

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية

الشعبية

**REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE**

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

**Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique**

جامعة الدكتور الطاهر مولاي سعيدة

Université Saida Dr Tahar Moulay –

Faculté des Sciences et de Technologie –

Département d'Electrotechnique et d'Automatique



## MEMOIRE

Mémoire de fin d'études présenté pour l'obtention du Diplôme de MASTER

En : Électrotechnique

Spécialité : Électrotechnique Industrielle

Par : ZERDANI Mohamed

### Sujet

**Commande directe de puissance (DPC) d'une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA): Application à L'énergie Éolienne**

Soutenue publiquement en 29/06/2025 devant le jury composé de :

**DRIF Malika**

**MOHAMMED CHIKOUCHE Tarik**

**HARTANI Kada**

MAA

Professeur

Professeur

Univ. Saida

Univ. Saida

Univ. Saida

Président

Rapporteur

Examineur

Année universitaire 2024/2025

# ***Remerciement***

*Nous tenons tout d'abord à remercier DIEU le ToutPuissant et Miséricordieux, qui m'a Donné la force et la Patience d'accomplirce modestetravail.*

*Jetiens à exprimer mes vifs remerciements à Monsieur**Mohammed Chikouche Tarik**, Professeur à l'Université de SAIDA Dr. Moulay Tahar pour avoir dirigé ce mémoire. Jelui exprime particulièrement tout ma reconnaissance pour m'avoir fait bénéficier de ses compétences scientifiques, ses qualités humaines, ses conseils et sa constante disponibilité.*

*Nous tenons à exprimer notre profonde reconnaissance à tous les membres de jury :*

***Professeur Kada HARTANI et Madame Malika DRIF**, pour avoir accepté d'examiner cetravail.*

*Nous tenons à remercier spécialement **M.Meddah ATALLAH** qui m'a aidé durant la réalisation de ce présent mémoire.*

*Mes vifs remerciements vont à mes parents et ma famille pour leur aide, compréhension, encouragement et soutien, qu'ils m'ont apporté durant toutes ces années d'études.*

*A tout qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ce travail.*

**ZERDANI MOHAMED**

## *Dédicace*

*Je dédie ce modeste travail*

*aux être qui me sont les plus chers.*

*A mes chers parents qui m'ont toujours encouragé symbole de*

*tendresse pour leur sacrifice estimable ~que dieu garde ~.*

*A ma femme et mes enfants moayed et ilieset ma petite fille Loudjaine*

*A ma famille et à tous mes amis*

## Résumé

Dans ce travail, nous présentons une étude de la commande directe de la puissance d'une génératrice asynchrone à double alimentation, qui peut être insérée dans le système éolien. L'objectif de cette étude est de contrôler directement la puissance active et réactive par la technique contrôle direct de puissance (DPC), et nous avons extrait les résultats de simulation à l'aide du programme MATLAB/Simulink, qui a montré une bonne et excellente efficacité pour le contrôle de la puissance du générateur et le découplage entre les axes  $d - q$ .

**Mots clés:** Énergie éolienne ; GADA ; Commande Vectorielle ; Contrôle Direct de la Puissance ; Turbine éolienne à deux masses ; Convertisseur d'électronique de puissance

## Abstract

In this work, we present a study of the power control of a double-fed asynchronous generator, which can be inserted in the wind system. The objective of this study is to directly control the active and reactive power by the direct power control (DPC) technique, and we extracted the simulation results using the MATLAB/Simulink program, which showed good and excellent efficiency for generator power control and a decoupling between  $d - q$  axes.

**Key words:** Wind power; DFIG; Vector Command; Direct Power Control; Tow mass wind turbine; power electronic convertor.

## ملخص

في هذا العمل، نقدم دراسة للتحكم في الطاقة لمولد غير متزامن مزدوج التغذية، والذي يمكن إدخاله في نظام الرياح. الهدف من هذه الدراسة هو التحكم المباشر في القدرة النشطة والمتفاعلة بواسطة تقنية التحكم المباشر في القدرة DPC. نتائج المحاكاة باستخدام برنامج MATLAB/Simulink أظهرت كفاءة جيدة وممتازة للتحكم في الطاقة للمولد وفصل المحاور  $dq$ .  
**كلمات مفتاحية:** طاقة الرياح، النمذجة، مولد غير متزامن ثنائي التغذية، التحكم المباشر في الطاقة بين محاور  $dq$ . نمذجة الجزء الميكانيكي للعنفة والكهربائي للمولدة ثنائية التغذية

# Table des Matières

Remerciement.....	.....
Dédicace.....	.....
Résumé.....	.....
<b>Notion et symboles.....</b>	<b>.....i</b>
Liste de figure.....	.....v
Tables des matières.....	.....ix
Introduction générale.....	.....1
<b>Chapitre I : Etat d’art sur le système de conversion de l’énergie éolienne</b>	
I.1.Introduction.....	.....3
I.2.Définition de l’énergie éolienne.....	.....2
I.3.Historique.....	.....3
I.4.Dernières statistiques de la capacité mondiale installée de l’énergie éolienne.....	.....4
I.5.Avantage et inconvénients de l’énergie éolienne.....	.....5
I.6. Principe de fonctionnement d’une éolienne.....	.....5
I.7.Différents axes dans le système éolien.....	..... 6
I.7.1.Eolienne à axe verticale.....	.....6
I.7.2.Eolienne à axe horizontal.....	.....9
I.8.Clasement des éoliennes.....	.....11
I.8.1.Eolienne à vitesse fixe.....	.....11
I.8.2.Eolienne à vitesse variable .....	.....12
I.9.Différentes types des machines utilisées dans la conversion d’énergie éolienne.....	.....12
I.9.1.Machines synchrone.....	.....13
I.9.2.Machine Asynchrone.....	.....13
I.10.Conclusion.....	.....16
<b>Chapitre II : Modélisation et contrôle de la partie mécanique(turbine)</b>	
II.1 Introduction.....	.....16
II.2.Conversion d’énergie cinétique du vent en énergie électrique.....	.....16
II.3.Conversion d’une éolienne à axe horizontal.....	.....17
II.4.Modélisation du la turbine éolienne.....	.....19
II.4.1.Model du vent.....	.....19
II.4.2.puissance aérodynamique .....	.....21
II.4.3.Dispositif d’entraînement .....	.....22
II.5.Contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable.....	.....23
II.5.1.Objectifs du contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable.....	.....23
II.5.2.Conception de la stratégie de contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable.....	.....25

II.5.3.Caractéristiques de puissance et de couple aérodynamique de la turbine .....	25
II.6.Contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable en dessous de la puissance nominale.....	26
II.6.1.Contrôle direct en vitesse.....	28
II.6.2.Contrôle direct en vitesse par contrôleur Proportionnel-Intégral.....	30
II.7.Résultats de simulation de contrôle de la turbine éolienne à deux masses et interprétation.....	31
II.8.Conclusion.....	31

### **Chapitre III :Modélisation et commande de la partie électrique (GADA)**

III.1.Introduction .....	32
III.2.Description et modélisation de la GADA connectée au réseau électrique équilibré.....	32
III.2.1.Description de la GADA.....	32
III.3.Modélisation de la machine asynchrone double alimentation.....	35
III.4.Transformation de Park.....	38
III.4.1.Définition.....	38
III.4.2.Choix de référentiel de park.....	39
III.4.3.Model diphasé de la MADA.....	40
III.5.Redresseur à MLI (à deux niveaux et trois bras).....	42
III.5.1.Structure et principe de fonctionnement.....	42
III.5.2.Représentation du redresseur à MLI dans le système triphasé .....	42
III.6.Onduleur à MLI (à deux niveaux et trois bras).....	45
III.6.1. Structure et principe de fonctionnement.....	45
III.6.2.Représentation du l'onduleur de tension dans le système triphasé.....	46
III.7.commande vectorielle.....	47
III.7.1.Principe de la commande vectorielle.....	48
III.7.2.Synthèse de la commande de flux orienté de la GADA.....	49
III.7.3.Model simplifié de la GADA avec orientation du flux statorique .....	51
III.7.4.Mise en évidence des termes de couplage.....	53
III.7.4.Réglage des puissance statorique de la GADA.....	53
III.8.Réglage des puissances statorique par la commande vectorielle.....	53
III.9.Schéma bloc en boucle ouverte.....	53
III.9.1.Schéma bloc de la régulation .....	54
III.9.2.Synthèse des correcteurs.....	55
III.9.3.Schéma bloc de régulation des puissance statorique de la GADA.....	56
III.9.4.simulation de la méthode directe(de la commande vectoriel direct).....	57
III.9.5.Réglage des puissances statoriques par la commande vectorielle indirecte .....	59
III.10.Synthèse des correcteurs.....	62
III.10.1.Schéma bloc du contrôle indirect de la GADA sans boucle de puissance.....	63
III.10.2.Réglage indirect avec boucle de régulation.....	64

III.10.3.Schéma bloc de la régulation.....	64
III.10.4.Synthèse du correcteur PI pour le contrôle des puissances.....	65
III.10.5.Simulation de la méthode indirecte.....	67
III .11.conclusion .....	71
<b>Chapitre IV :Commande directe de puissance DPC du système Eolien</b>	
IV.1.Introduction.....	72
IV.2.Principe général de la commande DPC.....	72
IV.3.DPC appliquée au convertisseur côté réseau.....	74
IV.3.1.Principe.....	74
IV.3.2.Estimation de la tension du réseau .....	74
IV.3.3.Expression des puissances instantanée.....	75
IV.3.4.Position angulaire du vecteur de tension.....	75
IV.3.5.Régulateur à hystérésis .....	76
IV.3.6.Table de commutation.....	77
IV.3.7.Régulateur de la tension du bus continu.....	77
IV.3.8.Résultat de simulation.....	78
IV.4.Contrôle direct de puissance du redresseur triphasé à MLI en utilisant une nouvelle table de commutation.....	80
IV.4.1.Principe de la commande direct de puissance .....	80
IV.4.2.Sélection de vecteur dans la nouvelle table de commutation .....	81
IV.4.3.Résultats de simulation.....	85
IV.5.Commande New DPC de la GADA.....	87
IV.5.1.Test robustesse de la commande New DPC de la GADA.....	88
IV.5.1.a .Résultats de simulation .....	88
IV.5.1.b. Interprétation de résultats.....	90
IV.6.Conclusion.....	91
Conclusion général.....	92
Annexe.....	94
Bibliographie.....	96





<b>Chapitre I : Etat d'art sur le système des conversions de l'énergie éolienne</b>	
<b>Figure I.1:</b> Principe de la conversion de l'énergie éolienne.	1
<b>Figure I.2:</b> Statistiques de la capacité mondiale de l'énergie éolienne.	3
<b>Figure I.3 :</b> Conversion de l'énergie cinétique du vent	8
<b>Figure I.4 :</b> Éolienne de Savonius.	5
<b>Figure I.5 :</b> Éolienne de Darrieus.	7
<b>Figure I.6 :</b> Rotor type-H	7
<b>Figure I.7 :</b> éoliennes horizontales	9
<b>Figure I.8 :</b> Turbines éoliennes en amont et en aval.	9
<b>Figure I.9 :</b> Eolienne à vitesse fixe	10
<b>Figure I.10 :</b> Eolienne fonctionnant à vitesse variable	10
<b>Chapitre II : Modélisation et contrôle de la partie mécanique(turbine)</b>	
<b>Figure II.1:</b> Schéma fonctionnel d'un système de conversion d'énergie éolienne.	16
<b>Figure II. 2 :</b> Déplacement du vent.	17
<b>Figure II. 3 :</b> Principaux composants d'une éolienne à axe horizontal	18
<b>Figure II.4 :</b> Profil de la vitesse du vent en utilisant le modèle aléatoire	19
<b>Figure II. 5 :</b> Profil de la vitesse du vent en utilisant le modèle de FAST d'intensité $I=14\%$ .	20
<b>Figure II.7 :</b> Schéma du modèle de la turbine éolienne à deux masses.	22
<b>Figure II. 8 :</b> Zones de fonctionnement d'un système éolien à vitesse variable.	24
<b>Figure II. 9:</b> Courbes typiques de la puissance aérodynamique d'une éolienne en fonction de la vitesse de rotation de la génératrice pour différentes vitesses du vent.	25
<b>Figure II. 10 :</b> Courbes typiques du couple aérodynamique d'une éolienne en fonction de la vitesse de rotation de la génératrice sous différentes vitesses de vent.	26
<b>Figure II.11 :</b> Schéma bloc de calcul de la vitesse de référence de la génératrice ( $\omega_g^*$ )	28
<b>Figure II.12 :</b> Schéma bloc de régulation de la vitesse de la génératrice.	28
<b>Figure II. 13 :</b> Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite par le contrôle direct en vitesse en utilisant le contrôleur PI classique	29
<b>Figure II-14 :</b> Résultats de Contrôle direct en vitesse par contrôleur PI	30
<b>Chapitre III :Modélisation et commande de la partie électrique(GADA)</b>	
<b>Figure III.1 :</b> Structure d'un système de conversion d'énergie éolienne basé sur la GADA.	33
<b>Figure III.2 :</b> Représentation électrique des enroulements d'une machine asynchrone triphasée.	33
<b>Figure III.3 :</b> Repérage angulaire du système d'axes $(d,q)$ associé au stator de la MAS.	36
<b>Figure III.4 :</b> Repérage angulaire du système d'axes $(d,q)$ associé au rotor de la MAS.	37
<b>Figure III. 5:</b> Structure du redresseur à MLI	41

<b>Figure III. 6:</b> Structure d'onduleur triphasé à MLI	44
<b>Figure III.7:</b> Schéma de principe du découplage de la GADA par analogie avec la MCC.	46
<b>Figure III.8 :</b> Orientation du flux statorique.	47
<b>Figure III.9 :</b> Modèle simplifié des courants rotoriques de la GADA.	48
<b>Figure III.10 :</b> Modèle simplifié des puissances statoriques de la GADA	49
<b>Figure III.11 :</b> Modèle réduit des puissances statoriques de la GADA.	50
<b>Figure III.12 :</b> Modèle réduit des puissances statoriques de la GADA.	53
<b>Figure III.13 :</b> Contrôle des puissances statoriques de la GADA.	53
<b>Figure III.14 :</b> Boucle de régulation de la puissance $Q_s$ après découplage	54
<b>Figure III.15 :</b> Boucle de régulation de la puissance $P_s$ après découplage	54
<b>Figure III.16 :</b> Système de régulation par un correcteur PI	55
<b>Figure III.17 :</b> Schéma bloc de la commande vectorielle directe de réglage des puissances statoriques de la GADA.	57
<b>Figure III.18 :</b> Profil de trajectoire de la puissance active de référence $P_s^*$	58
<b>Figure III.19 :</b> Profil de trajectoire de la puissance réactive de référence $Q_s^*$	58
<b>Figure III. 20:</b> Résultats de simulation de commande vectorielle directe de la GADA en utilisant le contrôleur PI, avec onduleur	59
<b>Figure III.21 :</b> Modèle simplifié des courants rotoriques de la GADA.	60
<b>Figure III.22 :</b> Découplage par addition des termes de compensation.	61
<b>Figure III.23 :</b> Schéma bloc de la régulation des puissances statoriques de la GADA.	62
<b>Figure III.24 :</b> Découplage par addition des termes de compensation.	62
<b>Figure III.25 :</b> Boucle de régulation du courant $i_{rq}$ après découplage.	62
<b>Figure III.26 :</b> Boucle de régulation du courant $i_{rd}$ après découplage.	63
<b>Figure III.27 :</b> Schéma bloc de régulation du courant $i_{rd}$	63
<b>Figure III.28 :</b> Schéma bloc de régulation du courant $i_{rq}$ .	64
<b>Figure III.29 :</b> S Schéma bloc de la commande vectorielle indirecte de la GADA sans boucle de régulation.	65
<b>Figure III.30 :</b> Schéma bloc de réglage indirect avec boucle de régulation.	66
<b>Figure III.31:</b> Boucle de régulation de la puissance $P_s$ après découplage.	67
<b>Figure III.32 :</b> Boucle de régulation de la puissance $Q_s$ après découplage.	67
<b>Figure III.33 :</b> Schéma bloc de la commande vectorielle indirecte de la GADA avec boucle de régulation.	69
<b>Figure III. 34 :</b> Résultats de simulation de commande vectorielle indirecte de la GADA sans	70

boucle de régulation en utilisant le contrôleur PI, avec onduleur.	
<b>Figure III. 35:</b> Résultats de simulation de commande vectorielle indirecte de la GADA avec boucle de régulation en utilisant le contrôleur PI, avec onduleur	71
<b>Chapitre IV :Commande direct de puissance DPC de système Eolienne</b>	
<b>Figure IV. 1:</b> Schéma de la Commande DPC côté réseau	73
<b>Figure IV. 2:</b> Représentation des secteurs	74
<b>Figure IV. 3:</b> Schéma de la régulation de la tension du bus continu	74
<b>Figure IV. 4:</b> Résultats de simulation DPC_C	82
<b>Figure IV. 5:</b> Structure proposée pour le contrôle DPC du redresseur à MLI.	83
<b>Figure IV. 6</b> Variation de la puissance active et réactive pour divers vecteurs de tension du redresseur	84
<b>Figure IV. 7 :</b> Résultats de simulation NewDPC	86
<b>Figure IV. 8:</b> Schéma global du système éolien avec commande DPC	87
<b>Figure IV. 9 :</b> Résultats de simulation NewDPC test robustesse de la GADA	88

# Table des notations et des symboles

## I. Grandeurs et paramètres mécaniques de la turbine éolienne :

### a) Grandeurs mécaniques de la turbine éolienne :

$E_v$	(J)	Energie cinétique du vent,
$m$	(kg)	Masse de l'air,
$V$	(m.s <sup>-1</sup> )	Vitesse du vent,
$A_0$	(m.s <sup>-1</sup> )	Valeur moyenne du vent,
$A_i$	(m.s <sup>-1</sup> )	Amplitude de chaque turbulence,
$V_n$	(m.s <sup>-1</sup> )	Vitesse du vent nominale,
$V_{\min}$	(m.s <sup>-1</sup> )	Vitesse du vent minimale,
$V_{\max}$	(m.s <sup>-1</sup> )	Vitesse du vent maximale,
$V_1$	(m.s <sup>-1</sup> )	Vitesse du vent en amont,
$V_2$	(m.s <sup>-1</sup> )	Vitesse du vent en aval,
$\rho$	(Kg.m <sup>-3</sup> )	Densité de l'air (approximativement 1,225 kg.m <sup>-3</sup> à la Pression atmosphérique normale et à 15°C),
$S$	(m <sup>2</sup> )	Surface balayée du rotor,
$P_v$	(W)	Puissance de sortie du vent d'une turbine idéale,
$P_n$	(W)	Puissance nominale,
$P_{ele}$	(W)	Puissance électrique
$P_{aer}$	(W)	Puissance aérodynamique,
$T_{aer}$	(N.m)	Couple aérodynamique,
$T_{aer,opt}$	(N.m)	Couple aérodynamique optimal,
$T_{ls}$	((N.m))	Couple mécanique sur l'arbre lent,
$T_{ls,opt}$	(N.m)	Couple mécanique sur l'arbre lent optimal,
$\omega_t$	(rd.s <sup>-1</sup> )	Vitesse de rotation de la turbine,
$\omega_{t,opt}$	(rd.s <sup>-1</sup> )	Vitesse de rotation de la turbine optimale,
$\omega_{ls}$	(rd.s <sup>-1</sup> )	Vitesse de l'arbre lent,
$C_p$	(-)	Coefficient de puissance,
$C_{p,max}$	(-)	Coefficient de puissance maximal,
$\lambda$	(-)	Vitesse relative de la turbine,

$\lambda_{opt}$	(-)	Vitesse relative de la turbine optimale,
$\beta$	(°)	Angle d'orientation des pales,
$R$	(m)	Rayon des pales,
$\theta_t$	(rd)	Position angulaire de la turbine,
$\theta_{ls}$	(rd)	Position angulaire de l'arbre lent,
$n_g$	(-)	Gain de multiplicateur de vitesse,

**b) Paramètres mécaniques de la turbine éolienne en (SI) :**

$J_t$	(Kg.m <sup>2</sup> )	Inertie du rotor de la turbine,
$f_t$	(N.m/rd/s)	Coefficient de frottements visqueux du rotor de la turbine,
$B_{ls}$	(N.m/rd)	Coefficient de torsion de l'arbre lent,
$K_{ls}$	(N.m/rd/s)	Coefficient de frottements visqueux internes de l'arbre lent,

**II. Grandeurs et paramètres mécaniques de la génératrice :**

**a) Grandeurs mécaniques de la génératrice :**

$T_{hs}$	(N.m)	Couple de l'arbre rapide,
$T_{hs,opt}$	(N.m)	Couple de l'arbre rapide optimal,
$T_{em}$	(N.m)	Couple électromagnétique,
$\omega_g$	(rd.s <sup>-1</sup> )	Vitesse de rotation de la génératrice,
$\omega_s$	(rd.s <sup>-1</sup> )	Vitesse de synchronisme,
$\theta_s$	(rd)	Position angulaire du stator de la génératrice,
$\theta_t$	(rd)	Position angulaire du rotor de la génératrice,
$\theta_g$	(rd)	Position angulaire de la génératrice,
$p$	(-)	Nombre de paires de pôles,
$g$	(-)	Glissement,

**b) Paramètres mécaniques de la génératrice en (SI) :**

$J_g$	(Kg. m <sup>2</sup> )	Inertie du rotor de la génératrice,
$f_g$	(Nm/rd/s)	Coefficient de frottements visqueux de la génératrice,

**III. Grandeurs et paramètres électrique de la génératrice :**

**a) Grandeurs électrique au Stator en (SI)**

$v_{sa}, v_{sb}, v_{sc},$	(V)	Tensions statoriques triphasées,
$V_{abc,s},$	(V)	Vecteur des tensions statoriques triphasées,
$v_{sd}, v_{sq},$	(V)	Tensions statoriques diphasées dans le repère $(d, q)$ ,

$V_{sdq}$	(V)	Vecteur des tensions statoriques diphasées dans le repère $(d, q)$ ,
$i_{sa}, i_{sb}, i_{sc}$ ,	(A)	Courants statoriques triphasés,
$I_{abc,s}$ ,	(A)	Vecteur des courants statoriques triphasés,
$i_{sd}, i_{sq}$ ,	(V)	Courants statoriques diphasées dans le repère $(d, q)$ ,
$I_{sdq}$ ,	(V)	Vecteur des Courants statoriques diphasées dans le repère $(d, q)$ ,

**b) Grandeurs électrique au Rotor en (SI)**

$v_{ra}, v_{rb}, v_{rc}$ ,	(V)	Tensions rotoriques triphasées,
$V_{abc,r}$ ,	(V)	Vecteur des tensions rotoriques triphasées,
$v_{rd}, v_{rq}$ ,	(V)	Tensions rotoriques diphasées dans le repère $(d, q)$ ,
$V_{rdq}$ ,	(V)	Vecteur des tensions rotorique diphasées dans le repère $(d, q)$ ,
$i_{ra}, i_{rb}, i_{rc}$ ,	(A)	Courants rotoriques triphasés,
$I_{abc,r}$ ,	(A)	Vecteur des courants rotoriques triphasés,
$i_{rd}, i_{rq}$ ,	(V)	Courants rotoriques diphasées dans le repère $(d, q)$ ,
$I_{rdq}$ ,	(V)	Vecteur des courants rotoriques diphasées dans le repère $(d, q)$

**c) Grandeurs magnétique au Stator en (SI)**

$\phi_{as}, \phi_{bs}, \phi_{cs}$ ,	(Wb)	Flux magnétiques au stator,
$\Phi_{abc,s}$ ,	(Wb)	Vecteur de flux magnétiques au stator,
$\phi_{sd}, \phi_{sq}$ ,	(Wb)	Flux statoriques diphasés dans le repère tournant $(d, q)$ ,

**d) Grandeurs magnétique au Rotor en (SI)**

$\phi_{ar}, \phi_{br}, \phi_{cr}$ ,	(Wb)	Flux magnétiques au rotor,
$\Phi_{abc,r}$ ,	(Wb)	Vecteur de flux magnétiques au rotor,
$\phi_{rd}, \phi_{rq}$ ,	(Wb)	Flux rotoriques diphasés dans le repère tournant $(d, q)$ ,

**f) Paramètres électrique de génératrice en (SI)**

$R_s$ ,	( $\Omega$ )	Résistances statorique par phase,
$R_r$ ,	( $\Omega$ )	Résistances rotorique par phase,
$L_s$ ,	(H)	Inductance cyclique statorique,
$L_r$ ,	(H)	Inductance cyclique rotorique,
$L_m$ ,	(H)	Inductance cyclique mutuelle (entre stator et rotor),
$\sigma$	(-)	Coefficient de dispersion : $\sigma = 1 - L_m^2 / (L_s L_r)$ ,

$T_{r,f}$	(s)	Constante de temps du convertisseur coté réseau,
$T_r$	(s)	Constante de temps rotorique,

#### IV. Grandeurs et paramètres du CCR :

##### a) Grandeurs du CCR :

$v_{la}, v_{lb}, v_{lc}$	(V)	Tensions d'alimentation du CCR,
$V_{abc,l}$	(V)	Vecteur des tensions d'alimentation triphasées du CCR,
$i_{la}, i_{lb}, i_{lc}$	(A)	Courants absorbée par le CCR,
$I_{abc,l}$	(A)	Vecteur des courants absorbés par le CCR,
$v_{fa}, v_{fb}, v_{fc}$	(V)	Tensions triphasées d'entées du redresseur,
$V_{abc,f}$	(V)	Vecteur des tensions d'alimentation triphasées du CCR,
$S_a, S_b, S_c$	(-)	Etats des interrupteurs du redresseur dans le repère (a, b, c),
$V_{dc}$	(V)	Tension de la sortie du redresseur (Bus continu),
$i_{dc}$	(A)	Courants de la sortie du redresseur (Bus continu),
$i_c$	(A)	Courants du condensateur,
$i_{ch}$	(A)	Courants de charge,

##### b) Paramètres du CCR :

$R_f$	( $\Omega$ )	Résistance de la ligne de connexion,
$L_f$	(H)	Inductance de la ligne de connexion,
$R_{ch}$	( $\Omega$ )	Résistance de charge,
$C$	(H)	Capacité de condensateur,

#### V. Grandeurs et paramètres du CCM :

##### a) Grandeurs du CCM :

$v_{ond,a}, v_{ond,b}, v_{ond,c}$	(V)	Tensions délivrées par l'onduleur,
$V_{abc,ond}$	(V)	Vecteur des tensions délivrées par l'onduleur,
$i_{ond,a}, i_{ond,b}, i_{ond,c}$	(A)	Courants délivrés par l'onduleur,
$I_{abc,ond}$	(V)	Vecteur des courants délivrés par l'onduleur,
$F_a, F_b, F_c$	(-)	Etats des interrupteurs de l'onduleur dans le repère (a, b, c),

##### b) Paramètres du CCM :

$R_l$	( $\Omega$ )	Résistance de filtre,
$L_l$	(H)	Inductance de filtre,

#### VI. Repère :

$\vec{S}_a, \vec{S}_b, \vec{S}_c$	Axes liés aux enroulements triphasés statoriques,
$\vec{R}_a, \vec{R}_b, \vec{R}_c$	Axes liés aux enroulements triphasés rotoriques,
$S_d, S_q$	Axes liés aux enroulements biphasés statoriques,
$R_d, R_q$	Axes liés aux enroulements biphasés rotoriques,
$(d, q)$	Axes de référentiel de Park (tournant à la vitesse de synchronisme),
$(\alpha, \beta)$	Axes de référentiel de Concordia (fixe au stator),
$\theta$ (rd)	Position angulaire du rotor par rapport au stator,
$\theta_s$ (rd)	Position angulaire du stator par rapport à l'axe $(d)$ ,
$\theta_r$ (rd)	Position angulaire du rotor par rapport à l'axe $(d)$ ,

### VII. Transformation :

$s$	Opérateur de LAPLACE,
$P$	Transformation de PARK $X_{abc} \rightarrow X_{dq}$ ,
$C$	Transformation de Concordia $X_{abc} \rightarrow X_{dq}$ ,

### III. Grandeurs de commande :

$\omega_g$	(rd.s <sup>-1</sup> )	Vitesse de rotation de la génératrice de référence,
$\theta_g$	(rd)	Position angulaire de la génératrice de référence,
$T_{em}$	(N.m)	Couple électromagnétique de référence,
$T_{hs}$	(N.m)	Couple de l'arbre rapide de référence,
$v_{sd}$	(V)	Tension statoriques directe de référence,
$v_{sq}$	(V)	Tension statoriques en quadratures de référence,
$i_{rd}$	(A)	Courant rotorique direct de référence,
$i_{rq}$	(A)	Courant rotorique en quadrature de référence,
$P_s$	(MW)	Puissance active de référence du stator de la GADA,
$Q_s$	(MVar)	Puissance réactive de référence du stator de la GADA,
$P_f$	(MW)	Puissance active de référence du CCR,
$Q_f$	(MVar)	Puissance réactive de référence du CCR,

### IX. Nomenclature :

En Français	Nomenclature :
MAS	Machine Asynchrone,
GACE	Génératrice Asynchrone à Cage d'Ecureuil,



GARB	Génératrice Asynchrone à Rotor Bobiné,
GADA	Génératrice Asynchrone à Double Alimentation,
MADA	Machine Asynchrone à Double Alimentation,
GSAP	Génératrice Synchrone à Aimant Permanents,
GSRB	Génératrice Synchrone à Rotor Bobiné,
CCM	Convertisseur Côte Machine,
CCR	Convertisseur Côte Réseau,
CM	Côte Machine,
CR	Côte Réseau,
MLI	Modulation de Largeur d'Impulsion,
PI	Proportionnel-Intégral,
<b>En Anglais</b>	
AC	Alternative Current,
DC	Direct Current,
GTO	GateTurn-Off Thyristor,
IGBT	Insulated-GateBipolar Transistor,
PWM	Pulse Width Modulation
FACTS	Flexible Alternatif Curent Transmission System,
MPPT	Maximum Power Point Tracking,
FAST	Fatigue, Aerodynamic, Structures, and Turbulence,
DPC	Direct Power Control,

# Introduction générale

## Introduction Générale

Laproduction d'énergie électrique revêt une importance capitale, et il est primordial de trouver des solutions pour en produire davantage, de manière plus propre et plus durable. La consommation d'énergie a considérablement augmenté au cours du siècle dernier, en raison de l'industrialisation massive. Les prévisions concernant les besoins énergétiques pour les années à venir ne font que confirmer, voire accentuer, cette tendance, notamment compte tenu de l'évolution démographique et du développement de certaines zones géographiques.

D'une part, les gisements des ressources énergétiques traditionnelles, principalement d'origine fossile, ne peuvent être exploités que pour quelques décennies, ce qui laisse présager une situation de pénurie énergétique imminente à l'échelle mondiale. Pour répondre aux besoins énergétiques de la société actuelle, il est donc nécessaire de mettre en place des solutions adaptées et diversifiées. Actuellement, deux approches principales peuvent être envisagées :

1. Réduire la consommation des équipements et augmenter la productivité des centrales énergétiques, en améliorant leur efficacité.
2. Rechercher et développer de nouvelles sources d'énergie.

C'est dans ce contexte que s'inscrit notre étude, qui porte sur l'une des énergies renouvelables en plein développement actuellement : l'énergie éolienne, laquelle occupe une place particulière. En effet, cette source d'énergie est appelée à se développer fortement dans de nombreuses régions. Toutefois, sa grande variabilité, due aux fluctuations de la vitesse du vent, peut affecter de manière significative la qualité de la tension et du courant injecté dans le réseau. Une grande partie des éoliennes installées aujourd'hui sont équipées de machines asynchrones à double alimentation (GADA). Ce type de génératrice permet une production d'électricité à vitesse variable, ce qui permet de mieux exploiter les ressources éoliennes dans différentes conditions de vent. De plus, si ces éoliennes peuvent fournir des services système au réseau, tels que la fourniture de puissance réactive pour la correction du facteur de puissance, ou encore l'amélioration de la qualité de l'énergie par le filtrage des harmoniques de courant, leur intégration dans le réseau sera certainement facilitée. C'est donc dans ce cadre que nous allons développer notre étude, qui porte sur la Commande DPC d'une Machine Asynchrone à Double Alimentation (GADA) destinée au système éolien.

Dans le premier chapitre, nous présentons les derniers développements dans le domaine de l'énergie éolienne, depuis le début de son exploitation, en donnant également une définition de cette énergie. Nous mettons en évidence les différents types d'éoliennes et leur évolution au cours des dernières décennies, ainsi que les diverses combinaisons machine-transformateur utilisées dans les systèmes à base de MADA.

Le deuxième chapitre est consacré à la modélisation de la turbine éolienne à deux masses, plus précisément de sa partie mécanique. Nous y abordons la conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique, ainsi que la conception d'une éolienne à axe horizontal : description, principe de fonctionnement, etc. Nous y modélisons ensuite la turbine et présentons sa stratégie de contrôle, basée

sur la technique MPPT (Maximum Power Point Tracking) avec asservissement de la vitesse mécanique.

Le troisième chapitre traite la modélisation de la partie électrique du système éolien. Nous y présentons la stratégie de commande vectorielle avec orientation du flux statorique, accompagnée d'une simulation côté machine.

Le dernier chapitre est dédié au contrôle direct de la puissance (DPC) pour la conversion de l'énergie éolienne, basée sur un générateur asynchrone à vitesse variable. Nous mettrons en œuvre une simulation du contrôle direct de la puissance côté réseau, et analyserons ses performances. Finalement, la stratégie NewDPC sera appliquée au système afin d'étudier l'impact de cette méthode sur le comportement du système et d'analyser les résultats observés.

Enfin, on termine ce mémoire par une conclusion générale, résumant les principaux résultats obtenus.

# Chapitre I

Etat d'art sur le système de conversion  
de l'énergie éolienne

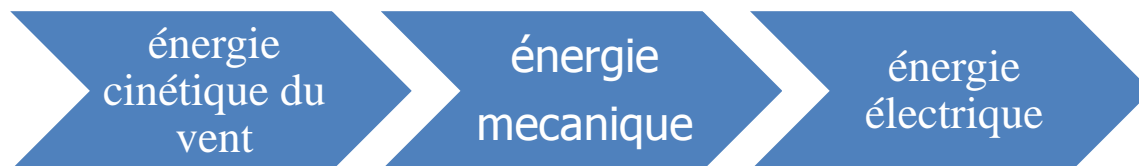
## I.1.Introduction

L'électricité est l'énergie la plus importante et le plus exploitée quotidiennement par l'être humain, et ce besoin en énergie électrique augment d'année en année. Cette nécessité implique de trouver des ressources inépuisables et écologiques, parmi ces ressources renouvelable, le vent a été utilisé depuis des siècles pour moudre les grains, avancer les bateaux, pomper de l'eau, et actuellement il est utilisé pour produire de l'électricité à base des éoliennes.

Dans ce chapitre, nous aborderons l'historique de l'énergie éolienne, ainsi que leurs statistiques annuelles concernant la capacité installée mondiale. Puis, nous allons présenter les différents axes du système éolien et leur constitution. Par la suite, nous allons présenter les types de convertisseurs électromécaniques, machines électrique, utilisées pour la conversion de l'énergie éolienne en l'énergie électrique, ainsi que leur principe de fonctionnement. A la fin de ce chapitre, nous allons présenter les avantages et les inconvénients de chacune des machines employées dans le système de conversion d'énergie éolienne.

## I.2. Définition de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est une source d'énergie renouvelable, qui dépend du vent. Le soleil chauffe inégalement la terre, ce qui crée des zones de températures et de pression atmosphérique différentes tout autour du globe. De ces différences de pression naissent des mouvements d'air, appelés vent. L'énergie éolienne permet de produire l'électricité par l'intermédiaire les éoliennes grâce à la force du vent[Deh-19]. La Figure I.1, représente le principe de la conversion de l'énergie éolienne.



**Figure I.1 :** Principe de la conversion de l'énergie éolienne.

## I.3.Historique

L'humanité utilise l'énergie éolienne depuis des millénaires pour remplir diverses travaux par exemple: pour naviguer (voiliers), pour voler (cerfs-volants, parapentes), pour actionner des mécanismes (moulins, pompes à eau pour irriguer).

Tout au long de l'histoire, l'énergie éolienne a pris plusieurs stations pour son développement, Là où la première fois pour convertir l'énergie cinétique des masses d'air en énergie électrique remonte à la fin du 19ème siècle. Parmi les pionniers on peut citer Poul La Cour au Danemark qui a associé une dynamo à une éolienne en 1891. Vers les années 1950 Johannes Jul devient aussi un pionnier dans l'utilisation de l'énergie éolienne en construisant les premières éoliennes produisant du courant alternatif. Après la fabrication du premier aérogénérateur, les ingénieurs danois ont amélioré cette technologie durant la 1ère et la 2ème guerre mondiale avec une grande échelle.

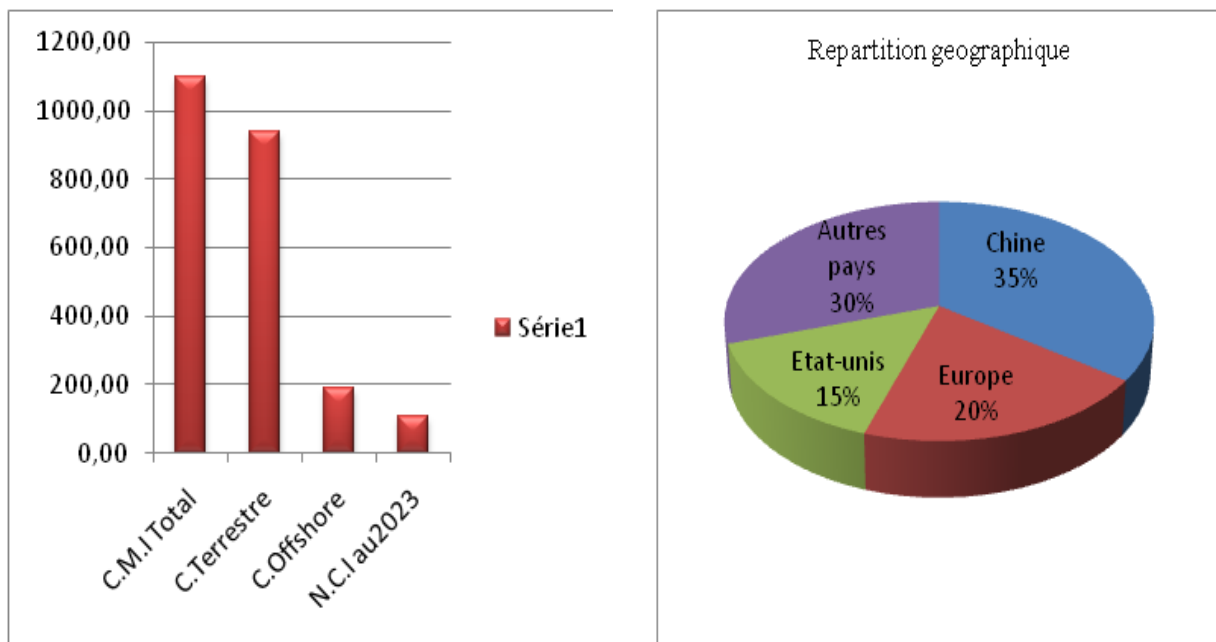
C'est principalement la première crise pétrolière en 1973 contribua à éveiller l'intérêt pour l'énergie éolienne dans plusieurs pays. Les USA ont notamment lancé en Californie une opération à grande échelle entre les années 1980 et 1986, débuté avec des turbines de moyenne puissance (55 kW), puis 144 machines (avec un total de 7 MW) en 1981 et 4687 machines d'une puissance totale de (386 MW) en 1985[khe-22].

Aujourd'hui, les études portent sur l'amélioration de l'aérogénérateur ainsi que sur la chaîne de conversion de l'énergie du vent en énergie électrique exploitable par le réseau. Les premières éoliennes ont été basées sur une génératrice asynchrone liée aux pâles par l'intermédiaire d'une boîte de vitesse, fonctionnant à vitesse fixe et directement reliée au réseau (pas d'interface électronique).

Cette technologie est surtout employée au Danemark dans les années 1970. Les systèmes les plus récents se dirigent d'une part vers la vitesse variable pour maximiser la puissance captée du vent avec l'insertion de dispositifs de l'électronique de puissance entre la génératrice et le réseau, et d'autre part vers l'utilisation de génératrices spéciales tournant à basse vitesse afin de s'affranchir du réducteur de vitesse [khe-22].

#### I.4. Dernières statistiques de la capacité mondiale installée de l'énergie éolienne

Actuellement, l'énergie éolienne est l'une des sources d'énergie les plus développées et connaît une croissance rapide dans de nombreux pays à travers le monde. La Figure I.2, représente les statistiques de la capacité mondiale de l'énergie éolienne à la fin 2023 [Mer-21].



