

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université Hassiba Benbouali de Chlef

Faculté Technologie

Département d'Electrotechnique



THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT EN SCIENCE

Spécialité : Electrotechnique

Par

GUETTAB Abdelkader

Thème :

**Commande en mode dégradé d'un système éolien à base d'une
GASDE (Mode connecté au réseau : stable et déséquilibré)**

Soutenue le : 08/05/2024, devant le jury composé de :

HELAIMI M'hamed	Professeur	Université de Chlef	Président
BOUNADJA Elhadj	MCA	Université de Chlef	Rapporteur
BOUDJEMA Zinelaabidine	Professeur	Université de Chlef	Co-Rapporteur
MOUALDIA Abdelhafid	Professeur	Université de Médéa	Examineur
DJERIRI Youcef	MCA	U.D.L. Sidi Bel-Abbès	Examineur
MELIANI Bouziane	MCA	Université de Relizane	Examineur
TALEB Rachid	Professeur	Université de Chlef	Invité
Yahdou Adil	MCA	Université de Chlef	Invité

Avant - propos

L'ensemble des travaux présentés dans cette thèse ont été effectués au sein du Laboratoire de Génie électrique et énergie renouvelable (LGEER) de l'Université Hassiba Benbouali de Chlef.

Je tiens d'abord à exprimer toute ma gratitude et mes sincères remerciements à Monsieur **BOUDJEMA Zinelaabidine**, Professeur à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, et à Monsieur **BOUNADJA Elhadj** Maître de Conférences "classe A" à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, pour les conseils précieux, les idées, les encouragements, les orientations, la confiance et l'aide qu'ils m'ont accordés pour mener ce travail à terme. J'ai beaucoup appris en travaillant avec eux. J'apprécie très particulièrement leurs compétences scientifiques et leurs remarquables qualités humaines.

Je tiens à remercier Monsieur HELAIMI M'hamed, Professeur à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, pour m'avoir fait l'honneur de présider mon jury.

Il m'est agréable de pouvoir exprimer mes remerciements en vers les membres du jury examinateurs :

Monsieur MOUALDIA Abdelhafid, Professeur à l'Université Yahia Fares de Médéa, DJERIRI Youcef, Maître de Conférences "classe A" à l'Université Djillali Liabès de Sidi Bel Abbès et MELIANI Bouziane, Maître de Conférences "classe A" à l'Université de Relizane, pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'examiner ce travail.

Nous sommes également honorés par la présence de monsieur TALEB Rachid, Professeur à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef et YAHDYOU Adil, Maître de Conférences "classe A" à l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, comme invités.

Je souhaite remercier également mes enseignants et collègues de l'Université Hassiba Benbouali de Chlef, chacun avec son nom, pour leurs encouragements incessants pour l'élaboration de ce travail.

Mes remerciements vont également à toute personne ayant aidé, de près ou de loin, directement ou indirectement, à l'aboutissement de ce travail.

Enfin, j'adresse mes remerciements à tous ceux que j'aurais pu omettre de citer et qui de près ou de loin m'ont aidé et soutenu.

Je ne peux terminer sans avoir une pensée pour mes parents, ma petite famille, frères et sœurs. Ils m'ont toujours soutenu et encouragé.

Enfin, je voudrais témoigner tout mon amour à ma femme et mon petit fils **Abdelilah**.

Abdelkader GUETTAB.

Table des matières

TABLE DES MATIERES

Introduction générale	01
Chapitre I : Généralités sur les systèmes éoliens	
I.1. Introduction.....	05
I.2. Historique de l'énergie éolienne	05
I.3. Critères de choix d'un site éolien.....	06
I.3.1. Critères techniques.....	06
I.3.2. Critères économiques.....	06
I.3.3. Critères environnementaux, paysagers et patrimoniaux.....	06
I.4. Potentiel éolien en Algérie	07
I.5. Situation actuelle du marché éolienne 2021 dans le monde.....	09
I.5.1. Marché de l'éolien terrestre - Statut 2021.....	09
I.5.2. Marché éolien marine - Statut 2021.....	11
I.6. Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne.....	14
I.6.1. Avantages.....	14
I.6.2. Inconvénients.....	15
I.7. Présentation du système éolien.....	16
I.7.1. Définition de l'énergie éolienne.....	16
I.7.2. Les différents types d'éoliennes.....	17
I.7.2.1. Éolienne à axe vertical.....	17
I.7.2.2. Éolienne à axe horizontal.....	18
I.8. Principaux composants d'une éolienne à axe horizontal.....	20
I.8.1. La tour.....	21
I.8.2. Nacelle.....	22
I.8.3. Rotor.....	23
I.9. Différentes génératrices utilisées dans les systèmes éoliens	23
I.9.1. Systèmes éoliens utilisant les génératrices synchrones et celles à aimants permanents (GS et GSAP).....	23
I.9.1.1. Générateur synchrone	23
I.9.2. Systèmes éoliens utilisant la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA)...	25
I.9.2.1. Principe de la machine asynchrone à double alimentation.....	25
I.9.2.2. Avantages et inconvénients	26
I.9.3. Systèmes éoliens utilisant les génératrices asynchrones à cage (GAS et GASDE)...	26
I.9.3.1. Génératrice asynchrone à cage.....	27
I.9.3.2. Génératrice asynchrone double étoile (GASDE).....	28
I.9.4. Autres types de générateurs.....	29
I.9.4.1. Générateur haute tension	29
I.9.4.2. Générateur à réluctance commutée (SRG).....	29
I.9.4.3. Générateur à flux transversal (TFG).....	30
I.10. Avantages et inconvénients des machines multiphasées.....	30

I.10.1. Avantages des machines multiphasées.....	30
I.10.2. Inconvénients des machines multiphasées.....	30
I.11. Conclusion.....	31

Chapitre II : Modélisation et commande de la turbine éolienne

II.1. Introduction.....	32
II.2. Conversion de l'énergie éolienne.....	32
II.2.1. Modélisation du vent.....	32
II.2.2. Théorie de Betz.....	33
II.3. Modélisation de la turbine et du multiplicateur.....	34
II.3.1. Modélisation de la turbine.....	34
II.3.1.1. Hypothèses simplificatrices.....	34
II.3.1.2. Modèle aérodynamique.....	34
II.3.1.3. Modèle du multiplicateur.....	36
II.4. Stratégie de la commande d'une éolienne à vitesse variable.....	37
II.4.1. Fonctionnement d'une éolienne à vitesse variable.....	37
II.4.2. Principe de MPPT.....	38
II.4.2.1. MPPT sans contrôle de vitesse de rotation.....	38
II.4.2.2. MPPT avec contrôle de vitesse de rotation.....	40
II.4.2.2.1 Commande par un régulateur Proportionnel Intégrale (PI).....	41
II.5. Résultats de simulation.....	42
II.5.1. MPPT sans asservissement de vitesse.....	43
II.5.2. MPPT avec asservissement de vitesse.....	43
III.6. Conclusion.....	45

Chapitre III : Modélisation et commande vectorielle de la GASDE

III.1. Introduction.....	46
III.2. Brève description de la GASDE	46
III.3. Modélisation de la GASDE.....	47
III.3.1. Hypothèses simplificatrices pour l'étude de la GASDE.....	47
III.3.2. Modèle de la GASDE dans le repère de Park (d,q).....	47
III.3.2.1. Equations des tensions.....	48
III.3.2.2. Equations des flux magnétiques.....	48
III.3.2.3. Equation du couple électromagnétique.....	50
III.3.2.4. Equation mécanique	50
III.3.2.5. Equations des puissances active et réactive.....	50
III.4. Mise du modèle biphasé sous forme compacte.....	50
III.5. Modélisation du redresseur triphasé à MLI	51
III.6. Commande vectorielle de la GASDE	55
III.6.1. Principe de la commande vectorielle	55
III.6.2. Choix d'orientation du flux	55
III.6.3. Description simplifiée du système à commander	56
III.6.4. Stratégies de commande	56

III.6.4.1. Méthode directe.....	57
III.6.4.2. Méthode indirecte.....	57
III.6.5. Méthode vectorielle indirecte appliquée au convertisseur coté génératrice.....	57
III.6.5.1. Bloc de défluxage.....	58
III.6.5.2. Contrôle du convertisseur côté réseau (CCR).....	59
III.6.5.3. Calcul de la tension du bus continu.....	59
III.6.5.4. Régulation de la tension du bus continu.....	59
III.6.5.5. Régulation des courants.....	60
III.6.5.6. Calcul des courants de références.....	61
III.6.5.7. Schéma bloc du contrôle des courants.....	61
III.7. Résultats de simulation.....	62
III.8. Conclusion.....	64
Chapitre IV : Commande par MG3 du système de conversion éolien à base d'une GASDE.	
IV.1. Introduction.....	66
IV.2. Principe de la commande par mode glissant.....	66
IV.3. Conception de la commande par mode glissant.....	67
IV.3.1. Choix des surfaces de glissement.....	67
IV.3.2. Conditions de convergence.....	68
IV.3.3. Calcul de la commande.....	69
IV.4. Application de la commande par mode glissant à la GASDE.....	72
IV.5. Commande par mode glissant d'ordre 2 (MG2).....	75
IV.5.1. Description de la commande par MG2.....	75
IV.5.2. Conception des contrôleurs supertwisting.....	77
IV.6. Commande par mode glissant d'ordre trois (MG3).....	78
IV.6.1. Application de la commande par MG3 sur la GASDE.....	79
III.6.1.1. Principe de la commande à base des régulateurs de type MG3.....	79
III.6.1.2. Application sur le système éolien à base d'une GASDE.....	80
III.6.1.3. Analyse de stabilité de la commande proposée.....	82
IV.7. Résultats de simulation et discussions.....	83
IV.7.1. Test de suivi des consignes.....	83
IV.7.2. Test de robustesse.....	84
IV.8. Conclusion.....	88
Chapitre V : Commande du système de conversion éolien basé sur une GASDE en mode dégradé	
V.1. Introduction.....	89
V.2. Différent types de défaillances dans les machines asynchrones.....	89
V.3. Nature des défaillances dans la machine asynchrone.....	91
V.3.1. Défaillances d'origine électrique.....	91
V.3.2. Défaillances d'origine mécanique.....	93
V.3.3. Les défauts de la commande.....	94
V.3.4. Les défauts de l'onduleur.....	94

V.4. Reconfiguration de la commande de la GASDE suite à un défaut de rupture d'une étoile (DRE).....	96
V.5. Structure de la nouvelle commande.....	98
V.6. Connexion du système de conversion à base de la GASDE à un réseau déséquilibré.....	99
V.6.1. Origine du déséquilibre.....	99
V.6.2. Conséquence du déséquilibre.....	100
V.7. Résultats de simulation et discussions.....	101
V.7.1. Test d'un défaut de rupture d'une phase (DRP).....	101
V.7.2. Test d'un défaut de rupture d'une étoile (DRE).....	103
V.7.3. Test de raccordement à un réseau déséquilibré (RRD).....	105
IV.8. Conclusion.....	107
Conclusion générale	109
Annexes	111
Références bibliographiques	115

Listes des figures et tableaux

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE I :

Figure I.1 :	Objectifs du programme Algérien des énergies renouvelables.	08
Figure I.2 :	Carte annuelle des vents (m/s) à 10 m du sol.	09
Figure I.3 :	Nouvelle capacité éolienne en 2021 et part des cinq principaux marchés à terre.	10
Figure I.4 :	Nouvelle capacité éolienne en 2021 par mécanisme de soutien du marché Pour cent, à terre.	11
Figure I.5 :	Nouvelle installation offshore en MW.	13
Figure I.6 :	Capacité éolienne cumulée dans le monde entier [GWEC].	14
Figure I.7 :	Principe de la Conversion de l'énergie cinétique du vent.	16
Figure I.8 :	Eoliennes à axe vertical.	18
Figure I.9 :	Exemples des éoliennes horizontales.	19
Figure I.10 :	Turbines éoliennes à axe horizontal en amont et en aval.	20
Figure I.11 :	Les composantes d'une éolienne Nordex N60 (1300 kW)	21
Figure I.12 :	La tour éolienne et ses composants électroniques à l'intérieur.	22
Figure I.13 :	Système éolien basé sur la machine synchrone à aimant permanent.	24
Figure I.14 :	Système éolien basé sur la machine synchrone à rotor bobiné.	25
Figure I.15 :	Système éolien basé sur la GADA.	26
Figure I.16 :	Système éolien basé sur GAS à cage connectée directement au réseau.	27
Figure I.17 :	Aérogénérateur asynchrone à cage avec convertisseurs MLI.	28
Figure I.18 :	Système éolien à vitesse fixe basé sur la GASDE.	29

CHAPITRE II :

Figure II.1 :	Déplacement du vent.	33
Figure II.2 :	Conversion de l'énergie cinétique en énergie mécanique.	34
Figure II.3 :	Représentation graphique du coefficient de puissance $C_p(\lambda, \beta) = f(\lambda)$ pour différentes valeurs de β .	35
Figure II.4 :	Modèle mécanique de la turbine.	36
Figure II.5 :	Représentation schématique du modèle de la turbine.	37
Figure II.6 :	Zones de fonctionnement d'une éolienne à vitesse variable.	37
Figure II.7 :	Contrôle MPPT sans Asservissement de la vitesse mécanique.	40

Figure II.8 :	Contrôle MPPT avec asservissement de la vitesse de rotation.	41
Figure II.9 :	Schéma bloc du contrôle de vitesse de la machine par un régulateur PI.	42
Figure II.10 :	Profil de la vitesse du vent utilisé.	43
Figure II.11 :	Résultats de simulation relatifs à la commande MPPT sans asservissement de vitesse de la turbine éolienne.	44
Figure II.12 :	Résultats de simulation relatifs à la commande MPPT avec asservissement de vitesse de la turbine éolienne.	44

CHAPITRE III :

Figure III.1 :	Schéma représentatif des différents enroulements de la GASDE.	47
Figure III.2 :	Circuit équivalent de la GASDE dans le référentiel de Park.	48
Figure III.3 :	Schéma d'un redresseur triphasé.	52
Figure III.4 :	Schéma synoptique du système de puissance éolien basé sur une GASDE.	56
Figure III.5 :	Schéma de la commande vectorielle indirecte FOC appliquée à la GASDE.	59
Figure III.6 :	Représentation schématique du bloc de commande du CCR.	61
Figure III.7 :	Schéma global du control vectorielle du système éolien à base d'une GASDE.	62
Figure III.8 :	Puissances active et réactive référence.	63
Figure III.9 :	Couple électromagnétique de la GASDE.	63
Figure III.10 :	Flux rotoriques direct et quadratique.	63
Figure III.11 :	Courants statoriques.	63
Figure III.12 :	Tension du bus continu et sa référence.	63
Figure III.13 :	Puissances côté réseau et leurs références.	63
Figure III.14 :	Tension et courant du réseau pour la phase 1.	63

CHAPITRE IV :

Figure IV.1 :	Différents modes pour la trajectoire dans le plan de phase.	67
Figure IV.2 :	Définition de la fonction « <i>sign</i> ».	70
Figure IV.3 :	Phénomène de broutement.	71
Figure IV.4 :	Fonction de saturation ($e > 0$ et petit).	71
Figure IV.5 :	Fonction de classe C_1 ($e > 0$ et petit).	72
Figure IV.6 :	Allure du régime glissant: mode glissant classique (a) et mode glissant d'ordre supérieur (b).	75
Figure IV.7 :	Trajectoire de l'algorithme du supertwisting sur le plan de phase.	77

Figure IV.8 :	Représentation schématique de la commande par mode glissant d'ordre 2.	78
Figure IV.9 :	Contrôleur MG3 proposé pour le régulateur de vitesse du générateur.	81
Figure IV.10 :	Contrôleurs MG3 proposés pour la régulation des courants du stator.	82
Figure IV.11 :	Résultats de simulation relatifs au test de suivi de consignes.	86
Figure IV.12 :	THD relatif à la puissance active statorique pour le test de suivi de consignes : (a) MG1, (b) MG2, (c) MG3.	87
Figure IV.13 :	Diagramme à barres des THD relatif aux techniques par mode glissant utilisées.	87
Figure IV.14 :	Résultats de simulation de la liaison au réseau : (a) Tension du bus continu, (b) puissances fournies au réseau, (c) Tension d'une phase du réseau, (d) Courant d'une phase du réseau.	88
Figure IV.15 :	Erreur en pourcentage de la vitesse de rotation de la GASDE (Test de robustesse).	88

CHAPITRE V :

Figure V.1 :	Causes externes de défauts de la machine asynchrone.	67
Figure V.2 :	Causes internes de défauts de la machine asynchrone.	70
Figure V.3 :	Types d'excentricité : (a) dynamique ; (b) statique ; (c) mixte.	71
Figure V.4 :	Reconfiguration du mode de fonctionnement de la GASDE.	71
Figure V.5 :	Schéma de la nouvelle FOC appliquée à la GASDE en mode dégradé (DRE).	72
Figure V.6 :	Schéma d'un réseau triphasé avec des récepteurs déséquilibré alimenté par une source triphasée de tension.	75
Figure V.7 :	Courbes des tensions triphasées déséquilibrées.	77
Figure V.8 :	Schéma global de la commande par MG3 de la GASDE en mode dégradé.	67
Figure V.9 :	Résultats de simulation du test d'un DRP du système éolien à base d'une GASDE.	70
Figure V.10 :	Schéma global de la commande par MG3 de la GASDE en mode de DRE.	71
Figure V.11 :	Résultats de simulation du test d'un DRE du système éolien à base d'une GASDE.	71
Figure V.12 :	Résultats de simulation relatifs au raccordement à un réseau déséquilibré (grandeurs du côté réseau).	72
Figure V.13 :	Résultats de simulation relatifs au raccordement à un réseau déséquilibré (grandeurs du côté génératrice).	75

LISTE DES TABLEAUX

CHAPITRE I :

Tableau I.1 :	Consistance du programme des énergies renouvelables (Source : CDER, publié sur le site cder.dz le 24.02.2015).	07
---------------	--	----

Tableau I.2 :	Classification des turbines éoliennes.	16
Tableau I.3 :	Avantages et les inconvénients des éoliennes à axe vertical.	17
Tableau I.4 :	Avantages et inconvénients des éoliennes à axe horizontal.	20
Tableau I.5 :	Avantages et inconvénients de la génératrice asynchrone double alimentation.	26

CHAPITRE IV :

Tableau IV.1 :	Comparatif des différents types de régulateurs utilisés (PI, MG1, MG2, MG3).	92
----------------	--	----

ANNEXE A :

Tableau A.1 :	Paramètres de l'éolienne de 1.5 MW.	97
Tableau A.2 :	Paramètres de la GASDE.	97
Tableau A.3 :	Paramètres du bus continu et réseau.	98

Symboles et Notations

GLOSSAIRE

1. EN FRANÇAIS

GASDE	G énératrice A synchrone à D ouble E toile
GADA	G énératrice A synchrone à D ouble A limentation
MAS	M achine A synchrone
MS	M achine S ynchrone
GS	G énératrice S ynchrone
MCC	M achine à C ourant C ontinu
MSAP	M achine S ynchrone à A imants P ermanents
VAWT	V ertical A xis W ind T urbine
HAWT	H orizontal A xis W ind T urbine
CCG	C onvertisseur C oté G énératrice
CCR	C onvertisseur C oté R éseau (ou R écepteur)
MLI	M odulation de L argeur d' I mpulsion
FOC	F ield O riented C ontrol
PI	P roportionnel I ntégral
CMG	C ontrôle par M odes G lissants
MG1	M ode G lissant D 'ordre 1
MG2	M ode G lissant D 'ordre 2
MG3	M ode G lissant D 'ordre 3
DRP	D éfaut D e R upture D e P hase
DRP	R accordement à U n R éseau D éséquilibré

2. EN ANGLAIS

GWEC	G lobal W ind E nergy C ouncil
DSIG	D ual S tar I nduction G enerator
AC	A lternating C urrent
DC	D irect C urrent
FOC	F ield O riented C ontrol
MPPT	M aximum P ower P oint T racking
SMC	S liding M ode C ontrol
SOSMC	S econd O rdre S liding M ode C ontrol

NOTATIONS

Liste non-exhaustive des principaux paramètres et variables.

• **Symboles spécifiques à la turbine :**

V_{vent}	(m/s)	Vitesse du vent,
m	(Kg)	Masse de l'air,
P_{aer}	(W)	Puissance aérodynamique de la turbine,
P_v	(W)	Puissance théorique maximale extractible d'un vent non perturbé,
ρ	(Kg/m ³)	Masse volumique de l'air en température ambiante (15°C),
S	(m ²)	Surface circulaire balayée par la turbine $S = \pi.R^2$,
C_p	(-)	Coefficient de puissance,
C_{pmax}	(-)	Coefficient de puissance relatif à l'extraction maximale de puissance,
Ω_t	(rad/s)	Vitesse de rotation de l'arbre de la turbine,
Ω_g	(rad/s)	Vitesse mécanique de la génératrice,
Ω_t^*	(rad/s)	Vitesse de référence de la turbine,
Ω_g^*	(rad/s)	Vitesse de référence de la génératrice,
R	(m)	Longueur d'une pale (Rayon de l'éolienne),
G	(-)	Gain du multiplicateur,
λ	(-)	Vitesse relative,
λ_{opt}	(-)	Vitesse relative optimale,
β	(deg)	Angle de calage des pales,
C_g	(N.m)	Couple mécanique sur l'arbre de la génératrice,
C_t	(N.m)	Couple mécanique disponible sur l'arbre lent de la turbine,
C_{em}	(N.m)	Couple électromagnétique de la génératrice,
C_{em}^*	(N.m)	Couple électromagnétique de référence,
J_t	(Kg.m ²)	Moment d'inertie de la turbine,
J_g	(Kg.m ²)	Moment d'inertie de la génératrice,
f_v	(N.m.s/rad)	Coefficient dû aux frottements visqueux de la génératrice,
K_p	(-)	Gain proportionnel
K_i	(-)	Gain intégrale.
R_{s1}, R_{s2}	(Ω)	Les résistances du stator (étoile 1 et 2),
R_r	(Ω)	Résistance du rotor,
L_{s1}	(H)	Inductance cyclique statorique par phase de l'étoile 1,

L_{s2}	(H)	Inductance cyclique statorique par phase de l'étoile 2
L_r	(H)	Inductance cyclique rotorique par phase,
L_m	(H)	Inductance cyclique mutuelle (entre stator et rotor),
L_{dq}	(H)	Inductance cyclique d'inter saturation,
L_{mq}, L_{md}	(H)	les inductances cycliques de saturation
l_m	(H)	Inductance de magnétisation
σ	(-)	Coefficient de dispersion ou (de Blondel),
p	(-)	Nombre de paires de pôles,
J	(kg.m ²)	Moment d'inertie,
f	(N.m.s/rd)	Coefficient de frottement visqueux,
C_{em}	(N.m)	Couple électromagnétique,
C_r	(N.m)	Couple de charge,

• **Repères :**

(s_a, s_b, s_c)	Axes magnétiques liés aux enroulements triphasés statorique,
(r_a, r_b, r_c)	Axes magnétiques liés aux enroulements triphasés rotoriques,
(d, q)	Axes de référentiel de Park (tournant à la vitesse de synchronisme),
(α, β)	Axes de référentiel de Concordia (repère de Park fixe au stator),
θ_0 [°]	Position initiale du rotor par rapport à l'étoile 1,
θ_1 [°]	Position entre les axes magnétiques des phases a_r et a_{s1} ,
θ_2 [°]	Position entre les axes magnétiques des phases a_r et a_{s2} ,
θ_r [°]	Angle entre l'axe magnétique de la phase et l'axe d
θ_{s1} [°]	Angle entre l'axe magnétique de la phase a_{s1} et l'axe d
θ_{s2} (rad)	Angle entre l'axe magnétique de la phase a_{s2} et l'axe d
θ_r (rad)	Position angulaire du rotor par rapport à l'axe (d).

• **Grandeurs électriques au stator :**

$V_{s a, b, c}$	(V)	Tensions statoriques triphasées,
$V_{s d, q}$	(V)	Tensions statoriques diphasées dans le repère (d, q) ,
V_{dr}, V_{qr}	(V)	Tensions rotoriques dans le référentiel (d, q) ,
$V_{ds1}, V_{qs1}, V_{ds2}, V_{qs2}$	(V)	Tensions statoriques dans le référentiel (d, q)
$I_{a,b,cs1,s2}$	(A)	Courants triphasés statoriques (étoiles 1 et 2),

I_{d1}, I_{q1}	(A)	Courants de l'étoile 1 dans le référentiel de Park (d,q),
I_{d2}, I_{q2}	(A)	Courants de l'étoile 2 dans le référentiel de Park (d,q),
P_s	(W)	Puissance active statorique,
Q_s	(Var)	Puissance réactive statorique.

• **Grandeurs électriques au rotor :**

$V_{r a, b, c}$	(V)	Tensions statoriques triphasées,
$V_{r d, q}$	(V)	Tensions statoriques diphasées dans le repère (d, q),
$V_{r \alpha, \beta}$	(V)	Vecteur des tensions statoriques diphasées dans le repère (α, β),
$I_{r a, b, c}$	(A)	Courants statoriques triphasées,
$I_{r d, q}$	(A)	Courants statoriques diphasées dans le repère (d, q),
$I_{r \alpha, \beta}$	(A)	Vecteur des courants statoriques diphasées dans le repère (α, β).

• **Grandeurs magnétiques au stator :**

$\varphi_{s a, b, c}$	(Wb)	Vecteur de flux magnétiques au stator,
$\varphi_{s \alpha, \beta}$	(Wb)	Flux statoriques diphasés dans le repère (α, β),
$\varphi_{s d, q}$	(Wb)	Flux statoriques diphasés dans le repère tournant (d, q).

• **Grandeurs magnétiques au rotor :**

$\varphi_{r a, b, c}$	(Wb)	Vecteur de flux magnétiques au rotor,
$\varphi_{r \alpha, \beta}$	(Wb)	Flux rotoriques diphasés dans le repère (α, β),
$\varphi_{r d, q}$	(Wb)	Flux rotoriques diphasés dans le repère tournant (d, q).

• **Grandeurs mécaniques :**

ω	(rad/s)	Pulsation électrique correspondante à la vitesse de rotation,
ω_n	(rad/s)	Pulsation électrique correspondante à la vitesse nominale de rotation,
ω_s	(rad/s)	La vitesse du champ tournant,
ω_r	(rad/s)	La vitesse de rotation rotorique,
g	(-)	Glissement de la vitesse de rotation,
f_s	(Hz)	Fréquence électrique des grandeurs statoriques,
f_r	(Hz)	Fréquence électrique des grandeurs rotoriques,
Ω	(rad/s)	Vitesse mécanique de rotation : $\Omega = \omega/p$,
N	(tr/min)	Vitesse mécanique de rotation : $N = 30 \Omega / \pi$,
N_n	(tr/min)	Vitesse mécanique nominale de rotation.

u		Loi de commande des modes glissants
u_{eq}		Loi de commande de linéarisation (dite équivalente)
u_n		Loi de commande de stabilisation (dite discrète)
u_{dc}		Tension du bus continu
$e(x)$		Ecart de la variable x
E		Erreur
r	(-)	Degré relatif de la surface de glissement,
$V(x)$		Fonction candidate de <i>Lyapunov</i>
V_{qr}^n, V_{dr}^n	(V)	Composantes normales des tensions rotoriques,
V_{qr}^{eq}, V_{dr}^{eq}	(V)	Composantes équivalentes des tensions rotoriques,
K_i, l_i, ρ	(-)	Gains de la commande par mode glissant d'ordre 2.

