

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC EN ABITIBI-TÉMISCAMINGUE

ÉCOLE DE GÉNIE

MODÈLE DE PRÉDICTION ET DE COMMANDE DE LA MACHINE SYNCHRONE À
AIMANTS PERMANENTS : APPLICATION DANS LES AÉROGÉNÉRATEURS

MÉMOIRE

PRÉSENTÉ

COMME EXIGENCE PARTIELLE

DE LA MAÎTRISE EN INGÉNIERIE

PAR

TOUFIK ZIDELMAL

AVRIL 2015



BIBLIOTHÈQUE

Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue
Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue

Mise en garde

La bibliothèque du Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue et de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue a obtenu l'autorisation de l'auteur de ce document afin de diffuser, dans un but non lucratif, une copie de son œuvre dans Depositum, site d'archives numériques, gratuit et accessible à tous.

L'auteur conserve néanmoins ses droits de propriété intellectuelle, dont son droit d'auteur, sur cette œuvre. Il est donc interdit de reproduire ou de publier en totalité ou en partie ce document sans l'autorisation de l'auteur.

Warning

The library of the Cégep de l'Abitibi-Témiscamingue and the Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue obtained the permission of the author to use a copy of this document for non-profit purposes in order to put it in the open archives Depositum, which is free and accessible to all.

The author retains ownership of the copyright on this document. Neither the whole document, nor substantial extracts from it, may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

Résumé

L'objectif de ce travail de maîtrise est de développer un modèle précis de la machine synchrone à aimants permanents pour la prédiction des défauts de court-circuit, le délestage et l'enclenchement des charges. Ultiment, le modèle proposé devrait également être approprié pour la commande de la machine et pour utiliser cette machine dans la production d'énergie éolienne.

Dans un premier temps, le présent rapport expose le contexte et les motivations socio-économiques et l'intérêt scientifique du sujet. Par la suite un état de l'art des énergies renouvelables est présenté. Afin de mieux répondre aux objectifs définis dans ce travail de maîtrise, l'étude et la modélisation du système sont organisées en cinq points clés : (1) développement de deux modèles dynamiques escomptés de la génératrice, (2) Modélisation et stratégie de commande de la turbine éolienne, (3) modélisation de la chaîne de transmission au réseau de distribution, les différentes parties sont modélisées dans le repère de Park pour simplifier le contrôle de la chaîne globale, (4) la commande vectorielle de la génératrice synchrone à aimants permanents (5) et enfin, la commande de la chaîne de production globale d'énergie éolienne. Nous avons aussi abordé le problème lié à la puissance électrique produite par la génératrice, qui dépend de la vitesse du vent. Pour cela, nous avons établi le schéma de commande des puissances basé sur deux correcteurs proportionnel intégral.

Les deux modèles développés ont été mis en œuvre à l'aide du logiciel "Matlab" et validés avec des essais expérimentaux obtenus sur une machine de laboratoire. Les autres paramètres utilisés dans les simulations sont des valeurs existantes ou prises dans la littérature.

Abstract

The objective of this work is to develop an accurate model of the permanent-magnet synchronous machine for the prediction of short-circuit faults, load rejection and line switching. Ultimately, the proposed model should also be suitable for the control of the machine and in the production of wind energy.

First, this report sets out the background and socio-economic motivations and scientific interest of the subject. Thereafter, a state of the art on renewable energy is presented. To better meet the objectives outlined in this work control, the study and modeling of the system are organized into five key points: (1) development of two expected dynamic model of the generator, (2) modeling and control strategy of the wind turbine, (3) modeling of the transmission chain to the distribution system, the parts are modeled in the landmark Park to simplify the control of the global system, (4) the vector control of the synchronous permanent magnet generator (5) and finally, the control of the overall wind energy production line. We also addressed the problem of the electric power produced by the generator, which depends on the wind speed. For this, we have established powers control scheme based on two proportional integral correctors.

The two developed models have been implemented using the software "Matlab" and validated with experimental tests obtained on a laboratory machine. The other parameters used in the simulations are existing or taken from the literature values.

Remerciements

Ce mémoire de maîtrise en ingénierie a été fait à l'École de Génie de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue. Sa réalisation a été possible grâce à l'aide et le soutien de nombreuses personnes à qui je tiens vivement à exprimer toutes ma reconnaissance et ma gratitude notamment :

Mon directeur de recherche en premier lieu, le Professeur René Wamkeue (ing. Ph.D), professeur titulaire à l'UQAT. Je le remercie de m'avoir proposé ce sujet et me donner la possibilité de bénéficier de sa rigueur, sa force de travail, et des aptitudes qu'exigent un travail de recherche.

Je remercie également les membres du jury pour le temps qu'ils ont consacré à l'évaluation de ce travail.

M. Jean-Jacques Beaudoin, Professionnel, chargé des Laboratoires à l'UQAT, pour sa disponibilité et son savoir-faire technique, mis en contribution pour la compréhension de nombreux concepts pratiques.

Je tiens à remercier aussi les étudiants du groupe de recherche GREENG, plus particulièrement : Tommy Theubou, G. Ekemb, J. wamba, A. Laalami, K. Ouramdane et M. Smaili pour leur disponibilité et discussions sur différents aspects de ce travail.

Enfin, je remercie tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la concrétisation de ce travail, en particulier Malika Boubekour.

Un grand merci à mes parents et à toute ma famille.

Table des matières

RÉSUMÉ.....	I
ABSTRACT.....	II
REMERCIEMENTS	III
TABLE DES MATIÈRES.....	IV
LISTE DES FIGURES	XIII
LISTE DES TABLEAUX.....	XX
LISTE DES SYMBOLES.....	XXI
CHAPITRE 1 : INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	1
1.1 Intérêts socio-économiques du sujet	1
1.2 Intérêts scientifiques du sujet.....	2
1.3 Organisation des différentes parties du rapport	3
CHAPITRE 2 : GÉNÉRALITÉS SUR LES ÉNERGIES ÉOLIENNES.....	5
2.1 État de l’art et situation de l’éolien dans le contexte des énergies renouvelables ..	5
2.2 Génération d’énergie renouvelable	8
2.3 Production éolienne.....	8

2.4 Constitution d'une éolienne moderne	9
2.5 Éolienne à vitesse fixe ou à vitesse variable	12
2.6 Fonctionnement des éoliennes	14
2.6.1 Orientation de l'éolienne	14
2.6.2 Limitation de la puissance éolienne.....	15
2.7 Machines électriques et systèmes de conversion d'énergie éolienne.....	16
2.7.1 Machine asynchrones à cage (MAS)	16
2.7.2 Machines asynchrones à double alimentation (MADA)	18
2.7.3 Génératrices synchrones à aimants permanents.....	20
2.8 Matériaux magnétiques pour les machines électriques à aimants permanents	22
2.8.1 Les aimants permanents.....	22
2.8.2 Type d'aimants utilisés dans les MSAP	25
2.8.2.1 Ferrite	25
2.8.2.2 Samarium-Cobalt.....	25
2.8.2.3 Néodyme-Fer-Bore.....	25
2.9 Conclusion	25
CHAPITRE 3 : MODÉLISATION DE LA MACHINE SYNCHRONE À	
AIMANTS PERMANENTS.....	27

3.1	Introduction.....	27
3.2	Généralité sur les machines synchrones à aimants permanents	28
3.2.1	Principe de fonctionnement de la machine synchrone à aimants permanents	28
3.2.2	Modélisation de la machine synchrone à aimants permanents fonctionnement mode génératrice	29
3.2.2.1	Hypothèses simplificatrices.....	29
3.2.2.2	Équations électriques de la génératrice synchrone à aimants permanents	30
3.2.2.3	Équations mécaniques	33
3.2.2.4	Modèle de la machine synchrone à aimant permanent dans le repère de Park	34
3.2.2.5	Équations électriques dans le repère de Park (d, q).....	35
3.2.2.6	Équations de flux.....	37
3.2.2.7	Schéma équivalent de la MSAP en régime transitoire	38
3.2.2.8	Équations de la génératrice à aimants permanents en régime permanent	39
3.2.2.9	Schéma simplifié de la génératrice synchrone à aimants permanents en régime permanent.....	41
3.2.2.10	Diagramme vectoriel de la génératrice synchrone à aimants permanents	41

3.2.2.11	Calcul l'angle du rotor.....	42
3.2.3	Calcul des puissances.....	43
3.2.3.1	Puissance apparente.....	43
3.2.3.2	Puissance active et réactive	43
3.2.3.3	Puissance dans le repère de Park.....	43
3.2.4	Calcul les conditions initiales	43
3.2.5	Expression du couple électromagnétique	44
3.2.6	Modèle d'état de la MSAP.....	46
3.3	Modèle global de la MSAP développé avec une charge résistive et inductive	47
3.3.1	Modèle de la charge dans le repère de Park.....	47
3.3.1.1	Équations de flux.....	47
3.3.1.2	Équations des tensions.....	47
3.3.1.3	Équations des courants	48
3.3.1.4	Équations des Flux	48
3.3.2	Modèle global la GSAP avec $Z_{ligne} = 0$	50
3.3.3	Modèle global de la GSAP avec $Z_{ligne} \neq 0$	53
3.3.4	Étude de stabilité.....	54
3.3.5	Les valeurs réduites	55

3.4 Résultats de simulation	56
3.4.1 Court-circuit total	58
3.4.2 Enclenchement d'une charge résistive à 50 %.....	59
3.4.3 Délestage partiel à 50 % avec une charge résistive	61
3.5 Validation expérimentale	63
3.5.1 Description du bloc d'essai exprimental	63
3.5.2 Principe des essais dynamiques	65
3.5.2.1 Principe de court-circuit	65
3.5.2.2 Principe d'enclenchement ou de délestage.....	65
3.6 Résultats des essais expérimentaux.....	66
3.6.1 Essai de court-circuit triphasé.....	66
3.6.2 Essai d'enclenchement.....	68
3.6.3 Essai de délestage	69
3.6.4 Discussions	70
3.7 Conclusion	71
CHAPITRE 4 : MODÉLISATION ET STRATÉGIE DE COMMANDE DE LA TURBINE ÉOLIENNE	72
4.1 Introduction.....	72

4.2	Principe de fonctionnement.....	72
4.2.1	Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique	73
4.2.2	Production d'énergie mécanique	75
4.3	Modélisation de la turbine.....	77
4.3.1	Les pales	77
4.3.2	Modèle de multiplicateur de vitesse	78
4.3.3	Équation dynamique de l'arbre de transmission.....	78
4.4	Stratégie de la commande	80
4.4.1	Zones de fonctionnement de l'éolienne.....	80
4.4.2	Configuration de la commande	82
4.4.3	Méthodes de recherche du point maximum de puissance	83
4.4.4	Maximisation de la puissance sans asservissement de vitesse	84
4.4.5	Maximisation de la puissance avec asservissement de vitesse	86
4.5	Conception du correcteur de vitesse	87
4.5.1	Correcteur PI à avance de phase	88
4.5.2	Correcteur PI avec anticipation.....	89
4.6	Simulation et résultats	90
4.6.1	Sans asservissement de vitesse.....	92

4.6.1	PI à avance de phase	94
4.6.2	Régulateur PI	95
4.7	Conclusion	96
CHAPITRE 5 : COMMANDE VECTORIELLE DE LA GÉNÉRATRICE SYNCHRONNE À AIMANTS PERMANENTS		97
5.1	Introduction.....	97
5.2	Modélisation de convertisseur	98
5.3	Commande du convertisseur de puissance.....	98
5.4	Modélisation de bus continu	103
5.5	Modèle du filtre de sortie	103
5.6	Commande vectorielle	104
5.6.1	Principe et structure de la commande vectorielle de la génératrice.....	104
5.6.2	Décomposition des tensions.....	105
5.6.3	Boucle de commande.....	106
5.6.4	Contrôle de la puissance de la génératrice.....	107
5.6.5	Synthèse des Contrôleurs PI du convertisseur de puissance.....	108
5.7	Résultats de simulation	111
5.8	Interprétation	113

5.9	Conclusion	113
CHAPITRE 6 : COMMANDE DE LA CHAINE GLOBALE DE CONVERSION ÉOLIENNE À LA BASE D'UNE GÉNÉRATRICE SYNCHRONNE À AIMANTS PERMANENTS		
115		
6.1	Introduction.....	115
6.2	Modélisation du couplage mécanique entre la turbine et la génératrice	116
6.3	Pertes des puissances dans la chaîne éolienne	118
6.3.1	Pertes mécaniques.....	118
6.3.2	Pertes Joules.....	118
6.3.3	Pertes fer	119
6.4	Simulation sans commande.....	119
6.5	Interprétation des résultats	121
6.6	Commande de la puissance active et réactive.....	122
6.7	Architecture du dispositif de commande.....	123
6.8	Résultats de simulations avec correcteur proportionnel Intégral (PI).....	124
6.9	Interprétation des résultats	128
6.10	Régulation de la puissance active suivant les besoins de l'utilisation	128
6.11	Interprétation des résultats	131
6.12	Conclusion	132

CONCLUSION GÉNÉRALE	133
RÉFÉRENCES.....	135
ANNEXES.....	142

Liste des figures

Figure 2-1: Consommation d'énergie dans le monde et prévisions de 1971 à 2030	6
Figure 2-2: Répartition des sources d'énergies primaires dans le monde.....	7
Figure 2-3: La carte de la distribution des parcs d'énergies éoliennes au niveau national	9
Figure 2-4: Différentes parties de l'éolienne-NORDEX N60-1.3MW	10
Figure 2-5 : Schéma d'une éolienne Enercon à entraînement direct	11
Figure 2-6 : Systèmes de génération d'énergie électrique à partir d'une source d'énergie variable.....	12
Figure 2-7: Turbine éolienne avec un système d'orientation.....	15
Figure 2-8: Limitation de puissance éolienne, a) pitch, b) déviation verticale de l'axe de rotation, c) rotation horizontale de l'axe de rotation, d) vitesse continue variable.	16
Figure 2-9 : Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine asynchrone à cage (vitesse de rotation fixe).....	17
Figure 2-10: Système éolien basé sur la machine asynchrone à cage à fréquence variable....	17
Figure 2-11 : Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine asynchrone à rotor bobiné avec variation de la vitesse de rotation par réglage de la résistance du rotor.....	19
Figure 2-12 : Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine asynchrone double alimentation avec régulation de la vitesse.....	19
Figure 2-13: Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine synchrone à aimants permanents	21

Figure 2-14: Système basée sur la machine synchrone et redresseur à diodes	21
Figure 2-15 : Caractéristique de désaimantation d'un aimant permanent [58].....	23
Figure 3-1: a) Structure à rotor interne b) Structure a rotor externe	29
Figure 3-2 : Représentation de la MSAP dans le repère de Park.....	35
Figure 3-3: Circuit équivalent de la MSAP dans le repère de d et q.....	39
Figure 3-4 : Circuit équivalent de la GSAP en régime permanent.....	41
Figure 3-5 : Diagramme vectoriel de la MSAP	41
Figure 3-6 : Génératrice synchrone à aimants permanents accordée à une charge.....	50
Figure 3-7: Courants triphasés lors d'un court-circuit	58
Figure 3-8: Courant d'une seule phase lors d'un court-circuit.....	58
Figure 3-9: Courants triphasés lors de l'essai de l'enclenchement	59
Figure 3-10 : Courant d'une seule phase lors de l'enclenchement	59
Figure 3-11 : Tensions triphasées lors de l'essai de l'enclenchement	60
Figure 3-12 : Tension d'une seule phase lors de l'essai de l'enclenchement	60
Figure 3-13 : Courants triphasés lors de l'essai de délestage.....	61
Figure 3-14 : Courant d'une seule phase lors de l'essai de délestage.....	61
Figure 3-15 : Tensions triphasées lors de l'essai de délestage.....	62
Figure 3-16 : Tension d'une seule phase lors de l'essai de délestage.....	62
Figure 3-17 : Vue de l'ensemble du banc d'essai expérimental	64

Figure 3-18 : Schéma équivalent des essais de laboratoire.....	64
Figure 3-19 : Schéma de principe de l'essai de court-circuit symétrique.....	65
Figure 3-20 : Schéma de principe de l'essai de délestage ou d'enclenchement	66
Figure 3-21 : Résultats expérimentaux du courant et la tension durant l'essai de court-circuit triphasé.....	66
Figure 3-22 : Courants mesurés et simulés durant l'essai de court-circuit triphasé.....	67
Figure 3-23 : Tensions mesurées et simulées lors de l'essai de court-circuit triphasé.....	67
Figure 3-24 : Résultats expérimentaux du courant et tension durant l'essai d'enclenchement	68
Figure 3-25 : Tension mesurée et simulée durant l'essai d'enclenchement.....	68
Figure 3-26 : Courant mesuré et simulé durant l'essai d'enclenchement	69
Figure 3-27 : Résultats expérimentaux du courant et tension durant l'essai de délestage	69
Figure 3-28 : Tensions mesurée et simulée durant l'essai de délestage.....	70
Figure 3-29 : Courant mesuré et simulé durant l'essai de délestage.....	70
Figure 4-1 : Principe de conversion de l'énergie dans une éolienne.....	73
Figure 4-2 : Tube de courant autour d'une éolienne.....	73
Figure 4-3 : Limite de Betz.....	75
Figure 4-4: Puissance théorique disponible pour un type d'éolienne donné.....	76
Figure 4-5: Schéma de la turbine éolienne.....	77

Figure 4-6 : Schéma bloc du modèle de la turbine.....	80
Figure 4-7 : Courbe de la puissance éolienne en fonction de la vitesse du vent.....	81
Figure 4-8: Niveaux de commande d'une éolienne à vitesse variable et calage variable.....	83
Figure 4-9: Caractéristique de l'éolienne dans le plan, vitesse de rotation	84
Figure 4-10 : Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite sans asservissement de la vitesse [57]	86
Figure 4-11: Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite avec asservissement de la vitesse.....	87
Figure 4-12 : Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase.....	88
Figure 4-13: Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase avec fonction anticipatrice....	89
Figure 4-14: Schéma bloc du correcteur Pi avec anticipation.....	90
Figure 4-15 : Profil du vent.....	92
Figure 4-16: d'évolution de la vitesse mécanique.....	93
Figure 4-17 : Puissance électrique transmise à la génératrice.....	93
Figure 4-18 : Puissance électrique avec correcteur (PI à avance de phase).....	94
Figure 4-19 : Vitesse mécanique de la turbine et vitesse de référence m/S.....	94
Figure 4-20 : Zoom de la vitesse mécanique de la turbine	94
Figure 4-21 : Puissance électrique avec correcteur (PI).....	95
Figure 4-22 : Vitesse mécanique de la turbine et vitesse de référence m/S avec correcteur (PI)	95

Figure 4-23 : Zoom de la vitesse mécanique de la turbine	96
Figure 5-1: Système étudié	97
Figure 5-2: Structure de l'onduleur.....	99
Figure 5-3: MLI sinusoïdale	100
Figure 5-4: Modèle de convertisseur	102
Figure 5-5: Schéma électrique du bus continu.....	103
Figure 5-6: Boucle de régulation du courant I_d	106
Figure 5-7: Boucle de régulation du courant I_q	107
Figure 5-8: Schéma équivalent de la commande vectorielle de la GSAP.....	108
Figure 5-10: Schéma bloc du correcteur PI	109
Figure 5-11: Couple électromagnétique.....	111
Figure 5-12: Vitesse de rotation ω_r (tr/min).....	112
Figure 5-13: courants directe et quadrature (A).....	112
Figure 5-14: Tensions triphasées à la sortie de la génératrice (V).....	112
Figure 5-15: Courants triphasés à la sortie de la génératrice (A).....	113
Figure 6-1: système de production éolienne	116
Figure 6-2: Schéma bloc de couplage mécanique entre la turbine et la machine électrique.	117
Figure 6-3: profil du vent.....	119

Figure 6-4: Vitesse de rotation.....	120
Figure 6-5: Puissance active	120
Figure 6-6: Puissance réactive	120
Figure 6-7: courants statoriques.....	121
Figure 6-8: Tensions statoriques	121
Figure 6-9: Bloc de régulateur	123
Figure 6-10: Bloc simplifié de régulateur.....	123
Figure 6-11: Architecture du dispositif de la commande d'une éolienne à la base de GSAP	124
Figure 6-12: puissance active et puissance de référence (w)	125
Figure 6-13: Vitesse de rotation de la génératrice (rd/s).....	125
Figure 6-14: Courants des axes Id et Iq (A).....	125
Figure 6-15: Courants statoriques triphasés à la sortie de la génératrice (A)	126
Figure 6-16: Zoom des courants statoriques (A).....	126
Figure 6-17: Tensions statoriques triphasés à la sortie de la génératrice (V)	126
Figure 6-18: Courants triphasés à la sortie de filtre (A).....	127
Figure 6-19: Zoom des courants transmis au réseau (A)	127
Figure 6-20: Tensions triphasées à la sortie de filtre (V).....	127
Figure 6-21: Tension de la phase Va à la sortie de filtre (V).....	128

Figure 6-22: Puissance active produite et puissance de référence (w).....	129
Figure 6-23: Courant I_q (A).....	129
Figure 6-24: Courant I_d (A).....	129
Figure 6-25: courants des trois phases à la sortie de la génératrice (A).....	130
Figure 6-26: Tensions des trois phases à la sortie de la génératrice (V).....	130
Figure 6-27: Courants transités au réseau (A)	130
Figure 6-28: Tensions des trois phases (V_{abc}) transmises au réseau (V).....	131
Figure 6-29: Tension de la phase (V_a) transmise au réseau (V).....	131

Liste des tableaux

Tableau 3-1: Valeurs propres de la matrice $[A]$ en pu.....	55
Tableau 3-2 : Grandeurs de référence pour les valeurs réduites	56
Tableau 3-3: Paramètres de la génératrice synchrone à aimants permanents en (pu).....	57
Tableau 3-4: Conditions initiales de la génératrice synchrone à aimants permanents en (pu)	57
Tableau 4-1: Paramètres de la turbine éolienne	91
Tableau 4-2: Paramètres de la commande de la turbine éolienne.....	92
Tableau 5-1: Paramètres du filtre RL et du bus continu	110
Tableau 5-2: Paramètre des différentes commandes du système	111

Liste des symboles

$GSAP$	-	Génératrice synchrone à aimants permanents
$MSAP$	-	Moteur synchrone à aimants permanents
P	-	Matrice de Park
p	-	Nombre de pair de pôle
i_a, i_b, i_c	A ou pu	Courants statoriques
V_a, V_b, V_c	V ou pu	Tensions statoriques
i_d	A ou pu	Courant sur l'axe direct
i_q	A ou pu	Courant sur l'axe quadrature
V_d	V ou pu	Tension sur l'axe direct
V_q	V ou pu	Tension sur l'axe quadrature
L_d	H ou pu	Inductance de stator sur l'axe d
L_q	H ou pu	Inductance de stator sur l'axe q
i_{md}	V ou pu	Courant mutuel sur l'axe d
i_{mq}	V ou pu	Courant mutuel sur l'axe q
i_{td}	A ou pu	Composante directe du courant dans le filtre
i_{tq}	A ou pu	Composante en quadrature du courant dans le filtre

ψ_f	Wb	Flux des aimants permanents
U_{bc}	V	Tension continue de l'onduleur
C	F	Capacité du bus continu
f	Hz	Fréquence
MLI	-	Modélisation de largeur d'impulsion
C_{em}	N.m	Couple électromagnétique
C_g	N.m	Couple de la génératrice
C_T	N.m	Couple de la turbine
C_{aer}	N.m	Couple aérodynamique
$IGBT$	-	Insulated Gate Bipolar Transistor
g	-	Glissement du rotor
J_g	Kg.m ²	Moment d'inertie de la génératrice
J_T	Kg.m ²	Moment d'inertie de la turbine
J	Kg.m ²	Moment d'inertie total
m	Kg/m ³	Masse volumique d'air
Ω_t	R_d/s	Vitesse de la turbine
Ω_{mec}	R_d/s	Vitesse mécanique
Ω_{ref}	R_d/s	Vitesse de référence
Ω_I	R_d/s	Vitesse de rotation avant le multiplicateur

Ω_2	Rd/s	Vitesse de rotation après le multiplicateur
K_{ass}	-	Régulateur de vitesse
PI	-	Régulateur proportionnel Intégral
a_0, a_1 et τ	-	Paramètre de correcteur
s	-	Variable de Laplace
ω_r	Rad/s	Vitesse de rotation du rotor
ξ	-	Coefficient d'amortissement
P_{mec}	w	Puissance mécanique de la turbine
P_t	w	Puissance de la turbine
P_{max}	w	Puissance maximale extraire
β	rad ou deg	Angle de calage
λ	-	Ratio de vitesse
ρ	Kg/m ³	Masse volumique de vent
G	-	Multiplicateur mécanique
S	m ²	Surface balayée par la turbine
R	m	Rayon de la turbine
V_v	rad/s	Vitesse du vent
V_M	rad/s	Vitesse moyenne
V_D	rad/s	Vitesse de démarrage

V_n	rad/s	Vitesse nominale
t_r	-	Temps de repense
f_g, f_T	-	Coefficient de frottement de la génératrice et de la turbine

Chapitre 1 : Introduction générale

1.1 Intérêts socio-économiques du sujet

La production d'électricité à partir de l'énergie éolienne est l'une des méthodes qui connaît la croissance la plus rapide dans le monde. L'énergie cinétique de l'air en mouvement est transformée en électricité par des éoliennes qui sont installées à des endroits où les conditions météorologiques sont les plus propices. Les éoliennes peuvent être utilisées individuellement, mais elles sont souvent regroupées pour former des « parcs éoliens » ou des « centrales éoliennes ». L'électricité produite à partir des parcs éoliens peut servir à répondre à des besoins locaux ou à alimenter un réseau de distribution d'électricité desservant des résidences et des commerces qui sont plus éloignés. L'utilisation de cette forme d'énergie permet de réduire les effets de la production d'électricité sur l'environnement, car elle nécessite aucun combustible et ne produit aucun polluant ni gaz à effet de serre.

En raison de sa situation géographique, le Canada se prête parfaitement à l'exploitation à grande échelle de l'énergie éolienne et pourrait en tirer de grands avantages, notamment des économies d'énergie à l'échelle du réseau et des réductions d'émissions de gaz à effet de serre et de contaminants atmosphériques. À titre d'exemple, une simple installation de 6 éoliennes d'une capacité de 65 kW à Terre-Neuve pourrait produire environ 1 million de kwh d'électricité par année et réduire d'environ 750 tonnes les rejets de CO₂. Cependant, il est nécessaire de poursuivre l'amélioration continue des technologies pour parvenir à incorporer de grandes quantités d'énergie éolienne, à améliorer l'efficacité des éoliennes, à prolonger leur durée de vie et atténuer les problèmes d'interconnexion.

Différents types de génératrices peuvent être utilisés pour convertir l'énergie mécanique produite par le mouvement de l'arbre éolien en énergie électrique. Les génératrices synchrones à aimants permanents, avec différentes structures, ont pris de plus en plus la prédominance sur les autres machines électriques. Ce développement s'explique par la caractéristique d'auto-excitation des aimants permanents qui leur permet de fonctionner avec un facteur de puissance élevé et un bon rendement, qui les rend intéressantes dans les applications de conversion d'énergie éolienne. Ce type de machine permet d'extraire un maximum d'énergie en réduisant les contraintes mécaniques, cela par élimination du multiplicateur de vitesse; ce qui améliore la fiabilité du système et la réduction des frais d'entretien. [2]

1.2 Intérêts scientifiques du sujet

D'un point de vue scientifique, l'étude du comportement dynamique des machines nécessite la simulation numérique des modèles complexes. La maîtrise de la prédiction et de l'identification devient une nécessité pour développer un modèle précis de la machine synchrone à aimants permanents pour la prédiction des défauts de court-circuit, le délestage et l'enclenchement des charges, vus les nombreux défis industriels dans le domaine de la production de l'énergie électrique.

Dans le domaine de la conception et de la commande des machines synchrones à aimants permanents, les modèles les mieux adaptés pour répondre à ces deux exigences sont : être assez précis pour retranscrire correctement les phénomènes physiques mis en jeu et être suffisamment simple pour offrir des temps de calcul acceptables.

Le développement des onduleurs à modulation de largeur d'impulsions à semi-conducteurs à grande vitesse de commutation (tels que les transistors à grilles isolées, les transistors bipolaires, les transistors à effet de champ et les thyristors à extinction par la gâchette) a permis une meilleure maîtrise de conversion d'énergie.

Parallèlement, les moyens de calcul ont considérablement évolué, ce qui a permis l'application de nouveaux algorithmes de commande assurant :

- Une bonne performance dynamique.
- La robustesse vis-à-vis des incertitudes paramétriques, des perturbations externes et des conditions d'utilisation.
- La minimisation des ondulations du couple.

Dans ce travail, nous nous sommes intéressé à l'étude d'une chaîne complète de conversion d'énergie éolienne basée sur une génératrice synchrone à aimants permanents, nous avons également étudié des stratégies de commande permettant l'optimisation de l'énergie extraite par la turbine ainsi que des contrôleurs permettant de commander la puissance électrique fournie au réseau.

1.3 Organisation des différentes parties du rapport

Nous avons commencé par une introduction générale, présentant les intérêts socio-économiques et scientifiques, par la suite, dans le chapitre 2 nous avons présenté l'état de l'art et l'évolution de la production des énergies renouvelables dans le monde du 1970 aux années 2030. Dans ce cadre, la technologie éolienne est abordée et développée. Les méthodes de description du gisement éolien sont décrites par quelques exemples, habituellement utilisés à l'échelle industrielle et l'architecture de la chaîne de conversion d'énergie est donnée en association avec différents types de génératrices.

Au chapitre 3, nous avons développé un modèle de la machine synchrone à aimants permanents, en présentant le modèle mathématique de la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), la conversion des équations dans le référentiel de Park, la réduction des équations, nous avons aussi développé un modèle globale de la génératrice contenant une charge résistive et inductive. Les conditions initiales sont calculées. Le modèle globale de la génératrice est proposé pour l'analyse en régime

permanent, ce dernier a été mis en œuvre à l'aide du logiciel "Matlab" et validés avec des essais expérimentaux obtenus sur une machine de laboratoire.

Le chapitre 4 est consacré à la modélisation de la turbine et aux différents modes de fonctionnement. Nous avons établi un modèle de simulation en insistant notamment sur les caractères mécaniques. Pour l'optimisation de la puissance éolienne, deux régulateurs sont calculés : un Proportionnel Intégral (PI) à avance de phase et un PI avec anticipation, afin de déduire l'efficacité de chacun.

Dans le cinquième chapitre, nous avons abordé l'étude des performances du contrôle vectoriel par orientation du flux au niveau du stator de la génératrice synchrone à aimants permanents, associé à un convertisseur et un bus continu. Initialement, nous avons présenté le principe général de la commande vectorielle. Ensuite, nous avons abordé les structures des blocs de régulation des courants et de vitesse pour cette stratégie de commande. Finalement nous avons déterminé les paramètres des régulateurs (correcteur Proportionnelle Intégrale).

À la fin dans le sixième chapitre nous avons développé l'architecture du dispositif de commande de la chaîne de production globale d'énergie éolienne. Nous avons abordé le problème lié à la puissance électrique produite par la génératrice grâce à l'entraînement de la turbine par la force du vent. La commande des puissances permet d'imposer une puissance active constante de référence égale à la valeur nominale ou une puissance active variante suivant les besoins de l'utilisation.

Chapitre 2 : Généralités sur les énergies éoliennes

2.1 État de l'art et situation de l'éolien dans le contexte des énergies renouvelables

Pour subvenir aux besoins en énergie de la société actuelle, il est nécessaire de trouver des solutions adaptées et de les diversifier. Actuellement, il y a principalement deux façons possibles d'agir. La première est de diminuer la consommation des récepteurs d'énergie et augmenter la productivité des centrales énergétiques en améliorant respectivement leur efficacité. Une deuxième méthode consiste à trouver et développer de nouvelles sources d'énergie.

Dans le cadre du développement durable, face au double enjeu planétaire posé par l'épuisement des ressources énergétiques fossiles et les problèmes posés vis à vis du respect de l'environnement, de fortes incitations poussent au développement des énergies renouvelables. En effet, la consommation mondiale est en forte croissance. Elle a augmenté de 11 % entre les années 1971 et 2000, on estime qu'elle va encore augmenter de 30 à 40% d'ici 2030 [1] [3].

La Figure 2-1 montre l'allure de la consommation mondiale des énergies primaires. On peut observer que les ressources fossiles telles que le pétrole, qui se sont accumulées durant des siècles, sont exploitées à une vitesse continuellement en hausse. Les réserves de pétrole, même si elles sont mal ou partiellement connues, s'en trouvent réduites et pourraient disparaître.

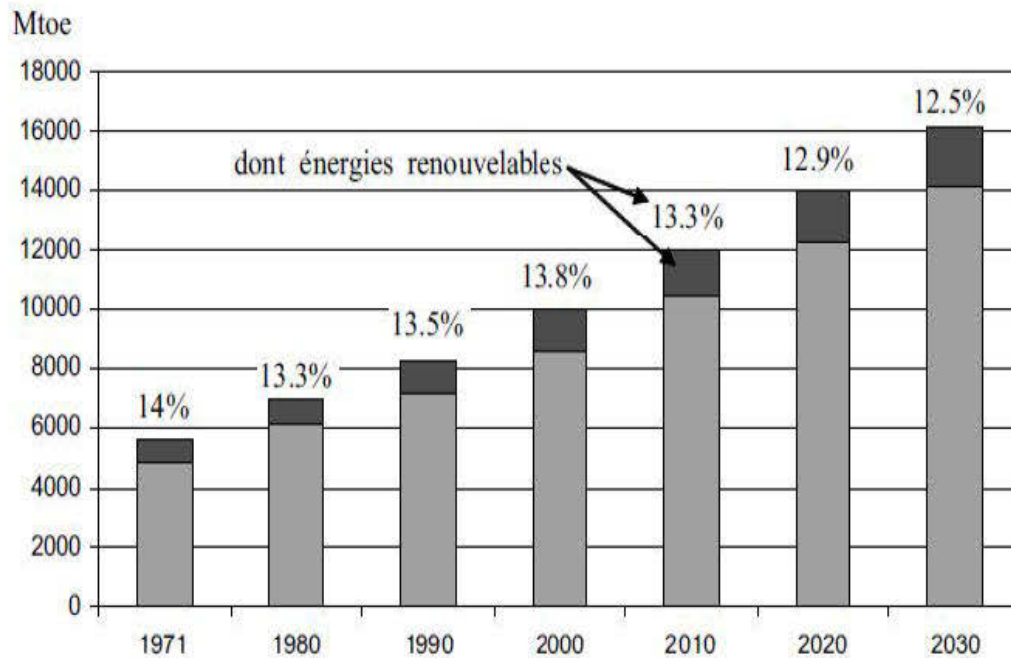


Figure 2-1: Consommation d'énergie dans le monde et prévisions de 1971 à 2030

Aujourd'hui plus de 85% de l'énergie produite est obtenue à partir des matières fossiles comme le pétrole, le charbon, le gaz naturel ou l'énergie nucléaire. La Figure 2-2 montre la répartition en termes d'énergie primaire dans le monde pour toutes les ressources actuelles. Les formes de production d'énergies non renouvelables engendrent une forte pollution environnementale par le rejet des gaz à effets de serre, ce qui provoque un changement climatique irréversible ou dans le cas du nucléaire une pollution par radiations de longue durée et le stockage des déchets radioactifs. [4] [5] [6]

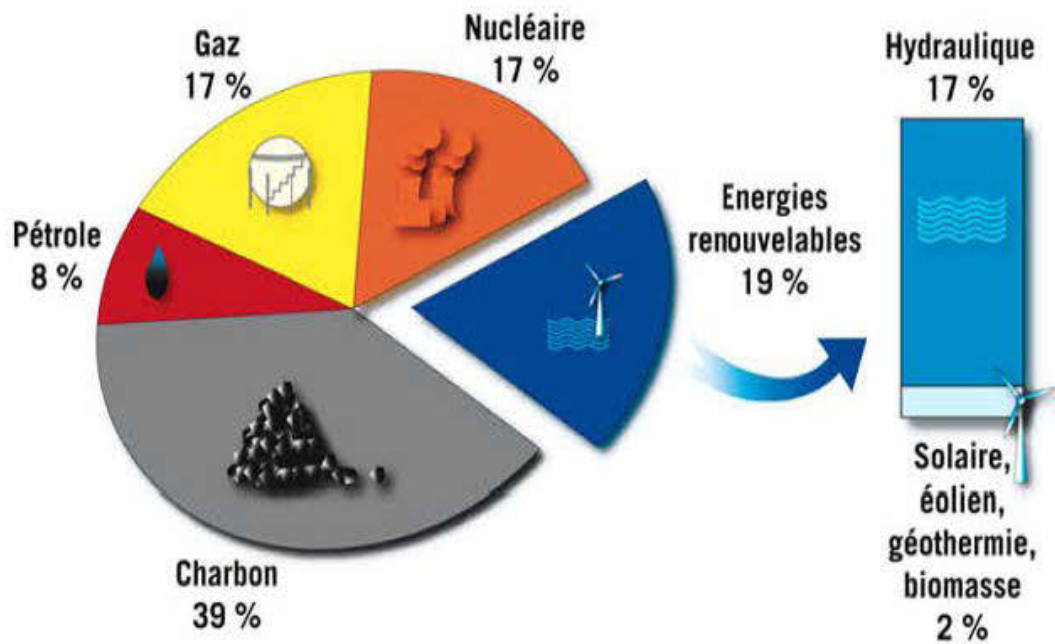


Figure 2-2: Répartition des sources d'énergies primaires dans le monde

L'autre argument qui milite à l'avantage des sources renouvelables est lié à la pérennité des ressources en énergies. Dans le courant de 21^{ème} siècle, le paysage énergétique va radicalement changer, car plusieurs ressources fossiles risquent de disparaître [7]. De nouvelles ressources associées à des technologies performantes et fiables sont indispensables pour « tenter » de maintenir le niveau de la production énergétique mondiale. Il existe plusieurs ressources en énergies renouvelables : l'énergie hydraulique, l'énergie éolienne, l'énergie solaire thermique et photovoltaïque, l'énergie produite par les vagues et la houle ainsi que les courants marins, la géothermie et la biomasse. Ces ressources en énergie sont propres et pratiquement inépuisables.

2.2 Génération d'énergie renouvelable

Les énergies renouvelables sont des énergies extraites par des sources qui se renouvellent et ne s'épuisent jamais à l'échelle du temps; comme l'énergie solaire, éolienne, hydraulique, géothermique, marine et la biomasse. Les sources non renouvelables sont les énergies fossiles comme le pétrole, le charbon et le gaz dont les gisements limités peuvent être épuisés [8].

Parmi les énergies renouvelables, trois grandes familles émergent : l'énergie d'origine mécanique (la houle, éolien), énergie électrique (panneaux photovoltaïques) et l'énergie sous forme de la chaleur (géothermie, solaire thermique,...). L'énergie mécanique est très difficile à transporter, elle n'est utilisable directement que ponctuellement (pompage direct de l'eau, moulins,...). Cette énergie est donc majoritairement transformée en énergie électrique. À l'exception de la biomasse et de l'hydraulique, l'autre inconvénient majeur des énergies renouvelables vient de la non régularité des ressources. A l'opposé, les fluctuations de la demande en puissance selon les périodes annuelles ou journalières ne sont pas forcément en phase avec les ressources. Par exemple, en hiver il y a un besoin énergétique plus important pour le chauffage et l'éclairage, mais les journées d'ensoleillement sont plus courtes. La solution à retenir est certainement la diversification voire le couplage entre plusieurs sources, par exemple, de solaire avec l'énergie éolienne. [9]

2.3 Production éolienne

À l'échelle mondiale, l'énergie éolienne depuis une dizaine d'années maintient une croissance de 30% par an. En Europe, principalement sous l'impulsion Allemande, Scandinave et Espagnole, on comptait en 2000 environ 15000 MW de puissance installée. Ce chiffre a presque doublé en 2003, soit environ 27000 MW pour 40000MW de puissance éolienne installée dans le monde [10]. L'année 2013 fût particulièrement profitable pour le Canada, qui a enregistré un record de nouvelle

puissance installée, soit près de 7 803 MW, ce qui le place au cinquième rang à l'échelle mondiale de la production d'énergie électrique.

Les gouvernements de l'Ontario et du Québec se sont notamment engagés en 2013 pour commander un total de 1 600 MW de nouvelle énergie éolienne au cours des prochaines années. La Figure 2-3, montre la distribution des parcs éoliens au niveau national [11].