**Figure I. 2:** statistiques de la capacité mondiale de l'énergie éolienne.

### I.5. Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne

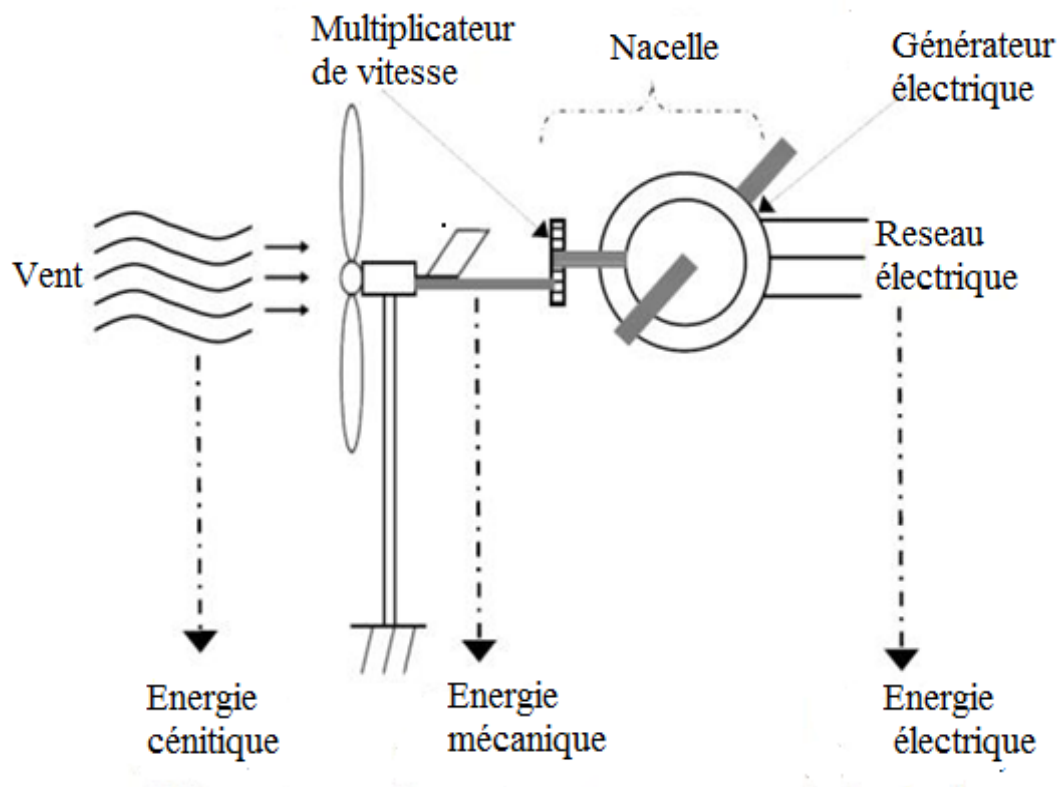
Les avantages et inconvénients de l'énergie éolienne sont donnés par le tableau I.1 :

Tableau I.1 : Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne [Khe-22].	
Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Diminution de l'émission de CO<sub>2</sub>.</li> <li>✓ Ne nécessite pas beaucoup de surface comme pour le cas des panneaux solaires.</li> <li>✓ Adaptée naturellement aux périodes de consommation d'énergie de certains pays : le vent est plus fort en hiver où la demande d'électricité est la plus forte.</li> <li>✓ Elle est gratuite puisque ne nécessite pas une énergie ou une matière première.</li> <li>✓ La durée de vie des éoliennes modernes est maintenant de 20 à 25 ans, ce qui est comparable à de nombreuses autres technologies de production d'énergie conventionnelles.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Le bruit : il a nettement diminué, notamment le bruit mécanique qui a pratiquement disparu grâce aux progrès réalisés au niveau du multiplicateur</li> <li>✓ L'impact sur les oiseaux : certaines études montrent que ceux-ci évitent les aérogénérateurs. D'autres études disent que les sites éoliens ne doivent pas être implantés sur les parcours migratoires des oiseaux, afin que ceux-ci ne se fassent pas attraper par les aéroturbines.</li> <li>✓ Le coût élève de l'énergie éolienne par rapport aux sources d'énergie classiques.</li> </ul>

### I.6. Principe de fonctionnement d'une éolienne

Pour convertir l'énergie du vent en énergie électrique, les turbines éoliennes doivent transformer une partie de l'énergie cinétique du vent en électricité. Dans un système éolien, la partie mécanique sert à capter l'énergie cinétique du vent et à la convertir en énergie mécanique disponible sur l'arbre de transmission. Cette dernière est ensuite transformée en énergie électrique via une génératrice.





**Figure I. 3 :** Conversion de l'énergie cinétique du vent

### **I.7. Différents axes dans le système éolien**

Il existe différentes façons de classer les turbines éoliennes mais celles-ci appartiennent principalement à deux groupes selon l'orientation de leur axe de rotation : celles à axe horizontal et celles à axe vertical [Tal-22].

#### **I.7.1 Eoliennes à axe vertical**

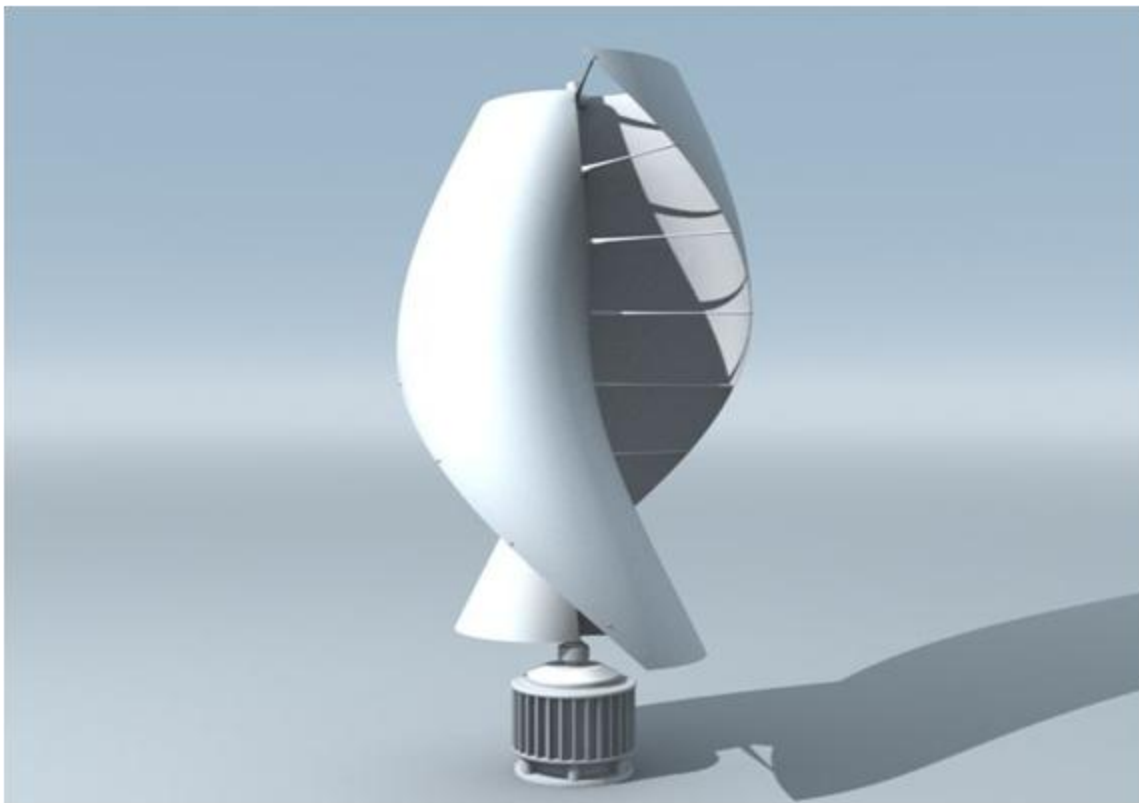
Les éoliennes à axe vertical (en anglais : *Vertical Axis Wind Turbine* — VAWT) sont très peu utilisées de nos jours, car elles sont moins performantes que celles à axe horizontal. Elles tournent en moyenne de 2 à 8 fois moins vite qu'une éolienne tripale classique de même rayon. Les VAWT fonctionnent sur le même principe que les roues hydrauliques, avec une direction du vent perpendiculaire à l'axe de rotation. La conception verticale offre l'avantage de placer la machinerie au sol (accès plus facile à la génératrice et au multiplicateur, ce qui facilite la maintenance et l'entretien), mais cela implique que l'éolienne fonctionne avec des vents proches du sol, généralement moins forts qu'en altitude, car freinés par le relief. En raison de leur axe vertical, ces éoliennes présentent une symétrie de révolution, ce qui leur permet de capter le vent quelle que soit sa direction, sans avoir besoin d'orienter le rotor. En revanche, ce type d'éolienne ne peut pas démarrer automatiquement : il faut la lancer dès l'apparition d'un vent suffisamment fort pour permettre la production.

En ce qui concerne leur implantation, elles ont une emprise au sol plus importante que les éoliennes à tour, car elles sont haubanées sur de grandes distances [Mou-14].

En effet, les câbles des haubans doivent passer au-dessus des pales, ce qui nécessite un espace latéral important. Cela représente un inconvénient majeur, notamment sur un site agricole. Les principaux capteurs à axe vertical sont : le rotor de Savonius, le rotor de Darrieus classique et le rotor de Darrieus en forme de H. [Mou-14].

#### **I.7.1.1. Rotor de Savonius**

Inventé par le finlandais Siguard Savonius en 1924, ce rotor est basé sur le principe de "traînée différentielle" utilisé dans les anémomètres: les efforts exercés par le vent sur chacune des faces sur la conversion éolienne UDL-SBA25 d'un corps creux sont d'intensité différente, il en résulte alors un couple moteur entraînant la rotation de l'ensemble. L'effet est ici renforcé par la circulation d'air entre deux demi-cylindres qui augmente le couple moteur voir la Figure I.4.



**Figure I.4 :** Éolienne de Savonius.

De ce fait, l'aérogénérateur à rotor de Savonius est complètement insensible à la direction du vent dans un plan horizontal. La valeur de la vitesse réduite peu élevée environ 8 fois moins que pour les tripales classiques offre des caractéristiques intéressantes du point de vue de l'acoustique et de la sécurité, cet aspect étant fortement lié à la vitesse linéaire en bout de pales. Toutefois, ces propriétés impliquent l'usage d'une génératrice à grand nombre de pôles et très souvent des machines sur mesure.

Le démarrage à faible vitesse de vent est également un point fort. Ainsi, malgré une certaine faiblesse du coefficient de puissance (0.15 à 0.2), les avantages précédents auxquels s'ajoute une "certaine" esthétique en font une solution bien adaptée aux sites urbains.

Les dimensions géométriques d'une telle voilure sont limitées. En effet, vu les efforts mécaniques devant être supportés par le mat, les éoliennes de type Savonius ne peuvent pas être de taille trop imposantes. C'est pour cette raison qu'elles sont utilisées dans l'éolien de petite puissance.

### I.7.1.2. Rotor de Darrieus

Conçue par l'ingénieur français George Darrieus en 1931, l'éolienne de Darrieus est caractérisée par ses pales de rotor en forme de "C" qui la font ressembler un peu à un «batteu d'oeufs» voir la figure I. 5. Le rotor de Darrieus fonctionne grâce à la portance et se base sur le fait qu'un profil placé dans un écoulement d'air selon différents angles figure I. 5 est soumis à des forces de direction et d'intensité variables. La résultante de ces forces génère alors un couple moteur entraînant la rotation du dispositif. Ces forces sont créées par la combinaison de la vitesse propre de déplacement du profil et de la vitesse du vent. Cela signifie que la rotation du dispositif ne peut pas s'amorcer d'elle-même. Lorsqu'elle est à l'arrêt, l'éolienne doit donc être lancée par un dispositif annexe (ex. montage d'une petite éolienne Savonius sur son même rotor). Cependant, ceci ne constitue qu'un inconvénient mineur dans le cas d'une éolienne raccordée au réseau, étant donné qu'il est alors possible d'utiliser la génératrice comme un moteur absorbant du courant du réseau pour démarrer l'éolienne [Dji-15].



**Figure I.5** - Éolienne de Darrieus.

### I.7.1.3. Le rotor type-H

D'autre type de rotor vertical est connu sous l'appellation de rotor en "H" ou le rotor de Musgrove, dont les lames prennent une forme de "H" voir la Figure I. 6. Ce type de rotor peut démarrer seule, produise de l'énergie dès les très faibles vents (1m/s), ne nécessite pas de régulation mécanique et résiste à des vents violents.



**Figure I.6.**Le rotor type-H

On trouve désormais des éoliennes à axes verticaux développées pour la production d'électricité dans les zones isolées. Ce sont des machines de faible puissance, de 100W à 25kW Elles sont destinées à des utilisations permanentes. Par exemple la charge de batteries servant à alimenter un chalet en montagne. Elles sont de conception simple et robuste et ne nécessitent pas ou peu d'entretien.

Même si quelques grands projets industriels ont été réalisés, les VAWT restent toutefois marginales et peu utilisées voire actuellement abandonnées. En effet la présence du capteur d'énergie près du sol l'expose aux turbulences et au gradient de vent ce qui réduit son efficacité.

Elles sont de plus exposées à des problèmes d'aéroélasticité dus aux fortes contraintes qu'elles subissent, la surface qu'elles occupent au sol est très importante pour les puissances élevées, et la présence d'un dispositif auxiliaire de démarrage est nécessaire. La majorité des VAWT tourne à faible vitesse, ce qui est très pénalisant dans les applications de génération d'électricité avec connexion au réseau public (50 ou 60Hz) car la boîte de vitesses doit permettre une importante démultiplication. Le faible rendement aérodynamique (autrement dit un faible coefficient de puissance) et la quantité de vent réduite qu'elles reçoivent au niveau du sol constituent les principaux handicaps des VAWT face aux HAWT [Dji-15].

### **I.7.2. Eoliennes à axe horizontal**

Les éoliennes(*En anglais : Horizontal Axe Wind Turbine (HAWT)*) à axe horizontal sont basées sur la technologie ancestrale des moulins à vent. Elles sont constituées de plusieurs pales profilées aérodynamiquement à la manière des ailes d'avion. Dans ce cas, la portance n'est pas utilisée pour maintenir un avion en vol mais pour générer un couple moteur entraînant la rotation. La plupart des éoliennes installées sont à axe horizontal, voir la Figure I. 7. Ce choix présente plusieurs avantages, comme la faible vitesse d'amorçage (cut-in) et un coefficient de puissance relativement élevé [GWEC]. Toutefois, la boîte de vitesses multiplicateur) et la génératrice doivent être installées en haut

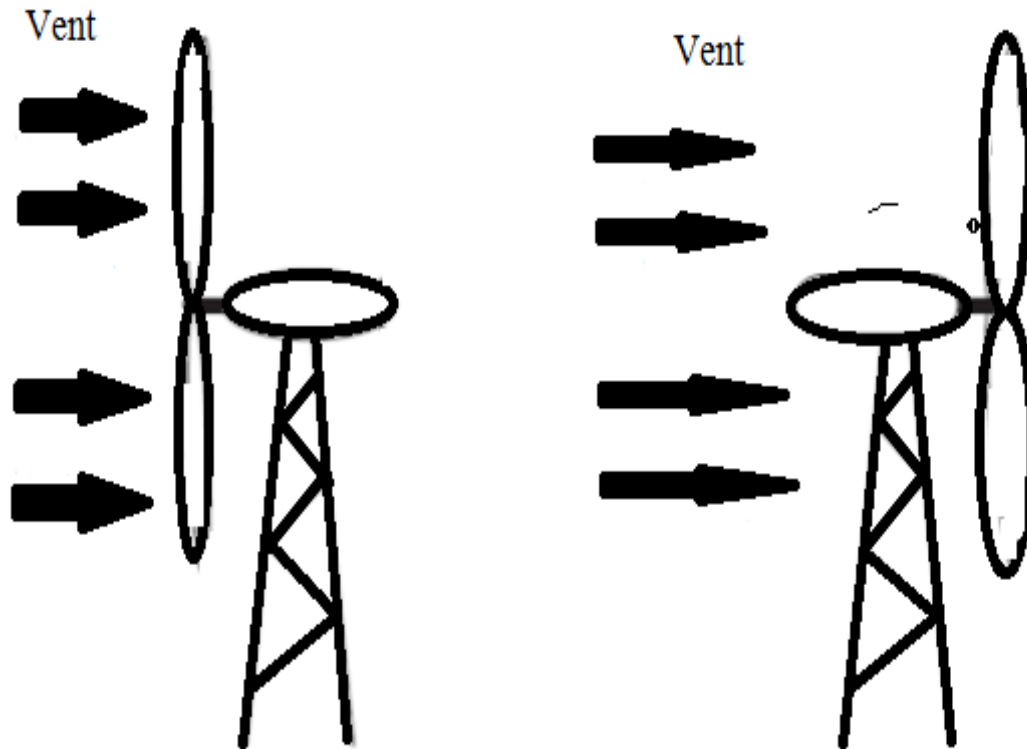
de la tour, ce qui pose des problèmes mécaniques et économiques. Par ailleurs un organe supplémentaire pour l'orientation des pales face au vent est fortement nécessaire.

Selon son nombre de pales, une HAWT est dite mono-pale, bipale, tripale ou multi-pale. Une éolienne mono-pale est moins coûteuse car les matériaux sont en moindre quantité et, par ailleurs, les pertes aérodynamiques par poussée sont minimales. Cependant, un contre poids est nécessaire et ce type d'éolienne n'est pas très utilisé à cause de cela. Tout comme les rotors mono-pales, les rotors bipales doivent être munis d'un rotor basculant pour éviter que l'éolienne ne reçoive des chocs trop forts chaque fois qu'une pale de rotor passe devant la tour [Bou-19]. Donc, pratiquement toutes les turbines éoliennes installées ou à installer prochainement sont du type tripale. Celles-ci sont plus stables car la charge aérodynamique est relativement uniforme et elles présentent le coefficient de puissance le plus élevé actuellement (proche de 0.48).



**Figure I.7 :** éoliennes horizontales.

Suivant leur orientation en fonction du vent, les HAWT sont dites en « amont » (up-wind) ou en « aval » (down-wind). La Figure I. 8, montre les deux types mentionnés. Les premières ont le rotor face au vent; puisque le flux d'air atteint le rotor sans obstacle, le problème de « l'ombre de la tour » (tower shadow) est bien moindre. Néanmoins, un mécanisme d'orientation est essentiel pour maintenir en permanence le rotor face au vent. Les éoliennes à rotor en aval n'ont pas besoin de ce mécanisme d'orientation mais le rotor est placé de l'autre côté de la tour: il peut donc y avoir une charge inégale sur les pales quand elles passent dans l'ombre de la tour. De ces deux types d'éoliennes celle en amont est largement prédominante [Dje-15].



**Figure. I.8 :** Turbines éoliennes en amont et en aval.

## **I.8. Classement des éoliennes**

Il existe essentiellement deux technologies des éoliennes, celle dont la vitesse est constante et celle dont la vitesse est variable. La partie suivante décrit d'une manière assez générale le fonctionnement de ces deux procédés. [Ban-22].

### **I.8.1. Eolienne à vitesse fixe**

Les éoliennes à vitesse fixe sont les premières à avoir été développées. Dans cette technologie, la génératrice est directement couplée au réseau. Sa vitesse mécanique est alors imposée par la fréquence du réseau et par le nombre de paires de pôles de la génératrice. La technologie inhérente aux éoliennes à vitesse fixe est bien maîtrisée. En effet, c'est une technologie qui a fait preuve d'une simplicité d'implantation, une fiabilité et un faible coût. Cela permet une installation rapide de centaines de KW de génération éolienne. La configuration à vitesse fixe peut être représentée d'une manière simplifiée par le schéma de la Figure I.10.

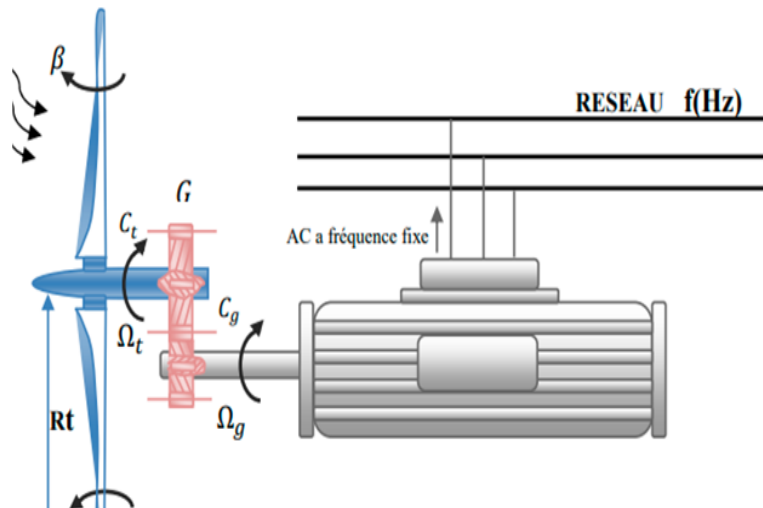


Figure I.10 : Eolienne à vitesse fixe.

### I.8.2. Eoliennes à vitesse variable

#### ➤ Le principe de fonctionnement

La configuration de Figure I.11, est basée sur une machine asynchrone à double alimentation et à rotor bobiné. La vitesse variable est réalisée par l'intermédiaire des convertisseurs de puissance, situés au circuit rotorique [Ban-22].

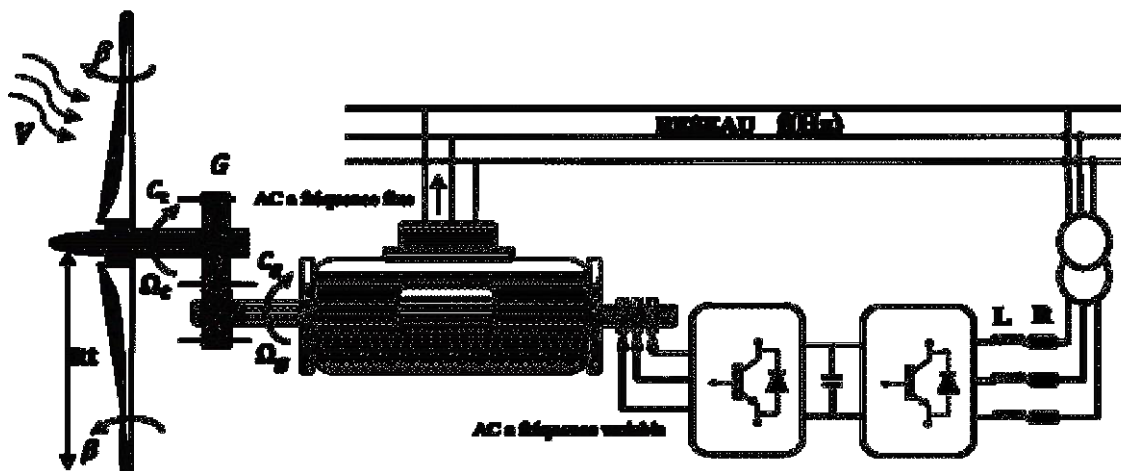


Figure I.11 - Eolienne fonctionnant à vitesse variable

### I.9. Différentes types des machines utilisées dans la conversion d'énergie éolienne :

Dans le contexte de la conversion d'énergie éolienne, deux types principaux de machines sont utilisés pour transformer l'énergie mécanique en énergie électrique : les machines synchrones et les machines asynchrones. Ces deux types de machines diffèrent principalement par la façon dont elles interagissent avec le réseau électrique et la manière dont elles contrôlent leur vitesse de rotation. Voici un aperçu de ces deux types de machines, ainsi que des références pour chaque technologie [Gamesa].

### **I.9.1. Machines Synchrones (ou générateurs synchrones)**

Les générateurs synchrones tournent à une vitesse fixe, en synchronisation avec la fréquence du réseau électrique. Cela signifie que la vitesse du générateur est directement liée à la fréquence du réseau, ce qui permet un contrôle précis de la production d'énergie.

#### **I.9.1.1. Caractéristiques principales des machines synchrones**

➤ **Vitesse constante**

La vitesse de rotation est synchronisée avec la fréquence du réseau (50 Hz ou 60 Hz, en fonction de la région).

➤ **Stabilité de la tension et de la fréquence**

Ces générateurs assurent une meilleure stabilité de la tension et de la fréquence du réseau électrique.

➤ **Utilisation dans des applications de grande puissance**

Les machines synchrones sont souvent utilisées pour les parcs éoliens offshore et les grandes installations.

#### **I.9.1.2. Types de machines synchrones dans l'éolien**

➤ **Générateur synchrone à aimants permanents**

Ces générateurs sont de plus en plus utilisés dans les éoliennes modernes. Ils sont plus compacts et plus efficaces car ils n'ont pas besoin d'excitation externe (les aimants permanents fournissent l'excitation)

### **I.9.2. Machines Asynchrone (ou générateurs asynchrones)**

Les générateurs asynchrones, également appelés générateurs à induction, ne sont pas directement synchronisés avec la fréquence du réseau électrique. Leur vitesse de rotation varie en fonction des conditions du vent et de la charge. Ce type de machine est plus simple et plus économique que les machines synchrones, mais il nécessite un contrôle plus sophistiqué pour s'adapter aux fluctuations de la vitesse du vent.

#### **I.9.2.1. Caractéristiques principales des machines asynchrones**

- **Vitesse variable** : La vitesse de rotation varie légèrement en fonction de la charge et de la vitesse du vent, mais elle reste proche de la fréquence du réseau.
- **Pas d'excitation externe nécessaire** : Contrairement aux machines synchrones, les générateurs asynchrones n'ont pas besoin d'un système d'excitation externe.
- **Système de régulation de la puissance** : Ces machines nécessitent des systèmes de conversion de fréquence (comme des convertisseurs de fréquence) pour réguler l'électricité produite et l'adapter au réseau.
- **Coût réduit** : Moins complexes et moins coûteux que les générateurs synchrones



**I.9.2.2. Types des machines asynchrones dans l'éolien****➤ Générateur asynchrone à rotor bobiné :**

Ce type de générateur est utilisé dans les systèmes à vitesse variable. Il est connecté au réseau via un convertisseur de fréquence pour permettre un contrôle efficace de l'énergie

**➤ Générateur asynchrone à cage d'écureuil :**

Ces générateurs sont simples et utilisés principalement dans des systèmes plus petits ou dans des installations de parc éolien de taille modeste. Ce type de générateur est souvent utilisé dans des éoliennes à petite échelle ou pour des installations hybrides avec des contrôles externes.

**➤ Machine asynchrone à double alimentation :**

Ce type de générateur asynchrone utilisé dans les éoliennes modernes pour convertir l'énergie éolienne en électricité. Elle combine la simplicité des générateurs asynchrones avec la flexibilité de la vitesse variable, ce qui permet une régulation plus efficace de l'énergie produite.

**➤ Principales caractéristiques d'une machine asynchrone à double alimentation****• Alimentation à deux sources**

- ✓ **Stator** (partie fixe du générateur) : Alimenté par le réseau électrique (grille) pour la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique.
- ✓ **Rotor** (partie tournante) : Alimenté par un convertisseur électronique de puissance (généralement un convertisseur à fréquence variable), ce qui permet de réguler la vitesse du rotor indépendamment de la vitesse de rotation du vent.

**• Vitesse variable**

Contrairement aux générateurs synchrones qui ont une vitesse fixe (synchrone), la machine asynchrone à double alimentation permet au rotor de tourner à une vitesse légèrement différente de celle du stator. Cette vitesse variable permet d'optimiser la conversion d'énergie en fonction de la vitesse du vent, ce qui améliore l'efficacité de l'éolienne.

**• Contrôle de la puissance**

Le convertisseur électronique connecté au rotor permet de contrôler la puissance réactive échangée avec le réseau, ainsi que la puissance active produite par la machine. Cela permet une meilleure régulation de la production d'électricité et une adaptation dynamique aux variations de la vitesse du vent.

### • Avantages et Inconvénient de la GADA

Les avantages et inconvénients de la GADA sont donnés par le tableau I.2 :

Tableau I.2 : Avantages et Inconvénient de la machine asynchrone [Bou-19].	
Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Moins de pertes par rapport à générateurs asynchrones à rotor en cage d'écureuil</li> <li>✓ Elle permet une plus grande flexibilité dans l'exploitation des éoliennes,</li> <li>✓ La possibilité de fonctionner la MADA comme un filtre actif pour les harmoniques de courant grâce à la commande indirecte des puissances active et réactive par les courants rotorique</li> <li>✓ La possibilité de modifier les caractéristiques du bobinage rotorique de la machine</li> <li>✓ La possibilité de fonctionner à couple constant au-delà de la vitesse nominale</li> <li>✓ La MADA se comporte comme une machine synchrone et l'on peut pratiquer des rapports de démagnétisation très importants (de l'ordre de 1 à 6).</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>✗ Elle est plus volumineuse qu'une MAS à cage de puissance équivalente grâce à la présence du système bagues-balais .</li> <li>✗ Le surcoût engendré par la maintenance due à l'emploi d'un multiplicateur de vitesse et du système bagues-balais de la MADA, comparativement aux autres machines telles que la machine synchrone à aimants permanents et la machine à réluctance variable .</li> <li>✗ L'aspect multi-convertisseurs, augmente le nombre de convertisseurs (redresseurs et deux onduleurs ou un redresseur et deux onduleurs) et par conséquent le prix. Pourtant certaines études prétendent le contraire.</li> </ul>

## I.10. Conclusion

Ce chapitre nous a permis de découvrir le système de conversion de l'énergie éolienne. Tout d'abord, nous avons commencé par définir cette énergie et présenté son histoire. Puis, nous avons également énuméré ses avantages et inconvénients de cette source d'énergie. Ainsi que, nous avons abordé les différents axes dans le système de l'énergie éolienne. Par la suite, nous avons présenté la constitution, le principe de fonctionnement et les avantages et les inconvénients des machines électriques utilisées dans le système éolien.

Dans le chapitre suivant se concentrera sur la modélisation et le contrôle de la partie mécanique à l'aide de la technique de suivi du point de puissance maximale (MPPT).

# Chapitre II

Modélisation et contrôle de la partie  
mécanique(Turbine)

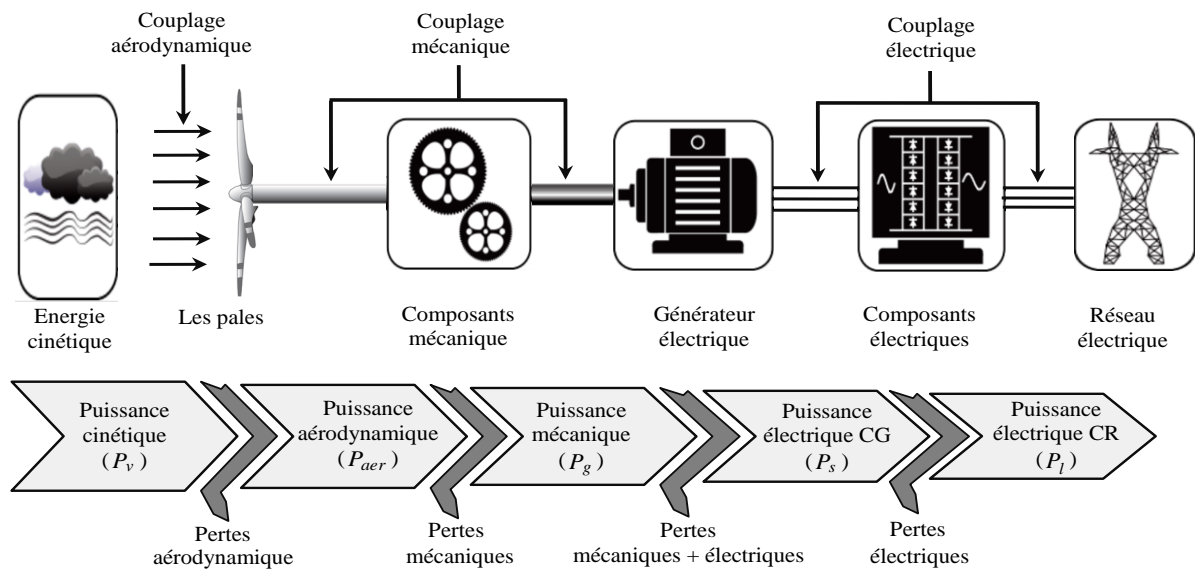
## II.1.Introduction

La modélisation de la chaîne de conversion éolienne est une étape primordiale dans la compréhension du système éolien. Dans ce chapitre, nous nous intéresserons essentiellement à la modélisation de la partie mécanique de la turbine éolienne à deux masses, basée sur la génératrice asynchrone à double alimentation, qui reste la machine la plus utilisée dans les systèmes éoliens à vitesse variable. Nous aborderons également le contrôle de la turbine éolienne pour l'extraction maximale de la puissance aérodynamique. Cette modélisation permet en premier lieu de comprendre le comportement dynamique et l'interaction électromécanique de la génératrice avec la turbine. Des simulations sous Matlab/Simulink suivront pour l'extraction des grandeurs constitutives de cette turbine. [Ban-22].

## II.2.Conversion d'énergie cinétique du vent en énergie électrique

L'énergie cinétique du vent est convertie en énergie électrique à l'aide d'un ensemble de dispositifs mécaniques et électriques. Cette conversion s'effectue en deux étapes :

- Au niveau de la turbine, les pales de l'éolienne convertissent une partie de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique, disponible sur l'arbre de rotation.
- Au niveau de la génératrice, l'énergie mécanique transmise par l'arbre de transmission est transformée en énergie électrique, ensuite injectée dans le réseau électrique.



**Figure II.1:** Schéma fonctionnel d'un système de conversion d'énergie éolienne.

L'énergie cinétique du vent  $E_v$  dans une parcelle d'air de masse  $m$  circulant à la vitesse du vent  $V$  dans la direction  $x$  est donnée par [Muy-08]:

$$E_v = \frac{1}{2} m V^2 = \frac{1}{2} (\rho S x) V^2 \quad (\text{II.1})$$

Avec :

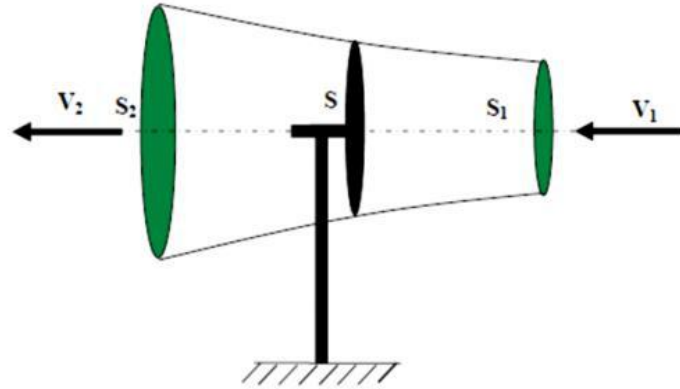
$\rho$  : La densité de l'air [ $\text{Kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ],

$S$  : La surface balayée par les pales [ $\text{m}^2$ ],

$V$  : La vitesse du vent [ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ],

$x$  : L'épaisseur de la parcelle déplaçant à la vitesse du vent [ $\text{m}$ ].

Le schéma de déplacement du vent est représenté sur la Figure II. 2.



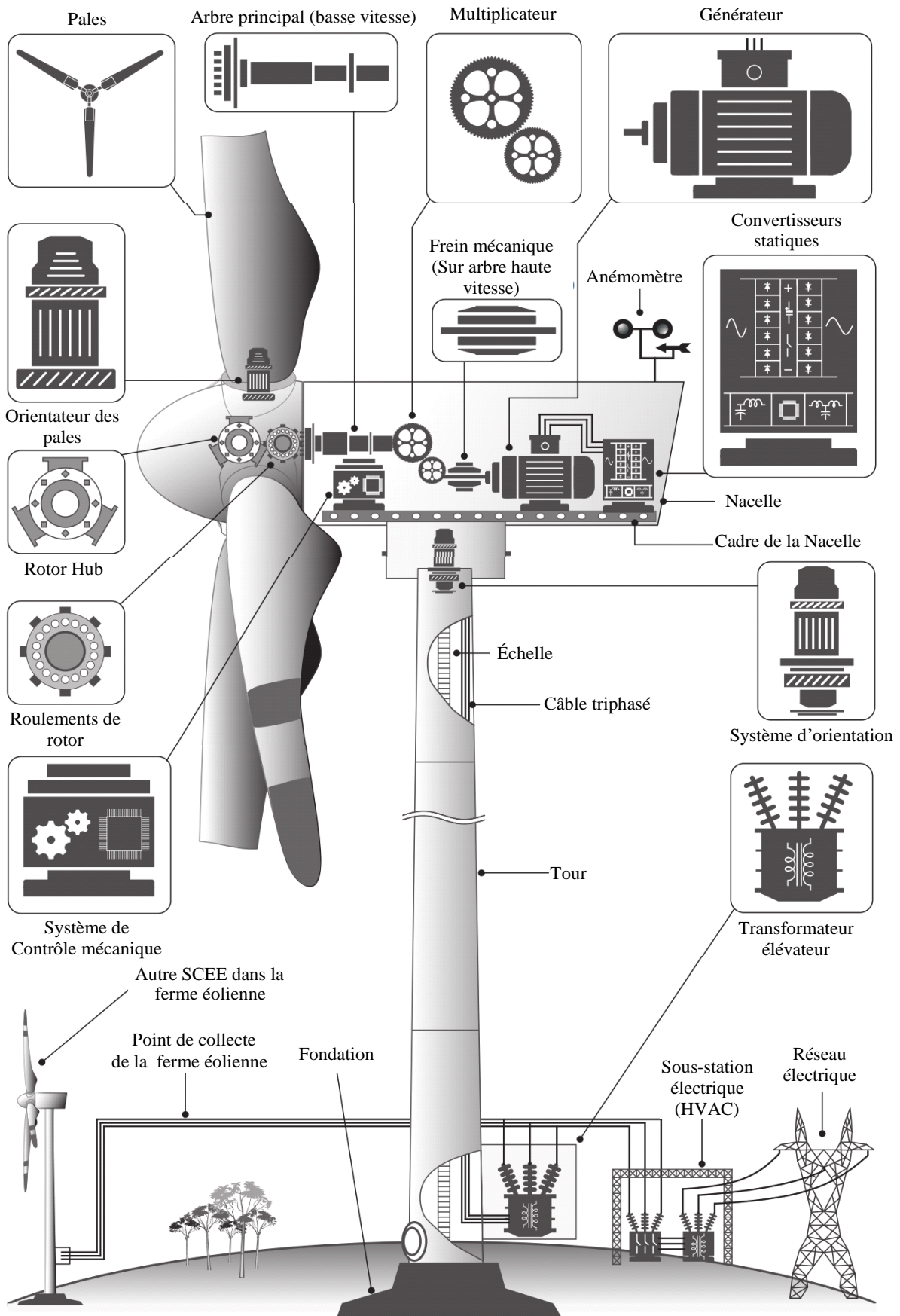
**Figure II. 2 :** Déplacement du vent.

La puissance de sortie du vent d'une turbine idéale  $P_v$  est la dérivée temporelle de l'énergie cinétique, est donnée par l'expression suivante [Ker-17] :

$$P_v = \frac{dE_v}{dt} = \frac{1}{2} \rho S \frac{dx}{dt} V^2 = \frac{1}{2} \rho S V^3 \quad (\text{II.2})$$

### II.3. Conception d'une éolienne à axe horizontal

Les éoliennes à axe horizontal sont les plus répandues. Elles se distinguent notamment par le nombre de pales, qui varie selon l'objectif visé. Néanmoins, la configuration à trois pales demeure la plus courante. Ce type d'éolienne est composé d'une hélice montée perpendiculairement au vent sur un mât, avec des pales profilées de manière aérodynamique, semblables aux ailes d'un avion. En conséquence, ces turbines doivent constamment être orientées face au vent pour fonctionner de manière optimale. On distingue deux modes principaux de fonctionnement pour les éoliennes à axe horizontal : à vitesse fixe ou à vitesse variable. Dans le cadre de ce travail, nous avons opté pour le mode à vitesse variable, car il permet une production d'énergie plus importante grâce à un facteur de puissance amélioré sur une large plage de vitesses de rotation. Ce mode présente également l'avantage d'un coût réduit et d'un rendement supérieur, grâce à une meilleure extraction de la puissance maximale. La configuration d'une éolienne à axe horizontal est représentée sur la Figure II. 3.



**Figure II. 3 :**Principaux composants d'une éolienne à axe horizontal [Yar-16, Sai-21.a].

## II.4.Modélisation de la turbine éolienne

### II.4.1.Modèle du vent

Le vent est une ressource naturelle inépuisable, mais son exploitation reste complexe en raison de son caractère aléatoire, causé par les variations soudaines de vitesse qui entraînent des fluctuations de la puissance produite. Divers modèles de vitesse du vent ont été proposés dans la littérature, parmi lesquels on distingue quatre types : le vent en échelons, le vent périodique, le vent à vitesse aléatoire et celui basé sur des données météorologiques. Dans ce chapitre, nous nous concentrerons sur les deux derniers types : le vent aléatoire et celui issu de mesures météorologiques.

- **Modèle du vent aléatoire** : Il est généralement modélisé par des variations complexes et aléatoires avec des effets déterministes et des fluctuations stochastiques en raison de la turbulence :

$$V(t) = A_0 + \sum_{i=1}^n A_i \sin\left(\frac{2\pi t}{T_i}\right) \quad (\text{II.3})$$

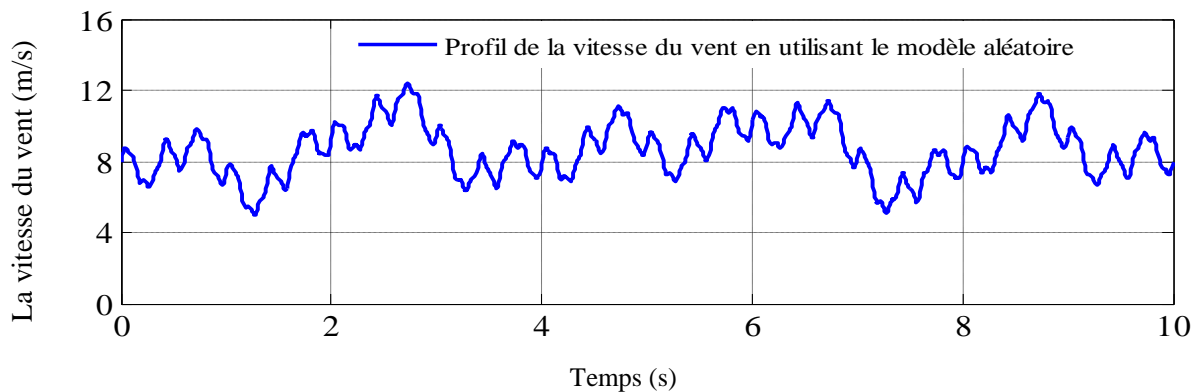
Avec :

$A_0$  : La valeur moyenne du vent [ $m \cdot s^{-1}$ ],

$A_i$  : L'amplitude de chaque turbulence [ $m \cdot s^{-1}$ ],

$2\pi / T_i$  : La pulsation de chaque turbulence [ $rd \cdot s^{-1}$ ].