Introduction générale

Introduction générale

L'énergie électrique est devenue l'une des énergies les plus demandées à travers le monde en raison de sa consommation rapide résultant de la prospérité industrielle et du développement technologique. Par conséquent, la production d'électricité est devenue l'une des principales priorités des gouvernements non pétroliers, qui ont lancé des projets de recherche sur les sources d'énergie, la transmission d'énergie et la distribution en fonction de la consommation d'énergie. Les énergies renouvelables sont parmi les solutions les plus remarquables qui ont été exploitées pour fournir l'énergie électrique nécessaire pour répondre aux besoins quotidiens, car l'utilisation de ce type d'énergie conduit à une réduction de la facture de production d'énergie et à la diminution des émissions de gaz [1]. De plus, ces ressources naturelles sont inépuisables, et parmi les plus célèbres exploitées dans la production d'énergie électrique, on mentionne l'énergie éolienne, l'énergie solaire, l'énergie hydraulique, etc [2-4].

L'énergie éolienne est l'une des solutions qui ont suscité un grand intérêt de la part des gouvernements, comme en témoignent le soutien financier et les projets achevés dans le domaine des énergies renouvelables. Les éoliennes sont l'un des moyens les plus importants utilisés dans les énergies renouvelables pour obtenir de l'énergie mécanique à partir de l'énergie éolienne. Ainsi, l'Algérie a lancé un programme ambitieux visant à développer les énergies renouvelables et à améliorer l'efficacité énergétique, marquant ainsi le début d'une transition vers une économie verte. La vision du gouvernement algérien repose sur une stratégie mettant en avant l'exploitation des ressources inépuisables telles que l'énergie solaire et éolienne. Ces ressources sont utilisées pour diversifier les sources d'énergie et préparer l'Algérie de demain [5]. Grâce à une combinaison d'initiatives et d'intelligence, l'Algérie s'engage vers de nouvelles sources d'énergie durables. Le plan prévoit l'installation de près de 22 000 MW d'énergie renouvelable entre 2011 et 2030, dont 12 000 MW seront dédiés à la satisfaction des besoins nationaux en électricité et 10 000 MW à l'exportation [6]. L'exportation d'électricité dépend de la disponibilité d'une garantie d'achat à long terme, de partenaires fiables et de sources de financement externes.

Différentes configurations de systèmes de conversion éolienne ont été présentées et développées dans la littérature. La génératrice asynchrone à double alimentation (GADA), avec les enroulements du stator connectés au réseau et le rotor alimenté via deux convertisseurs statiques de puissance, est la plus largement utilisée en raison de ses

avantages notables. La plage de vitesse typique d'une GADA est d'environ $\pm 30\%$ de sa vitesse synchrone, et comme seule une partie de la puissance active générée passe par le rotor, la taille et le coût des convertisseurs statiques de puissance seront réduits [7-10].

Les générateurs synchrones à aimants permanents (GSAPs) présentent des avantages tels qu'un rendement plus élevé et deviennent compétitifs avec la GADA [11,12]. Cependant, leur flux constant implique un convertisseur statique pour la connexion au réseau électrique, ce qui augmente le coût de l'ensemble du système. Les générateurs synchrones à rotor bobiné (GSRBs) garantissent un coût moindre avec un contrôle facile du flux. Cependant, le principal inconvénient de cette machine est qu'elle nécessite une maintenance préventive due à l'existence des balais [13]. Une autre génératrice spéciale a également connu un développement récent, appelée génératrice synchrone à excitation hybride (GSEH). Dans cette machine, le flux d'excitation est produit à la fois par des aimants permanents et par un enroulement d'excitation en courant continu. Cette excitation ajoute un degré de flexibilité qui peut être utilisé dans les systèmes d'énergie éolienne afin de simplifier la topologie du générateur éolien. Cependant, ce type de machine est conventionnellement utilisé principalement pour alimenter des charges isolées [11].

En raison de leurs avantages considérables par rapport à toutes ces machines, tels que la segmentation de la puissance, une fiabilité élevée et la réduction des harmoniques de courant, les machines multiphasées ont récemment fait l'objet de plusieurs études sur leur intégration dans les systèmes de conversion éolien [6]. Parmi les différents types de machines multiphasées existantes, la génératrice asynchrone à double étoile (GASDE) est la plus utilisée dans ce type d'applications. Un système de conversion éolien basé sur une GASDE est l'objet principal de cette thèse. Cette génératrice contient deux stators, décalés électriquement l'un par rapport à l'autre d'un angle de 30 degrés, et est connecté au réseau électrique par deux convertisseurs garantissant l'extraction de la puissance maximale du vent avec une amplitude de tension et une fréquence réglables.

La commande vectorielle à flux (statorique ou rotorique) orienté basée sur des régulateurs proportionnels-intégrateurs (PI) est la méthode de contrôle la plus couramment appliquée au système de conversion éolien. Cependant, de telle stratégie de contrôle linéaire a une sensibilité significative aux variations des paramètres du modèle et une faible robustesse aux perturbations externes [53,54]. Plusieurs travaux scientifiques ont été récemment développés pour surmonter ce problème [55,56]. Parmi toutes les solutions proposées, le contrôle par mode glissant (CMG), proposé par Utkin en 1977, a été largement utilisé [60]. Cette technique a montré une grande efficacité et une grande robustesse dans le domaine du contrôle des machines tournantes. Cependant, malgré ses

qualités, la présence du phénomène indésirable de chattering a considérablement réduit son utilisation. Afin de réduire l'impact de ce phénomène causé par la partie discontinue de la loi de contrôle, plusieurs solutions ont récemment été proposées, telles que l'approximation de la fonction «Signe» par une autre appelée «Smooth», l'utilisation de la logique floue [57], du réseau neuronal [64] ou d'un régulateur à mode glissant du second ordre (MGSO) [67]. Un contrôleur à mode glissant d'ordre trois (MG3) basé sur l'algorithme du Super-Twisting, récemment étudié, est l'une des techniques intéressantes utilisées pour réduire l'effet du phénomène de Chattering. Proposée par les auteurs dans [60-63], cette approche a donné de bons résultats, notamment dans les entraînements de machines électriques.

La continuité de service des systèmes de conversion éoliens constituent actuellement des préoccupations majeures pour intégrer ces sources d'énergie au réseau électrique. Les défaillances peuvent engendrer de sérieux dysfonctionnements, entraînant l'arrêt temporaire de ces systèmes. De plus, si les défauts ne sont pas rapidement identifiés et compensés, ils pourraient potentiellement mettre en péril l'intégrité de tout le système. Par conséquent, il est crucial de concevoir des stratégies visant à maintenir le fonctionnement des systèmes électriques même en cas de défaillance.

Dans ce contexte, le présent travail considère le contrôle de la puissance active et réactive d'un système de conversion éolien basé sur une GASDE en utilisant un schéma de contrôle robuste basé sur la stratégie du MG3, dont le principal objectif est d'améliorer la qualité de la puissance active, délivrer la puissance maximale dans le réseau électrique la capacité de la GASDE à fonctionner en mode dégradé.

❖ **Structure de la thèse**

La présente thèse est organisée en cinq chapitres.

Le premier chapitre portera sur les concepts généraux liés à l'énergie éolienne. Par la suite, nous examinerons les différentes catégories d'aérogénérateurs, dans le but d'approfondir notre étude de ces dernières dans les travaux ultérieurs de cette thèse. De plus, il souligne les avantages et les inconvénients de l'énergie éolienne ainsi que la composition d'une éolienne à axe horizontal. Ensuite, nous examinerons les différentes machines électriques utilisées dans la conversion éolienne afin de mettre en évidence les avantages exceptionnels de la génératrice asynchrone double étoile (GASDE), en particulier pour les applications à haute puissance et à vitesse variable.

Le deuxième chapitre se concentre sur la modélisation et le contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable. Par conséquent, une présentation est faite de la modélisation des différents composants qui la constituent, en abordant les concepts de coefficient de

puissance et l'optimisation de l'extraction d'énergie éolienne à travers une technique de commande appelée MPPT. Pour cela, deux stratégies de contrôle distinctes sont exposées.

Le troisième chapitre est consacré à la présentation de la GASDE, son fonctionnement dans un système éolien, suivi d'une revue de l'état de l'art sur la conversion électromécanique via cette génératrice, ainsi que les différents types de convertisseurs de puissance qui lui sont associés. Ensuite, nous procéderons à la formulation mathématique de la GASDE. Pour rendre les équations de cette machine plus simples, nous appliquerons la transformation de Park. Par la suite, nous présenterons la formulation mathématique des convertisseurs de puissance associés à la structure sélectionnée. Il convient de noter que dans ce chapitre, nous exposons le contrôle traditionnel des puissances active et réactive du stator de la GASDE. Par conséquent, nous examinerons les diverses approches pour l'orientation du flux rotorique, à savoir la méthode directe et la méthode indirecte, et nous évaluerons leurs performances respectives en matière de suivi des consignes.

Afin d'améliorer les performances de la commande de notre génératrice et surpasser les insuffisances engendrées par la présence des régulateurs du type PI classique, une des techniques de commandes robustes, à savoir ; la commande par mode glissant sera appliquée dans le chapitre quatre. Cette dernière, malgré sa grande robustesse et meilleures maîtrise des grandeurs contrôlées, elle souffre d'un grand inconvénient qui est le phénomène de Chattering. Afin de surpasser l'effet de ce phénomène et bénéficier des qualités de cette technique de commande, nous proposerons dans cette thèse l'utilisation de l'une des solutions qui ont montrées leurs efficacités, à savoir ; la commande par mode glissant d'ordre supérieur. Après avoir présenté la théorie et le principe du mode glissant classique, les commandes par mode glissant d'ordre deux et d'ordre trois seront appliqués pour le control de notre système et comparés avec la commande vectorielle classique.

Le chapitre cinq de cette thèse est dédié à la commande en mode dégradé du système éolien à base de la GASDE. Après avoir présenté les différentes défaillances souvent rencontrées par les machines électriques, trois types de défauts populaires seront appliqués sur le système étudié, à savoir ; le défaut de rupture d'une phase de la machine, le défaut de rupture d'une étoile de la machine et le problème du raccordement à un réseau déséquilibré. Des résultats de simulation numérique, des interprétations détaillées et les conclusions tirées seront illustrés à la fin de ce chapitre.

Pour conclure, nous terminons ce travail par une conclusion générale qui récapitule les résultats obtenus et les perspectives pour la poursuite de cette thèse.

Chapitre I :

Généralités sur les systèmes éoliens

I.1. Introduction

Pendant de nombreuses années, l'énergie éolienne a été utilisée dans les fermes pour moulinier les grains ou pomper de l'eau, grâce aux moulins à vent. Le principe est de convertir l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Aujourd'hui, ce concept est utilisé dans le domaine de l'énergie éolienne pour produire de l'électricité, grâce à l'utilisation d'aérogénérateurs. L'intérêt récent pour l'énergie éolienne, depuis le milieu des années 70, est motivé par deux préoccupations principales : d'une part, la préservation de l'environnement, et l'économie réalisée sur les combustibles fossiles. D'un autre côté, les progrès technologiques rendent la conversion de cette énergie de plus en plus rentable, la rendant ainsi économiquement compétitive par rapport aux sources traditionnelles de puissance équivalente [7]. Elles contribuent également à combattre l'effet de serre et la pollution atmosphérique en réduisant les émissions de CO₂ [9].

Les éoliennes actuellement en service peuvent être divisées en deux catégories : celles à vitesse fixe et celles à vitesse variable. En effet, ces dernières présentent plusieurs avantages, notamment une meilleure exploitation de l'énergie du vent, la réduction des fluctuations du couple et une grande flexibilité dans l'intégration au réseau, grâce à l'utilisation de convertisseurs de puissance entièrement contrôlés [10].

Dans ce chapitre, nous présenterons la situation actuelle de l'énergie éolienne, les turbines usuelles et les composants d'une éolienne. Ensuite, une description des générateurs électriques les plus utilisés actuellement est présentée, enfin, nous terminerons par une conclusion.

I.2. Historique de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est utilisée par l'homme depuis très longtemps déjà. Il y a environ 3000 ans, les égyptiens ont commencé à utiliser cette énergie pour pomper de l'eau, avant même que le charbon et le pétrole raffiné ont été découverts. En effet, des moulins à vent à axe vertical étaient déjà utilisés dans les hautes terres afghanes (7 siècles A.C) pour moulinier le blé et le riz. Ainsi, dans un premier temps, l'énergie cinétique du vent était uniquement transformée en énergie mécanique [11].

Les premiers moulins à vent ont commencé à être utilisés en Europe dès le début du Moyen âge. La première production de l'énergie électrique à partir de la vitesse du vent a été faite en 1887 par Charles Brush et ses collègues et installée sur la côte atlantique [12]. Le diamètre de cette turbine était de 17 m et elle fut équipée avec 144 pales de cèdre. Cette

production est basée sur une génératrice à courant continu de puissance 12 kW pour charger les batteries et comme l'alimentation continue de lampes et moteurs [13]. La crise du pétrole survenue en 1973 a ravivé l'intérêt pour ces systèmes de production d'électricité, et a relancé de nouveau la recherche et les réalisations éoliennes dans le monde.

I.3. Critères de choix d'un site éolien

La réussite d'un projet éolien tient dans la justesse du choix d'un site qui doit prendre en compte :

Les aspects techniques ;

L'acceptation locale ;

Les enjeux environnementaux ;

Le paysage.

I.3.1. Critères techniques

- Analyse du potentiel éolien : étude des cartes des vents afin de connaître les zones où le vent est le plus puissant, analyse des données fournies par Météo.
- Connaissance des servitudes et zones de protection : des demandes de renseignement ont été effectuées aux différents services gestionnaires, à savoir ; l'Agence Nationale des Fréquences, Algérie Télécom / Mobilis, la Région Aérienne qui centralise les données des armées, la Direction de l'Aviation Civile. Les réponses de ces services ont permis de répertorier les zones n'autorisant pas l'implantation des éoliennes.

I.3.2. Critères économiques

- Localisation des postes sources de transformation électrique : la distance pour raccordement au réseau électrique conditionne tout d'abord la viabilité économique des sites. Il est donc primordial de localiser les sites potentiels au plus près de ces postes.
- Nombre d'éoliennes que l'on peut installer sur le site : ce critère, tout d'abord estimatif, dépend de la taille de la zone potentielle d'implantation et de son orientation par rapport aux vents dominants. La recherche de ces sites a été initialement faite en respectant une distance de 500 m des habitations.

I.3.3. Critères environnementaux, paysagers et patrimoniaux

Une analyse a été réalisée afin de localiser et d'estimer les enjeux environnementaux en analysant les zones naturelles protégées et/ou sensibles et axes migratoires connus. Les choix

concernant le positionnement et les caractéristiques des éoliennes, élaborés aussi en fonction du paysage, assureront la cohérence du projet avec son environnement proche et lointain.

I.4. Potentiel éolien en Algérie

En Algérie, La puissance éolienne totale installée est donc actuellement insignifiante. Cependant, le ministère de l'énergie et des mines a projeté, dans son nouveau programme des Energies Renouvelables, d'installer d'autres parcs éoliens d'une puissance totale de 4010 MW, entre photovoltaïque et éolien, ainsi que 515 MW, entre biomasse, cogénération et géothermie à moyen terme (2015-2020) pour atteindre 5010 MW à l'horizon 2030 [14].

A noter que ce nouveau programme vise aussi bien les installations connectées au réseau électrique que le petit éolien, à titre d'exemple les petites éoliennes destinées au pompage de l'eau ou à l'alimentation en électricité des localités isolées.

Ce plan prévoit l'installation d'une puissance d'origine renouvelable de l'ordre de 22 GW D'ici à 2030, environ 40% de la production d'électricité nationale proviendra de sources renouvelables, avec une capacité de 10 GW destinée à l'exportation [14].

Le tableau (I.1) résume les différentes phases du programme et indique les types spécifiques d'énergies.

Energie renouvelable : MW	1 ^{er} phase 2015 -2020	2 ^{eme} phase 2021 2030	TOTAL
Solaire Photovoltaïque	3000	10575	13575
Eolien	1010	4000	5010
Solaire thermique	-	2000	2000
Cogénération	150	250	400
Biomasse	360	640	1000
Géothermie	05	10	15
TOTAL	4525	17475	22000

Tableau I.1 : Consistance du programme des énergies renouvelables (Source : CDER, publié sur le site cder.dz le 24.02.2015).

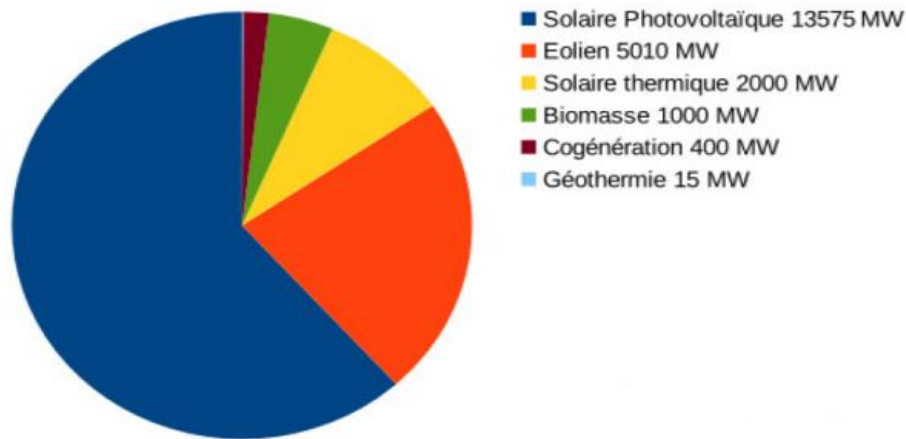


Figure I.1 : Objectifs du programme Algérien des énergies renouvelables [14].

La ressource éolienne en Algérie varie beaucoup d'un endroit à un autre. Ceci est principalement dû à une topographie et un climat très diversifié. En effet, notre vaste pays, se subdivise en deux grandes zones géographiques distinctes : Le Nord méditerranéen est caractérisé par un littoral de 1200 Km et un relief montagneux, représenté par les deux chaînes de l'Atlas tellien et l'Atlas saharien. Entre elles, s'intercalent des plaines et les hauts plateaux de climat continental. Le Sud, quant à lui, se caractérise par un climat saharien.

Concernant le Nord, on remarque globalement que la vitesse moyenne est peu élevée (1 à 4 m/s) avec des microclimats autour d'Oran et Annaba, sur les hauts plateaux de Tiaret et El Kheiter ainsi que dans la région délimitée par Bejaia au nord et Biskra au sud, M'sila et El-Bayadh (6 à 7 m/s). Le nord présente des vitesses moins élevées par rapport au sud qui se distingue par des vitesses plus élevées, plus particulièrement au sud-ouest, avec des vents qui dépassent les 6m/s dans la région d'Adrar. La figure (I.2), présente la cartographie des vents en Algérie.

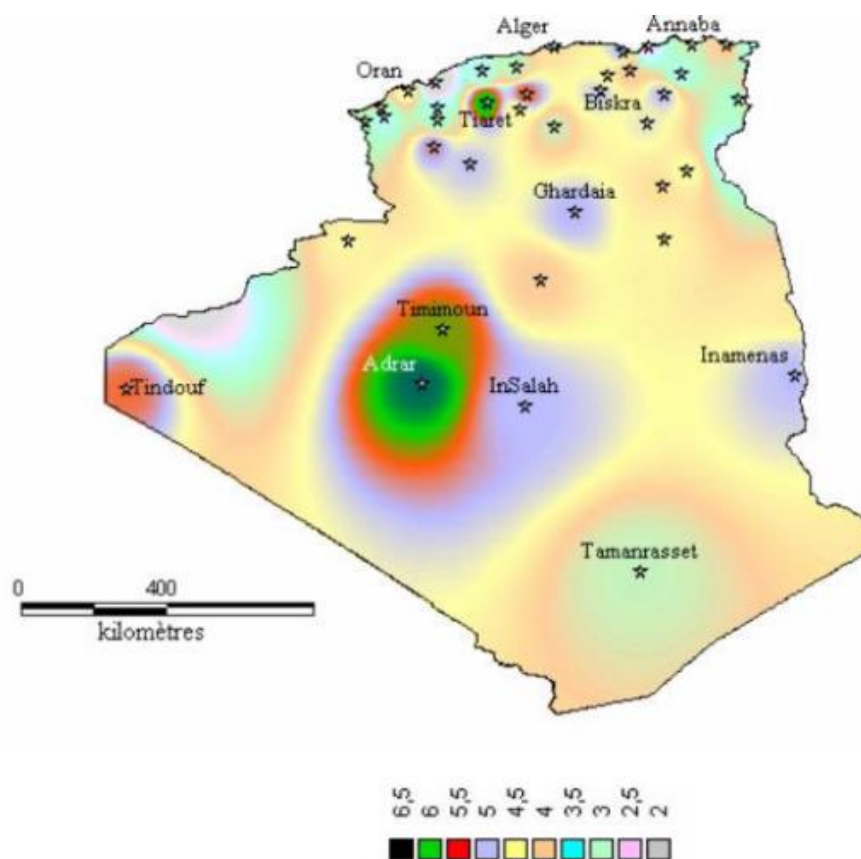


Figure I.2 : Carte annuelle des vents (m/s) à 10 m du sol [15].

I.5. Situation actuelle du marché éolien dans le monde

I.5.1. Marché de l'éolien terrestre (Statut 2021)

En 2021, une capacité de 72,5 GW d'éoliennes nouvelles a été installée dans le monde, portant la capacité éolienne terrestre cumulée à 780 GW.

L'Europe, l'Amérique latine, l'Afrique et le Moyen-Orient ont connu une année record pour les nouvelles installations éoliennes à terre, mais le nombre total d'installations en 2021 est toujours inférieur de 18 % à celui de l'année dernière [16].

Cette baisse est principalement due au ralentissement de la croissance de l'éolien terrestre sur les deux plus grands marchés éoliens au monde, la Chine et les États-Unis.

La Chine a connu une année record d'installations éoliennes terrestres en 2020 avec plus de 50 GW installés en une seule année, principalement grâce à la nouvelle politique publiée par la commission nationale du développement et de la réforme (CNDR).

Il n'est donc pas surprenant que l'année dernière ait vu une baisse de 39% des nouvelles installations par rapport à 2020. Le plus grand marché éolien terrestre au monde est entré dans l'ère de la « parité réseau », ce qui signifie qu'à partir du 1er janvier 2021, l'éolien terrestre était payé sur la base du prix réglementé de l'électricité au charbon dans chaque province.

GWEC s'attend à ce que le marché terrestre chinois atteigne de nouveaux niveaux record d'installations dans les années à venir, alors que la Chine s'efforce d'atteindre ses objectifs « 30-60 » et que l'éolien s'adapte au nouveau marché [16].

Aux États-Unis, une croissance robuste de l'éolien terrestre était prévue pour 2021 après une année record en 2020, car la ruée vers les installations éoliennes terrestres entraînée par la réduction progressive prévue du crédit d'impôt sur la production (PTC) devait se poursuivre. Les données d'installation trimestrielles d'ACP ont indiqué que les États-Unis avaient un record d'installations éoliennes terrestres aux premier et deuxième trimestres de 2021. Cependant, la croissance a ralenti au second semestre, car certains projets ont été retardés et reportés par des problèmes de chaîne d'approvisionnement et d'autres perturbations causées par COVID -19. Outre la Chine (30,7 GW) et les États-Unis (12,7 GW), les cinq principaux marchés éoliens terrestres étaient le Brésil (3,8 GW), le Vietnam (2,7 GW) et la Suède (2,1 GW) [16]. (Voir la figure (I.3)).

Malgré la résurgence du COVID-19, les activités mondiales d'enchères éoliennes terrestres sont restées globalement sur la bonne voie en 2021.

L'année précédente a été marquée par un record, avec une attribution de capacité éolienne terrestre dépassant les 69 GW dans le monde, ce qui représente le double de l'année précédente. La Chine a joué un rôle de premier plan en allouant un total de 50,6 GW de capacité éolienne terrestre en 2021, suivie par l'Espagne, l'Inde, l'Afrique du Sud et l'Allemagne. En Europe, les enchères éoliennes, renouvelables et technologiquement neutres ont repris l'année dernière avec plus de 20 GW de capacité éolienne terrestre mis aux enchères. L'approvisionnement a cependant été sous-souscrit sur plusieurs marchés clés de l'éolien terrestre, tels que l'Allemagne, l'Italie et la Pologne, en grande partie en raison des problèmes liés aux autorisations. Au final, seuls 10,3 GW de capacité éolienne terrestre ont été attribués en Europe en 2021[16].

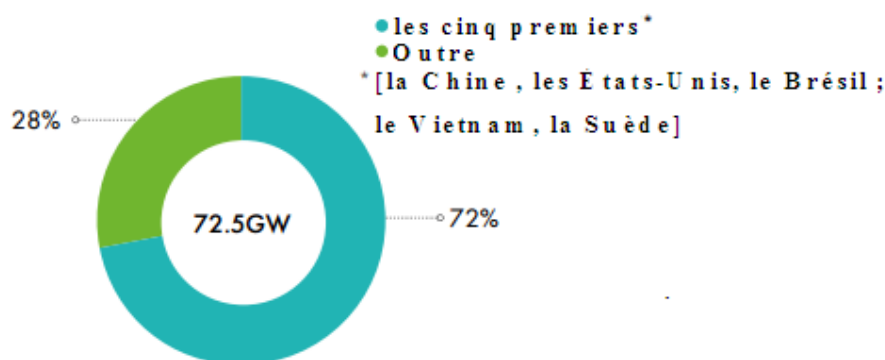


Figure I.3 : Nouvelle capacité éolienne en 2021 et part des cinq principaux marchés à terre [16].