Figure 2-3: La carte de la distribution des parcs d'énergies éoliennes au niveau national

2.4 Constitution d'une éolienne moderne

La Figure 2-4, représente une chaîne électromécanique à multiplicateur de vitesse d'une éolienne moderne tri-pale à axe horizontal de type Nordex N60 (1.3MW) [12].

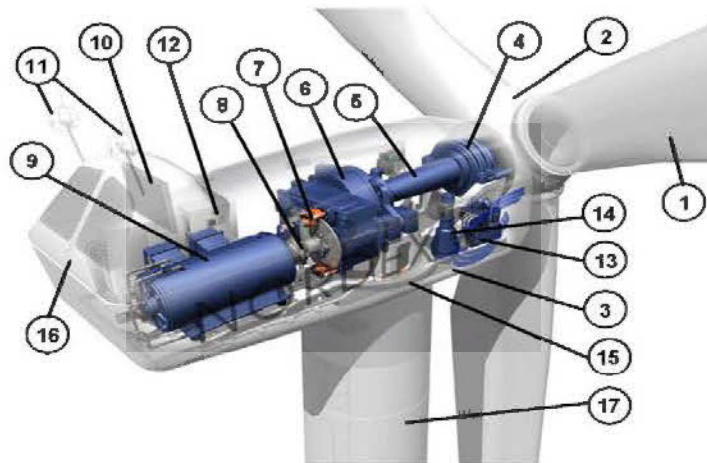


Figure 2-4: Différentes parties de l'éolienne-**NORDEX** N60-1.3MW

Elle est constituée d'une tour (17), supporte par la nacelle (3) et le moyeu de la turbine (2) sur lequel sont fixées les pales (1). Il est important qu'il soit haut du fait de l'augmentation de la vitesse du vent avec la hauteur et aussi du diamètre des pales. La nacelle (3) partiellement accueille la génératrice (9) et son système de refroidissement (10), le multiplicateur de vitesse (6) et différents équipements électroniques de contrôle (12) qui permettent de commander les différents mécanismes d'orientation (13), (14), (15) ainsi que le fonctionnement global de l'éolienne. Le multiplicateur de vitesse comporte un arbre lent (5) muni d'un palier à billes, et un arbre à grande vitesse. Il est équipé d'un frein mécanique à disque (7) et un accouplement flexible (8) avec le générateur (9). Le tout est protégé par un capot en acier (16). Un anémomètre et une girouette (11) 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.

Les multiplicateurs mécaniques ont leurs inconvénients. Ils nécessitent une maintenance accrue et nuisent à la fiabilité surtout dans les grandes puissances. C'est la raison pour laquelle la tendance est à l'entraînement direct. La génératrice est alors une machine synchrone (rotor bobiné ou aimants) à très grand nombre de pôles et donc à fort couple massique [13]. Le fabricant Allemand **Enercon** propose ainsi toute

une gamme de telles machines de 200 kW à 4,5 MW (phase de pré-industrialisation). La figure 2-5 montre le schéma de la nacelle d'une telle machine. Le diamètre de la nacelle est plus élevé mais sa longueur est plus courte.

Ces génératrices, dont la vitesse de rotation et le nombre de pôles rendent impossible une connexion directe à 60 Hz, sont nécessairement alimentées par un convertisseur statique qui offre la possibilité d'un fonctionnement à vitesse variable [13], comme monte la Figure 2-5.

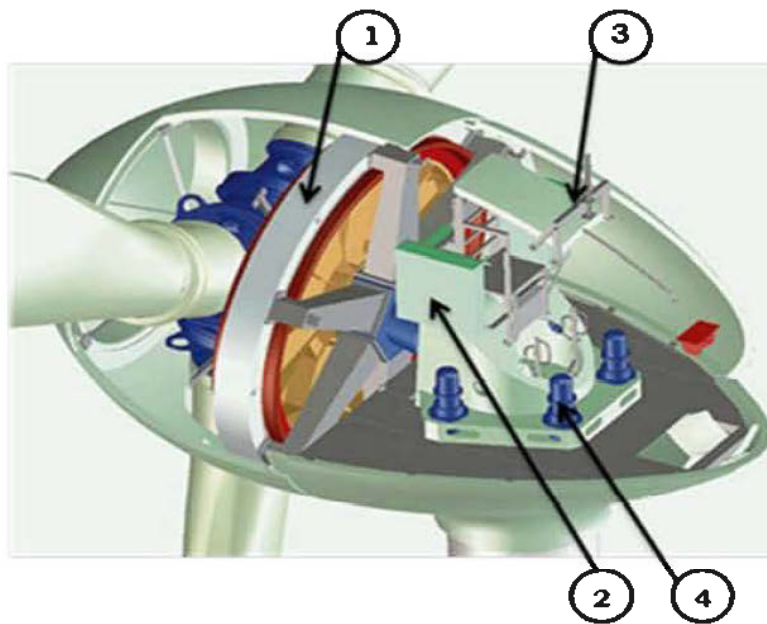


Figure 2-5 : Schéma d'une éolienne **Enercon** à entraînement direct

- 1: Alternateur discoïde
- 2: Convertisseurs électronique
- 3: Système de refroidissement
- 4: Système d'orientation

2.5 Éolienne à vitesse fixe ou à vitesse variable

Face au problème de la source d'énergie aléatoire, deux approches sont possible Figure 2-6 : la **Génération à Vitesse Constante (GVC)**, cas **A** et la **Génération à Vitesse Variable (GVV)**, cas **B**. Dans le premier cas (**GVC**), la génératrice classique est directement connectée au réseau, donc la plage de vitesse possible reste limitée aux alentours de la vitesse synchrone, qui est constante et imposée par le réseau [17].

Pour pouvoir profiter de toute la source d'énergie variable dans le cas de la **GVC**. On doit utiliser un compensateur mécanique qui adapte le rapport de vitesse entre le système physique et l'axe du générateur. Cette compensation ou adaptation est faite en éliminant une partie de l'énergie disponible au prix de la diminution du rendement global du système [17]

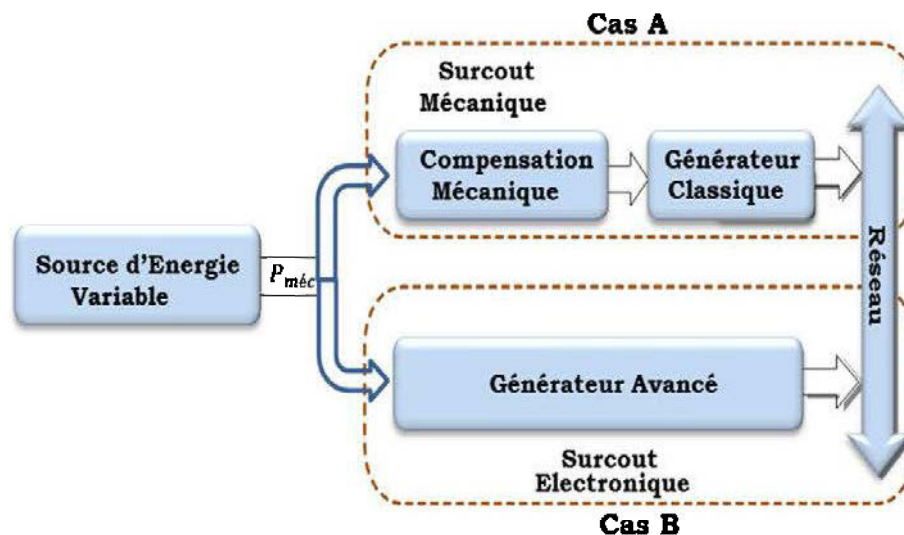


Figure 2-6 : Systèmes de génération d'énergie électrique à partir d'une source d'énergie variable

On peut citer deux types de compensation [14] :

- Compensation active : dans le cas des générateurs éoliens, par exemple, la relation de transformation [vitesse rotor, vitesse des pales] \rightarrow [couple axe des

pales] dépend de l'angle de confrontation des pales avec le vent, en pouvant obtenir une relation optimale en contrôlant l'angle de calage.

- Compensation passive : dans le cas de la génération éolienne, grâce à une conception aérodynamique spécifique des profils des pales on peut changer la partie effective de la pale qui travaille en fonction de la vitesse du vent. La zone utile transmet l'énergie dans un régime proche de l'optimal.

Mis à part le rendement énergétique, un système de **GVC** lié à une source d'énergie variable présente d'autres problèmes importants :

- Dégradation de la qualité d'énergie électrique : la réponse temporelle du compensateur mécanique n'est pas assez rapide face aux variations brusques de la source de l'énergie (rafales de vent, par exemple), ce qui éloigne momentanément le système de la vitesse optimale du rotor. Ces variations de vitesse non souhaitées induisent des perturbations dans la tension générée, en affectant la qualité de l'énergie électrique du nœud de connexion du parc générateur. [17]
- Stress mécanique : à cause de la lenteur de la réponse du compensateur mécanique, le système générateur peut supporter des efforts mécaniques au-dessus de ses valeurs maximales, avec un grand risque de dommage du générateur. [17]

Le développement de l'électronique de puissance (moins coûteuse et plus performante) a permis l'implantation de systèmes de **GVV** en proposant des solutions qui éliminent ou réduisent les problèmes de la **GVC**. Le surcoût électronique des systèmes de **GVV** n'est pas rédhibitoire par rapport à ses avantages au niveau du système mécanique, en termes de maintenance, et de durée de vie. Mieux encore, grâce à l'électronique de puissance, la qualité de l'énergie électrique générée est nettement supérieure et les normes de connexion sont aisément respectées [4].

2.6 Fonctionnement des éoliennes

2.6.1 Orientation de l'éolienne

Le vent étant de direction variable, les éoliennes à axe horizontal comme beaucoup d'autres éoliennes, doivent avoir un système d'orientation pour maintenir les pales dans une position optimale de production. Les petites éoliennes utilisent un système passif d'orientation. Un gouvernail installé à l'arrière de l'éolienne lui permet de fixer et de maintenir l'alignement. [18]

Pour les grandes éoliennes, des contrôleurs d'orientation leur permettent de garder un bon alignement. Le contrôleur d'orientation utilise des moteurs hydrauliques ou électriques pour garder la nacelle en bonne position. Le système doit être suffisamment puissant pour faire tourner la nacelle et l'hélice (le poids pouvant dépasser 30 tonnes) et résister aux efforts de torsion de l'hélice (un diamètre pouvant être supérieur à 30 mètres) sous des variations de vitesse de vent réparti non-uniformément sur le diamètre de l'hélice.

L'ensemble de la turbine éolienne repose sur un pivot et utilise un système d'orientation passif Figure 2-7. La forme des ailes de la turbine lui permet de s'orienter automatiquement dans la position optimale pour convertir l'énergie du vent en énergie mécanique. Le dispositif est simple et efficace et ne demande très peu d'entretien. Il est possible d'installer un dispositif de freinage afin de réduire la vitesse de déplacement et les oscillations. Des mouvements trop rapides pourraient être dommageables pour l'éolienne.

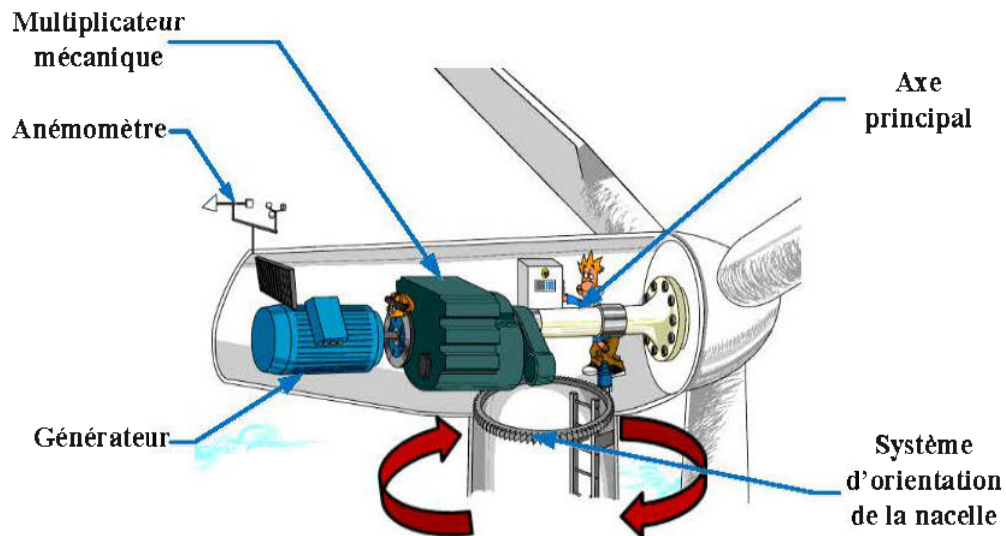


Figure 2-7: Turbine éolienne avec un système d'orientation

2.6.2 Limitation de la puissance éolienne

La Figure 2-8, montre les quatre voies principales pour limiter la puissance éolienne dans le cas de fortes valeurs du vent. La première est une technique active assez coûteuse et complexe appelée «système à pas variable» ou « pitch ». Elle est donc plutôt utilisée sur les systèmes à vitesse variable de moyenne à fortes puissances (quelques centaines de kW). Elle consiste à régler mécaniquement la position angulaire des pales sur leur axe ce qui permet de décaler dynamiquement la courbe du coefficient de puissance de la voilure. La seconde technique est passive « **stall** ». Elle consiste à concevoir la forme des pales pour obtenir un décrochage dynamique du flux d'air des pales à fort régime de vent. Il existe aussi des combinaisons des deux technologies précédemment citées. La troisième façon de limiter la puissance est la déviation de l'axe du rotor dans le plan vertical (un basculement de la nacelle) ou une déviation dans le plan horizontal (rotation autour de l'axe du mat). Ainsi, la turbine n'est plus face au vent et la surface active de l'éolienne diminue. [19]

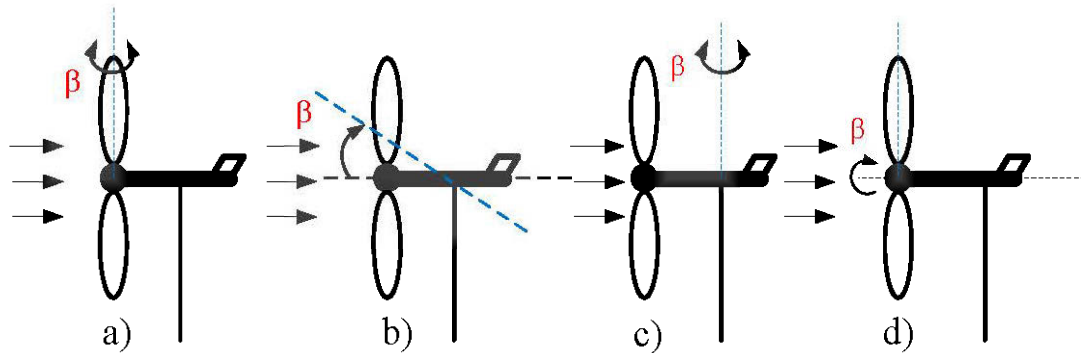


Figure 2-8: Limitation de puissance éolienne, a) pitch, b) déviation verticale de l'axe de rotation, c) rotation horizontale de l'axe de rotation, d) vitesse continue variable.

2.7 Machines électriques et systèmes de conversion d'énergie éolienne

Il existe sur le marché plusieurs types de machines électriques qui peuvent jouer le rôle de génératrice dans un système aérogénérateur qui demande des caractéristiques très spécifiques. Le cahier des charges, pour une génératrice éolienne, varie selon le type et les dimensions géométriques de la voilure. Certaines machines typiquement utilisées dans les constructions éoliennes sont succinctement décrites dans ce paragraphe en tenant compte de leurs spécificités.

2.7.1 Machine asynchrones à cage (MAS)

Les machines électriques asynchrones sont les plus simples à fabriquer et les moins coûteuses. Elles ont l'avantage d'être standardisées, fabriquées en grande quantité et dans une très grande échelle des puissances. Elles sont aussi les moins exigeantes en termes d'entretien et présentent un taux de défaillance très peu élevé. Dans les aérogénérateurs de dimensions conséquentes (grande puissance et rayon de pales important), la vitesse de rotation est peu élevée. Or, il n'est pas envisageable de concevoir une génératrice asynchrone lente. Il est donc nécessaire d'insérer entre la turbine et la machine asynchrone un multiplicateur mécanique de vitesse. Le changement de la configuration de bobinage du stator (nombres de pôles) et donc

l'utilisation des machines de type **Dahlander** est une solution parfois utilisée (Figure 2-9), mais là encore, le rendement est loin d'être optimal sur toute la plage de vent. Une autre possibilité consiste à utiliser un variateur de fréquence, mais cette solution est globalement coûteuse (variation de fréquence et multiplicateur de vitesse) et donc très rarement exploitée (Figure 2-10). La majorité des applications en éolien (environ 85%) sont donc à vitesse de rotation constante et à connexion directe sur le réseau électrique comme le montre la Figure 2-9. Ces machines peuvent être facilement utilisables dans les petites éoliennes, car la vitesse de rotation des pales est importante. Mais, au-delà d'une efficacité énergétique moindre par rapport aux systèmes à fréquence variable, la rigidité de ces chaînes dont on a déjà dit qu'elle occasionne des variations brusques de puissance, ainsi que les problèmes de décrochage du réseau en cas de chute de vent sont leurs principaux inconvénients.

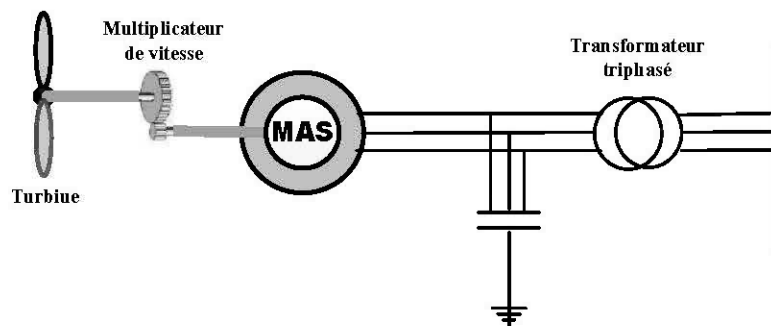


Figure 2-9 : Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine asynchrone à cage (vitesse de rotation fixe)

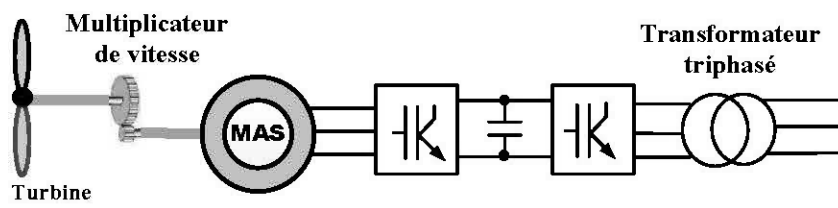


Figure 2-10: Système éolien basé sur la machine asynchrone à cage à fréquence variable

2.7.2 Machines asynchrones à double alimentation (MADA)

Les génératrices synchrones, actuellement est l'une des deux solutions concurrentes en éolien à vitesse variable. Le stator de la génératrice est directement couplé au réseau (Figure 2-11 et Figure 2-12) le plus souvent par un transformateur. À la place du rotor à cage d'écureuil, ces machines asynchrones ont un rotor bobiné dont le réglage électronique assure la variation du glissement. La chaîne rotor permet ainsi à l'ensemble de fonctionner à vitesse variable sur une plage de vitesse qui dépend du type et du dimensionnement de la chaîne rotor. [20]

Ces machines sont un peu plus complexes que des machines asynchrones à cage avec lesquelles elles ont en commun la nécessité d'un multiplicateur de vitesse. Leur robustesse est légèrement diminuée par la présence de système à bagues et balais, mais le bénéfice du fonctionnement à vitesse variable est un avantage suffisant pour que de très nombreux fabricants (**Vestas, Gamesa,...**) utilisent ce type de machines. Les vitesses de rotation nominales de ces machines sont d'habitude un peu moins élevées par rapport aux machines à cage d'écureuil alors le rapport de multiplicateur de vitesses peut être moins important. La Figure 2-11 montre la technologie (**Optislip** de **Vestas**) qui permet une variation limitée de la vitesse à environ 10% autour de la vitesse de synchronisme par le changement de la résistance rotor. Outre la plage de variation de vitesse limitée, l'inconvénient de cette solution est la dissipation de la puissance rotor dans les éléments résistifs.

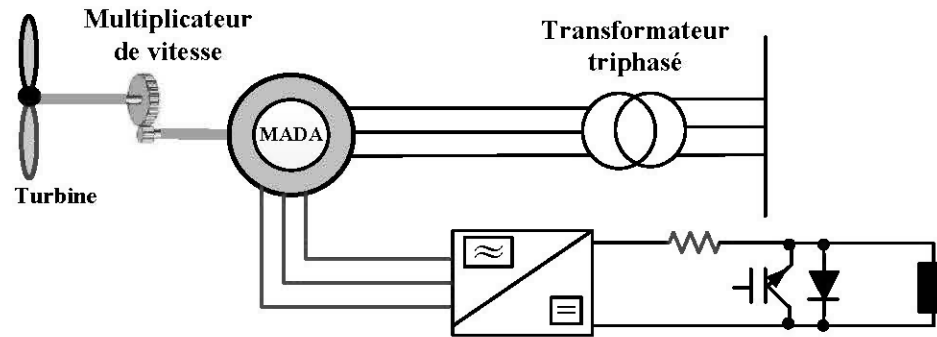


Figure 2-11 : Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine asynchrone à rotor bobiné avec variation de la vitesse de rotation par réglage de la résistance du rotor

Une autre solution très intéressante et permettant d'obtenir une variation de la vitesse de rotation d'environ 30% autour de la vitesse de synchronisme consiste à coupler le rotor de la génératrice à double alimentation au rotor à travers deux onduleurs MLI triphasés : l'un en mode redresseur, l'autre en onduleur réseau (Figure 2-12). En général, le dimensionnement de la chaîne rotor 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. C'est là son principal avantage tandis que son inconvénient majeur est lié aux interactions avec le réseau, en particulier les surintensités engendrées par des creux de tension du réseau. [20]

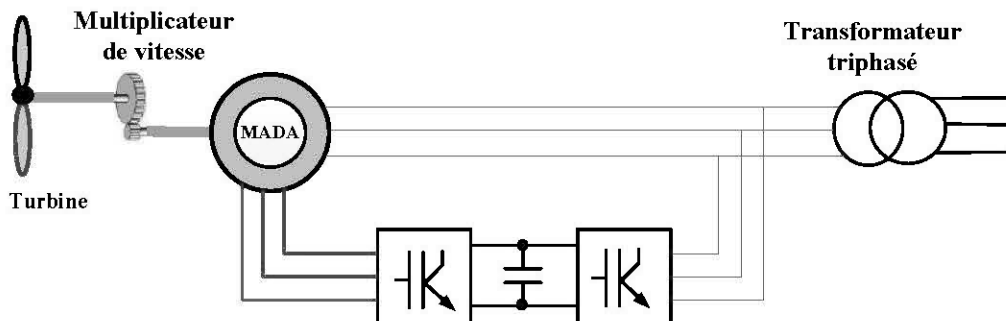


Figure 2-12 : Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine asynchrone double alimentation avec régulation de la vitesse

2.7.3 Génératrices synchrones à aimants permanents

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 à 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. Les systèmes de ce type possèdent aussi leurs défauts. Les machines synchrones à rotor bobiné demandent un entretien régulier de système des bagues et balais. Le circuit d'excitation de l'inducteur demande la présence du réseau et une fourniture de la puissance réactive. Les sites isolés ne sont pas adaptés à ces génératrices qu'en présence d'une batterie de condensateurs ou d'une source de tension indépendante. Par contre, la possibilité de réglage de l'inducteur de ces machines offre un moyen supplémentaire d'ajustement du point de fonctionnement énergétique. Le couplage direct sur le réseau est proscrit, car il est beaucoup trop rigide. Une électronique de puissance s'impose pour toutes les applications utilisant ce type de machine qui sont donc à vitesse variable. Mais, contrairement aux génératrices MADA (Machines Asynchrones à Double Alimentation), la chaîne de conversion placée sur le stator doit être dimensionnée pour la totalité de la puissance du système de production. Le développement des matériaux magnétiques a permis la construction des 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. Le couplage de ces machines avec l'électronique de puissance devient de plus en plus viable économiquement, ce qui en fait un concurrent sérieux des génératrices asynchrones à double alimentation. Les systèmes

de ce type ont un taux de défaillance jugé faible grâce à la suppression de certaines sources de défauts :

- Suppression du multiplicateur de vitesse et du système de bagues et balais pour les génératrices à aimants (Figure 2-13)
- Les frais d'entretien sont alors minimisés ce qui est très intéressant dans les applications éoliennes, en particulier dans les sites difficilement accessibles (**offshore** par exemple).
- La présence obligatoire de l'électronique de puissance permet enfin une régulation simple de la vitesse de rotation et donc une optimisation énergétique efficace. [20]

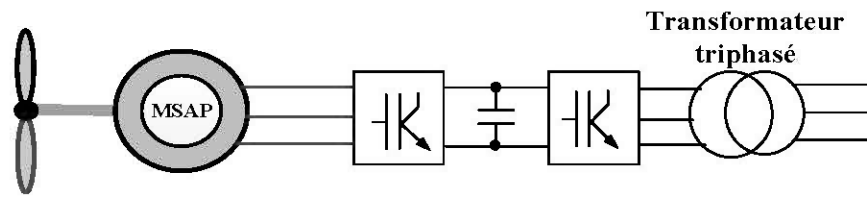


Figure 2-13: Schéma équivalent d'un système éolien basé sur la machine synchrone à aimants permanents

Une autre solution (Figure 2-14) est le redressement à diodes placé directement derrière la génératrice. L'optimisation de la gestion énergétique n'est alors possible que si l'excitation est réglable. Une version dérivée de cette structure sera étudiée plus amplement dans la suite de ce document. [20]

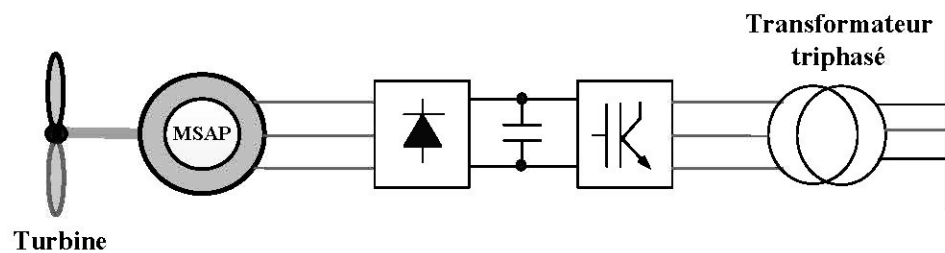


Figure 2-14: Système basée sur la machine synchrone et redresseur à diodes

2.8 Matériaux magnétiques pour les machines électriques à aimants permanents

Dans la gamme des matériaux participant à la conversion électromécanique, les matériaux magnétiques jouent un rôle essentiel. Après une description des aimants permanents, nous aborderons les matériaux magnétiques doux. En particulier, nous nous intéresserons aux matériaux laminés et aux poudres de fer, [23].

2.8.1 Les aimants permanents

Les aimants sont des matériaux magnétiques durs, caractérisés par une induction rémanente B_r , un champ coercitif de l'aimantation H_c et une énergie spécifique maximale $(BH)_{\max}$. D'un point de vue macroscopique, l'état magnétique d'un aimant est décrit par trois vecteurs :

- l'induction magnétique \vec{B} .
- le champ magnétique \vec{H} .
- l'aimantation \vec{M} .

Ces trois vecteurs sont reliés par la relation vectorielle suivante :

$$\vec{B} = \mu_0 \left[\vec{H} + \vec{M}(\vec{H}) \right] \quad (2.1)$$

L'aimantation de l'aimant est la résultante d'une aimantation résiduelle

$$\vec{M}_r = \frac{\vec{B}_r}{\mu_0} \text{ et d'une aimantation induite par un champ extérieur } \vec{M}_i = \chi_m(\vec{H})\vec{H}. \text{ Où;}$$

χ_m est la susceptibilité magnétique du matériau (qui dépend du champ appliqué).

Par conséquent, on peut écrire la relation suivante:

$$B = \mu_0 \left[H + \frac{B_r}{\mu_0} + \chi_m(H)H \right] = \mu_0 [1 + \chi_m(H)]H + B_r \quad (2.2)$$

Soit encore, en introduisant la perméabilité relative de l'aimant $\mu_r(H) = 1 + \chi_m(H)$

$$B = \mu_0 \mu_r(H)H + B_r \quad (2.3)$$

Dans les machines électriques, la partie utile de la caractéristique $B(H)$ des aimants se situe dans le quart de plan pour lequel $H < 0$ et $B > 0$. On parle de la caractéristique de démagnétisation lorsqu'un champ extérieur est appliqué pour s'opposer à l'aimantation résiduelle de l'aimant (figure 2-15).

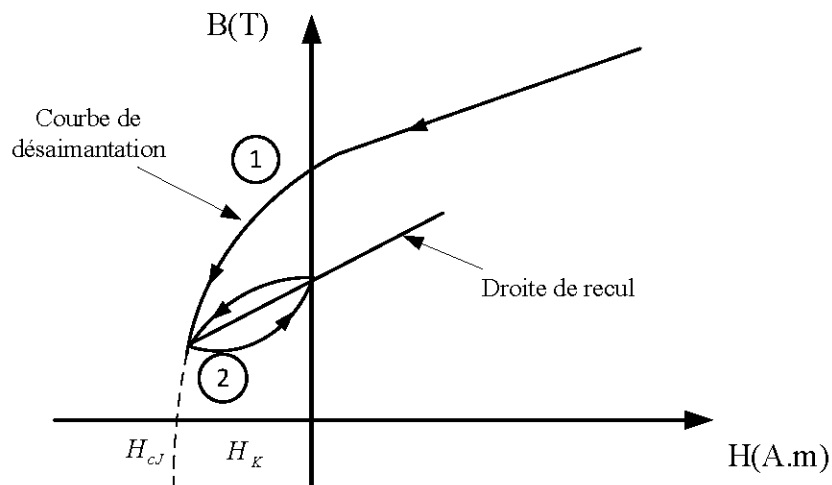


Figure 2-15 : Caractéristique de désaimantation d'un aimant permanent [58]

Tant que le champ appliqué est inférieur au champ critique H_k , le cycle est réversible. Le point de fonctionnement de l'aimant (B, H) se déplace sur la droite (1). Si le champ démagnétisant dépasse le champ critique H_k , l'aimant subit alors une désaimantation irréversible. En amenant le champ à une valeur inférieure à H_k ,

on revient sur un cycle mineur (2), ce qui équivaut à une diminution de l'induction rémanente. Ce phénomène est très important dans les machines électriques, car une démagnétisation irréversible de l'aimant, même partielle, entraîne une diminution de l'induction dans l'entrefer de la machine. Ses performances (couple et rendement) sont alors définitivement dégradées [24]. Les aimants de ces machines doivent donc être protégés contre des champs démagnétisant trop élevés.

Par ailleurs, l'induction rémanente et le champ coercitif dépendent de la température du matériau. Cette influence est quantifiée à l'aide des deux facteurs ΔB_r et ΔH_{cj} représentant les variations de l'induction rémanente et du champ coercitif lorsque la température s'élève de 1 K. Notons qu'au-delà de la température de Curie T_c , l'aimant perd ses propriétés ferromagnétiques [24].

Les aimants permanents que l'on peut rencontrer dans les machines de traction sont principalement les ferrites durs et les aimants terres rares : le Samarium-Cobalt (SmCo_5 et $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$) et le Néodyme-Fer-Bore (NdFeB).

Ses performances n'évoluent plus beaucoup.

Pour ces aimants, la caractéristique de démagnétisation peut être assimilée à une droite de pente $\mu_0 \mu_{ra}$ et d'ordonnée à l'origine B_{ra} où μ_{ra} et B_{ra} correspondent respectivement à leur perméabilité relative et à leur induction rémanente [25]

$$B = \mu_0 \mu_{ra} H + B_{ra} \quad (2.4)$$

Pour comparer ces aimants entre eux, nous avons rassemblé quelques caractéristiques dans les tables suivantes. Pour chaque type d'aimant, nous présentons une nuance à fort champ coercitif (H_{cj}) ou à forte induction rémanente (B_r).

2.8.2 Type d'aimants utilisés dans les MSAP

Les aimants permanents que l'on peut rencontrer dans les machines de traction sont principalement les ferrites durs et les aimants terres rares : le Samarium-Cobalt ($SmCo_5$ et Sm_2Co_{17}) et le Néodyme-Fer-Bore ($NdFeB$).

2.8.2.1 Ferrite

C'est le matériau le plus ancien et le moins cher. Ses performances modestes le cantonnent dans les machines de petite puissance ou de faible puissance massique. C'est un matériau très cassant mais résistant à la corrosion.

2.8.2.2 Samarium-Cobalt

Ce sont les premiers aimants terres rares apparus sur le marché. Leur énergie est très supérieure à celle des ferrites, de même que leur prix. Le domaine d'utilisation de ces aimants se limite peu à peu aux applications fonctionnant à haute température et à champ inverse élevé (militaire, nucléaire, ...).

2.8.2.3 Néodyme-Fer-Bore

C'est la version d'aimants terres rares la plus récente et la plus performante sur pratiquement tous les points. Les progrès constants réalisés ces dernières années dans leur élaboration, et leur coût inférieur aux Samarium-Cobalt, leur assurent une quasi-exclusivité dans les machines de traction. Malheureusement ils sont par nature très sensibles à la corrosion. Des techniques récentes (revêtements ou additifs) font cependant quasiment disparaître cet inconvénient.

2.9 Conclusion

Une brève description des systèmes éoliens a été présentée dans ce chapitre. On peut dire que l'éolienne est une source de production d'énergie qui représente dans certains cas l'une des meilleures solutions adaptées, qui ne consomme aucun combustible et qui ne participe pas à l'effet de serre.

Les éoliennes basées sur des génératrices asynchrones à rotor bobiné présentent l'inconvénient de nécessiter un système de bagues, de balais et un multiplicateur de vitesse, induisant des coûts significatifs de maintenance en particulier. Pour limiter ces inconvénients, certains constructeurs ont développé des éoliennes basées sur des machines synchrones à aimants permanents à grand nombre de paires de pôles et couplées directement à la turbine, évitant ainsi le multiplicateur. De plus la génératrice est équipée d'aimants permanents, donc, le système de bagues et de balais est éliminé.

Vue l'importance de l'énergie éolienne, on s'intéressera dans les chapitres suivants à la simulation d'un modèle de génératrice synchrone à aimants permanents.

Chapitre 3 : Modélisation de la machine synchrone à aimants permanents

3.1 Introduction

L'augmentation croissante de l'utilisation des machines électriques dans diverses applications a grandement contribué à la forte demande d'énergie dans l'industrie. Afin de limiter l'importante consommation d'énergie et les problèmes d'environnement générés, les solutions d'entraînements électriques plus compactes et à rendement plus élevé sont devenues très recherchées. Ainsi, les machines conventionnelles sont de plus en plus remplacées par les machines synchrones à aimants permanents à structures spéciales. En effet, de telles structures n'ayant aucun enroulement au rotor, donc engendrant moins de pertes de fer, présentent un rendement plus élevé que celui des machines conventionnelles. Cependant, dans la plupart des applications, ces machines sont couplées à des convertisseurs d'électronique de puissance afin de répondre aux exigences de la charge.

La machine synchrone à aimants permanents malgré toutes ces qualités a été handicapée, pendant longtemps par le fait qu'elle est fortement non linéaire et que ses paramètres ne sont pas connus avec certitude. De même, elle produit des perturbations non mesurables. Toutes ces caractéristiques rendent la mise en œuvre d'une loi de commande très compliquée, mais grâce à des évolutions intéressantes au niveau des outils de contrôle ces dernières années, tous ces inconvénients sont devenus faciles à surmonter. La grande variété de ces outils permet de proposer, pour chaque application, l'approche la mieux adaptée. En effet, jusqu'à présent, la majorité des méthodes de commande dédiées à la machine synchrone à aimants permanents ont comme objectif, l'asservissement de la vitesse et la régulation du courant. Pour ce

faire, de nombreuses stratégies de commande ont été étudiées et testées sur la machine, afin d'élargir son champ d'utilisation.

Les modèles des machines synchrones à aimants permanents à vitesse constante développés, sont insuffisants pour prédire les performances dynamiques du système. Notre travail de recherche consiste à développer et à concevoir un modèle global de la machine synchrone à aimants permanents qui assure simultanément la stabilité en tension et en fréquence et la prédiction des défauts (court-circuit, délestage et enclenchement).

3.2 Généralité sur les machines synchrones à aimants permanents

L'avantage principal des machines synchrones à aimants permanents réside dans la haute vitesse et génèrent des puissances très élevée. Les développements actuels sont dus à la baisse des coûts des composants semi-conducteurs de puissance, à l'apparition d'aimants permanents à haute performance et à faible perte fer. Le stator de la machine à un bobinage conventionnel identique à celui de la machine synchrone usuelle. Le champ magnétique d'excitation du rotor est fourni par des aimants permanents, contrairement à la machine conventionnelle.

3.2.1 Principe de fonctionnement de la machine synchrone à aimants permanents

La génératrice synchrone à aimants permanents, permet d'effectuer la conversion d'énergie mécanique en énergie électrique alternative, est plus particulièrement une machine triphasée fournissant un système équilibré de tensions et de courants alternatifs, dans laquelle les champs magnétiques statorique et rotorique sont en rotation synchrone, c'est-à-dire à la même vitesse, raison pour laquelle un couple d'origine électromagnétique prend naissance.

L'excitation de la génératrice synchrone à aimants permanents est faite par des aimants permanents liés au rotor (inducteur). Il y a des structures de génératrices à

aimants permanents à rotor interne et stator externe d'une part, et des structures d'alternateurs à stator interne et rotor externe, d'autre part Figure 3-1. Toutefois, les alternateurs à aimants permanents avec stator externe sont plus performants en termes de puissance massique et volumique et couple massique et volumique parce que le refroidissement des enroulements statoriques est plus aisé lorsque le stator est en contact avec l'air ambiant.

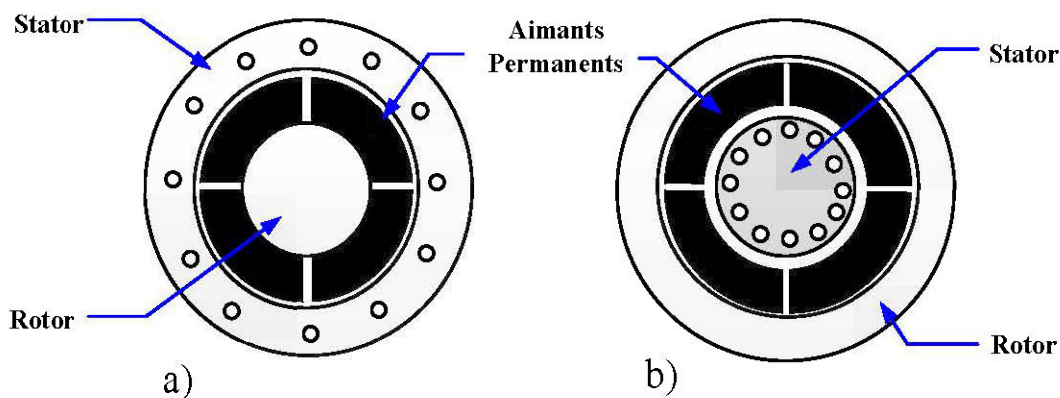


Figure 3-1: a) Structure à rotor interne b) Structure à rotor externe

3.2.2 Modélisation de la machine synchrone à aimants permanents fonctionnement mode génératrice

Actuellement la littérature témoigne d'un grand intérêt pour la MSAP. En effet, elle a une large utilisation dans le domaine de l'entraînement électrique à une vitesse variable. Dans notre travail, nous rappellerons les éléments de la constitution de cette machine, puis, nous décrirons la modélisation de la machine dans le repère lié au rotor et dans le repère lié au stator (repère de Park). [26]

3.2.2.1 Hypothèses simplificatrices

Le modèle de la MSAP est beaucoup plus complexe que celui de la machine à courant continu, il nécessite l'utilisation des lois de commande de plus en plus

performantes et par voie de conséquence, leur commande est plus compliquée du fait que :

- Les grandeurs sont alternatives, à fréquences fixes ou variables.
- Le système est non linéaire à coefficients variables à entrées et sorties multiples.