La Figure II. 4, montre la variation de la vitesse du vent dans un espace de temps de (10s) entre les deux valeurs maximale et minimale, respectivement  $V_{\max} = 12.1m \cdot s^{-1}$  et  $V_{\min} = 5.2m \cdot s^{-1}$ , d'une façon aléatoire, ce qui reflète un vent réel



**Figure II.4** : Profil de la vitesse du vent en utilisant le modèle aléatoire.

### Modèle du vent issu des relevés effectués par un organisme météorologique

le simulateur FAST (Fatigue, Aerodynamic, Structures, and Turbulence) du Laboratoire Américain NREL<sup>1</sup>, qui était décrit dans [Jon-05, Bel-10], permet de prendre en compte ces différentes

<sup>1</sup> National Renewable Energy Laboratory (NREL), situé à Golden (Colorado) aux États-Unis est le principal laboratoire national du département de l'Énergie des États-Unis.

problématiques. L'utilisation de FAST étant compliquée, les algorithmes ont toujours subi une première validation avec un modèle simplifié du vent, c'est pour cela que le laboratoire Danois RISØ<sup>2</sup> a développé un modèle équivalent dont l'implémentation de la vitesse du vent, en MATLAB/Simulink, est basée sur le spectre de *Kaimal* [Man-05]. La vitesse du vent est calculée comme une moyenne de la vitesse du vent en point fixe sur l'ensemble du rotor et prend en compte l'ombre de la tour et les turbulences de rotation. L'intensité de la turbulence est le rapport suivant [Mun-08] :

$$I = \frac{\sigma}{V_0} \quad \text{Avec la variance :} \quad \sigma^2 = \frac{1}{T} \int_0^T V(t) dt$$

Ainsi, une distribution de vent turbulent peut être générée par un processus gaussien. Par conséquent, le spectre de Von Karman et celui de Kaimal sont deux modèles notamment utilisés et respectant aux normes déterminées par la Commission Electrotechnique Internationale (CEI) [Mih-04].

Spectre de Von Karman :

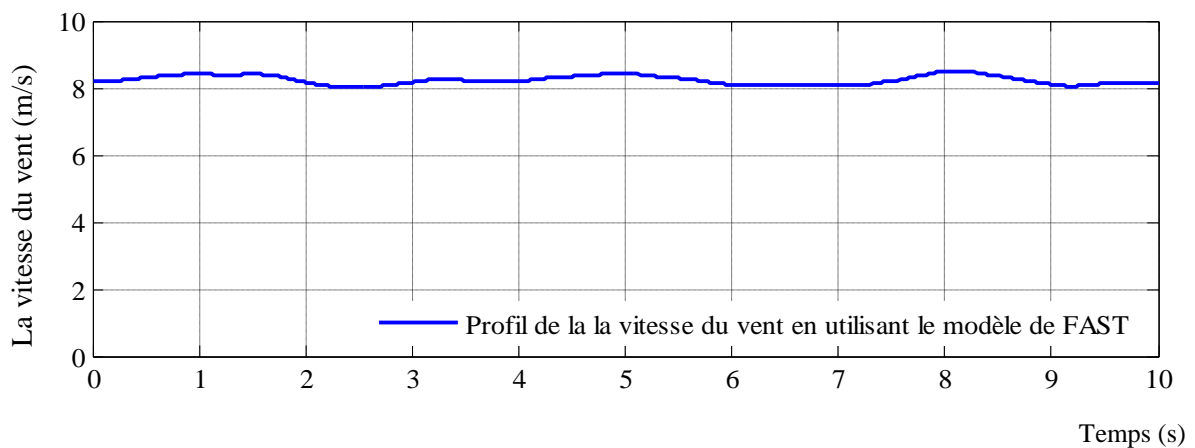
$$\phi(\omega) = \frac{K}{(1 + (T\omega)^2)^{5/6}}$$

Spectre de Kaimal :

$$\phi(\omega) = \frac{K}{|1 + T\omega|^{5/3}}$$

Où  $K$  est un paramètre lié à la variance et  $T$  détermine la bande passante de la turbulence.

Le profil de la vitesse du vent en utilisant ce modèle est représenté sur la Figure II. 5.



**Figure II. 5 :** Profil de la vitesse du vent en utilisant le modèle de FAST d'intensité  $I=14\%$ .

<sup>2</sup> Risø DTU National Laboratory for Sustainable Energy, situé à Roskilde au Danemark.



### II.4.2. Puissance aérodynamique

Le physicien A. Betz<sup>3</sup> a démontré que l'on pouvait lier la puissance aérodynamique fournie par le système éolien à la puissance du vent  $P_v$ , et l'exprimer par l'équation suivante [Sai-21.a] :

$$P_{aer} = C_p P_v \quad (\text{II.4})$$

Où  $C_p$  est le coefficient de puissance. Son expression théorique est donnée par [Poi-03] :

$$C_p = \frac{\left(1 + \left(\frac{V_1}{V_2}\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{V_1}{V_2}\right)^2\right)\right)}{2} \quad (\text{II.5})$$

Où :

$V_1$  : La vitesse du vent en amont de la turbine [ $m \cdot s^{-1}$ ],

$V_2$  : La vitesse du vent en aval de la turbine [ $m \cdot s^{-1}$ ].

Le coefficient de puissance  $C_p$  représente le rendement aérodynamique de la turbine éolienne. Il dépend des caractéristiques de la turbine, son expression est donnée par [Ker-17]:

$$C_p(\lambda, \beta) = C_1 \cdot \left( \frac{C_2}{\lambda_i} - C_3 \cdot \beta - C_4 \right) \cdot e^{\left( \frac{-C_5}{\lambda_i} \right)} + C_6 \cdot \lambda \quad (\text{II.6})$$

D'où :

$$\begin{cases} \frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.08 \cdot \beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1} \\ \lambda = \frac{R \cdot \omega_t}{V} \end{cases} \quad (\text{II.7})$$

Les coefficients  $C_k$  ( $k = 1, \dots, 6$ ) sont donnés par :

$$C_1 = 0.5176, C_2 = 116, C_3 = 0.4, C_4 = 5, C_5 = 21 \text{ et } C_6 = 0.0068$$

Tel que :

$R$  : Rayon des pales [ $m$ ],

$\lambda$  : Vitesse relative de la turbine,

$\beta$  : Angle d'orientation des pales [ $^\circ$ ],

$\omega_t$  : Vitesse de rotation de la turbine [ $rd \cdot s^{-1}$ ].

Donc, la puissance aérodynamique apparaissant au niveau du rotor de la turbine s'écrit alors:

$$P_{aer} = \frac{1}{2} C_p(\lambda, \beta) \rho S V^3 \quad (\text{II.8})$$

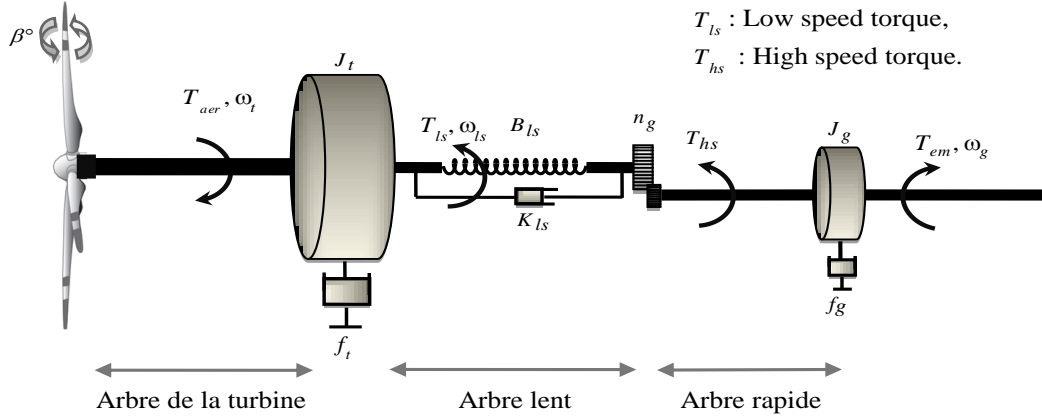
<sup>3</sup> Albert Betz (1885–1968) était un physicien allemand et un pionnier de la technologie des éoliennes.

Connaissant la vitesse de la turbine, le couple aérodynamique est donc directement déterminé par l'équation suivant:

$$T_{aer} = \frac{P_{aer}}{\omega_t} = C_p(\lambda, \beta) \frac{\rho S_T V^3}{2} \frac{1}{\omega_t} \quad (\text{II.9})$$

### II.4.3. Dispositif d'entraînement

Le schéma du modèle de la turbine éolienne à deux masses est présenté à la Figure II. 7 [Bou-06.b].



**Figure II.7 :** Schéma du modèle de la turbine éolienne à deux masses.

La dynamique du rotor de la turbine est caractérisée par une équation différentielle du premier ordre [Bou-06.b] :

$$J_t \frac{d\omega_t}{dt} = T_{aer} - T_{ls} - f_t \omega_t \quad (\text{II.10})$$

Avec :

$J_t$  : L'inertie du rotor de la turbine [ $\text{Kg} \cdot \text{m}$ ],

$T_{ls}$  : Le couple mécanique sur l'arbre lent [ $\text{Nm}$ ],

$f_t$  : Le coefficient de frottements visqueux du rotor de la turbine [ $\text{Nm} / \text{rd} / \text{s}$ ].

Le couple mécanique de l'arbre lent  $T_{ls}$  résulte des effets de frottements et de torsion générés par les écarts entre la vitesse de rotation de la turbine  $\omega_t$  et celle de l'arbre lent  $\omega_{ls}$  d'une part, et entre la position angulaire du rotor de la turbine  $\theta_t$  et celle de l'arbre lent  $\theta_{ls}$  d'autre part [Bou-06.c] :

$$T_{ls} = B_{ls}(\theta_t - \theta_{ls}) + K_{ls}(\omega_t - \omega_{ls}) \quad (\text{II.11})$$

Où :

$B_{ls}$  : Le coefficient de torsion de l'arbre lent [ $\text{Nm} / \text{rd}$ ],

$K_{ls}$  : Le coefficient de frottements visqueux internes de l'arbre lent [ $\text{Nm} / \text{rd} / \text{s}$ ].

Le couple  $T_{ls}$  de vitesse  $\omega_{ls}$  de l'arbre lent est transmis via le multiplicateur de vitesse, de rapport  $n_g$ , pour produire un couple mécanique  $T_{hs}$  de vitesse  $\omega_g$  sur l'arbre rapide [Bou-06.b] :

$$\begin{cases} T_{hs} = n_g^{-1} T_{ls} \\ \omega_g = n_g \omega_{ls} \end{cases} \quad (\text{II.12})$$

La relation entre les positions angulaires  $\theta_g$  et  $\theta_{ls}$ , est donnée par :

$$\theta_g = n_g \theta_{ls} \quad (\text{II.13})$$

La génératrice est entraînée par le couple mécanique de l'arbre rapide  $T_{hs}$  et freiné par le couple électromagnétique  $T_{em}$  et les frottements visqueux  $f_g \omega_g$ . La dynamique du rotor de la génératrice est donnée par :

$$J_g \frac{d\omega_g}{dt} = T_{hs} - T_{em} - f_g \omega_g \quad (\text{II.14})$$

Où :

$$J_g n_g \frac{d\omega_{ls}}{dt} = \frac{T_{ls}}{n_g} - T_{em} - n_g f_g \omega_{ls} \quad (\text{II.15})$$

Avec :

$J_g$  : L'inertie de la génératrice  $[Kg \cdot m]$ ,

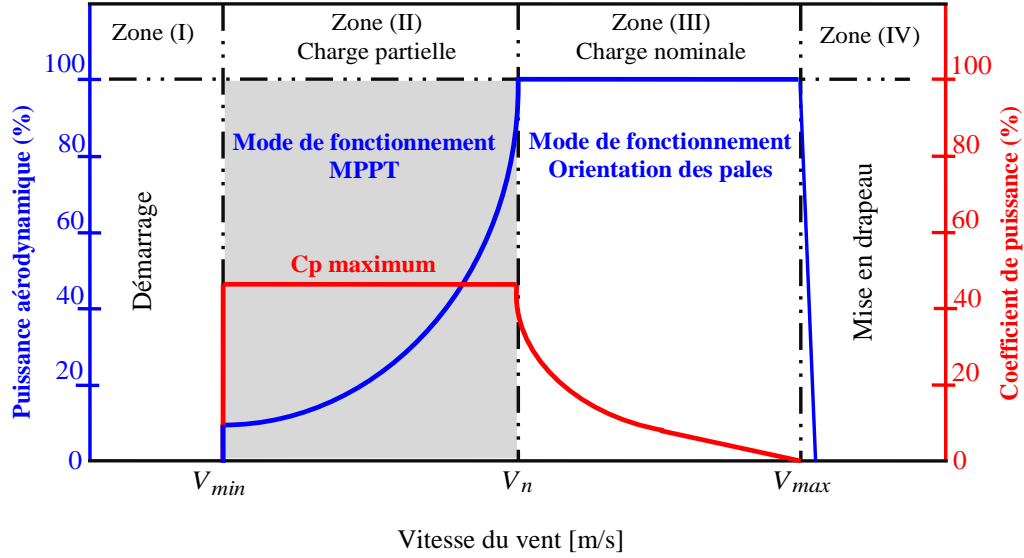
$f_g$  : Le coefficient de frottements visqueux de la génératrice  $[Nm / rd / s]$

## II.5. Contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable

### II.5.1. Objectifs du contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable

L'objectif du contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable, lorsque la vitesse du vent est en dessous de la vitesse nominale, est de maximiser la puissance aérodynamique en utilisant les différentes stratégies de maximisation de puissance. Cette puissance est maximisée à travers le contrôle du couple électromagnétique. À une vitesse du vent au-dessus de la vitesse nominale, l'objectif du contrôle est de limiter la puissance aérodynamique transmise à la génératrice et de maintenir la turbine dans ses limites de fonctionnement en utilisant les différentes stratégies de contrôle. En effet, lorsque la vitesse du vent au-dessus de la vitesse nominale, le rendement aérodynamique de la turbine doit être limitée la puissance aérodynamique nominale du système éolien. Cela correspond à une réduction de coefficient de puissance. Ceci peut être obtenu principalement avec deux types de contrôles : passif et actif. Le contrôle passif améliore les performances des éoliennes et réduit les charges sans dépense d'énergie externe, alors que le contrôle actif nécessite une énergie externe ou une alimentation auxiliaire. Des exemples de contrôle passif et actif sont étudiés dans les références [Lie-00, Yen-16]. En effet, un contrôle efficace des turbines éoliennes à vitesse variable peut améliorer les caractéristiques dynamiques, augmenter la durée de vie de l'éolienne et réduire la charge transitoire sur l'arbre de transmission [Bel-08]. De nombreuses techniques ont été

proposées pour l'extraction maximale ou la limitation de la puissance aérodynamique de la turbine éolienne à vitesse variable au cours de la dernière décennie [Bou-06.b, Bou-07, Pur-11, Jun-13,Raj-15].Généralement, le contrôle de la turbine éolienne passe par trois zones de fonctionnement différentes qui dépendent de la vitesse du vent, de la vitesse maximale de la génératrice admissible et de la puissance désirée, comme illustré sur la Figure II.8.



**Figure II. 8 :** Zones de fonctionnement d'un système éolien à vitesse variable.

- **Zone (I) :** dans cette zone, la génératrice est à l'arrêt, car la vitesse du vent n'est pas suffisamment élevée pour faire fonctionner le système éolien, et donc elle ne produit aucune puissance électrique.

$$\begin{cases} V \leq V_{min} \\ P_{ele} = 0 \end{cases} \quad (\text{II.23})$$

- **Zone (II) :** cette zone est caractérisée par un fonctionnement à des vitesses du vent, inférieures ou égales à la vitesse nominale. Pour cette raison, on cherche à maximiser la puissance aérodynamique afin d'extraire le maximum de la puissance aérodynamique. Avec cette stratégie, on cherche le point de puissance maximale pour chaque vitesse du vent, c'est la MPPT (*En anglais : Maximum Power Point Tracking*). Cette zone s'appelle est caractérisée par un fonctionnement à charge partielle. Dans ce cas, il est à noter que l'angle d'orientation des pales doit être constant et égale toujours à zéro ( $\beta = 0^\circ$ ), et la vitesse relative de la turbine est à sa valeur optimale ( $\lambda_{opt}$ ). Dans cette zone :

$$\begin{cases} V_{min} < V \leq V_n \\ P_{aer,max} = 0.5 \cdot C_{p,max} \rho S V^3 \end{cases} \quad (\text{II.24})$$

- **Zone (III) :** cette zone est caractérisée par un fonctionnement à des vitesses, du vent, supérieures à la vitesse nominale. Elle s'appelle zone de fonctionnement à charge nominale Dans

cette zone, une action de contrôle est utilisée sur les aubes de la turbine pour maintenir la puissance aérodynamique  $P_{aer}$  dans sa valeur de la puissance nominale, pour assurer la sécurité de la génératrice et limiter les charges mécaniques transmises à la nacelle et à la tour. Si la vitesse du vent dépasse la vitesse maximale, le système de contrôle ajuste l'angle de calage des pales à la valeur  $\beta = 90^\circ$  pour arrêter la génératrice. C'est la mise en drapeau. Dans cette zone :

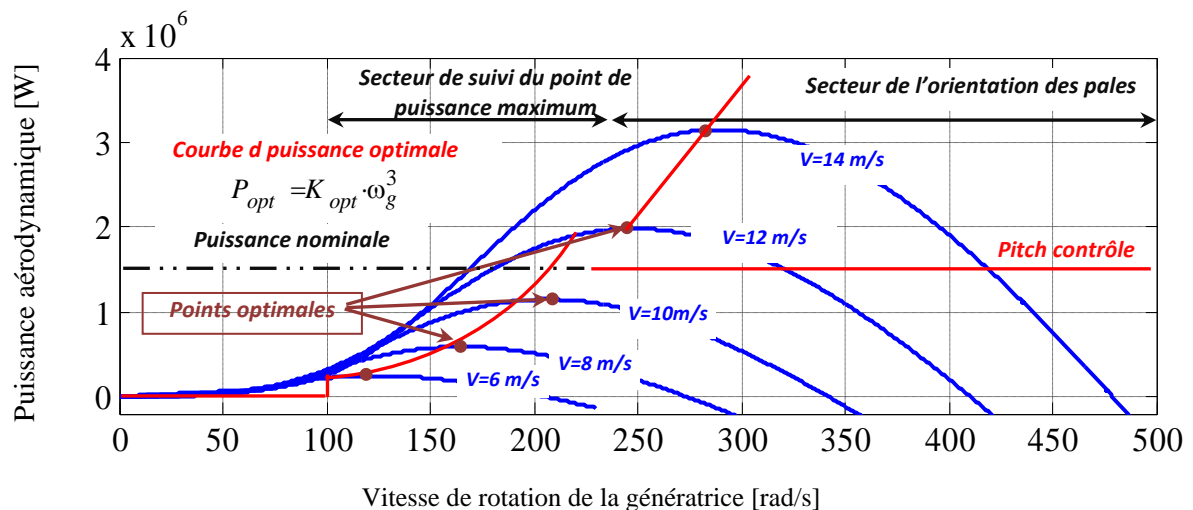
$$\begin{cases} V_n < V \leq V_{max} \\ P_{aer} = P_n \end{cases} \quad (II.25)$$

### II.5.2. Conception de la stratégie de contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable

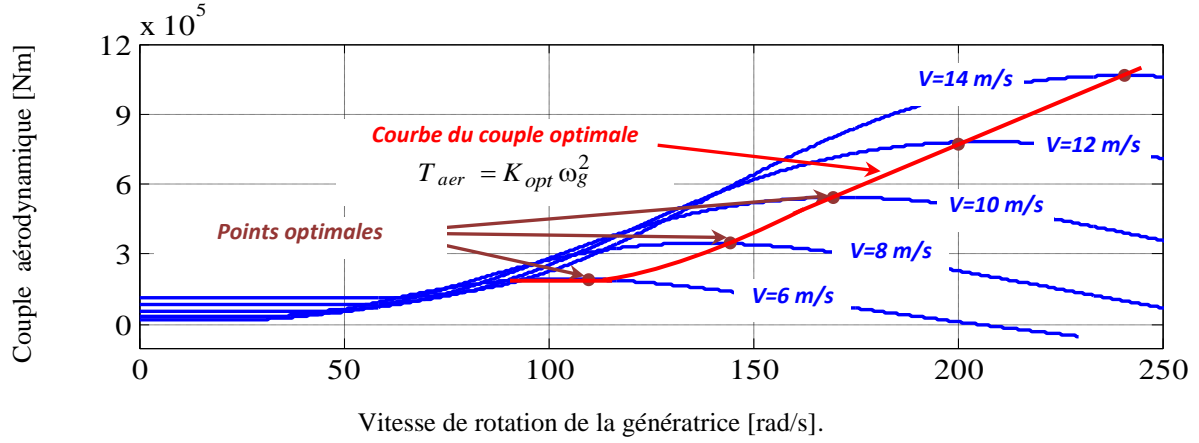
Avec l'augmentation de la taille des éoliennes, la conception de la stratégie de contrôle devient de plus en plus importante. Par conséquent, les stratégies utilisées pour contrôler la vitesse et l'angle d'orientation des pales doivent être soigneusement conçus, afin d'atteindre les objectifs du cahier de charge. Les éoliennes à vitesse variable permettent de faire varier la vitesse du rotor de la génératrice en fonction de la vitesse du vent. Il existe cependant une multitude de stratégies possibles permettant de définir cette relation. La manière la plus évidente de définir une stratégie de contrôle serait de spécifier la vitesse du rotor de la turbine tout simplement en fonction de la vitesse du vent ; c'est-à-dire de définir la vitesse de référence de la turbine en fonction de la vitesse du vent.

### II.5.3. Caractéristiques de puissance et de couple aérodynamique de la turbine éolienne

La vitesse du vent appliquée sur les pales de la turbine éolienne, entraîne sa mise en rotation et crée une puissance et un couple aérodynamique sur de la turbine. Les caractéristiques de la puissance et du couple aérodynamique en fonction de la vitesse de rotation de la génératrice sont données par des courbes telles que celles des Figures II.9 et II.10 [Bue-81].



**Figure II. 9:** Courbes typiques de la puissance aérodynamique d'une éolienne en fonction de la vitesse de rotation de la génératrice pour différentes vitesses du vent.



**Figure II. 10 :** Courbes typiques du couple aérodynamique d'une éolienne en fonction de la vitesse de rotation de la génératrice sous différentes vitesses de vent.

En utilisant l'équation (II.8), les caractéristiques de puissance aérodynamique-vitesse de la génératrice d'une éolienne de grande puissance, 1.5 MW, pour différentes vitesses de vent sont représentées par les courbes de la Figure. II.9.

En utilisant l'équation (II.10) et les caractéristiques de la Figure II.9, nous obtenons les caractéristiques couple aérodynamique-vitesse de rotation de la génératrice. Ces caractéristiques, un angle de calage des pales nul, sont représentées par des courbes de la Figure. II.10.

## II.6. Contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable en dessous de la puissance nominale

### II.6.1. Contrôle direct en vitesse

Dans cette section, nous nous intéresserons par le contrôle de la turbine éolienne à deux masses en régime transitoire et permanent. Les deux approches précédentes, contrôle indirect en vitesse et contrôle par retour du couple aérodynamique, sont valables uniquement lorsque la turbine éolienne à deux masses fonctionne en régime permanent. Afin d'améliorer le comportement dynamique de la poursuite de la courbe de rendement maximal, la commande dans la zone de fonctionnement à charge partielle peut être réalisée par le contrôle direct en vitesse de rotation de la génératrice.

Généralement, la vitesse de rotation de la génératrice est proportionnelle à la vitesse de rotation de la turbine éolienne à une seule masse, donc le choix de la vitesse de rotation de référence de la génératrice est très facile. Par contre et pour la turbine éolienne à deux masses, la vitesse de rotation de la génératrice n'est pas proportionnelle avec la vitesse de rotation de la turbine éolienne.

Pour les turbines éoliennes à deux masses, avant de choisir le type de contrôle,

Lorsque la turbine fonctionne sur la courbe de rendement optimal, l'équation dynamique du rotor de la turbine (II.10) s'écrit comme suite:

$$J_t \frac{d\omega_{t,opt}}{dt} = T_{aer,opt} - f_t \omega_{t,opt} - T_{ls,opt} \quad (II.26)$$

Dans les conditions optimales, le couple optimal de l'arbre lent s'écrit comme suit [Ben-23]:

$$T_{ls,opt} = B_{ls} \gamma + K_{ls} \dot{\gamma} \quad (II.27)$$

Où :

$$\gamma = \theta_{r,opt} - \frac{\theta_g}{n_g} \quad (\text{II.28})$$

En divisant l'équation (II.27) par  $n_g$ , il vient :

$$\frac{T_{ls,opt}}{n_g} = B_{eq}\gamma + K_{eq}\dot{\gamma} \quad (\text{II.29})$$

Où :

$$\begin{cases} B_{eq} = \frac{B_{ls}}{n_g} \\ K_{eq} = \frac{K_{ls}}{n_g} \end{cases}$$

Avec :

$B_{eq}$  : Le coefficient de torsion équivalent [ Nm /rd ].

$K_{eq}$  : Le coefficient de frottements visqueux équivalent [ Nm /rd /s ].

En utilisant (II.12), le couple optimal de l'arbre rapide est donnée par :

$$T_{hs,opt} = \frac{T_{ls,opt}}{n_g} \quad (\text{II.30})$$

Définissant la grandeur de référence suivante :

$$T_{hs}^* = T_{hs,opt} \quad (\text{II.31})$$

Où :

$$T_{hs}^* = B_{eq}\gamma + K_{eq}\dot{\gamma} \quad (\text{II.32})$$

Appliquant la transformation de la PLACE sur l'équation (II.32), elle devient :

$$\gamma_L = \frac{T_{hs}^*}{(B_{eq} + K_{eq}s)} \quad (\text{II.33})$$

Combinant les deux équations (II.27) et (II.33), la position angulaire de référence  $\theta_g$ , peut s'écrire :

$$\theta_g^* = n_g \theta_{r,opt} - \frac{n_g T_{hs}^*}{(B_{eq} + K_{eq}s)} \quad (\text{II.34})$$

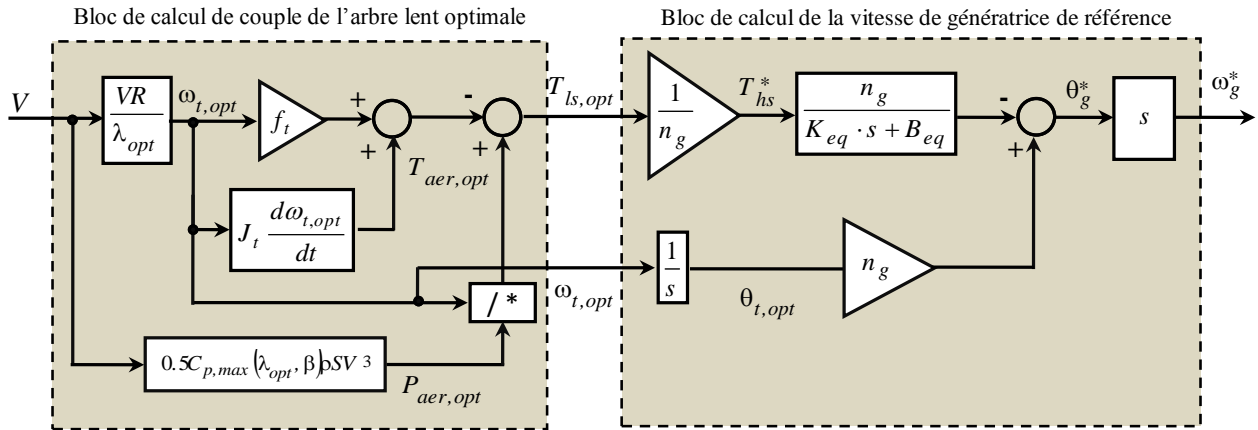
En utilisant la loi d'un corps en rotation :

$$\omega = \frac{d\theta}{dt} \quad (\text{II.35})$$

La vitesse de référence de la génératrice peut être facilement déduite à partir de l'équation (II.35), comme suit :

$$\omega_g^* = \frac{d\theta_g^*}{dt} \quad (\text{II.36})$$

Finalement, le schéma bloc de calcul de la vitesse de référence de la génératrice est illustré sur la Figure II.13.



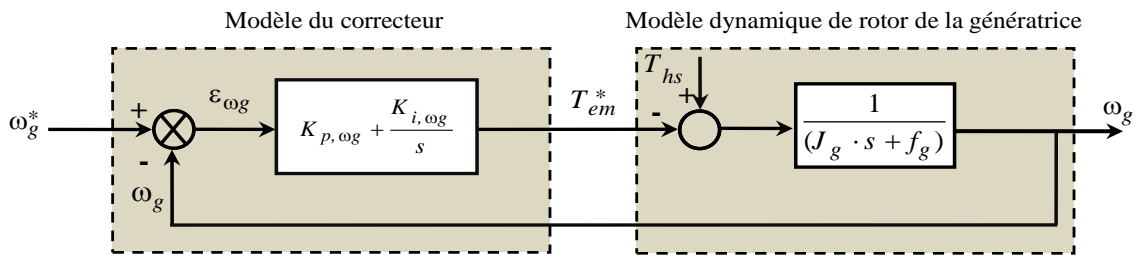
**Figure II.11** : Schéma bloc de calcul de la vitesse de référence de la génératrice ( $\omega_g^*$ ).

### II.6.2. Contrôle direct en vitesse par contrôleur Proportionnel-Intégral

Dans la configuration en mode conventionnel, la vitesse de la génératrice doit être asservie par un contrôleur Proportionnel-Intégral (PI). Afin de suivre la vitesse de référence de la génératrice, la servocommande de vitesse utilisant le couple électromagnétique de référence  $T_{em}^*$  est utilisée :

$$T_{em}^* = (\omega_g^* - \omega_g) \cdot \left[ K_{p,\omega_g} + \frac{K_{i,\omega_g}}{s} \right] \quad (\text{II.37})$$

La boucle de régulation de la vitesse de la génératrice  $\omega_g$  est représentée par la Figure II.14.



**Figure II.12** : Schéma bloc de régulation de la vitesse de la génératrice.

Nous pouvons écrire la fonction de transfert en boucle fermée sous la forme mathématique suivante :

$$\omega_g = H(s) \cdot \omega_g^* + G(s) \cdot T_{hs} \quad (\text{II.38})$$



Où :  $H(s)$  est la fonction de transfert liée à la vitesse de référence :

$$H(s) = \frac{K_{p,\omega g} \cdot s + K_{i,\omega g}}{J_g \cdot s^2 + (f_g + K_{p,\omega g}) \cdot s + K_{i,\omega g}} \quad (\text{II.39})$$

Et  $G(s)$  est la fonction de transfert liée à la perturbation :

$$G(s) = \frac{s}{J_g \cdot s^2 + f_g + K_{p,\omega g} \cdot s + K_{i,\omega g}} \quad (\text{II.40})$$

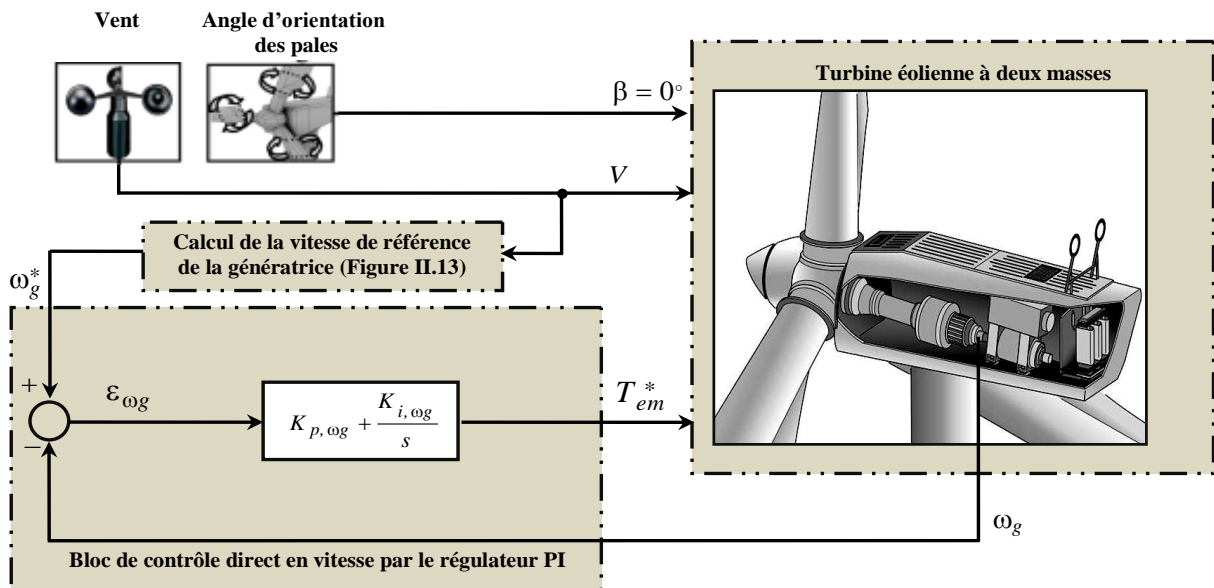
Pour baisser l'effet de la perturbation, représentée par le couple de l'arbre rapide  $T_{hs}$ , nous allons intérêt à choisir une valeur élevée pour le gain  $K_{p,\omega g}$ . L'autre gain  $K_{i,\omega g}$  est choisi de manière à avoir une fonction de transfert du 2<sup>ème</sup> ordre, ayant une pulsation naturelle et un coefficient d'amortissement optimal, comme suit :

$$\begin{cases} \omega_{n,1} = \sqrt{\frac{K_{i,\omega g}}{J_g}} \\ \zeta_1 = \frac{J_g + f_g + K_{p,\omega g}}{2 \cdot K_{i,\omega g}} \omega_{n,1} \end{cases} \quad (\text{II.41})$$

Donc, pour imposer un temps de réponse et un facteur d'amortissement, nous trouvons :

$$\begin{cases} K_{i,\omega g} = (\omega_{n,1})^2 \cdot J_g \\ K_{p,\omega g} = \frac{2 \cdot \zeta_1 \cdot K_{i,\omega g}}{\omega_{n,1}} - f_g \end{cases} \quad (\text{II.42})$$

Le schéma de contrôle direct en vitesse par le régulateur PI est représenté sur la Figure II.15.



**Figure II. 13 :** Schéma bloc de la maximisation de la puissance extraite par le contrôle direct en vitesse en utilisant le contrôleur PI classique.

### II.6.3. Résultats de simulation de contrôle de la turbine éolienne à deux masses et interprétations

Afin d'évaluer la commande MPPT par le contrôleur classique de type PI appliquée à la turbine éolienne à deux masses, nous allons réaliser une série de simulations l'environnement sous Matlab/Simulink. Cette évaluation à effectuer par le premier profil du vent, illustré sur la Figure II.4. Cette allure très fluctuée et stochastique est obtenue en utilisant le modèle décrit par l'équation II.3. Les paramètres de la turbine éolienne utilisés dans la simulation sont donnés en annexe.

#### II.6.3.a .Résultats de simulation

La Figure II.16, illustre résultats de simulation de contrôle direct en vitesse par contrôleur PI.

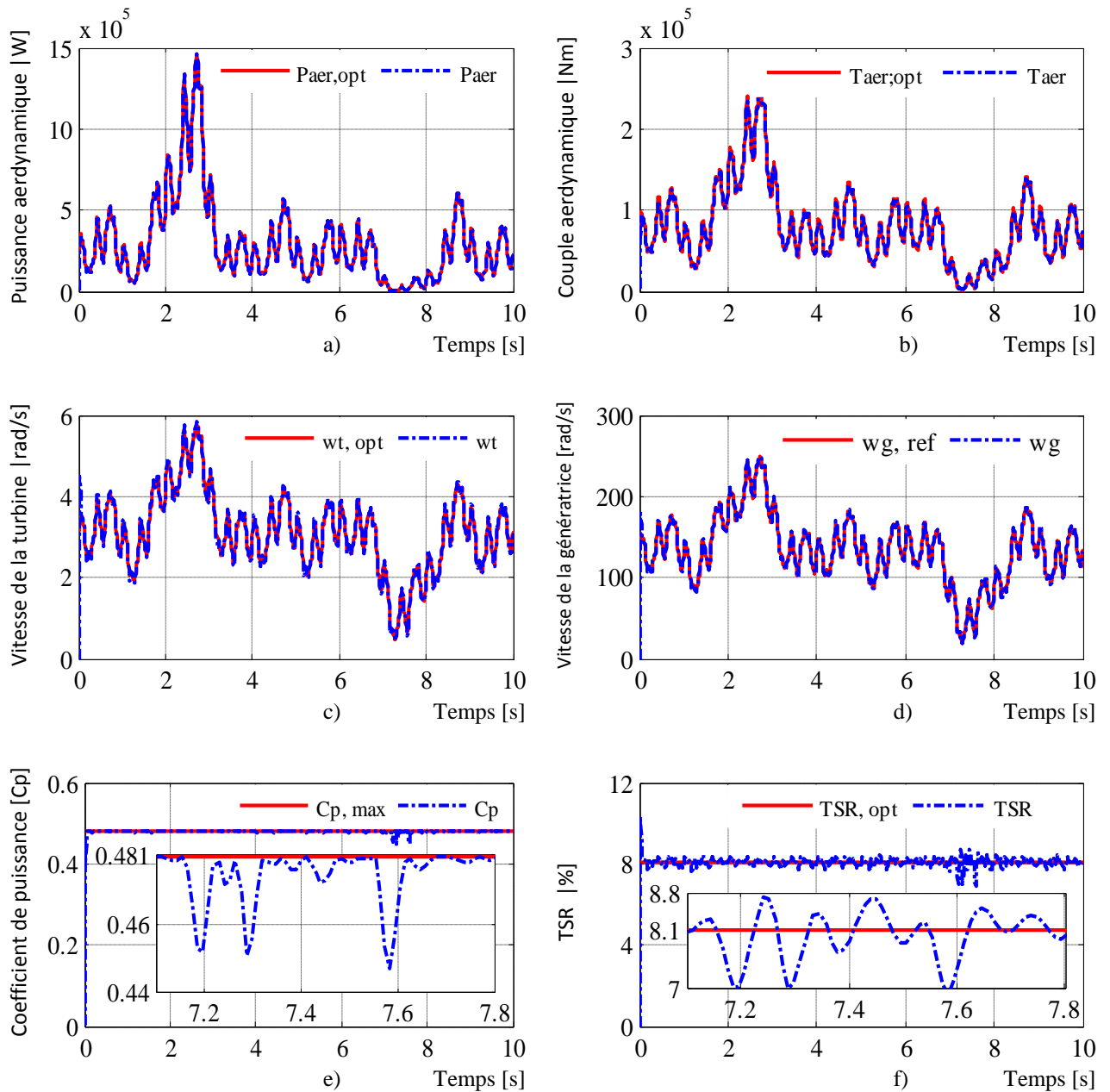


Figure II-14 : Résultats de Contrôle direct en vitesse par contrôleur Proportionnel-Intégral.

### **II.6.3.b. Interprétation des résultats**

À partir de l'analyse des résultats de simulation obtenus, nous pouvons déduire plusieurs points importants. En ce qui concerne la vitesse de la turbine, les résultats ont montré qu'elle est proportionnelle à la vitesse du vent. On constate également que le rapport de vitesse suit la référence optimale imposée, et que le coefficient de puissance atteint le coefficient de puissance maximal requis. Finalement, les résultats de la simulation nous ont permis de vérifier l'efficacité et la fiabilité de la stratégie de contrôle MPPT.

## **II.7. Conclusion**

Ce chapitre a été consacré à la modélisation de la turbine éolienne à deux masses, plus précisément à sa partie mécanique. Nous avons commencé par étude sur la conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique, ainsi que sur la conception d'une éolienne à axe horizontal : sa description, son principe de fonctionnement, etc. Par la suite, nous avons modélisé la turbine éolienne et présenté sa stratégie de contrôle, qui repose sur la technique MPPT avec asservissement de la vitesse mécanique. Après l'analyse des résultats de simulation nous ont permis de vérifier l'efficacité et la fiabilité de la stratégie de contrôle proposé. Technique a pour principal objectif de réguler la vitesse de la turbine afin de la maintenir à une valeur optimale, permettant ainsi de générer la puissance maximale. Enfin, le chapitre suivant sera consacré à la modélisation de la partie électrique de la turbine

# Chapitre

## III Modélisation et commande de la partie électrique(GADA)



### **III.1. Introduction**

Dans le cadre de l'exploitation de l'énergie éolienne, la maîtrise du comportement électromécanique des générateurs est essentielle pour assurer un fonctionnement efficace, stable et conforme aux exigences du réseau électrique. Ce chapitre est dédié à la modélisation de la partie électrique du système éolien, ainsi qu'à la mise en œuvre de la commande vectorielle appliquée au générateur à double alimentation (GADA), technologie largement adoptée dans les systèmes éoliens à vitesse variable.

Dans la première partie de ce chapitre, nous nous intéresserons à la modélisation de la partie électrique du système éolien. Nous expliquerons les raisons pour lesquelles les systèmes éoliens utilisant une machine asynchrone à double alimentation sont les plus répandus pour la production d'énergie électrique. Par la suite, nous rappellerons les notions, le principe de fonctionnement et les modes de fonctionnement de la machine asynchrone à double alimentation associées aux convertisseurs d'électronique de puissance dans un contexte éolien.

Dans la seconde partie, nous abordons la stratégie de commande vectorielle de GADA. La commande vectorielle par orientation du flux permet d'améliorer les performances en régime à vitesse variable, en assurant le contrôle des puissances active et réactive statoriques. Ce travail propose une loi de commande pour la GADA basée sur l'orientation du flux statorique.