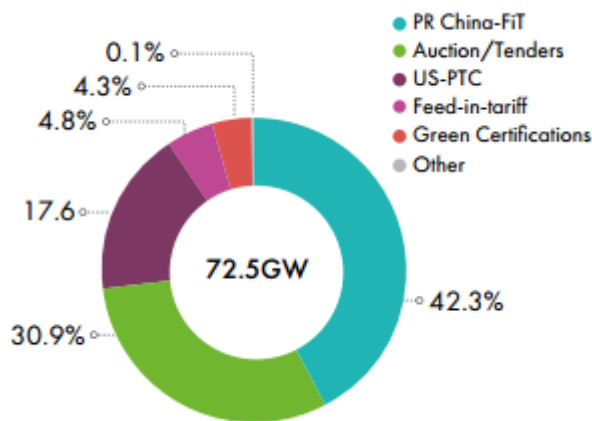


Figure I.4 : Nouvelle capacité éolienne en 2021 par mécanisme de soutien du marché Pour cent, à terre [16].

I.5.2. Marché éolien marine – Statut 2021

En 2021, une capacité de 21.1 GW d'énergie éolienne offshore est devenue connectée au réseau mondial, établissant un record dans l'histoire mondiale de l'éolien offshore et portant la capacité éolienne offshore mondiale totale à 57,2 GW d'ici la fin de 2021 [16].

La Chine est en tête du monde pour les installations éoliennes offshore annuelles pour la quatrième année consécutive avec près de 17 GW de nouvelle capacité en 2021, portant ses installations éoliennes offshore cumulées à 27,7 GW [16].

La Chine est en tête du monde pour les installations éoliennes offshore annuelles pour la quatrième année consécutive avec près de 17 GW de nouvelle capacité en 2021, portant ses installations éoliennes offshore cumulées à 27,7 GW. Il s'agit d'un niveau de croissance étonnant, car il a fallu trois décennies à l'Europe pour amener sa capacité éolienne offshore totale au même niveau. Cependant, ce n'était pas une année normale, car la ruée vers la croissance a été motivée par les mêmes changements de politique qui ont créé la même ruée vers l'installation dans l'éolien terrestre en 2020. Selon le règlement de la NDRC publié en mai 2019, les projets approuvés avant la fin de 2018 seraient recevoir le FiT de 0,85 RMB/kWh, s'il est entièrement connecté au réseau avant la fin de 2021. À partir du 1er janvier 2022, la subvention pour l'éolien offshore du gouvernement central a été supprimée et les projets seraient payés sur la base du système réseau de parité. Deux principales provinces éoliennes offshore en Chine, Jiangsu et Guangdong, ont approuvé ensemble plus de 26 GW de projets éoliens offshore avant 2019 [16].

Selon la base de données mondiale sur les projets éoliens offshore de GWEC Market Intelligence, 60 projets éoliens offshore chinois, avec une capacité combinée de plus de 16

GW, étaient en construction début 2021, dont plus de la moitié ont commencé la construction avant 2020.

Avec 3,3 GW de capacité éolienne offshore ajoutée en 2021, l'Europe représentait la majorité de la nouvelle capacité restante. Le Royaume-Uni a connu une année lente en 2020 en raison de l'écart entre l'exécution des projets dans le cycle 1 des contrats sur différence (CsD) et le cycle 2 du CsD. Cependant, avec des projets attribués dans le cadre du CsD cycle 2 en 2017 et un projet flottant mis en ligne, le Royaume-Uni a installé 2,3 GW de nouvel éolien offshore l'année dernière, ce qui en fait le plus grand marché éolien offshore européen en 2021, suivi du Danemark (608 MW) et Les Pays-Bas (392 MW) [16].

Il n'y avait qu'un seul petit projet éolien offshore en construction en Allemagne en 2021, et aucune éolienne offshore n'a été installée. Le ralentissement a été principalement causé par des conditions de marché précédemment défavorables et un faible niveau de projets éoliens offshore à court terme dans le pipeline.

2021 a également vu la Norvège mettre en service le projet de démonstration de fondations flottantes TetraSpar de 3,6 MW sur le site d'essai de Metcenter - la deuxième éolienne offshore flottante du pays. Avec les cinq unités d'éoliennes flottantes de 9,5 MW connectées au parc éolien flottant de Kincardine en Écosse et l'unité prototype flottante de 5,5 MW installée au parc éolien offshore Yangxi Shapa III en Chine, un total de 57 MW de capacité éolienne flottante a été mis en service. en 2021 [16].

En dehors de la Chine et de l'Europe, deux autres pays ont enregistré de nouvelles installations éoliennes offshore en 2021 : le Vietnam (779 MW) et Taïwan (109 MW). Poussés par l'échéance du 1er novembre FiT, 20 projets intertidaux au Vietnam ont atteint la date d'exploitation commerciale (COD) l'année dernière selon EVN, ce qui en fait le troisième plus grand marché de nouvelles installations en 2021. Taïwan devrait avoir mis en service plus de 1 GW d'offshore capacité éolienne de trois projets l'année dernière sur la base des plans COD du projet, mais seule la démonstration de 109 MW de Changhua a finalement été mise en ligne. Le retard est principalement causé par les perturbations liées au COVID-19.

Les États-Unis sont le seul marché où l'éolien offshore est en activité en Amérique, mais aucun projet offshore n'a été construit en 2021. En termes d'installations cumulées, la première place est détenue par le Royaume-Uni depuis 2009, mais comme l'avait prédit GWEC, la Chine a pris le relais d'ici la fin de 2021. Les autres marchés du top cinq mondial sont : l'Allemagne, les Pays-Bas et Danemark. L'année dernière, un total de 19,4 GW de capacité éolienne offshore a été attribué dans le monde par le biais d'enchères, dont 8,4 GW aux États-Unis (2,5 GW à New York, 2,7 GW dans le New Jersey, 1,6 GW dans le Maryland

et 1,6 GW dans le Massachusetts), 7,8 GW en Europe (5,8 GW en Pologne, 1 GW au Danemark et 0,96 GW en Allemagne) et 3,1 GW en Asie-Pacifique (1,7 GW au Japon et 1,4 GW en Chine) [16]. (Voir la figure (I.5)).

Les trois projets attribués en Allemagne l'année dernière provenaient d'appels d'offres dits "zéro subvention", ce qui signifie que le projet ne recevra que le prix de gros de l'électricité et aucun autre soutien/paiement. Au Danemark, le gagnant du projet Thor de 1 GW a été désigné par un tirage au sort car plus d'un soumissionnaire a proposé de construire le parc éolien offshore de Thor au prix minimum de 0,01 DKK/kWh 2021 a également vu le Crown Estate au Royaume-Uni allouer des zones pour développer près de 8 GW de capacité grâce à sa location de fonds marins Round 4. De plus, Crown Estate Scotland a lancé son premier tour de crédit-bail éolien offshore, ScotWind. La fenêtre de candidature s'est fermée en juillet 2021 [16].

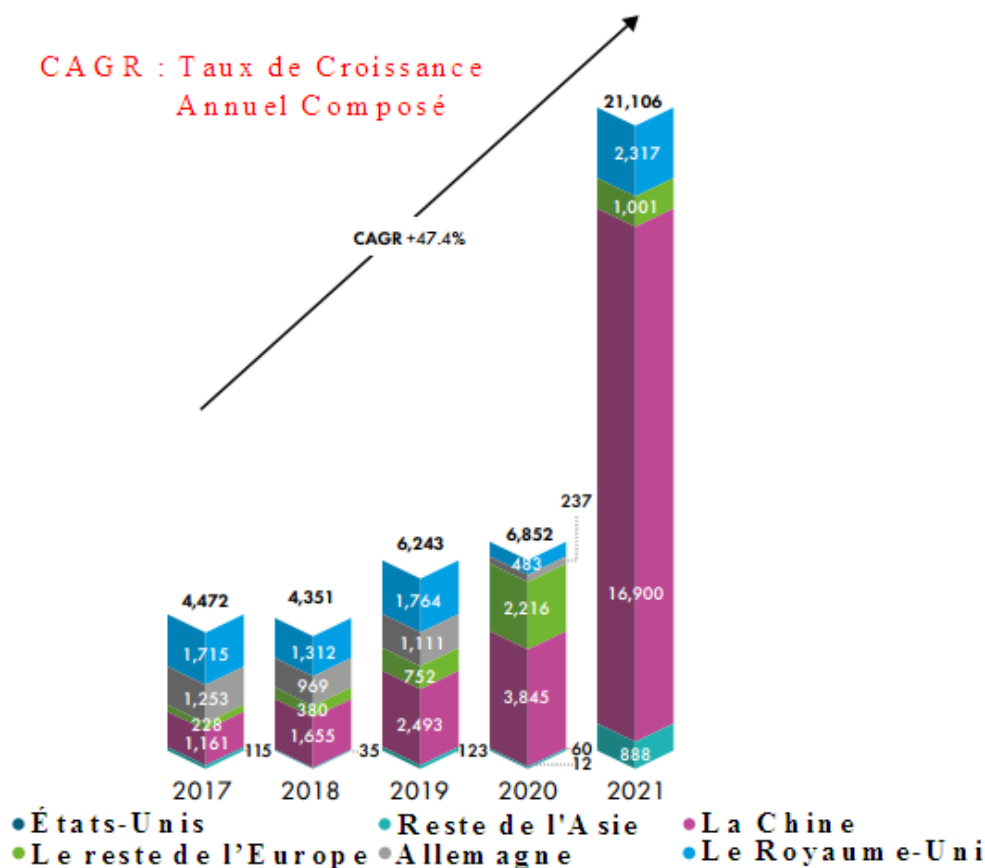


Figure I.5 : Nouvelle installation offshore en MW [16].

La figure I.6 montre la capacité éolienne installée et cumulée dans le monde. Elle montre une augmentation annuelle très significative. (CAGR : 2001-2010 : +26% ;2011-2015 : +17% ;2016-2021 : +12%).

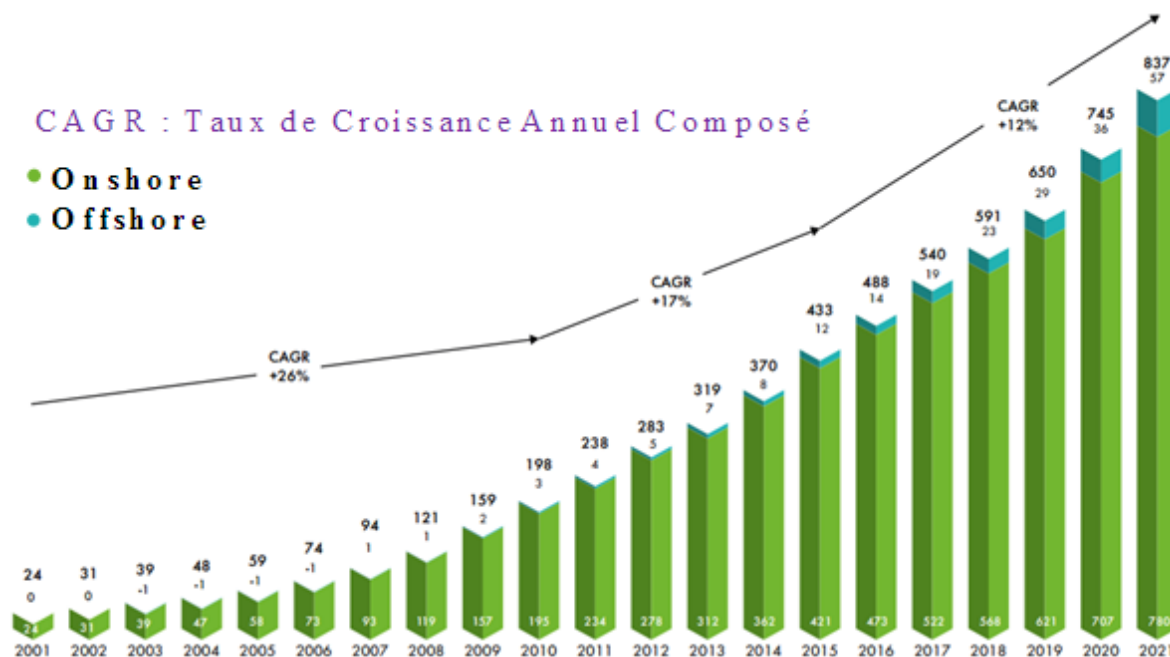


Figure I.6 : Capacité éolienne cumulée dans le monde entier en (GW) [16].

I.6. Avantages et inconvénients de l'énergie éolienne

I.6.1. Avantages

La croissance de l'énergie éolienne est évidemment liée aux avantages de l'utilisation de ce type d'énergie. Il est important d'examiner les inconvénients de cette source d'énergie afin qu'ils ne limitent pas son développement futur [17] :

- ✓ L'avantage principal de l'énergie éolienne repose sur le fait qu'il s'agit d'une énergie propre, l'énergie éolienne est une énergie renouvelable qui ne nécessite aucun carburant, ne crée pas de gaz à effet de serre, ne produit pas de déchets toxiques. En luttant contre le changement climatique, l'énergie éolienne participe à long terme au maintien de la biodiversité des milieux naturels ;
- ✓ L'énergie du vent produit de l'électricité : sans dégrader la qualité de l'air, sans polluer les eaux (pas de rejet dans le milieu aquatique, pas de pollution thermique), sans polluer les sols (ni suies, ni cendres) ;
- ✓ L'énergie éolienne n'est pas non plus une énergie à risque comme l'est l'énergie nucléaire et ne produit pas de déchets radioactifs ;
- ✓ Cette forme d'énergie est locale et répond aux besoins de la région, ce qui réduit les pertes en ligne causées par les longues distances de transport de l'énergie. De plus, cette source d'énergie a le potentiel de dynamiser l'économie locale, en particulier dans les régions rurales ;

- ✓ Lorsque de grands parcs d'éoliennes sont installés sur des terres agricoles, seulement 2% du sol environ est requis pour les éoliennes. La surface restante est disponible pour l'exploitation agricole, l'élevage et d'autres utilisations ;
- ✓ Les parcs éoliens se démontent très facilement et ne laissent pas de trace ;
- ✓ La période de haute productivité se situe en hiver (vent plus forts), ce qui correspond à la période de l'année où la demande est plus forte ;
- ✓ L'électricité éolienne assure une sécurité d'approvisionnement face à la variabilité des prix du baril de pétrole ;
- ✓ Les éoliennes permettent au travers de la taxe professionnelle de participer au développement local avec une contribution annuelle de l'ordre de 10 000€ par MW (ce chiffre peut varier en fonction des communautés de communes concernées). Certaines communes rurales peuvent ainsi revivre et assurer des travaux pour lesquels elles s'endettaient jusque là ;
- ✓ Depuis 2011, le coût de fabrication des éoliennes a considérablement baissé grâce aux économies d'échelle réalisées [18], [19].

I.6.2. Inconvénients

Cette source d'énergie a également des inconvénients qu'il faut étudier, afin que ceux-ci ne deviennent pas un frein à son développement :

- ✓ Le bruit : il a nettement diminué, notamment le bruit mécanique qui a pratiquement disparu grâce aux progrès réalisés au niveau du multiplicateur. Le bruit aérodynamique quant à lui est lié à la vitesse de rotation du rotor, et celle-ci doit donc être limitée ;
- ✓ L'énergie éolienne est une énergie intermittente : L'efficacité d'une éolienne à produire de l'électricité dépend de la météo ; ainsi, il peut être difficile de prédire exactement la quantité d'électricité qu'une éolienne produira au fil du temps. Si la vitesse du vent est trop faible un jour donné, le rotor de la turbine ne tournera pas. Cela signifie que l'énergie éolienne n'est pas toujours disponible pour être distribuée en période de pointe de la demande d'électricité ;
- ✓ L'impact visuel : les éoliennes installées sur terre ont tendance à défigurer le paysage, mais après l'apparition des fermes offshore on commence à oublier cette idée reçue ;
- ✓ L'impact sur les oiseaux : certaines études montrent que les oiseaux migrateurs s'adaptent aux obstacles et peuvent éviter les parcs éoliens [20]. 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 pales des éoliennes.

Plusieurs études sur les éoliennes montrent que le nombre d'oiseaux tués par les éoliennes est négligeable par rapport au nombre qui meurt en raison d'autres activités humaines [21] ;

- ✓ Le coût de l'énergie éolienne par rapport aux sources d'énergie classique.

I.7. Présentation du système éolien

I.7.1. Définition de l'énergie éolienne

L'aérogénérateur ou éolienne, est un dispositif qui transforme une partie de l'énergie cinétique du vent (fluide en mouvement) en énergie mécanique disponible sur un arbre de transmission puis en énergie électrique par l'intermédiaire d'une génératrice. Le principe de la conversion éolienne est illustré par la figure (1.7).

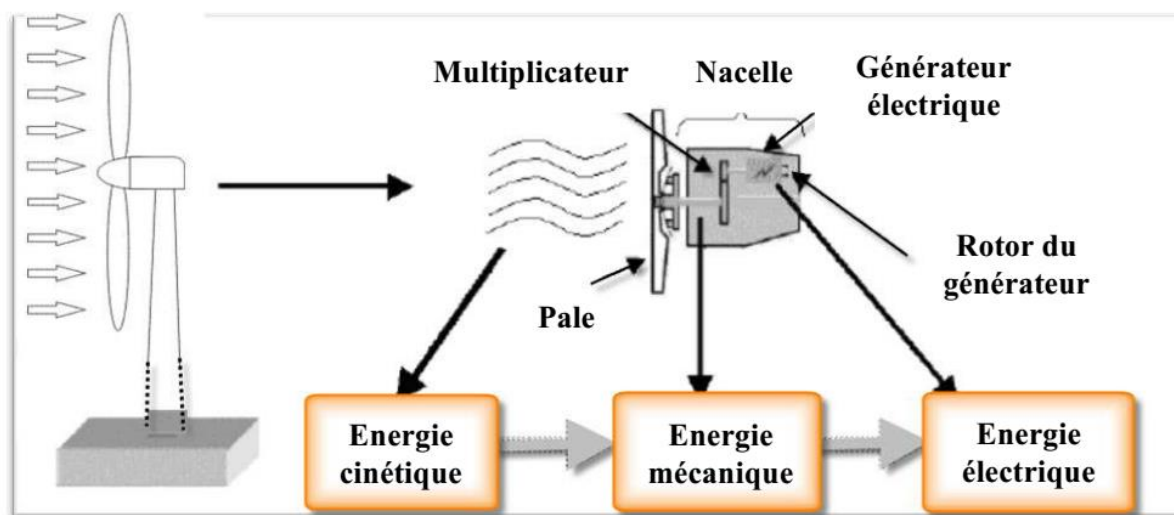


Figure I.7 : Principe de la Conversion de l'énergie cinétique du vent.

Selon leur puissance nominale, les éoliennes sont divisées en trois catégories :

- Éoliennes de petite puissance : inférieure à 40 kW ;
- Éoliennes de moyenne puissance : de 40 à quelques centaines de kW ;
- Éoliennes de forte puissance : supérieure à 1 MW.

Le tableau I.2 ci-dessous propose une classification des turbines éoliennes selon leur puissance délivrée et le diamètre de leur hélice [38].

Eolienne	Diamètre de l'hélice	Puissance délivrée
Petite	moins de 12 m	moins de 40 kW
Moyenne	12 m à 45 m	de 40 kW à 999 kW
Grande	46 m et plus	1.0 MW et plus

Tableau I.2 : Classification des turbines éoliennes.

I.7.2. Les différents types d'éoliennes

Il y a principalement deux catégories principales en fonction de la configuration du rotor, à savoir les aérogénérateurs à axe vertical, appelés VAWT en anglais : Vertical Axis Wind Turbine et les aérogénérateurs à axe horizontal, HAWT : Horizontal Axis Wind Turbine.

I.7.2.1. Eolienne à axe vertical

Les éoliennes à axe vertical ont été les premières structures développées pour produire de l'électricité, paradoxalement, en contradiction avec le traditionnel moulin à vent à axe horizontal. L'arbre du rotor principal est placé transversalement au vent (mais pas nécessairement verticalement) tandis que les composants principaux sont situés à la base de la turbine. Cette disposition permet au générateur et à la boîte de vitesses d'être situés près du sol, facilitant l'entretien et la réparation [5].

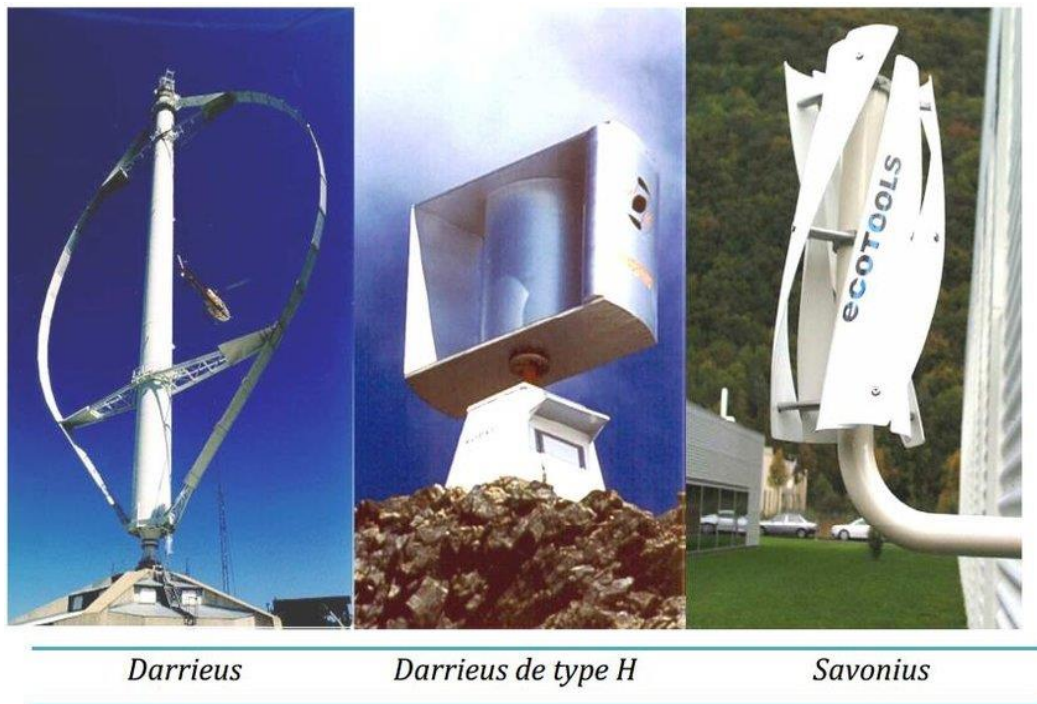
La conception verticale offre l'avantage de mettre le multiplicateur et la génératrice au sol directement, mais cela impose que l'éolienne fonctionne avec le vent proche du sol, moins fort qu'en hauteur car freiné par le relief [22].

Les principaux capteurs à axe vertical sont le rotor de Savonius, le rotor de Darrieus classique et Darrieus en forme de H (voir figure (I.8)).

Le tableau I.3 résume les avantages et les inconvénients des éoliennes à axe vertical :

Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> • La conception verticale présente l'avantage de positionner directement le multiplicateur, la génératrice et les dispositifs de commande au sol. 	<ul style="list-style-type: none"> • Leur efficacité est inférieure à celle des éoliennes à axe horizontal.
<ul style="list-style-type: none"> • De par son axe vertical, il y a symétrie de révolution et le vent peut provenir de toutes les directions sans avoir à orienter le rotor 	<ul style="list-style-type: none"> • La conception verticale de cette éolienne l'oblige à fonctionner avec des vents proches du sol, elle est donc moins intense en raison du ralentissement du terrain
<ul style="list-style-type: none"> • Elles sont de conception simple et robuste et ne nécessitent pas ou peu d'entretien. 	<ul style="list-style-type: none"> • Pour les installer au sol, il est nécessaire d'utiliser des tirants qui doivent passer au-dessus des pales, occupant ainsi une superficie plus grande que celle du mât de l'éolienne.

Tableau I.3 : Avantages et les inconvénients des éoliennes à axe vertical [23].



Darrieus

Darrieus de type H

Savonius

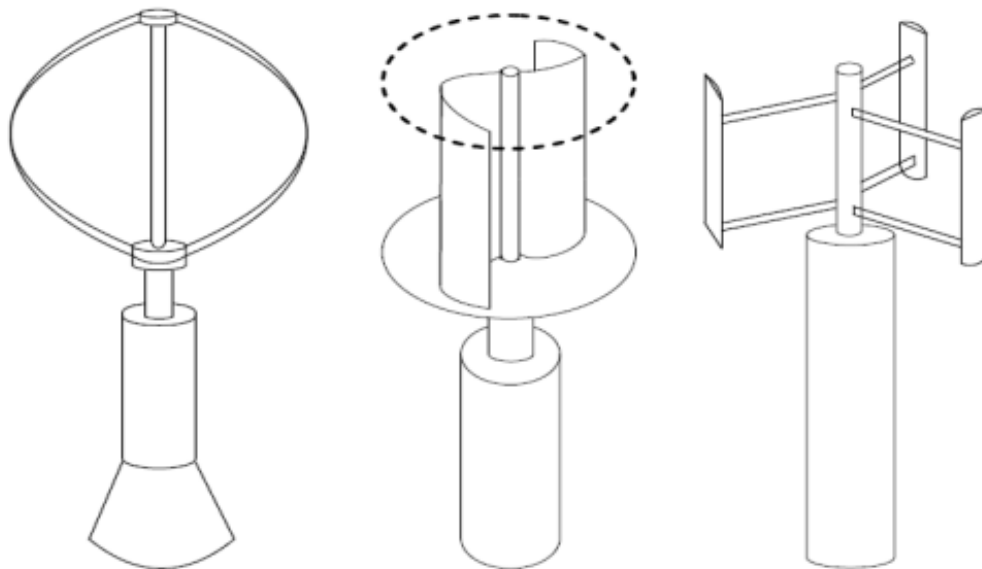


Figure I.8 : Eoliennes à axe vertical.

I.7.2.2. Éolienne à axe horizontal

Les éoliennes à axe horizontal ont été inspirées des moulins à vent. Elles sont constituées de plusieurs pales profilées aérodynamiquement à la manière des ailes d'avion. Dans ce contexte, les ailes positionnées dans le vent ne génèrent pas de portance pour soutenir un aéronef, mais plutôt un couple moteur qui entraîne la rotation.

Selon son nombre de pales, l'éolienne à axe horizontal est dite mono pale, bipales, tripales ou multi-pales.

Une éolienne mono-pale est moins coûteuse car les matériaux sont en moindre quantité. 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. Donc, pour remédier à ces problèmes, 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 présentent le coefficient de puissance le plus élevé [22].

Les éoliennes à axe horizontal sont les plus employées car leur rendement aérodynamique est supérieur à celui des éoliennes à axe vertical. La figure (I.9) montre des exemples des éoliennes horizontales.



a) Éolienne Mono-pale. b) Éolienne Bipales. c) Eolienne tripales d) Éolienne multipales

Figure I.9 : Exemples des éoliennes horizontales.

Deux types de configuration peuvent être rencontrés : les éoliennes à axe horizontal peuvent fonctionner en « amont » (up-wind) ou en « aval » (down-wind). La figure (I.10) 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 » est bien moindre. Néanmoins, un mécanisme d'orientation est essentiel pour maintenir en permanence le rotor face au vent. La majorité des grandes éoliennes dont la puissance dépasse les 1000 kW fonctionnent avec ce principe. Pour les éoliennes fonctionnant 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. Cette configuration est plus utilisée pour les petites éoliennes [9].

