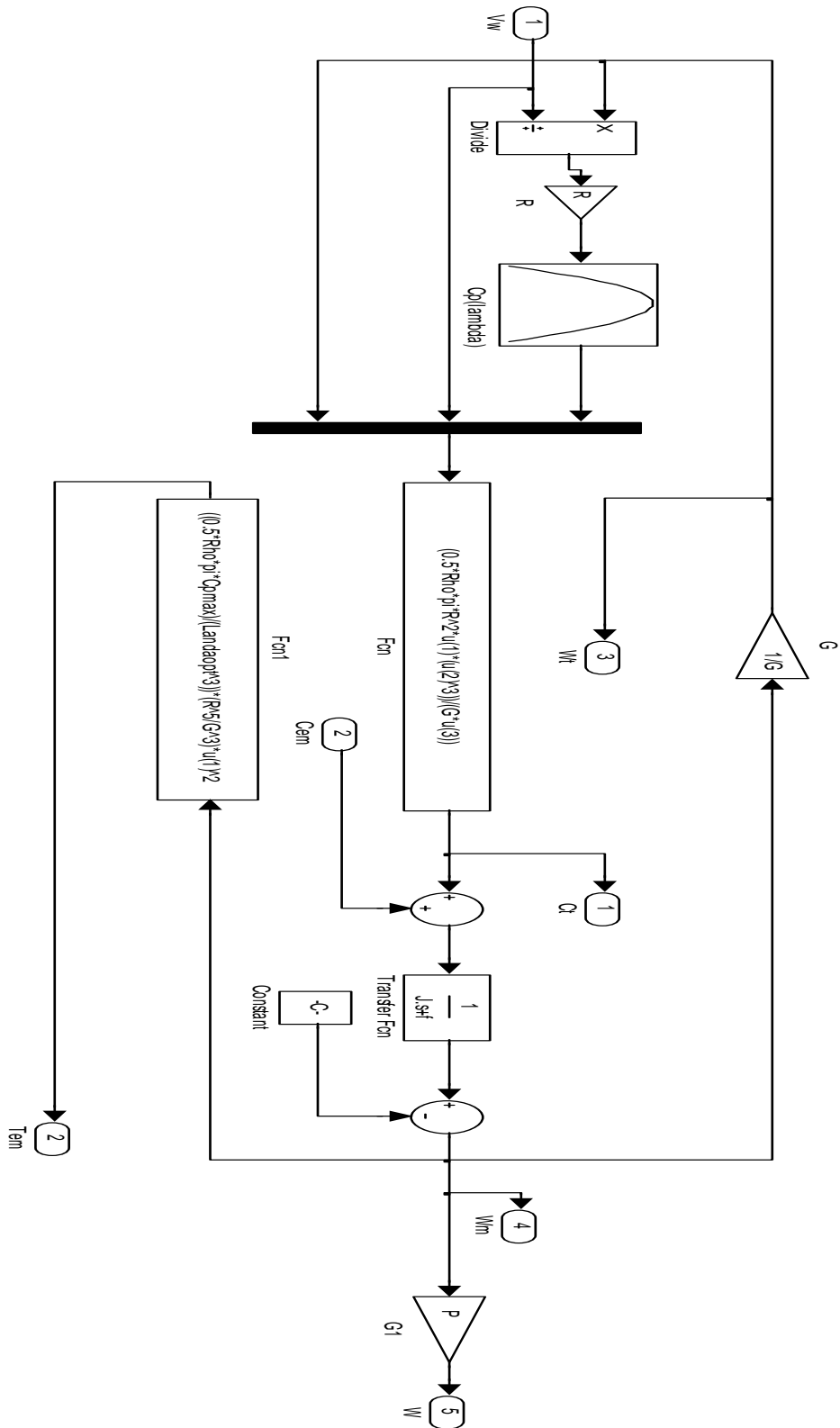


Figure B.2 : Schéma bloc de l'éolienne