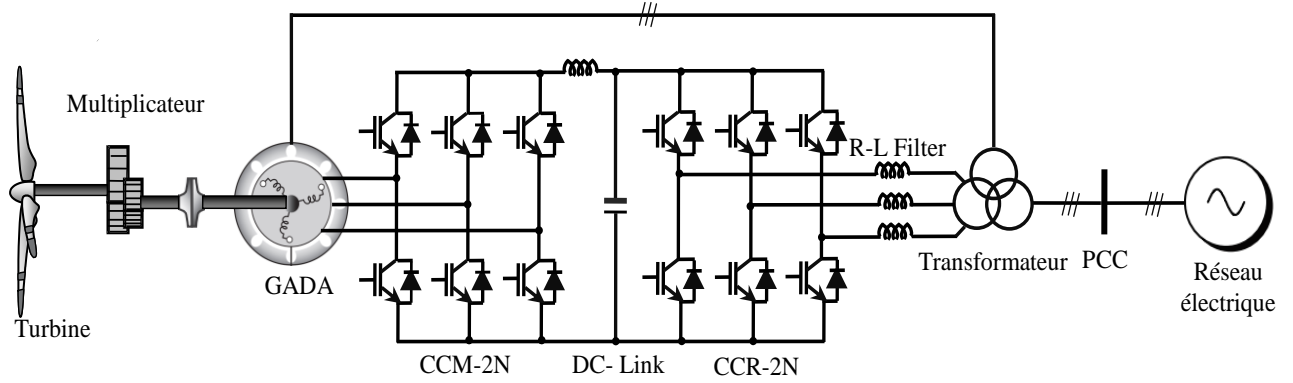
### **III.2. Description et modélisation de la GADA connectée au réseau électrique équilibré**

#### **III.2.1. Description de la GADA**

La GADA est généralement constituée de deux ensembles de bobinages triphasés : l'un placé sur le stator et l'autre sur le rotor. Dans le domaine de l'énergie éolienne, les enroulements du stator sont directement connectés au réseau électrique, tandis que ceux du rotor sont couplés au réseau à travers des convertisseurs électroniques de puissance. Ces derniers, appelés Convertisseur Côté Machine (CCM) et Convertisseur Côté Réseau (CCR), sont modélisés comme des sources de tension. Leur rôle principal consiste à adapter la fréquence entre celle du réseau et celle du rotor, ce qui permet à la génératrice de fonctionner à vitesse variable.

Dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne, la GADA est particulièrement prisée en raison de ses nombreux atouts. L'un des plus significatifs est la possibilité de dimensionner les convertisseurs électroniques de manière à ne traiter qu'environ 30 % de la puissance nominale de la machine. Cela permet une variation de la vitesse de rotation autour de la vitesse de synchronisme sur une plage d'environ  $\pm 30$  %.

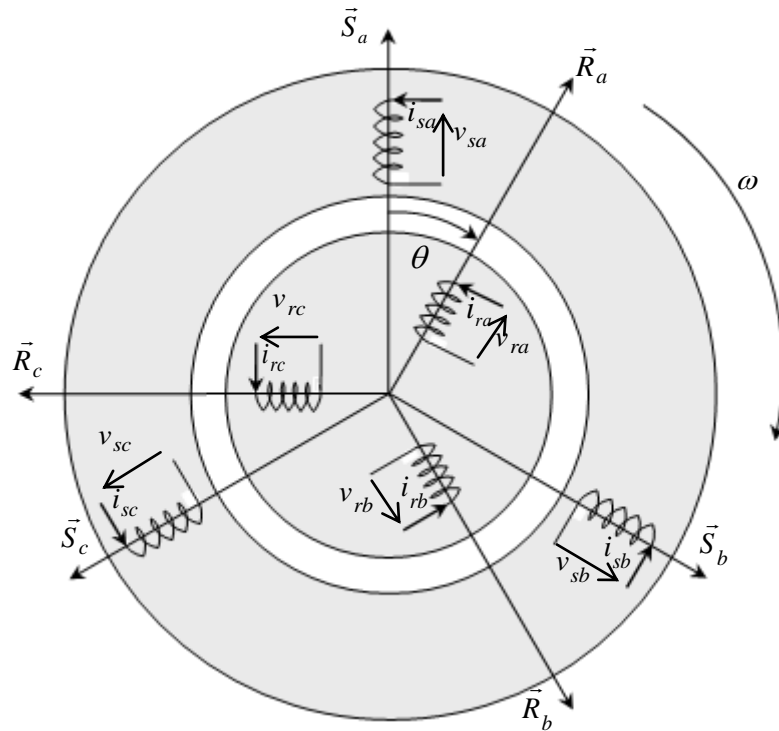
La Figure III.1 illustre la configuration typique d'un tel système de conversion d'énergie éolienne.



**Figure III.1 :** Structure d'un système de conversion d'énergie éolienne basé sur la GADA.

### III.3. Modélisation de la machine asynchrone double alimentation

Pour commander la machine asynchrone à double alimentation, comme bien d'autres procédés, il faut disposer d'un modèle avec une connaissance plus ou moins précise des éléments le constituant. Mathématiquement, on peut représenter la MADA par un modèle entrée sortie sous forme de fonction de transfert ou encore sous forme d'équations en variables d'état [Rab-17]. On représente la machine asynchrone double alimentation par six équations électriques et une seule équation mécanique qui concerne la dynamique du rotor. La MADA peut être schématisée par la Figure III.2.



**Figure III.2 :** Représentation électrique des enroulements d'une machine asynchrone triphasée.

### III.3.1. Hypothèses simplificatrices

Pour notre étude, nous considérons les hypothèses simplificatrices suivantes [Nau-08][Chik13]:

Le circuit magnétique n'est pas saturé, ce qui permet d'exprimer les flux comme étant linéaires par rapport aux courants.

- Les pertes par hystérésis et par courants de Foucault sont négligées.
- Les forces magnétomotrices générées par chacune des phases des deux armatures sont supposées avoir une répartition sinusoïdale.
- Les résistances sont considérées comme constantes, indépendamment de la température, et l'effet de peau est ignoré.
- L'entrefer est supposé constant.
- Les inductances propres sont constantes.

Ainsi, tous les coefficients des inductances propres sont considérés comme constants, tandis que les coefficients des inductances mutuelles ne dépendent que de la position relative des enroulements [Bri-10].

### III.3.2. Equations électriques

La loi de Faraday, qui exprime la tension aux bornes d'une bobine, est donnée la relation suivante :

$$e = - \frac{d\phi}{dt} \quad (\text{III.6})$$

#### ▪ Pour le stator

$$\begin{cases} v_{sa} = R_s i_{sa} + \frac{d\phi_{sa}}{dt} \\ v_{sb} = R_s i_{sb} + \frac{d\phi_{sb}}{dt} \\ v_{sc} = R_s i_{sc} + \frac{d\phi_{sc}}{dt} \end{cases} \quad (\text{III.7})$$

Ou :

$$[V_s] = [R_s] \cdot [I_s] + \frac{d}{dt} [\phi_s] \quad (\text{III.8})$$

#### ▪ Pour le rotor

$$\begin{cases} v_{ra} = R_r i_{ra} + \frac{d\phi_{ra}}{dt} \\ v_{rb} = R_r i_{rb} + \frac{d\phi_{rb}}{dt} \\ v_{rc} = R_r i_{rc} + \frac{d\phi_{rc}}{dt} \end{cases} \quad (\text{III.9})$$

Ou :

$$[V_r] = [R_r] \cdot [I_r] + \frac{d}{dt} [\phi_r] \quad (\text{III.10})$$



Avec :

$$\begin{aligned}
 [V_s] &= \begin{bmatrix} v_{sa} \\ v_{sb} \\ v_{sc} \end{bmatrix}, [I_s] = \begin{bmatrix} i_{sa} \\ i_{sb} \\ i_{sc} \end{bmatrix}, [\phi_s] = \begin{bmatrix} \phi_{sa} \\ \phi_{sb} \\ \phi_{sc} \end{bmatrix}, [R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \\
 [V_r] &= \begin{bmatrix} v_{ra} \\ v_{rb} \\ v_{rc} \end{bmatrix}, [I_r] = \begin{bmatrix} i_{ra} \\ i_{rb} \\ i_{rc} \end{bmatrix}, [\phi_r] = \begin{bmatrix} \phi_{ra} \\ \phi_{rb} \\ \phi_{rc} \end{bmatrix}, [R_r] = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

Et :

$[V_s] = [v_{sa}, v_{sb}, v_{sc}]^T$  : Vecteur des tensions instantanées des phases a, b et c statoriques.

$[I_s] = [i_{sa}, i_{sb}, i_{sc}]^T$  : Vecteur des courants instantanées des phases a, b et c statoriques.

$[\phi_s] = [\phi_{sa}, \phi_{sb}, \phi_{sc}]^T$  : Vecteur des flux instantanées des phases a, b et c statoriques.

$[V_r] = [v_{ra}, v_{rb}, v_{rc}]^T$  : Vecteur des tensions instantanées des phases a, b et c rotoriques.

$[I_r] = [i_{ra}, i_{rb}, i_{rc}]^T$  : Vecteur des courants instantanées des phases a, b et c rotoriques.

$[\phi_r] = [\phi_{ra}, \phi_{rb}, \phi_{rc}]^T$  : Vecteur des flux instantanées des phases a, b et c rotoriques.

$R_s$  et  $R_r$  : Résistance d'une phase statorique et d'une phase rotorique, respectivement.

### III.3.3. Equations Magnétiques (la relation entre le flux et courant)

Pour le stator et rotor :

$$\begin{aligned}
 [\phi_s] &= [L_{ss}] [I_s] + [M_{sr}] [I_r] \\
 [\phi_r] &= [L_{rr}] [I_r] + [M_{rs}] [I_s]
 \end{aligned} \tag{III.11}$$

$$[L_{ss}] = \begin{bmatrix} l_{ss} & m_{ss} & m_{ss} \\ m_{ss} & l_{ss} & m_{ss} \\ m_{ss} & m_{ss} & l_{ss} \end{bmatrix} \text{ Et } [L_{rr}] = \begin{bmatrix} l_{rr} & m_{rr} & m_{rr} \\ m_{rr} & l_{rr} & m_{rr} \\ m_{rr} & m_{rr} & l_{rr} \end{bmatrix}$$

Où la matrice des inductances statoriques et rotoriques est donnée par :

$$[M_{sr}] = [M_{rs}]^T = m_{sr} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) & \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \tag{III.12}$$

Avec :

$l_{ss}, l_{rr}$  : Inductances propres d'une phase statorique et d'une phase rotorique, respectivement ;

$m_{ss}, m_{rr}$  : Inductances mutuelles entre deux phases statorique et entre deux phases rotorique, respectivement ;

$m_{sr}$  : Valeur maximale de l'inductance mutuelle entre phase statorique et phase rotorique ;

### III.3.4. Equation Mécanique

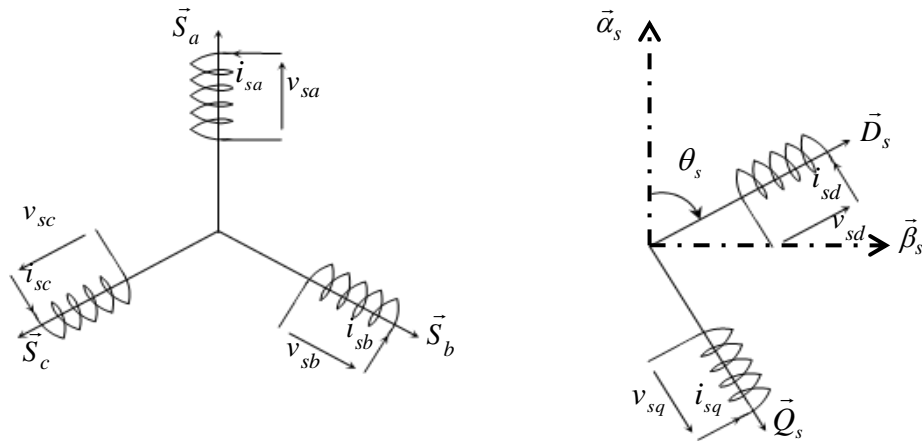
L'équation mécanique s'écrit par la relation suivante :

$$C_g - C_{em} = J \cdot \frac{d\Omega}{dt} + f \cdot \Omega \quad (\text{III.13})$$

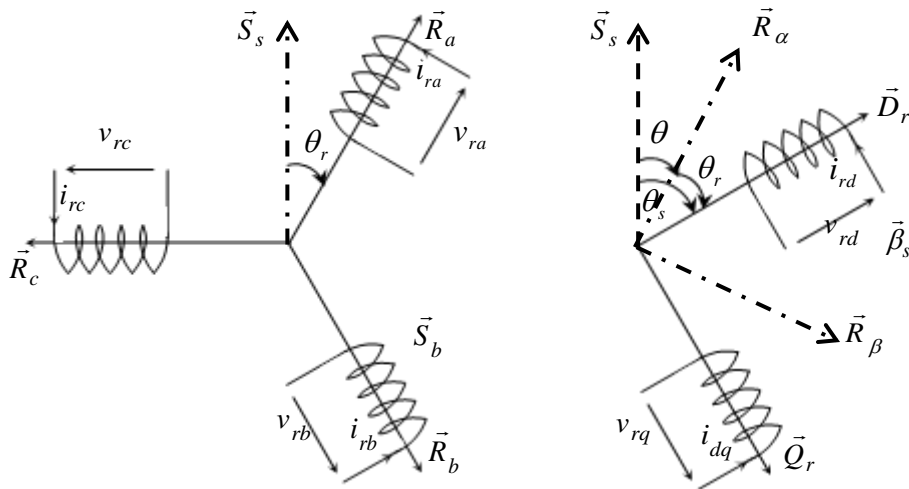
## III.4. Transformation de PARK

### III.4.1. Définition

La transformation de Park permet de convertir un système triphasé  $(a,b,c)$  vers un système biphasé  $(d,q)$ . Cette transformation s'applique sur les courants, les tensions et les flux à travers un changement de variables faisant intervenir l'angle  $\theta$  de rotation électrique entre l'axe  $d$  du repère diphasé et le repère fixe lié à la phase du stator.



**Figure III.3 :** Repérage angulaire du système d'axes  $(d,q)$  associé au stator de la MAS.



**Figure III.4 :** Repérage angulaire du système d'axes  $(d,q)$  associé au rotor de la MAS.

$$[p(\theta)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta) & -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{III.14})$$

$$[p(\theta)]^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{III.15})$$

Le changement des variables (tensions, courants, flux) est défini par la transformation suivante:

$$\begin{bmatrix} X_d \\ X_q \\ X_o \end{bmatrix} = [p(\theta)] \cdot \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix} \quad (\text{III.16})$$

**Remarque (III.1) :** Cette transformation est fréquemment employée dans les problèmes de commande des machines électriques. Elle préserve l'invariance de la puissance, bien qu'elle n'assure pas celle des amplitudes des grandeurs [Chik-13][Mez-06].

### III.4.2. Choix de référentiel de Park

Suivant la constitution et le principe de fonctionnement de la MADA, nous trouvons trois choix utiles pour le référentiel  $(d-q)$  :

Référentiel fixe au stator (référentiel stationnaire  $\frac{d\theta_s}{dt} = 0$ ) : Ce référentiel est fréquemment utilisé dans l'étude des observateurs.

- **Référentiel fixé au rotor** (référentiel tournant  $\frac{d\theta_r}{dt} = 0 \Rightarrow \theta_s = \theta = \omega = P \cdot \Omega$ ) : Il est principalement utilisé dans l'étude des régimes transitoires.
- **Référentiel fixé au champ tournant statorique** (référentiel tournant à la vitesse de pulsation statorique  $\frac{d\theta_s}{dt} = \omega_s$ ) : Ce référentiel est souvent utilisé dans l'étude et la synthèse des lois de commande. Les axes sont désigné par  $(d, q)$ . C'est ce dernier référentiel que nous allons utiliser en vue de l'étude de la commande vectorielle à flux statorique orienté. Ce choix permet de définir une pulsation de glissement  $\omega_g = \omega_s - \omega_r$ .

### III.4.3. Modèle diphasé de la MADA

#### III.4.3.1. Equations électriques

Selon la transformation de Park, et en appliquant la loi des mailles aux composantes des vecteurs statorique et rotoriques dans le repère tournant, on obtient le système d'équations (III.17), lequel représente le modèle de la machine asynchrone à double alimentation dans le repère  $(d,q)$  lié au champ tournant.

$$\begin{cases} v_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d\phi_{sd}}{dt} - \omega_s \phi_{sq} \\ v_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d\phi_{sq}}{dt} + \omega_s \phi_{sd} \\ v_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d\phi_{rd}}{dt} - \omega_r \phi_{rq} \\ v_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d\phi_{rq}}{dt} + \omega_r \phi_{rd} \end{cases} \quad (III.17)$$

#### III.4.3.2. Equations électromagnétiques

De façon analogue, on peut déterminer les expressions des flux statoriques et rotoriques.

$$\begin{cases} \phi_{sd} = L_s \cdot i_{sd} + M \cdot i_{rd} \\ \phi_{sq} = L_s \cdot i_{sq} + M \cdot i_{rq} \\ \phi_{rd} = L_r \cdot i_{rd} + M \cdot i_{sd} \\ \phi_{rq} = L_r \cdot i_{rq} + M \cdot i_{sq} \end{cases} \quad (III.18)$$

Où  $L_s$  et  $L_r$  sont respectivement les inductances statorique et rotorique, et  $M$  est l'inductance mutuelle statorique et rotorique.

Les expressions des courants en fonctions des flux sont comme suit :

$$\begin{cases} i_{sd} = \frac{1}{\sigma L_s} \phi_{sd} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{rd} \\ i_{sq} = \frac{1}{\sigma L_s} \phi_{sq} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{rq} \\ i_{rd} = \frac{1}{\sigma L_r} \phi_{rd} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{sd} \\ i_{rq} = \frac{1}{\sigma L_r} \phi_{rq} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{sq} \end{cases} \quad (III.19)$$

$$L_s = l_{ss} - m_{ss}, L_r = l_{rr} - m_{rr}, M = \frac{3}{2} m_{sr} \quad (III.20)$$

#### III.4.3.3. Couple électromagnétique

À ces équations s'ajoute l'équation générale du couple électromagnétique, dérivée de l'expression donnée par :

$$C_{em} = [I_s]^T \left\{ \frac{d}{dt} [M] \right\} [I_r] \quad (III.21)$$

$$C_{em}(i_{sd}, i_{sq}, \phi_{sd}, \phi_{sq}) = p \cdot (\phi_{sd} \cdot i_{sq} - \phi_{sq} \cdot i_{sd}) \quad (\text{III.22})$$

En appliquant la transformation de Park à cette équation, on obtient l'expression suivante :

$$C_{em}(i_{sd}, i_{sq}, i_{rd}, i_{rq}) = p \cdot M \cdot (i_{rd} \cdot i_{sq} - i_{sd} \cdot i_{rq}) \quad (\text{III.23})$$

En utilisant les expressions (III.21), (III.22) et (III.23), d'autres expressions du couple électromagnétique peuvent être retrouvées :

$$C_{em}(i_{rd}, i_{rq}, \phi_{sd}, \phi_{sq}) = \frac{p \cdot M}{L_s} \cdot (\phi_{sq} \cdot i_{rd} - \phi_{sd} \cdot i_{rq}) \quad (\text{III.24})$$

#### III.4.3.4. Puissances active et réactive (statorique, rotorique)

En négligeant les pertes de puissance dues à la résistance statorique, les puissances active et réactive s'expriment comme suit [Chik-13] [Bel-14]:

$$\begin{cases} P_s = (v_{sd} \cdot i_{sd} + v_{sq} \cdot i_{sq}) \\ Q_s = (v_{sq} \cdot i_{sd} - v_{sd} \cdot i_{sq}) \end{cases} \quad (\text{III.25})$$

De la même façon, on peut exprimer la puissance active et réactive rotoriques comme suit:

$$\begin{cases} P_r = (v_{rd} \cdot i_{rd} + v_{rq} \cdot i_{rq}) \\ Q_r = (v_{rq} \cdot i_{rd} - v_{rd} \cdot i_{rq}) \end{cases} \quad (\text{III.26})$$

Étant donné que la fréquence des tensions statorique est imposée par le réseau électrique, celle de la pulsation des courants rotorique est donnée par :

$$\omega_r = \omega_s - p\Omega \quad (\text{III.27})$$

#### III.4.3.5. Modèle d'état de la MADA

Le modèle d'état de Park de la MADA peut être exprimé sous la forme matricielle suivante [Chik-13]:

$$\begin{cases} \frac{d\phi_{sd}}{dt} = -\frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} + \omega_s \cdot \phi_{sq} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} + v_{sd} \\ \frac{d\phi_{sq}}{dt} = -\omega_s \cdot \phi_{sd} - \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rq} + v_{sq} \\ \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} = \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sq} - (R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} R_s) i_{rd} + \sigma L_r \omega_r i_{rq} + v_{rd} - \frac{M}{L_s} v_{sd} \\ \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} = \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} + \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} - \sigma L_r \omega_r i_{rd} - (R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} R_s) i_{rq} + v_{rq} - \frac{M}{L_s} v_{sq} \\ \frac{d\omega_g}{dt} = \frac{p}{J_g} (C_g - C_{em}) - \frac{F}{J_g} \cdot \omega_g \end{cases} \quad (\text{III.28})$$

Avec :

$$C_{em}(i_{rd}, i_{rq}, \phi_{sd}, \phi_{sq}) = \frac{p \cdot M}{L_s} \cdot (\phi_{sq} \cdot i_{rd} - \phi_{sd} \cdot i_{rq}) \quad (\text{III.29})$$

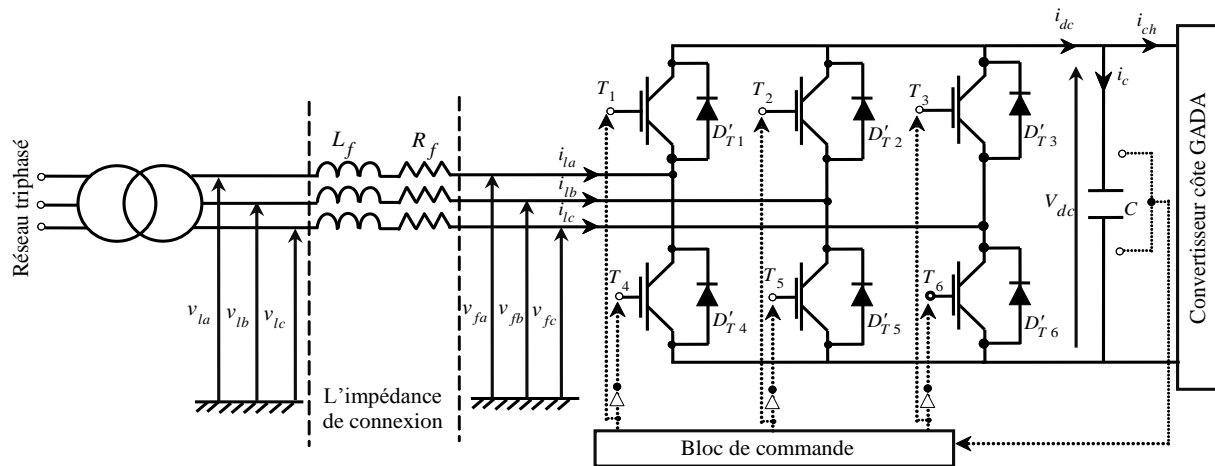
Où :

$$\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_s \cdot L_r} : \text{Est le coefficient de dispersion.}$$

### III.5. Redresseur à MLI (à deux niveaux et trois bras)

#### III.5.1. Structure et principe de fonctionnement

Etant donné que la GADA produit une tension à fréquence et à amplitude variables, des dispositifs d'électronique de puissance supplémentaires sont nécessaires pour satisfaire les besoins demandés par les gestionnaires des réseaux électriques [Qua-13]. La méthode, souvent utilisée, est de redresser et filtrer la tension du réseau électrique pour fournir la tension du bus continue qui sert comme tension d'entrée de l'onduleur du côté machine. Contrairement aux redresseurs classiques, les redresseurs à Modulation de Largeur d'Impulsions (MLI) sont réalisés à l'aide de semi-conducteurs commandés à l'ouverture et à la fermeture. La possibilité de la commande à l'ouverture permet un contrôle total du convertisseur, parce que les interrupteurs peuvent être commutés, selon les besoins, aussi bien à la fermeture qu'à l'ouverture avec une fréquence assez élevée [Bou-09]. Le pont redresseur est constitué de trois bras. Chaque bras se compose de deux transistors bipolaires avec deux diodes antiparallèles (Figure III. 5).



**Figure III. 5:** Structure du redresseur à MLI.

Les interrupteurs d'électronique de puissance sont constitués, en fonction de la puissance commutée, de GTO (Gate Turn Off), de MOSFET de puissance ou d'IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor), associés en parallèle avec une diode. Cette diode assure la continuité du courant lors du changement de sens de ce dernier (Figure III. 5).

#### III.5.2. Représentation du redresseur à MLI dans le système triphasé

Ce convertisseur est constitué de trois bras, chacun connecté à une phase du réseau électrique équipé de deux interrupteurs [Ata-19, Sai-21.a].

Prenant les trois phases et en appliquant la loi des mailles :

$$\begin{cases} V_{la} = L_f \frac{di_{la}}{dt} + R_f i_{la} + v_{fa} \\ V_{lb} = L_f \frac{di_{lb}}{dt} + R_f i_{lb} + v_{fb} \\ V_{lc} = L_f \frac{di_{lc}}{dt} + R_f i_{lc} + v_{fc} \end{cases} \quad (\text{III.30})$$

D'un autre côté, les tensions  $V_{f,abc}$  sont reliées à la tension du bus continu par :

$$\begin{cases} v_{fa} = \left[ S_a - \frac{1}{3}(S_a + S_b + S_c) \right] V_{dc} \\ v_{fb} = \left[ S_b - \frac{1}{3}(S_a + S_b + S_c) \right] V_{dc} \\ v_{fc} = \left[ S_c - \frac{1}{3}(S_a + S_b + S_c) \right] V_{dc} \end{cases} \quad (\text{III.31})$$

L'équation (III.31) peut se mettre sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} v_{fa} \\ v_{fb} \\ v_{fc} \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (\text{III.32})$$

Où est l'état des deux interrupteurs du même bras ( $B_i$ ), supposé parfait, telle que ( $i = a, b, c$ ).

Les fonctions  $S_i$  sont définies par :

$$\begin{cases} S_i = 1 & \text{Si l'interrupteur en haut est fermé et l'interrupteur en bas est ouvert,} \\ S_i = 0 & \text{Si l'interrupteur en haut est ouvert et l'interrupteur en bas est fermé.} \end{cases}$$

On remplace l'équation (III.32) dans (III.30), nous aurons :

$$\begin{cases} V_{la} = L_f \frac{di_{la}}{dt} + R_f i_{la} + \frac{2S_a - S_b - S_c}{3} V_{dc} \\ V_{lb} = L_f \frac{di_{lb}}{dt} + R_f i_{lb} + \frac{2S_b - S_a - S_c}{3} V_{dc} \\ V_{lc} = L_f \frac{di_{lc}}{dt} + R_f i_{lc} + \frac{2S_c - S_a - S_b}{3} V_{dc} \end{cases} \quad (\text{III.33})$$

Ou sous forme matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} V_{la} \\ V_{lb} \\ V_{lc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_f & 0 & 0 \\ 0 & L_f & 0 \\ 0 & 0 & L_f \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{la} \\ i_{lb} \\ i_{lc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_f & 0 & 0 \\ 0 & R_f & 0 \\ 0 & 0 & R_f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{la} \\ i_{lb} \\ i_{lc} \end{bmatrix} + \frac{V_{dc}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (\text{III.34})$$

D'où la forme matricielle condensée :

$$[V_{l,abc}] = [L_f] \frac{d}{dt} [I_{l,abc}] + [R_f] [I_{l,abc}] + V_{dc} [K] [S_{abc}] \quad (\text{III.35})$$

Avec :

$[V_{l,abc}] = [V_{la}, V_{lb}, V_{lc}]^T$  : Vecteur des tensions triphasées d'alimentation,

$[I_{l,abc}] = [i_{la}, i_{lb}, i_{lc}]^T$  : Vecteur des courants triphasés absorbés par le redresseur,

$[S_{abc}] = [S_a, S_b, S_c]^T$  : Vecteur des états des interrupteurs du redresseur dans le repère a, b et c,

$[R_f]$  : Résistance de la ligne de connexion,

$[L_f]$  : Inductance de la ligne de connexion,

Le courant de sortie du redresseur est donné par :

$$i_{dc} = S_a i_{la} + S_b i_{lb} + S_c i_{lc} \quad (\text{III.36})$$

L'application de la loi des courants de Kirchhoff à la sortie du pont permet d'établir la relation suivante :

$$i_c = i_{dc} - i_{ch} \quad (\text{III.37})$$

Donc, le modèle du redresseur dans le repère (a, b, c) est donné par le système d'équation suivant :

$$\begin{cases} L_f \frac{di_{la}}{dt} = V_{la} - R_f i_{la} + \frac{S_b + S_c - 2S_a}{3} V_{dc} \\ L_f \frac{di_{lb}}{dt} = V_{lb} - R_f i_{lb} + \frac{S_a + S_c - 2S_b}{3} V_{dc} \\ L_f \frac{di_{lc}}{dt} = V_{lc} - R_f i_{lc} + \frac{S_a + S_b - 2S_c}{3} V_{dc} \end{cases} \quad (\text{III.38})$$

Avec :

$$C \frac{dV_{dc}}{dt} = S_a i_{la} + S_b i_{lb} + S_c i_{lc} - \frac{V_{dc}}{R_{ch}} \quad (\text{III.39})$$

Où :

$R_{ch}$  : est la résistance de charge,

$C$  : est la capacité de condensateur.

Sous la forme généralisée, l'équation (III.39) s'écrit :

$$\begin{cases} L_f \frac{di_h}{dt} = V_h - R_f i_h + \left( S_h - \frac{1}{3} \sum_{k=a}^c S_K \right) \cdot V_{dc} \\ C \frac{dV_{dc}}{dt} = \sum_{lk=a}^c S_K i_K - \frac{V_{dc}}{R_{ch}} \end{cases} \quad \text{avec : } h = a, b, c \quad (\text{III.40})$$

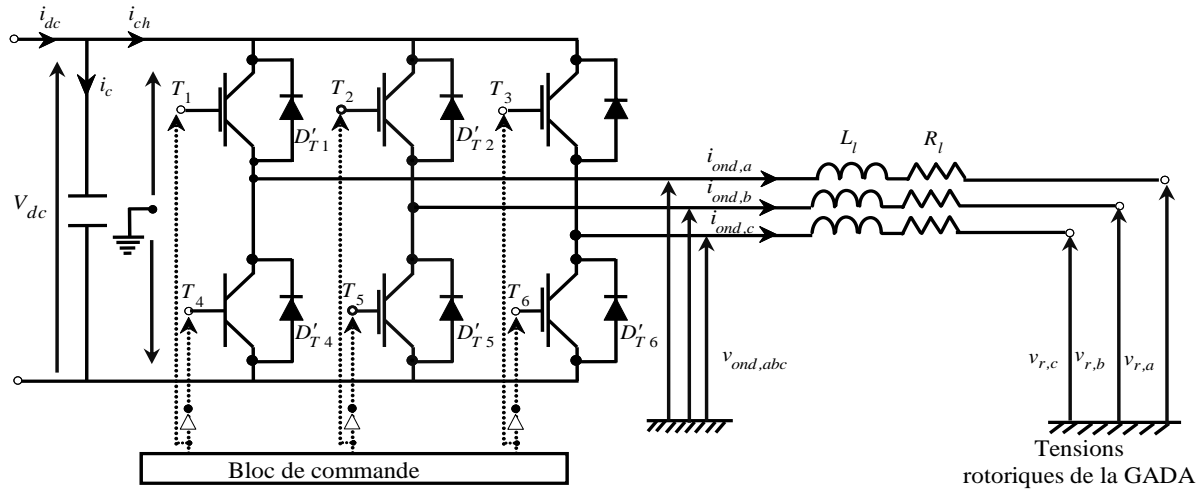
## III.6. Onduleur à MLI (à deux niveaux et trois bras)

### III.6.1. Structure et principe de fonctionnement

L'onduleur de tension est un convertisseur statique destiné à transformer l'énergie électrique d'une source de tension continue en une source de tension alternative, avec une amplitude et une fréquence ajustables. Il existe différentes structures d'onduleurs, chacune étant adaptée à un type d'application



spécifique ou à des performances particulières [Chik-13][Lab-06]. Dans cette étude, nous avons choisi un onduleur de tension à deux niveaux, contrôlé par la technique de Modulation de Largeur d'Impulsion (MLI). La modulation sinus-triangle a été sélectionnée pour générer les impulsions permettant de contrôler les tensions rotoriques de la GADA. La Figure III.6 présente le schéma de principe d'un onduleur triphasé, qui fonctionne par commutation forcée et est généralement conçu à base de transistors.



**Figure III. 6:** Structure d'onduleur triphasé à MLI.

### III.6.2. Représentation de l'onduleur de tension dans le système triphasé

Dans le cadre de notre étude, nous considérons le cas idéal d'un onduleur triphasé à deux niveaux de tension, modélisé par des interrupteurs parfaits à commutation instantanée.

Les tensions  $v_{ond,a}$ ,  $v_{ond,b}$ ,  $v_{ond,c}$  qui sont reliées à la tension d'entrée continu  $V_{dc}$  et les états des interrupteurs de l'onduleur, sont donnés par :

$$\begin{bmatrix} v_{ond,a} \\ v_{ond,b} \\ v_{ond,c} \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_a \\ F_b \\ F_c \end{bmatrix} \quad (III.41)$$

Avec  $F_i$  est l'état des deux interrupteurs du même bras ( $K_i$ ), supposé parfait, telle que ( $i = a, b, c$ ).

$$\begin{cases} F_i = 1 & \text{Si l'interrupteur en haut est fermé et l'interrupteur en bas est ouvert,} \\ F_i = 0 & \text{Si l'interrupteur en haut est ouvert et l'interrupteur en bas est fermé.} \end{cases}$$

En appliquant la loi des mailles entre les tensions de sortie de l'onduleur et les tensions rotoriques triphasées, nous pouvons écrire :

$$\begin{cases} L_l \frac{di_{ond,a}}{dt} + R_l i_{ond,a} = -v_{ond,a} + v_{ra} \\ L_l \frac{di_{ond,b}}{dt} + R_l i_{ond,b} = -v_{ond,b} + v_{rb} \\ L_l \frac{di_{ond,c}}{dt} + R_l i_{ond,c} = -v_{ond,c} + v_{rc} \end{cases} \quad (\text{III.42})$$

En remplaçant l'équation (III.41) dans l'équation (III.42), on obtient :

$$\begin{cases} v_{ra} = L_l \frac{di_{ond,a}}{dt} + R_l i_{ond,a} + \frac{2F_a - F_b - F_c}{3} V_{dc} \\ v_{rb} = L_l \frac{di_{ond,b}}{dt} + R_l i_{ond,b} + \frac{2F_b - F_a - F_c}{3} V_{dc} \\ v_{rc} = L_l \frac{di_{ond,c}}{dt} + R_l i_{ond,c} + \frac{2F_c - F_a - F_b}{3} V_{dc} \end{cases} \quad (\text{III.43})$$

Sous la forme matricielle, l'équation (III.43) devient :

$$\begin{bmatrix} L_l & 0 & 0 \\ 0 & L_l & 0 \\ 0 & 0 & L_l \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{ond,a} \\ i_{ond,b} \\ i_{ond,c} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_l & 0 & 0 \\ 0 & R_l & 0 \\ 0 & 0 & R_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ond,a} \\ i_{ond,b} \\ i_{ond,c} \end{bmatrix} = \frac{V_{dc}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_a \\ F_b \\ F_c \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} v_{ra} \\ v_{rb} \\ v_{rc} \end{bmatrix} \quad (\text{III.44})$$

D'où la forme matricielle condensée :

$$\begin{bmatrix} L_l \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{ond} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ond} \end{bmatrix} + V_{dc} \begin{bmatrix} K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{abc} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} V_r \end{bmatrix} \quad (\text{III.45})$$

Avec :

$\begin{bmatrix} I_{ond} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{ond,a}, i_{ond,b}, i_{ond,c} \end{bmatrix}^T$  : Vecteur des courants triphasés d'alimentation,

$\begin{bmatrix} R_l \end{bmatrix}$  : Résistance de la ligne (Filtre),

$\begin{bmatrix} L_l \end{bmatrix}$  : Inductance de la ligne (Filtre).

D'après la loi des nœuds, le courant d'entrée de l'onduleur est donné par :

$$i_{ch} = F_a i_{ond,a} + F_b i_{ond,b} + F_c i_{ond,c} \quad (\text{III.46})$$

D'où la forme condensée suivante :

$$\begin{cases} L_l \frac{di_{ond,h}}{dt} - R_l i_{ond,h} = \left( F_h - \frac{1}{3} \sum_{k=a}^c F_k \right) \cdot V_{dc} - v_{r,h} \\ i_{ch} = \sum_{k=a}^c F_h i_{ond,k} \end{cases} \quad \text{avec : } h = a, b, c \quad (\text{III.47})$$

### III.7. Commande vectorielle

#### III.7.1. Principe de la commande vectorielle

Pour assurer un découplage entre le couple et le flux, il est nécessaire de connaître l'amplitude et la phase du flux, ce qui nécessite leur estimation ou mesure à partir des signaux de tensions et de courants statoriques. Des capteurs comme des sondes à effet Hall ou des spires de mesure peuvent être utilisés dans l'entrefer de la machine. Bien que cette technique soit moins sensible aux variations de paramètres, elle présente des inconvénients : les capteurs sont fragiles, sensibles aux vibrations et à la chaleur, et leurs signaux sont perturbés par des harmoniques dont la fréquence varie avec la vitesse, nécessitant des filtres complexes et coûteux. Ainsi, cette méthode n'est pas optimale. En revanche, la méthode directe permet de réguler indépendamment et directement les puissances actives (Ps) et réactives (Qs) de la GADA.

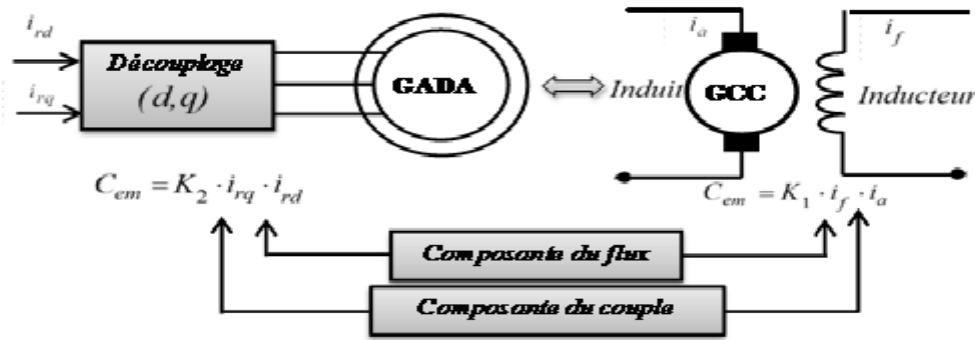


Figure III.7: Schéma de principe du découplage de la GADA par analogie avec la MCC.

#### III.7.2. Synthèse de la commande à flux orienté de la GADA

Pour réguler les puissances de la GADA, nous adoptons le modèle électrique suivant :

$$\begin{cases} \frac{d\phi_{sd}}{dt} = -\frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} + \omega_s \cdot \phi_{sq} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} + v_{sd} \\ \frac{d\phi_{sq}}{dt} = -\omega_s \cdot \phi_{sd} - \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rq} + v_{sq} \\ \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} = \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sq} - \left( R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} \right) i_{rd} + \sigma L_r \omega_r i_{rq} + v_{rd} - \frac{M}{L_s} v_{sd} \\ \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} = \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} + \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} - \sigma L_r \omega_r i_{rd} - \left( R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} \right) i_{rq} + v_{rq} - \frac{M}{L_s} v_{sq} \end{cases} \quad (\text{III.48})$$

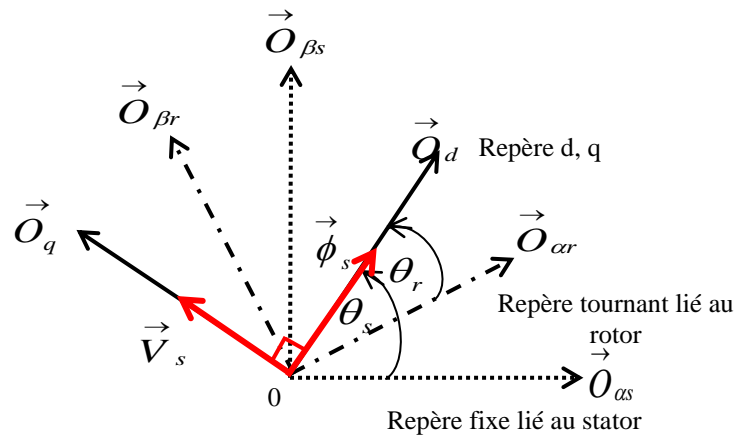
Avec :  $\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_r L_s}$  est le facteur de dispersion.

Le couple électromagnétique est donné par

$$C_{em}(i_{rd}, i_{rq}, \phi_{sd}, \phi_{sq}) = \frac{pM}{L_s} \cdot (\phi_{sq} \cdot i_{rd} - \phi_{sd} \cdot i_{rq}) \quad (\text{III.49})$$

### III.7.2.1. Orientation de flux statorique

La machine asynchrone constitue un système multi variable régi par des équations différentielles [Mal-14]. Le principe de l'orientation du flux statorique consiste à aligner ce flux selon l'axe «d» du référentiel tournant, comme illustré dans la Figure III.8. Ainsi, le flux est callé sur l'axe d, tandis que la tension statorique est projetée sur l'axe «q». Cette configuration permet de simplifier le modèle de commande, ce qui facilite la mise en œuvre des lois de commande.