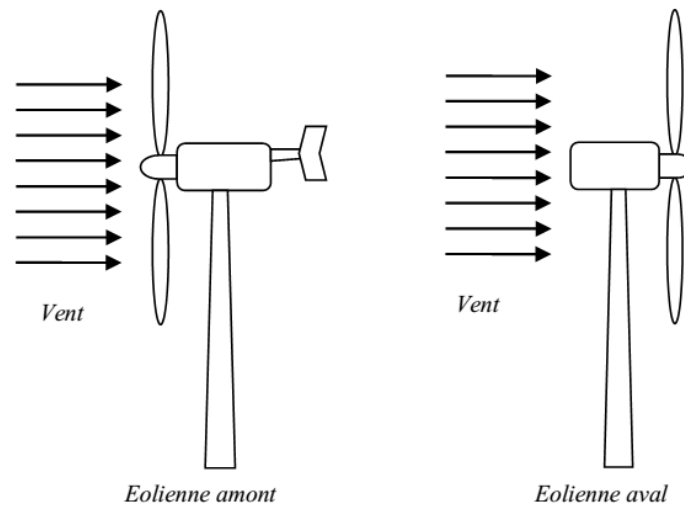


Figure I.10 : Turbines éoliennes à axe horizontal en amont et en aval.

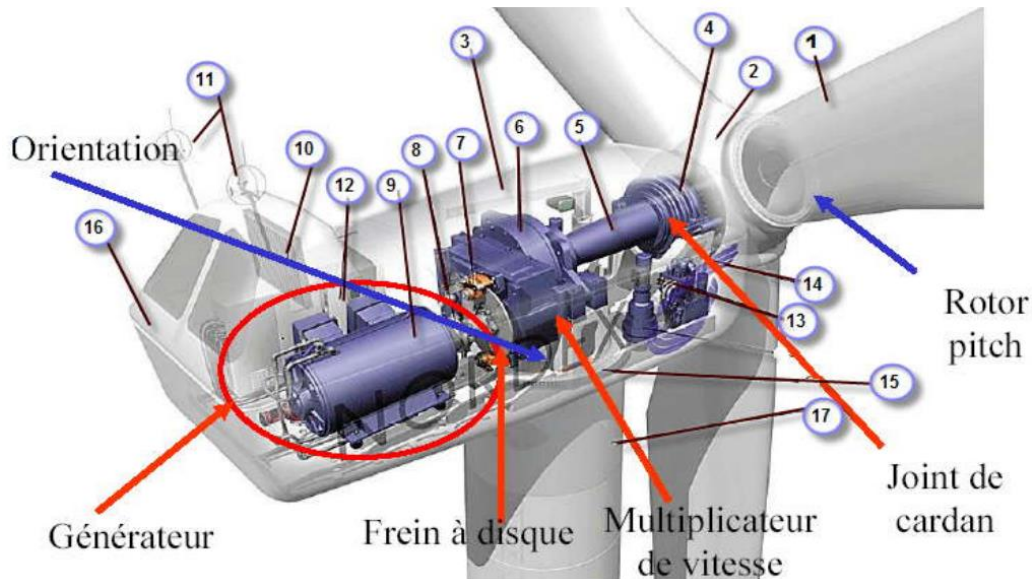
Les avantages et les inconvénients de l'éolienne à axe horizontal sont présentés dans le tableau (I.4) ci-dessous :

Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> • Ces éoliennes captent le vent en hauteur et loin du sol 	<ul style="list-style-type: none"> • Une construction de tour massive est nécessaire pour supporter les lourdes pales, la boîte de vitesses et le générateur.
<ul style="list-style-type: none"> • Ils ont une vitesse du vent de démarrage relativement plus faible et un coefficient de puissance plus élevé, ce qui se traduit par une efficacité du système et un rendement énergétique plus élevés. 	<ul style="list-style-type: none"> • Les HAWT nécessitent un mécanisme de contrôle de lacet supplémentaire pour tourner les pales vers le vent.
<ul style="list-style-type: none"> • L'éolienne à axe horizontal est plus solide et sa fabrication coûte moins cher que celle à axe vertical. 	<ul style="list-style-type: none"> • Les HAWT de grande taille sont difficiles à installer, nécessitant des grues très hautes et coûteuses et des opérateurs qualifiés.
<ul style="list-style-type: none"> • Les pales sont sur le côté du centre de gravité de la turbine, ce qui contribue à la stabilité 	<ul style="list-style-type: none"> • Les variantes sous le vent souffrent de fatigue et de défaillance structurelle causées par la turbulence lorsqu'une pale traverse l'ombre du vent de la tour.

Tableau I.4 : Avantages et inconvénients des éoliennes à axe horizontal [23].

I.8. Principaux composants d'une éolienne à axe horizontal

On peut considérer trois composants essentiels dans une éolienne, le rotor, la nacelle et la tour, La figure (I.11), présente ses principaux composants.



-1 : pales, -2 : moyeu rotor, -3 : nacelle, -4 : cardan, -5 : transmission, -6 : multiplicateur de vitesse, -7 : frein à disque, -8 : accouplement, -9 : génératrice, -10 : radiateur de refroidissement, -11 : centrale de mesure du vent, -12 : contrôle, -13 : centrale hydraulique, -14 : mécanisme d'orientation des pales, -15 : paliers du système d'orientation équipés d'un frein à disque, -16 : capot, -17 : mat.

Figure I.11 : Les composantes d'une éolienne Nordex N60 (1300 kW) [24].

I.8.1. La tour

La tour ou le mât est un composant de l'éolienne horizontale qui assiste le moyeu du rotor et la nacelle. Ces tours sont constituées de treillis d'acier, de béton ou d'acier tubulaire. La hauteur de la tour joue un rôle important dans les performances HWAT. La tour plus haute permet à la turbine d'absorber un maximum d'énergie cinétique du vent et de produire un maximum d'électricité. Les performances d'une éolienne typique augmentent avec l'altitude et réduisent la turbulence du vent. En général, un compromis est réalisé en optant pour un mât légèrement plus haut que le diamètre du rotor de l'aérogénérateur. Par exemple, pour une éolienne NORDEX N90 2,3 MW avec un diamètre de 80 m, un mât de 90 m de hauteur est utilisé. (Voir figure I.12) [7].



Figure I.12 : La tour éolienne et ses composants électroniques à l'intérieur.

I.8.2. Nacelle

La nacelle regroupe tous les éléments mécaniques permettant de coupler le rotor éolien au générateur électrique : arbres lent et rapide, roulements, multiplicateur, elle est protégée par un capot en composite renforcé par fibres de verre. Elle est équipée d'une isolation acoustique épaisse sur les parois intérieures. L'entrée depuis le mât a lieu par une trappe dans la nacelle de la génératrice. La nacelle et la base du mât sont équipées d'une unité de commande permettant de contrôler l'éolienne. Par conséquent, il est possible d'amorcer le fonctionnement de l'éolienne, de l'ajuster pour qu'elle fasse face au vent ou de l'arrêter en appliquant également un freinage depuis la nacelle. Une fois à l'intérieur de la nacelle, il est possible d'empêcher toute commande provenant de la base du mât, telle que le système de réglage de la position des pales ou le système hydraulique. Lorsqu'on actionne le bouton d'arrêt d'urgence, cela empêche toute mise en marche involontaire de l'éolienne. Grâce à l'isolation acoustique intégrale du capot de la nacelle et au dispositif de neutralisation des bruits du multiplicateur et de la génératrice, une réduction sonore maximale est garantie [3], [7], [23].

C'est le cœur de l'éolienne, elle contient les éléments de transmission mécanique entre le rotor et le générateur comprenant le multiplicateur et le système de freinage de sécurité ainsi que les équipements de mesures du vent. Elle est liée à la tour par une liaison de type pivot motorisée permettant de choisir son orientation et éventuellement de positionner l'éolienne au vent.

I.8.3. Rotor

Le rotor couplé à l'arbre moteur sur lequel se trouvent fixées les trois pales. Il permet de transférer l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Il embarque le dispositif d'orientation de l'angle d'attaque des pales dit « pitch control » dans le cas où l'aérogénérateur dispose d'un tel un système de régulation aérodynamique. Ce système dispose d'un système de stockage d'énergie électrique afin d'assurer la mise en sécurité (orientation des pales en drapeau) en cas de coupure du réseau électrique auquel est couplée l'éolienne.

Les pales de la majorité des turbines sont fabriquées à partir de composites, principalement des plastiques renforcés de fibre de verre ou de fibre de carbone (GRP ou CFRP), mais parfois des stratifiés bois / époxy sont utilisés.

I.9. Différentes génératrices utilisées dans les systèmes éoliens

Fondamentalement, une éolienne peut être équipée de tout type de générateur triphasé. Aujourd'hui, la demande de courant électrique compatible avec le réseau peut être satisfaite en connectant des convertisseurs de fréquence, même si le générateur fournit du courant alternatif (CA) à fréquence variable ou du courant continu (CC). Plusieurs types génériques de générateurs peuvent être utilisés dans les éoliennes :

I.9.1. Systèmes éoliens utilisant les génératrices synchrones et celles à aimants permanents (GS et GSAP)

I.9.1.1. Générateur synchrone

Le générateur synchrone est beaucoup plus cher et mécaniquement plus compliqué qu'un générateur asynchrone de taille équivalente, l'avantage du générateur synchrone par rapport au générateur a synchrone (induction) est l'absence de courant réactif de magnétisation.

Le champ magnétique dans le générateur synchrone peut être obtenu par des aimants permanents ou par un bobinage d'excitation conventionnel. Si le générateur possède un nombre suffisant de pôles, il peut être utilisé pour les applications d'entraînement direct (direct-drive) sans boîte de vitesses (gearless) [11]. En tant que machine synchrone, elle est probablement la mieux adaptée au contrôle de la pleine puissance car elle est connectée au réseau via un convertisseur électronique de puissance, lequel permet un fonctionnement à vitesse variable.

L'inconvénient de cette structure, est qu'elle nécessite pour sa connexion au réseau de convertisseurs de puissance dimensionnés pour la puissance nominale de la génératrice.

Deux types classiques de générateurs synchrones sont utilisés dans l'industrie éolienne : (1) le générateur synchrone à aimant permanent (GSAP) et (2) le générateur synchrone à rotor bobiné (GSRB).

a. Générateur synchrone à aimants permanents (GSAP)

La caractéristique d'auto excitation de la GSAP lui permet de fonctionner avec un facteur de puissance élevé et un bon rendement, ce qui le rend propice à l'application à des systèmes de génération éolienne. Dans la machine à aimants permanents, le rendement est plus élevé que dans la machine à induction, car l'excitation est fournie sans apport d'énergie [11].

Cependant, les matériaux utilisés pour la réalisation des aimants permanents sont chers, et ils sont difficiles à travailler lors de la fabrication. De plus, l'utilisation de l'excitation dans ces machines nécessite l'utilisation d'un convertisseur de puissance pleine échelle afin d'ajuster la tension et la fréquence de génération à la tension et à la fréquence de transmission, respectivement. C'est une dépense supplémentaire. Cependant, l'avantage est que la puissance peut être générée à n'importe quelle vitesse afin de s'adapter aux conditions actuelles [18], [21].

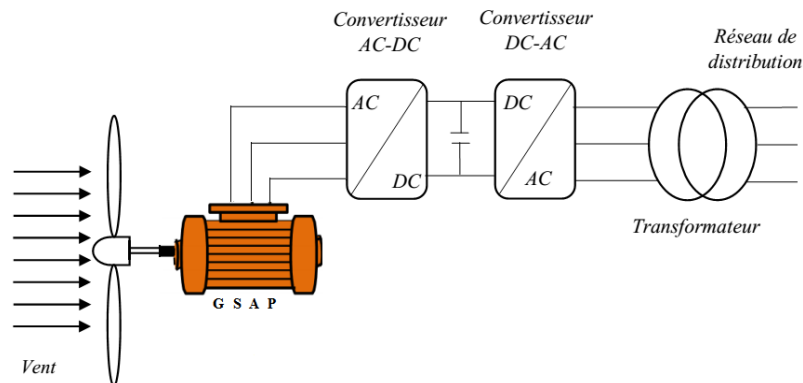


Figure I.13 : Système éolien basé sur la machine synchrone à aimant permanent.

b. Générateur synchrone à rotor bobiné (GSRB)

Les enroulements du stator des génératrices synchrones à rotor bobiné sont connectés directement au réseau et, par conséquent, la vitesse de rotation est strictement fixée par la fréquence du réseau d'alimentation. L'excitation est fournie par le système de bagues et balais ou par un système brushless avec un redresseur tournant [5]. Contrairement à la génératrice asynchrone, la génératrice synchrone n'a pas besoin d'autre système de compensation de

puissance réactive. L'enroulement du rotor, traversé par un courant continu, génère le champ d'excitation, qui tourne à une vitesse synchrone. La vitesse du générateur synchrone est déterminée par la fréquence du champ tournant et par le nombre de paires de pôles du rotor. La mise en œuvre d'un convertisseur dans un système multipolaire sans engrenages permet un entraînement direct à vitesse variable. Toutefois, cette solution implique l'utilisation d'un générateur surdimensionné et d'un convertisseur de puissance dimensionné pour la puissance totale du système.

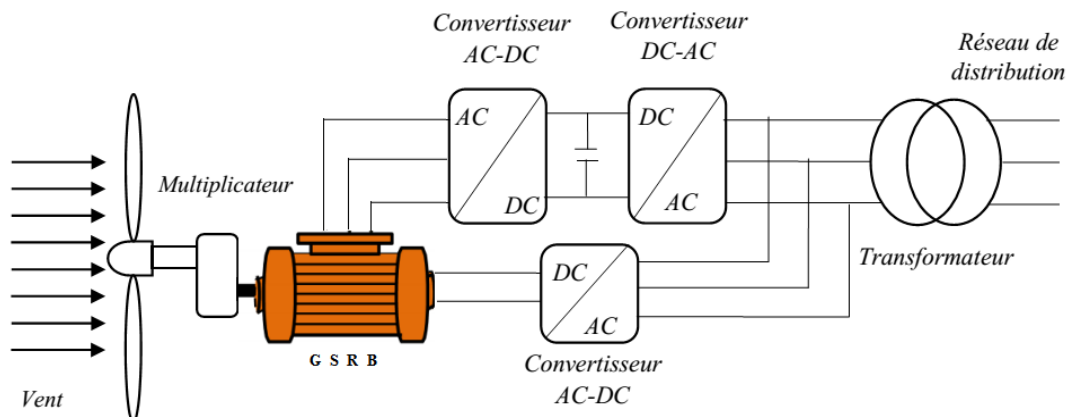


Figure I.14 : Système éolien basé sur la machine synchrone à rotor bobiné.

I.9.2. Systèmes éoliens utilisant la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA)

I.9.2.1. Principe de la machine asynchrone à double alimentation

Dans cette configuration le stator de la machine asynchrone est connecté directement au réseau électrique, tandis que le convertisseur de puissance est situé sur le côté tournant de la machine (figure (I.15)). Grâce à la commande du redresseur, il devient possible de réguler le fonctionnement de la génératrice en influençant la tension présente dans les enroulements du rotor. En utilisant la régulation de l'onduleur, il est possible de garantir la stabilité de la tension sur le bus à courant continu.

Le couplage entre l'éolienne et la génératrice est établie au moyen d'un multiplicateur mécanique de vitesse. Cependant, sa robustesse est légèrement diminuée par la présence du mécanisme à bagues et balais [8].

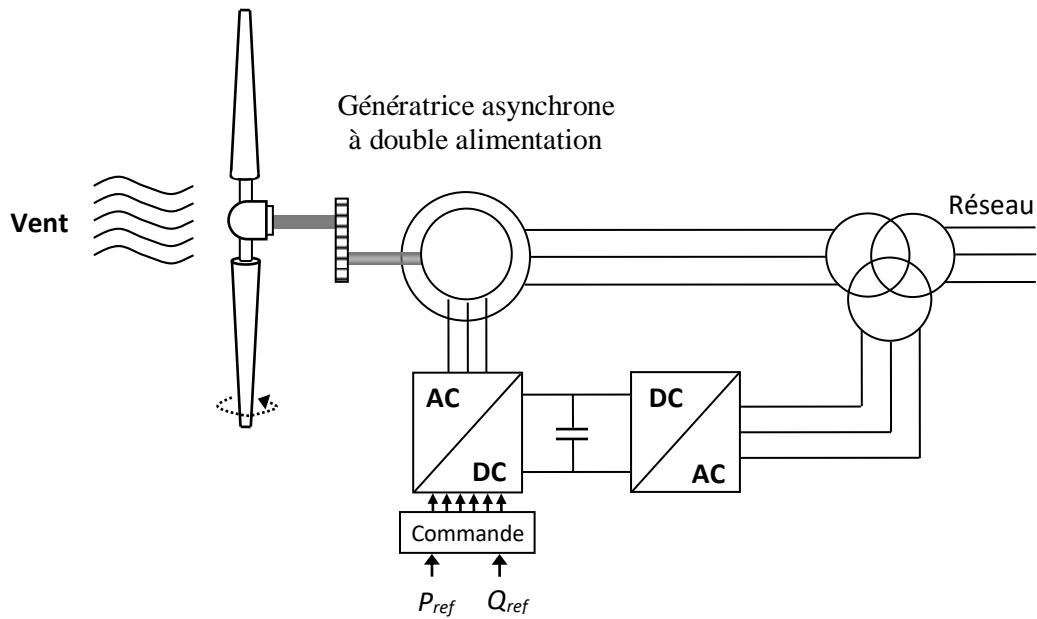


Figure I.15 : Système éolien basé sur la GADA.

I.9.2.2 Avantages et inconvénients

Les principaux avantages et inconvénients de l'usage de cette génératrice sont condensés dans le tableau (I.5) :

Avantages	Inconvénients
1- Fonctionnement à vitesse variable (entre $\pm 30\%$ de la vitesse nominale). 2- Puissance extraite optimisée pour les vents faibles et moyens. 3- Electronique de puissance est établie à 30% de la puissance nominale.	1- Contrôle compliqué ; 2- Maintenance du multiplicateur ; 3- Vibrations mécaniques.

Tableau I.5 : Avantages et inconvénients de la génératrice asynchrone double alimentation.

I.9.3 Systèmes éoliens utilisant les génératrices asynchrones à cage (GAS et GASDE)

Les machines électriques asynchrones à cage sont les plus simples à fabriquer et moins coûteuses. Elles ont l'avantage d'être standardisées, fabriquées en grande quantité et dans une très grande échelle de puissance. De plus, elles requièrent un entretien minimal et affichent un taux de défaillance très faible [5]. Dans les éoliennes de grande puissance dotées de grandes pales, la vitesse de rotation est plus faible. Il est donc nécessaire d'insérer entre la turbine et la machine asynchrone un multiplicateur mécanique de vitesse.

I.9.3.1. Génératrice asynchrone à cage

❖ Génératrice asynchrone à cage connecté directement au réseau

Environ 85% des applications dans le domaine de l'énergie éolienne impliquent des systèmes à vitesse de rotation constante, directement connectés au réseau électrique [25]. La simplicité de ce système, caractérisée par l'absence d'interface entre le stator et le réseau ainsi que l'absence de contacts glissants, contribue à réduire les besoins de maintenance de la machine. La demande de puissance réactive peut être compensée soit en connectant un groupe de condensateurs en parallèle avec le générateur comme illustré dans la figure (I.16), soit en utilisant un convertisseur statique de puissance.

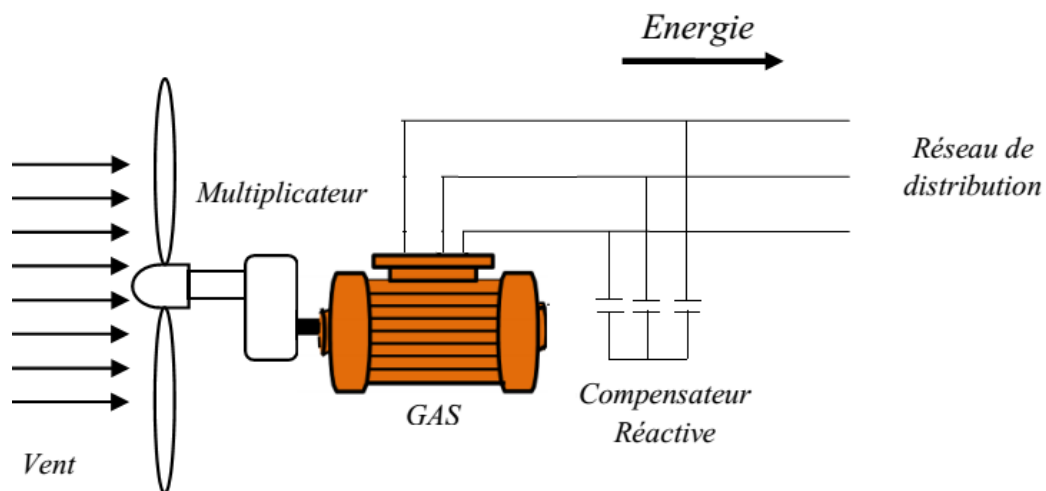


Figure I.16 : Système éolien basé sur GAS à cage connectée directement au réseau.

❖ Génératrice asynchrone à cage avec convertisseurs MLI

L'introduction de convertisseurs de puissance, qui utilisent un redresseur à modulation de largeur d'impulsion (MLI) ayant une structure similaire à celle de l'onduleur, entre la machine et le réseau, offre la possibilité de découpler la fréquence du réseau de la vitesse de rotation de la machine, permettant ainsi le fonctionnement de l'aérogénérateur à des vitesses variables, tout comme dans le cas d'une machine synchrone (figure (I.17)) [23].

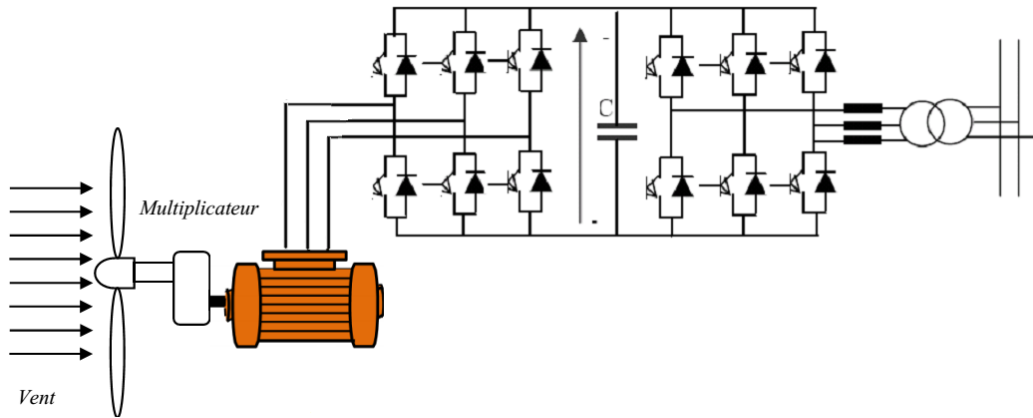


Figure I.17 : Aérogénérateur asynchrone à cage avec convertisseurs MLI.

I.9.3.2. Génératrice asynchrone double étoile (GASDE)

Le système de conversion d'énergie éolienne basé sur la GASDE qu'afin d'améliorer le rendement du système présenté par la figure (I.16), certains constructeurs utilisent un autre à base de la GASDE (figure (I.18)) :

- 1- Une étoile de forte puissance à grand nombre de paires de pôles pour les faibles vitesses du vent.
- 2- Une étoile de faible puissance à petite nombre de paires de pôles permettant de fonctionner aux vitesses de vent plus élevées.

Ce dispositif (illustré dans la figure (I.18)) demeure essentiellement un mécanisme à vitesse constante, toutefois, il présente deux régimes de fonctionnement distincts. Par conséquent, le niveau sonore produit par la turbine éolienne s'avère moindre lorsque les vitesses du vent sont basses, étant donné que l'angle d'inclinaison requis pour orienter les pales atteint des valeurs moins élevées. L'existence d'une seconde étoile engendre une conception spécifique de la machine, entraînant une augmentation significative à la fois des coûts et du diamètre. Cela se traduit par un accroissement notable du poids et de l'encombrement de l'ensemble.

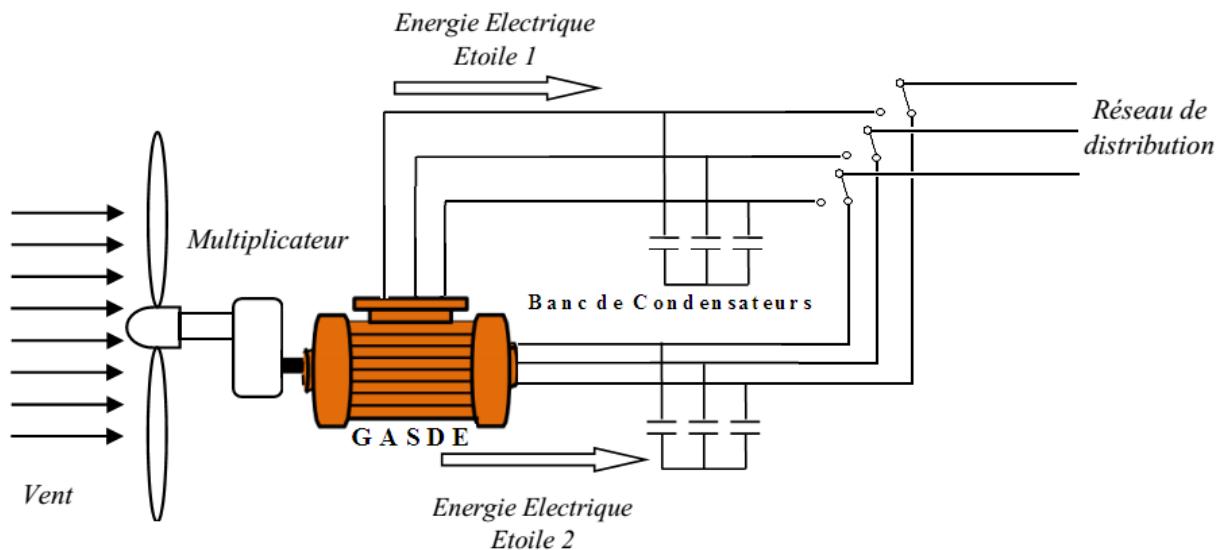


Figure I.18 : Système éolien à vitesse fixe basé sur la GASDE

D'autres études de recherche, comme celles citées dans les sources [26] et [27], ont examiné et même mis en œuvre expérimentalement par la configuration à deux étoiles de la génération d'énergie éolienne (GASDE) avec une puissance équivalente. Cependant, les informations détaillées sont laissées de côté, puisqu'une section complète de ce mémoire sera dédiée à ce type de générateur.