Le modèle établi en système lors de son fonctionnement est basé sur des phénomènes physiques qui peuvent être partiellement ou totalement pris en compte, le modèle sera simple pour un nombre d'hypothèses plus grand. Dans ce cas, la modélisation est dépendante des hypothèses simplificatrices suivantes :

- Les résistances des enroulements ne varient pas avec la température et l'effet de peau est négligeable.
- La saturation du circuit magnétique, l'hystérésis et les courants de Foucault sont négligeables.
- Le circuit magnétique est supposé non saturé.
- Le circuit magnétique est supposé parfaitement feuilleté. [26] [27]

3.2.2.2 Équations électriques de la génératrice synchrone à aimants permanents

Les équations électriques régissant le fonctionnement de la MSAP dans le repère fixe lié au stator (a, b, c) de la machine s'écrivent sous la forme suivante :

$$[V_s] = [-R_s][i_s] + \frac{d}{dt}[\psi_s] \quad (3.1)$$

Avec :

$$[V_s] = \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix}, [R_s] = \begin{bmatrix} -R_s & 0 & 0 \\ 0 & -R_s & 0 \\ 0 & 0 & -R_s \end{bmatrix}, [i_s] = \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix}, [\psi_s] = \begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

$[V_s]$: Vecteur des tensions statoriques.

$[R_s]$: Matrice des résistances statoriques.

$[i_s]$: Vecteur des courants statoriques.

$[\psi_s]$: Vecteur des flux statoriques.

Les flux totalisés $[\psi_s]$ des phases statoriques s'écrivent dans le repère lié au stator sous la forme matricielle suivante :

$$[\psi_s] = [-L_{ss}][i_s] + [\psi_{sf}] \quad (3.3)$$

Avec :

$$[L_{ss}] = \begin{bmatrix} L_{sa} & M_{ab} & M_{ac} \\ M_{ba} & L_{sb} & M_{bc} \\ M_{ca} & M_{cb} & L_{sc} \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

Où :

L_{sa} , L_{sb} et L_{sc} : Des inductances propres aux phases (a, b et c) respectivement.

M_{ab} , M_{ac} , M_{ba} , M_{bc} , M_{ca} et M_{cb} : Des inductances mutuelles aux phases (a, b et c) respectivement.

$[\psi_{sf}] = [\psi_{af} \ \psi_{bf} \ \psi_{cf}]^T$: Représente le vecteur de projection du flux de l'aimant permanent sur les trois phases (a, b et c).

La matrice des inductances mutuelles entre les phases statoriques et les aimants permanents dépend de la position angulaire électrique θ_r du rotor.

$$L_{sf} = \hat{\psi}_{fd} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) \\ \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_r - \frac{4\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

D'après la Figure 3-2, la forme matricielle des inductances statoriques en fonction de la position du rotor θ_r est donnée par la forme suivante :

$$L_{ss} = \begin{bmatrix} l_{is} + L_{0s} + L_{2s} \cos(2\theta_r) & -\frac{L_{0s}}{2} + L_{2s} \cos(2\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & -\frac{L_{0s}}{2} - L_{2s} \cos(2\theta_r - \frac{2\pi}{3}) \\ -\frac{L_{0s}}{2} + L_{2s} \cos(2\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & l_{is} + L_{0s} + L_{2s} \cos(2\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\frac{L_{0s}}{2} + L_{2s} \cos(2\theta_r) \\ -\frac{L_{0s}}{2} + L_{2s} \cos(2\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\frac{L_{0s}}{2} - L_{2s} \cos(2\theta_r) & l_{is} + L_{0s} + L_{2s} \cos(2\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

l_{is} : Inductance de fuite.

L_{0s} : Terme constante de l'inductance propre d'une phase.

L_{2s} : Amplitude de première harmonique de l'inductance propre d'une phase.

θ_r : Position électrique du rotor.

$$\omega_r = \frac{d\theta_r}{dt} \quad (3.7)$$

Pour l'étude du fonctionnement de la machine dans tous les régimes, nous allons utiliser le système d'équations électriques suivant :

$$[V_s] = [-R_s][i_s] + \frac{d\{[-L_{ss}][i_s]\}}{dt} + \frac{d\{[L_{sf}]\}}{dt} \quad (3.8)$$

Il est possible d'aboutir à l'expression des tensions en fonction des courants, du flux et de la vitesse de rotation.

$$[V_s] = [-R_s][i_s] + [L_{ss}] \frac{d[i_s]}{dt} - \omega_r \frac{d[L_{sr}]}{d\theta_r} [i_s] + \omega_r \frac{d[\psi_{sf}]}{d\theta_r} \quad (3.9)$$

3.2.2.3 Équations mécaniques

Si on néglige le frottement sec, le couple électromécanique fourni est transmis à la charge et d'autre part, sert à l'accélération du rotor et à la comparaison du frottement visqueux. Selon la loi de Newton, l'équation fondamentale de la mécanique est :

$$C_{em} - C_r = J \frac{d\Omega}{dt} + J\Omega \quad (3.10)$$

Où :

$$\omega_r = P\Omega_r \quad (3.11)$$

Avec :

P : Nombre de paires de pôles.

J : Le moment d'inertie total ramené sur l'arbre.

f : Le coefficient de frottement visqueux.

C_{em} : Couple électromagnétique délivré par la machine.

C_r : Couple résistant appliqué sur l'arbre de la machine.

D'une façon générale, le couple électromécanique délivré par la machine, obtenu à partir de la dérivée de l'énergie mécanique par rapport à la position électrique du rotor, est donné par l'expression suivante :

$$C_{em} = \frac{1}{2} P [i_s]^T \left[\frac{d[i_s]}{d\theta_r} \right] [i_s] \quad (3.12)$$

En faisant apparaître les grandeurs statoriques et rotoriques dans l'équation (3.12), on aboutit à la formule du couple électromagnétique suivante :

$$C_{em} = \frac{1}{2} P \left[\frac{1}{2} [i_s]^T \frac{d[L_{ss}]}{d\theta_r} + [i_s]^T \frac{d[\psi_{sf}]}{d\theta_r} \right] \quad (3.13)$$

Dans ce qui suit, nous allons développer l'expression du couple électromécanique dans le repère lié au rotor.

À partir des équations précédentes, nous remarquons que l'étude du système est assez difficile vu le nombre d'équations différentielles à coefficient variables. Pour résoudre ce problème, nous allons utiliser des transformations mathématiques (repère de Park), qui permettent de décrire le comportement de la machine à l'aide d'équations différentielles à un coefficient constant. Ainsi, nous allons présenter la modélisation de la MSAP dans le repère lié au rotor puis au stator en utilisant la transformation de Park.

3.2.2.4 Modèle de la machine synchrone à aimant permanent dans le repère de Park

Le modèle de la machine synchrone le plus utilisé est basé sur la théorie unifiée des machines électriques. Cette théorie est basée sur la transformation de Park et elle permet d'obtenir un système équivalent formé de deux enroulements orthogonaux qui sont situés dans le même plan que les enroulements a, b et c. Avec cette transformation, nous pouvons passer d'une représentation dans le repère triphasé (a, b, c) à une représentation dans le repère cartésien (d, q) comme le montre la Figure 3-2.

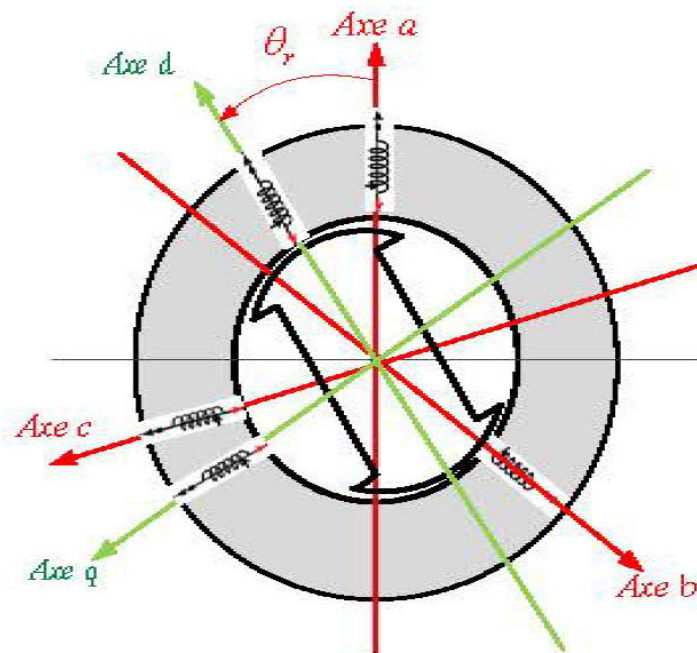


Figure 3-2 : Représentation de la MSAP dans le repère de Park

Pour exprimer l'ensemble des relations de la machine dans ce repère, nous allons appliquer la transformation orthogonale au stator et au rotor, en nous basant sur les hypothèses simplificatrices. La transformation de Park utilisée, conserve l'expression de la puissance instantanée.

3.2.2.5 Équations électriques dans le repère de Park (d, q)

Avec un système biphasé (d, q) par deux bobines décalées de $\frac{\pi}{2}$ dans l'espace, on peut créer un champ tournant identique à celui créé par un triphasé (a, b, c) déphasés de $\frac{2\pi}{3}$. Par la suite, nous utiliserons également des transformations orthogonales, dont l'inverse de la matrice de passage est égal à sa transposé.

$$P(\theta_r) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin(\theta_r) & -\sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

L'inverse de la matrice $[P(\theta_r)]$ est calculé comme suit :

$$[P(\theta_r)]^{-1} = [P(\theta_r)]^T = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & -\sin(\theta_r) & \frac{\sqrt{2}}{2} \\ \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \frac{\sqrt{2}}{2} \\ \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) & \frac{\sqrt{2}}{2} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

Soit $[P(\theta_r)]$ la matrice de transformation de Park, cette transformation fait correspondre les vecteurs $[V_{dqo}]$, $[i_{dqo}]$ et $[\psi_{dqo}]$.

Le vecteur V_o représente la composante homopolaire et les vecteurs V_d et V_q représentent les vecteurs déphasés des tensions V_a , V_b et V_c .

Après transformation et simplification, le système d'équations des tensions dans le repère de Park est donné par :

$$\begin{cases} V_d = -R_s i_d + \left(\frac{d\psi_d}{dt} \right) - \omega_r \psi_q \\ V_q = -R_s i_q + \left(\frac{d\psi_q}{dt} \right) + \omega_r \psi_d \\ V_o = -R_s i_o + \left(\frac{d\psi_o}{dt} \right) \end{cases} \quad (3.16)$$

Ce système représente le modèle électrique dynamique dans le référentiel de Park, dans notre cas, le système est équilibré, donc la troisième équation est nulle.

Dans le système d, q tournant à la vitesse du rotor, les grandeurs électriques et magnétiques sont de type continu, ce qui rend sa commande similaire à la commande des machines à courant continu. Ce système sera utilisé dans la commande vectorielle de la MSAP.

3.2.2.6 Équations de flux

De même, pour le flux, en appliquant l'équation (3.3) à gauche et à droite par la matrice de Park $[P(\theta_r)]$, nous obtenons :

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \end{bmatrix} = [P(\theta_r)] \begin{bmatrix} L_{sa} & M_{ab} & M_{ac} \\ M_{ba} & L_{sb} & M_{bc} \\ M_{ca} & M_{cb} & L_{sc} \end{bmatrix} ([P(\theta_r)]^{-1}) \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + [P(\theta_r)] i_f \begin{bmatrix} L_{sf} \\ L_{bf} \\ L_{cf} \end{bmatrix} = [P(\theta_r)] \begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

Les flux totalisés dans chaque phase s'expriment comme suit :

$$\begin{cases} \psi_d = -L_d i_d + \psi_f \\ \psi_q = -L_q i_q \end{cases} \quad (3.18)$$

Où L_d et L_q sont respectivement les inductances directe et quadrature. Elles sont supposées indépendantes de la position θ_r , ψ_f valeur crête du flux généré par les aimants lorsque son axe longitudinal est aligné avec celui de l'un des enroulements statoriques.

En remplaçant l'équation (3.18) dans l'équation (3.16), on obtient :

$$\begin{cases} V_d = -R_d i_d + \frac{d(-L_d i_d + \psi_f)}{dt} - P\omega_r (-L_q i_q) \\ V_q = -R_q i_q + \frac{d(-L_q i_q)}{dt} + P\omega_r (-L_d i_d + \psi_f) \end{cases} \quad (3.19)$$

Après transformation et arrangement des équations en faisant les manipulations et les transformations nécessaires, on aboutit aux équations électriques de la MSAP exprimées dans le repère lié au rotor :

$$\begin{cases} V_d = -R_s i_d - L_d \left(\frac{di_d}{dt} \right) + p\omega_r L_q i_q \\ V_q = -R_s i_q - L_q \left(\frac{di_q}{dt} \right) - p\omega_r L_d i_d + p\omega_r \psi_f \end{cases} \quad (3.20)$$

On peut aussi écrire l'équation (3.20) comme suite :

$$\begin{cases} V_d = -R_s i_d - L_d \left(\frac{di_d}{dt} \right) + e_q \\ V_q = -R_s i_q - L_q \left(\frac{di_q}{dt} \right) - e_d + E_{q0} \end{cases} \quad (3.21)$$

Tel que :

$$e_q = p\omega_r L_q i_q, \quad e_d = p\omega_r L_d i_d, \quad E_{q0} = p\omega_r \psi_f \quad (3.22)$$

3.2.2.7 Schéma équivalent de la MSAP en régime transitoire

La figure 3-3, montre le schéma équivalent en régime transitoire de la MSAP dans le repère de Park.

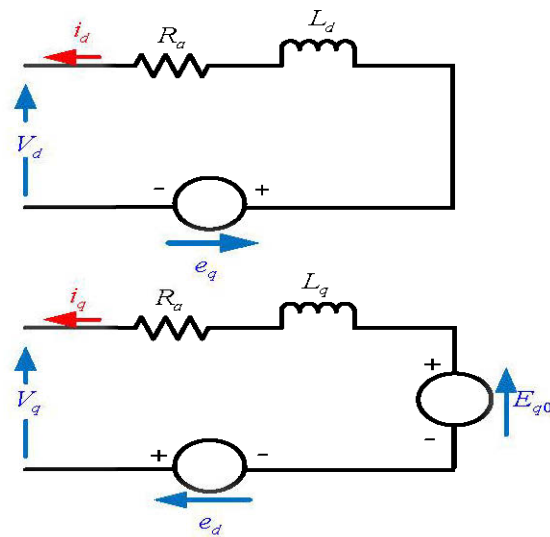


Figure 3-3: Circuit équivalent de la MSAP dans le repère de d et q

Traditionnellement, le circuit équivalent par phase de la machine synchrone à aimants permanents de la (figure 3-3) est exploité pour l'analyse et la simulation numérique des entraînements de ce type de machine en régime transitoire.

3.2.2.8 Équations de la génératrice à aimants permanents en régime permanent

En régime permanent, les dérivées des courants sont nulles $\frac{di_d}{dt} = 0$ et $\frac{di_q}{dt} = 0$. Donc,

on peut écrire les équations (3.21) et (3.22) comme suit :

$$\begin{cases} V_d = -R_a I_d + E_q = -R_a I_d + p\omega_r L_q I_q \\ V_q = -R_a I_q - E_d + E_{q0} = -R_a I_q - p\omega_r L_d I_d + p\omega_r \psi_f \end{cases} \quad (3.23)$$

On a aussi :

$$\begin{cases} \bar{I}_t = I_d + jI_q \\ \bar{V}_t = V_d + jV_q \end{cases} \quad (3.24)$$

On a substitué l'équation (3.23) dans (3.24), on obtient :

$$\begin{cases} V_t = V_d + jV_q = -R_a I_d + p\omega_r L_q I_q + j(-R_a I_q - p\omega_r L_d I_d + p\omega_r \psi_f) \\ V_t = -R_a (I_d + jI_q) + p\omega_r L_q I_q - jp\omega_r L_d I_d + jp\omega_r \psi_f \end{cases} \quad (3.25)$$

En régime permanent, on peut déterminer les termes des courants $p\omega_r L_q I_q - jp\omega_r L_d I_d$ comme suit :

$$\begin{aligned} p\omega_r L_q I_q - jp\omega_r L_d I_d &= p\omega_r L_q I_q - jp\omega_r L_d I_d + jp\omega_r L_q I_d - jp\omega_r L_q I_d \\ &= -jp\omega_r L_q (I_d + jI_q) - jp\omega_r (L_d - L_q) I_d \end{aligned} \quad (3.26)$$

On obtient :

$$p\omega_r L_q I_q - jp\omega_r L_d I_d = -jp\omega_r L_q \bar{I}_t - jp\omega_r (L_d - L_q) I_d \quad (3.27)$$

En remplaçant l'équation (3.27) dans (3.25) on obtient :

$$\bar{V}_t = -R_a \bar{I}_t - jp\omega_r L_q \bar{I}_t - jp\omega_r (L_d - L_q) I_d + E_{0q} \quad (3.28)$$

Après simplification :

$$\bar{V}_t = -(R_a + jp\omega_r L_q) \bar{I}_t + \bar{E}_t \quad (3.29)$$

Tel que :

$$\bar{E}_t = j(E_{0q} - p\omega_r (L_d - L_q) I_d) \quad (3.30)$$

3.2.2.9 Schéma simplifié de la génératrice synchrone à aimants permanents en régime permanent

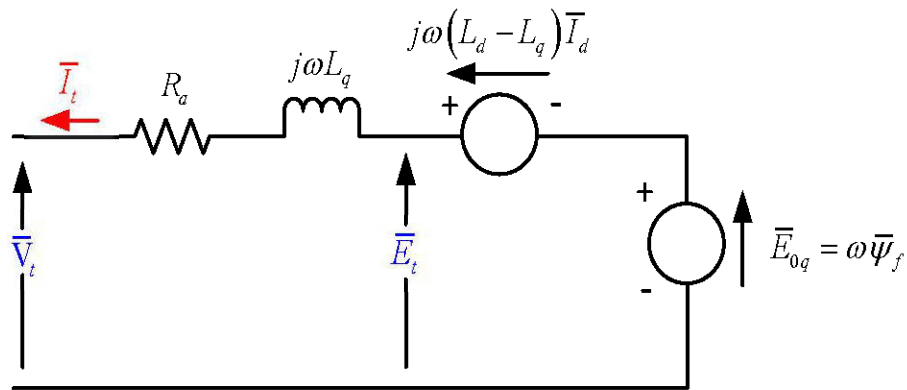


Figure 3-4 : Circuit équivalent de la GSAP en régime permanent

3.2.2.10 Diagramme vectoriel de la génératrice synchrone à aimants permanents

Le diagramme vectoriel nous permet d'analyser le fonctionnement de la génératrice synchrone à aimants permanents en régime permanent, il est représenté sur la (Figure 3-5).

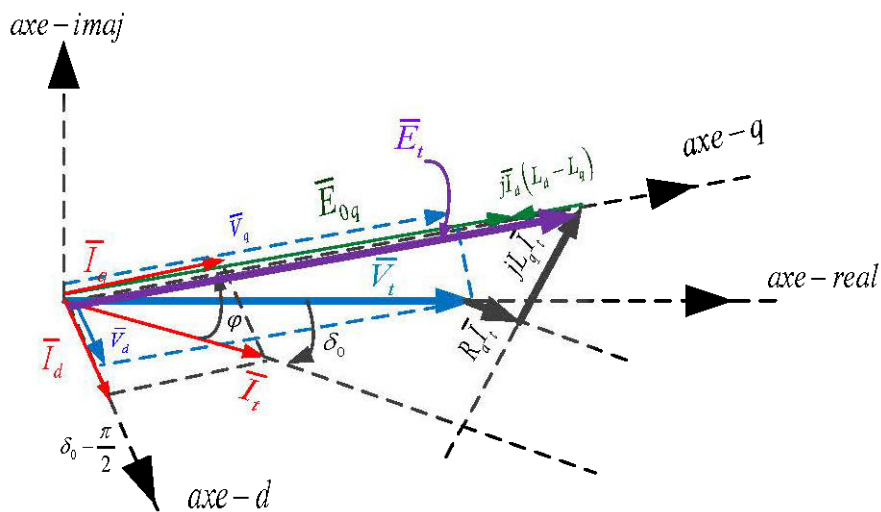


Figure 3-5 : Diagramme vectoriel de la MSAP

δ_0 : est la déviation angulaire entre la tension statorique et l'axe-q du repère de Park,
l'angle entre la tension \bar{V}_t et \bar{I}_t .

\bar{E}_{0q} : Force électromotrice de la génératrice synchrone à aimants permanents.

φ : est la déviation angulaire entre le courant et la tension statorique de la génératrice.

D'après de la Figure 3-5 on peut déterminer les équations des tensions et des courants :

$$\begin{cases} V_d = V_t \sin \delta_0 \Rightarrow \bar{V}_d = V_t \sin \delta_0 \angle \left(\delta_0 - \frac{\pi}{2} \right) \\ V_q = V_t \cos \delta_0 \Rightarrow \bar{V}_q = V_t \cos \delta_0 \angle \delta_0 \end{cases} \quad (3.31)$$

$$\begin{cases} I_d = I_t \sin(\delta_0 + \varphi) \Rightarrow \bar{I}_d = I_t \sin(\delta_0 + \varphi) \angle \left(\delta_0 - \frac{\pi}{2} \right) \\ I_q = I_t \cos(\delta_0 + \varphi) \Rightarrow \bar{I}_q = I_t \cos(\delta_0 + \varphi) \angle \delta_0 \end{cases} \quad (3.32)$$

3.2.2.11 Calcul l'angle du rotor

$$\delta_0 = \tan^{-1} \left(\frac{L_q I_t \cos(\varphi) - R_q I_t \sin(\varphi)}{V_t + R_q I_t \cos(\varphi) + L_q I_t \sin(\varphi)} \right) \quad (3.33)$$

Pour $R_q = 0$

$$\delta_0 = \tan^{-1} \left(\frac{L_q I_t \cos(\varphi)}{V_t + L_q I_t \sin(\varphi)} \right) \quad (3.34)$$

3.2.3 Calcul des puissances

3.2.3.1 Puissance apparente

La puissance apparente totale fournie par la génératrice dans les trois phases du stator est donnée par :

$$\begin{cases} S_{3\phi} = 3\bar{S}_{1\phi} = 3(\bar{V}_t \bar{I}_t^*) = 3(V_a \angle 0^\circ)(I_a \angle -\varphi) \\ S_{3\phi} = P_{3\phi} + Q_{3\phi} = 3V_a I_a \angle \varphi = 3V_a I_a \cos \varphi + j3V_a I_a \sin \varphi \end{cases} \quad (3.35)$$

3.2.3.2 Puissance active et réactive

$$\begin{cases} P_{3\phi} = 3V_a I_a \cos(\varphi) = 3P_{1\phi} \\ Q_{3\phi} = 3V_a I_a \sin(\varphi) = 3Q_{1\phi} \end{cases} \quad (3.36)$$

3.2.3.3 Puissance dans le repère de Park

$$\begin{cases} P_{3\phi} = 3(V_d I_d + V_q I_q) = 3P_{1\phi} \\ Q_{3\phi} = 3(V_d I_d - V_q I_q) = 3Q_{1\phi} \end{cases} \quad (3.37)$$

$$S_{3\phi} = 3(V_d I_d + V_q I_q) + j3(V_q I_d - V_d I_q) \quad (3.38)$$

3.2.4 Calcul des conditions initiales

Une bonne simulation de la machine exige avant tout la détermination des conditions initiales et des paramètres de simulation à partir des données du constructeur. Les conditions initiales, dans le cas du modèle de ce document, sont les valeurs des variables d'états (courants et tensions statoriques). On peut ajouter à ces valeurs la position du rotor (angle interne), la puissance électrique et la puissance mécanique disponible sur l'arbre de la génératrice.

Avant toute perturbation, la machine est dans un régime de fonctionnement permanent imposé par la charge. Dans ce cas, les courants dans la machine sont constants. Les courants des amortisseurs et toutes les dérivées sont nuls.

La tension à la sortie de la machine dans le repère de Park pour le système équilibré est donnée par l'équation suivante :

$$\begin{cases} V_d = V_t \sin \delta_0 \\ V_q = V_t \cos \delta_0 \end{cases} \quad (3.39)$$

$$\begin{cases} I_d = I_t \sin(\delta_0 + \varphi) \\ I_q = I_t \cos(\delta_0 + \varphi) \end{cases} \quad (3.40)$$

Les grandeurs connues sont la puissance consommées (P_t active, Q_t réactive), les tensions et les courants au niveau de la sortie de la génératrice (V_t et I_t).

Les grandeurs souhaitées se calculent comme suit :

$$P_t = V_t I_t \cos \varphi \Rightarrow I_t = \frac{P_t}{V_t \cos \varphi} \Rightarrow \varphi = \arctan\left(\frac{Q_t}{P_t}\right) \quad (3.41)$$

À partir des équations (3.33), (3.39) et (3.40) et de la trigonométrie dans la (figure 3-5), on trouve les tensions V_d et V_q et les courants I_d et I_q

3.2.5 Expression du couple électromagnétique

Pour définir la nouvelle expression du couple dans le nouveau référentiel, nous effectuons le bilan énergétique de la MSAP. Le couple électromagnétique est exprimé par la dérivée partielle de stockage d'énergie électromagnétique par rapport à l'angle géométrique de rotation du rotor

$$C_{em} = \frac{dw_e}{d\theta_{géo}} p \frac{dw_e}{d\theta_r} \quad (3.42)$$

w_e : Énergie emmagasinée dans le circuit magnétique

$\theta_{géo}$: Écart angulaire de la partie mobile par rapport à la partie fixe (rotor par rapport au stator).

p : Nombre de pair de pôles.

L'expression de la puissance transmise est donnée par :

$$P(t) = \frac{3}{2} (V_d i_d + V_q i_q) \quad (3.43)$$

En remplaçant V_d et V_q par leurs expressions, on obtient :

$$P(t) = \frac{3}{2} \left[-R_s (i_d^2 - i_q^2) - \left(i_d \frac{d\psi_d}{dt} + i_q \frac{d\psi_q}{dt} \right) + \frac{d\theta_r}{dt} (\psi_d i_q - \psi_q i_d) \right] \quad (3.44)$$

$\frac{3}{2} R_s (i_d^2 - i_q^2)$: représente la puissance dissipée par l'effet de Joule.

$\frac{3}{2} \left(i_d \frac{d\psi_d}{dt} + i_q \frac{d\psi_q}{dt} \right)$: La variation de l'énergie emmagasinée dans les enroulements du stator.

$\frac{3}{2} \frac{d\theta_r}{dt} (\psi_d i_q - \psi_q i_d)$: Puissance électromagnétique.

Sachant que

$$\begin{cases} P_{em} = C_{em} \Omega \\ \omega_r = P\Omega \end{cases} \quad (3.45)$$

$$\text{Alors, } C_{em} = \frac{3}{2} P [\psi_d i_q - \psi_q i_d]$$

Après l'affectation des valeurs de flux on aura :

$$C_{em} = \frac{3}{2}P \left[(L_d - L_q) i_d i_q + i_q \psi_f \right] \quad (3.46)$$

3.2.6 Modèle d'état de la MSAP

Le modèle général de l'entrée-sortie de la machine synchrone à aimants permanents est lié au choix de vecteur d'état. Dans le cas des équations de la MSAP, dans le repère lié au rotor, les composantes des vecteurs d'entrées de la machine sont les tensions V_d , V_q et les courants i_d et i_q statoriques sont les composantes du vecteur de sortie. Notre objectif dans ce qui suit est de mettre les équations sous la forme d'équations d'état suivant :

$$\begin{aligned} \left(\frac{dX}{dt} \right) &= A[X] + B[U] \\ y &= C[X] + D[U] \end{aligned} \quad (3.47)$$

Où :

$[X]$ Représente le vecteur d'état du système.

(y) Le vecteur des sorties (les grandeurs mesurables).

(A) La matrice d'état du système.

(B) La matrice de la commande d'état.

(C) La matrice de sortie d'état.

(D) La matrice de commande de la sortie.

Après les simplifications, les équations de la MSAP peuvent être modélisées par une représentation d'état sous la forme suivante :

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{-R_s}{L_d} & p\omega_r \frac{L_q}{L_d} \\ -p\omega_r \frac{L_d}{L_q} & \frac{-R_s}{L_q} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_q} & -\frac{p\omega_r}{L_q} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} V_d \\ V_q \\ \psi_f \end{pmatrix} \quad (3.48)$$

$$\begin{pmatrix} v_d \\ v_q \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} v_d \\ v_q \\ \psi_f \end{pmatrix}$$

A partir des équations (3.48) on peut déterminer les matrices de tout le système

$$A = \begin{pmatrix} \frac{-R_s}{L_d} & p\omega_r \frac{L_q}{L_d} \\ -p\omega_r \frac{L_d}{L_q} & \frac{-R_s}{L_q} \end{pmatrix}, B = \begin{pmatrix} \frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_q} & -\frac{p\omega_r}{L_q} \end{pmatrix}, C = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \text{ et } D = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

3.3 Modèle global de la MSAP développé avec une charge résistive et inductive

3.3.1 Modèle de la charge dans le repère de Park

3.3.1.1 Équations de flux

$$\begin{pmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{pmatrix} \quad (3.49)$$

$$\psi_{abc} = L(\theta) i_{abc} \quad (3.50)$$

Les inductances de la charge en fonction de la position θ du champ tournant créé par ces inductances sont données par l'équation précédente (3.6).

3.3.1.2 Équations des tensions

$$V_{abc} = R_{ch} + \frac{d}{dt} ([L_{ch_abc}(\theta)] i_{abc}) \quad (3.51)$$

$$R_{ch} = \begin{bmatrix} R_{ch} & 0 & 0 \\ 0 & R_{ch} & 0 \\ 0 & 0 & R_{ch} \end{bmatrix} \quad (3.52)$$

3.3.1.3 Équations des courants

$$[I_{dqo}] = P[I_{abc}] = \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \\ I_o \end{bmatrix} \quad (3.53)$$

$$[V_{dqo}] = P[V_{abc}] = \begin{bmatrix} V_d \\ V_q \\ V_o \end{bmatrix} \quad (3.54)$$

3.3.1.4 Équations des Flux

$$[\psi_{dqo}] = P[\psi_{abc}] = \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \\ \psi_o \end{bmatrix} \quad (3.55)$$

$$\psi_{dqo} = P\psi_{abc} = PL_{abc}(\theta)i_{abc} \quad (3.56)$$

$$\psi_{dqo} = PL_{abc}(\theta)(P^{-1}i_{dqo}) \quad (3.57)$$

$$\psi_{dqo} = (PL_{abc}(\theta)P^{-1})(i_{dqo}) \quad (3.58)$$

$$P(L_{abc}(\theta))P^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{3}{2}(L_{aa0} + L_{aa2}) & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2}(L_{aa0} - L_{aa2}) & 0 \\ 0 & 0 & \frac{3}{2}(L_{aa0} - 2L_{ab0}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{dd} & 0 & 0 \\ 0 & L_{qq} & 0 \\ 0 & 0 & L_{oo} \end{bmatrix} \quad (3.59)$$

Les équations de flux peuvent maintenant s'écrire plus simplement dans les axes (**d**, **q** et **o**) comme suit :

$$\begin{cases} \psi_d = L_d i_d \\ \psi_q = L_q i_q \\ \psi_o = L_o i_o \end{cases} \quad (3.60)$$

$$V_{ch} = PV_{abc} = (PR_{ch}P^{-1})i + P \left[\frac{d}{dt} (P^{-1}\psi_{abc}) \right] \quad (3.61)$$

$$(PR_{ch}P^{-1})i = R_{ch}i \quad (3.62)$$

$$P \left[\frac{d}{dt} (P^{-1}\psi) \right] = P \left[\left(\frac{d}{dt} P^{-1} \right) \psi + P^{-1} \frac{d}{dt} (\psi) \right] \quad (3.63)$$

$$\left(\frac{d}{dt} P^{-1} \right) = \begin{bmatrix} -\sin(\theta) & -\cos(\theta) & 0 \\ -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & 0 \\ -\sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & 0 \end{bmatrix} \frac{d\theta}{dt} = \omega \begin{bmatrix} -\sin(\theta) & -\cos(\theta) & 0 \\ -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & 0 \\ -\sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & -\cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & 0 \end{bmatrix} \quad (3.64)$$

$$P \left(\frac{d}{dt} P^{-1} \right) \psi = \omega_r \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \psi = \omega_r \Xi \psi \quad (3.65)$$

Tel que :

$$\Xi = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \omega_r = \frac{d\theta}{dt} \quad (3.66)$$

On a donc :

$$V_{ch} = (PR_{ch}P^{-1})i + P \left[\frac{d}{dt} (P^{-1}\psi) \right] = R_{ch}i + \omega_r \Xi (\psi) + \frac{d}{dt} (\psi) \quad (3.67)$$

Les équations des tensions se résument alors comme suit :

$$\begin{cases} V_d = R_{ch}i_d + L_{ch}\frac{di_d}{dt} - \omega_r\psi_q \\ V_q = R_{ch}i_q + L_{ch}\frac{di_q}{dt} + \omega_r\psi_d \end{cases} \quad (3.68)$$

3.3.2 Modèle global la GSAP avec $Z_{ligne} = 0$

D'une part, nous avons les équations (3.68) et d'autre part, on a les équations différentielles (3.20) des tensions de la génératrice synchrone à aimants permanents à vide. Si l'impédance de ligne est nulle, on peut dire que les tensions de la génératrice et de la charge sont égales (Figure 3-6). [30][31]

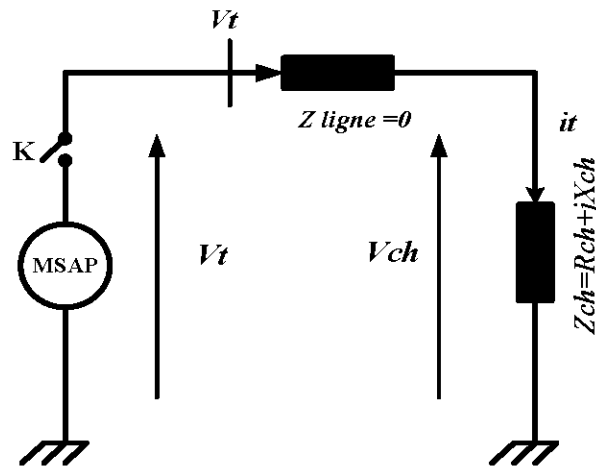


Figure 3-6 : Génératrice synchrone à aimants permanents accordée à une charge

Donc :

$$\begin{cases} -R_s i_d - L_d \frac{di_d}{dt} + p\omega_r L_q i_q = R_{ch} i_d + L_{ch} \frac{di_d}{dt} - p\omega_r L_{ch} i_q \\ -R_s i_q - L_q \frac{di_q}{dt} - p\omega_r L_d i_d + p\omega_r \psi_f = R_{ch} i_q + L_{ch} \frac{di_q}{dt} + p\omega_r L_{ch} i_d \end{cases} \quad (3.69)$$

$$\begin{cases} -(R_{ch} + R_s)i_d - (L_{ch} + L_d)\frac{di_d}{dt} + p\omega_r(L_{ch} + L_q)i_q = 0 \\ -(R_{ch} + R_s)i_q - (L_{ch} + L_q)\frac{di_q}{dt} - p\omega_r(L_{ch} + L_d)i_d + p\omega_r\psi_f = 0 \end{cases} \quad (3.70)$$

$$\begin{cases} \frac{di_d}{dt} = -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d}\right)i_d + p\left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d}\right)\omega_r i_q \\ \frac{di_q}{dt} = -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q}\right)i_q - p\left(\frac{L_{ch} + L_d}{L_{ch} + L_q}\right)\omega_r i_d + p\left(\frac{1}{L_{ch} + L_q}\right)\omega_r\psi_f \end{cases} \quad (3.71)$$

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d}\right) & p\left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d}\right)\omega_r \\ -p\left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d}\right)\omega_r & -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q}\right) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{p}{L_{ch} + L_q} \end{pmatrix} \omega_r\psi_f \quad (3.72)$$

D'après les équations différentielles précédentes (3.20) :

$$\begin{cases} \frac{di_d}{dt} = -\frac{R_s}{L_d}i_d + p\omega_r\frac{L_q}{L_d}i_q - \frac{1}{L_d}V_d \\ \frac{di_q}{dt} = -\frac{R_s}{L_q}i_q - p\omega_r\frac{L_d}{L_q}i_d + \frac{1}{L_q}p\omega_r\psi_f - \frac{1}{L_q}V_q \end{cases} \quad (3.73)$$

En remplaçant (3.73) dans (3.70) :

$$\begin{cases} (R_{ch} + R_s)i_d + (L_{ch} + L_d)\left(-\frac{R_s}{L_d}i_d + p\omega_r\frac{L_q}{L_d}i_q - \frac{1}{L_d}V_d\right) - p\omega_r(L_{ch} + L_q)i_q = 0 \\ (R_{ch} + R_s)i_q + (L_{ch} + L_q)\left(-\frac{R_s}{L_q}i_q - p\omega_r\frac{L_d}{L_q}i_d + \frac{1}{L_q}p\omega_r\psi_f - \frac{1}{L_q}V_q\right) + p\omega_r(L_{ch} + L_d)i_d - p\omega_r\psi_f = 0 \end{cases} \quad (3.74)$$

Après les simplifications, on obtient les valeurs des tensions V_d et V_q dans (3.75) :

$$\begin{cases} V_d = \left[\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d} \right) - R_s \right] i_d + \left[L_q - \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d} \right) L_d \right] p\omega_r i_q \\ V_q = \left[\left(\frac{L_{ch} + L_d}{L_{ch} + L_q} \right) - L_d \right] p\omega_r i_d + \left[\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q} \right) L_q - R_s \right] i_q + \left[\left(p - \frac{pL_d}{L_{ch} + L_q} \right) \right] \omega_r \psi_f \end{cases} \quad (3.75)$$

Nous pouvons écrire l'équation (3.75) comme suit :

$$\begin{pmatrix} V_d \\ V_q \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \left(\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d} \right) - R_s \right) & \left[L_q - \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d} \right) L_d \right] p\omega_r \\ \left[\left(\frac{L_{ch} + L_d}{L_{ch} + L_q} \right) - L_d \right] p\omega_r & \left[\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q} \right) L_q - R_s \right] \end{bmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ \left(p - \frac{pL_d}{L_{ch} + L_q} \right) \end{pmatrix} \omega_r \psi_f \quad (3.76)$$

À partir les équations (3.72) et (3.76), on peut déduire le modèle global de la génératrice synchrone à aimants permanents avec la charge résistive et inductive sous forme :

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = A[X] + B[U] \\ y = C[X] + D[U] \end{cases} \quad (3.77)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d} \right) & p \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d} \right) \omega_r \\ -p \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d} \right) \omega_r & -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q} \right) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ \left(\frac{p}{L_{ch} + L_q} \right) \end{pmatrix} \omega_r \psi_f \\ \begin{pmatrix} V_d \\ V_q \end{pmatrix} &= \begin{bmatrix} \left(\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d} \right) - R_s \right) & \left[L_q - \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d} \right) L_d \right] p\omega_r \\ \left[\left(\frac{L_{ch} + L_d}{L_{ch} + L_q} \right) - L_d \right] p\omega_r & \left[\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q} \right) L_q - R_s \right] \end{bmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ \left(p - \frac{pL_d}{L_{ch} + L_q} \right) \end{pmatrix} \omega_r \psi_f \end{aligned} \quad (3.78)$$

D'où :

$$\begin{aligned}
[A] &= \begin{pmatrix} -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d}\right) & p\left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d}\right)\omega_r \\ -p\left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d}\right)\omega_r & -\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q}\right) \end{pmatrix} & [B] &= \begin{pmatrix} 0 \\ \left(\frac{p}{L_{ch} + L_q}\right) \end{pmatrix} \\
[C] &= \begin{bmatrix} \left[\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_d}\right) - R_s\right] & \left[L_q - \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_d}\right)L_d\right] p\omega_r \\ \left[\left(\frac{L_{ch} + L_d}{L_{ch} + L_q}\right) - L_d\right] p\omega_r & \left[\left(\frac{R_{ch} + R_s}{L_{ch} + L_q}\right)L_q - R_s\right] \end{bmatrix} & [D] &= \begin{pmatrix} 0 \\ p - \frac{pL_d}{L_{ch} + L_q} \end{pmatrix}
\end{aligned}$$

3.3.3 Modèle global de la GSAP avec $Z_{ligne} \neq 0$

Considérant l'impédance de ligne $Z_{ligne} \neq 0$, composée d'une résistance R_l et une inductance L_l , branchée en série avec l'impédance de la charge Z_{ch} , comme montre la Figure 3-7.

$$Z_{ligne} = R_l + j\omega L_l \quad (3.79)$$

Donc le modèle global de GSAP développé avec une charge résistive et inductive devient comme suit :

$$\begin{aligned}
\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} -\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_d}\right) & p\left(\frac{L_{ch} + L_l + L_q}{L_{ch} + L_l + L_d}\right)\omega_r \\ -p\left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_l + L_d}\right)\omega_r & -\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_q}\right) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ \left(\frac{p}{L_{ch} + L_l + L_q}\right) \end{pmatrix} \omega_r \psi_f \\
\begin{pmatrix} V_d \\ V_q \end{pmatrix} &= \begin{bmatrix} \left[\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_d}\right) - R_s\right] & \left[L_q - \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_l + L_d}\right)L_d\right] p\omega_r \\ \left[\left(\frac{L_{ch} + L_d}{L_{ch} + L_l + L_q}\right) - L_d\right] p\omega_r & \left[\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_q}\right)L_q - R_s\right] \end{bmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ i_q \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ p - \frac{pL_d}{L_{ch} + L_l + L_q} \end{pmatrix} \omega_r \psi_f
\end{aligned} \quad (3.80)$$

Donc les matrices de modèle d'état global (charge avec impédance de ligne) deviennent comme suit :

$$[A] = \begin{pmatrix} -\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_d}\right) & p\left(\frac{L_{ch} + L_l + L_q}{L_{ch} + L_l + L_d}\right)\omega_r \\ -p\left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_l + L_d}\right)\omega_r & -\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_q}\right) \end{pmatrix} \quad [B] = \begin{pmatrix} 0 \\ \left(\frac{p}{L_{ch} + L_l + L_q}\right) \end{pmatrix}$$

$$[C] = \begin{pmatrix} \left[\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_d}\right) - R_s\right] & \left[L_q - \left(\frac{L_{ch} + L_q}{L_{ch} + L_l + L_d}\right)L_d\right]p\omega_r \\ \left[\left(\frac{L_{ch} + L_d}{L_{ch} + L_l + L_q}\right) - L_d\right]p\omega_r & \left[\left(\frac{R_{ch} + R_l + R_s}{L_{ch} + L_l + L_q}\right)L_q - R_s\right] \end{pmatrix} \quad [D] = \begin{pmatrix} 0 \\ \left(p - \frac{pL_d}{L_{ch} + L_l + L_q}\right) \end{pmatrix}$$

3.3.4 Étude de stabilité

Les valeurs propres d'un système représenté sous forme d'état permettent d'évaluer sa stabilité. Si la partie réelle de ces valeurs est négative, on dit que le système est stable. On les calcule en résolvant l'équation suivante :

$$\det(A - \lambda I) = 0 \quad (3.81)$$

Les pôles d'un système caractérisent sa dynamique (stabilité) et les zéros déterminent sa rapidité. Plus les pôles de la fonction de transfert du système sont éloignés de l'axe imaginaire (avec la partie réelle), plus le système est stable et rapide.