**Figure III.8 :** Orientation du flux statorique.

Grâce à cette orientation, on obtient un modèle simplifié de la GADA, ce qui permet également de simplifier le dispositif de commande associé.

$$\phi_{sd} = \phi_s \Rightarrow \phi_{sq} = 0 \quad (\text{III.50})$$

On peut donc formuler les équations des tensions statoriques et rotoriques de la machine de la manière suivante :

▪ Tensions statorique :

$$\begin{cases} v_{sd} = \frac{d\phi_{sd}}{dt} + \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} \\ v_{sq} = \omega_s \cdot \phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rq} \end{cases} \quad (\text{III.51})$$

▪ Tensions rotoriques :

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} - \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} + \left( R_r + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{M}{L_s} R_s \right) i_{rd} - \sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} v_{sd} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} - \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} + \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \left( R_r + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{M}{L_s} R_s \right) i_{rq} + \frac{M}{L_s} v_{sq} \end{cases} \quad (\text{III.52})$$

En remplaçant l'équation (III.51) dans l'équation (III.52), nous obtenons le modèle suivant :

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} + R_r i_{rd} - \sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} + R_r i_{rq} + \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} \end{cases} \quad (\text{III.53})$$

En posant les  $E_a$  suivantes :

$$\begin{cases} E_{a,d} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ E_{a,q} = \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} \end{cases} \quad (\text{III.54})$$

Nous obtenons alors :

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} + R_r i_{rd} + E_{a,d} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} + R_r i_{rq} + E_{a,q} \end{cases} \quad (\text{III.55})$$

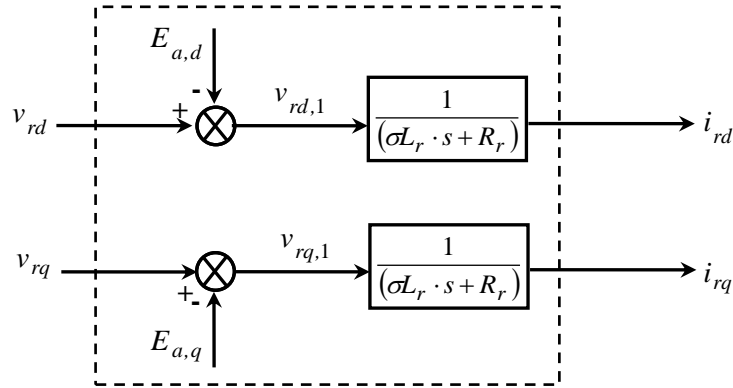
D'après l'application de transformation de Laplace sur l'équation (III.55), nous obtenons :

$$\begin{cases} (\sigma L_r \cdot s + R_r) i_{rd} = v_{rd} - E_{a,d} \\ (\sigma L_r \cdot s + R_r) i_{rq} = v_{rq} - E_{a,q} \end{cases} \quad (\text{III.56})$$

Où :

$$\begin{cases} i_{rd} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rd} - E_{a,d}) \\ i_{rq} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rq} - E_{a,q}) \end{cases} \quad (\text{III.57})$$

L'équation (III.57) permet de représenter le schéma bloc du modèle simplifié des courants rotoriques de la GADA, comme illustré dans la Figure III.9.



**Figure III.9** : Modèle simplifié des courants rotoriques de la GADA.

Dans le repère de Park, les puissances statoriques active et réactive d'une GADA s'écrivent :

$$\begin{cases} P_s = v_{sd} i_{sd} + v_{sq} i_{sq} \\ Q_s = v_{sq} i_{sd} - v_{sd} i_{sq} \end{cases} \quad (\text{III.58})$$

En négligeant la chute de tension statorique  $R_s \cdot i_s$  et en supposant que le réseau reste parfaitement stable, avec une seule tension  $V_s$  qui conduit au stator un flux constant  $\phi_s$ , Les tensions peuvent être déduites de la manière suivante [Ben-14] :

$$\begin{cases} v_{sd} = 0 \\ v_{sq} = V_s \end{cases} \quad (\text{III.59})$$

En utilisant la formule (III.58), les puissances sont données par :

$$\begin{cases} P_s = V_s i_{sq} \\ Q_s = V_s i_{sd} \end{cases} \quad (\text{III.60})$$

D'après l'équation (III.60), Les relations flux-courants de stator et de rotor sont exprimées par

$$\begin{cases} \phi_{sd} = L_s i_{sd} + M i_{rd} \\ \phi_{sq} = L_s i_{sq} + M i_{rq} \\ \phi_{rd} = L_r i_{rd} + M i_{sd} \\ \phi_{rq} = L_r i_{rq} + M i_{sq} \end{cases} \quad (\text{III.61})$$

Après orientation du flux statoriques, nous obtenons :

$$\begin{cases} \phi_{sd} = \phi_s = L_s i_{sd} + M i_{rd} \\ \phi_{sq} = 0 = L_s i_{sq} + M i_{rq} \end{cases} \quad (\text{III.62})$$

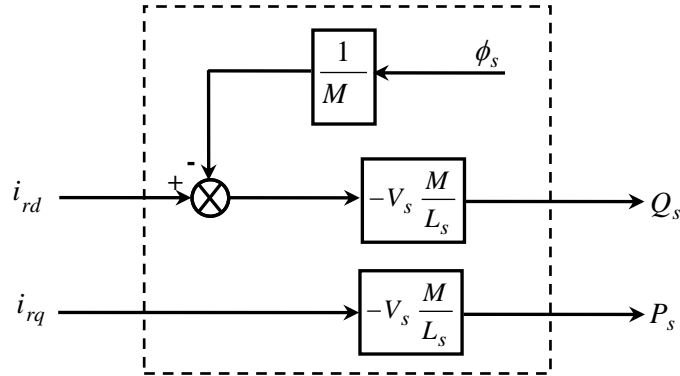
Donc :

$$\begin{cases} i_{sd} = \frac{\phi_{sd} - M i_{rd}}{L_s} \\ i_{sq} = -\frac{M}{L_s} i_{rq} \end{cases} \quad (\text{III.63})$$

En remplaçant l'équation (III.60) dans l'équation (III.63), nous obtenons :

$$\begin{cases} P_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} i_{rq} \\ Q_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \left( i_{rd} - \frac{\phi_s}{M} \right) \end{cases} \quad (\text{III.64})$$

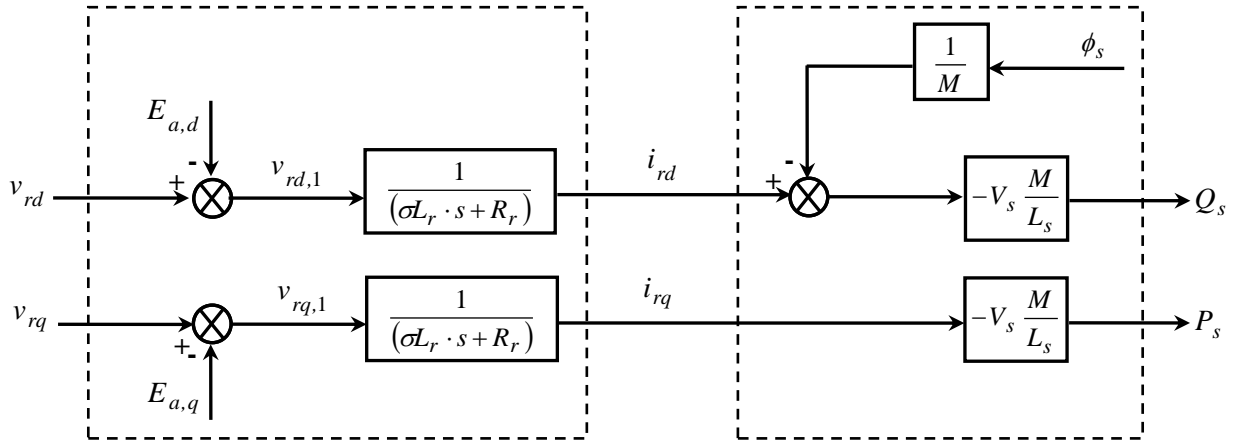
Cette dernière équation peut être représentée par le schéma bloc suivant :



**Figure III.10** : Modèle simplifié des puissances statoriques de la GADA.

### III.7.3. Modèle simplifié de la GADA avec orientation du flux statorique

Dans ces conditions, un modèle simplifié des enroulements rotoriques de la GADA peut être établi, tel qu'illustré dans la Figure III.11.



**Figure III.11** : Modèle réduit des puissances statoriques de la GADA.

Dans ce schéma bloc, nous considérons les tensions rotoriques  $v_{rd}, v_{rq}$  comme variables de commande et les courants rotoriques  $i_{rd}, i_{rq}$  comme variables d'état intermédiaires. On constate que la puissance active statorique varie proportionnellement au courant rotorique  $i_{rq}$  et la puissance réactive quant à elle, proportionnelle au courant  $i_{rd}$ . Ce qui signifie que la puissance réactive peut être

contrôlé par la régulation du courant  $i_{rd}$ . Et la puissance active peut être contrôlée par la régulation du courant  $i_{rq}$  [Mok-13].

### III.7.3.1. Estimation du flux statorique $\phi_{sd} = \phi_s$

En raison des inconvénients liés à l'utilisation de capteurs pour mesurer le flux statorique, Hasse a proposé une méthode fondée sur le modèle dynamique du flux magnétique, permettant son estimation à partir de grandeurs facilement mesurables, telles que les tensions et les courants.

#### ▪ Estimation de $\phi_{sd}$ à partir de l'équation différentielle

A partir du modèle orienté de la machine :

$$v_{sd} = \frac{d\phi_{sd}}{dt} + \frac{R_s}{L_s}\phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s}i_{rd} \quad (\text{III.65})$$

D'après la transformation de Laplace, nous obtenons :

$$\left(s + \frac{R_s}{L_s}\right) \cdot \phi_{sd} = v_{sd} + M \frac{R_s}{L_s}i_{rd} \quad (\text{III.66})$$

$$\phi_{sd} = \frac{1}{s + \frac{R_s}{L_s}} \left( v_{sd} + M \frac{R_s}{L_s}i_{rd} \right) \quad (\text{III.67})$$

#### ▪ Estimation de $\phi_{sd}$ à partir de la mesure des courants

A partir de l'équation (III.61), le flux statorique directe s'écrit :

$$\phi_{sd} = L_s i_{sd} + M i_{rd} \quad (\text{III.68})$$

#### ▪ Estimation de $\phi_{sd}$ à partir du régime permanent

D'après le modèle de base de laGADA:

$$\frac{d}{dt}\phi_{sq} = v_{sq} - R_s i_{sq} - \omega_s \phi_{sd} \quad (\text{III.69})$$

Si nous négligeons les chutes de tension  $\Delta v = R_s i_{sq}$ , nous pouvons écrire :

$$\frac{d}{dt}\phi_{sq} = v_{sq} - \omega_s \phi_{sd} \quad (\text{III.70})$$

Pour  $\phi_{sq} = 0$

$$v_{sq} - \omega_s \phi_{sd} = 0 \quad (\text{III.71})$$

Après avoir simplifié, on obtient :

$$\phi_{sd} = \frac{v_{sq}}{\omega_s} \quad (\text{III.72})$$

Où :  $v_{sq} = V_s$

$$\phi_{sd} = \frac{V_s}{\omega_s} \quad (\text{III.73})$$



### III.7.4. Mise en évidence des termes de couplage

Les termes représentant le couplage entre les axes « d » et « q » sont donnés par l'équation (III.54). En substituant l'équation (III.63) dans l'équation (III.54), on obtient :

$$\begin{cases} E_{a,d} = -\sigma L_r g \omega_s i_{rq} \\ E_{a,q} = \sigma L_r g \omega_s i_{rd} + \frac{M}{L_s} \cdot g \cdot V_s \end{cases} \quad (\text{III.74})$$

Avec :

$$g = \frac{\omega_s - \omega}{\omega_s} = \frac{\omega_r}{\omega_s} \Rightarrow \omega_r = g \omega_s \quad (\text{III.75})$$

### III.8. Réglage des puissances statoriques de la GADA

L'application de la commande vectorielle aux machines asynchrones à double alimentation (MADA) dans le domaine de l'énergie éolienne requiert une performance dynamique élevée, notamment pour le contrôle précis du couple et de la vitesse [Nau-08].

- La première approche, dite *méthode directe*, consiste à négliger les termes de couplage entre les axes et à utiliser un correcteur indépendant sur chaque axe afin de réguler séparément les puissances active et réactive. Dans cette configuration, les correcteurs de puissance agissent directement sur les tensions rotoriques de la machine.
- La seconde approche, appelée *méthode indirecte*, prend en compte les termes de couplage et les compense à l'aide d'un système de commande à double boucle. Ce système permet de réguler à la fois les puissances et les courants rotoriques.

### III.9. Réglage des puissances statoriques par la commande vectorielle directe

Dans ce contexte, la connaissance à la fois de l'amplitude du flux et de sa phase est indispensable pour garantir le découplage entre le couple et le flux, quel que soit le régime transitoire considéré. En effet, le flux est ici régulé par contre-réaction, ce qui implique qu'il doit être soit mesuré, soit estimé à partir des signaux de tension statorique et de courant.

Pour accéder à l'information sur l'amplitude et la phase du flux, l'utilisation de capteurs spécifiques, tels que des sondes à effet Hall ou des spires de mesure, placés sous les dents du stator (dans l'entrefer de la machine), peut être envisagée [Chik-13]. Cette technique présente l'avantage d'être relativement insensible aux variations des paramètres de la machine. Toutefois, elle présente également plusieurs inconvénients : les capteurs sont mécaniquement fragiles, et leur fonctionnement est compromis dans des environnements sévères, notamment en présence de fortes vibrations ou de surchauffes. En outre, les signaux mesurés sont souvent perturbés par des harmoniques, et leur fréquence varie avec la vitesse de rotation, ce qui impose l'utilisation de filtres adaptatifs. Ces exigences techniques, combinées au coût élevé du matériel (capteurs, conditionneurs, filtres, etc.), rendent cette solution peu optimale.

Dans le cadre de la méthode directe, l'approche de régulation vise à commander de manière indépendante et directe les puissances actives et réactive de la GADA [Rab-17, Nau-08, Bel-14].

### III.9.1. Schéma bloc en boucle ouverte

Par la substitution des courants rotoriques de l'équation (III.57) dans l'équation (III.64), nous obtenons :

$$\begin{cases} P_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \left( \frac{1}{\sigma L_r \cdot s + R_r} \right) \cdot (v_{rq} - E_{a,q}) \\ Q_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \left( \frac{1}{\sigma L_r \cdot s + R_r} \right) \cdot (v_{rd} - E_{a,d}) + V_s \cdot \frac{\phi_{sd}}{L_s} \end{cases} \quad (\text{III.76})$$

Avec :

$$\begin{cases} E_{a,d} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} \\ E_{a,q} = \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} \end{cases} \quad (\text{III.77})$$

D'après le modèle des puissances (III.76), le contrôle des puissances de la GADA revient alors à contrôler les deux puissances  $P_s$  et  $Q_s$  par les deux composantes  $v_{rd}$  et  $v_{rq}$ .

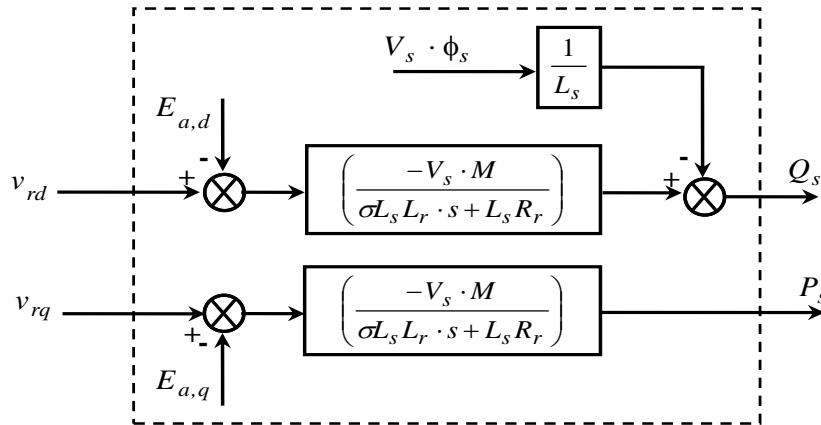
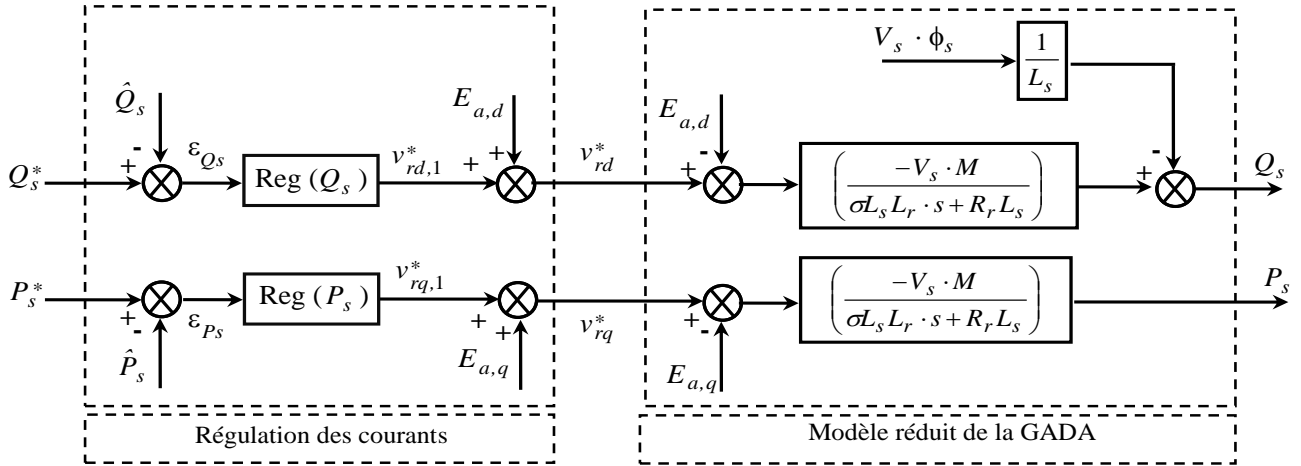


Figure III.12 : Modèle réduit des puissances statoriques de la GADA.

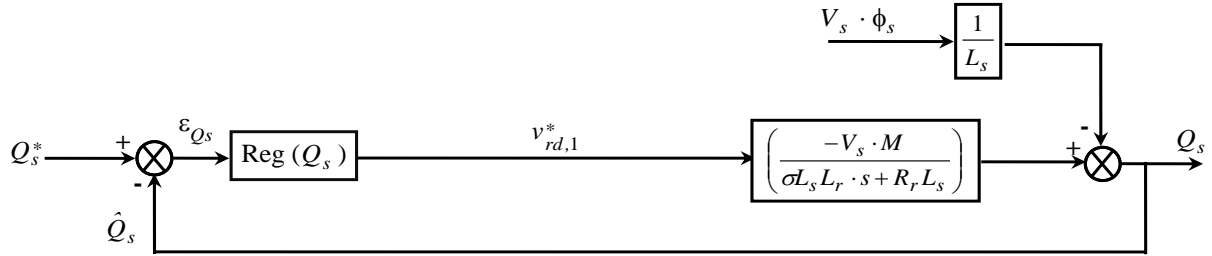
### III.9.2. Schéma bloc de la régulation

Pour réguler les puissances statorique (active et réactive) de la machine, nous allons mettre en place une boucle de régulation pour chaque puissance avec un correcteur indépendant, tout en compensant les termes de perturbation qui sont présents dans le schéma bloc de la Figure III.12. Nous obtenons, ainsi, un découplage par compensation, qui permet de rendre les axes  $d$  et  $q$  complètement indépendants.

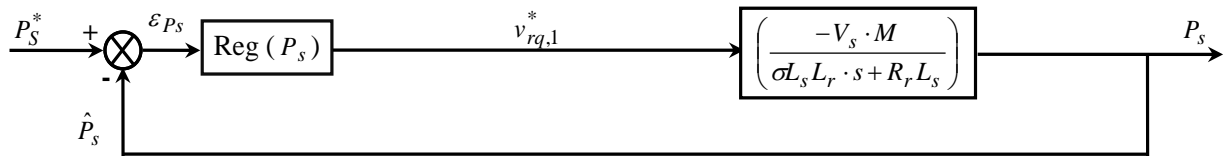


**Figure III.13 :** Contrôle des puissances statoriques de la GADA.

Nous aboutissons alors aux schémas blocs simples et identiques pour les deux puissances statoriques :



**Figure III.14 :** Boucle de régulation de la puissance  $Q_s$  après découplage.



**Figure III.15 :** Boucle de régulation de la puissance  $P_s$  après découplage.

### III.9. 3. Synthèse des correcteurs

Le régulateur Proportionnel-Intégral (PI) utilisé pour le contrôle des puissances active et réactive de la GADA se distingue par sa simplicité de mise en œuvre et sa rapidité, tout en garantissant des performances satisfaisantes. L'action proportionnelle permet d'ajuster la réactivité du système, tandis que l'action intégrale contribue à supprimer l'erreur statique entre la valeur de consigne et la grandeur asservie. La fonction de transfert du correcteur PI est donnée par :

$$G(s) = K_p + \frac{K_i}{s} \quad (\text{III.78})$$

D'après les figures (III.14, III.15), la fonction de transfert en boucle ouverte  $F(s)$  et donnée par :

$$F(s) = \frac{A}{T \cdot s + 1} \quad (\text{III.79})$$

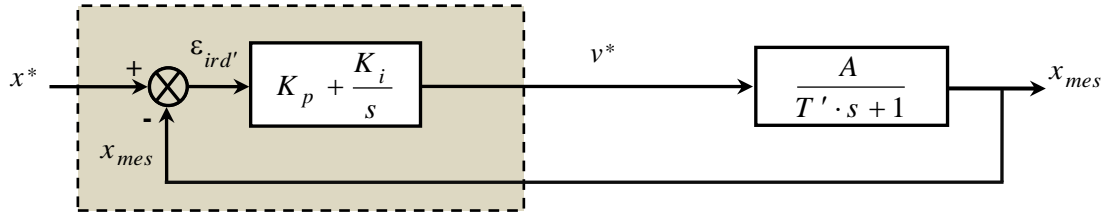
Avec :

$$\begin{cases} A = \frac{-MV_s}{L_s R_r} \\ T = \sigma T_r \end{cases} \quad (\text{III.80})$$

Et :

$$T_r = \frac{L_r}{R_r} \quad (\text{III.81})$$

La boucle de régulation du courant  $i_{rd}$  est représentée par la Figure III.16 :



**Figure III.16 :** Système de régulation par un correcteur PI.

La fonction transfert en boucle fermée (FTBF) s'écrit de la manière suivante :

$$FTBF = \frac{\frac{A}{T} (K_p \cdot s + k_i)}{s^2 + s \cdot \left( \frac{1 + A \cdot K_p}{T} \right) + \frac{A \cdot K_i}{T}} \quad (\text{III.82})$$

Le dimensionnement du correcteur est réalisé en appliquant la méthode d'imposition des pôles. Étant donné que le polynôme caractéristique de l'équation (III.82) est d'ordre deux, deux pôles à partie réelle négative sont choisis. Ainsi, le dénominateur des fonctions de transfert correspondantes prend la forme suivante :

$$D(s) = s^2 + 2 \cdot \xi \cdot \omega_0 + \omega_0^2 \quad (\text{III.83})$$

Ainsi, nous obtenons les paramètres du correcteur, en fonction de l'amortissement  $\xi$  et la pulsation propre  $\omega_0$ .

$$\begin{cases} K_p = \frac{(2 \cdot T \cdot \xi \cdot \omega_0 - 1)}{A} \\ K_i = \frac{T \cdot \omega_0^2}{A} \end{cases} \quad (\text{III.84})$$

Par substitution des coefficients de l'équation (III.80) dans (III.84), et avec  $\omega_0 = 50$  et  $\xi = 0.9$ , nous obtenons les paramètres suivants du correcteur PI:

▪ **Correcteur de la puissance  $P_s$**

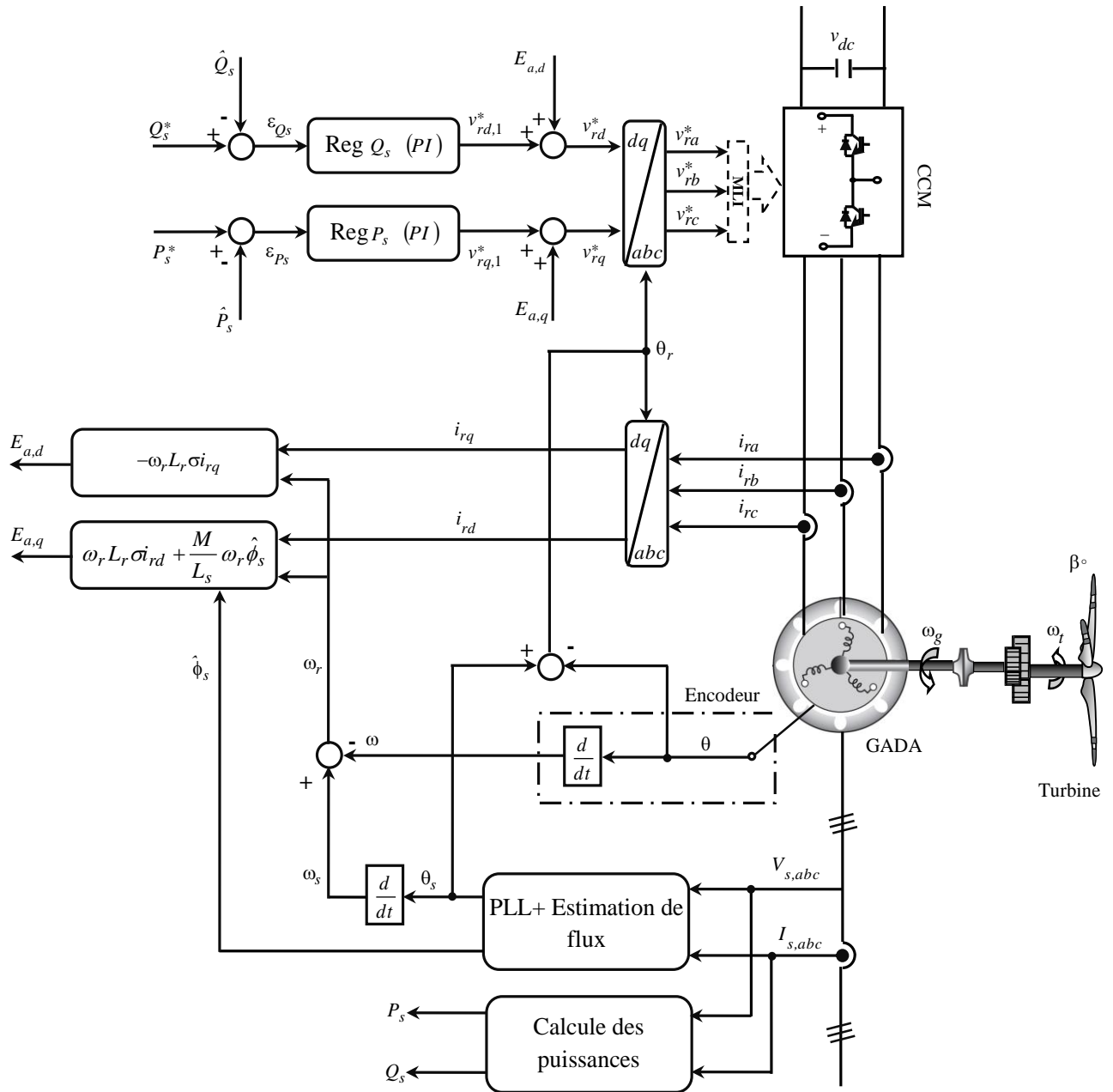
	$\omega_0$	$\xi$	$K_{p,P_s}$	$K_{i,P_s}$
Correcteur PI	50	0.9	1.0888 e-5	0.0007
<b>Tableau III-1</b> : Paramètres du correcteur PI de la puissance statorique active.				

▪ **Correcteur de la puissance  $Q_s$**

	$\omega_0$	$\xi$	$K_{p,Q_s}$	$K_{i,Q_s}$
Correcteur PI	50	0.9	1.0888 e-5	0.0007
<b>Tableau III-2</b> : Paramètres du correcteur PI de la puissance statorique réactive.				

#### III.9.4. Schéma bloc de la régulation des puissances statoriques de la GADA

La Figure ci-dessous illustre le schéma de simulation. La machine est directement raccordée au réseau électrique via le stator, tandis que le circuit rotorique est alimenté par l'intermédiaire d'un convertisseur à modulation de largeur d'impulsion (MLI). Les écarts entre les puissances de référence et celles mesurées au niveau du stator sont traités par l'algorithme de commande adopté, afin de générer les tensions de référence du rotor. Ces tensions, combinées à celles appliquées à l'entrée du convertisseur MLI, sont exploitées par la méthode de modulation retenue pour synthétiser les signaux de commande destinés aux interrupteurs bidirectionnels du convertisseur [Bel-14].



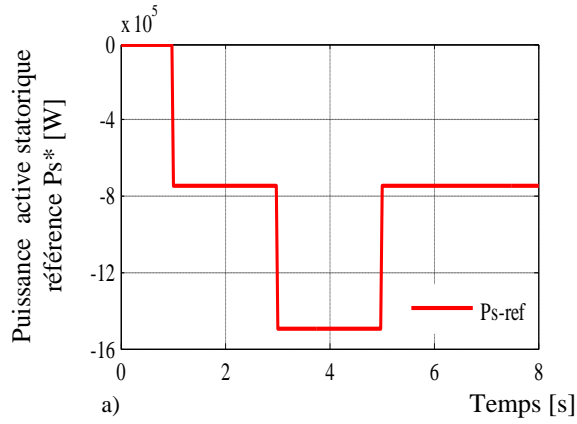
**Figure III.17** : Schéma bloc de la commande vectorielle directe de réglage des puissances statoriques de la GADA.

### III.9.5. Simulation par la méthode directe

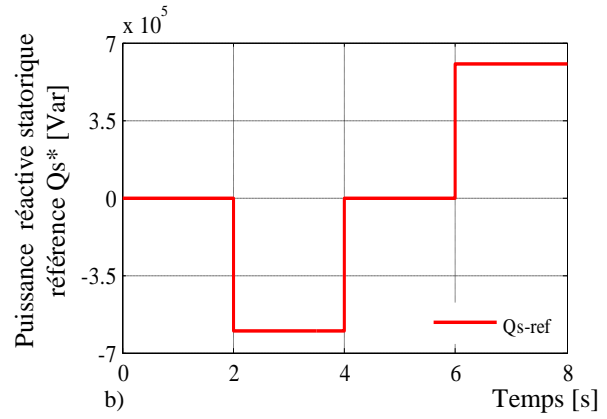
#### III.9.5.1. Résultats de simulation

Dans cette première étape, nous allons tester la commande vectorielle directe des puissances statorique active et réactive de la GADA, en utilisant le contrôleur classique de type PI. Une étude de simulation a été réalisée à l'aide du logiciel MATLAB/Simulink. Les paramètres de la GADA utilisé pour la simulation sont donnés par à l'annexe A. Dans ce cas et pour calculée les gains des correcteurs PI, nous suivons la méthode d'imposition des pôles. Les Figures III.18, III.19, illustrent les puissances active et réactive statorique de référence  $P_s^*$  et  $Q_s^*$ . La puissance active statorique de

référence est négative, indiquant un fonctionnement en mode générateur, tandis que la puissance réactive peut être négative (régime inductif) ou positive (régime capacitif).



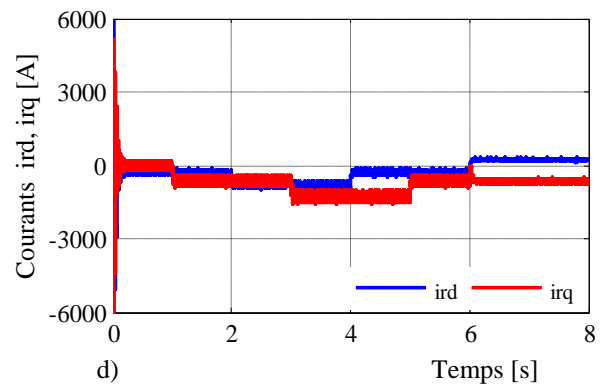
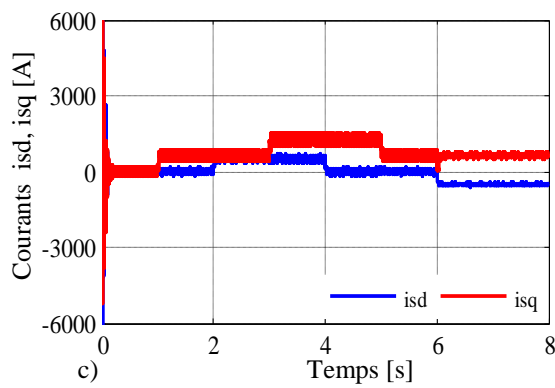
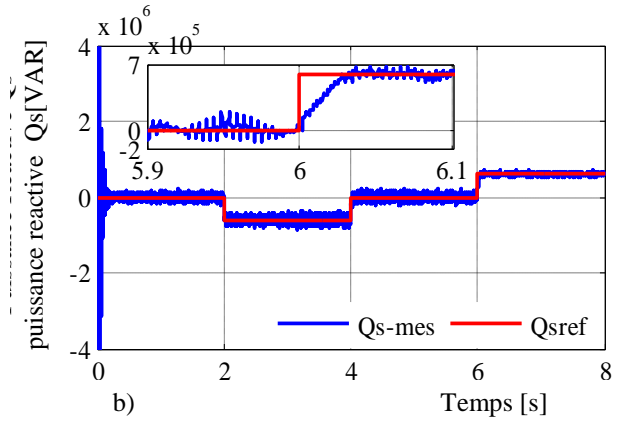
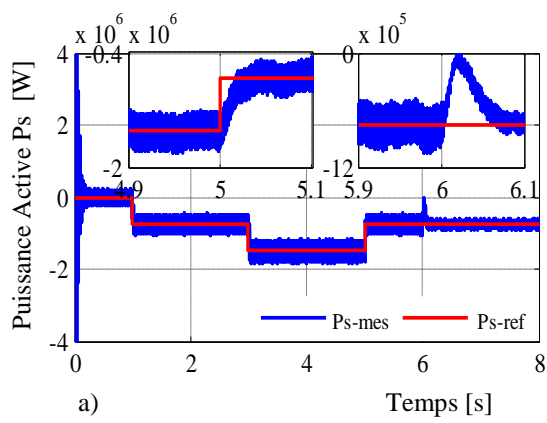
**Figure III.18** : Profil de trajectoire de la puissance active de référence  $P_s^*$ .

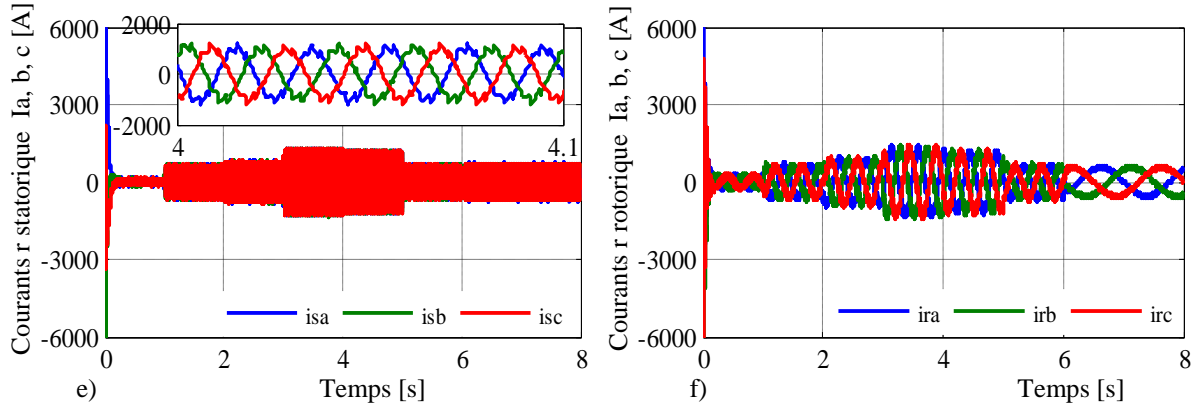


**Figure III.19** : Profil de trajectoire de la puissance réactive de référence  $Q_s^*$ .

### III.9.5.2. Résultats de simulation et interprétation

La Figure III. 20, représente Résultats de simulation de commande vectorielle directe de la GADA en utilisant le contrôleur PI, avec onduleur.





**Figure III. 20:** Résultats de simulation de commande vectorielle directe de la GADA en utilisant le contrôleur PI, avec onduleur.

D'après les résultats de simulation présentés dans la Figure III.20, On observe que les puissances statoriques active et réactive ( $P_s, Q_s$ ) générées par la GADA suivent correctement leurs références ( $P_s^*, Q_s^*$ ), avec une erreur très faible. Par ailleurs, on remarque que les courants ( $i_{sq}, i_{rq}$ ) sont proportionnelles à la puissance active  $P_s$  générée par la GADA, tandis que les courants ( $i_{sd}, i_{rd}$ ) sont proportionnelles à la puissance réactive  $Q_s$ , car la puissance active est directement liée au courant rotorique quadrature  $i_{rq}$ . La forme d'onde des courants de phase est presque sinusoïdale aussi bien pour le courant statorique que pour le courant rotorique. D'après ces résultats, nous confirmons que la puissance active est régulée par les composantes en quadrature du courant statorique et rotorique ( $i_{rq}, i_{sq}$ ), tandis que la puissance réactive est contrôlée par les composantes directes de ces courants ( $i_{sd}, i_{rd}$ ).

### III.10. Réglage des puissances statoriques par la commande vectorielle indirecte

En raison des inconvénients associés à la commande vectorielle directe, la commande vectorielle indirecte est souvent considérée comme une solution plus appropriée. Proposée initialement par Hasse, cette méthode repose sur l'estimation de la position du vecteur de flux, sans nécessiter la mesure ou l'estimation de son amplitude. L'amplitude du flux est ainsi régulée en boucle ouverte [Chik-13].

Les tensions ou courants nécessaires à l'orientation du flux et au découplage sont calculés à partir d'un modèle dynamique de la machine en régime transitoire. Le développement des microprocesseurs a grandement contribué à la mise en œuvre et à la popularisation de cette méthode. Toutefois, elle demeure sensible aux variations des paramètres de la machine.

Il convient de noter que la commande vectorielle indirecte est généralement plus simple à implémenter et plus largement utilisée que la commande directe, bien que le choix entre les deux dépende largement de l'application considérée [Nau-08, Rab-17].



### III.10.1. Réglage indirect sans boucle de régulation

La commande sans boucle de régulation de puissance consiste à contrôler les puissances actives et réactive de manière indirecte, en agissant sur les composantes directe et quadrature du courant rotorique à l'aide de correcteurs PI. Les consignes de courant sont directement déterminées à partir des puissances que l'on souhaite imposer à la machine. Les courants ainsi obtenus sont les suivants :

$$\begin{cases} i_{rd} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rd} - E_{a,d}) \\ i_{rq} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rq} - E_{a,q}) \end{cases} \quad (\text{III.85})$$

Avec :

$$\begin{cases} E_{a,d} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ E_{a,q} = \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} \end{cases} \quad (\text{III.86})$$

Selon l'équation (III.85), nous pouvons établir le schéma bloc simplifié, qui lie les courants rotoriques et les tensions rotorique.

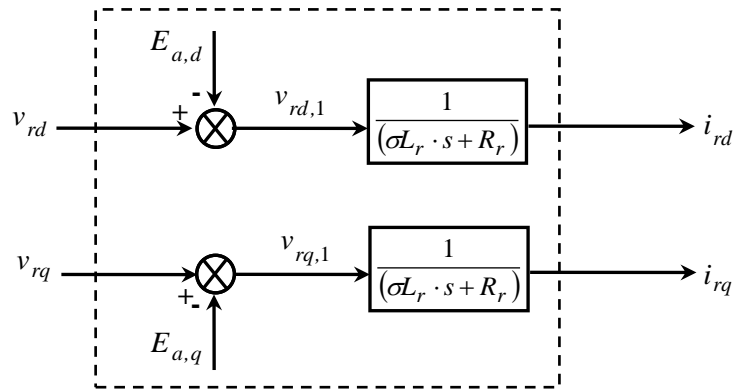
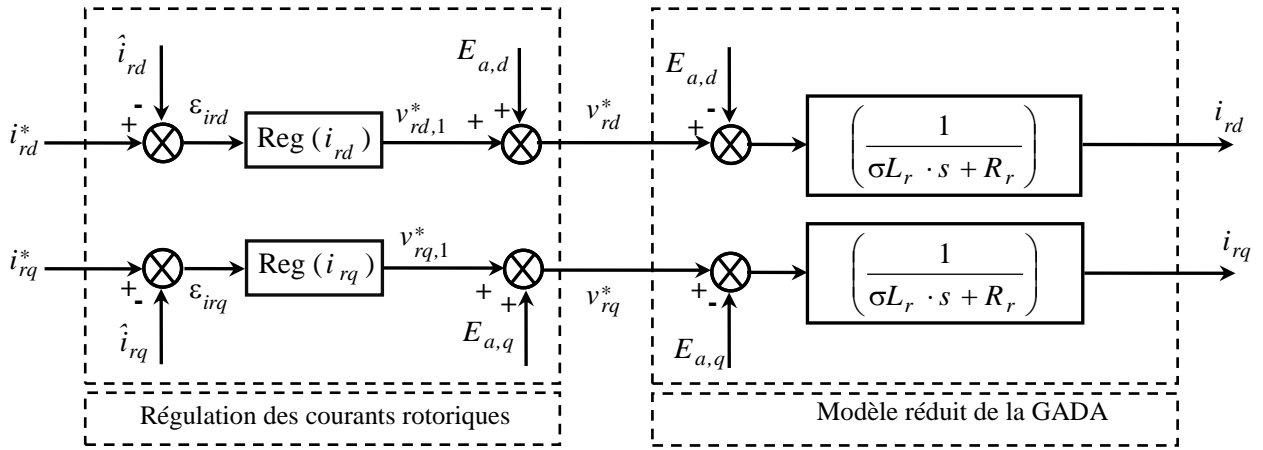


Figure III.21 : Modèle simplifié des courants rotoriques de la GADA.