I.9.4. Autres types de générateurs

Dans ce qui suit, nous présenterons brièvement d'autres types de générateurs qui sont de futurs candidats possibles pour l'industrie éolienne.

I.9.4.1. Générateur haute tension

Les éoliennes raccordées au réseau de puissance nécessitent un transformateur élévateur pour adapter la tension de la machine à celle du réseau. En conséquence, la mise en œuvre de générateurs « haute tension » est une solution en cours d'évaluation. Cela permettrait, en conséquence, de diminuer les pertes par effet joule du système en éliminant le transformateur. C'est aussi au niveau de l'onduleur que cela peut être intéressant avec des IGBT haute tension. Dans cette optique, les machines synchrones et à induction sont des options intéressantes pour des turbines éoliennes de plus de 3 MW. Cependant, leur coût élevé, des problèmes de sécurité et de durée de vie limitent leur commercialisation [11].

I.9.4.2. Générateur à réductance commutée (SRG)

La machine SRG a montré au fil des années qu'elle a une structure mécanique robuste et simple, un rendement élevé et la possibilité de fonctionner sans boîte d'engrenages

[11]. Il est intéressant pour les applications aérospatiales en raison de sa capacité à continuer à fonctionner à puissance réduite en présence de défauts dans le générateur lui-même. Les inconvénients consistent en une densité de puissance et un rendement inférieur à ceux du PMSG. il nécessite un convertisseur de puissance à grande échelle pour fonctionner comme un générateur connecté au réseau.

I.9.4.3. Générateur à flux transversal (TFG)

Ce générateur autorise un nombre de pôles élevé pour une application gearless. Un inconvénient du TFG est le grand nombre de pièces individuelles qu'il nécessite et qu'une technologie de stratification doit être utilisée [11].

I.10. Avantages et inconvénients des machines multiphasées

I.10.1. Avantages des machines multiphasées

Les machines multiphasées ont par la suite fait l'objet d'un intérêt grandissant, et en particulier la machine asynchrone double étoile (MASDE), Ce qui présente en fait de nombreux avantages par rapport aux machines triphasées traditionnelles :

- La segmentation de la puissance permet de créer des ensembles convertisseur-machine de grande puissance tout en utilisant des composants de taille réduite ;
- Optimiser les performances des machines alimentées par des tensions ou des courants ayant une forme rectangulaire (grâce à l'utilisation d'onduleurs fonctionnant en pleine onde) ;
- Minimisation des ondulations du couple électromagnétique et des pertes rotoriques ;
- Améliorer la fiabilité en offrant la possibilité de fonctionner correctement en régimes dégradés (une ou plusieurs phases ouvertes) ;
- Élargir les possibilités de commande par commutation de la vitesse asynchrone, en changeant la séquence des tensions appliquées à la machine ;
- Diminuer le contenu harmonique du courant du bus continu lors d'une alimentation par onduleurs ;

I.10.2. Inconvénients des machines multiphasées

Ces machines multiphasées présentent aussi des inconvénients suivants :

- L'un des inconvénients principaux des machines polyphasées est la présence de courants harmoniques circulants lors d'une alimentation par onduleur de tension ;

- Le nombre de semi-conducteurs augmente avec le nombre de phases, Ce qui augmente le coût de l'ensemble convertisseur-machine. Mais plus la puissance augmente, moins le problème devient significatif ;
- La multiplication du nombre de semi-conducteurs complique évidemment le système de commande. Il est nécessaire de développer des techniques de commande rapprochée pour les convertisseurs statiques spécifiés et adapté, puisque les méthodes élaborées.

I.11. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté la constitution générale d'un système éolien, les turbines usuelles, puis un état de l'art sur les différents types d'aérogénérateurs et leur principe de fonctionnement dans le cadre de la conversion de l'énergie éolienne, Un bref aperçu sur sa situation actuelle dans le monde entier, ainsi les efforts fournis par les différents pays, y compris l'Algérie dans le but de développer cette filière. Ensuite, une description des générateurs électriques les plus utilisées actuellement est présentée. Le prochain chapitre, est consacré à la modélisation et commande de la turbine éolienne.

Chapitre II :

Modélisation et commande de la turbine éolienne

II.1. Introduction

La modélisation d'un système électrique est plus que nécessaire pour son étude et sa commande. Par ailleurs, son développement en dépend largement. Aujourd'hui, l'informatique permet de réaliser une modélisation optimisée de ces systèmes.

Dans ce chapitre, on s'intéresse essentiellement à la modélisation et la commande de la turbine éolienne.

On commence par un rappel sur les lois de l'aérodynamique, dans le premier temps. La deuxième partie est consacrée à la modélisation de la turbine, du multiplicateur de vitesse en présentant l'équation dynamique de l'arbre... Ensuite, nous étudierons le contrôle de la turbine afin de maximiser la puissance captée et nous finirons avec des résultats de simulation, dont l'objectif de vérifier et valider la stratégie de contrôle.

II.2. Conversion de l'énergie éolienne

Le processus de conversion de l'énergie éolienne en énergie cinétique puis en énergie mécanique de rotation se fait en deux parties : au niveau du rotor de la turbine (arbre primaire), qui capte une partie de l'énergie cinétique du vent présente pour la convertir en énergie mécanique ; au niveau du rotor du générateur (arbre secondaire), qui obtient l'énergie mécanique et la convertit en énergie électrique.

II.2.1. Modélisation du vent

Le vent est la source principale d'énergie pour faire fonctionner une éolienne, c'est pourquoi il est nécessaire de connaître son modèle mathématique. Le vent est un champ de déplacement de masses d'air caractérisé par une vitesse variable et une direction aléatoire. Son déplacement au niveau de la turbine éolienne crée des forces sur les surfaces de ses pales qui génèrent un mouvement rotatif du dispositif.

L'évolution de la vitesse du vent en fonction du temps est modélisée par des fonctions analytiques ou générée par des lois statistiques à partir de mesures en un site donné. Dans un cadre de modélisation théorique, un profil de vent doit satisfaire deux critères :

- La durée du profil doit être limitée pour réduire le temps de simulation ;
- Le profil de vent doit être représentatif des caractéristiques du gisement (intensité, variabilité, distribution statistique...).

La vitesse du vent est généralement représentée par une fonction scalaire qui évolue dans le temps. Cette vitesse sera modélisée, dans cette étude, sous forme déterministe par une somme de plusieurs harmoniques. Il est donné par l'équation, [30]:

$$V_{vent}(t) = 8.2 + 2 \sin(\omega t) - 1.75 \sin(3\omega t) + 1.5 \sin(5\omega t) - 1.25 \sin(10\omega t) + \sin(30\omega t) + 0.5 \sin(50\omega t) + 0.25 \sin(100\omega t) \quad (\text{II.1})$$

$$\text{Avec : } \omega = \frac{2\pi}{10}.$$

II.2.2. Théorie de Betz

La théorie de Betz stipule qu'une éolienne ne peut jamais convertir plus de 16/27 (ou 59%) de l'énergie cinétique contenue dans le vent en énergie mécanique. En 1929, l'Allemand Albert Betz a formulé la loi de Betz pour la première fois. Considérons le système de la figure (II.1) qui représente un tube de courant autour d'une éolienne à axe horizontal.

V_1 : représente la vitesse du vent en amont de l'aérogénérateur et la vitesse V_2 en aval.

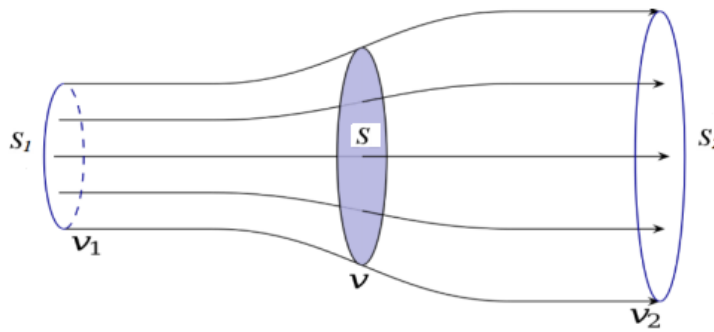


Figure II.1 : Déplacement du vent.

La masse d'air en mouvement de densité ρ traversant la surface S des pales en une seconde est donnée par:

$$m = \rho S \left(\frac{v_1 + v_2}{2} \right) \quad (\text{II.2})$$

La puissance P_t alors extraite s'exprime par la moitié du produit de la masse et de la diminution de la vitesse du vent (seconde loi de Newton) :

$$P_t = \frac{m(v_1^2 - v_2^2)}{2} \quad (\text{II.3})$$

Soit en remplaçant m par son expression dans (II.2):

$$P_t = \frac{\rho S (v_1^2 - v_2^2) (v_1 + v_2)}{4} \quad (\text{II.4})$$

Si un vent constant balayait la surface S , soit à la vitesse V_1 la puissance P_v équivalente serait donc :

$$P_v = \frac{\rho S v_1^3}{2} \quad (\text{II.5})$$

II.3. Modélisation de la turbine et du multiplicateur

II.3.1. Modélisation de la turbine

Le système qui est étudié dans notre thèse est constitué d'une turbine éolienne qui comprend trois pales de longueur R , entraînant une génératrice à travers un multiplicateur de vitesse de gain G (qui permet d'augmenter la vitesse de rotation et de diminuer le couple) (figure (II.2)).

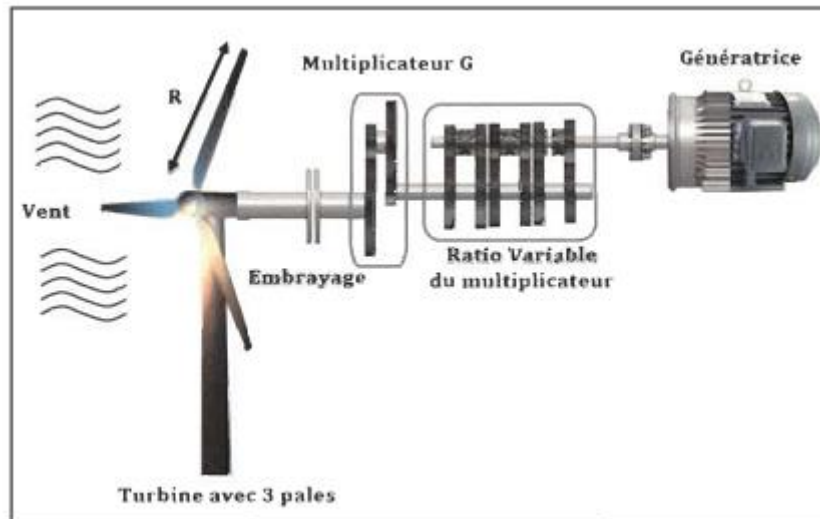


Figure II.2 : Conversion de l'énergie cinétique en énergie mécanique.

II.3.1.1. Hypothèses simplificatrices

Afin de modéliser la turbine, nous nous imposons certaines hypothèses simplificatrices, qui sont le plus couramment considérées, nous supposons que [5]:

- 1-Les trois pales sont considérées de réalisation identique et possèdent donc la même inertie, la même élasticité et le même coefficient de frottement comparativement à l'air ;
- 2-Les trois pales sont orientables et présentent toutes un même coefficient de frottement par rapport au support ;
- 3-La répartition de la vitesse du vent est uniforme sur toutes les pales ;
- 4-Le coefficient de frottement des pales par rapport à l'air est très faible et peut être ignoré ;
- 5-Les pertes par frottement du rotor de la turbine sont considérées négligeables par rapport aux pertes par frottement du côté génératrice.

II.3.1.2. Modèle aérodynamique

La turbine éolienne transforme l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique à partir de l'énergie cinétique des particules de la masse d'air en mouvement passant par la section de la surface active S balayée par les pales de la turbine.

La puissance mécanique disponible sur l'arbre de transmission peut être calculée selon la relation [31], [32], [33], [34]:

$$P_v = \frac{1}{2} C_p(\lambda) \rho \pi R^3 v^2 \quad (\text{II.6})$$

Où :

v : est la vitesse du vent (m/s),

ρ : est la densité de l'air égale à $1,225.Kgm^{-3}$

R : la longueur d'une pale ou le rayon de l'aérogénérateur (m).

λ : le coefficient de la vitesse relative est définie comme étant le rapport entre la vitesse linéaire à l'extrémité des pales de l'éolienne ($\Omega_t R$) et la vitesse du vent (V_{vent}) comme suit [32], [33], [34] :

$$\lambda = \frac{\Omega_t R}{v} \quad (\text{II.7})$$

Avec :

Ω_t : Vitesse de rotation de la turbine (rad/s).

$C_p(\lambda)$: est le coefficient de puissance ou de performance qui représente le rendement aérodynamique de la turbine éolienne [10]. Il dépend de la caractéristique de la turbine. Les caractéristiques sont représentées Figure (II.3).

$$C_p(\lambda, \beta) = (0.5 - 0.00167(\beta - 2)) \cdot \sin \left[\frac{\pi(\lambda + 0.1)}{18.5 - 0.3(\beta - 2)} \right] - 0.00184(\lambda - 3)(\beta - 2) \quad (\text{II.8})$$

β : angle d'orientation des pales en degrés [$^\circ$].

Remarque : Le coefficient C_p ne peut théoriquement pas dépasser la limite dite de Betz

$$C_{plimite} = \frac{16}{27} = 0.59 \text{ [35].}$$

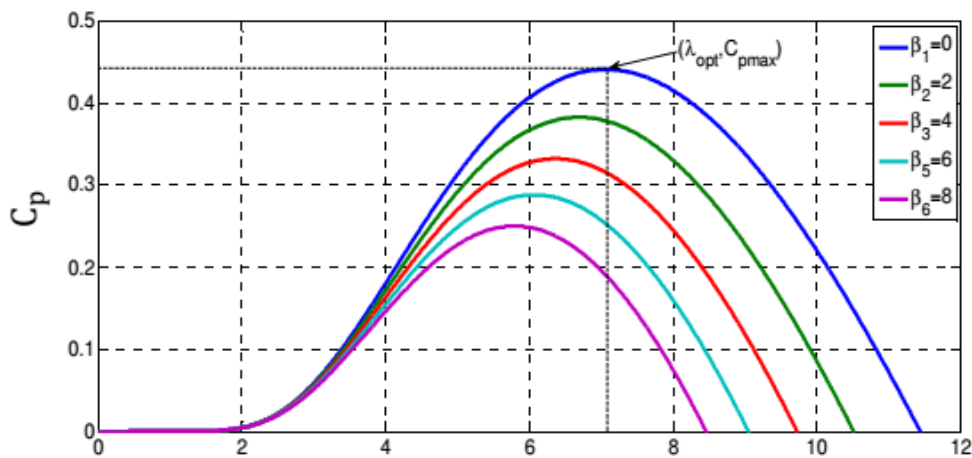


Figure II.3 : Représentation graphique du coefficient de puissance $C_p(\lambda, \beta) = f(\lambda)$ pour différentes valeurs de β .

II.3.1.3. Modèle du multiplicateur

Le multiplicateur adapte la vitesse de rotation (lente) de la turbine à la vitesse de rotation (rapide) de la génératrice (Voir la figure (II.4)). Ce multiplicateur est modélisé mathématiquement par les expressions suivantes [32] :

$$C_g = \frac{C_t}{G} \quad (\text{II.9})$$

$$\Omega_t = \frac{\Omega_g}{G} \quad (\text{II.10})$$

Avec :

Ω_t et Ω_g : vitesse de rotation de l'éolienne respectivement avant et après le multiplicateur ;

C_t : Couple aérodynamique de la turbine [Nm];

C_g : couple de la génératrice [Nm];

G : Le gain du multiplicateur.

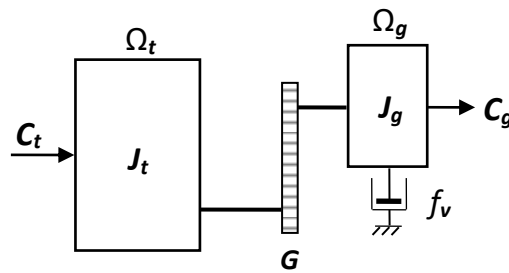


Figure II.4 : Modèle mécanique de la turbine.

En suivant le schéma bloc de la modélisation, nous écrivons la relation fondamentale de la dynamique du système mécanique sur l'arbre secondaire de la GASDE par l'équation suivante :

$$\frac{C_t}{G} - C_{em} = \left(\frac{J_t}{G^2} + J_g \right) \frac{d\Omega_g}{dt} + \left(\frac{D_t}{G^2} + D_g \right) \Omega_g \quad (\text{II.11})$$

Nous supposons que Les pertes par frottement de la turbine sont considérées négligeables par rapport aux pertes par frottement du côté de la génératrice. L'équation II.11 devienne :

$$C_g - C_{em} = \left(\frac{J_t}{G^2} + J_g \right) \frac{d\Omega_g}{dt} + f_g \Omega_g \quad (\text{II.12})$$

La représentation schématique du modèle de la turbine correspondant aux équations mathématiques précédentes est illustrée par la figure (II.5).

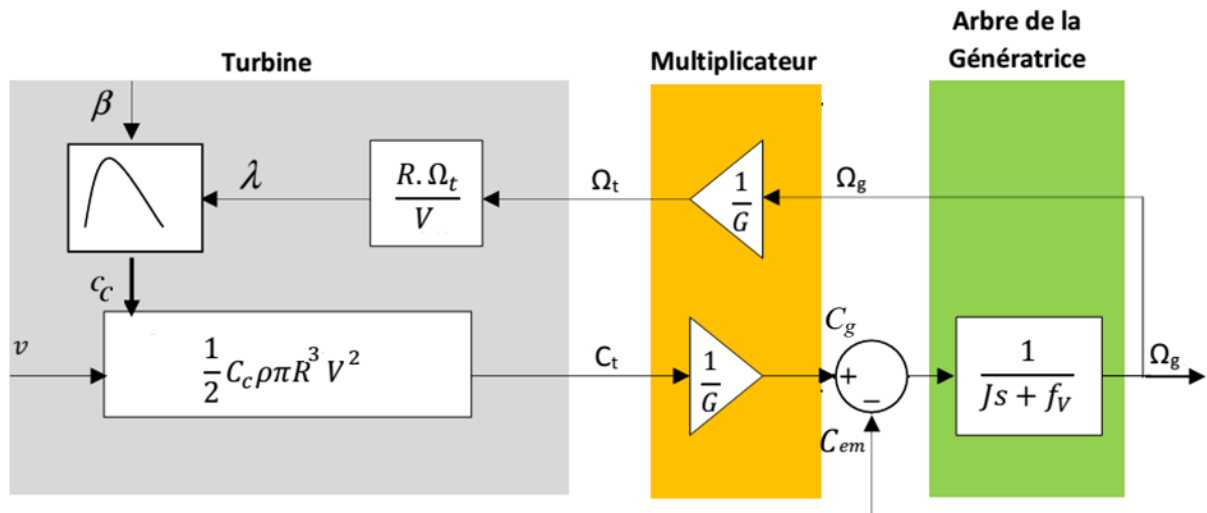


Figure II.5 : Représentation schématique du modèle de la turbine [36].

II.4. Stratégie de la commande d'une éolienne à vitesse variable

II.4.1. Fonctionnement d'une éolienne à vitesse variable

Les étapes de fonctionnement de l'éolienne à vitesse variable sont définies par Trois zones principales de fonctionnement, comme illustré à la figure (II.6).

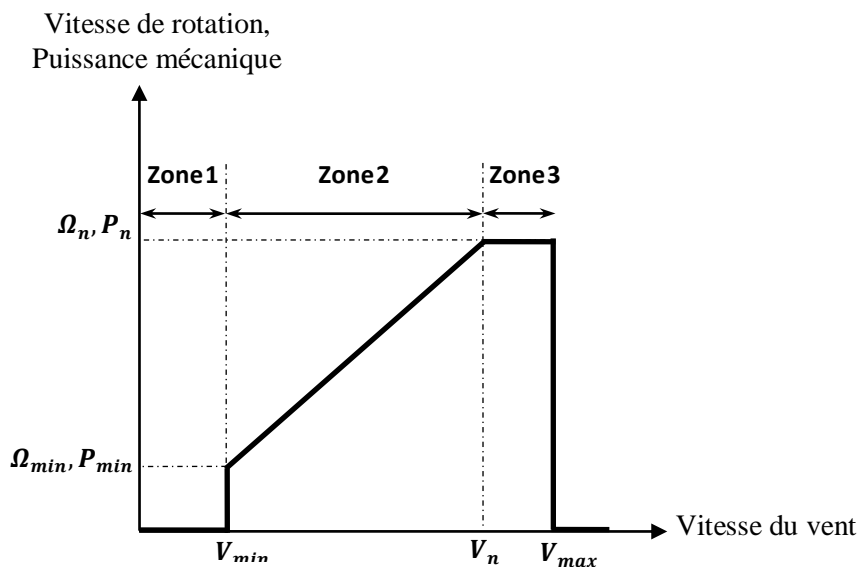


Figure II.6 : Zones de fonctionnement d'une éolienne à vitesse variable.

Zone 1 : La vitesse du vent est faible et insuffisante pour entraîner l'éolienne, donc la vitesse de rotation et la puissance mécanique sont nulles ;

Zone 2 : le vent atteint une vitesse minimale v_{min} pour permettre le démarrage. Une fois ce démarrage est réalisé, l'éolienne va fonctionner de manière à capter le maximum de puissance

disponible pour avoir un fonctionnement idéal jusqu'à ce que le vent atteigne la vitesse nominale v_n correspondant aux valeurs nominales de la puissance mécanique P_n et de la vitesse de rotation Ω_n .

Zone 3 : le vent atteint des vitesses élevées supérieures à la vitesse nominale, la vitesse de rotation et la puissance mécanique seront maintenues à leur valeurs nominales afin de ne pas détériorer l'aérogénérateur. Ces limitations peuvent être atteintes notamment en orientant les pales de l'éolienne pour dégrader le rendement de l'éolienne (augmentation de l'angle de calage des pales β). Lorsque la vitesse du vent atteint sa valeur maximale v_{max} , un système d'arrêt de l'éolienne est effectuée pour écarter toute destruction.

II.4.2. Principe de MPPT

Le principe de la stratégie du « Maximum Power Point Tracking (MPPT) » consiste, pour un angle de pale donné, à ajuster, en fonction de la vitesse du vent v , la vitesse de rotation de la turbine à une valeur de référence Ω_{mec}^* pour maintenir une vitesse relative optimale et donc un coefficient de puissance maximal C_{pmax} .

Par conséquent, nous pouvons réécrire l'équation (II.9) comme suit [37], [38]:

$$\Omega_{topt} = \frac{v\lambda_{opt}}{R} \quad (II.13)$$

C'est l'action sur le couple électromagnétique (et donc sur la puissance convertie par le générateur) qui permet d'obtenir Ω_t^* , maximisant la puissance extraite tout en maintenant C_{pmax} .

Dans notre travail, nous représentons deux stratégies de maximisation de puissance :

- ✓ Stratégie de maximisation de la puissance sans contrôle de vitesse de rotation ;
- ✓ Stratégie de maximisation de la puissance avec contrôle de vitesse de rotation.

II.4.2.1. MPPT sans contrôle de vitesse de rotation

Ce mode de commande est basé sur l'hypothèse que la vitesse du vent varie peu en régime établi par rapport à la constante de temps électrique du système éolien, ce qui signifie que le couple d'accélération de la turbine peut être considéré comme nul. Dans ce cas, d'après l'équation (II.11), on peut écrire [39], [40]:

$$\left(\frac{J_t}{G^2} + J_g\right) \frac{d\Omega_g}{dt} + f_g \Omega_g = C_g - C_{em} = 0 \quad (II.14)$$

Ensuite, on ignore l'effet du couple de frottement ($f_g \Omega_g = 0$) par rapport au couple mécanique, on peut alors écrire :

$$C_g = C_{em} \quad (II.15)$$

En mesurant la vitesse de rotation du générateur, une valeur approximative de la vitesse de rotation de la turbine peut être obtenue :

$$\widehat{\Omega}_t = \frac{\Omega_g}{G} \quad (\text{II.16})$$

Une mesure exacte de la vitesse du vent étant compliquée, une estimation de celle-ci, notée \widehat{V}_v , est obtenue à partir de l'estimation de la vitesse de rotation de la turbine [41]:

$$\widehat{v} = \frac{\widehat{\Omega}_g \cdot R}{\lambda} \quad (\text{II.17})$$

Le couple de la turbine éolienne peut ensuite être obtenu à partir des approximations de la vitesse du vent et de la vitesse de rotation de la turbine. Il peut être exprimé comme suit [7], [39]:

$$\widehat{C}_t = C_p \cdot \frac{\rho \cdot S}{2} \cdot \frac{1}{\widehat{\Omega}_t} \cdot \widehat{v}^2 \quad (\text{II.18})$$

Le couple électromagnétique de consigne est donc obtenu à partir de l'estimation du couple de la turbine éolienne :

$$C_{em}^* = \frac{\widehat{C}_t}{G} \quad (\text{II.19})$$

Afin d'extraire le maximum de puissance, il faut ajuster la vitesse relative à sa valeur optimale λ_{opt} pour obtenir le coefficient de puissance maximum C_{pmax} . Le couple électromagnétique de référence peut alors s'exprimer par :

$$C_{em}^* = K \cdot \Omega_g^2 \quad (\text{II.20})$$

Avec :

K : est une constante définie par [33]:

$$K = \frac{C_{pmax} \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^5}{2 \cdot G^3 \cdot \lambda_{opt}^3} \quad (\text{II.21})$$

La figure (II.7) montre le principe du MPPT sans contrôle de vitesse de rotation de la turbine éolienne

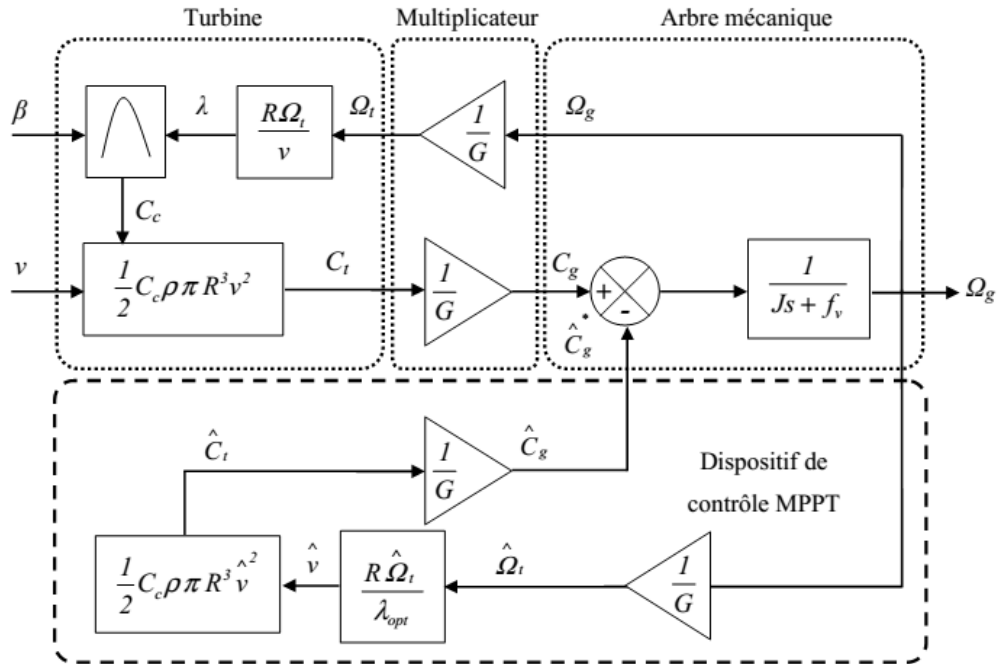


Figure II.7 : Contrôle MPPT sans Asservissement de la vitesse mécanique.