La détermination de la matrice d'état $[A]$ est obtenue à partir des valeurs des paramètres des circuits équivalents de Park. Pour savoir si les variables de sortie sont stables et possèdent des composantes oscillatoires, nous pouvons calculer les valeurs propres de la matrice $[A]$.

Après avoir résolu l'équation (3.81), les pôles de système de la génératrice synchrone à aimants permanents avec une charge résistive de $R_{ch} = 30\Omega$, les valeurs propres sont présentés dans le tableau suivant :

Tableau 3-1: Valeurs propres de la matrice $[A]$ en pu.

	λ_1	λ_2
Valeurs propres	$-0,0620 \times 10^4$	$-4,6286 \times 10^4$

Toutes les parties réelles sont négatives, ce qui démontre que les variables de sortie d'un tel modèle n'ont pas de composantes oscillatoires. De plus, en tenant compte des critères de stabilité des systèmes, nous pouvons en déduire que le modèle de la machine étudiée est bien stable.

3.3.5 Les valeurs réduites

La réduction des grandeurs à une base unitaire facilite l'interprétation de mesure et de simulation. La diversité des grandeurs physiques entraîne des erreurs numériques qui sont minimisées lorsque ces grandeurs ont la même unité. [28] [29]

En Amérique du nord, l'alimentation électrique fonctionne sur 60 Hertz, tandis qu'en Europe, l'alimentation utilisée est de 50 Hertz. Les valeurs de base présentées dans le Tableau 3-2, s'appliquent autant pour les grandeurs du stator que pour les grandeurs du rotor :

Tableau 3-2 : Grandeurs de référence pour les valeurs réduites

Grandeur	Base	Unité	Grandeur	Base	Unité
Tension	$V_{s_base} = \sqrt{2}V_n$	[V]	Flux	$\Psi_{base} = \frac{V_{s_base}}{\Omega_{base}}$	[Wb]
Courant	$I_{s_base} = \sqrt{2}I_n$	[A]	Pulsation	$\Omega_{base} = 2\pi f_{base}$	[rd/s]
Puissance	$S_{3\phi_base} = \frac{3}{2}V_{s_base}I_{s_base}$	[VA]	Vitesse de rotation	$\Omega_{m_base} = \frac{\Omega_{base}}{P_p}$	[rd/s]
Impédance	$Z_{base} = \frac{V_{s_base}}{I_{s_base}}$	[Ω]	Couple	$T_{base} = \frac{S_{3\phi_base}}{\Omega_{m_base}}$	[Nm]
Inductance	$L_{base} = \frac{Z_{base}}{\Omega_{base}}$	[H]	Fréquence	$f_{base} = \begin{cases} 50 \\ 60 \end{cases}$	[Hz]

3.4 Résultats de simulation

Dans cette partie, la GSAP sera simulée sur deux cas distincts à une fréquence $f = 60\text{hz}$:

- À vide, dans ce cas, on appliquera un court-circuit entre deux phases au niveau du stator.
- La génératrice alimente une charge résistive R_{ch} montée en étoile.

Tableau 3-3: Paramètres de la génératrice synchrone à aimants permanents en (pu)

Ld	0,0194	Ψ_f	0,0219
Lq	0,2012	P (paire de pôle)	4
Rs	0,0129	Ω	1
F (Hz)	60	Pn	1

Tableau 3-4: Conditions initiales de la génératrice synchrone à aimants permanents en (pu)

	Courants		Tensions		Angles
I_{d0}	0,5103	V_{d0}	0,0025	φ_0	0,1714
I_{q0}	0,0452	V_{q0}	0,2687	δ_0	0,0094

3.4.1 Court-circuit total

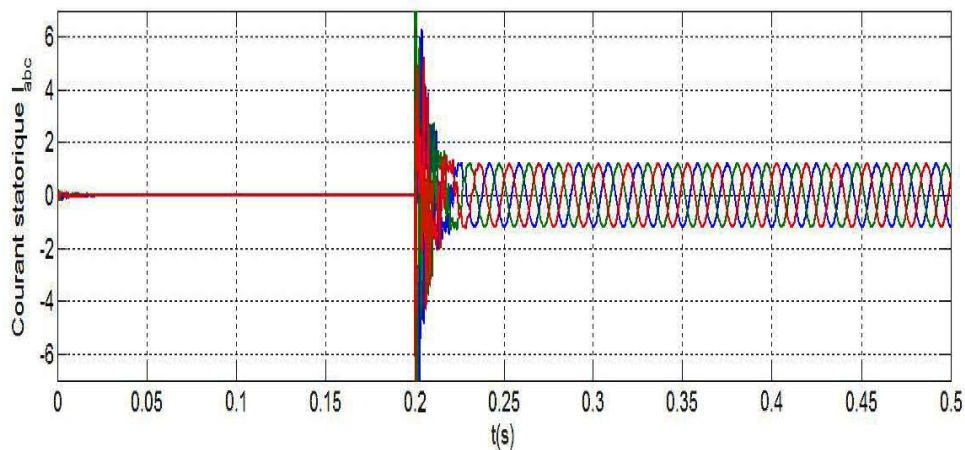


Figure 3-7: Courants triphasés lors d'un court-circuit

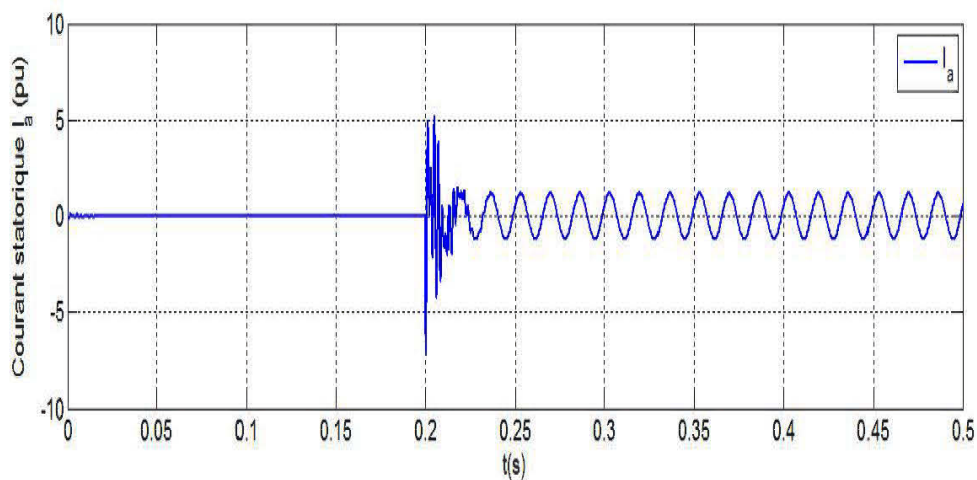


Figure 3-8: Courant d'une seule phase lors d'un court-circuit

Pour étudier le comportement des grandeurs électriques de la génératrice synchrone à aimants permanents, on démarre la génératrice à vide, puis on applique un défaut de court-circuit entre les trois phases au niveau du stator à $t=0,2$ s. La figure 3-8 montre que le courant au régime transitoire atteint une grande valeur après se stabilise.

3.4.2 Enclenchement d'une charge résistive à 50 %

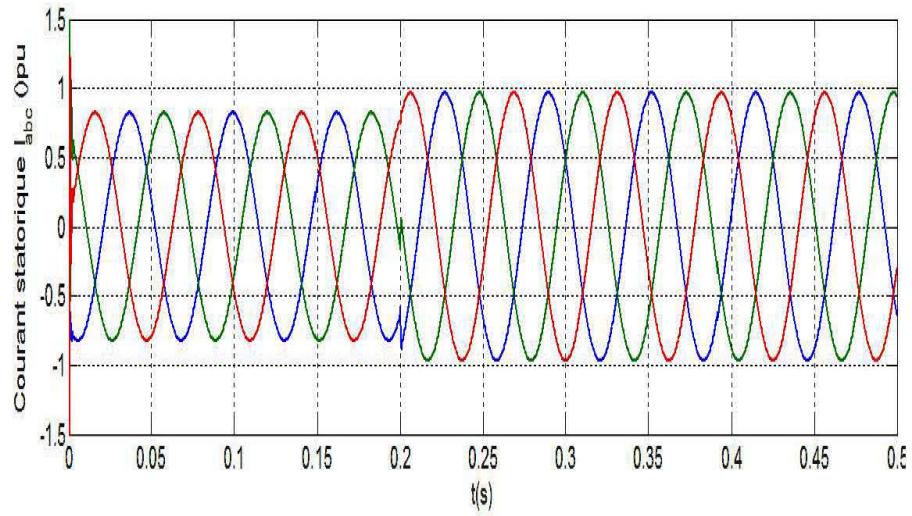


Figure 3-9: Courants triphasés lors de l'essai de l'enclenchement

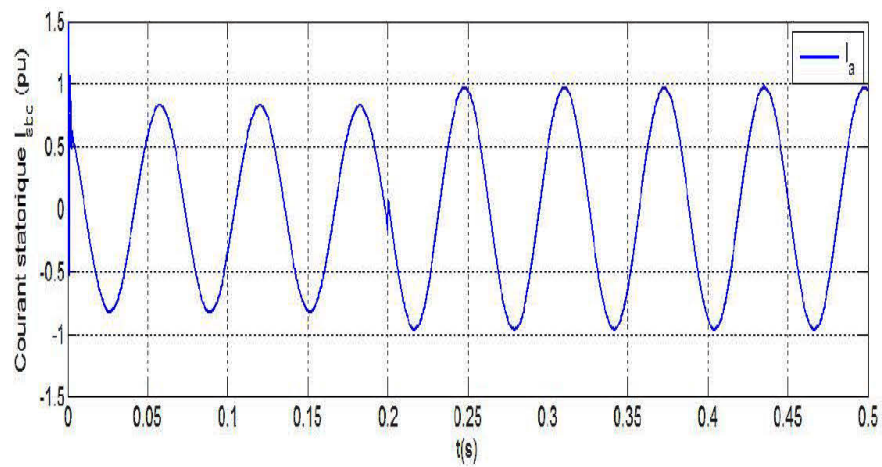


Figure 3-10 : Courant d'une seule phase lors de l'enclenchement

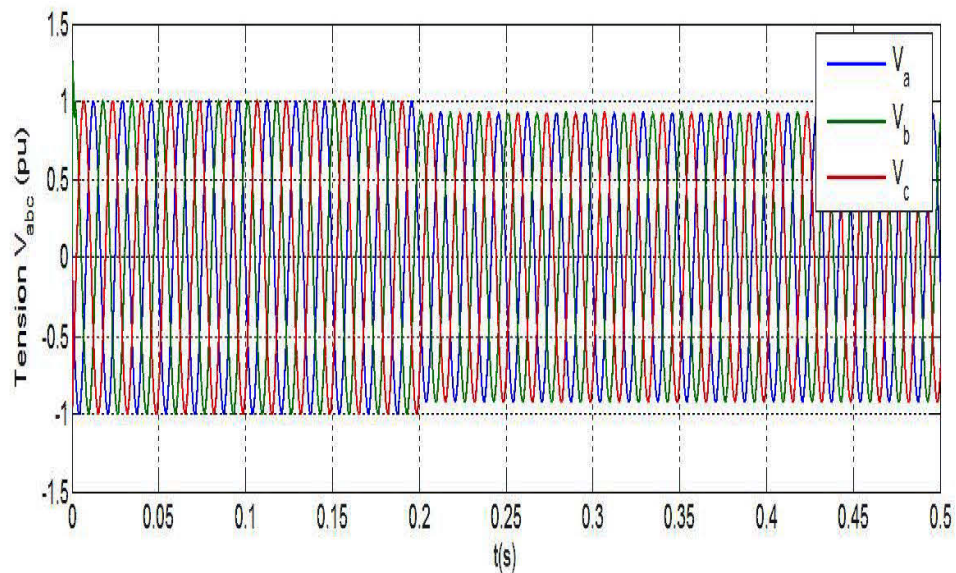


Figure 3-11 : Tensions triphasées lors de l'essai de l'enclenchement

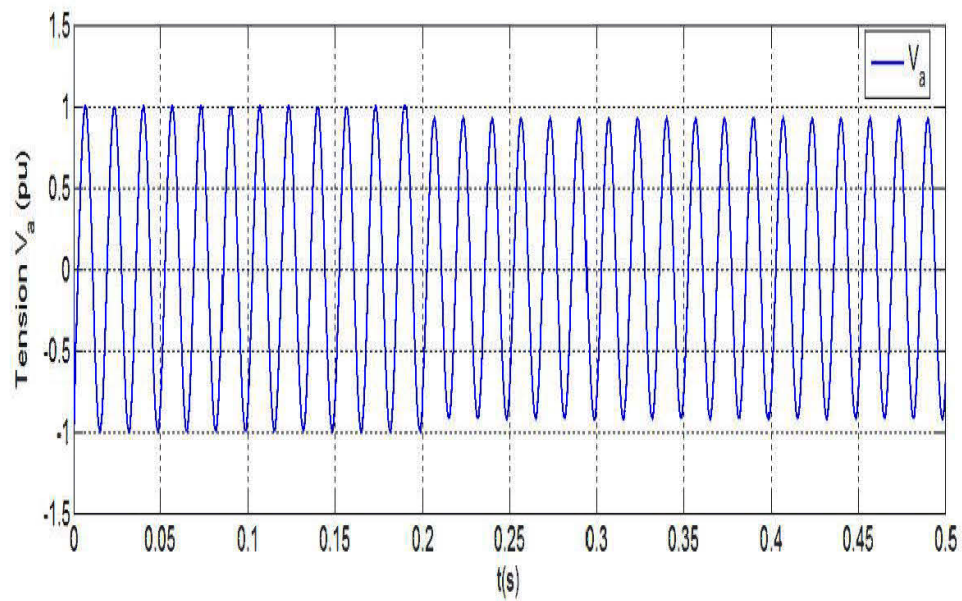


Figure 3-12 : Tension d'une seule phase lors de l'essai de l'enclenchement

3.4.3 Délestage partiel à 50 % avec une charge résistive

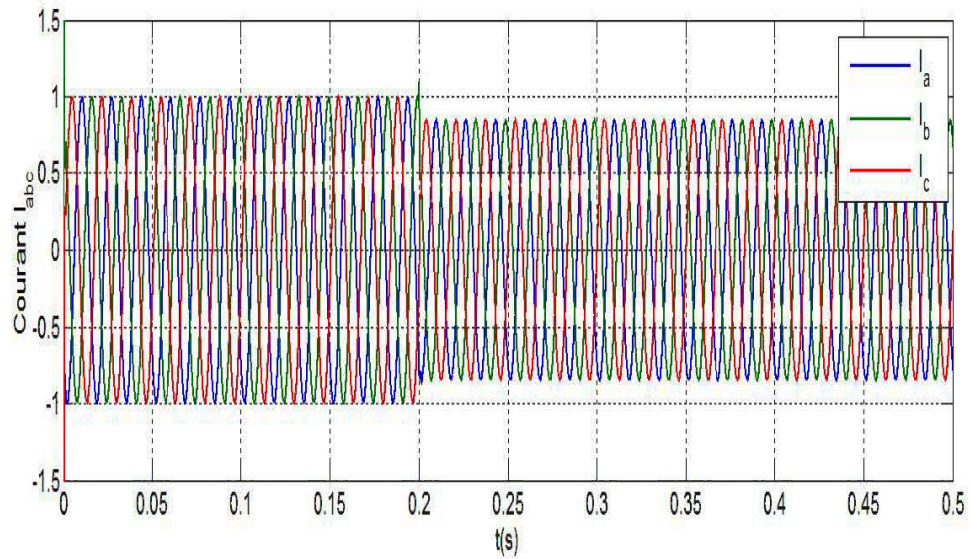


Figure 3-13 : Courants triphasés lors de l'essai de délestage

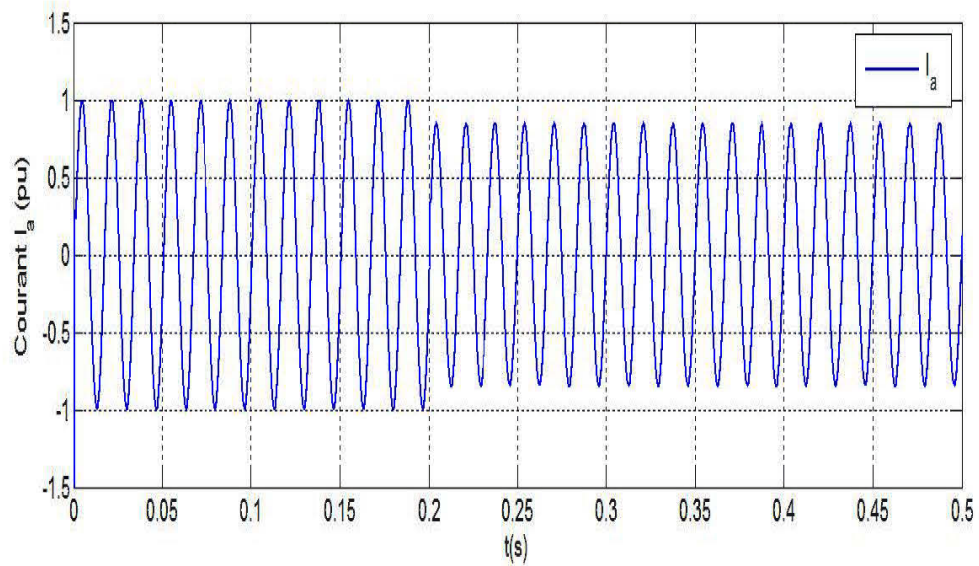


Figure 3-14 : Courant d'une seule phase lors de l'essai de délestage

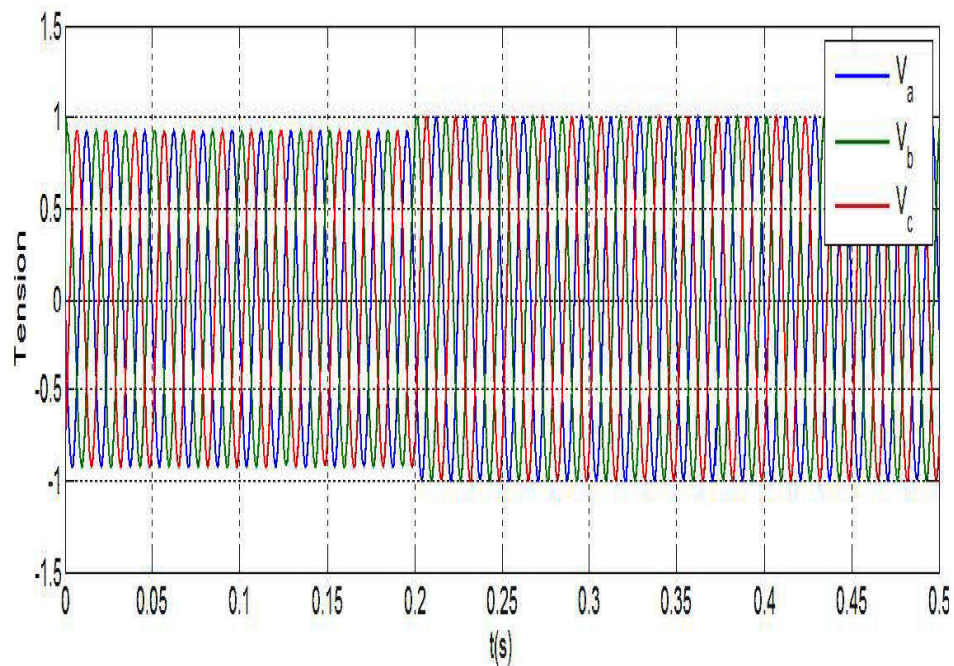


Figure 3-15 : Tensions triphasées lors de l'essai de délestage

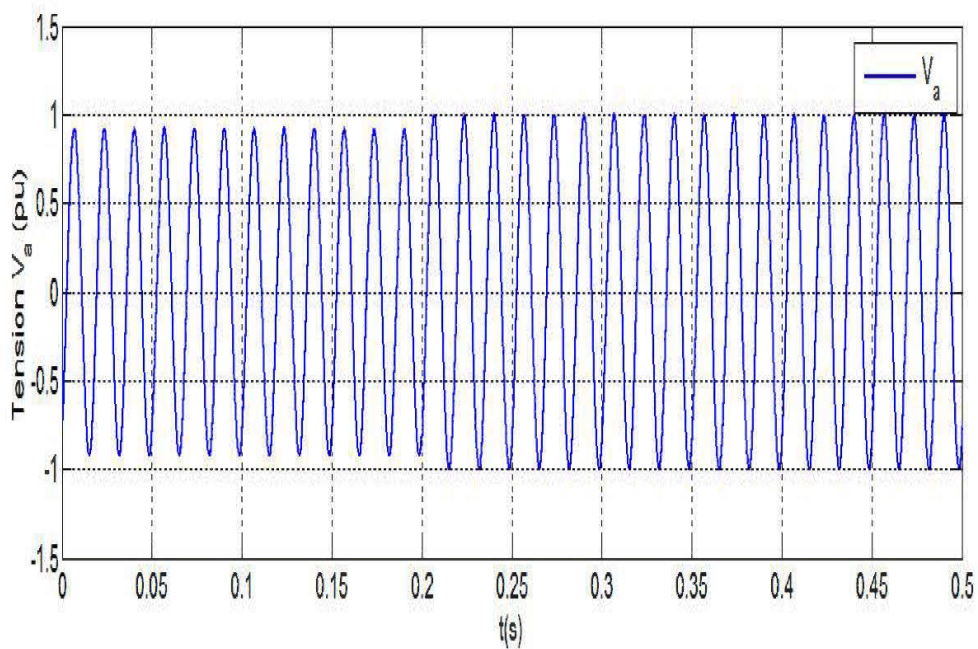


Figure 3-16 : Tension d'une seule phase lors de l'essai de délestage

3.5 Validation expérimentale

3.5.1 Description du bloc d'essai expérimental

D'une façon générale, l'ensemble du banc d'essai se compose essentiellement de trois parties qui sont le moteur à courant continu à aimants permanents, la génératrice synchrone à aimants permanents et les charges résistives branchées avec un contacteur triphasé appliqué pour les essais de l'enclenchement, de délestage et de court-circuit. Comme le montre les figures (3-18) et (3-19).

La majorité des équipements utilisés sont des modules « Lab Volt ». La Figure 3-18 présente ces équipements.

Les charges utilisées sont des modules « Lab Volt ». Nous avons utilisé des charges résistives seulement, ces les charges sont triphasées et supposées équilibrées.

Pour les essais expérimentaux, un moteur synchrone à aimants permanents entraîne la génératrice et ce dernier assure l'entraînement à la vitesse de synchronisme de la machine.

La génératrice synchrone à aimants permanents a quatre paires de pôles et une génératrice à pôles lisses.

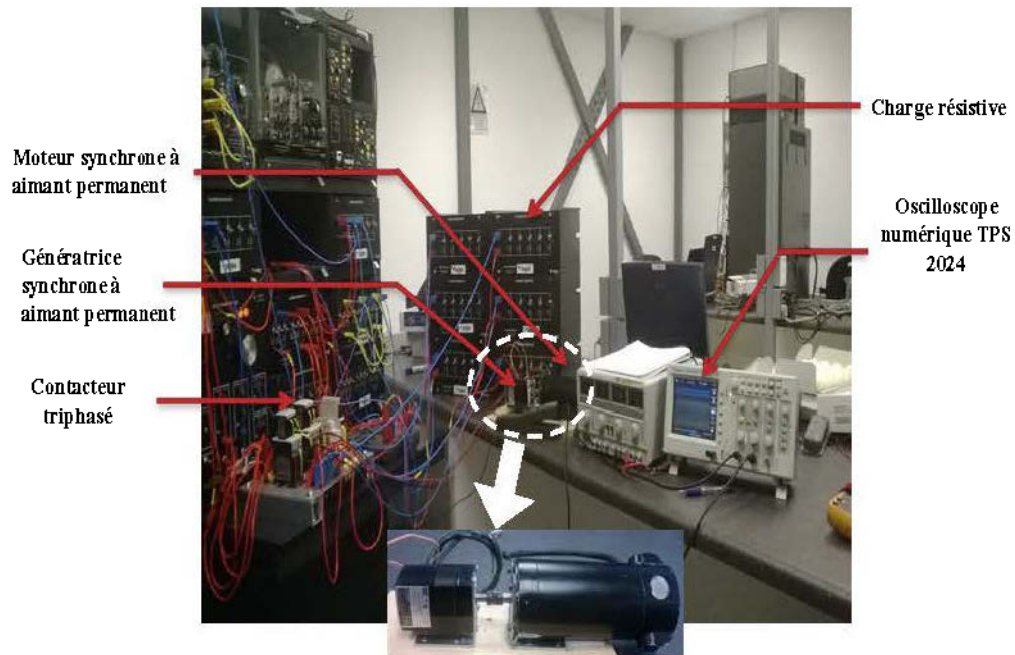


Figure 3-17 : Vue de l'ensemble du banc d'essai expérimental

Un moteur à courant continu entraîne la génératrice synchrone à aimants permanents. Le moteur synchrone assure un entraînement à la vitesse de synchronisme de la GSAP.

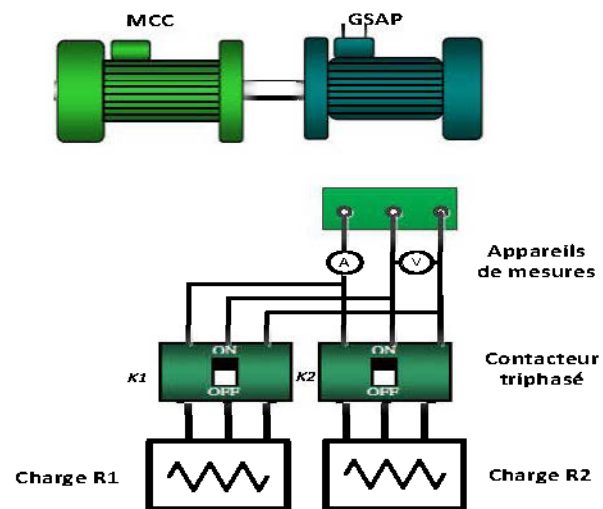


Figure 3-18 : Schéma équivalent des essais de laboratoire

3.5.2 Principe des essais dynamiques

3.5.2.1 Principe de court-circuit

Le principe d'un court-circuit triphasé consiste à fermer les trois interrupteurs (K1, K2 et K3) dans les phases de la génératrice, en même temps, comme le montre la Figure 3-20. Les tensions deviennent nulles ($V_a = V_b = V_c = 0$). Le défaut de court-circuit provoque des courants de grande amplitude.

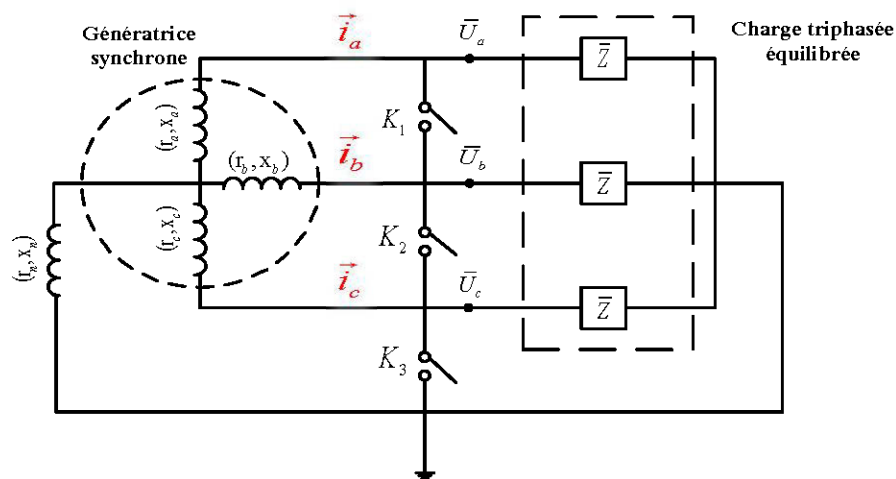


Figure 3-19 : Schéma de principe de l'essai de court-circuit symétrique

3.5.2.2 Principe d'enclenchement ou de délestage

La génératrice synchronisée à aimants permanents est branchée à deux charges triphasées équilibrées. Les deux charges sont branchées en parallèle. Le principe de délestage ou de l'enclenchement consiste à ouvrir le contacteur qui se compose de deux interrupteurs ou les deux en supposant qu'ils sont initialement fermés (K1 et K2). L'ouverture d'un interrupteur entraîne la chute du courant.

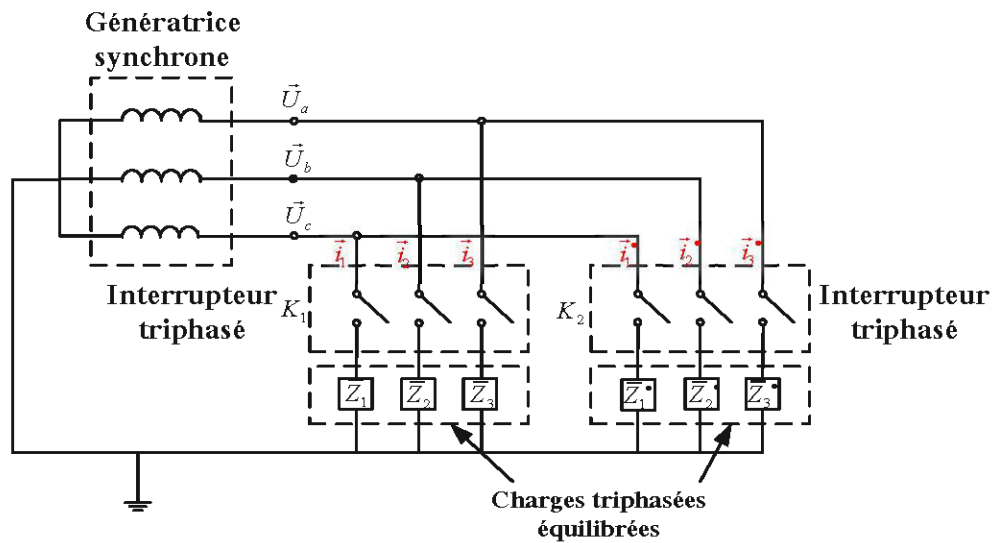


Figure 3-20 : Schéma de principe de l'essai de délestage ou d'enclenchement

3.6 Résultats des essais expérimentaux

3.6.1 Essai de court-circuit triphasé

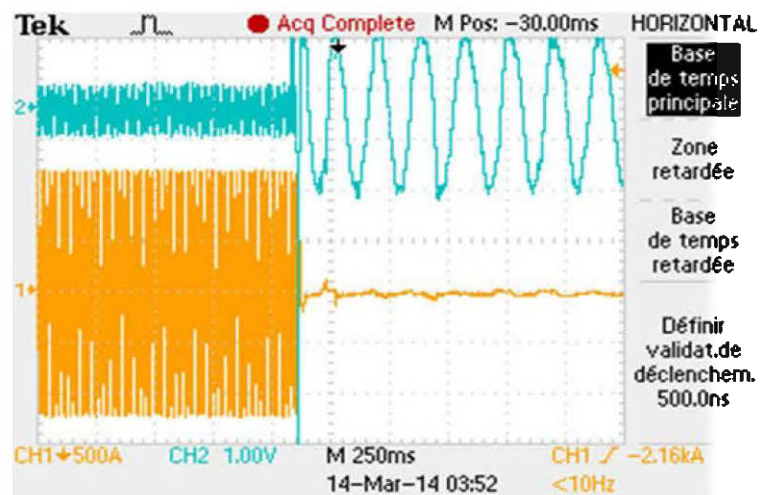


Figure 3-21 : Résultats expérimentaux du courant et la tension durant l'essai de court-circuit triphasé

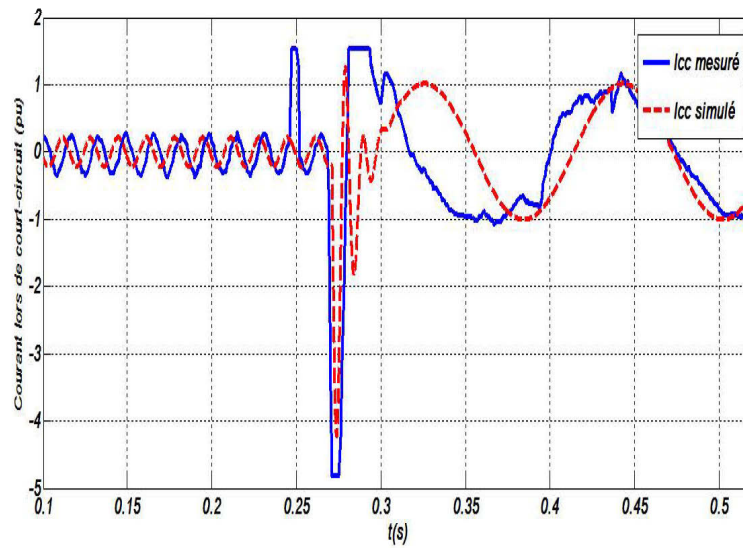


Figure 3-22 : Courants mesurés et simulés durant l'essai de court-circuit triphasé

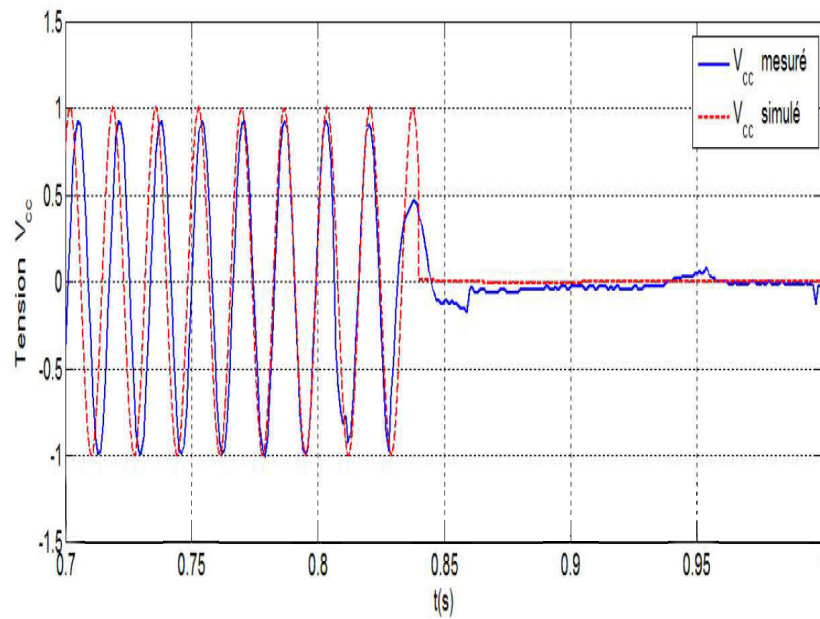


Figure 3-23 : Tensions mesurées et simulées lors de l'essai de court-circuit triphasé

3.6.2 Essai d'enclenchement

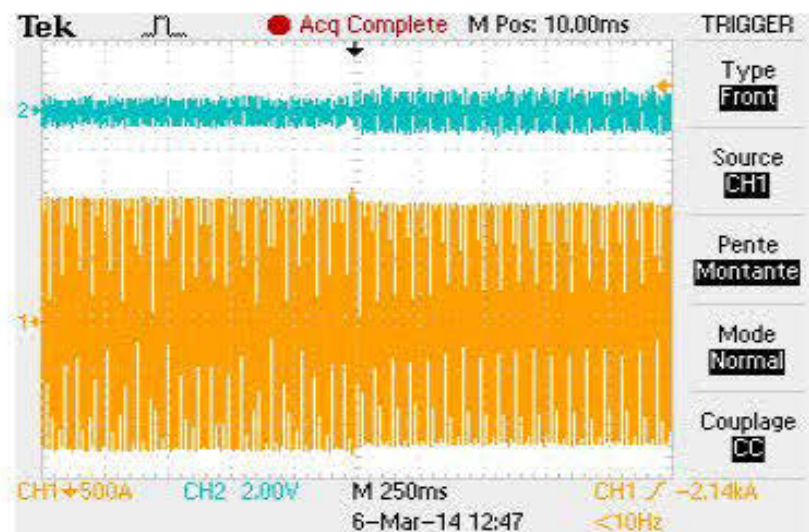


Figure 3-24 : Résultats expérimentaux du courant et tension durant l'essai d'enclenchement.

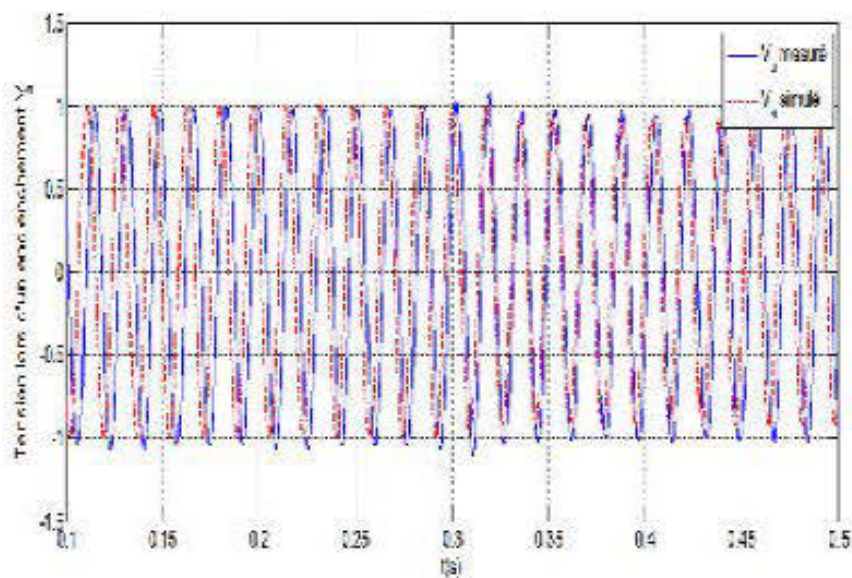


Figure 3-25 : Tension mesurée et simulée durant l'essai d'enclenchement.