### III.10.2. Schéma bloc de réglage indirect avec la régulation

L'analyse de la Figure précédente (III.21) permet de constater que les tensions  $v_{rd}, v_{rq}$  sont liées aux courants rotoriques  $i_{rd}, i_{rq}$  par les termes  $E_{a,d}, E_{a,q}$ . L'équation (III.81) est non linéaire à cause des termes de couplages. Donc, il est essentiel de faire un découplage pour commander séparément les courants. Le découplage par compensation est utilisé dans ce cas. Pour rendre les axes  $d$  et  $q$  complètement indépendants, il est nécessaire d'ajouter des termes identiques de découplage mais de signe opposé à la sortie des correcteurs comme le montre la Figure III.22.



**Figure III.22** : Découplage par addition des termes de compensation.

Les équations suivantes sont utilisées pour contrôler les puissances par les courants rotoriques:

$$\begin{cases} P_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} i_{rq} \\ Q_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \left( i_{rd} - \frac{\phi_{sd}}{M} \right) \end{cases} \quad (\text{III.87})$$

L'expression des courants rotoriques nous obtenons comme suite :

$$\begin{cases} i_{rq} = -\frac{L_s}{MV_s} P_s \\ i_{rd} = -\frac{L_s}{MV_s} Q_s + \frac{\phi_{sd}}{M} \end{cases} \quad (\text{III.88})$$

$$\text{Ou : } \begin{cases} i_{rq} = -\frac{L_s}{MV_s} P_s \\ i_{rd} = -\frac{L_s}{MV_s} \left( Q_s - V_s \cdot \frac{\phi_{sd}}{L_s} \right) \end{cases} \quad (\text{III.89})$$

Si :

$$\phi_s = \frac{V_s}{\omega_s} \quad (\text{III.90})$$

En remplace équation (III.90) dans l'équation (III.89)

$$\begin{cases} i_{rq} = -\frac{L_s}{MV_s} P_s \\ i_{rd} = -\frac{L_s}{MV_s} \left( Q_s - \frac{V_s^2}{\omega_s L_s} \right) \end{cases} \quad (\text{III.91})$$

Donc, le bloc de régulation de la Figure devient :

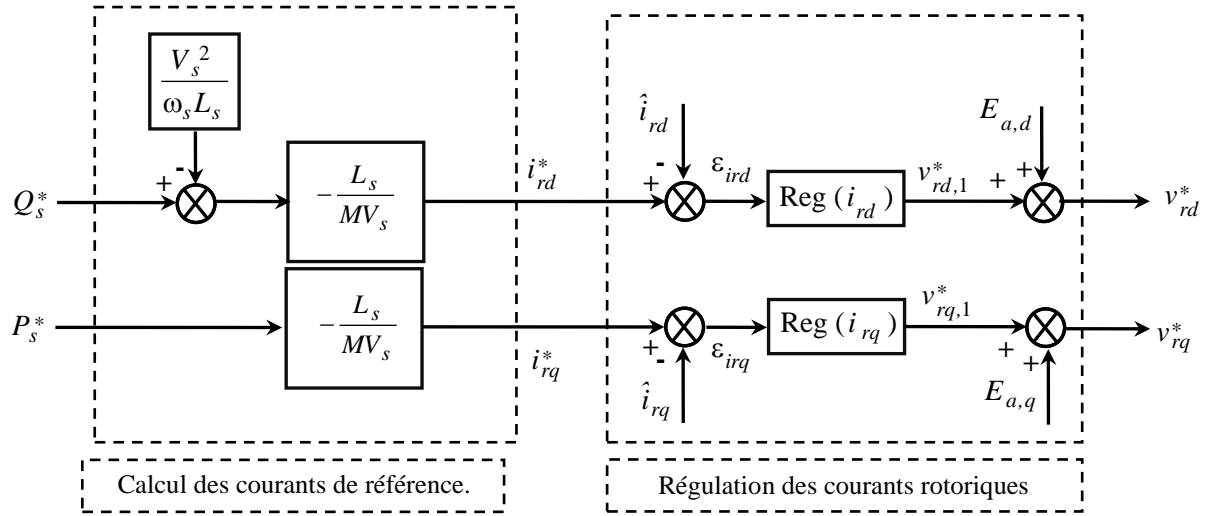


Figure III.23 : Schéma bloc de la régulation des puissances statoriques de la GADA.

### III.10.3. Synthèse des correcteurs

Le schéma bloc permettant la régulation des puissances à l'aide des courants rotoriques se présente comme suit :

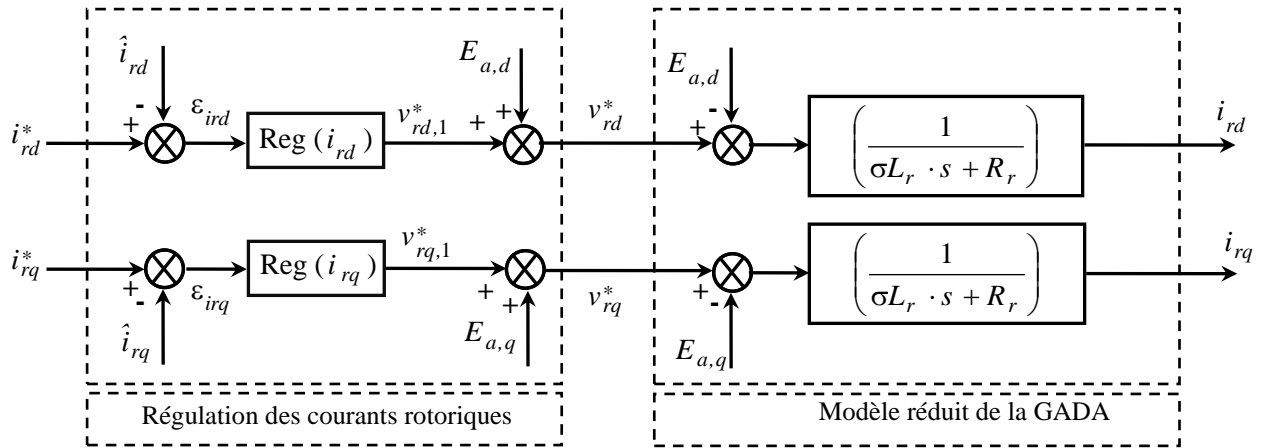


Figure III.24 : Découplage par addition des termes de compensation.

D'après le découplage, nous aboutissons aux schémas blocs simples et identiques pour les deux courants rotoriques :

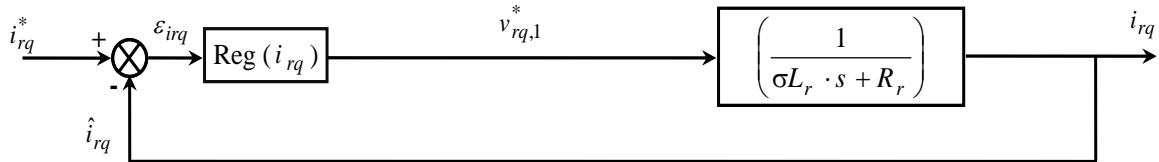
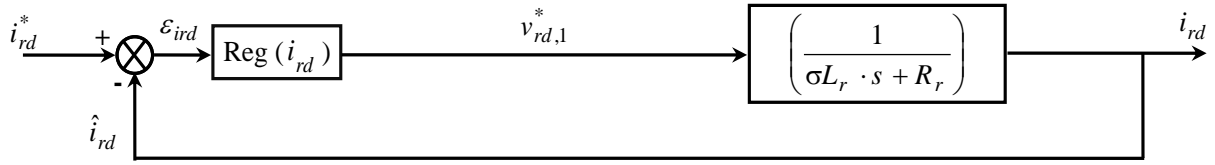


Figure III.25 : Boucle de régulation du courant  $i_{rq}$  après découplage.



**Figure III.26 :** Boucle de régulation du courant  $i_{rd}$  après découplage.

▪ **Correcteur du courant  $i_{rd}$**

La tension  $v_{rd,1}$  fournie par le correcteur du courant en direct pour assurer la bonne commande du courant  $i_{rd}$ . La fonction de transfert de la boucle de régulation donnés par :

$$\frac{i_{rd}}{v_{rd,1}} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} \quad (\text{III.92})$$

Pour simplifier, nous écrivons l'équation (III.92) comme suit :

$$\frac{i_{rd}}{v_{rd,1}} = \frac{A}{(T \cdot s + 1)} \quad (\text{III.93})$$

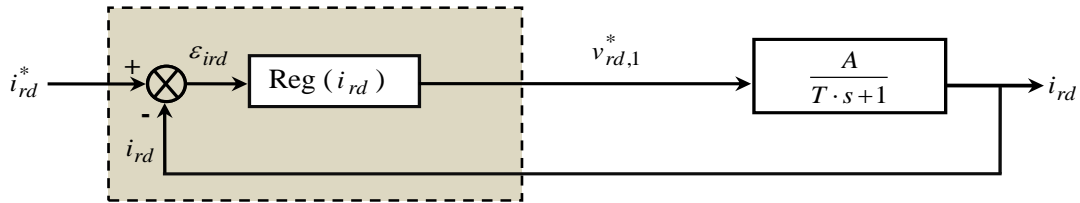
Avec :

$$\begin{cases} A = \frac{1}{R_r} \\ T = \sigma \cdot T_r \end{cases} \quad (\text{III.94})$$

Et :

$$T_r = \frac{L_r}{R_r} \quad (\text{III.95})$$

La Figure suivante représente la boucle de régulation du courant  $i_{rd}$



**Figure III.27 :** Schéma bloc de régulation du courant  $i_{rd}$ .

Par substitution de l'équation (III.94) dans (III.84), avec  $\omega_0 = 100$  et  $\xi = 0.72$ . Par l'identification l'équation de la fonction de boucle fermée la Figure III.27 avec l'équation (III.83), nous obtenons les paramètres suivants du correcteur PI :

	$\omega_0$	$\xi$	$K_{p,i_{rd}}$	$K_{i,i_{rd}}$
Correcteur PI	100	0.72	0.0331	3.7576
<b>Tableau III-3 :</b> Paramètres du correcteur PI du courant d'axe direct $i_{rd}$ .				

### ▪ Correcteur du courant $i_{rd}$

Le correcteur du courant en quadrature fournit une tension  $v_{rq,1}$  pour garantir un contrôle adéquat du courant  $i_{rq}$ . La fonction de transfert pour la boucle de contrôle est donnée par :

$$\frac{i_{rq}}{v_{rq,1}} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} \quad (\text{III.96})$$

Pour simplifier, nous écrivons l'équation (III.96) comme suit :

$$\frac{i_{rq}}{v_{rq,1}} = \frac{A}{(T \cdot s + 1)} \quad (\text{III.97})$$

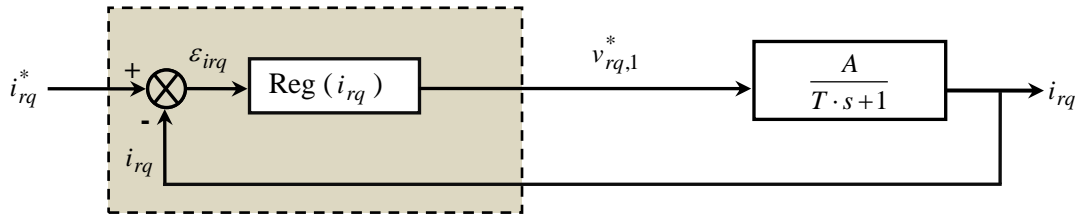
Avec :

$$\begin{cases} A = \frac{1}{R_r} \\ T = \sigma \cdot T_r \end{cases} \quad (\text{III.98})$$

Et :

$$T_r = \frac{L_r}{R_r} \quad (\text{III.99})$$

La Figure suivante représente la boucle de régulation du courant  $i_{rq}$ .



**Figure III.28** : Schéma bloc de régulation du courant  $i_{rq}$ .

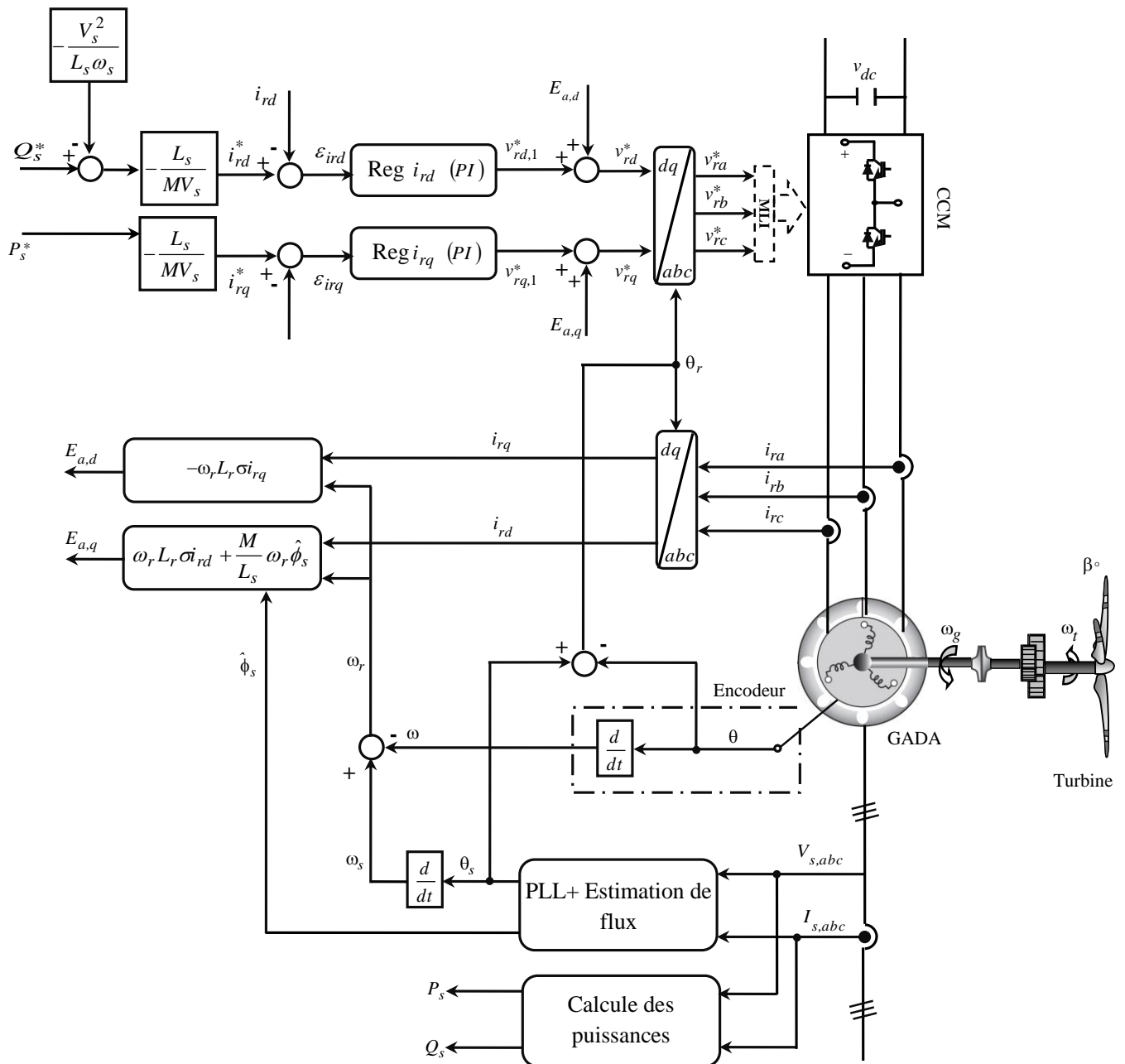
Les mêmes calculs effectués pour le correcteur du courant  $i_{rd}$  sont appliqués à ce correcteur.

Les paramètres du correcteur sont donc les mêmes. Ils sont donnés par :

	$\omega_0$	$\xi$	$K_{p,iq}$	$K_{i,iq}$
Correcteur PI	100	0.72	0.0331	3.7576
<b>Tableau III-4</b> : Paramètres du correcteur PI du courant d'axe quadrature $i_{rq}$ .				

### III.10.4. Schéma bloc du contrôle indirect de la GADA sans boucle de puissance

La Figure III.25 présenté le schéma bloc du contrôle indirect de la GADA sans boucle de puissance. Cela implique de réguler ces puissances de façon indirecte en ajustant les deux composantes directes et quadratiques du courant rotorique ( $i_{rd}, i_{rq}$ ) à l'aide de régulateurs PI.



**Figure III.29 :** S Schéma bloc de la commande vectorielle indirecte de la GADA sans boucle de régulation.

### III.10.5. Réglage indirect avec boucle de régulation

Afin d'améliorer la méthode indirecte précédemment utilisée, une boucle de régulation est ajoutée. Cette boucle permet d'ajuster les puissances active et réactive à l'aide de correcteurs de type PI. Ce type de régulateur garantit une erreur statique nulle grâce à l'action intégrale, tandis que la réponse rapide du système est assurée par l'action proportionnelle [Chik-13][Bel-14]

### III.10.6. Schéma bloc de la régulation

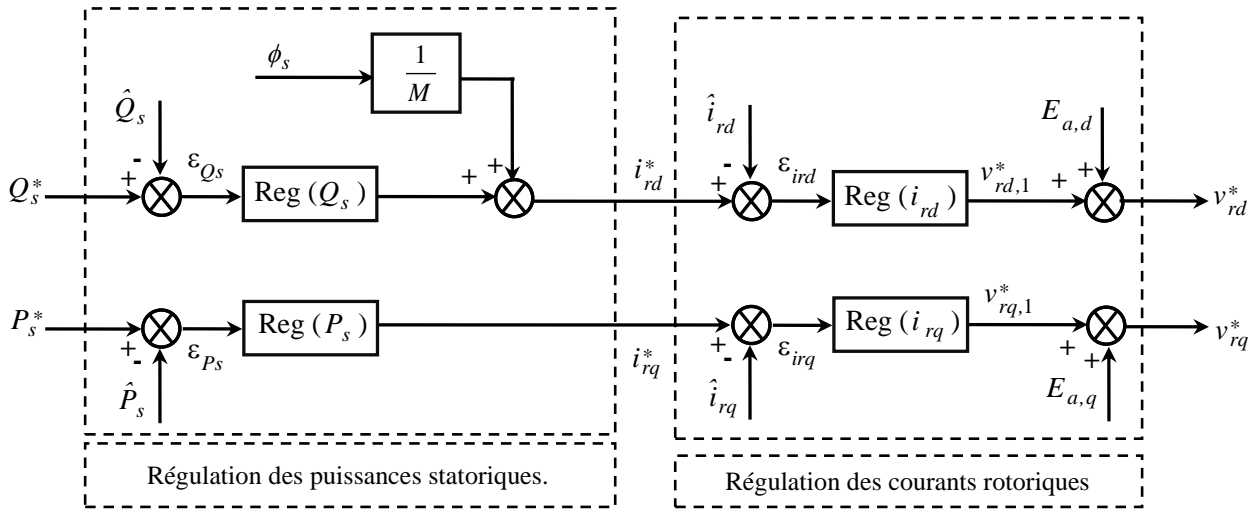


Figure III.30 : Schéma bloc de réglage indirect avec boucle de régulation.

### III.10.7. Synthèse des correcteurs

#### ▪ Correcteurs des courants

Les mêmes calculs que la section précédente sont valables avec  $\omega_0 = 100$  et  $\xi = 0.72$ .

#### ▪ Correcteur de courant $i_{rd}$

	$\omega_0$	$\xi$	$K_{p,i_{rd}}$	$K_{i,i_{rd}}$
Correcteur PI	100	0.72	0.0331	3.7576

Tableau III-5 : Paramètres du correcteur PIDu courant d'axe direct  $i_{rd}$ .

#### ▪ Correcteur de courant $i_{rq}$

	$\omega_0$	$\xi$	$K_{p,i_q}$	$K_{i,i_q}$
Correcteur PI	100	0.72	0.0331	3.7576

Tableau III-6 : Paramètres du correcteur PIDu courant d'axe quadrature  $i_{rq}$ .

### III.10.8. Synthèse du correcteur PI pour le contrôle des puissances

Nous aboutissons alors aux schémas blocs simples et identiques pour les deux puissances :

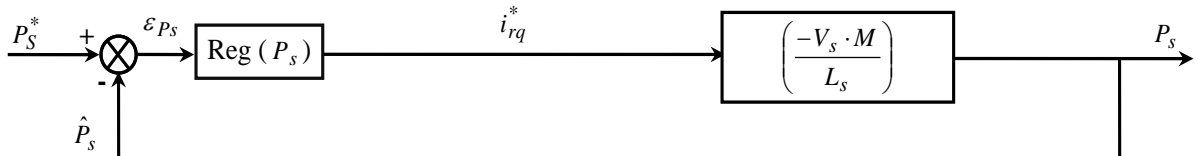
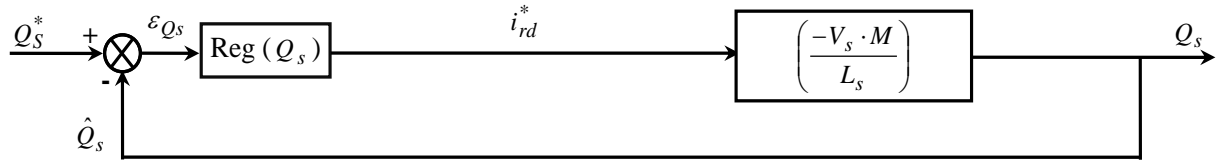


Figure III.31: Boucle de régulation de la puissance  $P_s$  après découplage.



**Figure III.32** : Boucle de régulation de la puissance  $Q_s$  après découplage.

Les fonctions de transfert de figures précédentes donne par :

$$H(s) = \frac{P_s}{i_{rq}} = \frac{Q_s}{i_{rd}} = \frac{A}{1 + T \cdot s} \quad (\text{III.100})$$

Avec :

$$\begin{cases} A = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \\ T = 0 \end{cases} \quad (\text{III.101})$$

D'après les calculs nous obtenons la fonction de transfert en boucle fermée comme suite :

$$FTBF = \frac{P_s}{P_s^*} = \frac{Q_s}{Q_s^*} = \frac{\left(1 + \frac{K_p}{K_i} \cdot s\right)}{1 + \left(\frac{K_p}{K_i} + \frac{1}{AK_i}\right) \cdot s} \quad (\text{III.102})$$

Pour avoir une fonction de transfert du premier ordre, nous pouvons choisir :  $K_p = 0$

Donc, on remplace la valeur de  $K_p$  dans l'équation (III.102). Nous obtenons :

$$FTBF = \frac{P_s}{P_s^*} = \frac{Q_s}{Q_s^*} = \frac{1}{1 + \frac{1}{A \cdot K_i} \cdot s} \quad (\text{III.103})$$

Comme le polynôme du premier ordre, nous imposons une constante du temps  $\tau$  tel que :

$$FTBF = \frac{P_s}{P_s^*} = \frac{Q_s}{Q_s^*} = \frac{1}{1 + \tau \cdot s} \quad (\text{III.104})$$

Avec :

$$\tau = \frac{1}{A \cdot K_i} \quad (\text{III.105})$$

Ainsi, nous obtenons les paramètres du correcteur :

$$\begin{cases} K_p = 0 \\ K_i = \frac{1}{A \cdot \tau} \end{cases} \quad (\text{III.106})$$



Par substitution des coefficients de l'équation (III.101) dans (III.83), avec  $\omega_0 = 100$  et  $\xi = 0.72$ , nous obtenons les paramètres suivants du correcteur PI :

▪ **Correcteur de la puissance  $P_s$**

	$\tau$	$K_{p,P_s}$	$K_{i,P_s}$
Correcteur <b>PI</b>	0.0001	0	8.4937
<b>Tableau III.7</b> : Paramètres du correcteur PI de la puissance statorique active $P_s$ .			

▪ **Correcteur de la puissance  $Q_s$**

	$\tau$	$K_{p,Q_s}$	$K_{i,Q_s}$
Correcteur <b>PI</b>	0.0001	0	8.4937
<b>Tableau III.8</b> : Paramètres du correcteur PI de la puissance statorique réactive $Q_s$ .			

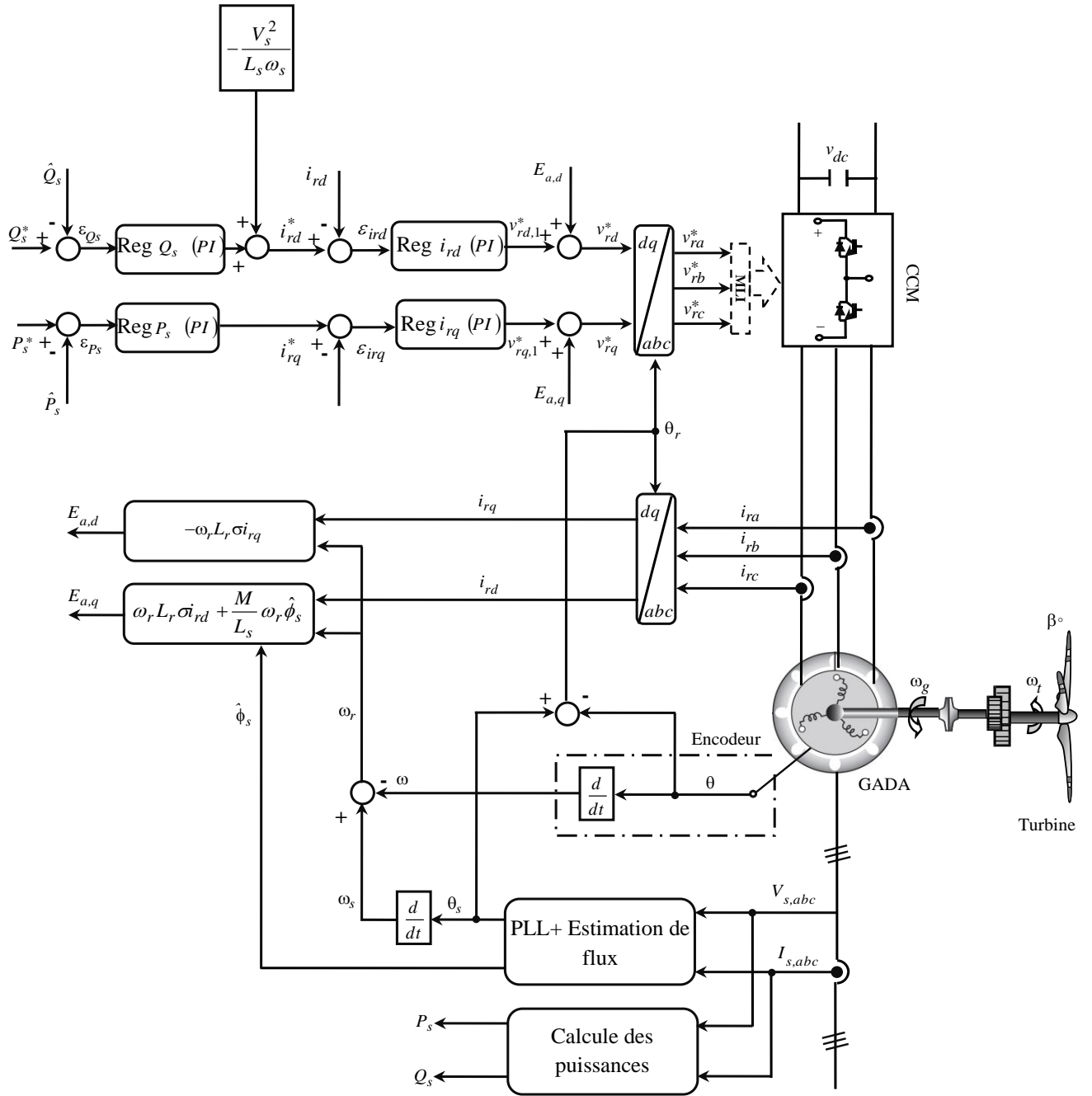


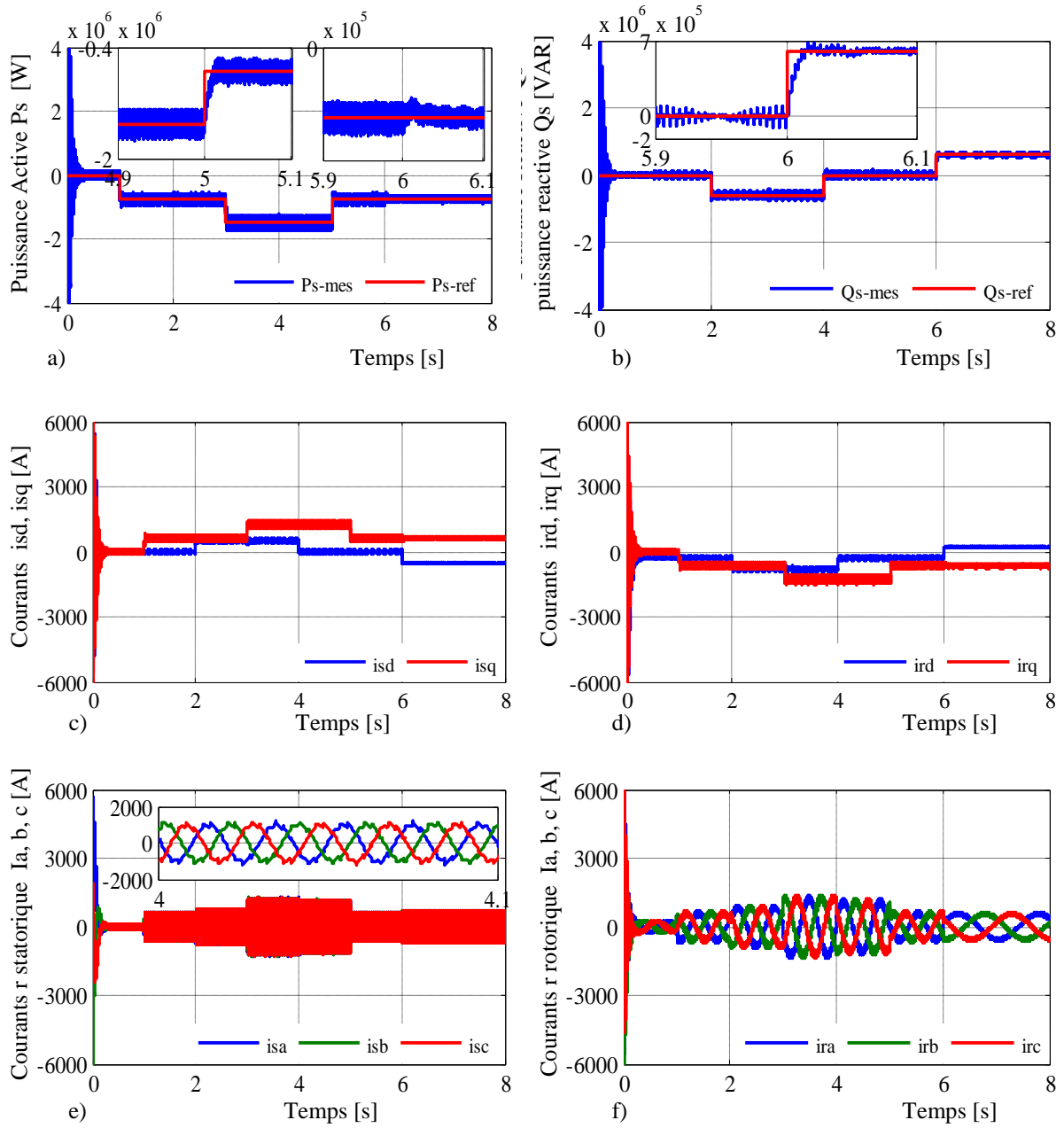
Figure III.33 : Schéma bloc de la commande vectorielle indirecte de la GADA avec boucle de régulation.

### III.10.9. Simulation de la méthode indirecte

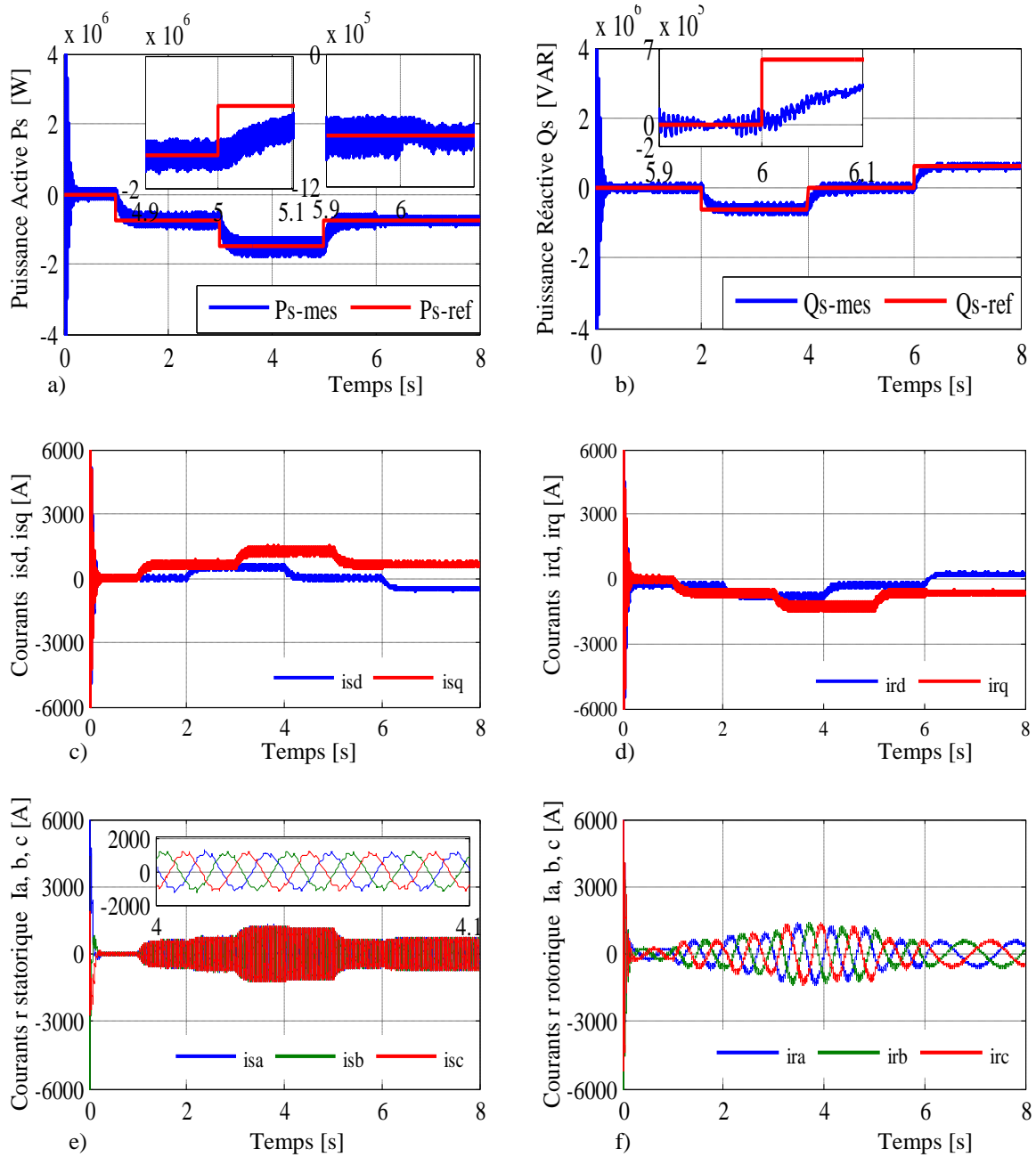
#### III.10.9.1. Résultats de simulation

Dans cette seconde partie du chapitre, nous mettons en œuvre la régulation des puissances active et réactive statoriques de la GADA en appliquant la commande vectorielle indirecte, à l'aide de régulateurs classiques de type PI. Une étude par simulation est faite à l'aide du logiciel MATLAB/Simulink. Les paramètres utilisés de la GADA pour la simulation sont donnés par l'annexe. Les gains des régulateurs PI sont déterminés par la méthode d'imposition des pôles. Nous utilisons, toujours, les puissances de référence présentées sur les Figures (III.18, III.19).

**a). Résultats de simulation de la commande vectorielle indirecte sans boucle de régulation.**



**Figure III. 34 :** Résultats de simulation de commande vectorielle indirecte de la GADA sans boucle de régulation en utilisant le contrôleur PI, avec onduleur.

**b) Résultats de simulation de la commande vectorielle indirecte avec boucle de régulation.**


**Figure III. 35:** Résultats de simulation de commande vectorielle indirecte de la GADA avec boucle de régulation en utilisant le contrôleur PI, avec onduleur.

**III.11.9.2. Interprétation**

À partir des résultats de simulation présentés à la Figure III.34, il est possible d'observer le comportement des puissances statoriques active et réactive ( $P_s, Q_s$ ) générées au niveau du stator de la GADA suivent leurs références ( $P_s^*, Q_s^*$ ) et La méthode précédente présente une erreur très faible. J'ai également constaté une amélioration de la puissance active pendant la période de variation de vitesse de vent pour la commande avec boucle de régulation, comparativement à la commande sans boucle de régulation dans le cadre de la méthode indirecte.

De plus, on peut remarquer que les consignes de puissance sont bien suivies par la MADA aussi bien pour la puissance active que pour la puissance réactive avec un bon rejet de perturbation. Cependant, un couplage significatif entre les deux axes de commande ( $d, q$ ) est observé, car une variation en échelon appliquée à l'une des puissances (active ou réactive) provoque de faibles oscillations sur l'autre.

### **III.12. Conclusion**

Dans ce chapitre, nous avons étudié la modélisation mathématique d'un système éolien basé sur une machine asynchrone à rotor bobiné GADA dans le repère triphasé ainsi que dans le repère de Park. Ensuite, nous avons modélisé les convertisseurs d'électronique de puissance de type dos-à-dos. Nous avons également présenté la stratégie de commande vectorielle avec orientation du flux statorique. Après l'analyse des résultats, nous pouvons conclure que la commande indirecte, bien qu'elle présente un temps de réponse relativement long, assure une bonne régulation en boucle fermée, et reste plus performante comparée à d'autres méthodes. Enfin, le chapitre suivant sera consacré à l'étude de la commande directe de puissance DPC appliquée à une GADA.

# Chapitre IV

Commande directe de puissance DPC  
du system éolien

### IV.1.Introduction

Pour le contrôle des puissances instantanées actives et réactives, nous avons élaboré précédemment une commande dite commande vectorielle (commande à flux orienté), elle consiste à commander les puissances actives et réactives indirectement à travers des boucles de régulations de courants rotoriques via des régulateurs classiques (PI). Cette technique avait un inconvénient qui est la dépendance des variations des paramètres de la machine, donc, afin d'éviter le problème, une nouvelle technique de commande est née, connue sous le nom de Commande Directe de Puissance ou DPC (direct power control), ainsi on aura une réponse des puissances rapides et robustes [Jer-15], [Mou-10].

La commande directe des puissances a été proposée par Noguchi en 1998 ainsi que plusieurs autres configurations ont été développées par Malinowski. La commande DPC est une technique qui permet de remplacer les blocs de modulation et les boucles de régulation par une table de commutation, dont les entrées sont les erreurs obtenues entre la valeur mesurée et celle de référence et sa sortie représente des séquences d'ordres de commutation convertisseurs à MLI, le but du contrôle est d'assurer le prélèvement des courants sinusoïdaux tout en maintenant le facteur de puissance unitaire [Mou-14], [Bou-10], [Mou-10].

Pour la suite de notre sujet, nous nous concentrons sur la commande DPC classique basée sur une nouvelle table de commutation établie. Dans un premier lieu, la commande va être appliquée au convertisseur côté réseau (CCR),

Les différentes stratégies évoquées précédemment pour la commande DPC sont :

✓ **Une stratégie utilisant le vecteur de tension** : cette stratégie est basée sur le positionnement du vecteur de tension du référentiel  $(\alpha, \beta)$ . Dans notre sujet cette dernière est appliquée au convertisseur côté réseau « CCR »

### IV.2 Principe général de la commande DPC :

Le principe global de la commande DPC, basé sur une table de commutation est appliqué au convertisseur à MLI triphasé afin de contrôler indépendamment les puissances estimée actives et réactives.

### IV.3 DPC appliquée au convertisseur côté réseau

#### IV.3.1.Principe

Avec la position angulaire du vecteur de tension du réseau  $e\alpha\beta$ , et en utilisant des régulateurs à hystérésis à deux niveaux pour chacune des puissances instantanées qui fournissent les erreurs numériques  $S_p$ ,  $S_q$  entre les valeurs réelles et les valeurs de références des puissances actives et réactives, on aura à la sortie de la table de commutation, une séquence des ordres de commutation ( $S_a$ ,  $S_b$ ,  $S_c$ ) des semi-conducteurs constituant le convertisseur à MLI (CCR). L'intérêt de la commande, est d'assurer un transfert d'énergie constant entre le réseau et la machine dans les deux sens avec un contrôle découplé des puissances actives et réactives, par la suite, la valeur de référence de la puissance active est délivrée à partir de la régulation de la tension du bus continu via un

régulateur IP antiwindup, et la référence de la puissance réactive est supposée de l'extérieur et nulle pour avoir un facteur de puissance unitaire [Chik1-18][Jer-15][Ber10] [Mou10].

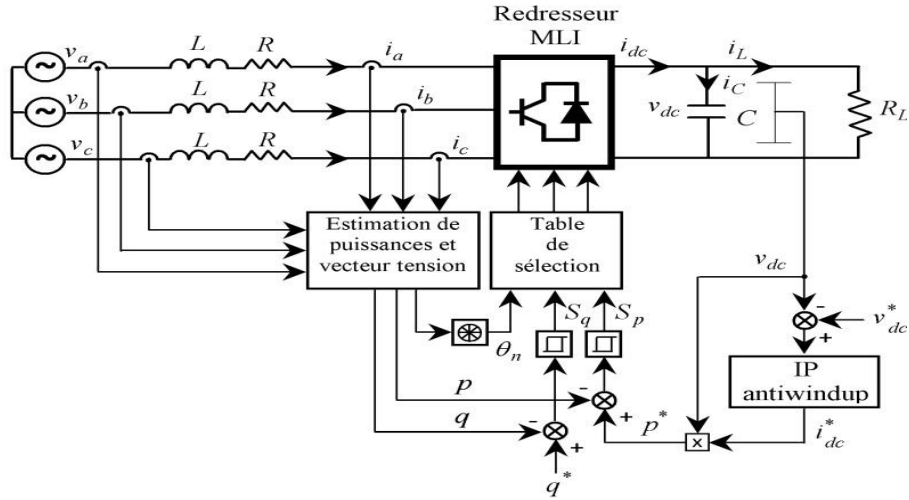


Figure IV.1: Schéma de la Commande DPC côté réseau [Mah-22].