II.4.2.2. MPPT avec contrôle de vitesse de rotation

La deuxième stratégie de contrôle a pour objectif d'ajuster la vitesse de rotation de la turbine à sa valeur de référence, quelle que soit la vitesse du vent considérée comme une grandeur perturbatrice, afin d'obtenir la production de puissance maximale et donc le couple électromagnétique maximal, correspondant aux caractéristiques de fonctionnement d'une zone II éolienne

La puissance mécanique de la génératrice est donnée par la relation suivante :

$$P_{mec} = C_{mec} \Omega_{mec} \quad (II.22)$$

Nous supposons que la génératrice et son variateur sont idéaux quelle que soit la puissance mécanique transmise par la turbine, le couple électromagnétique développé par la génératrice est à tout instant égale à sa valeur de référence $C_{em} = C_{em-ref}$.

Le couple électromagnétique de référence C_{em-ref} permettant d'avoir une vitesse de rotation Ω_m égale à sa valeur de référence Ω_{ref} est obtenue en sortie du contrôleur de vitesse, donné par la relation suivante :

$$C_{em-ref} = Reg(\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (II.23)$$

Avec Reg : régulateur de vitesse.

Cette vitesse mécanique de référence dépend de la vitesse de la turbine à fixer Ω_{t-ref} pour maximiser la puissance extraite. En prenant en compte le gain du multiplicateur par :

$$\Omega_{ref} = G\Omega_{t-ref} \tag{II.24}$$

La vitesse de rotation de référence de la turbine Ω_t^* est obtenue à partir de l'équation (II.12) et est présentée par :

$$\Omega_t^* = \frac{\lambda_{opt}v}{R} \tag{II.25}$$

L'action du correcteur de vitesse doit remplir deux tâches :

- ✓ Contrôler la vitesse de rotation ;
- ✓ Réduire l'effet du couple mécanique C_{em} considéré comme une perturbation.

La figure (II.8) représente le schéma bloc de cette stratégie :

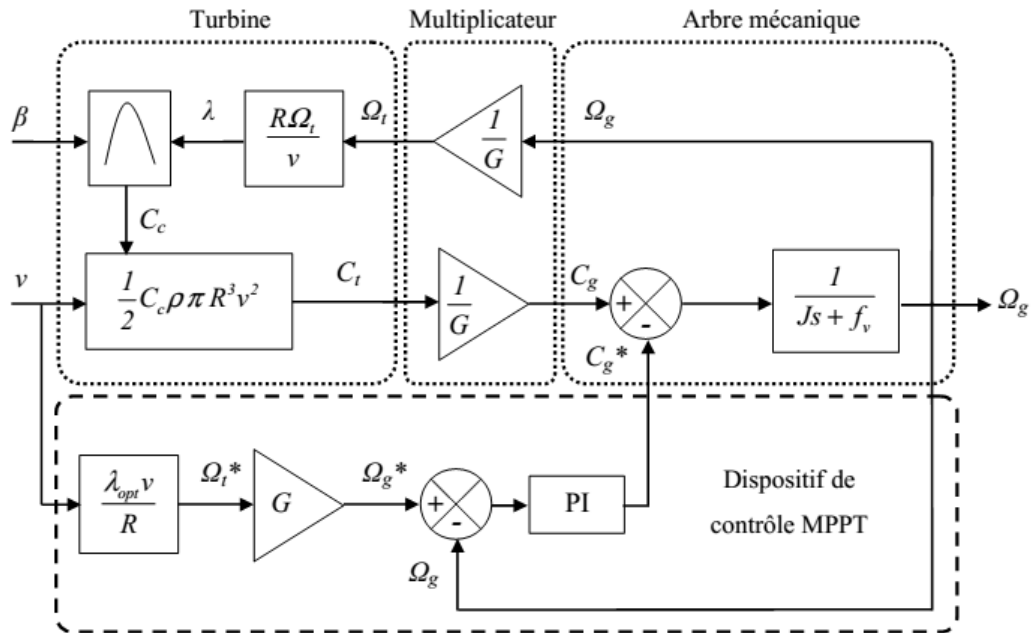


Figure II.8 : Contrôle MPPT avec asservissement de la vitesse de rotation.

II.4.2.2.1 Commande par un régulateur Proportionnel Intégral (PI)

Comme première étape, la vitesse de rotation de la machine a été contrôlée par un régulateur PI. Ce dernier, a été introduit dans cette boucle afin d'éliminer les erreurs statiques et réduire le temps de réponse tout en maintenant la stabilité du système.

La figure (II.9) montre un système en boucle fermée contrôlé par un régulateur PI classique, qui est un contrôleur simple et rapide à mettre en œuvre. La fonction de transfert de ce dernier est donnée par l'expression suivante :

$$\left(K_P + \frac{K_I}{s} \right) \tag{II.26}$$

Les paramètres (K_P , K_i) du régulateur PI sont calculés par la stratégie de compensation des pôles.

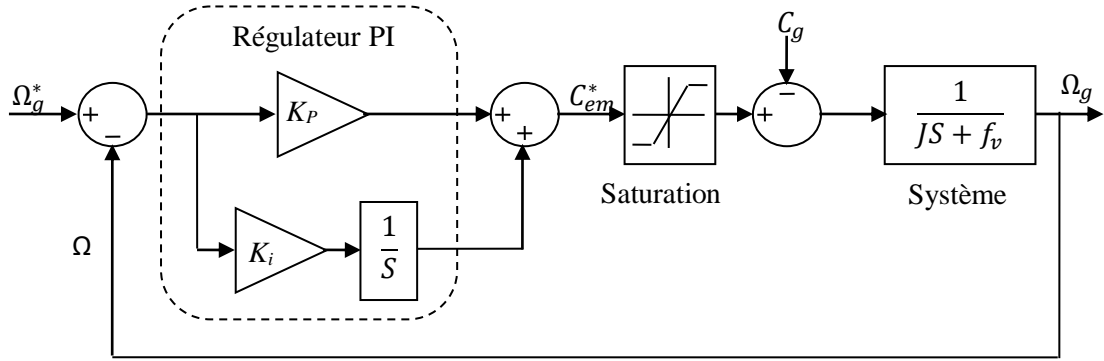


Figure II.9 : Schéma bloc du contrôle de vitesse de la machine par un régulateur PI.

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

$$\Omega_g = F(s) \cdot \Omega_g^* + G(s) \cdot C_g \quad (\text{II.27})$$

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

$$F(s) = \frac{K_{P\Omega} \cdot s + K_{i\Omega}}{J \cdot s^2 + (f_v + K_{P\Omega})s + K_{i\Omega}} \quad (\text{II.28})$$

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

$$G(s) = \frac{s}{J \cdot s^2 + (f_v + K_{P\Omega})s + K_{i\Omega}} \quad (\text{II.29})$$

Pour baisser l'effet de la perturbation (C_g), nous avons intérêt à choisir une valeur élevée pour le gain $K_{P\Omega}$. L'autre gain est choisi de manière à avoir une fonction de transfert du 2ème ordre, ayant une pulsation naturelle et un coefficient d'amortissement, déterminés comme suit

$$\begin{cases} \omega_n = \sqrt{\frac{K_i}{J}} \\ \xi = \frac{f_v + K_P}{J \cdot 2\omega_n} \end{cases} \quad (\text{II.30})$$

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

$$\begin{cases} K_i = \omega_n^2 \cdot J \\ K_P = 2\xi J \omega_n - f_v \end{cases} \quad (\text{II.31})$$

II.5. Résultats de simulation

Les deux stratégies de contrôle MPPT étudiées précédemment ont été simulées par le logiciel Matlab/Simulink en tenant compte du profil de vent modélisé par l'équation (II.1) et illustré par la figure (II.10).

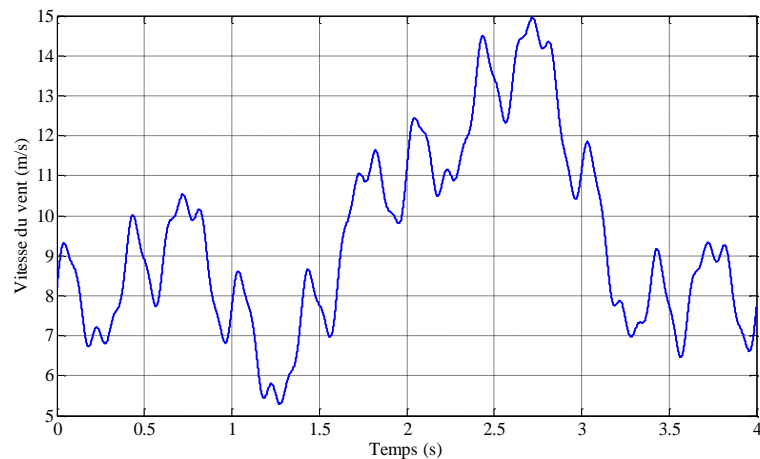


Figure II.10 : Profil de la vitesse du vent utilisé.

En considérant une éolienne de 1.5 MW dont les paramètres sont donnés en annexe (A). L'angle de la pale est maintenu constant à sa valeur minimale, soit $\beta=2^\circ$. Afin d'extraire la valeur maximale de la puissance produite, il est nécessaire de fixer le ratio de vitesse à sa valeur optimale $\lambda_{opt} = 8.1$, ce qui correspond à la valeur maximale du coefficient de puissance $C_{pmax} = 0.48$ quelle que soit la vitesse du vent.

II.5.1. MPPT sans asservissement de vitesse

Les résultats de simulation de la commande MPPT sans contrôle de vitesse de rotation, sont montrés dans la figure (II.11).

Les simulations effectuées sur cette structure démontrent d'une part que les changements de la vitesse mécanique sont conformes aux fluctuations de la vitesse du vent imposé, mais avec une réponse relativement lente. D'autre part, la puissance aérodynamique se distingue par une réponse peu réactive au profil du vent imposé, ce qui conduit à des valeurs sous-optimales pour le coefficient de puissance et le ratio de vitesse.

II.5.2. MPPT avec asservissement de vitesse

Dans cet algorithme, l'asservissement de vitesse est réalisé à l'aide du régulateur PI classique. Les résultats de simulation de ces derniers, inhérents à la méthode, sont présentés dans la figure (II.12).

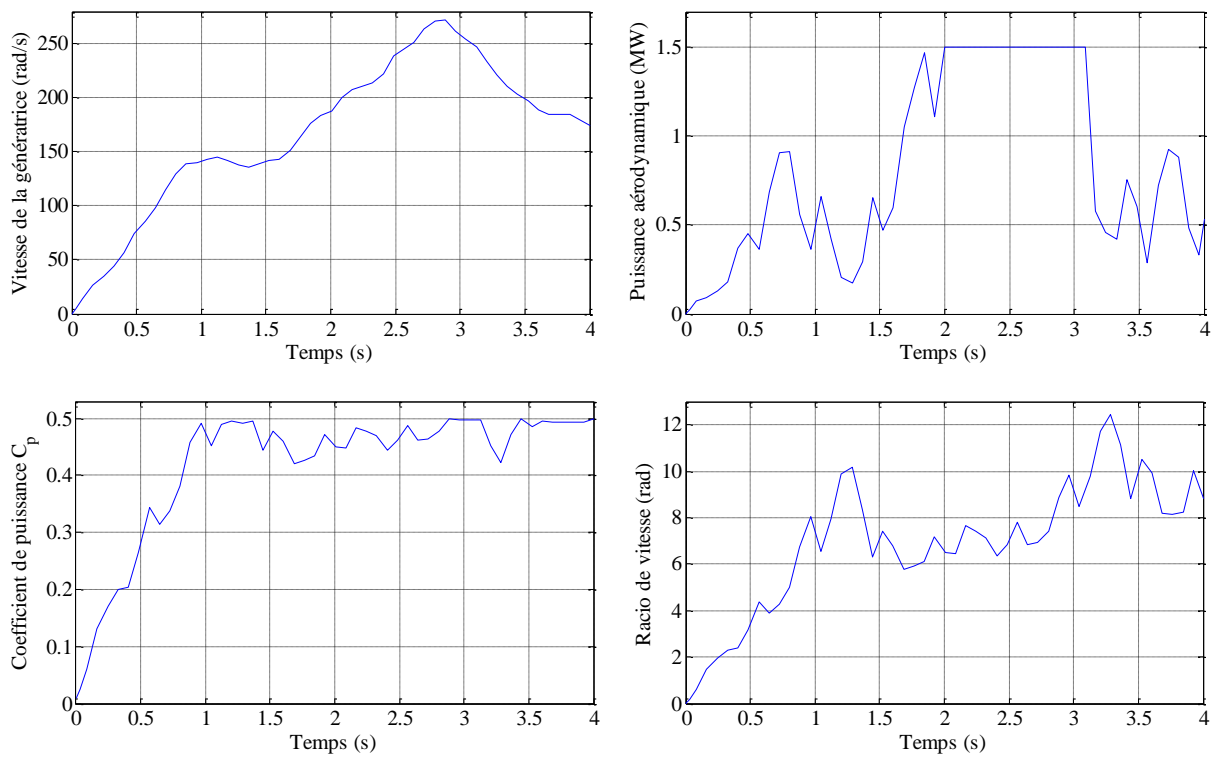


Figure II.11 : Résultats de simulation relatifs à la commande MPPT sans asservissement de vitesse de la turbine éolienne.

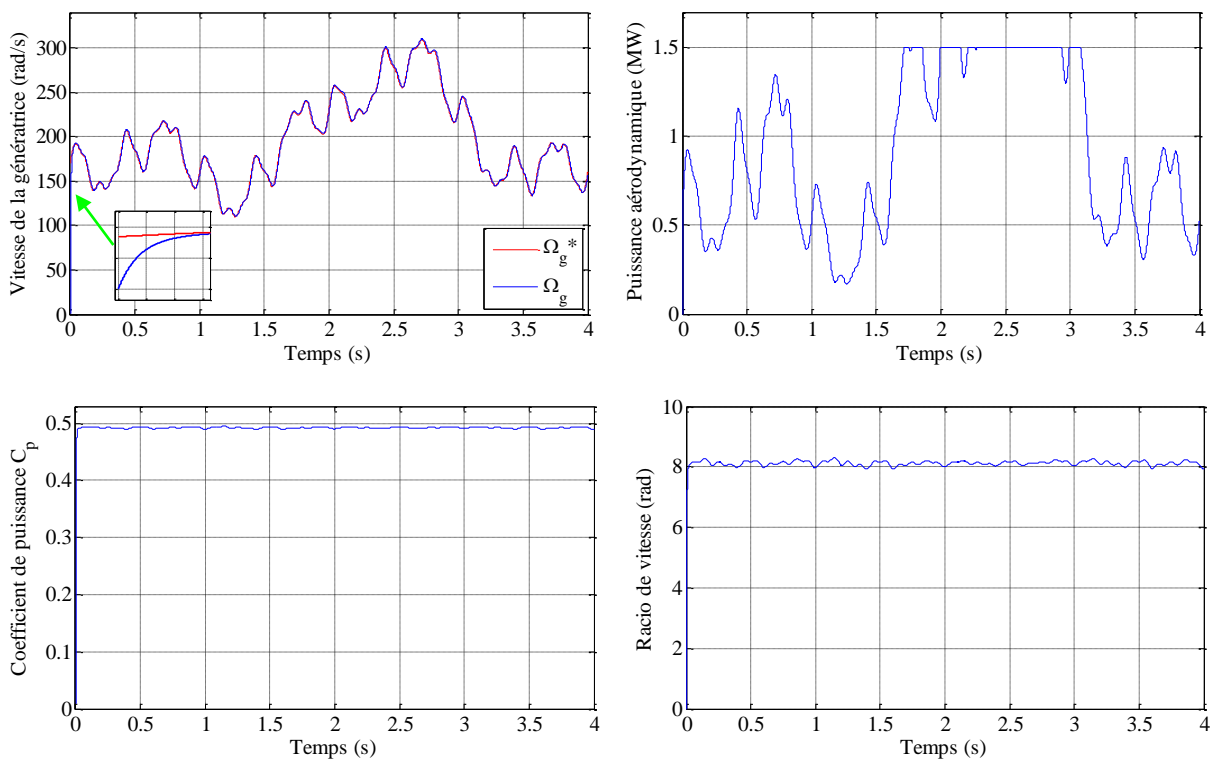


Figure II.12 : Résultats de simulation relatifs à la commande MPPT avec asservissement de vitesse de la turbine éolienne.

Les résultats montrent qu'un meilleur contrôle en boucle fermée de la vitesse peut être obtenu en régime transitoire et dynamique.

Ce contrôle est très dynamique et la puissance aérodynamique obtenue en régime transitoire est donc plus importante. Le coefficient de puissance et le rapport de vitesse sont ajustés à leurs valeurs optimales. Les résultats obtenus montrent les meilleures performances statiques et dynamiques, meilleure poursuite de la consigne contrôlée (vitesse) et un temps de réponse souhaitable offert par le régulateur PI.

Vu leurs caractéristiques et bons performances techniques, c'est la commande MPPT avec asservissement de vitesse qui sera choisie pour l'utilisation dans les prochains chapitres.

II.6. Conclusion

Dans ce chapitre, nous nous sommes intéressés essentiellement à la modélisation et la commande de la turbine éolienne à vitesse variable.

Dans la première partie du chapitre, nous avons modélisé les différents éléments (turbine, multiplicateur de vitesse et l'arbre du rotor) qui composent une éolienne en introduisant les notions de coefficient de puissance (efficacité de conversion énergétique), la limite de fonctionnement de Betz, les zones de fonctionnement de l'éolienne.

Ensuite, nous avons présenté une stratégie de commande pour maximiser la puissance extraite du vent communément appelée « commande MPPT (Maximum Power Point Tracking) ». Afin d'élaborer cette stratégie de contrôle, nous adoptons deux techniques de contrôle MPPT à savoir ; le contrôle avec et sans asservissement de la vitesse de rotation.

La modélisation et la commande de la génératrice asynchrone à double étoile (GASDE) qui représente l'organe de conversion entre la turbine et le réseau électrique sera l'objet du chapitre suivant.

Chapitre III :

Modélisation et commande vectorielle de la GASDE

III.1. Introduction

L'intérêt techno-économique des systèmes multiphasés (comportant plus de trois phases) dans la production de l'énergie telle que la segmentation de la puissance [42], Cela nous amène à examiner plus en détail un exemple de ces systèmes, à savoir la génératrice asynchrone à cage double étoile (GASDE) [43], [44].

Dans le domaine des entraînements électriques fonctionnant indifféremment en moteur ou en génératrice, différentes stratégies de contrôle existent. En raison de la complexité de leurs configurations, la gestion des machines à induction en fonctionnement à des vitesses variables présente un niveau de complexité supérieur à celui des machines à courant continu.

Ce chapitre est dédié à la modélisation et la commande vectorielle du générateur asynchrone à double étoile (GASDE). Dans un premier temps, nous commençons par la description et la modélisation biphasée de la GASDE.

Nous allons modéliser le convertisseur statique en commençant par l'onduleur de tension à commande MLI, qui est contrôlé par la technique de modulation sinus-triangle. Ensuite, nous aborderons la commande vectorielle à flux rotorique orienté de la GASDE ainsi que les diverses techniques d'orientation du flux, on se proposera par la suite des différentes méthodes de commande, à savoir la méthode directe et la méthode indirecte.

III.2. Brève description de la GASDE

La GASDE est constituée d'un stator portant deux enroulements triphasés identiques et décalés d'un angle électrique ($\alpha = 30^\circ$) et d'un rotor en cage d'écureuil. La figure (III.1) donne la position des axes magnétiques des enroulements formant les phases des machines.

θ_1 : exprime la position de la phase a_r du rotor par rapport à la phase a_{s1} de l'étoile (1) du stator.

θ_2 : exprime la position de la phase a_r du rotor par rapport à la phase a_{s1} de l'étoile (2) du stator.

$$\theta_1 = \Omega_{mec} + \theta_0 \quad (III.1)$$

$$\theta_2 = \theta_1 - \alpha \quad (III.2)$$

Ω_{mec} : Vitesse mécanique du rotor.

θ_0 : Position initiale du rotor par rapport à l'étoile1.

α =angle de décalage entre les deux étoiles.

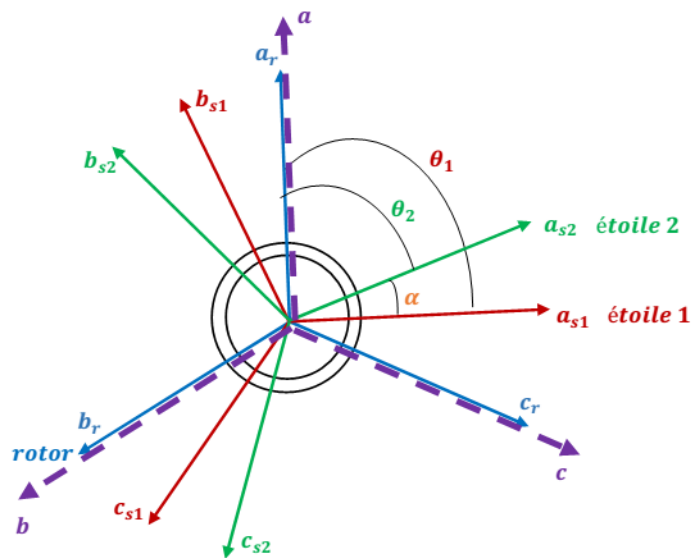


Figure III.1 : Schéma représentatif des différents enroulements de la GASDE.

III.3. Modélisation de la GASDE

III.3.1. Hypothèses simplificatrices pour l'étude de la GASDE

Dans une génératrice asynchrone double étoile (GASDE) plusieurs phénomènes complexes interviennent lors de son fonctionnement. Pour réduire et négliger cette complexité, il est alors nécessaire d'adopter certaines hypothèses simplificatrices [45]:

- 1-La saturation et les effets d'hystérésis des circuits magnétiques sont négligés ainsi que les phénomènes qui augmentent les résistances et réduisent les inductances (températures, fréquence) ;
- 2-les pertes fer (hystérésis et courants de Foucault) sont négligées ;
- 3-Les enroulements créent une force magnétomotrice est supposée à répartition spatiale sinusoïdale, ce qui revient à négliger les harmoniques d'espace ;
- 4-L'effet d'ouverture des encoches est négligé : on suppose que l'entrefer est d'épaisseur uniforme ;
- 5-On admet que les deux enroulements triphasés statoriques sont équilibrés et identiques.

III.3.2. Modèle de la GASDE dans le repère de Park (d, q)

La figure (III.2) montre le circuit équivalent de la GASDE à vide dans le référentiel de Park « d, q » [44].

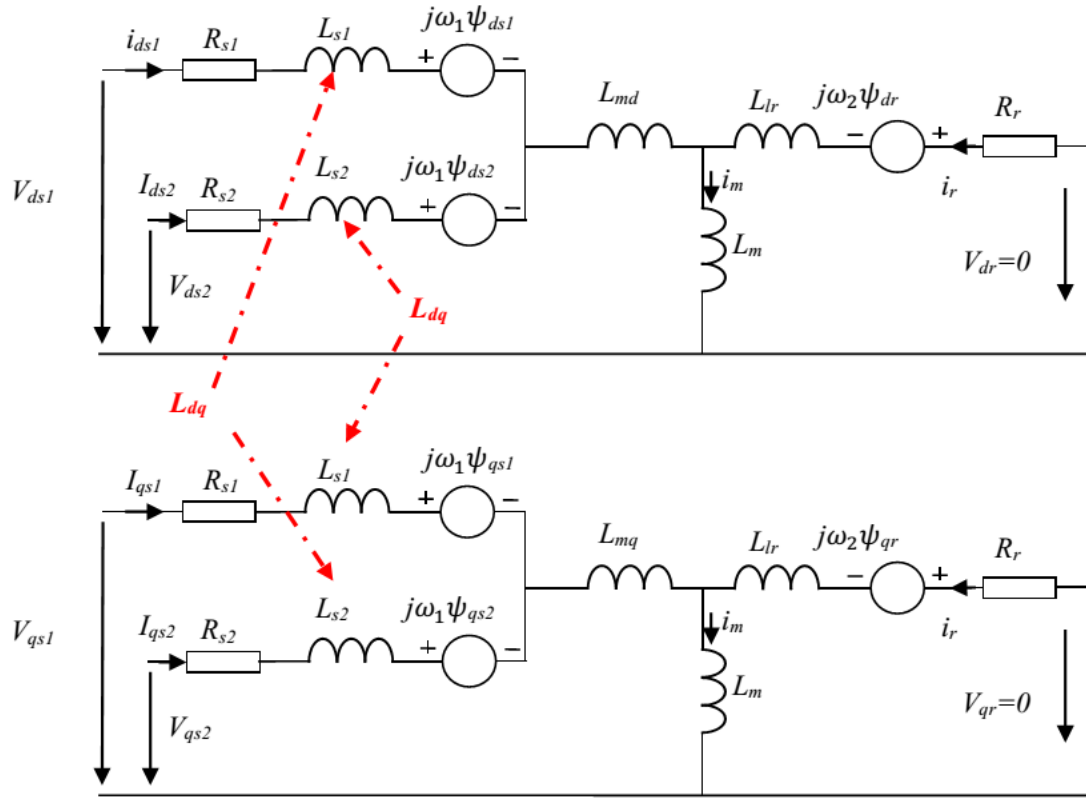


Figure III.2 : Circuit équivalent de la GASDE dans le référentiel de Park.

III.3.2.1. Equations des tensions

Les équations de tension de la GASDE dans le référentiel de Park (d, q) tournant avec le champ magnétique créé par les enroulements statoriques deviennent :

$$\begin{cases} V_{ds1} = -R_{s1}i_{ds1} + \frac{d}{dt} \varphi_{ds1} - \omega_s \varphi_{qs1} \\ V_{qs1} = -R_{s1}i_{qs1} + \frac{d}{dt} \varphi_{qs1} + \omega_s \varphi_{ds1} \\ V_{ds2} = -R_{s2}i_{ds2} + \frac{d}{dt} \varphi_{ds2} - \omega_s \varphi_{qs2} \\ V_{qs2} = -R_{s2}i_{qs2} + \frac{d}{dt} \varphi_{qs2} + \omega_s \varphi_{ds2} \\ V_{dr} = R_r i_{dr} + \frac{d}{dt} \varphi_{dr} - \omega_{sl} \varphi_{qr} = 0 \\ V_{qr} = R_r i_{qr} + \frac{d}{dt} \varphi_{qr} + \omega_{sl} \varphi_{dr} = 0 \end{cases} \quad (III.3)$$

Avec :

ω_s : la vitesse du champ tournant.