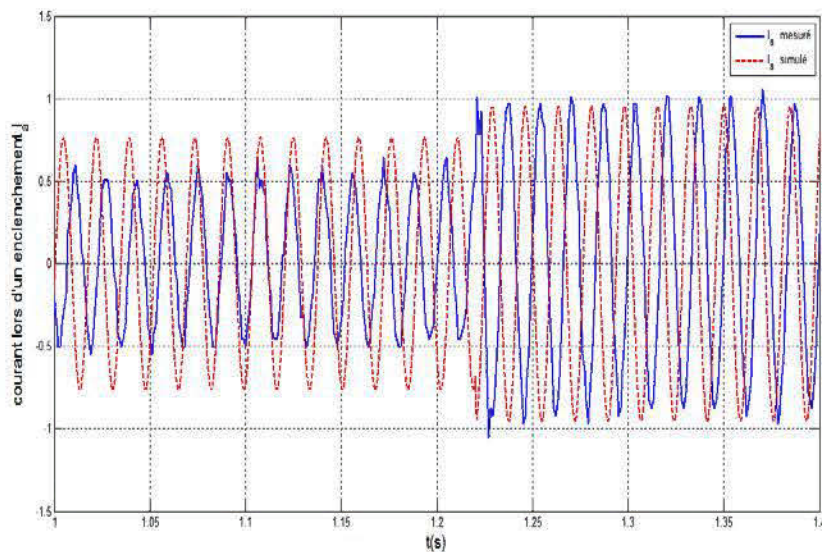


Figure 3-26 : Courant mesuré et simulé durant l'essai d'enclenchement

3.6.3 Essai de délestage

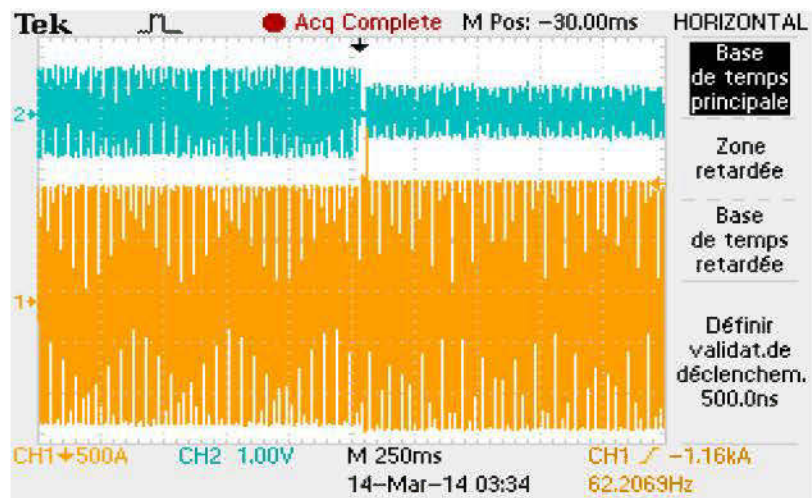


Figure 3-27 : Résultats expérimentaux du courant et tension durant l'essai de délestage

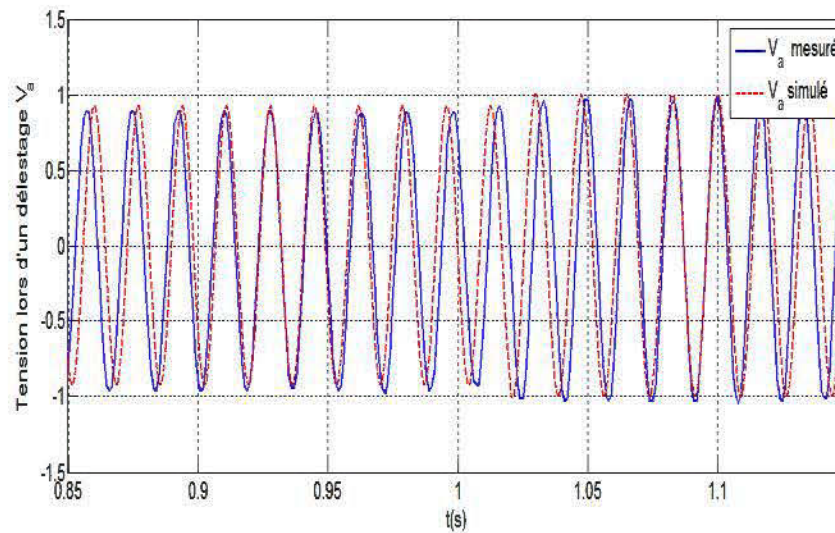


Figure 3-28 : Tensions mesurée et simulée durant l'essai de délestage

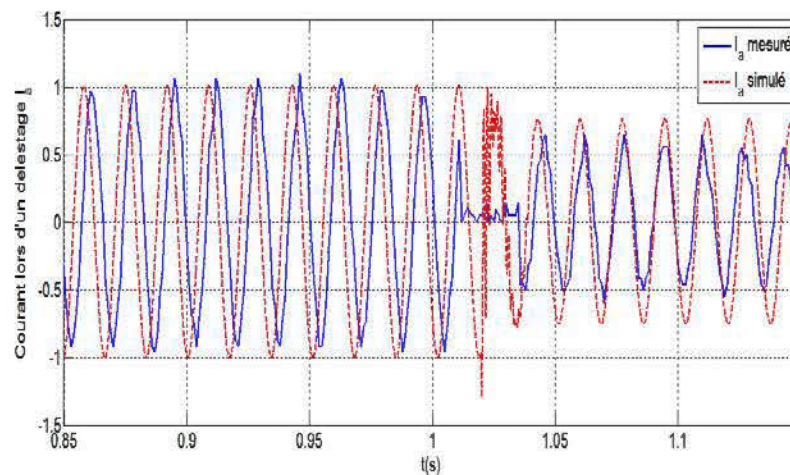


Figure 3-29 : Courant mesuré et simulé durant l'essai de délestage

3.6.4 Discussions

La comparaison des mesures et des simulations montre que le modèle donne des bons résultats. Le modèle permet de prédire bien les tensions que les courants statoriques. Nous observons que le modèle répond parfaitement aux essais de prédictions, l'écart entre les courants simulés et les courants obtenus dans la validation reviennent à des

paramètres qui ont été mesurés expérimentalement. Les paramètres exacts de cette machine sont inconnus.

La vitesse mécanique est supposée constante puisque la génératrice est entraînée par un moteur synchrone à aimants permanents.

3.7 Conclusion

Nous avons présenté de façon détaillée la modélisation de la machine synchrone à aimants permanents. Pour cela, nous avons établi les équations de la machine ramenée à deux axes, selon la transformation de Park en régime transitoire et en régime permanent.

Nous avons développé deux modèles dynamiques escomptés de la génératrice synchrone à aimants permanents, proposé pour l'analyse des essais de prédictions (enclenchement, délestage et court-circuit) et pour le calcul des conditions initiales. Les deux modèles développés ont été mis en œuvre à l'aide du logiciel « Matlab » et validés avec des essais expérimentaux obtenus sur une machine de laboratoire.

En conclusion, le modèle global obtenu pourrait être modifié au besoin. Il permet de prédire les courants et tensions du stator. Il tient compte d'une charge électrique résistive et inductive qui peut aussi être modifiée.

Chapitre 4 : Modélisation et stratégie de commande de la turbine éolienne

4.1 Introduction

La turbine étudiée comprend trois pales orientables et de longueur R . Elles sont fixées sur un arbre d'entraînement, tournant à une vitesse Ω et cet arbre est fixé directement sur le rotor de la génératrice synchrone à aimants permanents.

Dans le présent chapitre, nous développons le modèle de cette turbine. Nous allons également proposer une stratégie de commande de la turbine qui permettra de réguler sa vitesse de rotation, de sorte à optimiser la puissance extraite, quelle que soit la vitesse du vent.

4.2 Principe de fonctionnement

La majorité des turbines éoliennes rencontrées dans le domaine sont à axe horizontal. Ce choix repose principalement sur le fait que ce type de turbine présente une efficacité de conversion d'énergie environ deux fois plus élevée que les éoliennes à axe vertical [32]. Elles ont constituées par :

- Trois pales.
- Éventuellement, selon le type, d'un réducteur de vitesse.
- D'une génératrice électrique.
- D'une interface, génératrice-réseau électrique, qui diffère selon les modèles.

4.2.1 Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique

L'énergie cinétique du vent est captée par les pales afin d'être transformée en énergie mécanique. La transformation de cette dernière en énergie électrique est assurée par un générateur électrique de type synchrone ou asynchrone. [33]



Figure 4-1 : Principe de conversion de l'énergie dans une éolienne

L'aérodynamique d'une turbine éolienne est en fait un terme désignant l'interaction entre le vent et le rotor de l'éolienne.

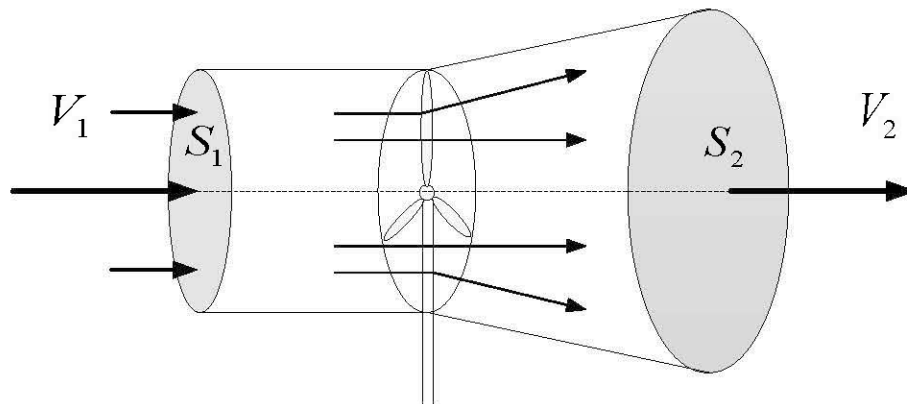


Figure 4-2 : Tube de courant autour d'une éolienne

Considérons le système éolien à axe horizontal représenté sur la figure 3-2, sur lequel la vitesse du vent en amont de l'aérogénérateur est V_1 et V_2 en aval. En supposant que la vitesse du vent traversant le rotor est égale à la moyenne entre la vitesse du vent non perturbé à l'avant de l'éolienne V_1 et que la vitesse du vent après passage, après

le rotor soit $\frac{V_1+V_2}{2}$, la masse d'air en mouvement de densité ρ traversant une surface S balayer par les pales de la turbine. [33]

$$m = \frac{\rho S (V_1 + V_2)}{2} \quad (4.1)$$

ρ : est la densité de l'air (approximativement $1,22 \text{ kg/m}^3$ à la pression atmosphérique à 15°C)

La puissance extraite :

$$P_m = \frac{m(V_1^2 - V_2^2)}{2} \quad (4.2)$$

Remplaçons m par son expression dans (4.2) :

$$P_m = \frac{\rho S (V_1 + V_2)(V_1^2 - V_2^2)}{4} \quad (4.3)$$

Si le vent théoriquement est non perturbé, traversait cette même surface S sans diminution de vitesse soit à la vitesse V_1 , la puissance P_{mt} correspondante serait alors :

$$P_{mt} = \rho S \frac{V_1^3}{2} \quad (4.4)$$

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

$$\frac{P_m}{P_{mt}} = \frac{\left(1 + \left(\frac{V_2}{V_1}\right)\left(1 - \frac{V_2^2}{V_1^2}\right)\right)}{2} \quad (4.5)$$

Si on représente la caractéristique correspondante à l'équation ci-dessus figure 4-2, on s'aperçoit que le ratio $\frac{P_m}{P_{mt}}$, appelé aussi coefficient de puissance C_p , présente un maximum de $\frac{16}{27}$.

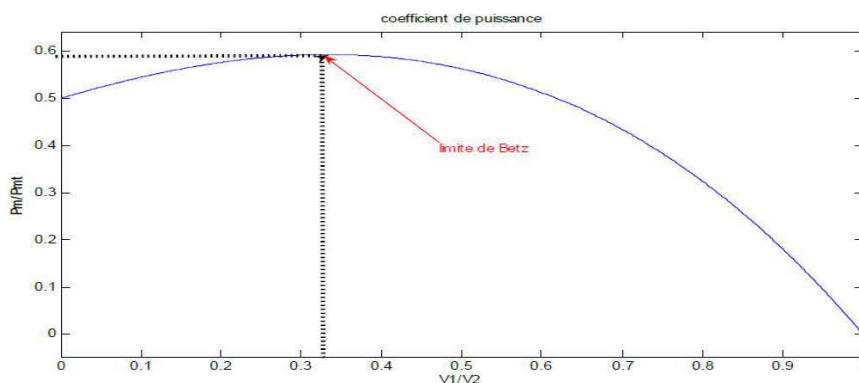


Figure 4-3 : Limite de Betz

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

4.2.2 Production d'énergie mécanique

En combinant les équations (4.1), (4.4) et (4.5), la puissance mécanique P_m disponible sur l'arbre d'un aérogénérateur s'exprime ainsi :

$$P_m = \frac{P_m}{P_{mt}} P_{mt} = C_p P_{mt} = C_p(\lambda) \rho \pi R^2 V_1^3 \quad (4.6)$$

Avec :

$$\lambda = \frac{\Omega_1 R}{V_1} \quad (4.7)$$

Ω_1 : Vitesse de rotation avant le multiplicateur

R : Rayon de l'aérogénérateur

Compte tenu du rapport du multiplicateur de vitesse G , la puissance mécanique P_{mg} disponible sur l'arbre du générateur électrique s'exprime par :

$$P_{mg} = \frac{1}{2} C_p \left(\frac{\Omega_2 R}{V_1} \right)^3 \rho \pi R^2 V_1^3 \quad (4.8)$$

Avec :

Ω_2 : Vitesse de rotation après le multiplicateur.

Cette relation permet d'établir un ensemble de caractéristiques donnant la puissance disponible en fonction de la vitesse de rotation du générateur pour différentes vitesses de vent, (Figure 4-3) [34]

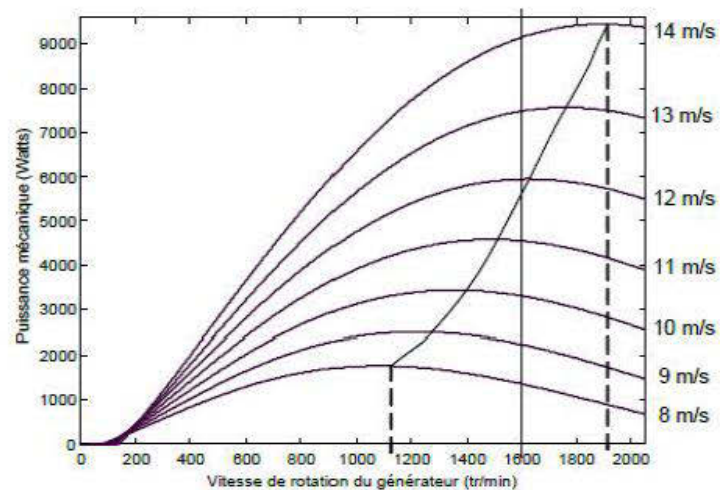


Figure 4-4: Puissance théorique disponible pour un type d'éolienne donné

4.3 Modélisation de la turbine

Considérons une turbine éolienne à trois pales orientables fixées sur un arbre de la turbine, formant un bloc mécanique capable de tourner, grâce à l'énergie du vent. Ceci permet de déduire que chaque partie de cet ensemble subit trois contraintes : l'inertie, le frottement et la contrainte élastique. De manière générale, l'arbre de la turbine entraîne la génératrice à travers un multiplicateur de vitesse (Figure 4-5).

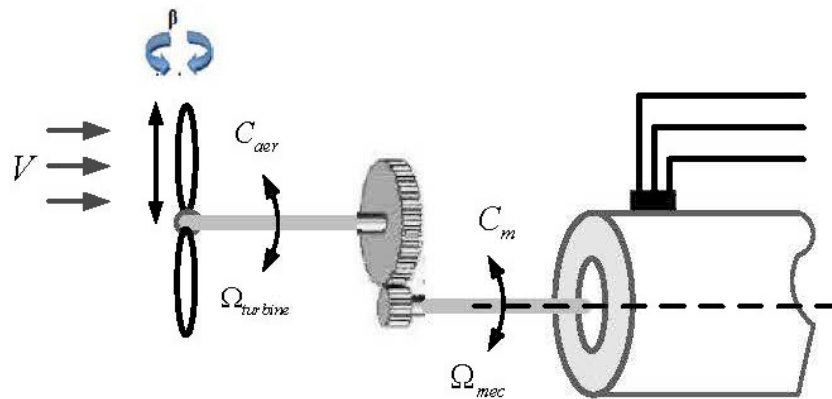


Figure 4-5: Schéma de la turbine éolienne

4.3.1 Les pales

Les pales sont une partie très importante de l'éolienne. Le rendement, le bon fonctionnement ainsi que la durée de vie de l'éolienne dépendront de leur conception. Il faut savoir que pour une vitesse de vent donné, la masse de la turbine est proportionnelle au cube de la longueur de ses pales, alors que l'air intercepté par l'éolienne est proportionnel au carré de cette longueur. C'est pourquoi les pressions exercées sur une éolienne augmentent très rapidement à mesure que sa taille augmente, ainsi que la longueur maximale de l'éolienne est limitée par la résistance de ses matériaux. [35]

4.3.2 Modèle de multiplicateur de vitesse

Les pales tournent à une vitesse relativement lente, cependant la plupart des générateurs ont besoin de tourner à très grande vitesse (de 1000 à 2000 tours/min). Pour garder un bon rendement au générateur électrique, il est nécessaire d'augmenter la fréquence de rotation obtenue avec l'aéromoteur avant d'entraîner le générateur électrique. Cette augmentation se réalise grâce à un multiplicateur de vitesse, aussi appelé boîte de vitesse dont les équations sont définies ci-dessous :

$$C_{aer} = GC_g \quad (4.9)$$

$$\Omega_{mec} = G\Omega_{turbine} \quad (4.10)$$

4.3.3 Équation dynamique de l'arbre de transmission

L'arbre mécanique, est appelé aussi arbre lent ou arbre primaire, relie le moyeu au multiplicateur. Il tourne en général pour les éoliennes à fortes puissances entre 30 à 40 tours par minutes. Il est relié à l'arbre secondaire par l'intermédiaire du multiplicateur. L'équation de cet arbre est décrite ci-dessous.

Le modèle mécanique proposé considère l'inertie totale J constituée de l'inertie de la turbine, reportée sur le rotor de la génératrice.

$$J = \frac{J_{turbine}}{G^2} + J_g \quad (4.11)$$

$$C_{aer} = \frac{1}{2\Omega_t} C_p \rho S V_v^3 \quad (4.12)$$

Ω_t : Vitesse de la turbine.

V_v : Vitesse du vent.

En général, le constructeur d'une turbine éolienne fournit une courbe de puissance $P_v(V_v)$ pour sa mise en œuvre. Cette dernière peut être employée lorsqu'on connaît les caractéristiques de la turbine pour évaluer le coefficient de puissance à partir de l'équation (4.8). On peut aussi simuler la courbe $C_p(\lambda)$ à partir de la formule empirique (4.13) et (4.14). [36]

$$C_p(\lambda, \beta) = 0,46 \left(\frac{151}{\lambda_i} - 0,58\beta - 0,002\beta^{2,14} - 13,2 \right) \left(e^{-18,4/\lambda_i} \right) \quad (4.13)$$

$$\lambda_i = \frac{1}{\lambda + 0,02\beta} - \frac{0,003}{\beta^3 + 1} \quad (4.14)$$

L'expression (4.13) correspond à une régulation par décrochage aérodynamique. Pour une vitesse de rotation donnée, le décrochage aérodynamique est automatique au-delà d'une certaine vitesse de vent, ce qui régule automatiquement la puissance convertie.

Cependant, la force de trainée devient très forte, et le système de farinage doit stopper la turbine si cette dernière devient critique. [37]

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

$$J = \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} \quad (4.15)$$

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

$$C_{mec} = C_g - C_{em} - C_f \quad (4.16)$$

Le couple résistant dû aux frottements est modélisé par un coefficient de frottement visqueux f

$$C_f = f\Omega_{mec} \quad (4.17)$$

Le schéma bloc correspondant à l'ensemble de ces modélisations se traduit sur la Figure 4-6.

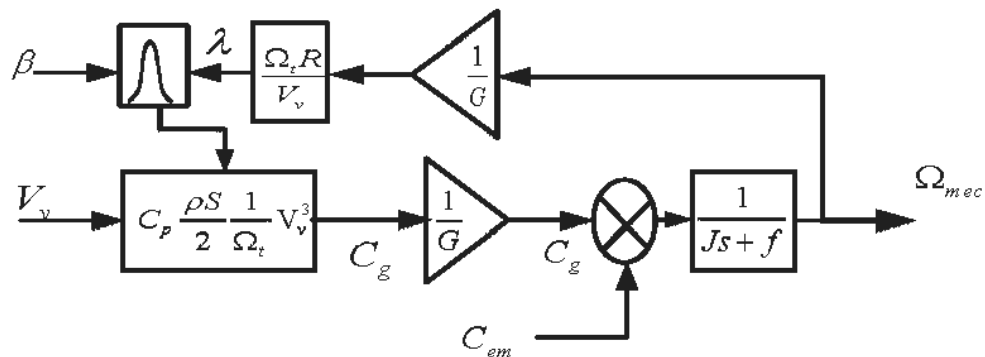


Figure 4-6 : Schéma bloc du modèle de la turbine

4.4 Stratégie de la commande

4.4.1 Zones de fonctionnement de l'éolienne

La courbe de puissance convertie d'une turbine, généralement fournie par les constructeurs, qui permet de définir quatre zones de fonctionnement pour l'éolienne suivant la vitesse du vent : [38]

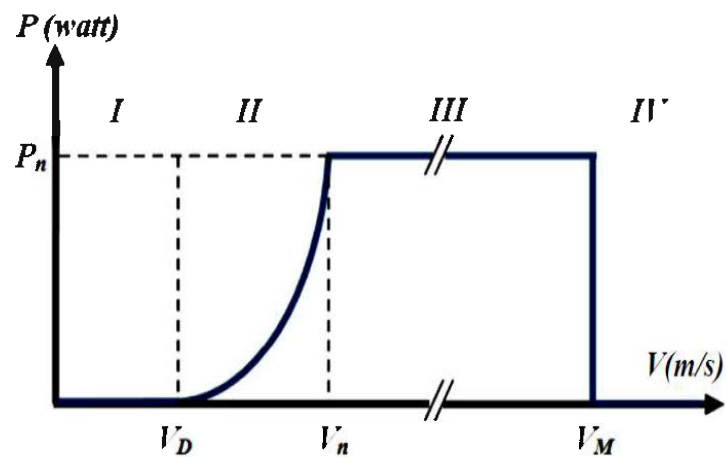


Figure 4-7 : Courbe de la puissance éolienne en fonction de la vitesse du vent

V_D : La vitesse du vent correspondant au démarrage de la turbine. Suivant les constructeurs, V_D varie entre 2.5m/s et 4m/s pour les éoliennes de forte puissance.

V_n : La vitesse du vent pour laquelle la puissance extraite correspond à la puissance nominale de la génératrice. Suivant les constructeurs, V_n varie entre 11.5m/s et 15m/s en fonction des technologies.

V_M : vitesse du vent au-delà de laquelle il convient de déconnecter l'éolienne pour des raisons de tenue mécanique en bout de pales. Pour la grande majorité des éoliennes, V_M vaut 25m/s.

Zone I : $V < V_D$ La vitesse du vent est trop faible. La turbine peut tourner mais l'énergie à capter est trop faible.

Zone II : $V_D < V < V_n$ Le maximum de puissance est capté dans cette zone pour chaque vitesse de vent. Différentes méthodes existent pour optimiser l'énergie extraite. Cette zone correspond au fonctionnement à charge partielle.

Zone III : $V_n < V < V_M$ La puissance disponible devient très importante. La puissance extraite est donc limitée, tout en restant le plus proche possible de la puissance nominale de la turbine (P_n). Cette zone correspond au fonctionnement à pleine charge.

Zone IV : $V > V_M$ Dès que le vent atteint sa valeur maximale V_M , une procédure d'arrêt de l'éolienne est effectuée afin d'éviter toute destruction de celle-ci, les pales de la turbine sont mises en drapeaux ($\beta = 90^\circ$).

4.4.2 Configuration de la commande

Les constantes de temps du système électrique sont beaucoup plus faibles que celles des autres de l'aérogénérateur. Ceci permet de dissocier la commande de la génératrice de celle de l'aéroturbine et de définir ainsi deux niveaux de commande :

- **Commande de niveau 1 :** qui est appliqué à la génératrice électrique via les convertisseurs de puissance ainsi que le dispositif de calage.
- **Commande de niveau 2 :** qui fournit les entrées β^* et C_{em}^* du module de niveau 1.

Cette configuration de commande est représentée sur la Figure 4-8. [39] [40]

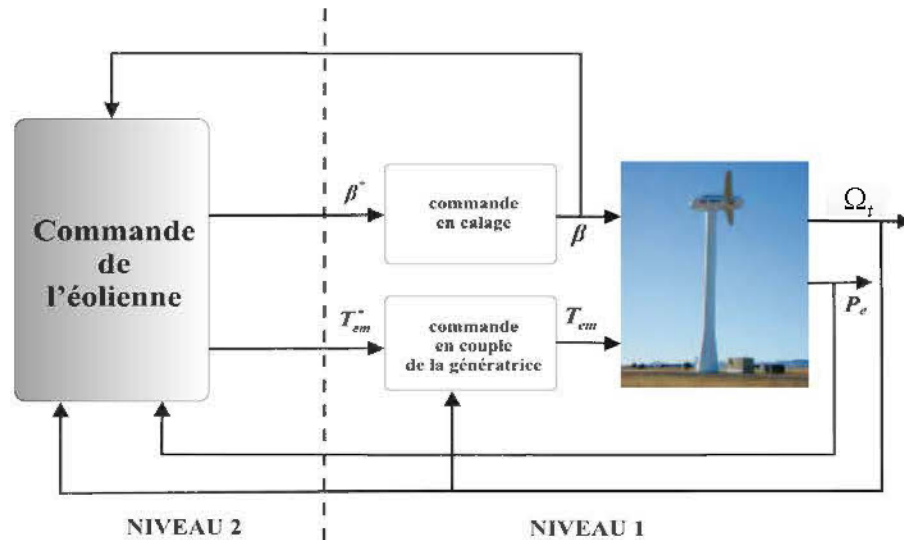


Figure 4-8: Niveaux de commande d'une éolienne à vitesse variable et calage variable

4.4.3 Méthodes de recherche du point maximum de puissance

La caractéristique de la puissance optimale d'une éolienne est fortement non linéaire. Pour chaque vitesse du vent, le système doit trouver la puissance maximale de ce qui équivaut à la recherche de la vitesse de rotation optimale. Le schéma de la figure 4-9 illustre les courbes caractéristiques de l'éolienne dans le plan de puissance, vitesse de rotation de la turbine. Chaque courbe en ligne pointillée correspond à une vitesse de vent V_v donnée. L'ensemble des sommets de ces caractéristiques qui sont les points optimaux recherchés définit une courbe dite de puissance optimale, définie par l'équation :

$$P_{opt} = \frac{1}{2} C_p^{opt}(\lambda_{opt}) \rho S V_v^3 \quad (4.18)$$

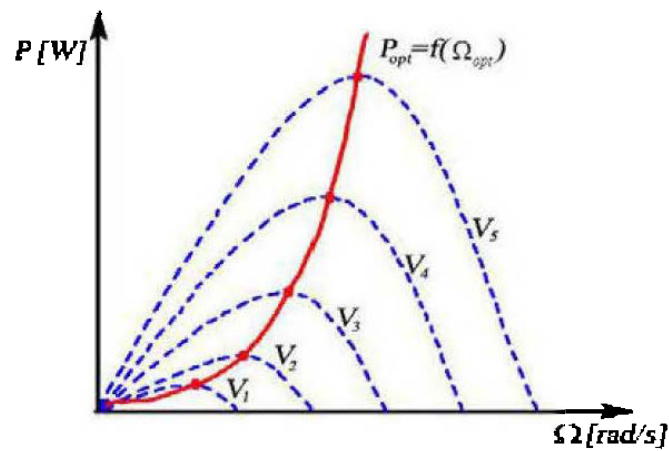


Figure 4-9: Caractéristique de l'éolienne dans le plan, vitesse de rotation

4.4.4 Maximisation de la puissance sans asservissement de vitesse

Une commande spécifique connue sous la terminologie: Maximum Power Point Tracking (MPPT). La stratégie de cette commande consiste à contrôler le couple électromagnétique afin de régler la vitesse mécanique pour maximiser la puissance électrique générée (niveau 1).

En régime permanent la variation de vitesse du vent est très faible. Dans ce cas, à partir de l'équation dynamique de la turbine (4.14), on obtient :

$$J \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} = C_g - C_{em} - C_f \quad (4.19)$$

Considérons le couple mécanique C_{mec} développé comme étant nul. Donc, en négligeant l'effet du couple des frottements visqueux ($C_f = 0$), on obtient :

$$C_{em} = C_g \quad (4.20)$$

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

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

$$C_{em_ref} = \frac{C_{aer_estimé}}{G} \quad (4.21)$$

Le couple éolien peut être déterminé à la connaissance d'une estimation de la vitesse du vent :

$$C_{aer_estimé} = C_p \frac{\rho S}{2} \cdot \frac{1}{\Omega_{turbine_estimé}} \cdot v_{estimé}^3 \quad (4.22)$$

Sachant que la vitesse de la turbine est obtenue à partir de la mesure de la vitesse mécanique :

$$\Omega_{turbine_estimé} = \frac{\Omega_{mec}}{G} \quad (4.23)$$

La mesure de la vitesse du vent apparaissant au niveau de la turbine étant délicate, une estimation de sa valeur peut être obtenue par :

$$v_{estimé} = \frac{\Omega_{turbine_estimé} \cdot R}{\lambda} \quad (4.24)$$

Après le développement des équations, nous obtenons une relation globale de couple de référence :

$$C_{em-ref} = \frac{C_p \rho \pi R^5}{2 \lambda_{C_{pmax}}^3} \cdot \frac{\Omega_{mec}^2}{G^3} \quad (4.25)$$

L'expression du couple de référence devient alors proportionnelle au carré de la vitesse de la génératrice.

$$C_{em-ref} = A \cdot \Omega_{mec}^2 \quad (4.26)$$

Avec :

$$A = \frac{C_p \rho \pi R^5}{2 \lambda_{cpmax}^3} \cdot \frac{1}{G^3} \quad (4.27)$$

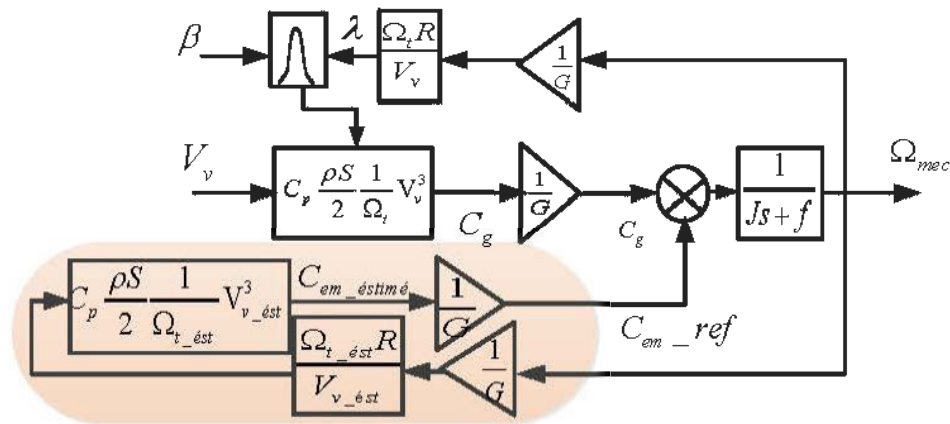


Figure 4-10 : Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite sans asservissement de la vitesse [57]

4.4.5 Maximisation de la puissance avec asservissement de vitesse

Supposons que le couple électromagnétique développé par la machine est égal à sa valeur de référence quel que soit la puissance générée.

$$C_{em} = C_{em-ref} \quad (4.28)$$

Pour avoir un couple électromagnétique de référence, en utilisant un asservissement adéquat de la vitesse.

$$C_{em-ref} = K_{ass} (\Omega_{mec-ref} - \Omega_{mec}) \quad (4.29)$$

K_{ass} : Régulateur de vitesse.

Ω_{mac_ref} : La vitesse mécanique de référence.

Cette vitesse de référence dépend de la vitesse de la turbine à fixer pour maximiser la puissance extraite. En prenant en compte le gain du multiplicateur, on a donc :

$$\Omega_{ref} = G\Omega_{turbine_ref} \quad (4.30)$$

La vitesse de référence de la turbine correspond à la valeur optimale de la vitesse spécifique λ_{opt} et le coefficient de puissance maximale C_{p_max}

$$\Omega_{turbine_ref} = \frac{V_v \lambda_{opt}}{R} \quad (4.31)$$

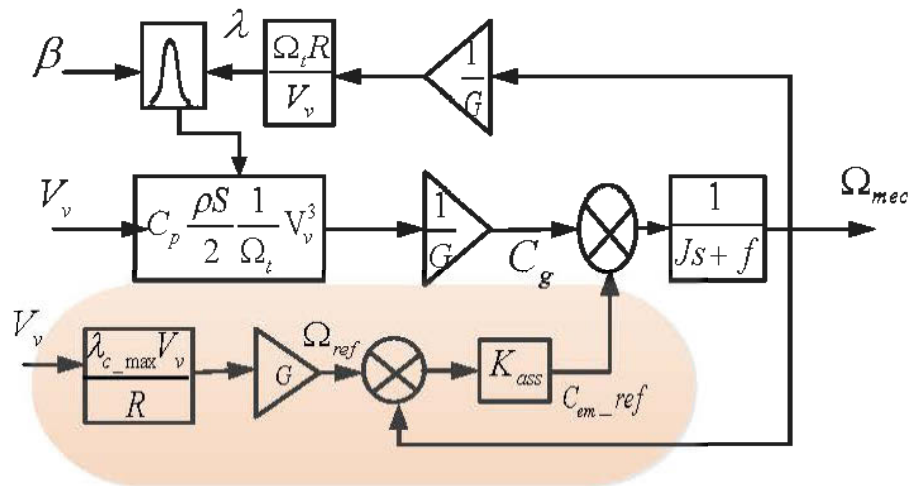


Figure 4-11: Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite avec asservissement de la vitesse

4.5 Conception du correcteur de vitesse

Différentes technologies de correcteurs peuvent être considérées pour l'asservissement de la vitesse. Deux correcteurs ont été utilisés : le correcteur Proportionnel Intégral (PI) avec anticipation et le correcteur Proportionnel Intégral à avance de phase. [41] [54]

4.5.1 Correcteur PI à avance de phase

$$C_{em_ref} = \left(\frac{a_1 s + a_0}{\tau s + 1} \right) (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (4.32)$$

a_0 , a_1 et τ : Les paramètres du correcteur à déterminer.

s : Grandeur de Laplace.

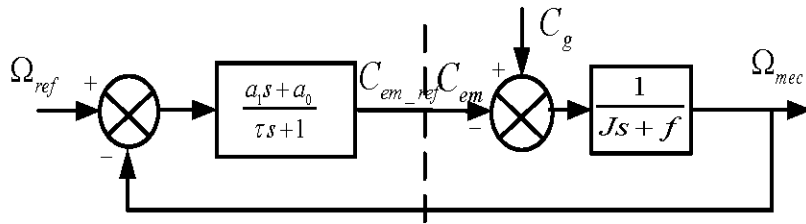


Figure 4-12 : Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase

La fonction de transfert en boucle fermée se met sous la forme suivante :

$$\Omega_{mec} = F(s)\Omega_{ref} + P(s)C_g \quad (4.33)$$

Où $F(s)$ est la fonction de transfert de la référence sur la vitesse :

$$F(s) = \frac{a_1 s + a_0}{J\tau s^2 + (f.\tau + J + a_1)s + a_0 + f} \quad (4.34)$$

$$P(s) = \frac{\tau.s + 1}{J.\tau.s^2 + (f.\tau + J + a_1)s + a_0 + f} \quad (4.35)$$

La fonction de transfert du système est de 2^{ème} ordre. Pour réduire la perturbation du couple C_g , il faut que le paramètre a_0 soit élevé, les autres paramètres a_1 et τ sont déterminés en fonction de ω_n pulsation naturelle et ξ coefficient d'amortissement.

[54]

$$\omega_n = \sqrt{\frac{a_0 + f}{J \cdot \tau}} \quad (4.36)$$

$$\xi = \frac{\tau + J + a_1}{a_0 + f} \cdot \frac{\omega_n}{2} \quad (4.37)$$

$$a_0 = \omega_n^2 \cdot J \cdot \tau \quad (4.38)$$

$$a_1 = \frac{2\xi}{\omega_n} (a_0 + f) - \tau - J \quad (4.39)$$

Fonction de transfert anticipatrice :

$$T(s) = \frac{J\tau s^2 + (f\tau + J + a_1)s + a_0 + f}{(a_1 s + a_0) \left(\frac{0.05}{3} s + 1 \right)} \quad (4.40)$$

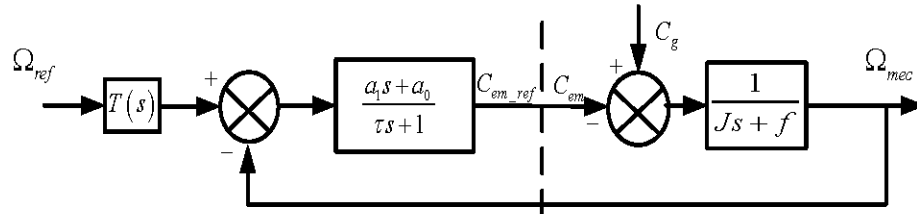


Figure 4-13: Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase avec fonction anticipatrice

4.5.2 Correcteur PI avec anticipation

$$C_{em_ref} = \left(b_1 + \frac{b_0}{s} \right) (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (4.41)$$

b_0 , b_1 et τ : Les paramètres du correcteur à déterminer.

La fonction de transfert en boucle fermée est identique à la précédente (4.34).

$$F(s) = \frac{b_1 s + b_0}{J s^2 + (f + b_1) s + b_0} \quad (4.42)$$

$$P(s) = \frac{s}{J s^2 + (f + b_1) s + b_0} \quad (4.43)$$

La pulsation naturelle ω_n et le coefficient d'amortissement ξ sont déterminés par :

$$b_0 = \omega_n^2 J \quad (4.44)$$

$$b_1 = \frac{2b_0 \xi}{\omega_n} - f - J \quad (4.45)$$

Fonction de transfert anticipatrice :

$$T(s) = \frac{J s^2 + (f + b_1) s + b_0}{(b_1 s + b_0) \left(\frac{0.05}{3} s + 1 \right)} \quad (4.46)$$

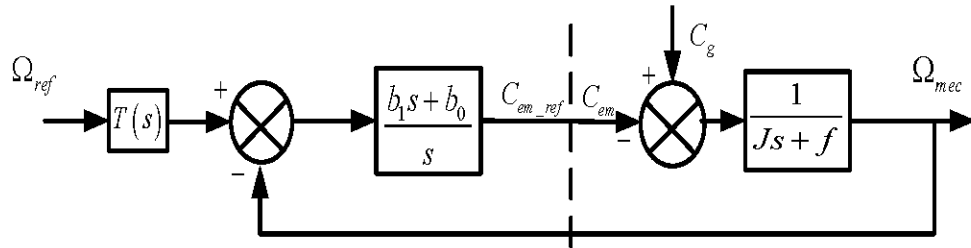


Figure 4-14: Schéma bloc du correcteur Pi avec anticipation

4.6 Simulation et résultats

La puissance électrique est considérée égale à la puissance électromagnétique en négligeant les pertes électriques. Cette puissance est définie par $P = C_{em} \Omega_{mec}$ et supposée égale à la puissance aérodynamique. Les principales caractéristiques de la turbine sont données dans le Tableau 4-1.