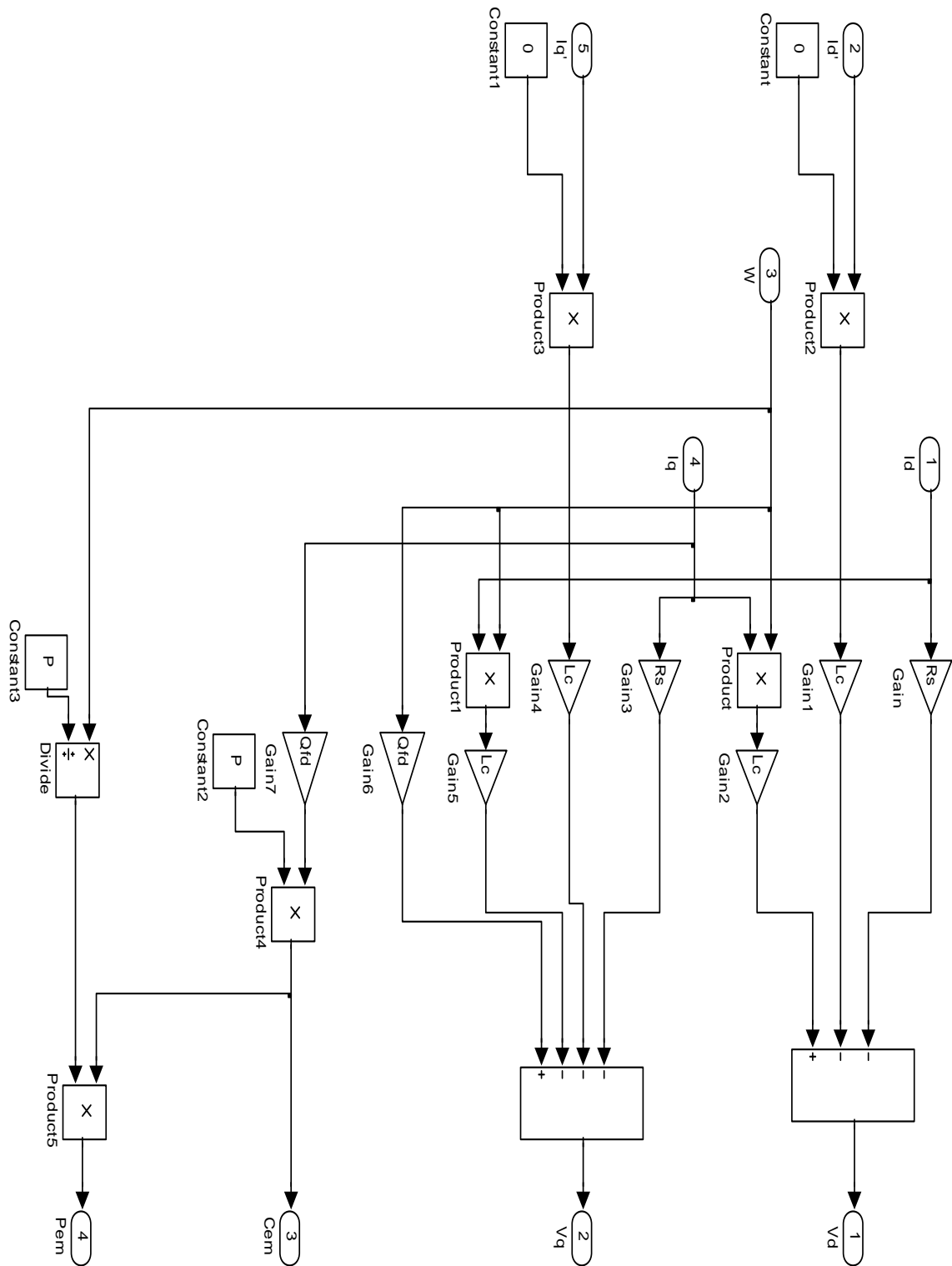


Figure B.3 : Schéma bloc de la GSAP