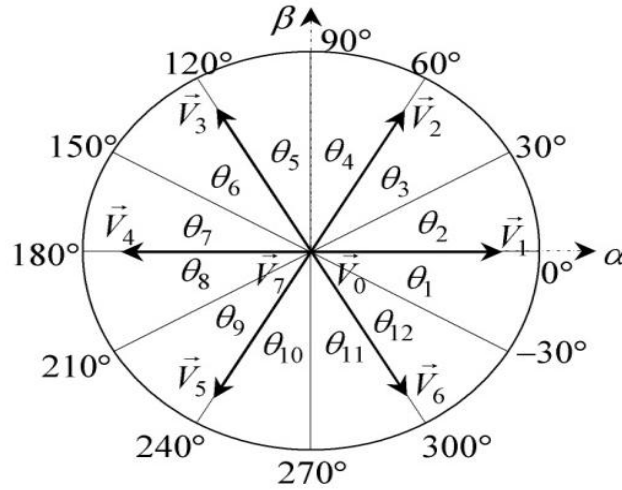


Figure IV.2: Représentation des secteurs.

### IV.3.2. Estimation de la tension du réseau

Le secteur de la tension est nécessaire pour utiliser la table de commutation, donc la connaissance de la tension de ligne est essentielle. L'expression suivante donne les courants de ligne  $i_a, i_b, i_c$  dans les coordonnées stationnaires  $\alpha\beta$  [Ted-11] :

$$\begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (\text{IV.1})$$



À partir de l'équation (IV.1) la tension peut être estimée par l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \frac{1}{(i_\alpha^2 + i_\beta^2)} \cdot \begin{bmatrix} i_\alpha & -i_\beta \\ i_\beta & i_\alpha \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} p \\ q \end{bmatrix} \quad (\text{IV.2})$$

La transformée inverse de Concordia de la tension de ligne s'écrit :

$$\begin{bmatrix} v_{sa} \\ v_{sb} \\ v_{sc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} \quad (\text{IV.4})$$

### IV.3.3. Expressions des puissances instantanées

Pour un système triphasé, la puissance active instantanée est définie par le produit scalaire des courants et des tensions de ligne. La puissance réactive est définie par le module de leur produit vectoriel [Mal-03] [Gho-19]. Ces puissances sont exprimées respectivement par les relations:

$$\begin{cases} p = v_\alpha \cdot i_\alpha + v_\beta \cdot i_\beta \\ q = v_\alpha \cdot i_\beta - v_\beta \cdot i_\alpha \end{cases} \quad (\text{IV.5})$$

L'erreur de la puissance active  $\Delta p$  est la différence entre la valeur de la puissance active est  $p^*$  a valeur réelle de la puissance active  $p$  est donnée par :

$$\Delta p = p^* - p \quad (\text{IV.6})$$

L'erreur de la puissance réactive  $\Delta q$  est la différence entre la valeur de la puissance réactive  $q^*$  est la valeur réelle de la puissance réactive  $q$  :

$$\Delta q = q^* - q \quad (\text{IV.7})$$

### IV.3.4. Position angulaire du vecteur de tension

La phase du vecteur tension du réseau est transformé en signalé numérisé  $\theta_n$  (position angulaire). Le calcul de cette position nécessite la connaissance des composants  $v_\alpha$  et  $v_\beta$ , qui peuvent être calculées à partir des transformations des tensions de réseau du plan  $(a, b, c)$  au plan stationnaire  $(\alpha, \beta)$ :

$$\theta_n = \arctg \frac{v_\beta}{v_\alpha} \quad (\text{IV.8})$$

De ce fait, les coordonnées stationnaires sont divisées en douze secteurs pour optimiser les performances du contrôleur, comme il est montré dans la figure IV.2 Les secteurs peuvent être exprimés comme suit :

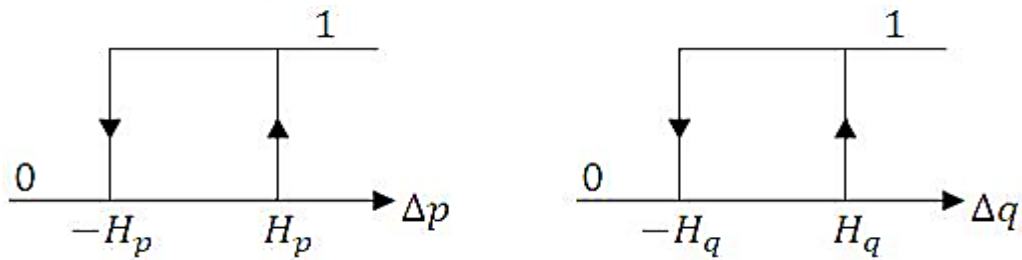
$$(n-2) \frac{\pi}{6} \leq \theta_n \leq (n-1) \frac{\pi}{6} \quad \text{Avec : } n = 1, 2, 3, \dots, 12 \quad (\text{IV.9})$$

La détermination de cet angle par le calcul de l'arctangente comme le montre l'équation (IV.9) est erronée dans quelques cas. La valeur exacte de l'angle dans l'intervalle  $[0, 2\pi]$ , peut être obtenu à partir de l'analyse présentée dans le tableau IV-1 [Say-21] [Gho-19] [Aim-23].

Vecteur de tension		Position de $\theta_n$
$v_\alpha > 0$	$v_\beta > 0$	$\arctg(v_\beta/v_\alpha)$
	$v_\beta < 0$	$\arctg(v_\beta/v_\alpha) + 2\pi$
$v_\alpha < 0$		$\arctg(v_\beta/v_\alpha) + \pi$
$v_\alpha = 0$	$v_\beta > 0$	$\pi/2$
	$v_\beta < 0$	$3\pi/2$

**Tableau IV-1:** Position du vecteur tension dans l'intervalle  $[0, 2\pi]$ .

#### IV.3.5. Régulateurs à hystérésis



**Figure III- 4:** Comparateurs à hystérésis.

Pour la régulation des puissances instantanées actives et réactives, on propose des régulateurs à hystérésis à deux niveaux, L'un est influencé par l'erreur  $S_p = P^* - P$  pour la puissance active. L'autre est influencé par l'erreur  $S_q = Q^* - Q$  pour la puissance réactive. Les erreurs numériques peuvent prendre une valeur, soit '1' pour l'augmentation de la grandeur contrôlée, soit '0' pour une diminution de la grandeur contrôlée [Bou-10], [Bou-08].

$$\text{Si } P^* - P \geq H_p \quad S_p = 1, \text{ Si } P^* - P \leq -H_p \quad S_p = 0 \quad (IV.10)$$

$$\text{Si } Q^* - Q \geq H_q \quad S_q = 1, \text{ Si } Q^* - Q \leq -H_q \quad S_q = 0$$

#### IV.3.6. Table de commutation

Les signaux numériques d'erreurs  $s_p$  et  $s_q$  et le secteur de travail sont les entres de la table de commutation (Tableau IV-2), où les états de commutations  $s_a, s_b, s_c$  du redresseur à MLI sont mémorisés. En employant la table, l'état optimum de commutation du convertisseur peut être choisie à chaque état de commutation selon la combinaison des signaux numériques  $s_p, s_q$  et le numéro du secteur, c'est-à-dire, que le choix de l'état est effectué de sorte que l'erreur de la puissance active

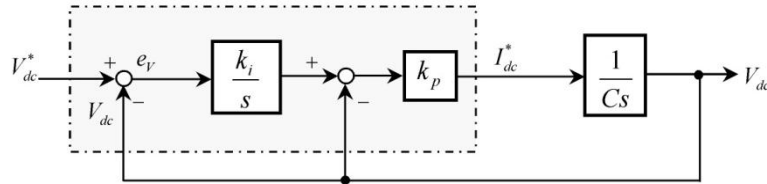
puisse être restreinte dans une bande à hystérésis de largeur  $2H_p$  et de même pour l'erreur de la puissance réactive, avec une bande de largeur  $2H_q$  [Res-10].

$S_p$	$S_q$	$S_1$	$S_2$	$S_3$	$S_4$	$S_5$	$S_6$	$S_7$	$S_8$	$S_9$	$S_{10}$	$S_{11}$	$S_{12}$
1	0	$V_6$	$V_7$	$V_1$	$V_0$	$V_2$	$V_7$	$V_3$	$V_0$	$V_4$	$V_7$	$V_4$	$V_0$
	1	$V_0$	$V_0$	$V_7$	$V_7$	$V_0$	$V_0$	$V_7$	$V_7$	$V_0$	$V_0$	$V_7$	$V_7$
0	0	$V_6$	$V_1$	$V_1$	$V_2$	$V_2$	$V_3$	$V_3$	$V_4$	$V_4$	$V_5$	$V_5$	$V_6$
	1	$V_1$	$V_2$	$V_2$	$V_3$	$V_3$	$V_4$	$V_4$	$V_5$	$V_5$	$V_6$	$V_6$	$V_1$

**Tableau IV-2 :** Table de commutation classique.

#### IV.3.7. Régulation de la tension du bus continu

Un régulateur intégral proportionnel (IP), avec une compensation anti-windup et proposé pour la régulation de la tension du bus continu comme il est montré sur la figure IV-4. Il permet de réduire la variation et l'instabilité de la tension du bus continu[Say-21]. Ce régulateur possède aussi l'avantage de ne pas introduire de zéro dans la fonction de transfert en boucle fermée tout en garantissant une erreur statique nulle. L'objectif de la boucle de régulation est de maintenir la tension du bus continue à une valeur de référence constante en présence de variation du courant de charge. En effet, elle est destinée à compenser toute perturbation, provoquant une variation de l'énergie stockée dans le condensateur. La régulation de  $v_{dc}$  est obtenue en ajustant l'amplitude des références des courants prélevés pour contrôler le transit de puissance active entre le réseau et le bus continu.



**Figure IV.3:** Schéma de la régulation de la tension du bus continu.

En appliquant la méthode de placement des pôles, on obtient les paramètres du correcteur IP, en fonction de l'amortissement  $\varepsilon$  et la fréquence  $\omega_n$  :

$$\begin{cases} k_p = 2\varepsilon\omega_n C_s \\ k_i = \frac{\omega_n}{2\varepsilon} \end{cases} \quad (\text{IV.11})$$

La quantité de la puissance de référence est déduire comme suit :

$$p^* = v_{dc} \cdot i_{sm} \quad (\text{IV.12})$$

### IV.3.8. Résultats de simulation

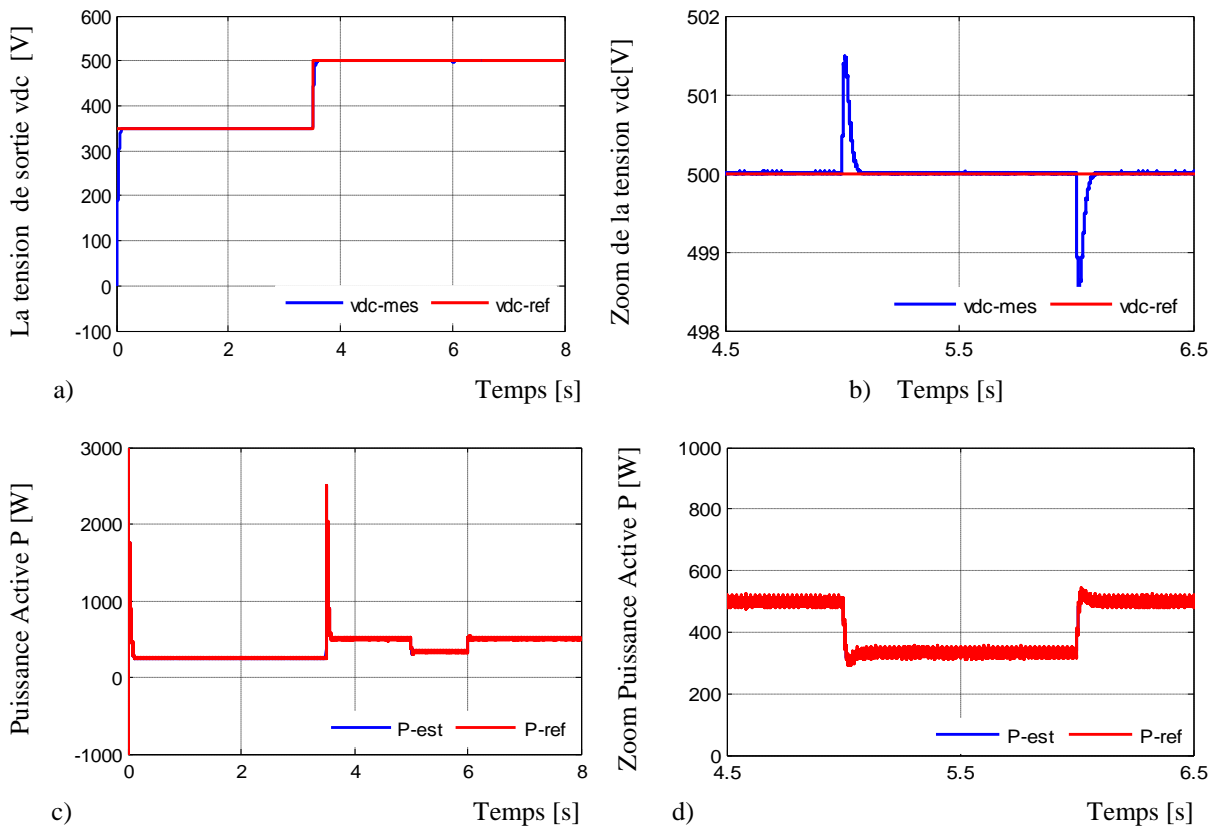
La commande directe de puissance du redresseur à MLI triphasé, a été simulée à l'aide du logiciel *Matlab/Simulink*, avec une table de commutation classique. Les principaux paramètres du circuit de simulation sont donnés en Annexe.

La figure IV.4 (a) représente l'allure de la tension de sortie avec l'application d'un échelon de tension à  $t = 3.5s$ . L'influence de la variation de charge sur le réglage de la tension du bus continu. La tension de sortie suit sa référence correctement. Avec notre choix de régulateur de tension de type IP anti-windup, on constate qu'il n'y a pas dépassement

. La figure IV.4 (h), montre que le courant du réseau  $i_a$  et en phase avec la tension du réseau, ce qui donne un facteur de puissance unitaire.

Les figures IV.4 (c),(d) représentent la puissance active et son zoom, lors la variation de la charge à  $t = 5s$  et  $t = 6s$ , la puissance fait apparaître une diminution de  $300W$  puis elle ascend presque instantanément vers sa valeur limite. La puissance réactive est caractérisée par une diminution à  $t = 5$  et à  $t = 6$  après une courte période elle se stabilise à sa valeur de référence  $0 VAR$ , comme le montre dans les figures IV.4 (e),(f).

La figure IV.4 (i) représente l'allure de courant de ligne  $i_\beta, i_a, i_c$  il a une forme sinusoïdale mais un peu dégradée qui dû à la présence des harmoniques. Nous pouvons conclure que le système se comporte bien vis-à-vis de la variation de la charge en assurant un facteur de puissance unitaire et des courants de ligne sinusoïdaux circulant dans les phases alimentant le redresseur à MLI .



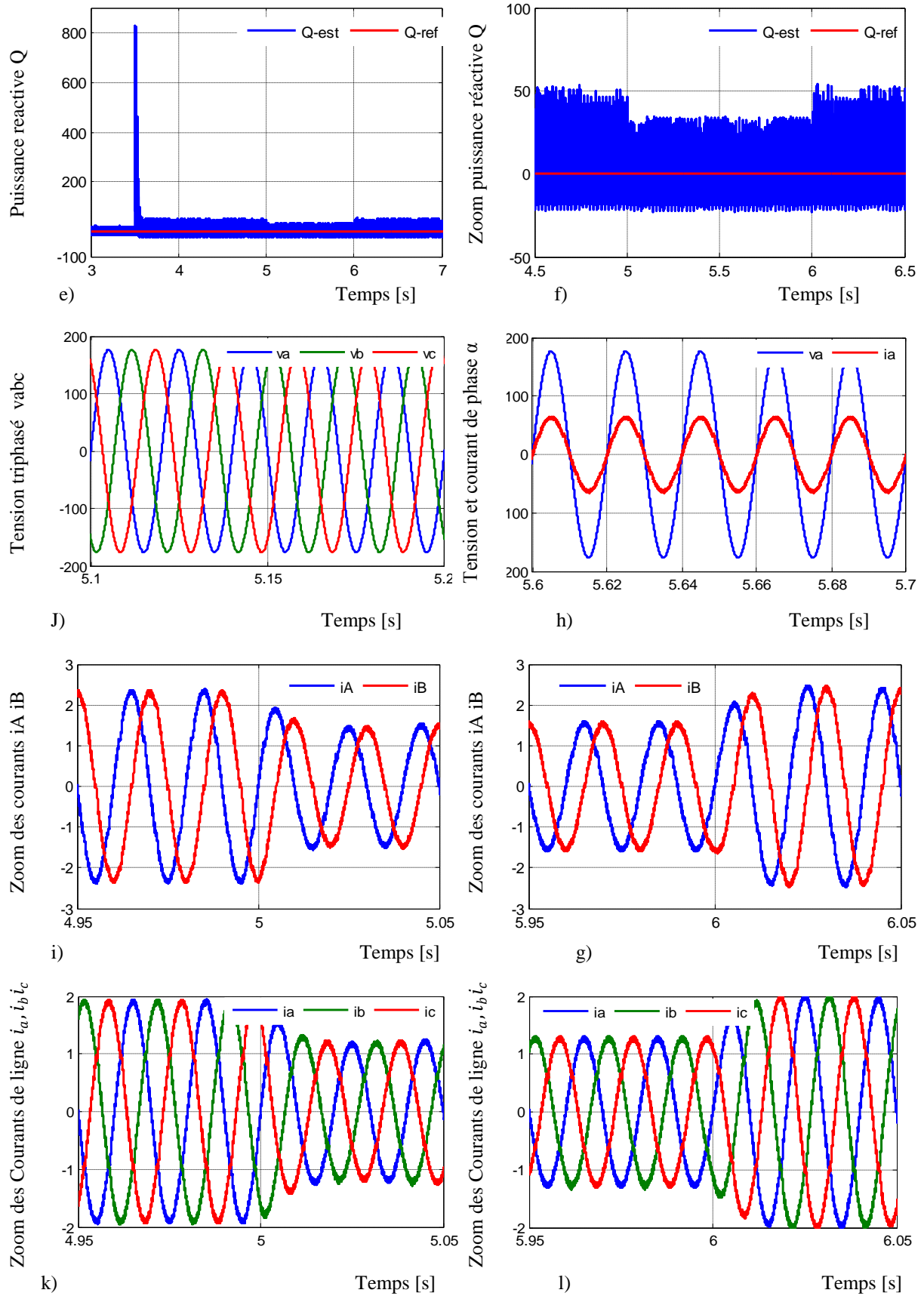


Figure IV.4 : Résultats de simulation.

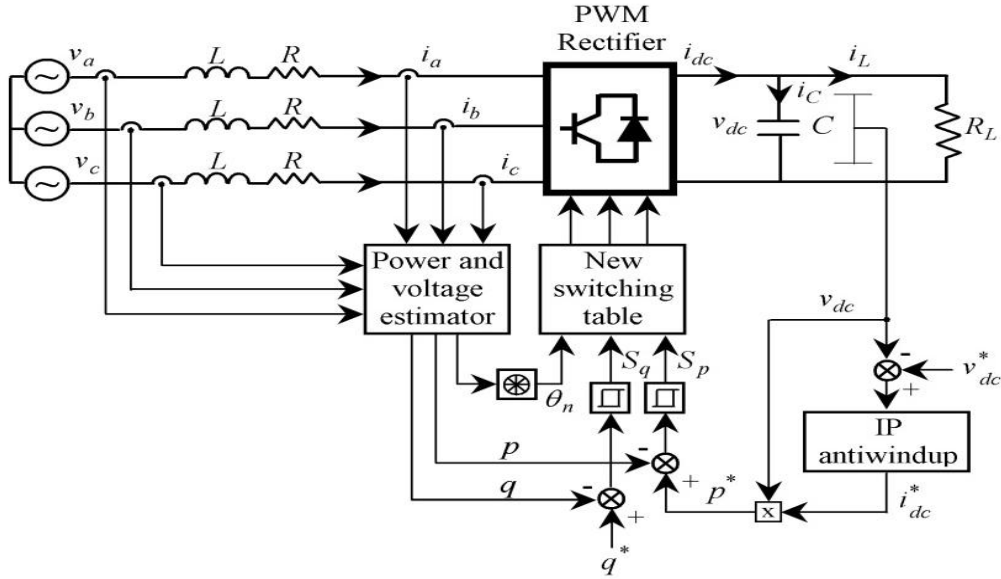
#### IV.4. Contrôle direct de puissance du redresseur triphasé à MLI en utilisant une nouvelle Table de commutation

##### IV.4.1. Principe de la commande directe de puissance

Afin d'améliorer les performances du contrôle DPC surtout en régime transitoire, une nouvelle méthode a été proposée dans [Chi 2-18] [Chi 3 -18] pour sélectionner le vecteur tension optimale du redresseur tout en assurant un contrôle simultané et précis des puissances, une réduction de la distorsion harmonique du courant de ligne et une amélioration du facteur de puissance.

La structure globale de la *DPC*, utilisant une nouvelle table de commutation, appliqué au pont redresseur à *MLI* triphasé est illustrée sur la figure IV-6. Le principe du *DPC* consiste à sélectionner une séquence des ordres de commutation ( $s_a, s_b, s_c$ ) des semi-conducteurs constituant le redresseur à *MLI*, à partir d'une table de commutation. La sélection s'effectue sur la base des erreurs numérisées,  $s_p$  et  $s_q$  entre les références des puissances active et réactive ( $p^*$  et  $q^*$ ) et les valeurs réelles ( $p$  et  $q$ ), fournies par deux comparateurs à hystérésis à deux niveaux, ainsi que sur la position angulaire du vecteur des tensions du réseau  $v_\alpha, v_\beta$ . Pour ce dernier, le plan  $\alpha$ - $\beta$  est divisé en douze secteurs égaux de  $30^\circ$ , comme l'illustre le graphique de la figure IV-3. Chacune des séquences de commande ( $s_a, s_b, s_c$ ) correspond à un vecteur de tension à l'entrée du redresseur  $v_i$  dont l'ensemble est représenté dans le tableau IV-1 [Chi 3-18] [Nas-20].

Pour toute structure du *DPC*, le contrôle de la tension du bus continu  $v_{dc}$ , s'effectue par ajustement de la puissance active instantanée. L'objectif du *DPC* est de permettre au redresseur à *MLI* d'échanger avec le réseau des puissances instantanées actives et réactive constantes, tout en garantissant un contrôle découplé de ces dernières. Ainsi, la référence de la puissance active,  $p^*$ , est fournie par le régulateur *IP* de la tension du bus continu. Tandis que celle de la puissance réactive,  $q^*$ , provient de l'extérieur. Elle est imposée égale à zéro pour l'absorption de courants sinusoïdaux sous une tension de source de forme supposée sinusoïdale, afin d'assurer un fonctionnement du redresseur avec un facteur de puissance unitaire [Nas-20].



**Figure IV.5:** Structure proposée pour le contrôle DPC du redresseur à MLI[Mah-22].

#### IV.4.2 Sélection de vecteur dans la nouvelle table de commutation

Dans le repère stationnaire  $(a,b,c)$  et avec un système triphasé équilibré, la dynamique des courants absorbés par un redresseur à MLI est régie par les système matricielles suivants[Chi 3-18][Nas-20]:

$$\begin{bmatrix} L \frac{di_a}{dt} \\ L \frac{di_b}{dt} \\ L \frac{di_c}{dt} \\ C \frac{dv_{dc}}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -R & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -R & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -R & 0 \\ S_a & S_b & S_c & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_L \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_a - v_{ra} \\ v_b - v_{rb} \\ v_c - v_{rc} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{IV.13})$$

$$\begin{bmatrix} v_{ra} \\ v_{rb} \\ v_{rc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2/3 & -1/3 & -1/3 \\ -1/3 & 2/3 & -1/3 \\ -1/3 & -1/3 & 2/3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} v_{dc} \quad (\text{IV.14})$$

avec  $S_a, S_b$  et  $S_c$  sont les états des interrupteurs du redresseur dans le repère  $(a,b,c)$ .

La transformé dans le repère fixe  $\alpha, \beta$  est donnée par :

$$T = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \quad (\text{IV.15})$$

La transformation de l'équation (IV.13) sera exprimée par [Gho-19]:

$$\begin{bmatrix} L \frac{di_\alpha}{dt} \\ L \frac{di_\beta}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -R & 0 \\ 0 & -R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_\alpha - v_{r\alpha} \\ v_\beta - v_{r\beta} \end{bmatrix} \quad (\text{IV.16})$$

La transformation de Park de l'équation (IV.13) dans le repère (d-q) est donnée par :

$$\begin{bmatrix} L \frac{di_d}{dt} \\ L \frac{di_q}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -R & \omega L \\ -\omega L & -R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_d - v_{rd} \\ v_q - v_{rq} \end{bmatrix} \quad (\text{IV.17})$$

Où  $\omega$  est la vitesse de rotation, les tensions  $v_{rd}$  et  $v_{rq}$  sont les composantes du repère  $d$ - $q$  à l'entrée du redresseur et sont exprimées comme suit [Gon-14]:

$$\begin{cases} v_{rd} = \sqrt{\frac{2}{3}} \cos[\omega t - \frac{\pi}{3}(k-1)] \\ v_{rq} = \sqrt{\frac{2}{3}} \sin[\omega t - \frac{\pi}{3}(k-1)] \end{cases} \quad (\text{IV.18})$$

Où  $k = 1, 2, 3, 4, 5, 6$ , est le numéro de vecteur de tension approprié.

En supposant que la source d'alimentation est idéale et que le vecteur de tension alternative  $v = V_M e^{j\theta}$ , alors il en résulte que  $v_d = \sqrt{3/2} V_M$  et  $v_q = 0$ . Les puissances instantanées active et réactive dans le repère stationnaire ( $d$ - $q$ ) sont alors données par l'expression ci-dessous :

$$\begin{bmatrix} p \\ q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_d & v_q \\ v_q & -v_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{3}{2}} \begin{bmatrix} V_M & 0 \\ 0 & -V_M \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad (\text{IV.19})$$

Sur la base de (2.25) et (2.26), la variation de  $p$  et  $q$  peut être calculée comme :

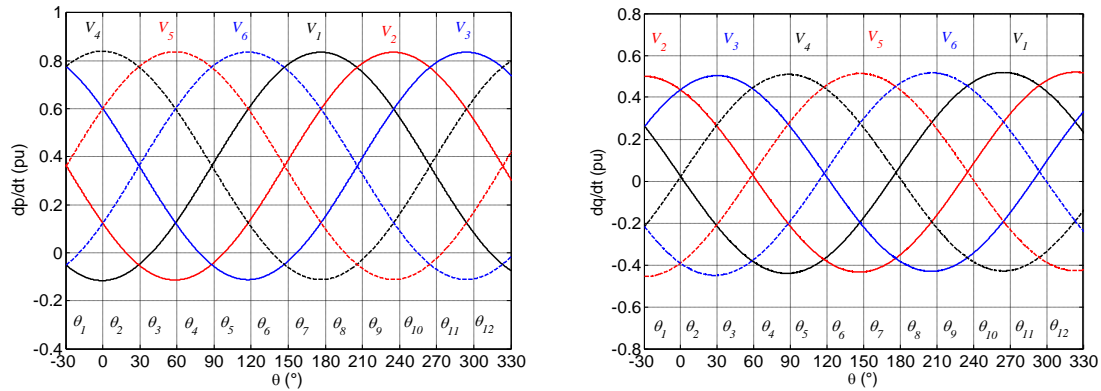
$$\begin{cases} \frac{dp}{dt} = \frac{3}{2L} V_M^2 - \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{1}{L} V_M v_{rd} - \frac{R}{L} p - \omega q \\ \frac{dq}{dt} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{1}{L} V_M v_{rq} - \frac{1}{L} q + \omega p \end{cases} \quad (\text{IV.20})$$

En considérant que la valeur de  $R$  est suffisamment petite pour être négligée et la puissance réactive est toujours contrôlée pour être égale à zéro. La variation de la puissance active et réactive instantanée peut être réécrite comme:

$$\begin{cases} \frac{dp}{dt} = \frac{3}{2} \frac{V_M^2}{L} - \frac{V_M v_{dc}}{L} \cdot \cos \left[ \omega t - \frac{\pi}{3}(k-1) \right] \\ \frac{dq}{dt} = -\frac{V_M v_{dc}}{L} \cdot \sin \left[ \omega t - \frac{\pi}{3}(k-1) \right] + \omega p \end{cases} \quad (\text{IV.21})$$

La variation de la puissance active et réactive, est représentée sur la figure IV.6, en fonction de la tension du réseau pour divers vecteurs de tension de redresseur [Chi 1-18] [Chi 2-18] [Chi 3-18] :





**Figure IV.6 :** Variation de la puissance active et réactive pour divers vecteurs de tension du redresseur

Sur la base des courbes de variations présentées précédemment, les vecteurs sélectionnés pour le les secteurs 1,2 et 3 sont représentés dans le tableau IV-3 :

Pour le Premier secteur on a obtient :

dp/dt		dq/dt	
$> 0 \leftrightarrow s_p = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_p = 0$	$> 0 \leftrightarrow s_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_q = 0$
$V_2, V_3, V_4, V_5$	$V_1, V_6$	$V_1, V_2, V_3$	$V_4, V_5, V_6$
<div style="display: flex; align-items: center; justify-content: center;"> <div style="writing-mode: vertical-rl; transform: rotate(180deg);">dp</div> <div style="writing-mode: vertical-rl; transform: rotate(180deg);">dq</div> </div>		$s_q = 1$	$s_q = 0$
		$v_3$	$v_5$
		$v_1$	$v_6$

Pour le deuxième secteur on a obtient :

dp/dt		dq/dt	
$> 0 \leftrightarrow s_p = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_p = 0$	$> 0 \leftrightarrow s_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_q = 0$
$V_3, V_4, V_5, V_6$	$V_1, V_2$	$V_2, V_3, V_4$	$V_1, V_3, V_6$
<div style="display: flex; align-items: center; justify-content: center;"> <div style="writing-mode: vertical-rl; transform: rotate(180deg);">dp</div> <div style="writing-mode: vertical-rl; transform: rotate(180deg);">dq</div> </div>		$s_q = 1$	$s_q = 0$
		$v_4$	$v_6$
		$v_2$	$v_1$

Pour le troisième secteur on a obtient :

dp/dt		dq/dt	
$> 0 \leftrightarrow s_p = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_p = 0$	$> 0 \leftrightarrow s_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_q = 0$
$V_3, V_4, V_5, V_6$	$V_1, V_2$	$V_2, V_3, V_4$	$V_1, V_5, V_6$
<div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> <div>dp</div> <div>dq</div> </div>		$s_q = 1$	$s_q = 0$
		$v_4$	$v_6$
		$v_2$	$v_1$

**Tableau IV-3:** Vecteurs des tensions à l'entrée du redresseur

Afin d'obtenir de meilleures performances du système, la table de commutation est synthétisée en fonction de la variation de la puissance active et réactive pour différents vecteurs tension dans chaque secteur, comme le montre la Figure IV.2. Les signes de variation des puissances active et réactive sont illustrés dans le tableau IV-4.

dp/dt			dq/dt	
Secteur	$> 0 \leftrightarrow s_p = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_p = 0$	$> 0 \leftrightarrow s_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow s_q = 0$
$\theta_1$	$V_2, V_3, V_4, V_5$	$V_1, V_6$	$V_1, V_2, V_3$	$V_4, V_5, V_6$
$\theta_2$	$V_3, V_4, V_5, V_6$	$V_1, V_2$	$V_2, V_3, V_4$	$V_1, V_3, V_6$
$\theta_3$	$V_3, V_4, V_5, V_6$	$V_1, V_2$	$V_2, V_3, V_4$	$V_1, V_5, V_6$
$\theta_4$	$V_1, V_4, V_5, V_6$	$V_2, V_3$	$V_3, V_4, V_5$	$V_1, V_2, V_6$
$\theta_5$	$V_1, V_4, V_5, V_6$	$V_2, V_3$	$V_3, V_4, V_5$	$V_1, V_2, V_6$
$\theta_6$	$V_1, V_2, V_5, V_6$	$V_3, V_4$	$V_4, V_5, V_6$	$V_1, V_2, V_3$
$\theta_7$	$V_1, V_2, V_5, V_6$	$V_3, V_4$	$V_4, V_5, V_6$	$V_1, V_2, V_3$
$\theta_8$	$V_1, V_2, V_3, V_6$	$V_4, V_5$	$V_1, V_5, V_6$	$V_2, V_3, V_4$
$\theta_9$	$V_1, V_2, V_3, V_6$	$V_4, V_5$	$V_1, V_5, V_6$	$V_2, V_3, V_4$
$\theta_{10}$	$V_1, V_2, V_3, V_4$	$V_5, V_6$	$V_1, V_2, V_6$	$V_3, V_4, V_5$
$\theta_{11}$	$V_1, V_2, V_3, V_4$	$V_5, V_6$	$V_1, V_2, V_6$	$V_3, V_4, V_5$
$\theta_{12}$	$V_2, V_3, V_4, V_5$	$V_1, V_6$	$V_1, V_2, V_3$	$V_4, V_5, V_6$

**Tableau IV-4:** Signes de variation des puissances active et réactive pour les 12 secteurs.

La nouvelle table de commutation pour le contrôle direct de puissance DPC du redresseur MLI peut être résumée dans le tableau IV-5.

$Sp$	$Sq$	$S_1$	$S_2$	$S_3$	$S_4$	$S_5$	$S_6$	$S_7$	$S_8$	$S_9$	$S_{10}$	$S_{11}$	$S_{12}$
1	0	$V_5$	$V_6$	$V_6$	$V_1$	$V_1$	$V_2$	$V_2$	$V_3$	$V_3$	$V_4$	$V_4$	$V_5$
	1	$V_3$	$V_4$	$V_4$	$V_5$	$V_5$	$V_6$	$V_6$	$V_1$	$V_1$	$V_2$	$V_2$	$V_3$
0	0	$V_6$	$V_1$	$V_1$	$V_2$	$V_2$	$V_3$	$V_3$	$V_4$	$V_4$	$V_5$	$V_5$	$V_6$
	1	$V_1$	$V_2$	$V_2$	$V_3$	$V_3$	$V_4$	$V_4$	$V_5$	$V_5$	$V_6$	$V_6$	$V_1$

**Tableau IV-5 :** Nouvelle table de commutation pour le contrôle DPC du redresseur *MLI*.

#### IV.4.3. Résultats de simulation

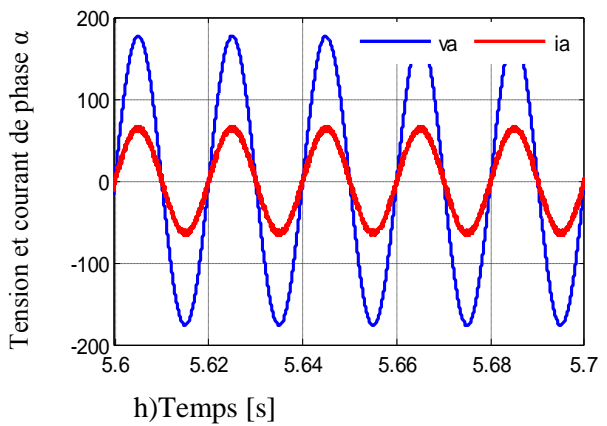
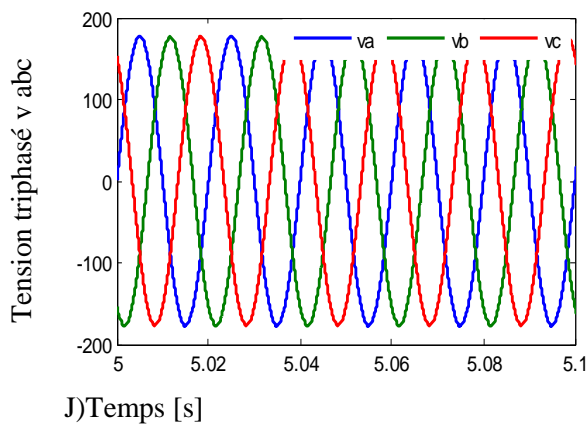
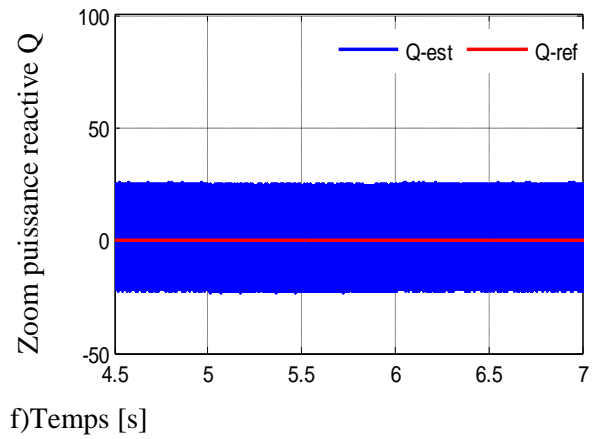
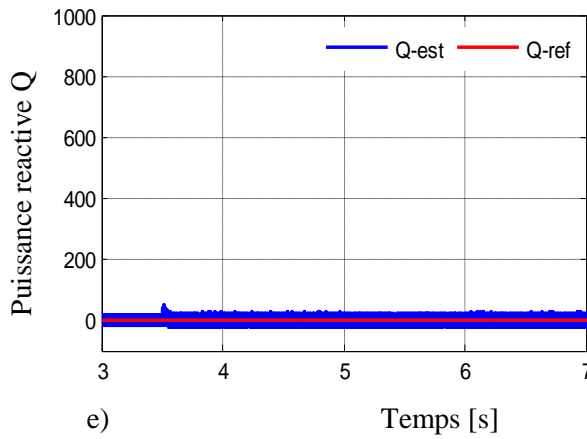
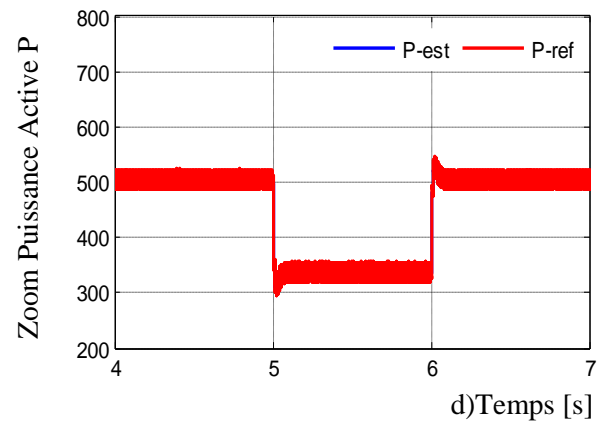
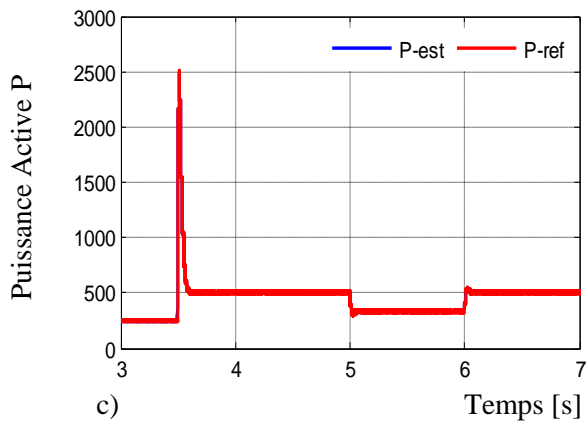
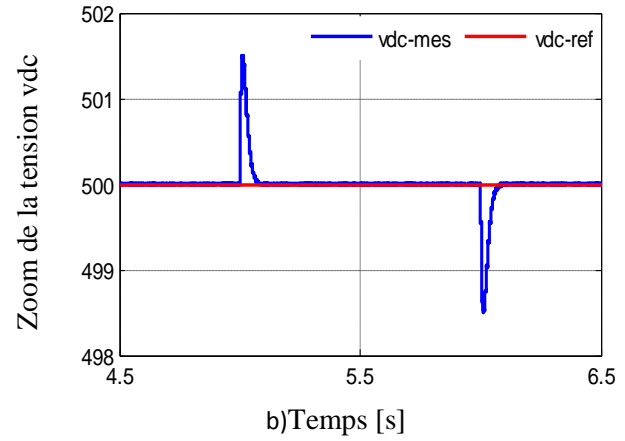
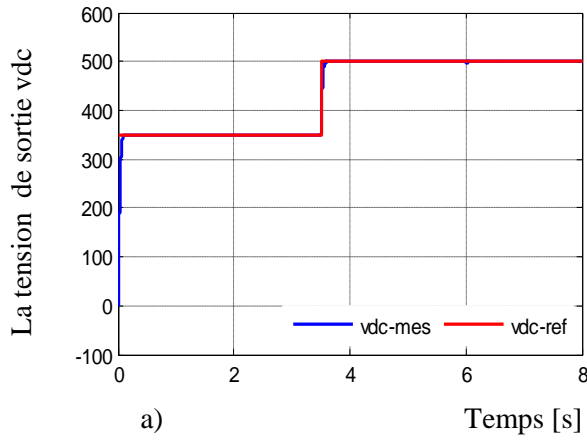
Pour confirmer l'efficacité du contrôle DPC avec la nouvelle table de commutation appliquée au redresseur MLI triphasé à deux niveaux, une simulation numérique est effectuée avec le logiciel Matlab/Simulink. Les paramètres électriques ainsi que les données de la commande sont identiques à celles indiquées dans la DPC conventionnelle.