ω_{sl} : La vitesse de glissement est donnée par $\omega_{sl} = \omega_s - \omega_r$.

R_{s1}, R_{s2}, R_r : sont respectivement les résistances du stator (étoile 1 et 2) et du rotor.

III.3.2.2. Equations des flux magnétiques

Les expressions du flux statorique et rotorique sont définies par le système d'équation suivant :

$$\begin{cases} \varphi_{ds1} = -L_{s1}i_{ds1} - L_m(i_{ds1} + i_{ds2}) + L_{md}(-i_{ds1} - i_{ds2} + i_{dr}) - L_{dq}i_{qs2} \\ \varphi_{qs1} = -L_{s1}i_{qs1} - L_m(i_{qs1} + i_{qs2}) + L_{mq}(-i_{qs1} - i_{qs2} + i_{qr}) + L_{dq}i_{ds2} \\ \varphi_{ds2} = -L_{s2}i_{ds2} - L_m(i_{ds1} + i_{ds2}) + L_{md}(-i_{ds1} - i_{ds2} + i_{dr}) + L_{dq}i_{qs1} \\ \varphi_{qs2} = -L_{s2}i_{qs2} - L_m(i_{qs1} + i_{qs2}) + L_{mq}(-i_{qs1} - i_{qs2} + i_{qr}) - L_{dq}i_{ds1} \\ \varphi_{dr} = -L_r i_{dr} + L_{md}(-i_{ds1} - i_{ds2} + i_{dr}) \\ \varphi_{qr} = -L_r i_{qr} + L_{mq}(-i_{qs1} - i_{qs2} + i_{qr}) \end{cases} \quad (III.4)$$

Où :

L_{s1}, L_{s2}, L_r : les inductances de fuite statoriques (étoile 1 et 2) et rotorique respectivement.

L_{md}, L_{mq} : les inductances de magnétisation directe et en quadrature [46].

Les coefficients dépendant de la saturation de la génératrice à induction entièrement saturée sont évalués comme :

$$L_{md} = L_m + \frac{i_{md}}{i_m} L_{dq} = L \cos^2 \mu + L_m \sin^2 \mu \quad (III.5)$$

$$L_{mq} = L_m + \frac{i_{mq}}{i_m} L_{dq} = L \sin^2 \mu + L_m \cos^2 \mu \quad (III.6)$$

Avec :

$$\cos \mu = \frac{i_{md}}{|i_m|} \quad (III.7)$$

$$\sin \mu = \frac{i_{mq}}{|i_m|} \quad (III.8)$$

L_m : est l'inductance de magnétisation.

$$L_m = \frac{|\varphi_m|}{|i_m|} \quad (III.9)$$

L_{dq} : L'inductance cyclique d'inter-saturation dans le repère d-q donnée par la relation suivante [47] :

$$L_{dq} = \frac{i_{md}i_{mq}}{|i_m|} \frac{dL_m}{d|i_m|} = \frac{i_{md}i_{mq}}{|i_m|^2} (L - L_m) \quad (III.10)$$

Avec :

$$\begin{cases} I_{md} = -i_{ds1} - i_{ds2} + i_{dr} \\ I_{mq} = -i_{qs1} - i_{qs2} + i_{qr} \end{cases} \quad (III.11)$$

$$\begin{cases} L_{ds} = L_m + L_{md} \\ L_{qs} = L_m + L_{mq} \end{cases} \quad (III.12)$$

L : est l'inductance dynamique donné par :

$$L = \frac{d|\varphi_m|}{d|i_m|} \quad (III.13)$$

Le module du courant de magnétisation est exprimé par [48]:

$$\|i_m\| = \sqrt{(-i_{d1} - i_{d2} + i_{dr})^2 + (-i_{q1} - i_{q2} + i_{qr})^2} \quad (III.14)$$

III.3.2.3. Equation du couple électromagnétique

Le couple électromagnétique de la génératrice s'exprime comme suit :

$$T_e = \frac{3}{2} P L_m \left((i_{qs1} + i_{qs2}) i_{dr} - (i_{ds1} + i_{ds2}) i_{qr} \right) \quad (III.15)$$

Le couple électromagnétique en fonction de flux :

$$T_e = \frac{3}{2} P \frac{L_m}{L_m + L_r} \left((i_{qs1} + i_{qs2}) \varphi_{dr} - (i_{ds1} + i_{ds2}) \varphi_{qr} \right) \quad (III.16)$$

III.3.2.4. Equation mécanique

L'équation mécanique est donnée par l'expression suivante :

$$\frac{J}{P} \frac{d\omega_r}{dt} = C_m - C_e - f\Omega \quad (III.17)$$

Avec :

J : Moment d'inertie ;

P : Nombre de pair de pole ;

C_m : Couple mécanique ;

f : Coefficient de frottement ;

Ω : Vitesse angulaire de rotation.

III.3.2.5. Equations des puissances active et réactive

Les puissances actives et réactives statoriques et rotoriques de la GASDE sont décrites par le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} P_s = V_{ds1} i_{ds1} + V_{qs1} i_{qs1} + V_{ds2} i_{ds2} + V_{qs2} i_{qs2} \\ Q_s = V_{qs1} i_{ds1} - V_{ds1} i_{qs1} + V_{qs2} i_{ds2} - V_{ds2} i_{qs2} \end{cases} \quad (III.18)$$

III.4. Mise du modèle biphasé sous forme compacte

En remplaçant le système d'équations (III.4) dans (III.3) et en mettant tout sous forme compacte, on aura :

$$[B][U] = [L][\dot{I}] + \omega_{gl}[C][I] + [D][I] \quad (III.19)$$

Avec :

$$\omega_{gl} = \omega_s - \omega_r \quad (III.20)$$

$[U] = [V_{d1} \ V_{q1} \ V_{d2} \ V_{q2} \ V_{dr} \ V_{qr}]^t$: Vecteur de commande

$[I] = [i_{d1} \ i_{q1} \ i_{d2} \ i_{q2} \ i_{dr} \ i_{qr}]^t$: Vecteur d'état

$$[\dot{I}] = \frac{d}{dt} [I] \quad (III.21)$$

$$[B] = \text{diag}[1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0]$$

$$[L] = \begin{bmatrix} -(L_{s1} + L_{sd}) & 0 & -L_d & -L_{dq} & L_{md} & 0 \\ 0 & -(L_{s1} + L_{sq}) & L_{dq} & -L_{sq} & 0 & L_{mq} \\ -L_{sd} & L_{dq} & -(L_{s2} + L_{sd}) & 0 & L_{md} & 0 \\ -L_{dq} & -L_{sq} & 0 & -(L_{s2} + L_{sq}) & 0 & L_{mq} \\ -L_{md} & 0 & -L_{md} & 0 & L_r + L_{md} & 0 \\ 0 & -L_{mq} & 0 & -L_{mq} & 0 & L_r + L_{mq} \end{bmatrix} \quad (\text{III.22})$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & L_{mq} & 0 & L_{mq} & 0 & L_r + L_{mq} \\ -L_{md} & 0 & -L_{md} & 0 & L_r + L_{md} & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{III.23})$$

$$[D] = \begin{bmatrix} -R_1 & -\omega_s(L_{s1} + L_{sq}) & -\omega_s L_{dq} & \omega_s L_{sq} & 0 & -\omega_s L_{mq} \\ -\omega_s(L_{s1} + L_{sd}) & -R_{s1} & -\omega_s L_{sd} & -\omega_s L_{dq} & \omega_s L_{md} & 0 \\ \omega_s L_{dq} & \omega_s L_{sq} & -R_{s2} & -\omega_s(L_{s2} + L_{sd}) & 0 & -\omega_s L_{mq} \\ -\omega_s L_{sd} & \omega_s L_{dq} & -\omega_s(L_{s2} + L_{sd}) & -R_{s2} & -\omega_s L_{mq} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_r \end{bmatrix} \quad (\text{III.24})$$

Où :

$$L_{sd} = L_m + L_{md} \quad (\text{III.25})$$

$$L_{sq} = L_m + L_{mq} \quad (\text{III.26})$$

En mettant le système (III.16) sous forme d'état, on trouve :

$$[\dot{I}] = [L]^{-1}\{[B][I] - \omega_{gl}[C][I] - [D][I]\} \quad (\text{III.27})$$

III.5. Modélisation du redresseur triphasé à MLI

Le schéma illustré dans la figure (III.3) représente le schéma de base d'un redresseur triphasé qui alimente un bus continu. Étant donné que le redresseur assure la gestion complète du bus, il est crucial d'utiliser une capacité de filtre adéquate pour maintenir une tension stable, quelles que soient les conditions de fonctionnement du générateur. [49], [50], [51].

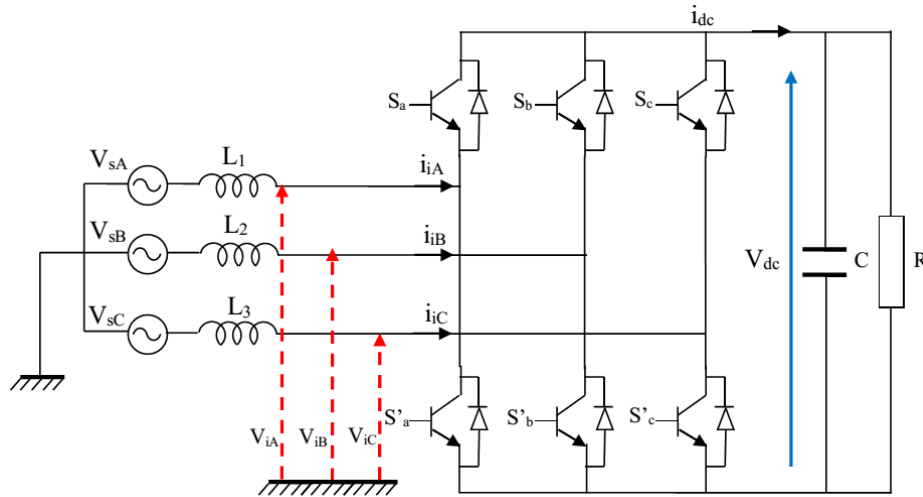


Figure III.3 : Schéma d'un redresseur triphasé.

Le redresseur à modulation de la largeur d'impulsion (PWM rectifier en anglais) est une solution intéressante de plus en plus utilisée dans les applications industrielles, et présente les principales caractéristiques suivantes :

- La puissance est bidirectionnelle (réversible);
- Faible distorsion harmonique du courant du réseau (THD inférieur à 5%) ;
- Réduction des dimensions du condensateur du bus continu ;
- Courant d'entrée presque sinusoïdal ;
- Régulation du facteur de puissance d'entrée à l'unité ;
- Régule et stabilise la tension (ou le courant) du circuit intermédiaire.

Afin d'obtenir le modèle dynamique du système, la méthode employée consiste à diviser l'étude du convertisseur en trois parties distinctes ; le côté alternatif, la partie discontinue constituée des interrupteurs, et le côté continu. Les équations qui décrivent le côté alternatif sont données par :

$$\begin{bmatrix} V_{sA} \\ V_{sB} \\ V_{sC} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L & 0 & 0 \\ 0 & L & 0 \\ 0 & 0 & L \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{iA} \\ i_{iB} \\ i_{iC} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} V_{iA} \\ V_{iB} \\ V_{iC} \end{bmatrix} \quad (III.28)$$

Sous forme condensée :

$$[V_{sABC}] = L \frac{d}{dt} [i_{iABC}] + [V_{iABC}] \quad (III.29)$$

Où :

V_{sABC} : tensions simples coté alternatif ;

V_{iABC} : tensions par rapport au point neutre indiqué dans la figure (III.2) ;

L : L'inductance du filtre coté alternatif ;

C : La capacité de filtrage coté continu ;

R : La résistance de charge ramenée du côté continu ;

V_{dc} : La tension du bus continu ;

i_{dc} : Le courant de sortie du redresseur.

Au niveau de l'entrée du redresseur, les tensions composées sont données par :

$$\begin{cases} U_{iAB} = V_{iA} - V_{iB} \\ U_{iBC} = V_{iB} - V_{iC} \\ U_{iCA} = V_{iC} - V_{iA} \end{cases} \quad (\text{III.30})$$

Ensuite, il sera établi une connexion entre le côté alternatif et le côté continu à travers les interrupteurs. Les états des interrupteurs formant chaque bras sont complémentaires, la fonction de connexion de chaque bras est déterminée par la fonction suivante :

$$S_k = \begin{cases} +1. \bar{S}_k = -1 \\ -1. \bar{S}_k = +1 \end{cases} \quad \text{Pour } k=A, B, C \quad (\text{III.31})$$

Maintenant on peut établir les relations entre V_{dc} et les tensions composées U_{iABC} , par exemple :

$$\begin{cases} U_{iAB} = V_{dc} & \text{Si } S_A = +1 \text{ et } S_B = -1 \\ U_{iAB} = -V_{dc} & \text{Si } S_A = -1 \text{ et } S_B = +1 \\ U_{iAB} = 0 & \text{Si } S_A = S_B \end{cases} \quad (\text{III.32})$$

On peut exprimer le système d'équations (III.32) de manière plus concise en utilisant une forme compacte :

$$U_{iAB} = \frac{1}{2} V_{dc} (S_A - S_B) \quad (\text{III.33})$$

En procédant de la même manière pour les autres tensions composées, on obtient la formulation matricielle suivante :

$$[U_{iABC}] = \frac{1}{2} V_{dc} \hat{K} S_k \quad (\text{III.34})$$

Où :

$$S_k = [S_A S_B S_C]^T$$

Et \hat{K} est donnée par :

$$\hat{K} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{III.35})$$

On peut également exprimer le système d'équations (III.30) sous forme matricielle comme suit :

$$[U_{iABC}] = \hat{K} [V_{iABC}] \quad (\text{III.36})$$

Il est impossible d'exprimer les tensions $[V_{iABC}]$ en fonction des états des interrupteurs à cause de la singularité de la matrice \hat{K} . Cependant, étant donné que la somme des courants i_{iA} , i_{iB} et i_{iC} est nulle dans un système équilibré, cela entraîne :

$$V_{iA} + V_{iB} + V_{iC} = 0 \quad (\text{III.37})$$

En ajoutant cette équation au système (III.34), on obtient le système suivant :

$$[U_{iABC}] = \widehat{K}[V_{iABC}] \quad (\text{III.38})$$

Où \widetilde{K} est donnée par :

$$\widetilde{K} = \begin{bmatrix} 2 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{III.39})$$

Lorsque la matrice \widetilde{K} devient non singulière, cela permet de résoudre les équations (III.33) et (III.37) pour obtenir le vecteur de tension $[V_{iABC}]$. En d'autres termes, la résolution du système est maintenant possible grâce à cette propriété de la matrice.

$$\begin{aligned} [V_{iABC}] &= \frac{1}{2} V_{dc} \widetilde{K}^{-1} \widehat{K} S_k \\ &= \frac{1}{6} V_{dc} K' S_k \end{aligned} \quad (\text{III.40})$$

On peut exprimer la matrice K' de la manière suivante :

$$K' = \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \quad (\text{III.41})$$

Si l'interrupteur k est fermé, c'est-à-dire si $S_k = +1$, et s'il est ouvert, c'est-à-dire si $S_k = 0$, alors l'équation (III.40) est modifiée comme suit :

$$[V_{iABC}] = \frac{1}{3} V_{dc} K' S_k \quad (\text{III.42})$$

En fin de compte, l'équation de couplage des côtés alternatif et continu sera :

$$[V_{sABC}] = L \frac{d}{dt} [i_{iABC}] + \frac{1}{6} V_{dc} K' S_k \quad (\text{III.43})$$

Pour rendre le modèle plus complet, on ajoute la dynamique du côté continu :

$$i_{dc} = C \frac{dV_{dc}}{dt} + \frac{V_{dc}}{R} \quad (\text{III.44})$$

Le courant côté continu i_{dc} s'exprime encore par :

$$\begin{aligned} i_{dc} &= \frac{1}{2} (S_A i_{iA} + S_B i_{iB} + S_C i_{iC}) \\ &= \frac{1}{2} S_k^T [i_{iABC}] \end{aligned} \quad (\text{III.45})$$

En fin de compte, le modèle du redresseur triphasé est obtenu dans le référentiel ABC :

$$\begin{cases} L \frac{d}{dt} [i_{iABC}] = [V_{sABC}] - \frac{1}{6} V_{dc} K' S_k \\ C \frac{dV_{dc}}{dt} = \frac{1}{2} S_k^T [i_{iABC}] - \frac{V_{dc}}{R} \end{cases} \quad (\text{III.46})$$

III.6. Commande vectorielle de la GASDE

III.6.1. Principe de la commande vectorielle

La commande par orientation de flux (FOC : Field Oriented Control) a été proposée par Blaschke et Hasse en 1972, est une technique de commande classique pour l'entraînement des machines asynchrones. L'idée fondamentale de cette méthode de commande est de ramener le comportement de la machine asynchrone à celui d'une machine à courant continu où le couple et le flux sont contrôlés indépendamment l'un par rapport à l'autre [49].

La commande vectorielle est basée sur la transformation des variables électriques de la génératrice vers un référentiel qui tourne avec le vecteur du flux.

Par conséquent, ceci permet de contrôler le flux de la GASDE avec la composante i_{sd} du courant statorique qui est l'équivalent du courant inducteur de la génératrice à courant continu. Tandis que, la composante i_{sq} permet de contrôler le couple électromagnétique correspondant au courant induit de la génératrice à courant continu [52].

Le principe de la commande par flux orienté appliqué au cas de la machine asynchrone à double étoile fonctionnant en génératrice consiste à réaliser un découplage "efficace" entre les deux grandeurs principales : la tension du bus continu (ou le couple) et le flux dont l'interdépendance est montrée dans l'équation du couple (III.16).

III.6.2. Choix d'orientation du flux

La méthode du flux dirigé utilise la vitesse (d, q) assignée au référentiel pour sélectionner le référentiel approprié, ainsi que pour choisir la source d'alimentation et la référence associée au champ tournant, y compris la tension d'alimentation. Ensuite, La prochaine étape du raisonnement consiste donc à fixer le flux, pour lequel il existe trois options possibles.

- Orientation du flux rotorique avec les conditions :

$$\begin{cases} \varphi_{dr} = \varphi_r \\ \varphi_{qr} = 0 \end{cases} \quad (\text{III.47})$$

- Orientation du flux statorique avec les conditions :

$$\begin{cases} \varphi_{ds} = \varphi_s \\ \varphi_{qs} = 0 \end{cases} \quad (\text{III.48})$$

- Orientation du flux d'entrefer avec les conditions :

$$\begin{cases} \varphi_{dg} = \varphi_g \\ \varphi_{qg} = 0 \end{cases} \quad (\text{III.49})$$

III.6.3. Description simplifiée du système à commander

La turbine éolienne capte une fraction P_m de la puissance P_v disponible dans le vent. Cette énergie est ensuite transformée en énergie électrique par la génératrice électrique (GASDE). La plupart de l'énergie produite est transférée directement au réseau électrique par le biais des deux enroulements statoriques de la machine, qui sont connectés en parallèle à deux redresseurs, un bus continu, un onduleur et un filtre. L'onduleur utilisé ici est un convertisseur bidirectionnel qui peut être commandé par redresseur triphasé à MLI ou MLI vectorielle.

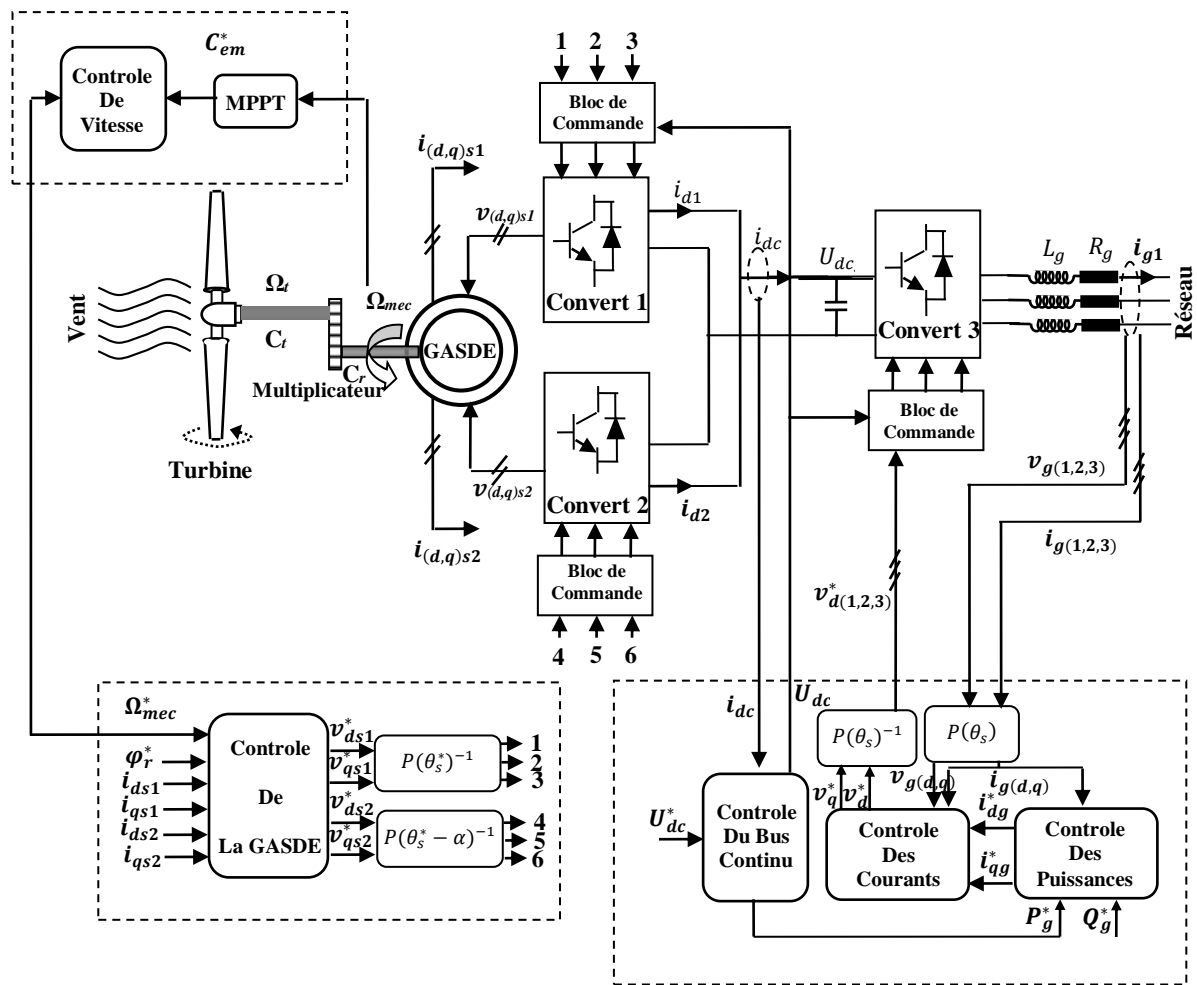


Figure III.4 : Schéma synoptique du système de puissance éolien basé sur une GASDE.

III.6.4. Stratégies de commande

Tous les travaux de recherche menés sur ce sujet ont utilisé deux méthodes principales : directe et indirecte. Le principal problème qui se pose dans cette réalisation est la détermination précise et permanente de la position et du module du flux [53].

III.6.4.1. Méthode directe

Cette approche requiert une bonne connaissance de l'amplitude et de la phase du flux, et doit être vérifiée quelle que soit la situation transitoire dans laquelle elle est utilisée. Par conséquent, une série de mesures doit être effectuée dans le processus.

Deux procédures sont utilisées pour obtenir le flux rotorique φ_r [54]:

1- Utilisation de capteurs pour mesurer le flux dans l'entrefer de la machine. Cependant, leur principal inconvénient est que ces capteurs de flux sont très fragiles et sensibles aux changements de température.

2-Estimation du flux à l'aide de modèles mathématiques. Le principe de cette méthode consiste à estimer la position du flux magnétique en utilisant les équations qui décrivent le fonctionnement d'une machine asynchrone à commande vectorielle. Toutefois, cette méthode est sensible aux variations des paramètres de la machine [55].

III.6.4.2. Méthode indirecte

Cette méthode ne requiert pas la mesure de l'amplitude du flux du rotor, mais seulement sa position [53], [56]. Elle évite ainsi l'utilisation de capteurs, d'estimateurs ou d'observateurs de flux, mais nécessite l'utilisation de capteurs de vitesse. La phase du flux est ensuite déterminée à l'aide d'un modèle mathématique qui peut être intégré dans la structure de contrôle.

III.6.5. Méthode vectorielle indirecte appliquée au convertisseur coté génératrice (CCG)

Les équations de la GASDE sont utilisées pour déterminer les lois de commande en appliquant la transformation de Park associée au champ tournant (d, q) et en orientant le flux rotorique :

$$\begin{cases} i_{qs1}^* + i_{qs2}^* = \frac{L_m + L_r}{pL_m\varphi_r^*} C_{em}^* \\ \omega_{gl}^* = \frac{r_r L_m}{(L_m + L_r)\varphi_r^*} (i_{qs1}^* + i_{qs2}^*) \\ i_{ds1}^* + i_{ds2}^* = \frac{\varphi_r^*}{L_m} \end{cases} \quad (III.50)$$

Pour corriger l'erreur engendrée par le découplage, les tensions statoriques de référence à flux constant sont formulées de la manière suivante :

$$\begin{cases} v_{ds1}^* = v_{dfs1} - v_{ds1c} \\ v_{qs1}^* = v_{qfs1} + v_{qs1c} \\ v_{ds2}^* = v_{dfs2} - v_{ds2c} \\ v_{qs2}^* = v_{qfs2} + v_{qs2c} \end{cases} \quad (III.51)$$

Avec :

$$\begin{cases} v_{dfs1} = PI_1 \cdot (i_{ds1}^* - i_{ds1}) \\ v_{qfs1} = PI_2 \cdot (i_{qs1}^* - i_{qs1}) \\ v_{dfs2} = PI_3 \cdot (i_{ds2}^* - i_{ds2}) \\ v_{qfs2} = PI_4 \cdot (i_{qs2}^* - i_{qs2}) \end{cases} \quad (III.52)$$

Et

$$\begin{cases} v_{ds1c} = \omega_s^* \cdot (L_{s1} \cdot i_{qs1} + \tau_r \cdot \varphi_{dr}^* \cdot \omega_{sl}^*) \\ v_{qs1c} = \omega_s^* \cdot (L_{s1} \cdot i_{ds1} + \varphi_{dr}^*) \\ v_{ds2c} = \omega_s^* \cdot (L_{s2} \cdot i_{qs2} + \tau_r \cdot \varphi_{dr}^* \cdot \omega_{sl}^*) \\ v_{qs2c} = \omega_s^* \cdot (L_{s2} \cdot i_{ds2} + \varphi_{dr}^*) \end{cases} \quad (III.53)$$

III.6.5.1. Bloc de défluxage

Lorsque la vitesse du rotor de la machine est inférieure ou égale à sa vitesse nominale, le flux est maintenu à sa valeur nominale constante. Cependant, si la vitesse augmente au-delà de la vitesse nominale, le flux diminue pour éviter une tension excessive aux bornes de la machine.