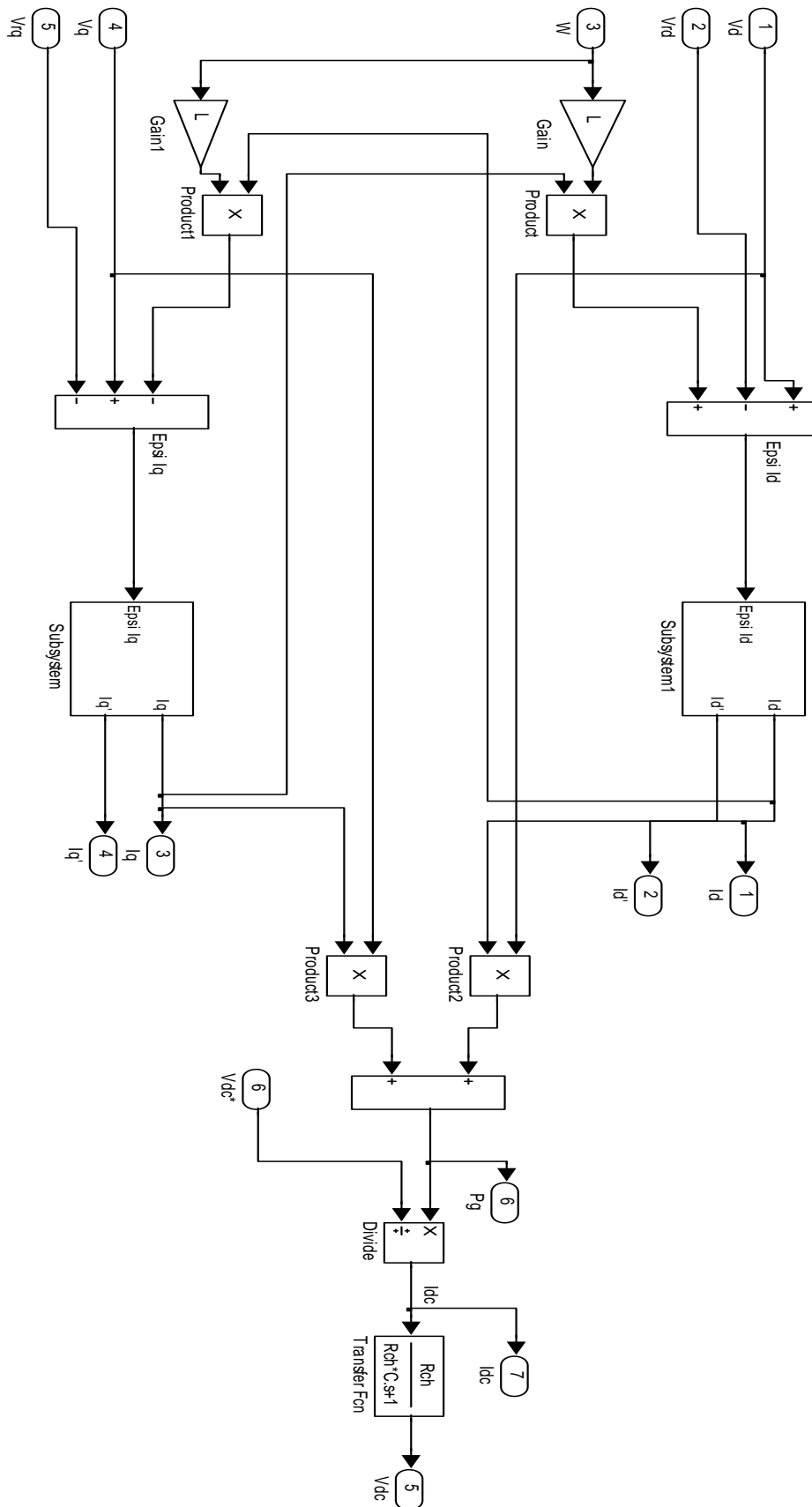


Figure B.4 : Schéma bloc du redresseur MLI - Bus continu