Tableau 4-1: Paramètres de la turbine éolienne

Paramètres	Valeurs	Unités
Rayon des pales (R)	2,5	m
Vitesse du vent	12,5	m/s
Coefficient puissance max C_{p_max}	0,44	-
Nombre des pales	3	-
Vitesse de démarrage	4	m/s
Vitesse d'arrêt	25	m/s
Vitesse nominale de fonctionnement	11,5	m/s
Densité de l'air	1,1225	Kg/m ³
Puissance nominale	3000	W
Coefficient de frottement	0,1	-

Le fonctionnement en vitesse de rotation fixe permet une structure simple de connexion à la charge, mais l'exploitation du potentiel éolien n'est pas optimale. Les technologies récentes mettent en œuvre une logique de commande optimale de la vitesse de rotation du rotor en utilisant des correcteurs PI. Les paramètres de commande du système éolien sont consignés dans le Tableau 4-2.

Tableau 4-2: Paramètres de la commande de la turbine éolienne

Type de correcteur	Paramètres
Correcteur PI à avance de phase	$\zeta = 0.707$, $\omega_n = 10 \text{ rad/s}$ $a_0 = \omega_n^2 J \tau$ $a_1 = \frac{2\zeta}{\omega_n} (a_0 + f) - \tau - J$
Correcteur PI avec anticipation	$b_0 = \omega_n^2 J$, $b_1 = \frac{2b_0\zeta}{\omega_n} - f - J$

4.6.1 Sans asservissement de vitesse

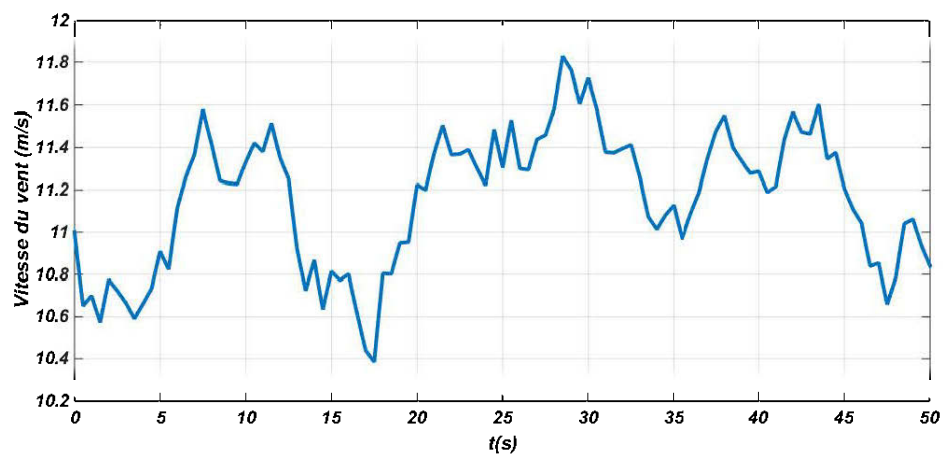


Figure 4-15 : Profil du vent

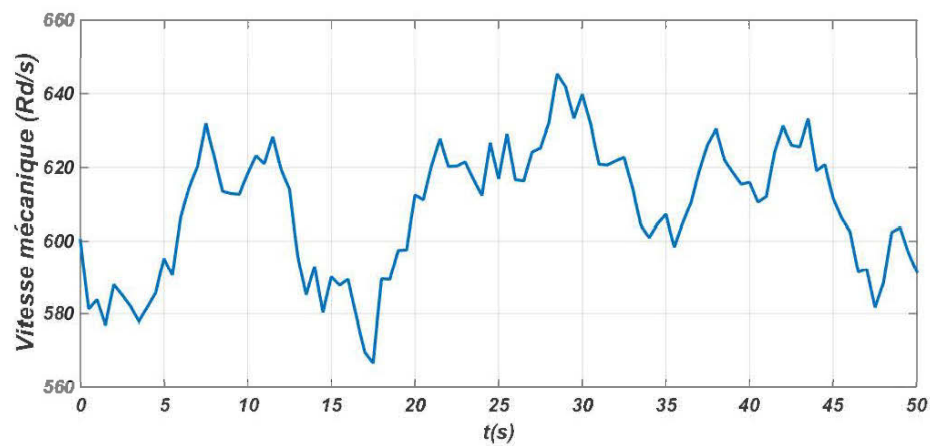


Figure 4-16: d'évolution de la vitesse mécanique

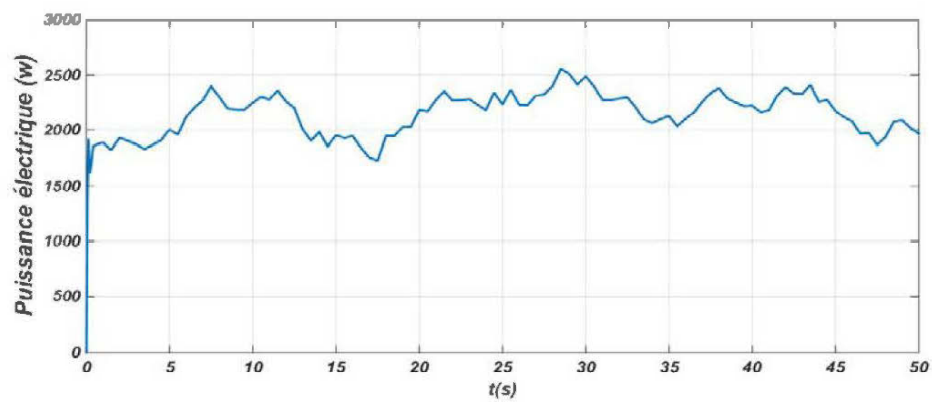


Figure 4-17 : Puissance électrique transmise à la génératrice

La Figure 4-17 montre que la vitesse et la puissance électrique en régime permanent ont une bonne adaptation aux variations de la vitesse du vent.

4.6.1 PI à avance de phase

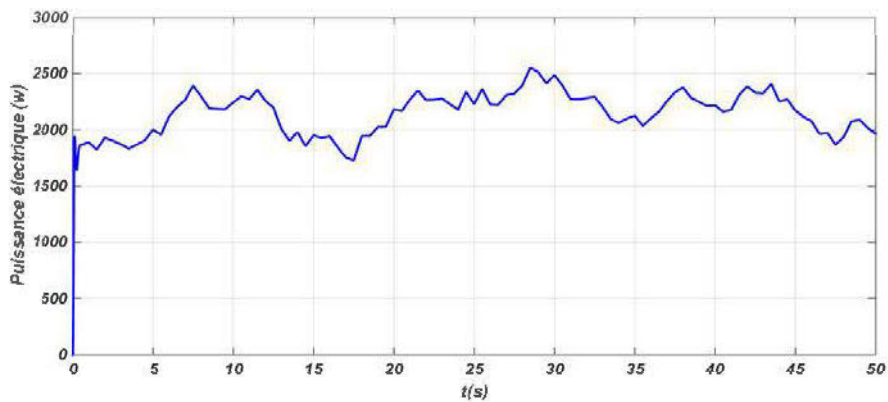


Figure 4-18 : Puissance électrique avec correcteur (PI à avance de phase)

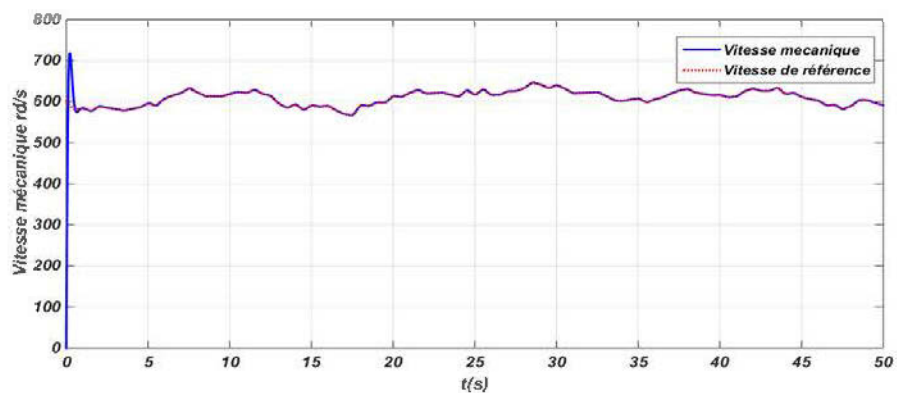


Figure 4-19 : Vitesse mécanique de la turbine et vitesse de référence m/S

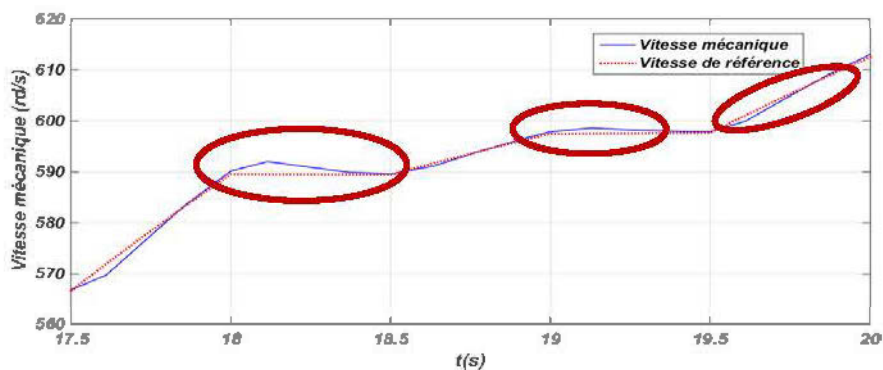


Figure 4-20 : Zoom de la vitesse mécanique de la turbine

La vitesse mécanique de la turbine s'adapte à la variation de la puissance demandée malgré l'influence de la variation du vent comme montre la Figure 4-18 et Figure 4-19. En régime permanent, une erreur entre la vitesse mécanique et celle de référence apparaît.

4.6.2 Régulateur PI

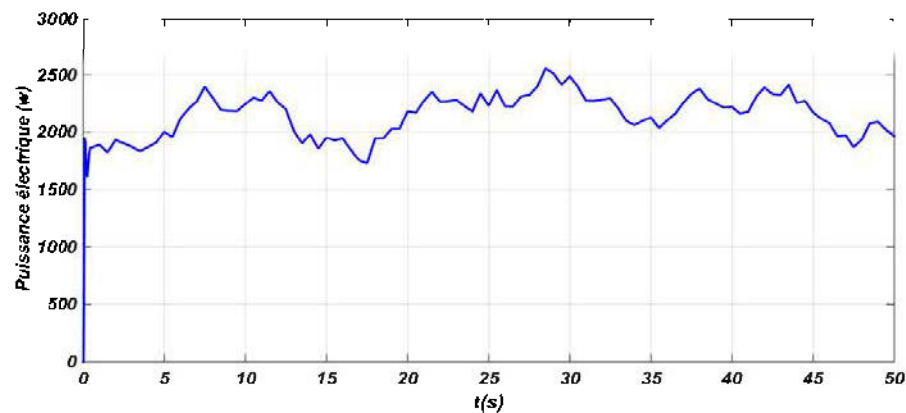


Figure 4-21 : Puissance électrique avec correcteur (PI)

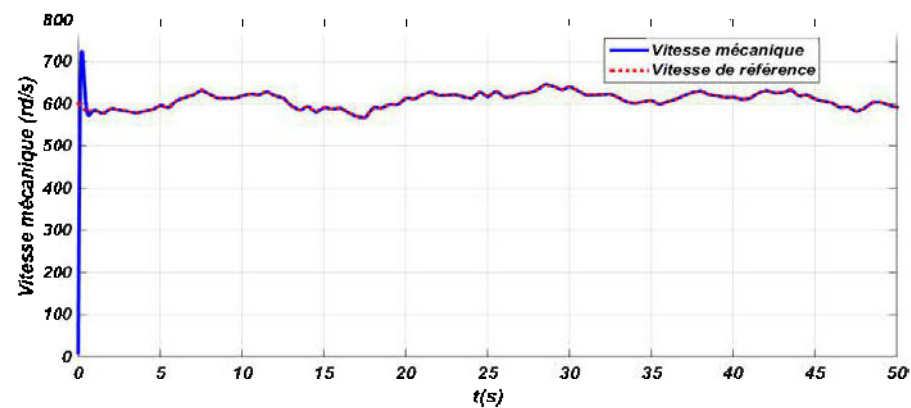


Figure 4-22 : Vitesse mécanique de la turbine et vitesse de référence m/S avec correcteur (PI)

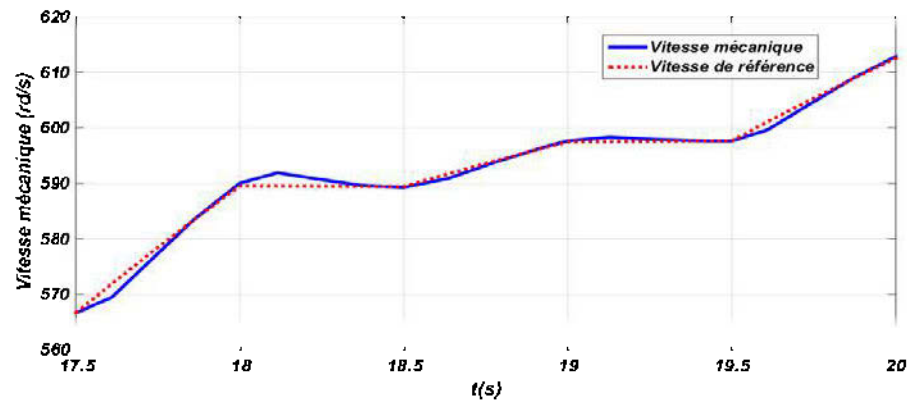


Figure 4-23 : Zoom de la vitesse mécanique de la turbine

Pour le même profil du vent l'erreur de vitesse au démarrage est nettement minimale. La turbine montre une bonne adaptation à la variation de la vitesse du vent.

4.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons modélisé la turbine éolienne, le comportement de cette turbine soumis aux vents à une vitesse approximativement de 12m/s, à une puissance de référence réglée à 3KW illustrée à l'aide des simulations numériques réalisées sous le logiciel Matlab-Simulink. Dans chacun des cas, nous avons montré l'allure de la puissance générée et la vitesse de rotation de la turbine.

Nous avons également établi un schéma de commande qui permet de contrôler la puissance fournie par l'éolienne grâce à un asservissement de la vitesse de rotation de la turbine. L'asservissement de la vitesse de l'éolienne est assuré par un régulateur Proportionnel Intégrale à avance de phase puis par régulateur Proportionnel Intégrale (PI). Les résultats obtenus ont permis de comparer l'efficacité des deux types de régulateurs.

Chapitre 5 : Commande vectorielle de la génératrice synchrone à aimants permanents

5.1 Introduction

Grâce au développement très rapide de l'électronique de puissance, offrant à la fois, une grande capacité, une bonne qualité de puissance et à moindre coût. Le domaine de l'énergie éolienne a connu une large utilisation des convertisseurs de puissance et leur utilisation dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne permet, non seulement d'obtenir la forme souhaitée de l'énergie, mais aussi d'optimiser la puissance prélevée.

Notre choix est argumenté par l'usage actuel de cette structure ainsi que par les avantages suivants :

- Facilité de commande.
- La structure de convertisseur est classique et les composants IGBT à l'heure actuelle sont bien maîtrisés.

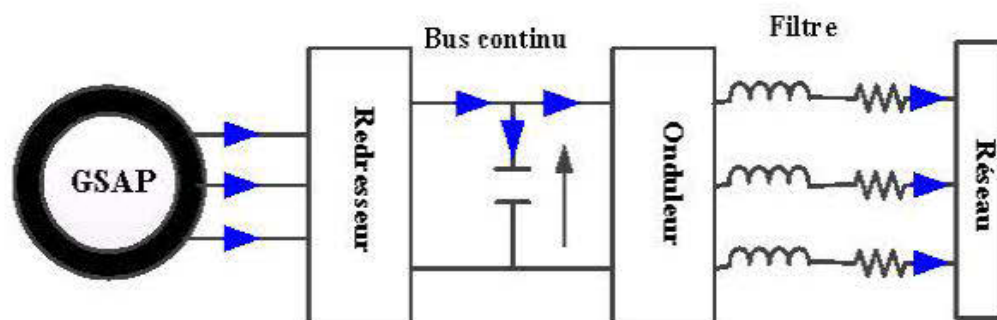


Figure 5-1: Système étudié

5.2 Modélisation de convertisseur

Les deux convertisseurs sont identiques, ils composent de six interrupteurs commandés. Puisqu'une topologie de la sorte conduit à des convertisseurs actifs non polluants, permet d'assurer à la fois la régulation et la mise en forme des courants de ligne ainsi que la régulation de la tension du bus DC. Cette topologie étant la seule qui permette un sens bidirectionnel à l'écoulement de la puissance active laquelle est primordiale dans notre cas, ainsi que le réglage du déphasage entre le courant et la tension qu'on peut imposer à une valeur quelconque. Ceci se fait par l'utilisation d'un convertisseur AC-DC-AC, généralement construit en topologie **back-to-back**. Cette solution est de moins en moins couteuse, compte tenu des récents développements dans le domaine des convertisseurs d'électronique de puissance qui ont permis une amélioration considérable des systèmes d'entraînement à vitesse variable [41].

Grâce au développement des semi-conducteurs et des méthodes de contrôle, les convertisseurs sont aujourd'hui efficaces, robustes, compacts et économiquement compétitifs.

Lorsqu'on utilise les interrupteurs à base de semi-conducteur, on s'écarte de l'interrupteur idéal et le choix porte sur le meilleur composant pour une application donnée avec un minimum de pertes. Le choix est conditionné par des considérations telles la tension, le courant, la fréquence de commutation, la commande, la charge et les effets de la température. Il y a une grande variété d'interrupteur à base de semi-conducteurs, mais chacun d'entre eux a ses points forts et ses points faibles.

5.3 Commande du convertisseur de puissance

La modulation de largeur d'impulsion (MLI) sinusoïdale est populaire dans l'industrie [42]. La figure 4-3 montre le principe général de la MLI où une porteuse en forme de triangle à haute fréquence est comparée à une modulante en forme de sinusoïde à la fréquence fondamentale du signal désiré. Les points d'intersection déterminent les

points de commutation et les durées de conduction des composants électroniques commandés. La porteuse est identique pour les trois phases.

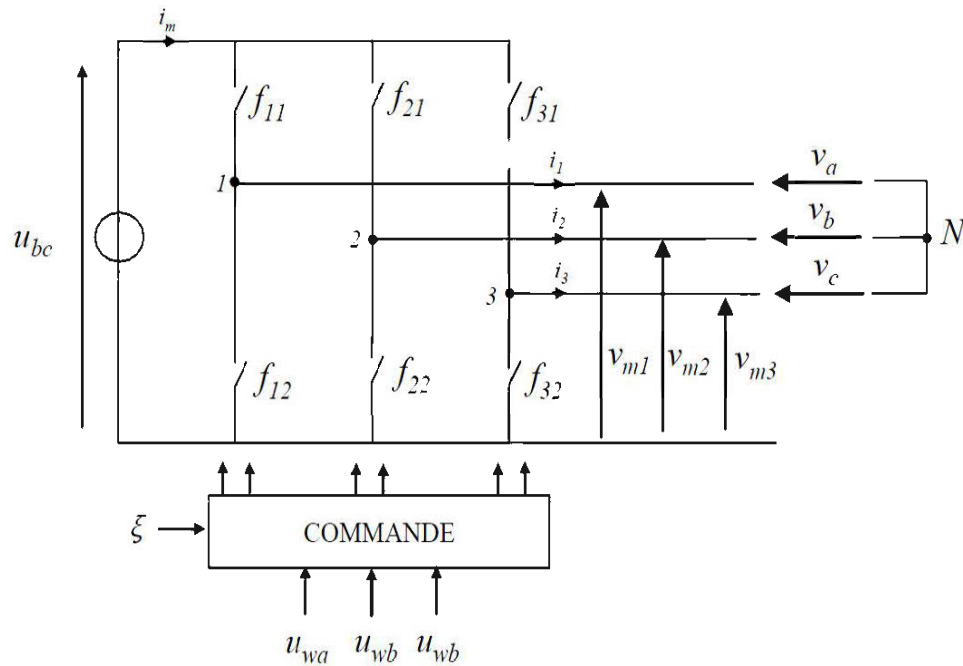


Figure 5-2: Structure de l'onduleur

U_{wj} : représente les signaux de commande ($j=a, b$ ou c) et ζ représente le signal triangulaire. On compare l'onde de modulation triangulaire ζ et les tensions de référence U_{wj} en fixant les tensions v_{1m} , v_{2m} et v_{3m} comme montre la Figure 5-3.

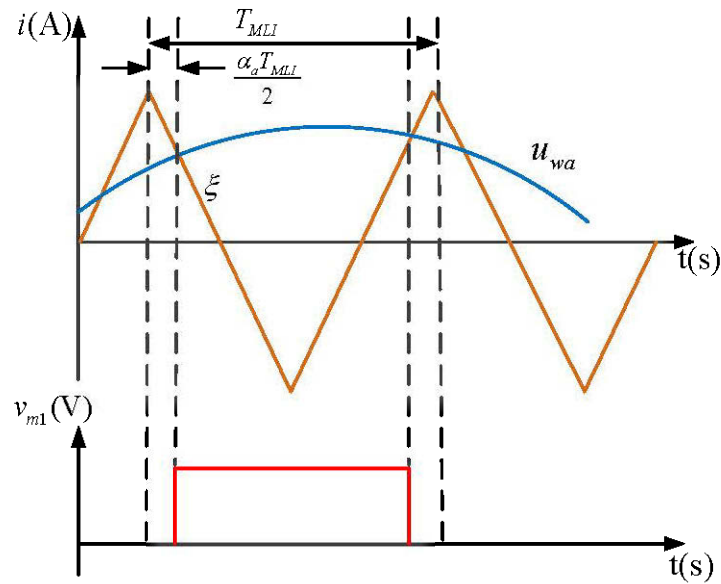


Figure 5-3: MLI sinusoïdale

Le signal de référence U_{wa} varie peu durant une période MLI, c'est-à-dire que la période T_{MLI} de $\zeta(t)$ est très petite devant la période T du signal U_{wa} et ($f_{MLI} \gg f$), alors on peut calculer les tensions moyennes v_{mi} ($i=1, 2$ ou 3) sur une période de la MLI.

$$v_{m1} = \frac{1}{T_{MLI}/2} \int_{\alpha_a T_{MLI}/2}^{T_{MLI}/2} u_{bc} dt = u_{bc} (1 - \alpha_a) \quad (5.1)$$

À partir de l'équation (5.1), on peut déduire la valeur de α_a

$$\alpha_a = \left(1 - \frac{v_{m1}}{u_{bc}} \right) \quad (5.2)$$

D'après la figure 4-3 :

- Sachant que $\alpha_a \in [0, 1]$ et que $u_{wa} \in [-1, 1]$

- En conservant l'hypothèse que $f_{MLI} \gg f$
- En considérant les deux premières intersections de la porteuse triangulaire avec le signal de référence $u_{wa}(t)$
- En considérant que la valeur de $u_{wa}(t)$ ne varie pas entre ces deux intersections, donc :

$$\alpha_a = \frac{1}{2}(1 - u_{wa}) \quad (5.3)$$

En égalisant les relations (5.2) et (5.3), on obtient :

$$\begin{cases} v_{m1} = \frac{1}{2} u_{bc} (1 + u_{wa}) \\ v_{m2} = \frac{1}{2} u_{bc} (1 + u_{wb}) \\ v_{m3} = \frac{1}{2} u_{bc} (1 + u_{wc}) \end{cases} \quad (5.4)$$

En appliquant la loi des mailles et en considérant que $v_a + v_b + v_c = 0$, on obtient :

$$\begin{cases} v_a = \frac{2}{3} v_{m1} - \frac{1}{3} v_{m2} - \frac{1}{3} v_{m3} \\ v_b = \frac{2}{3} v_{m2} - \frac{1}{3} v_{m1} - \frac{1}{3} v_{m3} \\ v_c = \frac{2}{3} v_{m3} - \frac{1}{3} v_{m1} - \frac{1}{3} v_{m2} \end{cases} \quad (5.5)$$

En introduisant (5.4) dans (5.5) on trouve :

$$\begin{pmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{pmatrix} = \frac{u_{bc}}{2} \begin{pmatrix} u_{wa} \\ u_{wb} \\ u_{wc} \end{pmatrix} \quad (5.6)$$

En appliquant la loi de conservation de la puissance aux deux côtés du convertisseur :

$$u_{bc}i_m = v_d i_1 + v_b i_2 + v_c i_3 \quad (5.7)$$

$$i_m = \frac{1}{2} \begin{pmatrix} i_1 & i_2 & i_3 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_{wa} \\ u_{wb} \\ u_{wc} \end{pmatrix} \quad (5.8)$$

On applique la transformation de Park aux tensions de la commande, le modèle équivalent à ce convertisseur peut se résumer à deux équations représentées sur la Figure 5-4. Qui lie les grandeurs d'état aux grandeurs modulées avec les signaux de commande. Ce modèle est représenté dans le repère de Park.

$$\begin{pmatrix} v_d \\ v_q \end{pmatrix} = \frac{u_{bc}}{2} \begin{pmatrix} u_{wd} \\ u_{wq} \end{pmatrix} \quad (5.9)$$

$$i_{m_res} = \frac{1}{2} (i_d u_{wd_res} + i_q u_{wq_res}) \quad (5.10)$$

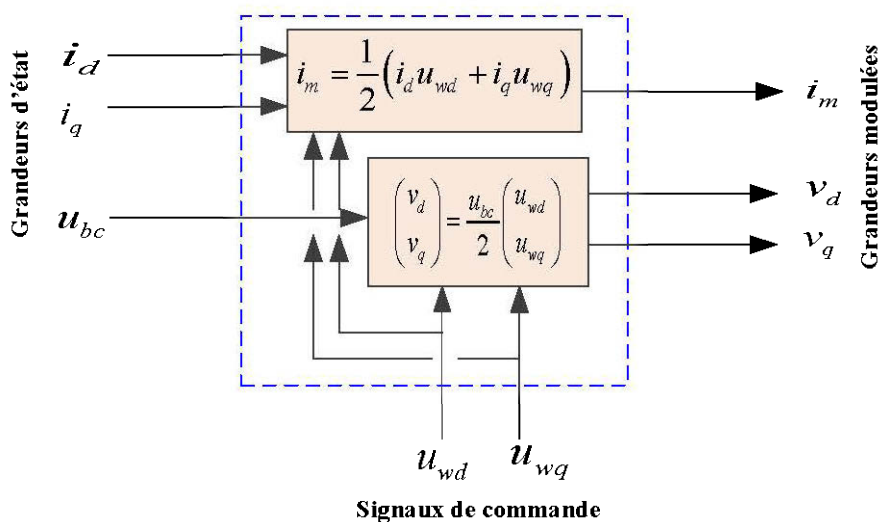


Figure 5-4: Modèle de convertisseur

5.4 Modélisation de bus continu

L'évolution temporelle de la tension du bus continu est obtenue à partir de l'intégration du courant capacitif. La capacité joue le rôle de réservoir lors de l'échange d'énergie et permet de limiter l'ondulation de la tension du bus DC : [43]

$$\frac{du}{dt} = \frac{1}{C} i_c \quad (5.11)$$

C : est la capacité totale du bus continu.

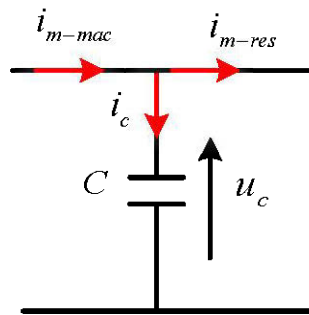


Figure 5-5: Schéma électrique du bus continu

i_{m-mac} : Courant mesuré à la sortie de la génératrice.

i_{m-res} : Courant mesuré transité en réseau.

5.5 Modèle du filtre de sortie

Les tensions de la sortie du filtre sont déduites à partir des équations suivantes :

$$\begin{pmatrix} v_{m1} \\ v_{m2} \\ v_{m3} \end{pmatrix} = R_t \begin{pmatrix} i_{t1} \\ i_{t2} \\ i_{t3} \end{pmatrix} + L_t \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_{t1} \\ i_{t2} \\ i_{t3} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} v_{p1} \\ v_{p2} \\ v_{p3} \end{pmatrix} \quad (5.12)$$

En appliquant la transformation de Park

$$\begin{cases} v_{md} = R_t i_{td} + L_t \frac{di_{td}}{dt} - L_t \omega_s i_{tq} + v_{pd} \\ v_{mq} = R_t i_{tq} + L_t \frac{di_{tq}}{dt} - L_t \omega_s i_{td} + v_{pq} \end{cases} \quad (5.13)$$

En appliquant la transformation de Laplace sur les équations, on fait apparaître deux fonctions de transfert identiques afin de dimensionner le correcteur PI, dont les paramètres sont définis dans le (tableau 5-2).

$$\begin{cases} F(s) = \frac{i_{td}(s)}{v_{dq}(s)} = \frac{1}{R_t + L_t s} \\ F(s) = \frac{i_{tq}(s)}{v_{dq}(s)} = \frac{1}{R_t + L_t s} \end{cases} \quad (5.14)$$

5.6 Commande vectorielle

Le modèle complet de la chaîne de conversion d'énergie englobe en outre la génératrice synchrone à aimants permanents, redresseur et onduleur couplés par un bus continu commun et un filtre qui assure le couplage au réseau. Ce système est assez complexe pour la génération des lois de commande qui le gère, néanmoins, il suffit de partitionner le système et ainsi suivre le transfert de la puissance de la génératrice jusqu'au réseau.

5.6.1 Principe et structure de la commande vectorielle de la génératrice

Le principe de la commande vectorielle est d'orienter le flux du stator pour permettre de contrôler de manière indépendante le couple électromagnétique. La commande la plus fréquemment utilisée consiste à simplifier le contrôle en imposant au courant direct une valeur nulle. Dans ces conditions, la composante en quadrature du courant est une image de couple. Cela permet de simplifier l'expression de couple de l'équation (3.46) chapitre 3. [44]

$$C_{em-ref} = \frac{3}{2} p \Psi_f i_q \quad (5.15)$$

$$i_{q-ref} = \frac{C_{em-ref}}{\frac{3}{2} p \Psi_f} \quad (5.16)$$

5.6.2 Décomposition des tensions

Les courants I_d et I_q dépendent simultanément des grandeurs d'entrées V_d et V_q . Nous avons ici un système multi-variable à deux entrées et deux sorties couplées. Afin de pouvoir mettre en place des commandes mono-variables, nous partons des équations régissant de la GSAP pour découpler le système.

Pour découpler l'évolution des courants I_d et I_q par rapport aux commandes, définissons les termes de compensation E_d et E_q tel que :

$$E_d = -p\omega_r L_q i_q \text{ et } E_q = -p\omega_r L_d i_d + p\omega_r \Psi_f$$

En effet :

$$V_d = -R_s i_d - L_d \frac{di_d}{dt} + p\omega_r L_q i_q \Rightarrow V_d - p\omega_r L_q i_q = R_s i_d + L_d \frac{di_d}{dt} \quad (5.17)$$

$$\begin{cases} E_d = -p\omega_r L_q i_q \\ V_d^* = R_s i_d + L_d \frac{di_d}{dt} \end{cases} \quad (5.18)$$

De même :

$$V_q = -R_s i_q - L_q \frac{di_q}{dt} - p\omega_r L_d i_d + p\omega_r \Psi_f \Rightarrow V_q + p\omega_r L_d i_d - p\omega_r \Psi_f = R_s i_q + L_q \frac{di_q}{dt} \quad (5.19)$$

$$\begin{cases} E_q = -p\omega_r L_d i_d + p\omega_r \psi_f = p\omega_r \psi_d \\ V_q^* = R_s i_q + L_q \frac{di_q}{dt} \end{cases} \quad (5.20)$$

D'où les nouvelles commandes :

$$V_d^* = V_d - E_d \quad (5.21)$$

$$V_q^* = V_q - E_q \quad (5.22)$$

Avec ces nouvelles entrées V_d^* et V_q^* , nous pouvons définir deux fonctions de transferts mono-variables :

$$\frac{I_d(s)}{V_d^*(s)} = \frac{1}{R_s + L_d s} \quad (5.23)$$

$$\frac{I_q(s)}{V_q^*(s)} = \frac{1}{R_s + L_q s} \quad (5.24)$$

5.6.3 Boucle de commande

Pour piloter les deux courants I_d et I_q , il est nécessaire de faire la synthèse de deux correcteurs PI, en fournissant la consigne de couple de référence à la boucle I_q . [45]

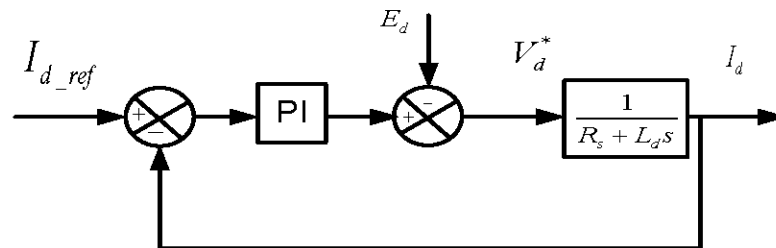
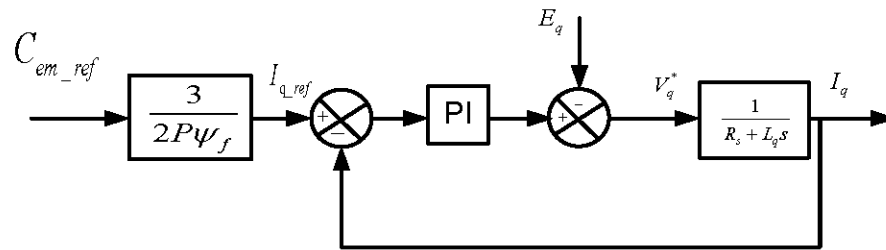


Figure 5-6: Boucle de régulation du courant I_d

Figure 5-7: Boucle de régulation du courant I_q

Les constantes de correcteur PI (K_p et K_i) sont identiques pour la boucle de courant de l'axe direct et en quadrature.

5.6.4 Contrôle de la puissance de la génératrice

Pour contrôler la puissance électrique de la génératrice P_g , il suffit de contrôler le couple électromagnétique C_{em} , par régulation des courants statoriques et de connaître la vitesse de rotation de l'arbre de la génératrice ω_r , le couple électromagnétique de la génératrice peut être élaboré pour un fonctionnement à une puissance fixée, pour limiter la puissance de la génératrice à sa valeur nominale. [46] [48]

La limitation de la puissance se fait par décroissance du couple électromagnétique, qui est inversement proportionnelle à la vitesse de rotation de l'arbre de la génératrice (**Figure 5-8**).

$$C_{em_ref} = \frac{P_{g_ref}}{\omega_r} \quad (5.25)$$

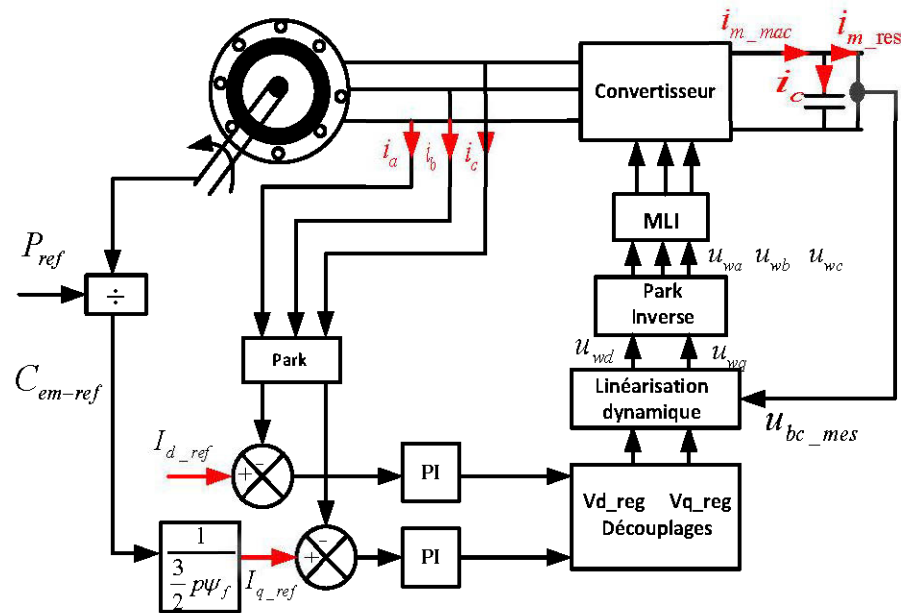


Figure 5-8: Schéma équivalent de la commande vectorielle de la GSAP

5.6.5 Synthèse des Contrôleurs PI du convertisseur de puissance

Le contrôle de la partie électrique du système éolien possède une multitude de boucles de poursuite (ou de régulation) contrôlées par des correcteurs PI. Dans la présente section, nous présentons une méthode analytique, dite de "paramétrage direct" [50], permettant de déterminer les paramètres de tous ces régulateurs. D'autres techniques (plus optimales) sont décrites dans [51] et [49]. Ces dernières permettent par exemple de s'affranchir de la variabilité des paramètres du système par un contrôle adaptatif.

Le schéma général d'une boucle de poursuite est donné à la figure 5-10.

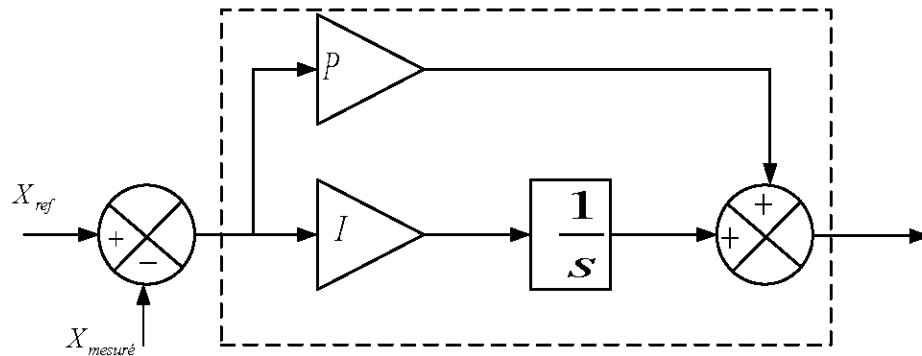


Figure 5-9: Schéma bloc du correcteur PI

La forme du correcteur est

$$C(s) = K_p + \frac{K_I}{s} \quad (5.26)$$

Avec : K_p le gain proportionnel du régulateur, K_I le gain du régulateur.

La fonction de transfert associée à ce correcteur est :

$$H(s) = \frac{K}{1 + \tau s} \quad (5.27)$$

Nous choisissons la méthode de compensation de pôles avec le zéro pour la synthèse du régulateur afin d'éliminer le zéro de la fonction de transfert.

On pose $\tau = \frac{K_p}{K_I}$ alors la fonction de transfert en boucle ouverte s'écrit :

$$H_{bo}(s) = \frac{K_I k}{s} \quad (5.28)$$

La fonction de transfert en boucle fermée s'écrit :

$$H_{bf} = \frac{K_I k}{K_I k + s} = \frac{1}{1 + \frac{1}{K_I k} \cdot s} \quad (5.29)$$

Le temps de réponse t_r du système bouclé pour atteindre 95% de la consigne vaut :

$$t_r = 3 \frac{1}{K_I k} \quad (5.30)$$

Donc :

$$K_P = \frac{3\tau}{t_r k} \quad (5.31)$$

$$K_I = \frac{3}{t_r k} \quad (5.32)$$

Dans notre cas, la variable $X_{mesuré}$ à contrôler est remplacée par i_d et i_q .

Considérant le modèle classique de la génératrice étudiée (chapitre 3 de 3KW). Le système et sa commande a été simulé à l'aide de Matlab Simulink. Les paramètres du système sont rassemblés dans le Tableau 5-1 et le Tableau 5-2

Tableau 5-1: Paramètres du filtre RL et du bus continu

Paramètres du filtre RL		Paramètres du bus continu	
Résistance (R_f)	0,075 Ω	Capacité (C)	2,5 mF
Inductance (L_f)	0,75 mH	Tension (U_{buc})	400V

Tableau 5-2: Paramètre des différentes commandes du système

Type de correcteur	Paramètres
Contrôle des courants statoriques	Temps de réponse du système $t_r = 0,05s$, $K_I = 3 \frac{R_r}{t_r}$ $K_P = 3 \frac{\sigma L_r}{t_r}$
Contrôle des courants Dans le filtre	$t_r = 0,01$ $K_I = 3 \frac{R_f}{t_r}$ $K_I = 3 \frac{L_f}{t_r}$

5.7 Résultats de simulation

Les figures, ci-dessous, illustrent les différentes grandeurs mécaniques et électriques de la GSAP lors de sa commande du couple.

Nous appliquons un couple électromécanique de référence de ($25 N.m$ à $t=0s$) et un autre de ($20 N.m$ à $t=0,5s$).