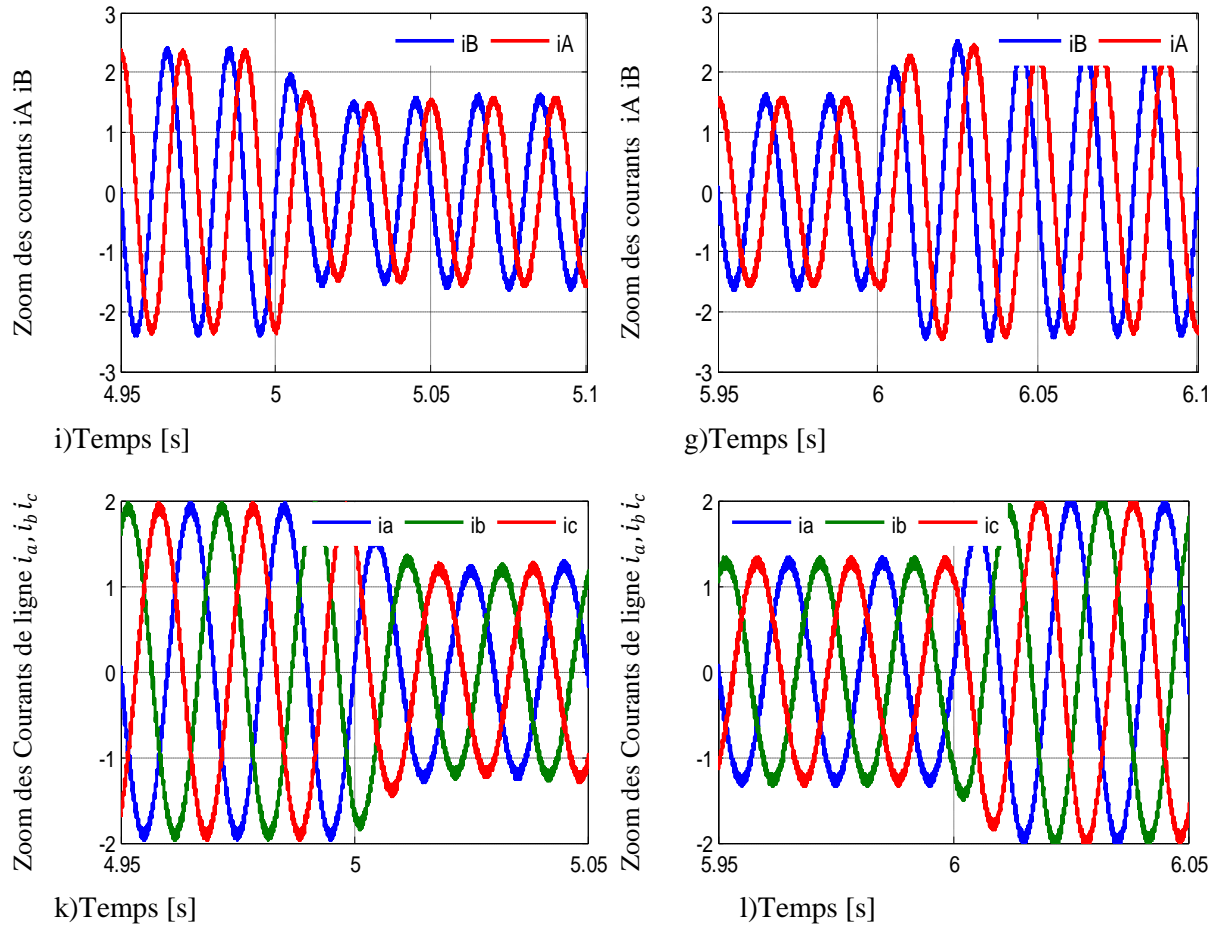
La figure IV.7 (a) représente l'allure de la tension de sortie avec l'application d'un échelon de tension à  $t = 3.5s$ . L'influence de la variation de charge sur le réglage de la tension du bus continu. La tension de sortie suit sa référence correctement. Avec notre choix de régulateur de tension de type IP anti-windup, on constate qu'il n'y a pas dépassement

. La figure IV.7 (h), montre que le courant du réseau  $i_a$  et en phase avec la tension du réseau, ce qui donne un facteur de puissance unitaire.

Les figures IV.7 (c),(d) représentent la puissance active et son zoom, lors la variation de la charge à  $t = 5s$  et  $t = 6s$ , la puissance fait apparaitre une diminution de  $280W$  puis elle ascend presque instantanément vers sa valeur limite. La puissance réactive elle garder lastabilité à sa valeur de référence presque  $0 VAR$ , Elle améliorer par rapport la DPC-C comme le montre dans les figures IV.7 (e),(f). La figure IV.7 (i) représente l'allure de courant de ligne  $i_\beta, i_a$ , il a une forme sinusoïdale.

Ces résultats de simulation montrent les hautes performances de New DPC. Les objectifs, à savoir la minimisation des pulsations des puissances et les harmoniques des courants présentés par la commande DPC-C





**Figure IV. 7 : Résultats de simulation New DPC.**

#### IV.5. Commande New DPC de la GADA

Après avoir étudié précédemment le système éolien en utilisant deux techniques différentes de manière indépendante, à savoir l'orientation vectorielle du côté machine et la commande directe de la puissance (DPC-C et New DPC) du côté réseau, et obtenu de bons résultats selon les critères de performance, en particulier pour la New DPC qui a démontré son efficacité, il est devenu nécessaire de tester la robustesse du système éolien complet par la commande New DPC, tout en conservant la même technique d'orientation vectorielle du côté machine. À cet effet, nous avons fusionné les deux schémas blocs, comme illustré dans la figure IV.8.

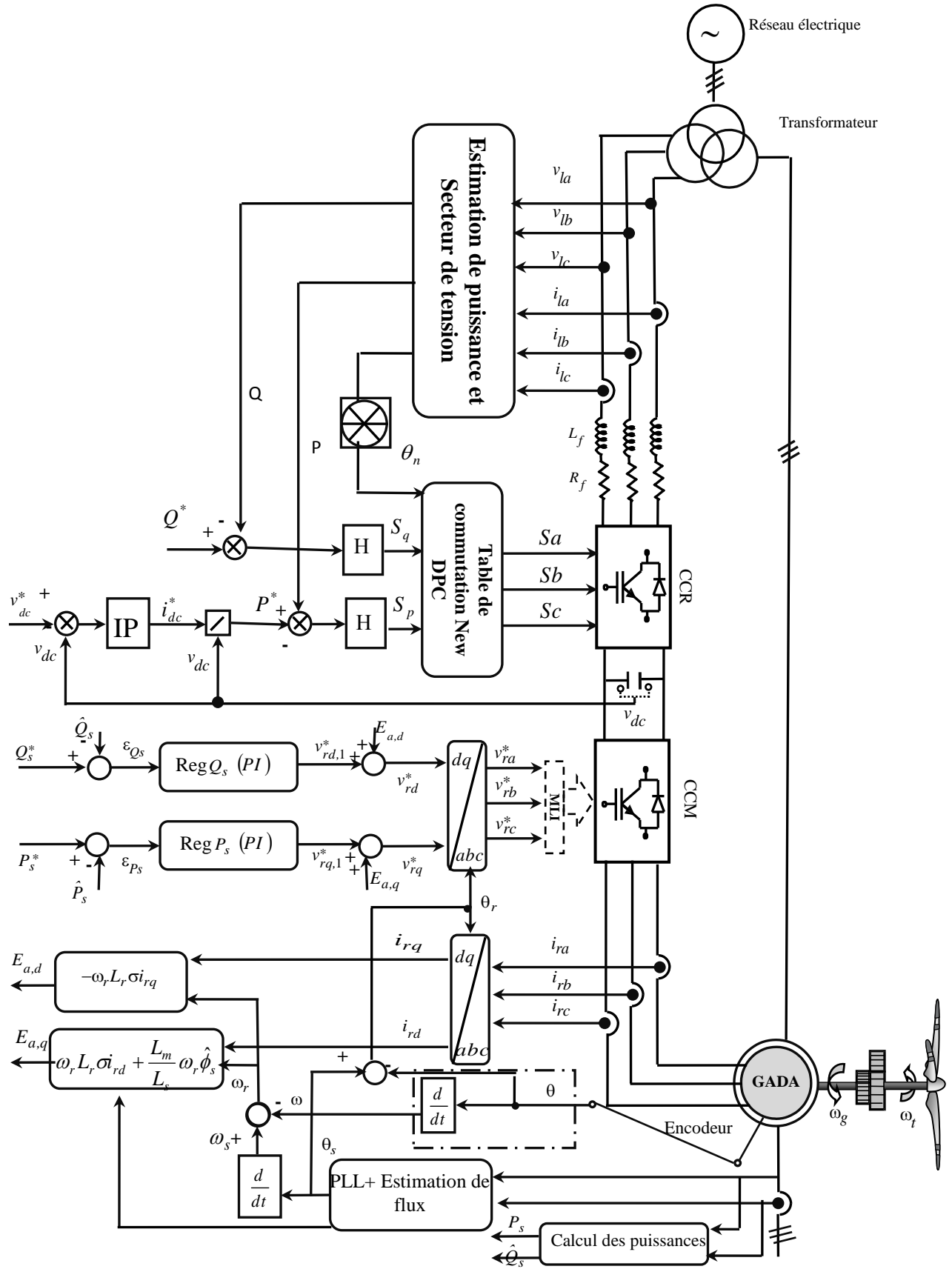
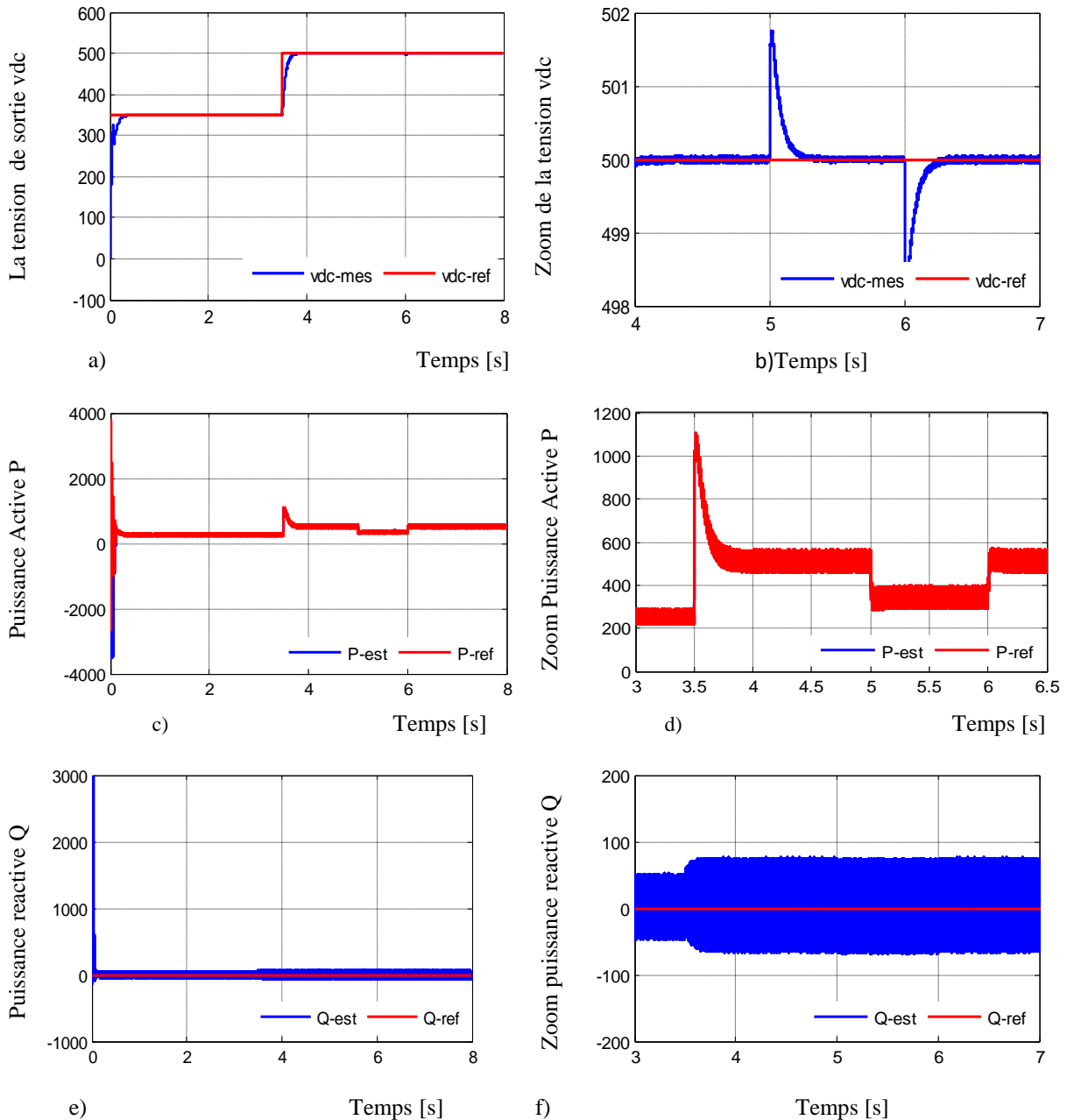


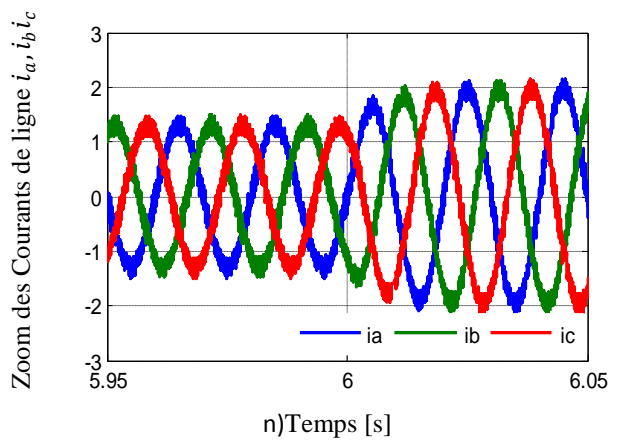
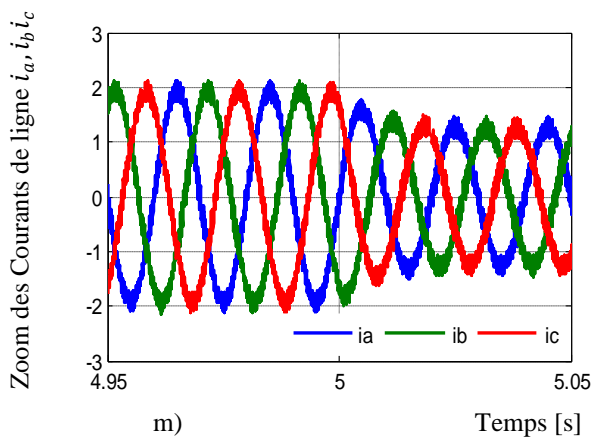
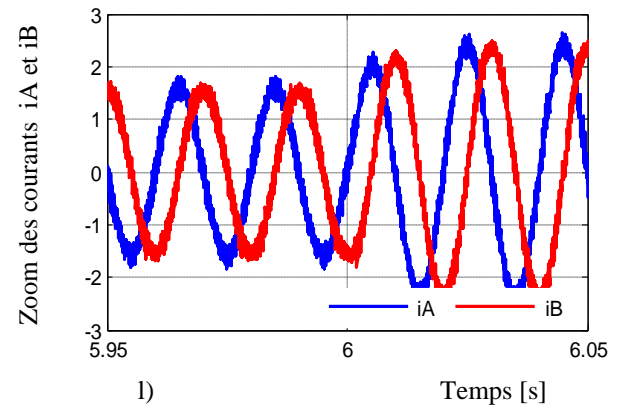
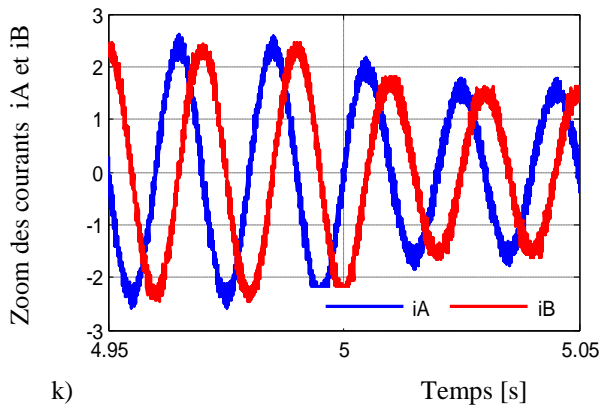
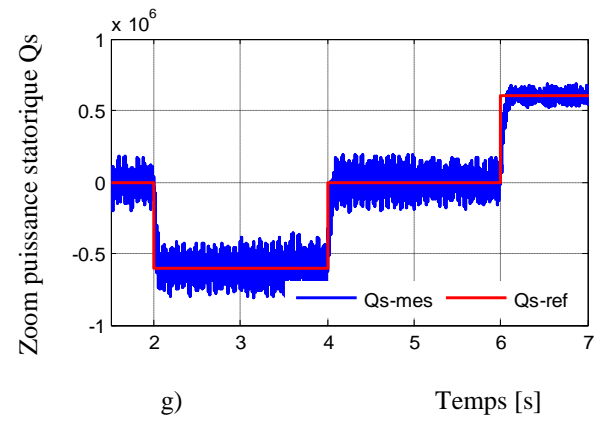
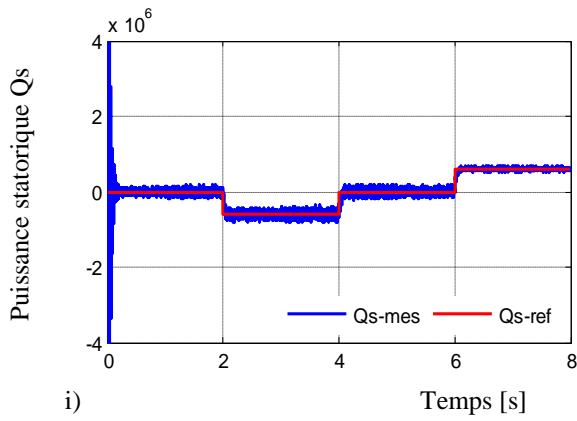
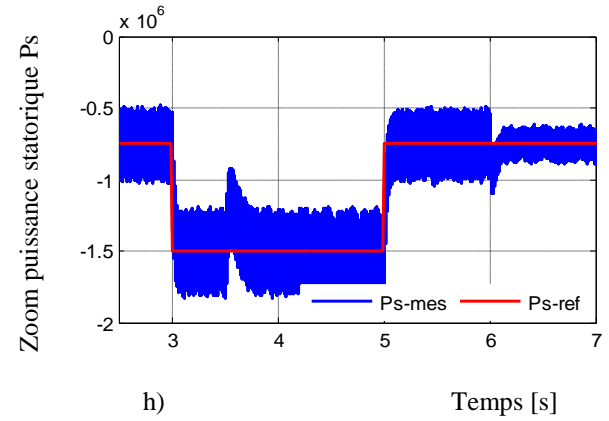
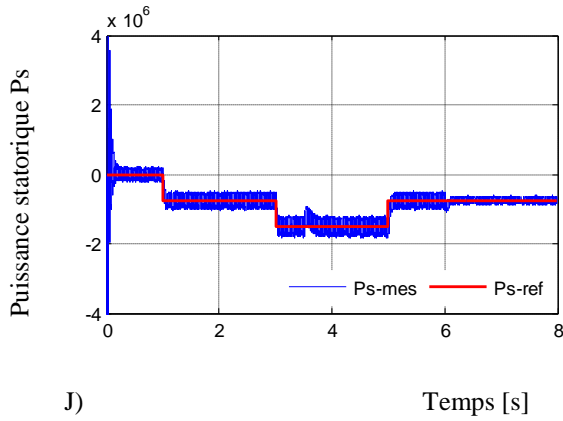
Figure IV.8: Schéma global du système éolien avec commande DPC.

#### IV.5.1. Test robustesse de la commande New DPC de la GADA

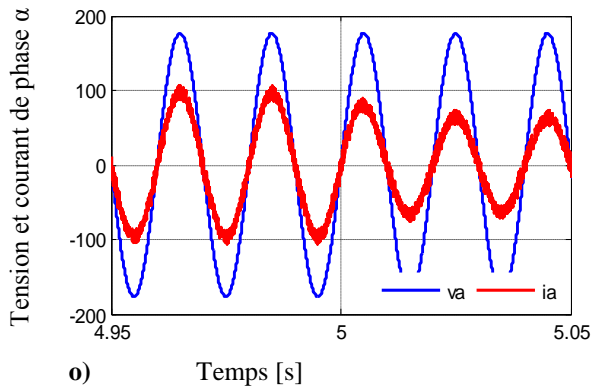
Dans le but de tester la robustesse de la commande New DPC, nous allons étudier l'effet des variations paramétriques (résistance de charge). La robustesse de cette technique est évaluée à travers une variation simultanée de la charge (500, +250, -250). Les figures (9.c) et (9.e) illustrent le comportement dynamique du système lors de ce test. Les grandeurs les plus importantes à observer sont la puissance active et la puissance réactive.

##### IV.5.2.a. Résultats de simulation









**Figure IV- 9 : Résultats de simulation de test robustesse de la GADA**

#### IV.5.Interprétation le résultat

D'après le résultat de Lacommande direct de puissance de la GADA a été simulé à l'aide du logiciel Matlab/Simulink, en utilisant une commande New DPC côté réseau, tout en conservant la commande vectoriel VOC côté machine. On observe, lors de l'application d'un échelon de tension à  $t = 3,5$  s, l'influence de la variation de charge sur le réglage de la tension du bus continu. La tension de sortie suit fidèlement sa valeur de référence. Grâce au choix d'un régulateur de tension de type IP avec fonction anti-windup, aucun dépassement de la tension n'est observé. La figure IV.4 (h) montre que le courant du réseau  $i_a$  est en phase avec la tension du réseau, ce qui permet d'obtenir un facteur de puissance unitaire. Les figures IV.4 (c) et (d) présentent la puissance active et son agrandissement au moment des variations de charge à  $t = 5$  s et  $t = 6$  s. On remarque une chute de puissance d'environ 280 W, suivie d'une remontée quasi instantanée à sa valeur maximale. On note également une amélioration significative de l'épaisseur de la bande, ainsi qu'une meilleure réponse de la puissance réactive, caractérisée par une zéro VAR augmentation au moment du changement de la tension  $V_{dc}$ , puis une stabilisation à lors du changement de charge, comme illustré dans les figures IV.4 (e) et (f). Par ailleurs, une bonne réponse des puissances active et réactive statorique de la machine est observée au moment de la variation de  $V_{dc}$ .

#### IV.6.Conclusion

Dans ce chapitre, la technique de contrôle direct de la puissance (DPC) utilisant une table de commutation prédéfinie pour le redresseur triphasé à modulation de largeur d'impulsion (MLI) a été abordée. Dans un premier temps, l'architecture et le principe de fonctionnement du DPC basé sur la table de commutation classique ont été détaillés. Les résultats obtenus à partir des simulations ont été analysés, et la performance de cette méthode de contrôle a été évaluée. Compte tenu des inconvénients présentés par la table de commutation classique, mis en évidence par l'analyse des résultats simulés, une nouvelle table a été développée dans le but d'assurer un contrôle précis et simultané des puissances instantanées active et réactive. Cette table proposée a été élaborée sur la base d'une étude des variations des puissances active et réactive engendrées par l'application de chacun des vecteurs de commande, au cours d'un cycle complet de rotation du vecteur de tension du réseau dans le plan  $\alpha$ -

β. Les résultats issus de l'implémentation en simulation ont révélé des performances nettement supérieures à celles offertes par la table classique. Comme nous avons déjà testé la commande New DPC dans le système, elle a donné des résultats globalement satisfaisants.

## Conclusion générale

L'objectif principal de ce travail est d'étudier, par simulation numérique, la commande directe de puissance de génératrices asynchrones à double alimentation (GADA), utilisées dans la production d'énergie éolienne. Nous avons choisi d'analyser deux stratégies de commande : la commande vectorielle (côté machine) et la commande directe de puissance, DPC-C et NewDPC (côté réseau), ainsi que d'appliquée la stratégie NewDPC dans un système éolien.

Dans le premier chapitre, nous avons présenté un panorama des solutions électrotechniques possibles pour la production d'énergie électrique à partir de turbines éoliennes. Après un rappel des notions fondamentales nécessaires à la compréhension du système de conversion de l'énergie éolienne, différents types d'éoliennes ainsi que leurs modes de fonctionnement ont été décrits.

Dans le deuxième chapitre, nous avons modélisé le système turbine éolienne associé à la GADA. La partie mécanique a été détaillée, et les résultats de simulation nous ont permis de vérifier l'efficacité et la fiabilité de la stratégie de contrôle MPPT.

Dans le troisième chapitre, nous avons poursuivi la modélisation du système turbine éolienne couplée à une GADA. L'intérêt de la transformée de Park y a été mis en évidence, car elle permet d'obtenir un système d'équations plus simple à exploiter. Nous avons également effectué une simulation d'une éolienne basée sur une GADA avec une commande vectorielle, couramment utilisée pour produire de l'énergie électrique à partir de turbines éoliennes.

Enfin, dans le dernier chapitre, nous avons abordé la modélisation d'un système de conversion d'énergie éolienne basé sur une machine asynchrone à double alimentation utilisant des stratégies de commande directe de la puissance. Ces stratégies reposent sur des régulateurs à hystérésis et des tables de commutation prédéfinies, ainsi qu'une nouvelle table de commutation proposée. Les résultats de simulation obtenus témoignent de la qualité du contrôle DPC, qui permet d'atteindre des performances dynamiques très satisfaisantes.

Comme mentionné précédemment, la commande NewDPC a été testée dans le système, et les résultats obtenus ont été globalement satisfaisants. Le système a montré une bonne réactivité face aux variations de la charge, ce qui témoigne de l'efficacité de la stratégie en conditions nominales.

Cependant, certaines limitations ont été observées, notamment au niveau de la forme des courants, qui présentent des déformations dans certaines conditions de fonctionnement. Ces anomalies peuvent être attribuées à plusieurs facteurs :

- L'utilisation simultanée de deux stratégies de commande différentes (par exemple, une du côté réseau et une autre du côté machine), ce qui peut entraîner un manque de coordination et provoquer des transitoires non souhaités dans le système.
- La valeur élevée de la puissance injectée, qui peut engendrer des contraintes supplémentaires sur le système et amplifier les effets dynamiques.

- Les comparateurs à hystérésis génèrent des ondulations harmoniques dans les puissances active et réactive.

Face à ces constats, une solution envisageable serait l'unification de la stratégie de commande, en utilisant la (DPC- SVM), cette stratégie sera adaptée à l'ensemble du système éolien côté machine et côté réseau en éliminant les comparateurs hystérésis et la table de commutation. Cela permettrait d'assurer une meilleure coordination entre les différentes composantes du système, de réduire les perturbations transitoires, et d'améliorer la qualité d'énergie en diminuant la pollution harmonique des courants injectés dans le réseau.

# Annexe

## Paramètres du système éolien étudié

### A.1. Paramètres de la turbine éolienne [Ben-23] :

Les paramètres la turbine à deux masses éolienne étudiée dans le chapitre sont donnés par le tableau A. 1 :

Table A.1: Paramètres de la turbine éolienne à deux masses.		
Paramètres	Symbole	Valeurs
<b>La turbine éolienne à deux masses</b>		
Puissance nominale	$P_n$	1.5 MW
Densité de l'air	$\rho$	1.12 Kg.m <sup>3</sup>
Rayon du rotor	$R$	21.65 m
Inertie de la masse du côté rotor de la turbine	$J_t$	3.25.10 <sup>5</sup> Kg. m <sup>2</sup>
Coefficient de frottements visqueux externes du rotor de la turbine	$f_t$	27.36 N.m/rad/s
Coefficient de torsion de l'arbre lent	$B_{ls}$	2.691.10 <sup>3</sup> N.m rad
Coefficient de frottements visqueux internes de l'arbre lent	$K_{ls}$	9500 N.m/rad/s
Rapport du multiplicateur	$n_g$	43.165

### A.2. Paramètres de la génératrice asynchrone à double alimentation [Gar-15, Ata-19]:

Les paramètres de la GADA et CCR sont répertoriés dans le tableau A.2, respectivement.

Tableau A. 2 : Paramètres du système éolien étudié.		
<b>GADA</b>		
Paramètres	Symbole	Valeurs
Puissance nominale	$P_n$	1.5 MW
Vitesse nominale	$N_n$	1420 tr/min
Tension nominale	$V_n$	690 V
Nombre de pair de pole	$p$	2
Fréquence	$f$	50 Hz
Résistance statorique	$R_s$	0.012 $\Omega$
Résistance rotorique	$R_r$	0.016 $\Omega$
Inductance de magnétisation	$M$	2.9 H
Inductance de fuite statorique	$l_{so}$	0.18 H

Inductance fuite rotorique	$l_{ro}$	0.16 H
Inductance statorique	$L_s = l_{so} + M$	3.08 H
Inductance rotorique	$L_r = l_{ro} + M$	3.06 H
Inertie de la masse du côté rotor de la génératrice	$J_g$	34.4 Kg.m <sup>2</sup>
Coefficient de frottements visqueux externes du rotor de la génératrice	$f_g$	0.2 N.m/rad/s
<b>CCR</b>		
Résistance de la ligne	$R_f$	0.3Ω
Inductance de la ligne	$L_f$	0.0370 H
Tension nominal de la ligne	$V_{dc}$	125 V
Capacité de filtre	$C$	0.0011 F
Tension de bus continu	$V_{dc}$	500 V
<b>Paramètres de la technique MLI</b>		
Tension de modulante	$v_{ref}$	0.9 V
Tension de porteuse	$V_p$	1 V
Indice de modulation	$I_m$	21
Fréquence de la porteuse	$f$	50 Hz

# Bibliographie

- [Aim-23] M. Aimer, S. Marzougui "Commande Backstepping direct de puissance d'un redresseur MLI Triphasés", Mémoire de Master. Université de Saïda- Dr. Tahar Moulay, Soutenu. 09 /2023.
- [Ata-19] M. Atallah and B. Kharoub, "Gestion des puissances active et réactive dans une ferme éolienne au vu de son intégration dans le réseau électrique", Mémoire de Master. Université de Saïda- Dr. Tahar Moulay, 2019.
- [Ban-22] B. Abah Moussa et N. CelsoEstevãot« Commande directe des puissances (DPC) appliquée sur une Génératrice à double alimentation connectée avec turbine éolienne » Université -Ain-Temouchent Belhadj Bouchaib. Soutenu 2022 .
- [Ben-23] M. A. Benmahdjoub, A. Mezouar, M. Ibrahim, L. Boumediene, Y. Saidi, and M. Atallah, "Nonlinear optimal control with effective wind speed estimation for maximum power extraction based on adaptive fuzzy logic controller and extended Kalman Filter", International Journal of Dynamics and Control, pp. 1-17, 2023.
- [Bel-08] B. Beltran, T. Ahmed-Ali, and M. E. H. Benbouzid, "Sliding mode power control of variable-speed wind energy conversion systems", IEEE Transactions on energy conversion, vol. 23, pp. 551-558, 2008.
- [Bel-10] B. Beltran, "contribution à la commande robuste des éoliennes à base de génératrices asynchrones double alimentation: du mode glissant classique au mode glissant d'ordre supérieur", Thèse de Doctorat, Université de Bretagne occidentale-Brest, Soutenu le 2010.
- [Bel-14] Kh. Belgacem, "Optimisation des performances des systèmes énergétiques dans la production d'énergie éolienne à vitesse variable", Thèse de Doctorat, Université Djilali Liabès de Sidi-Bel-Abbès, Soutenu le 2014.
- [Ben-14] Benyahia. Kh "Design of Roubust controller of a doubly-fed Induction Générateur for Wind Energy Converssion System with different controllers" October 2014.
- [Bou-06 b] B. Boukhezzar, H. Siguerdidjane, and M. M. Hand, "Nonlinear Control of Variable-Speed Wind Turbines for Generator Torque Limiting and Power Optimization", Journal of Solar Energy Engineering-transactions of The Asme, vol. 128, pp. 516-530, 2006.
- [Bou-07] B. Boukhezzar, L. Lupu, H. Siguerdidjane, and M. Hand, "Multivariable control strategy for variable speed, variable pitch wind turbines", Renewable Energy, vol. 32, pp. 1273-1287, 2007
- [Bou-09] A. Boulahia, "Etude des convertisseurs statistiques destinés à la qualité de l'énergie électrique", Mémoire de Magister en électrotechnique, Université de Frères Mentouri de Constantine, 2009.
- [Bou-09] BouacidaFarida « Qualité de l'énergie électrique et norme IEEE- 519 » mémoire de master en Génie Electrique, Université Larbi Ben M'hidi, Oum El-Bouaghi, juin 2009.
- [Bou-19] B. Mohamed « Commande DPC d'une Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA). Application à L'énergie Éolienne » École nationale Polytechnique. soutenu le 26/06/2019
- [Bou-10] A. Bouafia, J.-P. Gaubert, and F. Krim, « Predictive direct power control of three-phase pulsewidth modulation (pwm) rectifier using space-vector modulation (svm) », IEEE Trans. Power Electron., vol. 25, no. 1, pp. 228
- [Bri-10] Brice. B « Construbtion a la commande robuste des éolienne à basse de génératrices asynchrones doubles alimentation »Université europiennede Bretagne,soutenu le 2010.
- [Bue-81] I. Buehring and L. Freris, "Control policies for wind-energy conversion systems", in IEE Proceedings C (Generation, Transmission and Distribution), 1981, pp. 253-261.

- [Chik-13] T. Mohammed Chikouche, « Commande Robuste d'une Machine Asynchrone à Double Alimentation sans Capteur Mécanique », Thèse de doctorat, Université de Sidi-Bel-Abbès, Sidi-Bel-Abbès, 2013.
- [Chi-2-18] T. Mohammed Chikouche, K. Hartani, « A Strategy of Direct Power Control for PWM Rectifier Reducing Ripple in Instantaneous Power », World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Electrical and Computer Engineering, Vol.12, No.2, 2018.
- [Chi-3-18] T. Mohammed Chikouche, K. Hartani, « Direct Power Control Of Three-Phase Pwm Rectifier Based On New Switching Table », Journal of Engineering Science and Technology, Vol.13, No.6, 2018.
- [Deh -19] D. Fawzi « Commande d'un système éolien basé sur une GADA Par différentes techniques » Université Mohamed Boudiaf-M'sila, Soutenu le 2019
- [Gho-19] GHOUT Mohamed, HOMIR Brahim, « Contrôle direct de puissance du redresseur triphasé à MLI en utilisant une nouvelle table de commutation », mémoire de master en électrotechnique, université Moulay Taher, Saïda, Juillet 2019
- [Gar-15] C. A. García, L. M. Fernández, and F. Jurado, "Evaluating reduced models of aggregated different doubly fed induction generator wind turbines for transient stabilities studies", Wind Energy, vol. 18, pp. 133-152, 2015
- [Has-20] S. M. Hashemzadeh, R. Rostami, VafaMarzang, S. H Hosseini « Direct Power Control of PWM Three-Phase Rectifier Using the Predictive Method: Aims to Reduce THD », 28<sup>th</sup> Iranian Conference on Electrical Engineering (ICEE), 2020.
- [Jer-15] Djeriri Youcef, « Commande directe du couple et des puissances d'une MADA associée à un système éolien par les techniques de l'intelligence artificielle », Thèse de doctorat, Université Djillali Liabes De Sidi-Bel-Abbès, Algérie, 2015.
- [Jon-05] J. M. Jonkman and M. L. Buhl, "Fast user's guide-updated august 2005", National Renewable Energy Lab. NREL, Golden, CO (United States), 2005.
- [Jun-13] S. Jung and S.-D. Kwon, "Weighted error functions in artificial neural networks for improved wind energy potential estimation", Applied Energy, vol. 111, pp. 778-790, 2013.
- [Ker-17] K. D. E. Kerrouche, "Application des FACTS pour améliorer les performances dynamiques d'un parc éolien raccordé au réseau électrique", Thèse de Doctorat, Université Dr. Moulay Tahar de Saïda, Soutenu le 2017.
- [Khe-22] K, Rabah « Commande Directe de Puissance (DPC) d'une MADA Intégrée à un Système Éolien », Université Mohamed Boudiaf-M'sila, Soutenu le 20 /10/2022 .
- [Lab-06] F. Labrique, G. Séguier and R. Busiere, "Les convertisseurs de l'électronique de puissance: La conversion continu-alternatif". Technique et Documentation Lavoisier, 3<sup>ème</sup> éditions, Vol.1, Paris, France, 2006.
- [Lie-00] W. Leithead and B. Connor, "Control of variable speed wind turbines: Design task". International journal of control, vol. 73, pp. 1189-1212, 2000.
- [Mah-22] Mahmoudi .Dj et Boumaaza. F « Synthèse des stratégies de contrôle direct de puissance (DPC) d'un convertisseur AC/DC à absorption sinusoïdal de courant » Université Saïda Dr Tahar Moulay, Soutenu publiquement en 29/06/2022
- [Mal-03] Malinowshki M, Kazmierkowski MP, Trynadowski A, "Review and comparative study of control techniques for three-phase PWM rectifiers", Mathematics' and Computers in simulation, Volume 63, Issues 3-5, pp 349-361, 17 November 2003.
- [Man-05] A. Manjock, "Design codes fast and adams for load calculations of onshore wind turbines". National Renewable Energy Laboratory (NREL): Golden, Colorado, USA, 2005.
- [Mez-06] A. Mezouar, "Décomposition et réduction de modèles des procédés électromécaniques : application à la commande des machines asynchrones". Thèse de Doctorat, Université Djilali Liabès de Sidi-Bel-Abbès, Soutenu le 2006.
- [Mer-21] M. Aymen et B. Aymen « Commande d'une GADA utilisée dans un aérogénérateur relié au réseau électrique » Soutenu publiquement, le : 14/07/2021
- [Mok-13] S. Mokrane, "Modélisation et commande d'un aérogénérateur a machine asynchrone double alimentation en vue de simulation des problèmes de cogénération". Université du Québec en



- Abitibi Témiscamingue, Août 2013.
- [Mol-14] M. Abdelhafidh « Stratégies de Commande DTC-SVM et DPC appliquées à une MADA utilisée pour la production d'énergie éolienne » Soutenu le publiquement le 19/06/2014
- [Mou-10] Moualdia, M.Mahmoudi, L.Nezli "DPC and DTC Control of a Wind Speed Based on the Doubly Fed Asynchronous Machine," Journal of Electrical Engineering JEE, vol. 12, Edition.2, pp 39-46, 2010.
- [Mou-15] M. Tahar . H Mohamed« Commande sans capteur de la machine asynchrone a doublealimentation pour utilisation dans laproduction de l'énergie Éolien», Université d'el-Oued , Soutenu le 09 /09/2015 .
- [Mun-08] I. Munteanu, A. I. Bratcu, N.-A. Cutululis, and E. Ceanga, "*Optimal control of wind energy systems: towards a global approach*", Springer Science & Business Media, 2008.
- [Muy-08] S. Mueen, J. Tamura, and T. Murata, "*Stability augmentation of a grid-connected wind farm*". Springer Science & Business Media, 2008.
- [Nau-08] Naoual,H,« Modélisation et commande des générateur éolienne », Université Mentouri de Constantine ,Soutenu le 24 /01/2008 .
- [Nas-20] Nasri Salah Eddine, Mazari Adel : « Commande directe de puissance d'un redresseur à MLI alimenté par un réseau déséquilibré » Mémoire de master, Université Docteur Moulay Tahar de Saida, novembre 2020.
- [Poi-03] F. Poitiers, "Etude et commande de génératrices asynchrones pour L'utilisation de l'énergie éolienne : Machine asynchrone à cage autonome, Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau". Thèse de Doctorat, Université de Nantes, Nantes, France, Soutenu le 2003.
- [Pur-11] A. Purvins, A. Zubaryeva, M. Llorente, E. Tzimas, and A. Mercier, "Challenges and options for a large wind power uptake by the European electricity system", Applied Energy, vol. 88, pp. 1461-1469, 2011.
- [Qua-13] M. H. Quang, "Optimisation de la production de l'électricité renouvelable pour site isolé". Thèse de doctorat, University of Reims Champagne-Ardenne France, 2013.
- [Rab-17] Malki, H, Belarbi,S « Etude et simulation d'un aérogénérateur connecte au réseau(Turbine+MADA+Réseau)en mode continu et discret », Université AboubekrBelkaid Tlemcen ,Soutenu le 20 /10/2014 .
- [Raj-15] S. Rajendran and D. Jena, "Backstepping sliding mode control of a variable speed wind turbine for power optimization", Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, vol. 3, pp. 402-410, 2015.
- [Sai-21-a] Y. Saidi, "Modélisation, contrôle et gestion d'un système éolien à base d'une génératrice synchrone à aimants permanents". Thèse de Doctorat, Université Dr. Moulay Tahar de Saida, Soutenu le 2021.
- [Say-21] Sayah Ali Mahmoud Tayeb, Merabet Zakaria" Commande prédictive directe de puissance d'un redresseur MLI dans des conditions de réseau déséquilibré» mémoire de master en électrotechnique, université Moulay Taher, Saida, 03/07/2019.
- [Tal-22] T. AHMED DJAMAL « Amélioration des performances de la commande DPC d'un central éolien à base d'une GADA» Université Ahmed Draia - Adrar,Soutenu 2022 .
- [Ted-11] M.Tedjani : «Gestion des flux énergétiques dans un système de conversion éolienne» Mémoire de magister, Université. D'Annaba 2011.
- [Yar-16] V. Yaramasu and B. Wu, Model predictive control of wind energy conversion systems: John Wiley & Sons, 2016.
- [Yen-16] K. Yenduri and P. Sensarma, "Maximum power point tracking of variable speed wind turbines with flexible shaft". IEEE Transactions on sustainable energy, vol. 7, pp. 956-965, 2016.