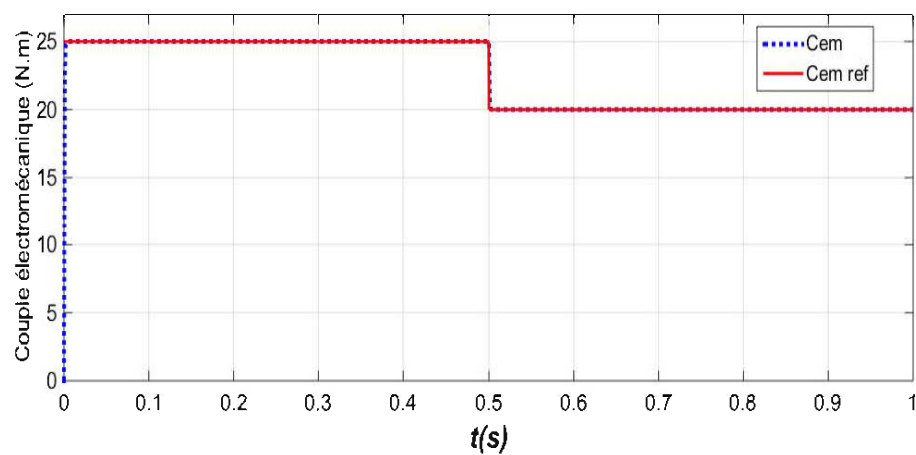


Figure 5-10: Couple électromagnétique

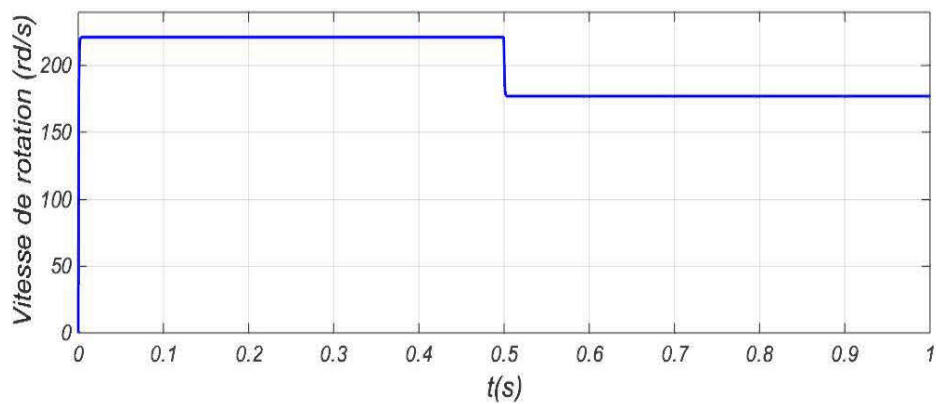


Figure 5-11: Vitesse de rotation ω , (tr/min)

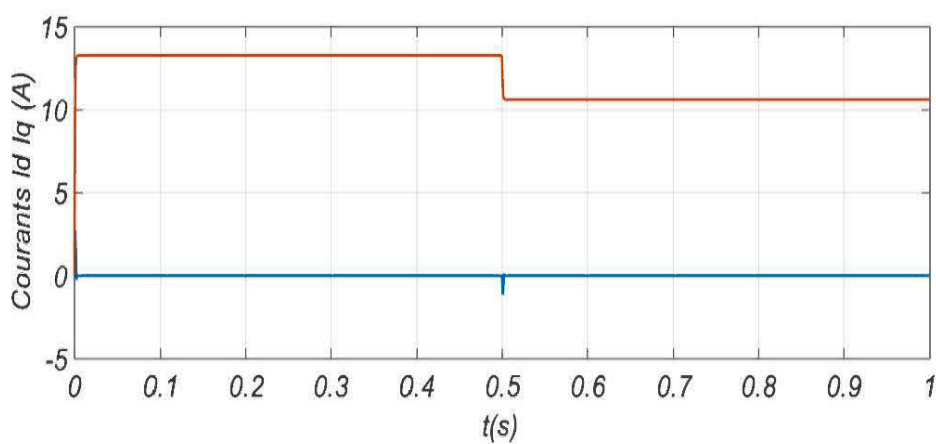


Figure 5-12: courants directe et quadrature (A)

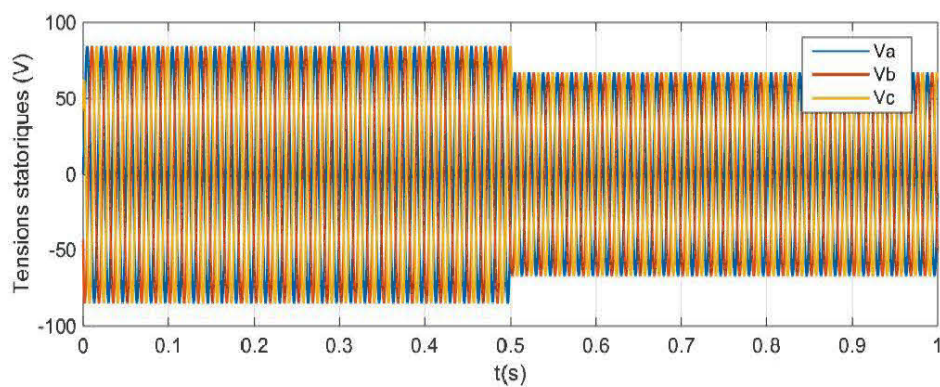


Figure 5-13: Tensions triphasées à la sortie de la génératrice (V)

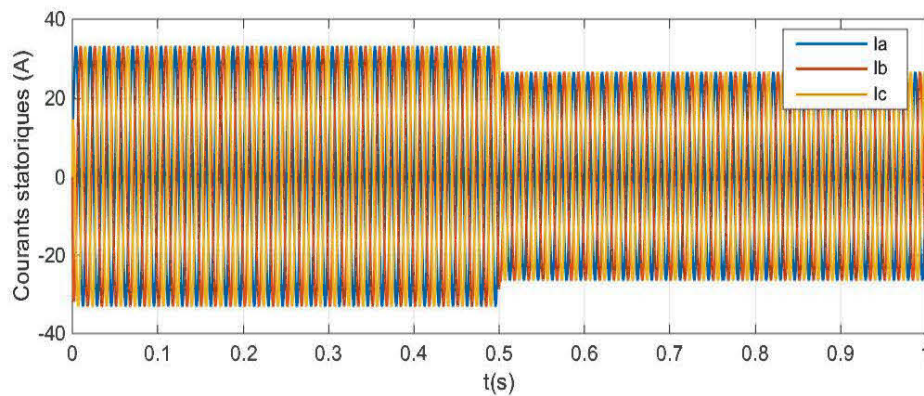


Figure 5-14: Courants triphasés à la sortie de la génératrice (A)

5.8 Interprétation

Lors de l'application du couple de référence, la vitesse de rotation ω_r augmente (Figure 5-11), ce qui engendre l'augmentation de la tension au démarrage. Ensuite, le courant i_q commence à augmenter en manifestant un couple électromagnétique C_{em} qui tend à se superposer avec couple de référence C_{em_ref} . Une fois ces deux couples sont identiques $C_{em_ref} = C_{em}$, le régime établi sera atteint et la vitesse sera fixée.

À partir de 0,5s, lorsque la vitesse de rotation ω_r diminue, le courant et la tension à la sortie de la génératrice réduits, comme illustré dans les résultats de simulation, Figure 5-13 et Figure 5-14.

5.9 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons décrit les différentes structures de l'éolienne à vitesse variable basées sur une génératrice synchrone à aimants permanents. Nous avons ensuite établi un modèle de la chaîne de conversion de l'éolienne constituée d'une machine synchrone à aimants permanents pilotée par le stator, le convertisseur contrôlé par MLI et reliés au réseau via un bus continu et un filtre de lissage.

À partir de ce modèle, nous avons construit un dispositif de commande de l'ensemble afin de faire fonctionner l'éolienne de manière à extraire le maximum de puissance. L'architecture de commande de cette chaîne de conversion est composée de différents blocs de commande. Nous avons principalement décrit la commande vectorielle.

Chapitre 6 : Commande de la chaîne globale de conversion éolienne à la base d'une génératrice synchrone à aimants permanents

6.1 Introduction

Actuellement, les génératrices les plus utilisées dans la production d'énergie éolienne sont basées sur la génératrice asynchrone à double alimentation et celle synchrone à aimants permanents. Face aux problématiques de la production des énergies éoliennes ou hydroliennes, la génératrice synchrone à aimants permanents présente des avantages qui sont entre autre [52] :

- L'absence de circuit d'excitation.
- l'absence de multiplicateur de vitesse.
- Facilités d'entretien.

Le système étudié qui est présenté par la (figure 5-1) comprend : une turbine éolienne connectée avec une machine synchrone à aimants permanents de 3KW, sans multiplicateur de vitesse, un convertisseur statique du côté de la génératrice jouant le rôle de redresseur contrôlé par MLI, un bus continu, suivi d'un convertisseur statique du côté réseau jouant le rôle de l'onduleur et un filtre de lissage.

Après avoir modélisé la chaîne de conversion de l'énergie éolienne, nous sommes en mesure de donner l'allure de la puissance électrique produite

Toutefois, la puissance produite par l'éolienne varie tout au long de la journée, car la puissance produite suit la puissance disponible dans le vent et présente les mêmes variations que ce dernier. Dans ce chapitre, nous allons proposer une étude

développée sur un système de conversion éolienne permettant de produire une puissance constante puis une puissance variée selon les besoins de l'utilisation.

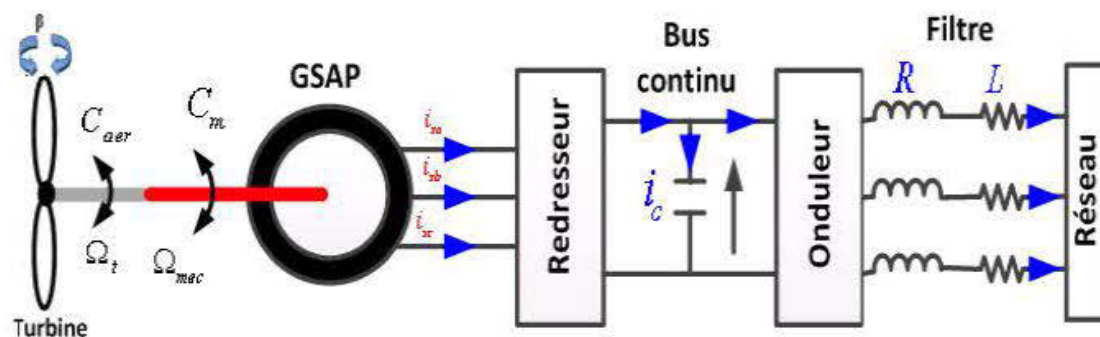


Figure 6-1: système de production éolienne

6.2 Modélisation du couplage mécanique entre la turbine et la génératrice

Certains travaux de recherche étudient la dynamique structurelle des pales et de la turbine [53] [55]. Cette étude est importante pour éviter le surdimensionnement de ces éléments lors de leur conception. Des composants non surdimensionnés coûtent moins cher et ces études contribuent par conséquent à la baisse du coût d'une aéroturbine. La commande d'une éolienne a une grande influence sur la dynamique structurelle de ces composants. Ce qui doit être modélisé c'est la transmission du couple et de la puissance captés par le rotor éolien.

Les propriétés structurelles et dynamiques de la chaîne de transmission affectent notablement la qualité de l'énergie électrique générée. Cependant, la représentation mécanique de la chaîne éolienne tout entière est très complexe. Les éléments mécaniques de l'aérogénérateur et les forces subies ou transmises à travers ces éléments sont nombreux. Il faut par conséquent faire un choix des éléments et des grandeurs liées à ces éléments que l'on souhaite intégrer dans le modèle.

Dans notre travail, nous avons adopté un modèle simplifié, qui caractérise le comportement mécanique de la chaîne dans son ensemble.

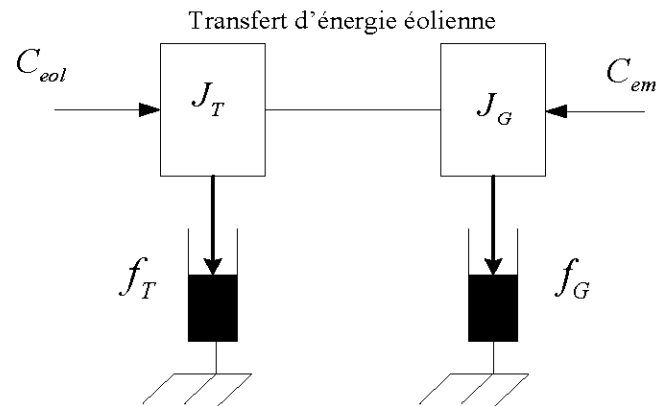


Figure 6-2: Schéma bloc de couplage mécanique entre la turbine et la machine électrique

L'équation différentielle qui caractérise le comportement mécanique de l'ensemble turbine et génératrice synchrone à aimants permanents est donnée par : [56]

$$(J_T + J_g) \frac{d\Omega}{dt} = C_{eol} - C_{em} - (f_g + f_T) \Omega \quad (6.1)$$

Avec :

J_T, J_g : Inertie de la turbine et de de la génératrice.

C_{eol} : Couple statique fournie par l'éolienne.

f_g, f_T : Coefficient de frottement de la génératrice et de la turbine.

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

L'inertie total de la pris en considération est :

$$J = J_T + J_g \approx J_T \quad (6.2)$$

Le coefficient pris en considération est :

$$f = f_T + f_g \approx f_g \quad (6.3)$$

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

$$C_{eol} = J_T \frac{d\Omega}{dt} + C_{em} + f_m \Omega \quad (6.4)$$

Dans notre étude, on s'intéresse seulement au "régime initial établi", c'est-à-dire que les performances du système sont calculées en régime partant d'une vitesse de rotation initiale égale à la vitesse de rotation donnée en conséquence du profil de vent. Cependant, le temps nécessaire pour atteindre le "régime initial établi" est important. Ceci est dû à la constante de temps mécanique de la chaîne éolienne (τ) qui est assez grande. Afin d'éviter une simulation à grande échelle de temps.

6.3 Pertes des puissances dans la chaîne éolienne

6.3.1 Pertes mécaniques

Une partie des pertes totales dans la génératrice est due aux frottements. Ces pertes sont dépendantes de la vitesse de rotation de la génératrice. La puissance perdue à cause des frottements est donnée par :

$$P_f = f_g \Omega^2 \quad (6.5)$$

6.3.2 Pertes Joules

Les pertes Joules sont engendrées par la résistance du bobinage statorique. Pour estimer les pertes Joule, nous supposons que la résistance ne change pas avec l'évolution de la température du bobinage statorique, nous avons utilisé la formule suivante :

$$P_j = R_s i_a^2 + R_s i_b^2 + R_s i_c^2 \quad (6.6)$$

i_a, i_b, i_c : Sont les valeurs instantanées des courants triphasés.

6.3.3 Pertes fer

Nous dénommons les pertes fer par courant de Foucault et les pertes par Hystérésis au sein des matériaux ferromagnétiques. Donc, la variation temporelle du flux dans les matériaux conducteurs induisant des forces électromotrices sous forme des pertes de puissance. Par contre les pertes hystérésis sont dues à des transformations microscopiques de la matière ferromagnétique sous l'effet de variations du champ magnétique.

6.4 Simulation sans commande

Les paramètres de ce modèle sont ceux de la machine simulés dans le chapitre 4, cette chaine éolienne a été soumise au profil temporel donné et débité sur une tension de bus de 400V. La puissance utile déterminée au cours de la mission est égale à la puissance extraire de l'énergie du vent à laquelle on soustrait l'ensemble des pertes du système.

Les résultats de simulation sont donnés par les figures suivantes :

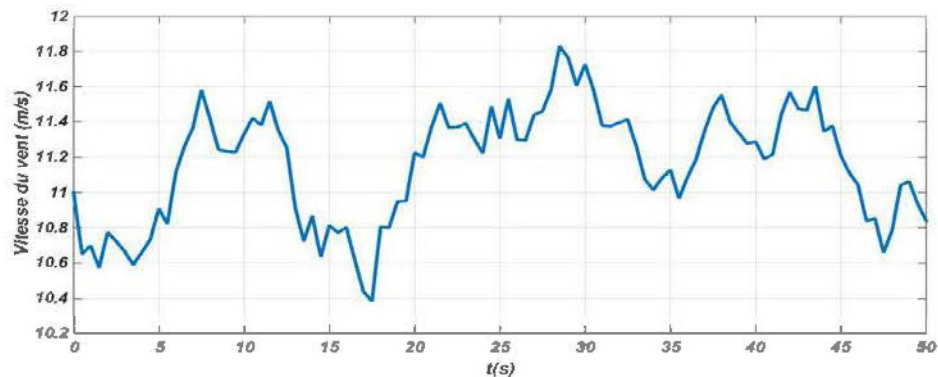


Figure 6-3: profil du vent

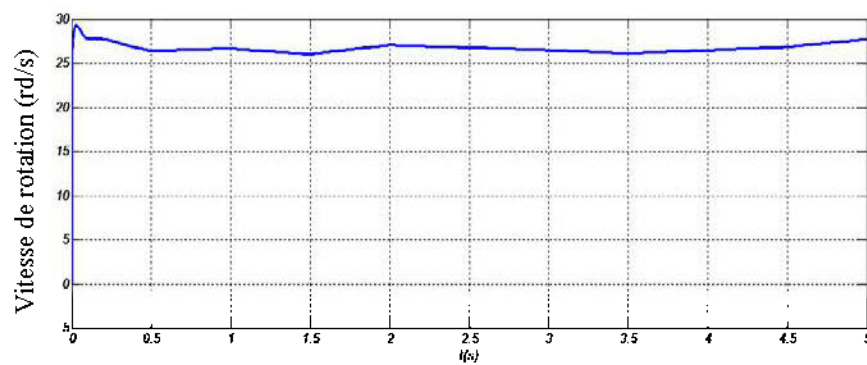


Figure 6-4: Vitesse de rotation

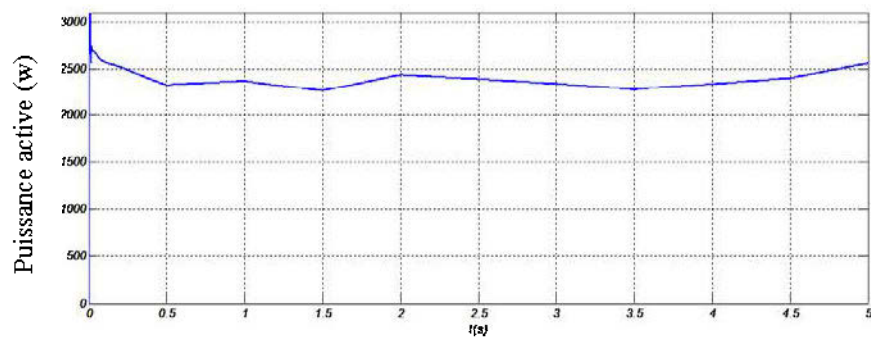


Figure 6-5: Puissance active

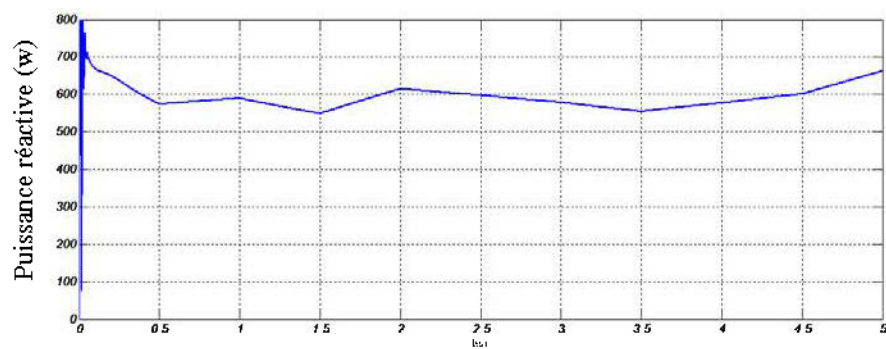


Figure 6-6: Puissance réactive

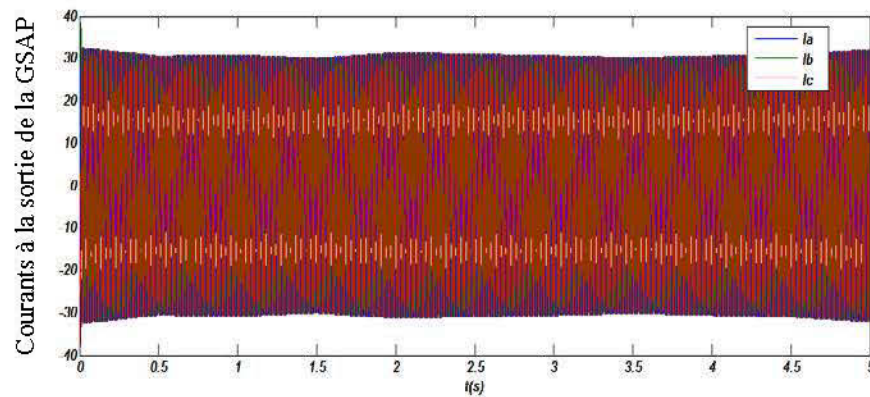


Figure 6-7: courants statoriques

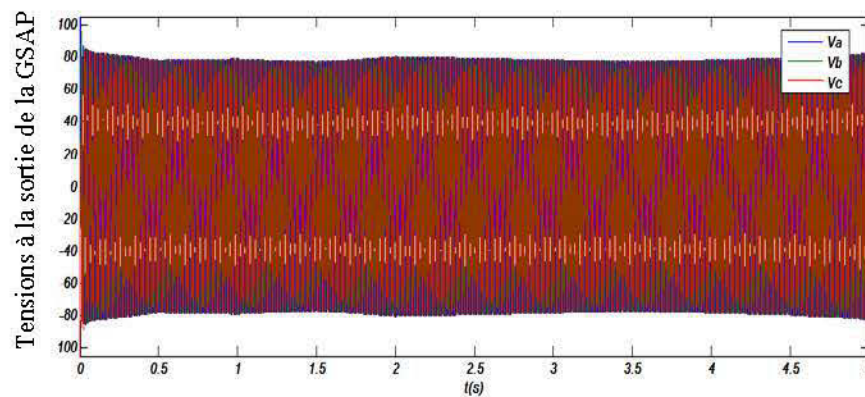


Figure 6-8: Tensions statoriques

6.5 Interprétation des résultats

Nous observons que profil du vent influence sur la variation de la vitesse de la turbine de l'éolienne.

Par ailleurs, d'après l'allure des puissances active et réactive, on constate que celles-ci varient de la même allure que la vitesse de rotation de la turbine.

Nous observons aussi la variation des amplitudes des tensions et courants produits par la génératrice.

6.6 Commande de la puissance active et réactive

Dans cette partie nous proposons une étude développée sur le système de conversion éolienne permettant de produire une puissance constante.

Avec le convertisseur côté de la charge, il est possible de commander les puissances actives et réactives, le système complet est représenté sur la Figure 6-9.

Les puissances actives et réactives transitées par le réseau sont données dans le modèle de Park par les relations suivantes:

$$\begin{cases} P_t = v_{ds} i_{ds} + v_{qs} i_{qs} \\ Q_t = v_{qs} i_{ds} - v_{ds} i_{qs} \end{cases} \quad (6.7)$$

Par inversion de ces équations il est possible d'appliquer des puissances de référence P_{ref} et Q_{ref} en imposant des courants de référence :

$$i_{d_ref} = \frac{P_{ref} v_{ds} + Q_{ref} v_{qs}}{v_{ds}^2 + v_{qs}^2} \quad (6.8)$$

$$i_{q_ref} = \frac{P_{ref} v_{qs} - Q_{ref} v_{ds}}{v_{ds}^2 + v_{qs}^2} \quad (6.9)$$

L'adaptation de ces équations au système d'axes choisi et aux hypothèses simplificatrices effectuées dans notre cas :

$$\begin{cases} V_{ds} = 0 \\ V_{qs} = V_s \end{cases} \quad (6.10)$$

Après supposition, les équations de la machine deviennent:

$$\begin{cases} 0 = -R_s i_{ds} - L_d \frac{di_{ds}}{dt} + p\omega_r L_q i_{qs} \\ V_s = -R_s i_{qs} - L_q \frac{di_{qs}}{dt} - p\omega_r L_d i_{ds} + p\omega_r \psi_f \end{cases} \quad (6.11)$$

Et les équations de puissance deviennent:

$$\begin{cases} P_s = V_s i_{qs} \\ Q_s = V_s i_{ds} \end{cases} \quad (6.12)$$

Le schéma fonctionnel est présenté dans la (Figure 6-9).

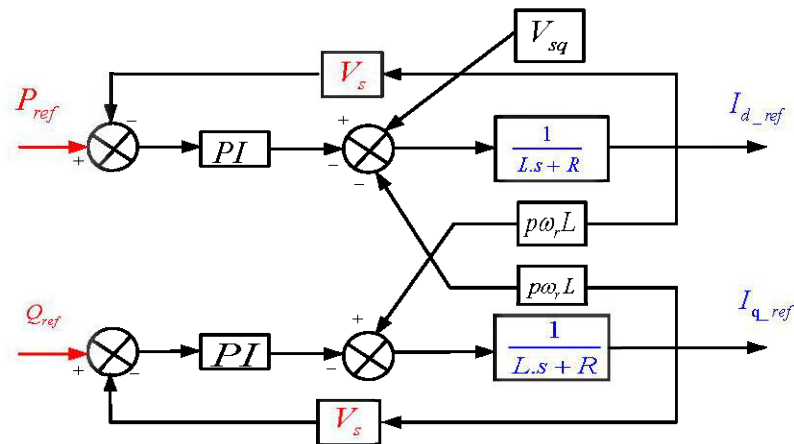


Figure 6-9: Bloc de régulateur

La synthèse des correcteurs PI pour contrôler la puissance active et réactive est faite analytiquement en utilisant le modèle de Park, dont la forme est rappelée dans les équations précédentes. Considérant la puissance réactive nulle, car $i_d = 0$, le bloc simplifié du régulateur peut être présenté par la Figure 6-10.

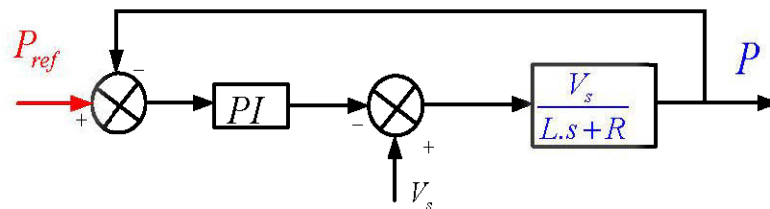


Figure 6-10: Bloc simplifié de régulateur

6.7 Architecture du dispositif de commande

L'architecture du dispositif de commande est montrée par la Figure 5-9 [56]

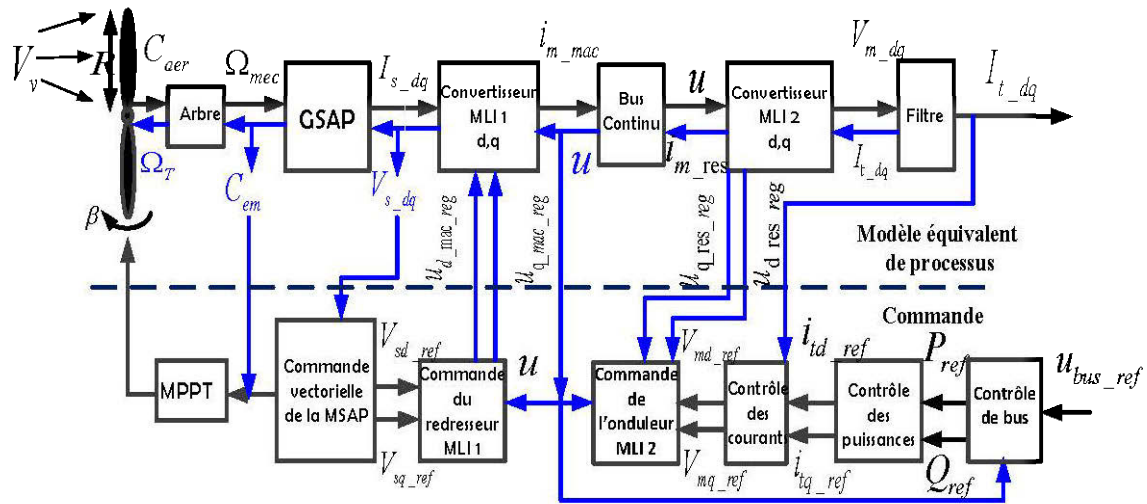


Figure 6-11: Architecture du dispositif de la commande d'une éolienne à la base de GSAP

Le convertisseur de côté de la machine permet de contrôler la puissance active et la puissance réactive produites par la machine. Le convertisseur côté réseau il permet de contrôler la tension de bus DC et le facteur de puissance côté réseau.

6.8 Résultats de simulations avec correcteur proportionnel Intégral (PI)

Nous avons effectué une commande de la puissance active et réactive de la machine par des correcteurs PI, tel que la puissance active de référence P_{ref} est constante et égale à la valeur de la puissance nominale P_n .

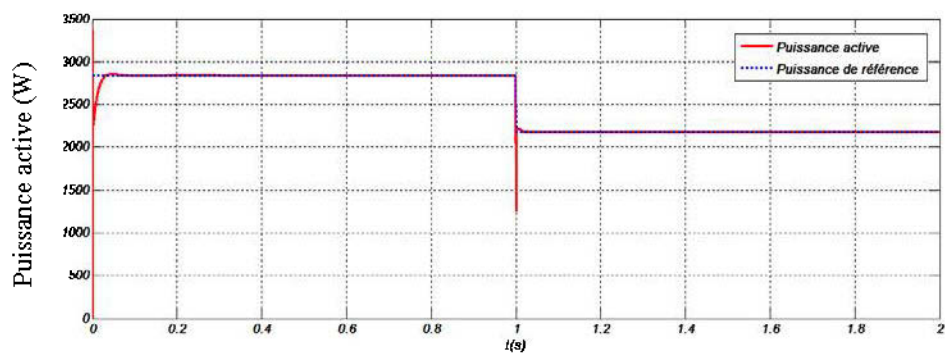


Figure 6-12: puissance active et puissance de référence (w)

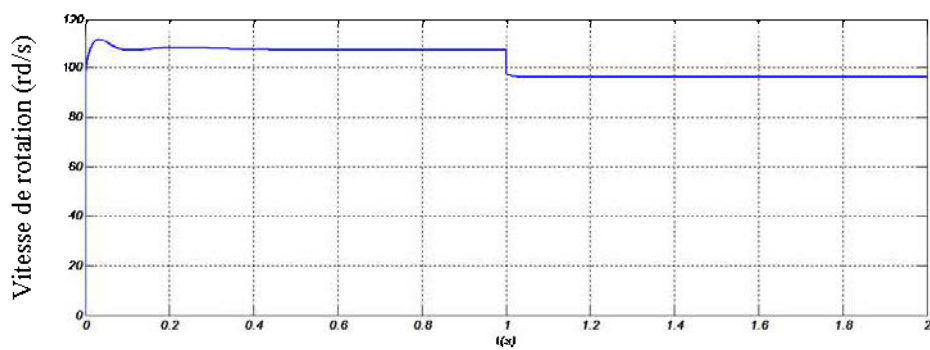


Figure 6-13: Vitesse de rotation de la génératrice (rd/s)

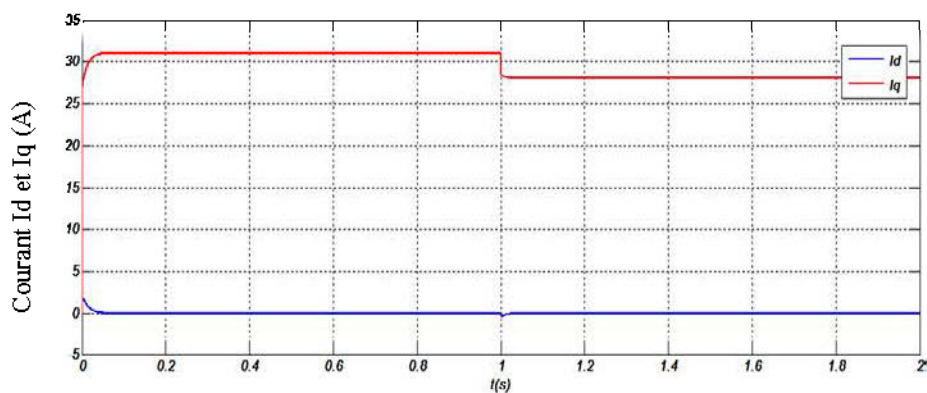


Figure 6-14: Courants des axes Id et Iq (A)

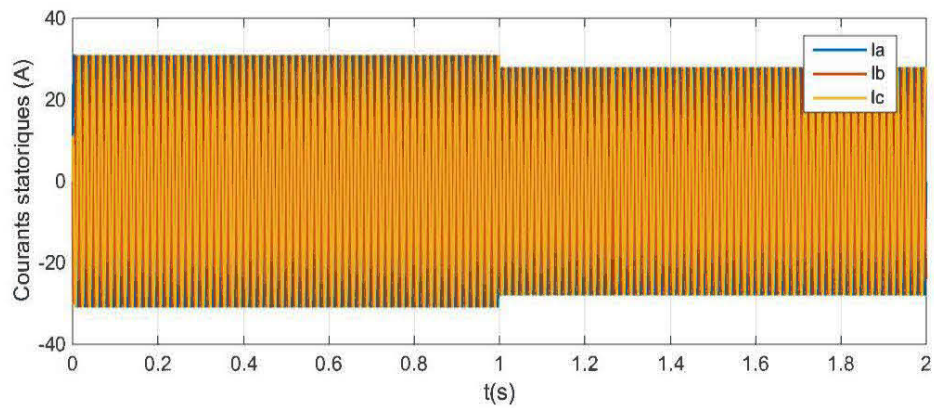


Figure 6-15: Courants statoriques triphasés à la sortie de la génératrice (A)

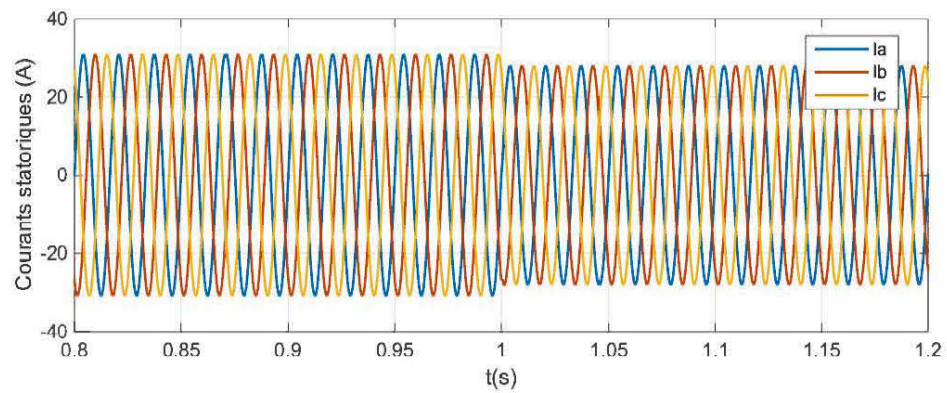


Figure 6-16: Zoom des courants statoriques (A)

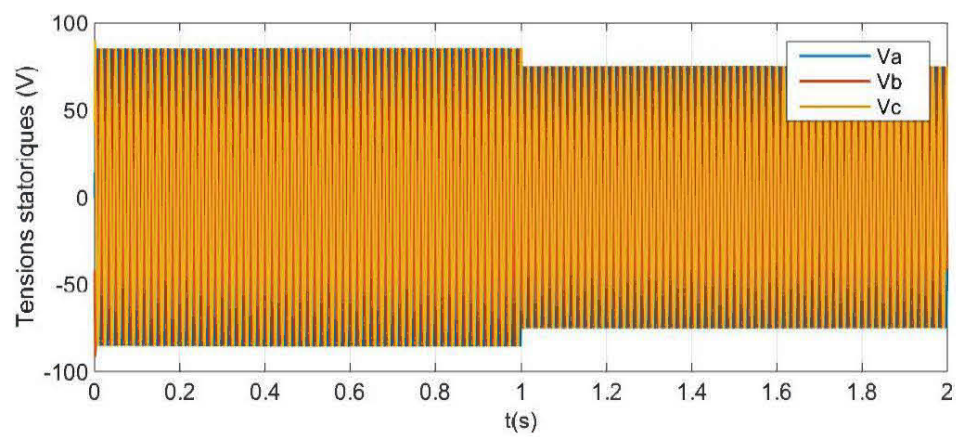


Figure 6-17: Tensions statoriques triphasés à la sortie de la génératrice (V)

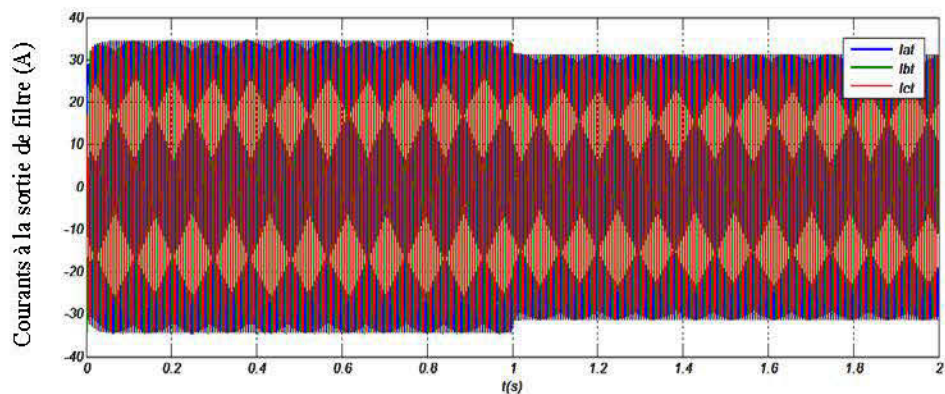


Figure 6-18: Courants triphasés à la sortie de filtre (A)

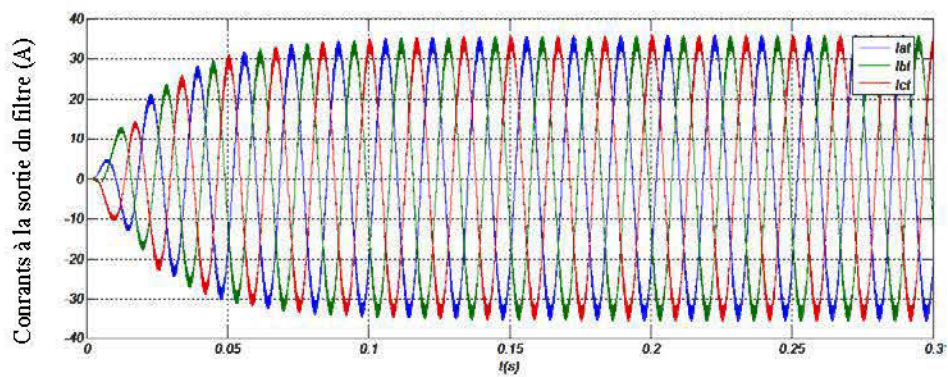


Figure 6-19: Zoom des courants transmis au réseau (A)

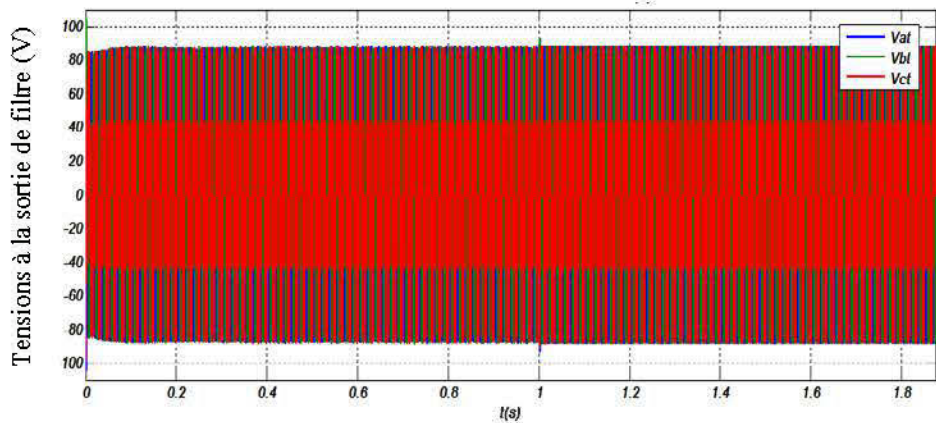


Figure 6-20: Tensions triphasées à la sortie de filtre (V)

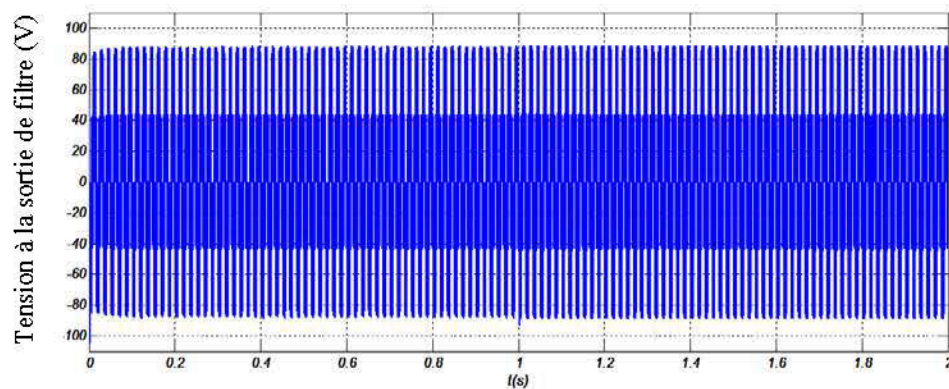


Figure 6-21: Tension de la phase Va à la sortie de filtre (V)

6.9 Interprétation des résultats

L'application de correcteur PI défini dans le système a permis de régler efficacement la puissance électrique produite en fonction de la demande (puissance de référence qui est égale à la puissance nominale) Figure 6-12

La vitesse de rotation du rotor s'adapte à l'évolution de la puissance demandée malgré l'influence de la variation de vent.

Les courants et tensions à la sortie de la génératrice suivent la même variation que la puissance nominale demandée, par contre, les tensions transférées au réseau restent constantes en amplitude et en fréquence malgré la variation de la puissance de référence définie.

6.10 Régulation de la puissance active suivant les besoins de l'utilisation

Pour bien observer la capacité de notre régulateur PI, nous supposons un cas délestage partiel de charge suivi d'un enclenchement partiel de charge.

Nous commandons la machine de sorte à ce que la référence P_{ref} imposée soit variable suivant la variation de l'utilisation supposée. Les résultats obtenus avec ce correcteur PI sont les suivants :

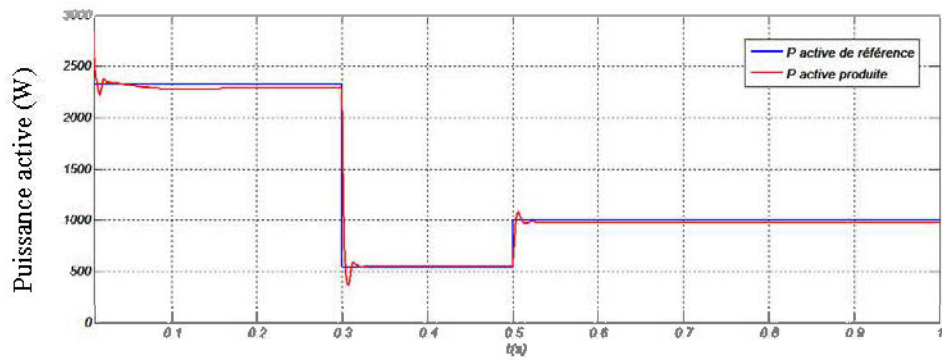
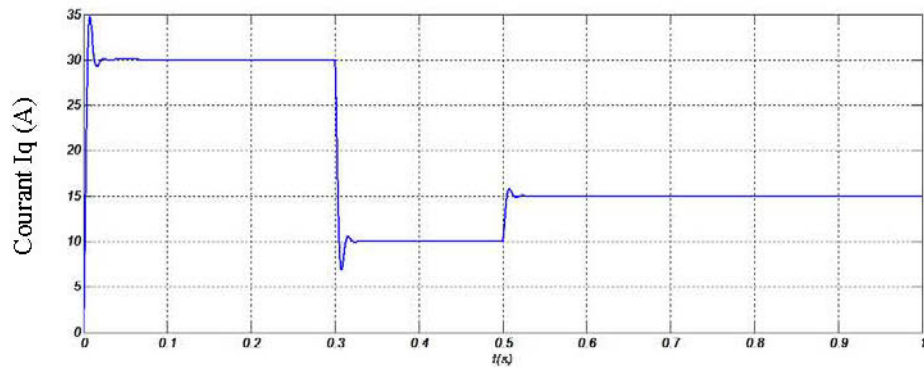
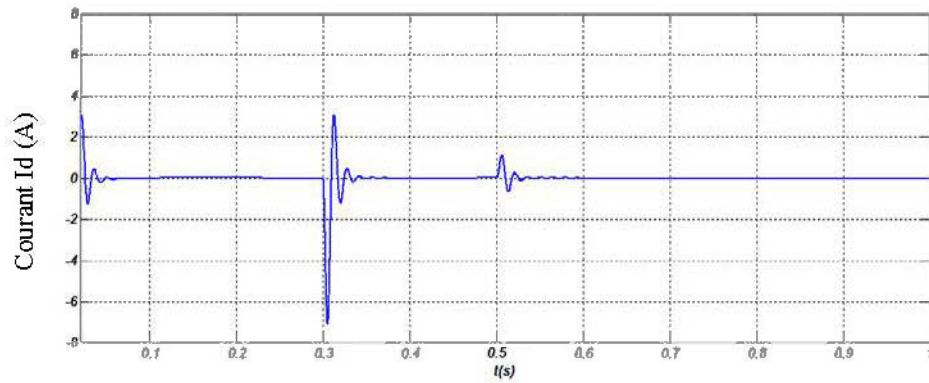


Figure 6-22: Puissance active produite et puissance de référence (w)

Figure 6-23: Courant I_q (A)Figure 6-24: Courant I_d (A)

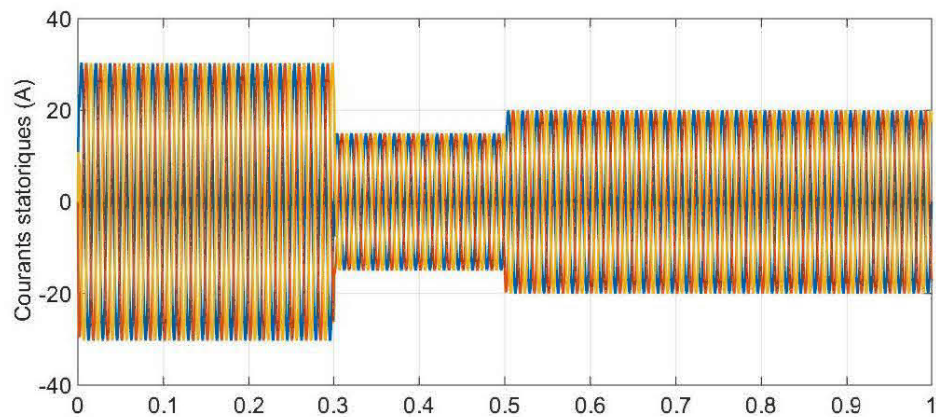


Figure 6-25: courants des trois phases à la sortie de la génératrice (A)

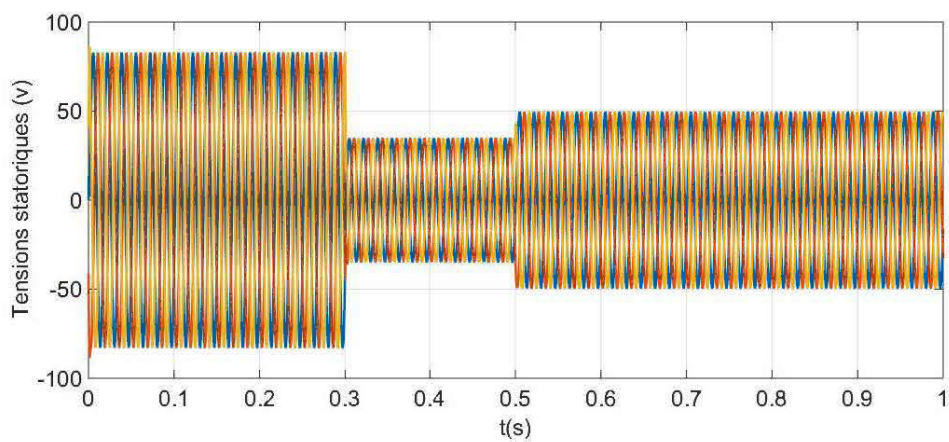


Figure 6-26: Tensions des trois phases à la sortie de la génératrice (V)

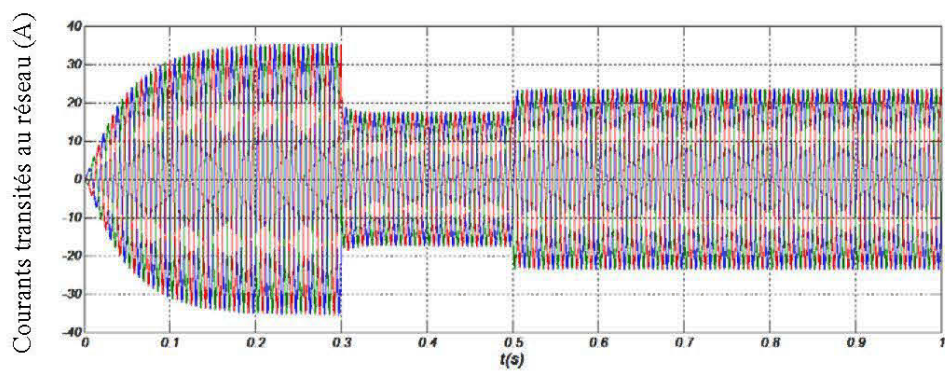


Figure 6-27: Courants transités au réseau (A)

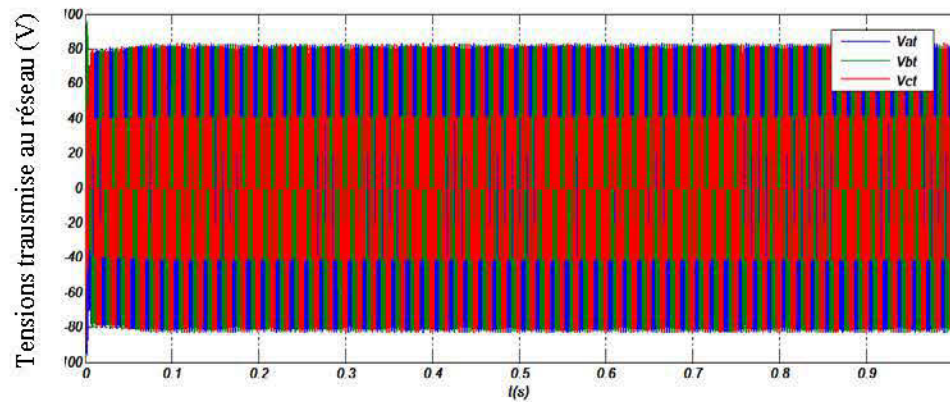


Figure 6-28: Tensions des trois phases (V_{abc}) transmises au réseau (V)

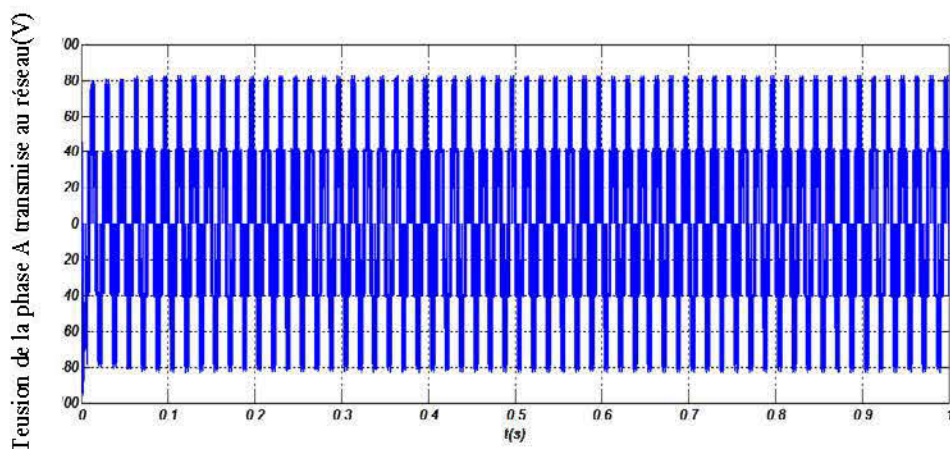


Figure 6-29: Tension de la phase (V_a) transmise au réseau (V)

6.11 Interprétation des résultats

La Figure 6-22, montre les phénomènes de délestage et d'enclenchement partiel des charges, appliqués respectivement aux instants $t = 0,3s$ et $t = 0,5s$. On y observe un suivi de la puissance produite sur la puissance demandée (puissance de référence).

La Figure 6-23, montre que toute la puissance produite est portée par le courant de l'axe q , c'est pour cela que sa variation est semblable à la variation de puissance de référence.

Les courants et les tensions à la sortie de la génératrice, évoluent comme la puissance de référence. Par contre, à la sortie du filtre, la tension transférée au réseau reste constante en amplitude et en fréquence.

6.12 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons assemblé les différentes parties de la chaîne de conversion éolienne allant de la turbine à la charge en passant par le convertisseur électronique. Un contrôle basé sur un correcteur PI permet d'imposer une puissance active de référence constante égale à la valeur nominale ou bien une puissance active qui varie suivant les besoins de l'utilisation. La puissance réactive a été annulée afin d'obtenir un fonctionnement avec un facteur de puissance unitaire. Les résultats de simulation montrent l'intérêt d'une telle commande.

D'après ces figures, nous montrons qu'en définissant une puissance de référence variable selon l'utilisation :

- La puissance produite par le modèle suit parfaitement la puissance de référence.
- Le courant appelé par la charge suit la même loi de variation que la puissance de référence définie.
- La tension à la sortie du convertisseur électronique et transmise au réseau reste constante malgré les variations de la puissance de référence définie.

Conclusion générale

Dans le cadre de la réalisation de ce travail, nous avons choisi de travailler sur la production et conversion de l'énergie éolienne. Pour cela nous avons commencé par un état de l'art sur les différents types des éoliennes de grandes puissances raccordées au réseau et leurs capacités de réglage ainsi que les différentes configurations électriques utilisées dans le domaine de l'énergie éolienne. Parmi les topologies citées, notre choix s'est porté sur l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents à vitesses variables.

Ensuite, un modèle de prédiction de la génératrice synchrone à aimants permanents a été développé, pour étudier le comportement de cette machine, en cas des défauts de court-circuit, de délestage et de l'enclenchement. Le modèle développé est fiable, précis et a été validé par des essais expérimentaux réalisés en laboratoire.

Après avoir déduit les principales caractéristiques aérodynamiques de la turbine, les différentes zones de fonctionnement et les stratégies de contrôle utilisées ont été présentées et détaillées. Les algorithmes de maximisations de puissance ont été validés par des résultats de simulation.

Ensuite, une modélisation des différents éléments de la chaîne éolienne a été faite considérant une structure de conversion d'énergie, constituée de la GSAP (pilotée par le stator), un redresseur contrôlé par MLI, un bus continu, suivi d'un onduleur contrôlé par MLI et un filtre de lissage. Le modèle équivalent de cet ensemble a été développé dans le but d'analyser son comportement dynamique. Compte tenu de la complexité du système étudié, un dispositif de la commande vectorielle de la génératrice synchrone à aimants permanents a été développé. Ce dernier est basé sur des contrôleurs Proportionnelle Intégrale (PI).

Enfin, nous avons abordé le problème lié à la puissance électrique produite par la génératrice grâce à son entraînement par le vent dont la vitesse est aléatoire. Nous avons élaboré des stratégies de commande permettant d'atteindre deux objectifs concernant la puissance active et la puissance réactive

- commande de la puissance active constante
- commande de la puissance variable selon le besoin d'utilisation avec une puissance réactive nulle.
- La tension à la sortie du convertisseur électronique et transmise au réseau reste constante malgré les variations de la puissance de référence définie.

Dans notre étude, nous avons supposé que la vitesse du vent permettait la production d'une puissance électrique à coup sûr. C'est pour cela que nous avons choisi de travailler avec une vitesse du vent comprise entre 8m/s et 12m/s. Mais dans la réalité le vent peut prendre des valeurs plus petites que 8m/s, ce qui pourrait entraîner une insuffisance dans la capacité de production de notre système basé sur la génératrice synchrone à aimants permanents. De même le vent peut prendre des valeurs supérieures à 12m/s, ce qui pourrait détruire le système de production.

Pour prendre en compte les réalités décrites dans le paragraphe précédent il aurait été souhaitable :

- Dans le cas d'un faible de vent ($V_v < 8m/s$) insérer un dispositif de stockage de surplus de production lors des vents moyens, afin de compenser le besoin et assurer la continuité de production d'énergie électrique.
- Dans le cas d'un fort vent ($V_v > 12m/s$) insérer un dispositif d'enclenchement d'arrêt de l'éolienne afin d'éviter son éventuelle destruction.

Ces nouvelles exigences rendraient le système plus complexe à étudier.

Références

- [1] www.mcan.gc.ca/energie/renouvelable-electricite/energie-eolienne/7324
- [2] B. Boukhezzar *“les stratégies de commande pour l’optimisation et régulation de puissance des éoliennes à vitesse variable”* thèse de Doctorat en sciences, Université Paris XI Orsay, 2006.
- [3] *“World Energy Outlook”*, International Energy Agency (IEA), OECD/IEA, 2008.
- [4] Mission Interministérielle de l’Effet de Serre. <http://www.effet-de-serre.gouv.fr>
- [5] Efficacité Énergétique : Panorama Mondial Synopsis. Conseil Mondial de l’Énergie. ADEME
- [6] Agence Nationale Pour la Gestion des Déchets Radioactifs. <http://www.andra.fr/>
- [7] Survey of Energy Resources. <http://www.worldenergy.org>
- [8] Surfouest : Prévisions de Houle. <http://surfouest.free.fr/>
- [9] Stuart Energy Station. http://www.stuartenergy.com/main_our_products.html
- [10] Energies Renouvelables. <http://www.energies-renouvelables.org>
- [11] <http://canwea.ca/fr/marches-eoliens/puissance-installee/>
- [12] MULTON, O. GERGAUD, H. BEN AHMED, X. ROBOAM, S. ASTIER, B. DAKYO, C. NICHITA *“état de l’art dans les aérogénérateurs électriques”* paru mai en 2002.

- [13] B. MULTON, G. ROBIN, O. GERGAUD, H. BEN AHMED “ *Le Génie Électrique dans le vent : état de l’art et recherches dans le domaine de la génération éolienne*” Saint-Nazaire, 5 et 6 juin 2003.
- [14] METATLA SAMIR “*Optimisation et régulation des puissances d’une éolienne à base d’une MADA*” mémoire de magister de école nationale supérieure polytechnique d’Alger, 2009.
- [15] ARMAND BOYETTE “*contrôle commande d’un générateur asynchrone à double alimentation avec un système de stockage pour la production éolienne*” Thèse de doctorat de l’université Henri Poincaré, Nancy, 2006.
- [16] NICOLAS LAVERDURE “*Sur l’intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires*” Thèse de Doctorat d’institut national polytechnique de Grenoble, 2005.
- [17] TIR ZOHEIR “*Contribution à l’Étude d’un Aérogénérateur Asynchrone en Cascade*” mémoire de magister Université Ferhat Abbas de Sétif, 2010.
- [18] <http://www.turbineeolienne.com/couts>
- [19] A. MIRECKI “*Étude comparative de chaînes de conversion d’énergie dédiées à une éolienne de petite puissance*” Thèse de Doctorat, INPT de France, 2005.
- [20] Adam MIRECKI “*Étude comparative de chaînes de conversion d’énergie dédiées à une éolienne de petite puissance*” Institut National Polytechnique de Toulouse France. Thèse de doctorat 5 avril 2005.
- [21] O. Gergaud “*Modélisation énergétique et optimisation économique d’un système de production éolien et photovoltaïque couplé au réseau et associé à un accumulateur*” Thèse. ENS de Cachan. Décembre 2002.

- [22] Nicolas Laverdure. “*L’intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires. Electric power*” Institut National Polytechnique de Grenoble -INPG, 2005. French.
- [23] Armando Fonseca. “*Comparaison de machines a aimants permanents pour la traction de véhicules électriques et hybrides*”. Electric power. Institut National Polytechnique de Grenoble- INPG, 2000. French.
- [24] Ch. ESPANET “*Modélisation et conception optimale de moteurs sans balais à structure inversée, Application au moteur-roue*”, Thèse de Docteur, Université de Franche-Comté, Janvier 1999 France.
- [25] P. Brissonneau “*Les aimants à base de terres rares: très performants mais coûteux*”, Revue de Génie Électrique, N° 4/91, Avril 1991.
- [26] Khaief A “*Nouvelle approche de détection de la position initiale du rotor des moteurs synchrones à aimants permanents*”. Mémoire de mastère de l’école Supérieure des Sciences et Technologies du Tunis. 11Aout 2007.
- [27] B. Robyns, Y. Fu, F. Labrique, H. Buyse “*Commande de moteur synchrone à aimants permanents de faible puissance*” J. Phus III France 1995.
- [28] Chapman, S. J. “*Electric Machinery Fundamentals*”, Third Edition, McGraw-Hill, New York, 1998.
- [29] Kundur, P. “*Power system stability and control*”, McGraw-Hill, Inc., New York, 1993.
- [30] A. Lalami, René Wamkeue “*Unscented Kalman Filter for Nonlinear Maximum Likelihood Estimation of Synchronous Generator Parameters from Saturated Line-Switching Test Data*”. IEEE Trans. Eng Conv, 2012

- [31] R. Wamkeue, C. Jollette, and I. Kamwa, “Advanced model for analysis and on-line assessment of a synchronous generator under line-switching and load-rejection tests,” IEEE Trans. Eng Conv, vol. 25 N^o 3, 2010
- [32] D. GUÉRETTE “Asservissement d’une éolienne à vitesse variable et à pas fixe dans le cadre d’un système de jumelage éolienne-diesel à haute pénétration”. Université du Québec à Rimouski, Novembre 2010.
- [33] M. Aydın, S. Huang, T. A Lipo “Quality and Comparison of Internal and External Rotor Axial Flux Surface-Magnet Disc Machines”, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 53, N^o 3, Juin 2006.
- [34] S Heier, “Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems”, Publications John Wiley & Sons, ISBN 0-471-97143-X, 1998.
- [35] R. AUBRÉE LUNAM. Université, IREENA “Stratégies de commande sans capteur et de recherche de maximum de puissance pour les aérogénérateurs de petite puissance”. 2013
- [36] Federico Milano. “Power System Modelling and Scripting Power Systems”, Springer, 2010.
- [37] TOMMY ANDY THEUBOU TAMEGHE “Modélisation et simulation d’un système de jumelage éolienne alimentant une charge locale” Uqat Août 2012.
- [38] 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, 20 Novembre 2008.

- [39] M. Hand and M. J. Balas. *Non-linear and linear model based controller design for variable-speed wind turbines. In Proceedings of the 3rd ASME/JSME Joint Fluids Engineering Conference*”, July 1999.
- [40] T. Ekelund. *Modling and Linear “Quadratic Optimal Control of Wind Turbines. PhD thesis*”, Chalmers University of Technology, Sweden, April 1997.
- [41] A. Bouscayrol, Ph. Delarue, X. Guillaud “*Power strategies for maximum control structure of a wind energy conversion system with a synchronous machine*”. *Renewable Energy*. 5 March 2005
- [41] Bimal K. Bose, “*Modern Power Electronics and AC Drives*”, Prentice Hall, 2002.
- [42] Arnaud DAVIGNY, “*Participation aux services système de fermes d’éoliennes à vitesse variables intégrant du stockage inertiel*” Université des Sciences Technologie de Lille 11 Décembre 2007
- [43] O. FETHI, École de Technologie Supérieure. Montréal, “*Modélisation et simulation d’une micro turbine raccordée au réseau*” le 21 MAI 2003.
- [44] Babaie Lajimi, S. Asghar Gholamian and M. Shahabi. “*Modeling and Control of a DFIG-Based Wind Turbine During a Grid Voltage Drop. Engineering*”, *Technology & Applied Science Research*. 2011.
- [45] Guofeng Yuan, Jianyun Chai, Yongdong Li. “*Vector control and synchronization of doubly fed induction wind generator system. Power Electronics and Motion Control*” Conference, 2004. IPEMC.
- [46] S. Belakehal, A. Bentounsi, M. Merzoug et H. Benalla “*Modélisation et commande d’une génératrice Synchrones à aimants permanents dédiée à la*

- conversion de l'énergie éolienne*” Revue des Énergies Renouvelables Vol. 13 N°1, 2010
- [48] Yan, Yan, Zhao, Jiabin, Xia, Changliang et Shi, Tingna. “*Direct Torque Control of Matrix Converter-fed PMSM Drives Based on Master and Slave Vectors*” 13-Jan-2014
- [49] W. Hu, G. Xiao, and W.-J. Cai, "Pid controller design based on two-degrees-of freedom direct synthesis Control and Decision" Conference (Chinese), pp. 629-634, May 2011.
- [50] D. Chen and D. E. Seborg, "PIPID controller based on direct synthesis and disturbance refection", Industrial & engineering chemistry research, vol. 41, pp. 4807-4822, 2002.
- [51] Donald E. Kirk, "Optimal Control Theory: An Introduction", Dover Publications, 2004
- [52] C.E.A. Silva, D. S. Oliveira Jr., L.H.S.C. Barreto, R.P.T. Bascopé, “A Novel Three-phase Rectifier with High Power Factor for Wind Energy Conversion Systems, Power Electronics”. Conf., 2009, COBEP 09, pp. 985-992.
- [53] Rodriguez J.L, “Análisis Dinámico y Diseño del Sistema de control de Aeroturbinas de Velocidad Variable con Generador Asíncrono de Doble Alimentación”, Thèse à l’Université Carlos III de Madrid, 2000.
- [54] M. SMAILI “Modélisation et commande aérogénérateur à machine asynchrone à double alimentation en vue de simulation des problèmes de cogénération” Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, Août 2013
- [55] Ekelund T, “Modeling and Linear Quadratic Optimal Control of Wind Turbines”, Thèse Doctorale Chalmers University of Technology, 1997.

- [56] A.ABDELLI “*Optimisation multicritère d’une chaîne éolienne passive*”
Doctorat de l’institut National Polytechnique de Toulouse France, octobre
2007.
- [57] Salma el Aimani, “*Modélisation de différentes technologies d’éoliennes
intégrées dans un réseau de moyenne tension*”, thèse de doctorat de
l’université des sciences et technologies de Lille1 (USTL).
- [58] <http://perso.uclouvain.be/ernest.matagne/ELEC2311/SEM04/S04P15.HTM>

Annexes

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%
% Auteur: Toufik ZIDELMAL
% Date : 05/03/2015
% Programme: Maîtrise en ingénierie à l'UQAT
% Description: Paramètre de la machine synchrone à aimants permanents
%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

%%%%%%%%%=====%%%%%%%%%
clc;
clear all;
close all;

% parameters de la GSAP

Ld = 0.0058;      % inductance sur le repère de Park
Lq = 0.0058;      % inductance sur le repère de Park
Rs = 1.5;         % résistance au stator
phif = 0.314;     % le Flux des aliments permanents
P = 4;           % nombre de pair de pôles
freq = 60;        % fréquence

% Paramètre de la charge résistive

R1 = 30;          % Résistance 1
R2 = 16;          % Résistance 2

% Paramètre de la turbine

ro=1.52;          % Densité de l'air
G=1;             % Gain de multiplicateur de vitesse
R=2.4;           % Rayon des pales
D=2*R;           % Diamètre des pales

```



```

A=pi*(D^2/4);           % Surface balayer par les pales
J=2;                   % Inertie de la turbine
f=0.061;               % Coefficient de frottement

% Coefficient de puissance

c1=0.5;
c2=116;
c3=0.4;
c4=0;
c5=5;
c6=21;

% Paramètre de correcteur a avancé de phase

psi=0.7;
a0=1000;
wn=10;
tau=a0/(wn^2*J);

% Paramètre de correcteur PI

bo=wn^2*J;
b1=((2*bo*psi)/wn)-f-J;

% Paramètre du bus continu
c=2.5e-1;

% paramètre de filtre

Rt=.075;
Lt=.0001;

% paramètre de correcteur PI de commande vectorielle et de contrôle
de puissance active

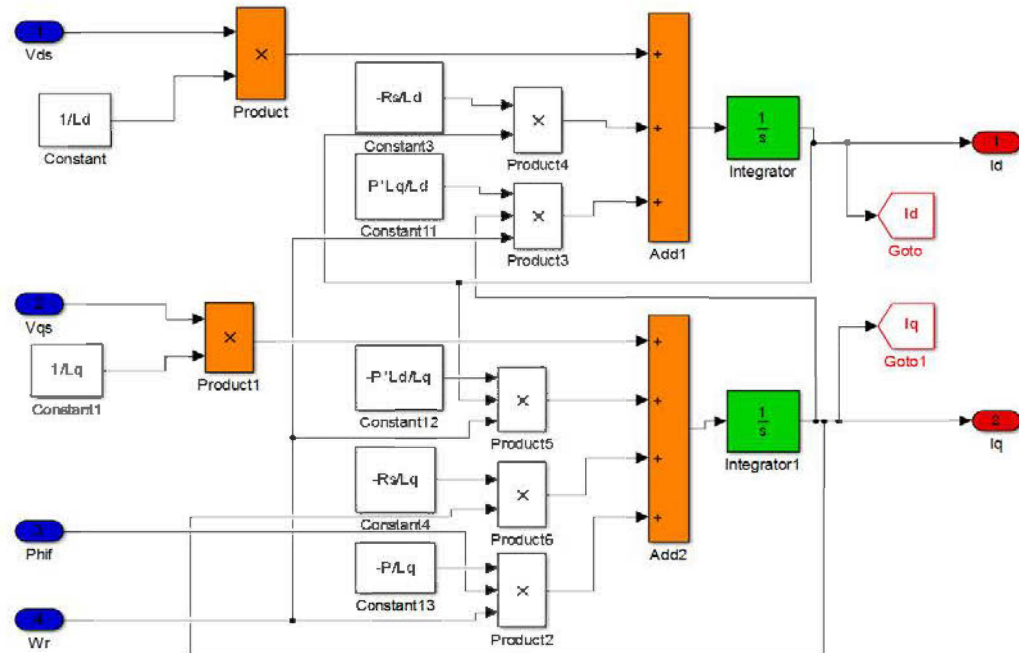
Kp = (2*P^2*phif)/J;
Kid= (2*P^2*phif*Rs)/(J*Ld);
Kiq= (2*P^2*phif*Rs)/(J*Lq);
tf=0.01;

```

$$K_{i2} = 3 \cdot R_t / t_f;$$

$$K_{p2} = 3 \cdot L_t / t_f;$$

Bloc Simulink de la GSAP



Bloc de simulation de l'onduleur

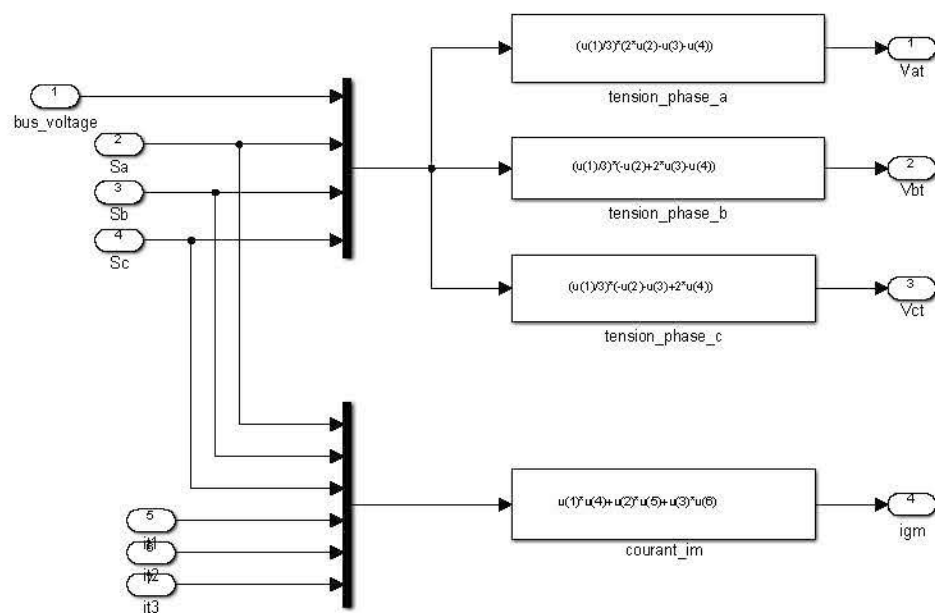


Schéma Simulink de la MLI

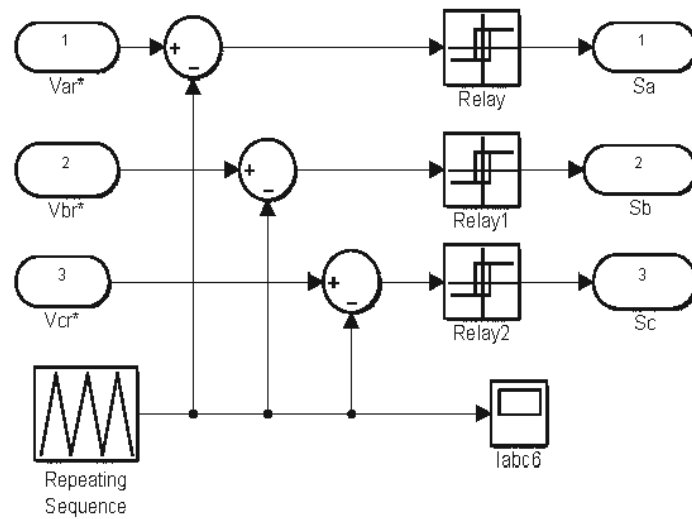


Schéma bloc du bus continu

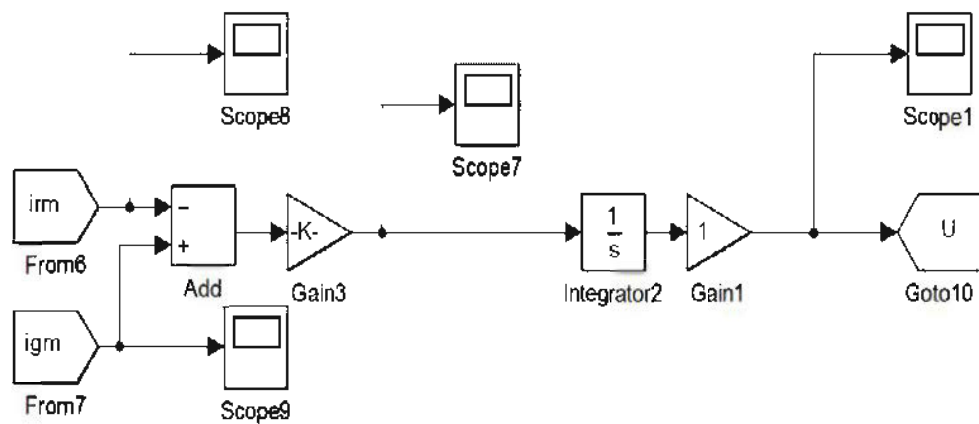
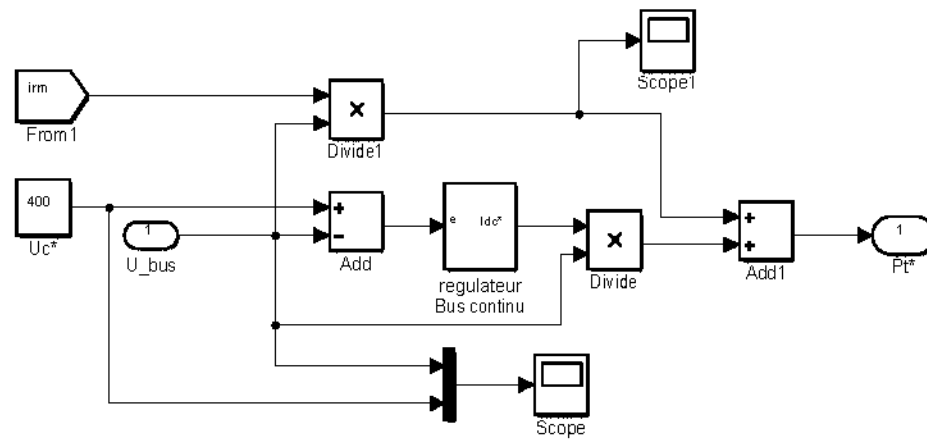


Schéma bloc Simulink de control de tension de bus continu

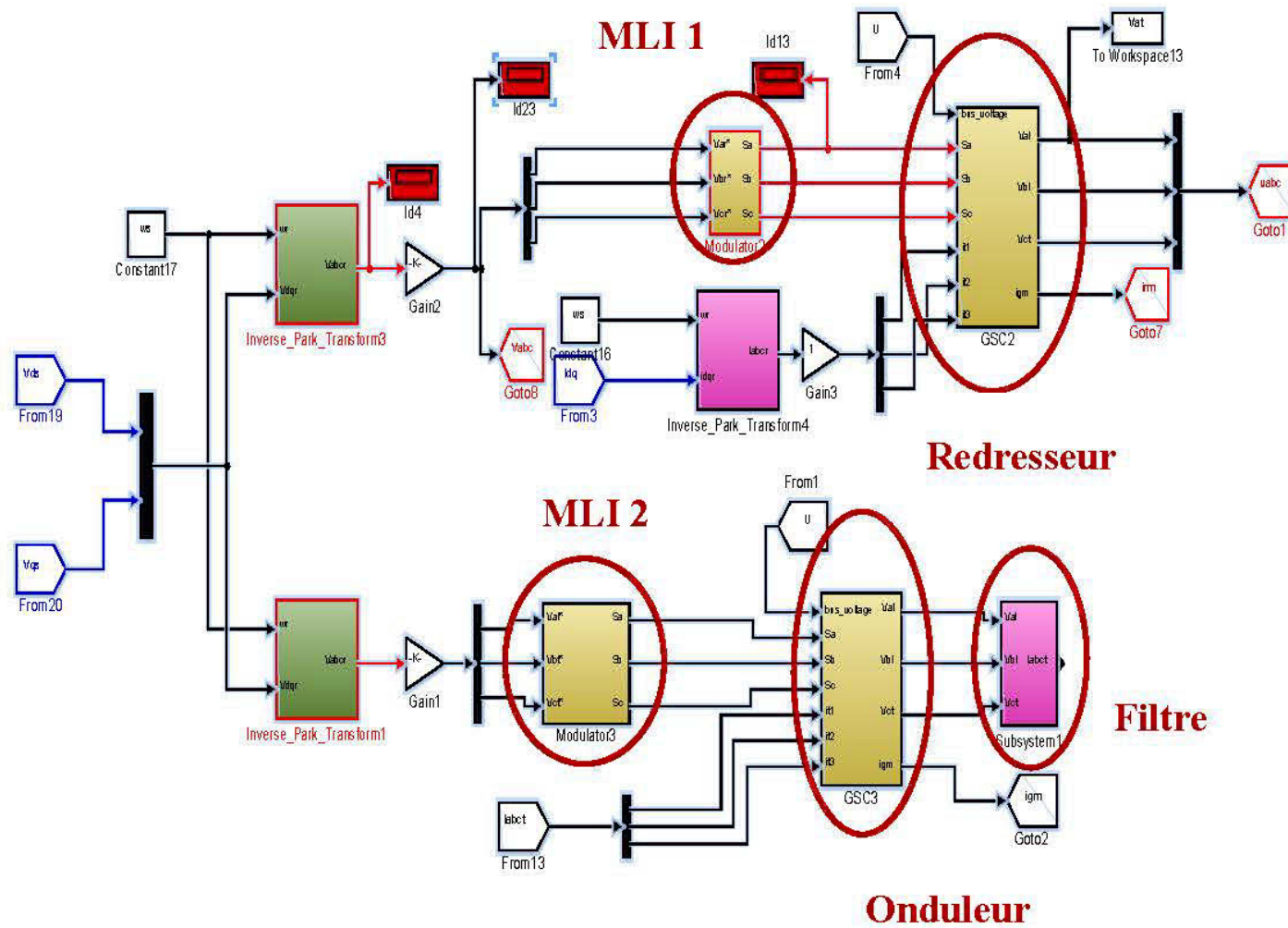


Schéma bloc des convertisseurs de puissance