Pour ce faire, on définit le flux de référence de la manière suivante :

$$\varphi_r^* = \begin{cases} \varphi_r^n & Si \Omega_r \leq \Omega_r^n \\ \frac{\Omega_r^n}{\Omega_r} \varphi_r^n & Si \Omega_r > \Omega_r^n \end{cases} \quad (III.54)$$

Pour éviter toute saturation, la commande doit être limitée par un dispositif qui est défini par :

$$C_{em}^* = \begin{cases} C_{em}^* & Si C_{em_cal}^* \leq C_{em}^{max} \\ \varphi_{em}^{max} \cdot sign(C_{em_cal}^*) & Si C_{em_cal}^* > C_{em}^{max} \end{cases} \quad (III.55)$$

L'équation (III.50) permettent d'obtenir le schéma bloc de découplage en tension en considérant que :

$$i_{ds1}^* = i_{ds2}^* \quad (III.56)$$

$$i_{qs1}^* = i_{qs2}^* \quad (III.57)$$

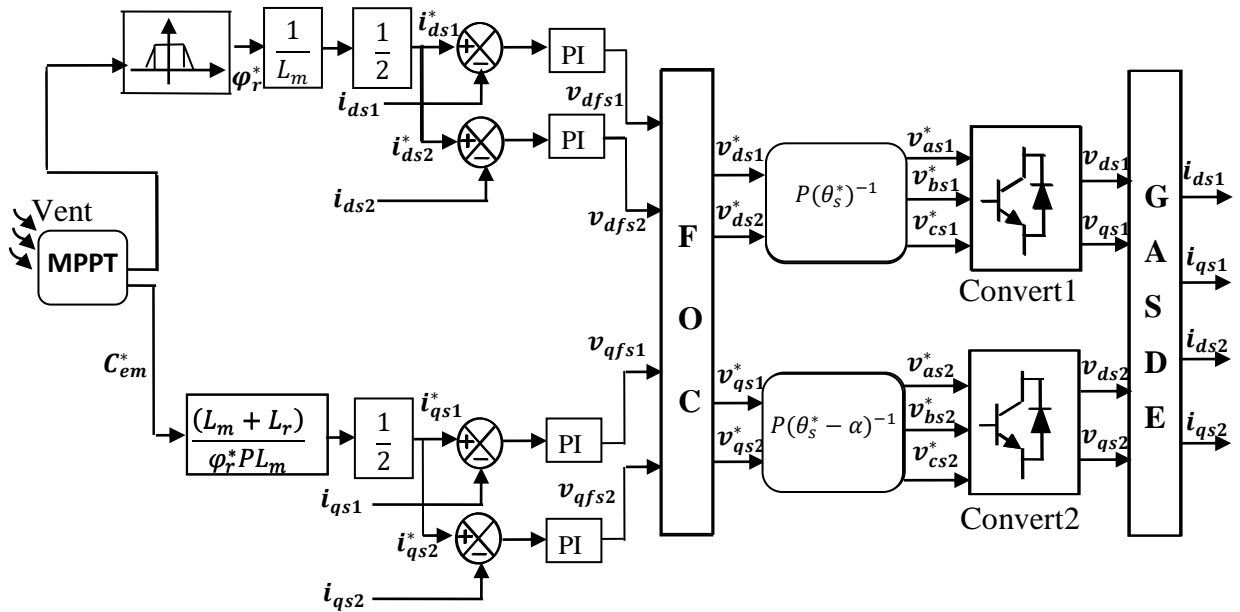


Figure III.5 : Schéma de la commande vectorielle indirecte appliquée à la GASDE.

III.6.5.2. Contrôle du convertisseur côté réseau (CCR)

L'objectif de ce convertisseur est de maintenir un fonctionnement efficace de l'électronique de puissance en régulant le bus continu à une valeur suffisamment élevée. En plus de cela, l'onduleur doit également fournir de l'électricité au réseau électrique en ajustant la tension par le biais d'un transformateur, afin de s'assurer qu'elle corresponde idéalement à la tension du réseau.

III.6.5.3. Calcul de la tension du bus continu

Les formules suivantes sont utilisées pour calculer la valeur du bus continu nécessaire pour transporter une certaine puissance [57], [58] :

$$\alpha_1 = \sqrt{\frac{P_{max} \cdot X^2}{9 \cdot E^4}} + 1 \quad (III.58)$$

$$u_{dc} = \alpha_1 \cdot E_1 \cdot 2\sqrt{2} \quad (III.59)$$

En supposant une tension efficace simple du réseau de $E = 400V$, la puissance nominale $P_{nom} = 1.5MW$ est utilisée, tandis que l'impédance de la self de lissage est de 1 mH avec une valeur de $X = 0.314\Omega$.

Après avoir effectué les calculs nécessaires, les résultats suivants sont obtenus : $\alpha_1=1.00005$ et $u_{dc}=1131 V$.

III.6.5.4. Régulation de la tension du bus continu

Afin de stabiliser la tension, une capacité est intégrée au bus continu pour la lisser. L'évolution de la tension est observable par l'intégration du courant capacitif [10].

$$\frac{dU_{dc}}{dt} = \frac{1}{C} (i_{dc} - i_{ond}) \quad (\text{III.60})$$

D'où :

$$i_c = i_{dc} - i_{ond} \quad (\text{III.61})$$

Avec :

$$i_{ond} = f_{11}i_{g1} + f_{12}i_{g2} + f_{13}i_{g3} \quad (\text{III.62})$$

$$i_{dc} = i_{d1} + i_{d2} \quad (\text{III.63})$$

$$i_{d1} = f_{11}i_{as1} + f_{12}i_{bs1} + f_{13}i_{cs1} \quad (\text{III.64})$$

$$i_{d2} = f_{21}i_{as2} + f_{22}i_{bs2} + f_{23}i_{cs2} \quad (\text{III.65})$$

III.6.5.5. Régulation des courants

L'expression des tensions simples du réseau est la suivante :

$$\begin{cases} v_{g1} = V_m \cdot \sin(\omega_s t) \\ v_{g2} = V_m \cdot \sin\left(\omega_s t - \frac{2\pi}{3}\right) \\ v_{g3} = V_m \cdot \sin\left(\omega_s t + \frac{2\pi}{3}\right) \end{cases} \quad (\text{III.66})$$

Où :

$$\omega_s = 2\pi f_s \quad (\text{III.67})$$

$$V_m = \sqrt{2} \cdot V_{eff} \quad (\text{III.68})$$

La transformation appliquée aux tensions côté stator est la même que celle appliquée aux tensions côté réseau.

$$\begin{bmatrix} v_{as1} \\ v_{bs1} \\ v_{cs1} \end{bmatrix} = P[\theta_s]^{-1} \begin{bmatrix} v_{ds1} \\ v_{qs1} \\ v_{0s1} \end{bmatrix} \quad (\text{III.69})$$

$$\begin{bmatrix} v_{dg} \\ v_{qg} \\ v_{0g} \end{bmatrix} = P[\theta_s]^{-1} \begin{bmatrix} v_{g1} \\ v_{g2} \\ v_{g3} \end{bmatrix} \quad (\text{III.70})$$

En utilisant cette expression, on peut déterminer les courants du réseau :

$$\begin{cases} l_{dg} = \frac{1}{(R_t + L_t s)} (v_{d_ond} - v_{dg} - L_t \omega_s l_{qg}) \\ l_{qg} = \frac{1}{(R_t + L_t s)} (v_{q_ond} - v_{qg} - L_t \omega_s l_{dg}) \end{cases} \quad (\text{III.71})$$

Les relations suivantes donnent les valeurs des tensions simples de référence pour le réseau, exprimées dans le repère de Park :

$$\begin{cases} v_{d_ond}^* = v_{dg}^* + v_{dg} - L_t \omega_s l_{qg} \\ v_{q_ond}^* = v_{qg}^* + v_{qg} + L_t \omega_s l_{dg} \end{cases} \quad (\text{III.72})$$

Avec :

$$\begin{cases} v_{dg}^* = PI \cdot (i_{dg}^* - i_{dg}) \\ v_{qg}^* = PI \cdot (i_{qg}^* - i_{qg}) \end{cases} \quad (\text{III.73})$$

III.6.5.6. Calcul des courants de références

Les expressions des puissances active et réactive de référence sont les suivantes :

$$\begin{cases} P_g^* = v_{dg} \cdot i_{dg}^* + v_{qg} \cdot i_{qg}^* \\ Q_g^* = v_{qg} \cdot i_{dg}^* - v_{dg} \cdot i_{qg}^* \end{cases} \quad (III.74)$$

La valeur imposée à la puissance réactive de référence étant nulle, cela implique que le facteur de puissance côté réseau électrique est unitaire.

$$Q_g^* = 0 \quad (III.75)$$

La relation suivante permet de calculer la puissance active de référence côté réseau électrique :

$$P_g^* = U_{dc} \cdot l_{dc} - U_{dc} \cdot l_c^* \quad (III.76)$$

Où :

$$i_c^* = PI \cdot (U_{dc}^* - U_{dc}) \quad (III.77)$$

En utilisant les expressions (III.74), les courants de référence du réseau électrique, exprimés dans le référentiel de Park, sont calculés de la manière suivante :

$$\begin{cases} i_{dg}^* = \frac{P_g^* v_{dg} + Q_g^* v_{qg}}{v_{dg}^2 + v_{qg}^2} \\ i_{qg}^* = \frac{P_g^* v_{qg} - Q_g^* v_{dg}}{v_{dg}^2 + v_{qg}^2} \end{cases} \quad (III.78)$$

III.6.5.7. Schéma bloc du contrôle des courants

La figure (III.6) illustre le schéma de contrôle des courants utilisé lors de la simulation.

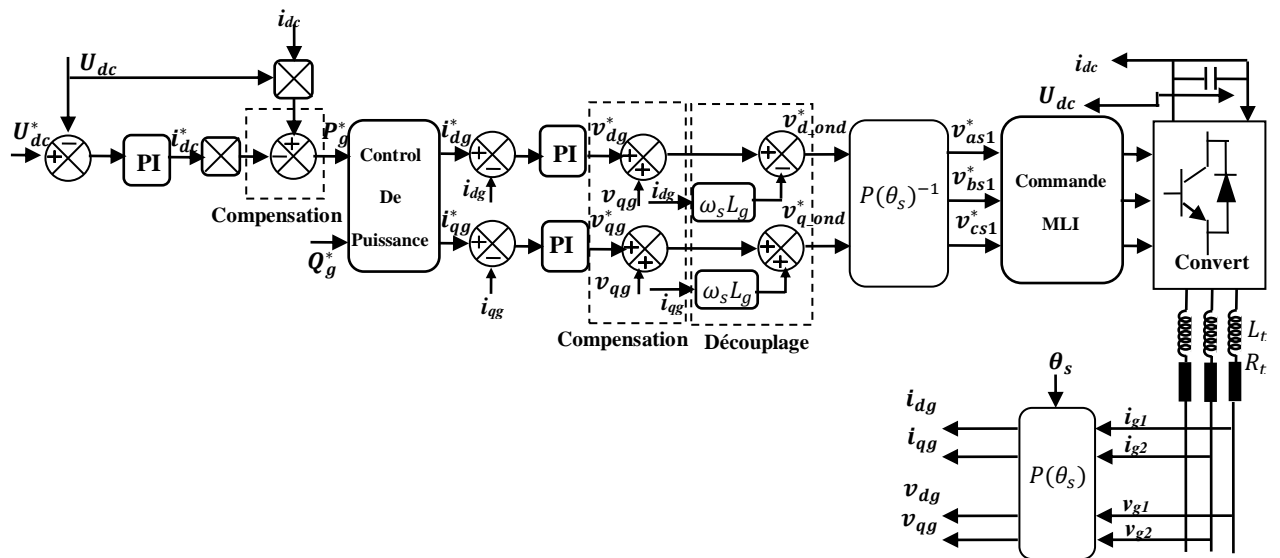


Figure III.6 : Représentation schématique du bloc de commande du CCR.

III.7. Résultats de simulation

Le système éolien global étudié dans ce chapitre, représenté par la figure (III.7), a été simulé par le logiciel Matlab / Simulink. Les paramètres de simulation utilisés sont donnés dans l'annexe (A). Le profil de la vitesse du vent utilisé dans les simulations est le même du chapitre précédent.

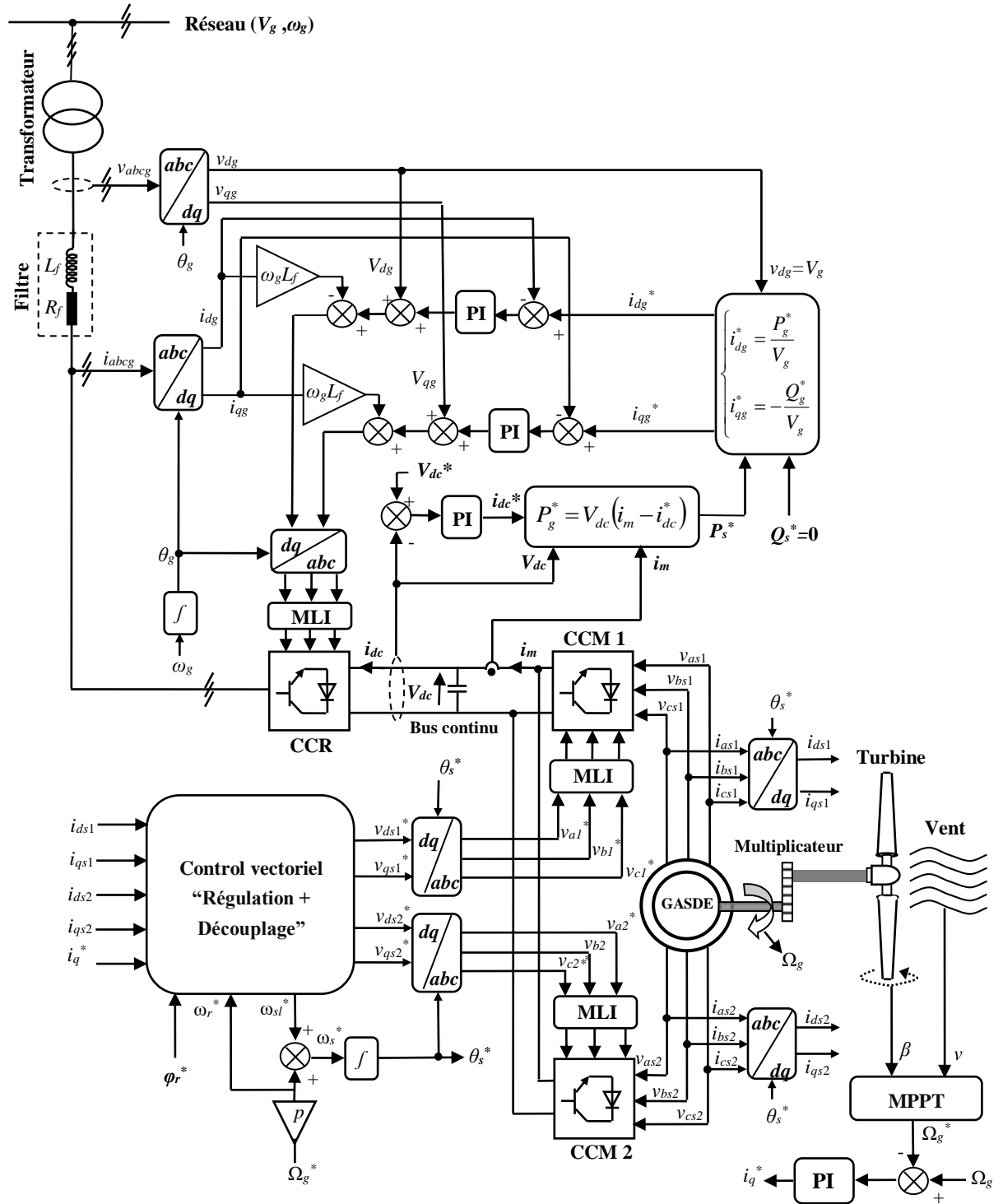


Figure III.7 : Schéma global du control vectorielle du système éolien à base d'une GASDE.

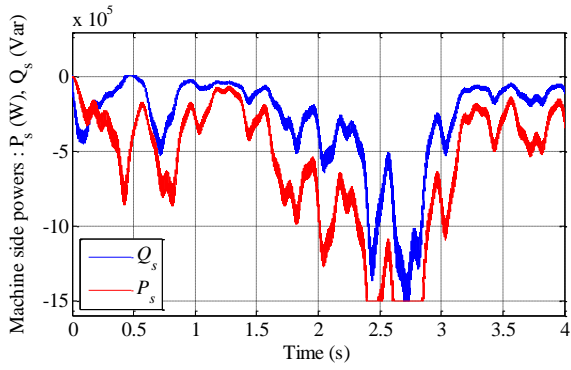


Figure III.8 : Puissances active et réactive référence.

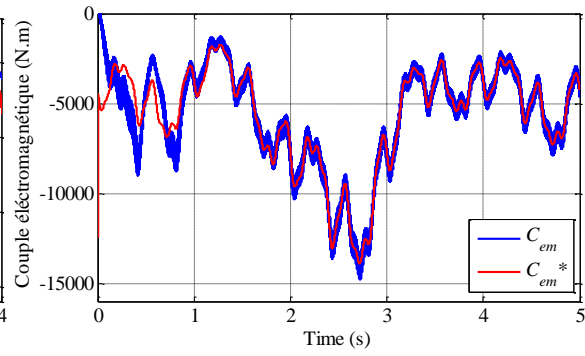


Figure III.9 : Couple électromagnétique de la GASDE.

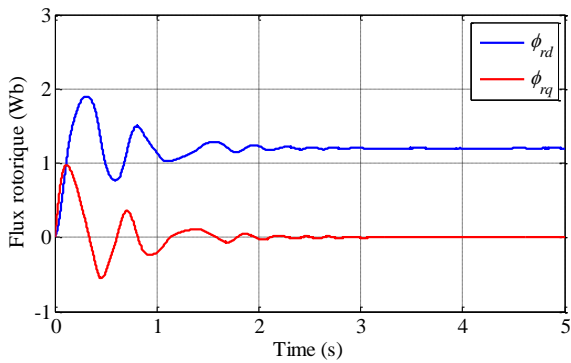


Figure III.10 : Flux rotoriques direct et quadratique.

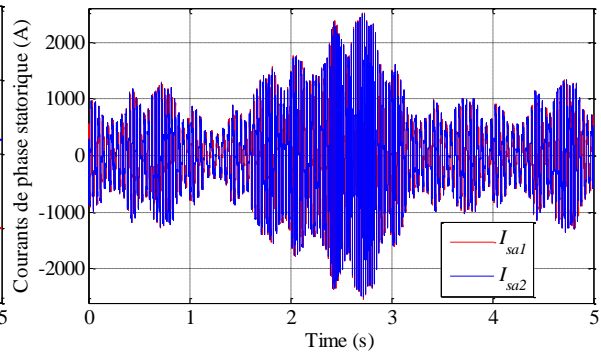


Figure III.11: Courants statoriques

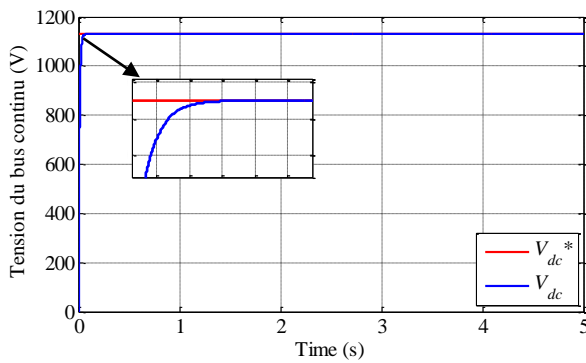


Figure III.12 : Tension du bus continu et sa référence.

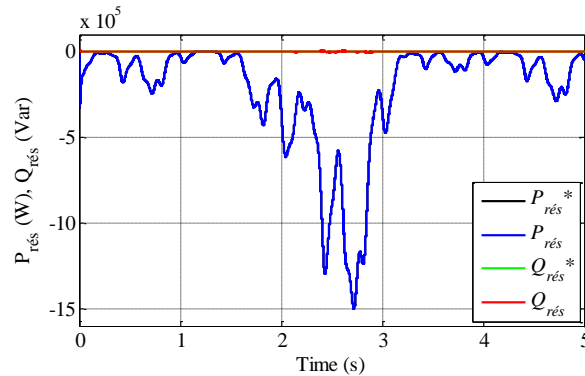


Figure III.13 : Puissances côté réseau et leurs Références.

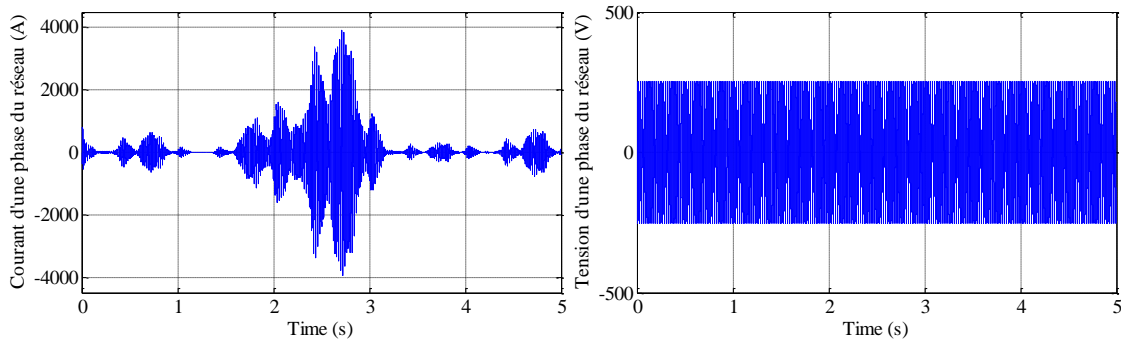


Figure III.14 : Tension et courant du réseau pour la phase 1.

La figure (III.8) montre les courbes de la puissance active et réactive totales du stator de la GASDE.

La figure (III.9) présente les formes d'ondes du couple de référence, qui sont obtenues à partir de l'algorithme MPPT et du couple électromagnétique de la génératrice.

La figure (III.10) représente l'évolution du flux rotorique. Les composantes du flux rotorique montrent une orientation satisfaisante, ce qui assure une commande vectorielle bien découplée de la GASDE.

La figure (III.11) illustre les courants statoriques des deux étoiles, et l'on observe clairement que la deuxième étoile présente un décalage angulaire $\alpha=30^\circ$ par rapport à la première étoile.

Pour une puissance nominale de 1,5 MW, les tensions du bus continu U_{dc} et U_{dc}^* présentées dans la figure (III.12) sont limitées à 1130V.

La figure (III.13) illustre les puissances active et réactive transférées au réseau électrique. On peut remarquer que la puissance active suit la référence tandis que la puissance réactive reste constamment nulle, comme cela a été décidé (une puissance négative représente une puissance générée).

La figure (III.14) présente la tension d'une phase connectée au réseau ainsi que le courant correspondant. On remarque que la tension est de forme sinusoïdale de valeur maximale égale à 220 v et le courants prend des valeurs qui varient en fonction de la vitesse du vent.

Il a également été mentionné que l'onde de tension du réseau et celle du courant de celui-ci sont en phase opposée, ce qui explique pourquoi le flux de puissance s'écoule toujours de l'éolienne vers le réseau électrique.

III.8. Conclusion

L'objectif de ce chapitre est de présenter la commande classique du système éolien à vitesse variable basée sur une GASDE. La complexité du modèle de cette dernière a été simplifié grâce à l'utilisation de plusieurs hypothèses simplificatrices et en effectuant un changement de repère via l'application de la transformation de Park. La commande de la GASDE intégrée dans le système éolien est mise en œuvre en utilisant différentes techniques de commande vectorielle indirecte axées sur le flux rotorique orienté.

Le régulateur de type PI classique, utilisé dans les boucles de régulation a permis l'obtention des résultats de simulation caractérisés par de bonnes performances techniques, à savoir ; suivi de consignes, rapidité et précision statique. Par contre, ce type de régulateur

souffre d'un grand problème de robustesse, causé par la dépendance de ses gains aux paramètres du système à contrôler. Et vu que notre système est riche en paramètres susceptibles d'être variables à tout moment, en fonction des conditions externes, le risque de perdre la robustesse est donc sérieux. Afin de surpasser ce problème, différents types de commandes non linéaires par mode glissants ont été choisies pour l'application dans le prochain chapitre.

Chapitre IV :

Commande par MG3 du système de conversion éolien à base d'une GASDE

IV.1. Introduction

Comme il a été mentionné dans le chapitre précédent, la commande vectorielle basée sur des régulateurs PI est la méthode la plus utilisée pour le contrôle des machines à courant alternatif utilisées dans les systèmes éolien. Cependant, de telles stratégies de contrôle linéaires sont sensibles aux variations des paramètres du modèle et ont une faible robustesse aux perturbations externes. Récemment, plusieurs travaux scientifiques ont été développés pour surpasser ce problème. Parmi toutes les solutions proposées, le contrôle par mode de glissement (SMC), proposé par Utkin en 1977, a été largement utilisé. Cette technique a démontré son efficacité et sa robustesse dans le domaine du contrôle des machines rotatives. Cependant, malgré ses qualités, la présence du phénomène indésirable de Chattering a considérablement limité son utilisation. Afin de réduire l'impact de ce phénomène, plusieurs solutions ont récemment été proposées. Parmi les solutions les plus étudiées et appliquées ces dernières années par les chercheurs dans le domaine du contrôle, on trouve la commande par mode glissant d'ordre supérieur [8].

IV.2. Principe de la commande par mode glissant

Dans les systèmes à structure variable avec mode glissant, on dirige la trajectoire de l'état vers une surface, aussi appelée hyper-surface, et ensuite, grâce à l'utilisation de la loi de commutation, on force la trajectoire à rester à proximité de cette surface. Cette dernière est dite surface de glissement. Le déplacement qui se produit le long de cette surface est connu sous le nom de mouvement de glissement.

La commande des systèmes de ce type, basée sur le mode de glissement, comporte généralement trois modes distincts, comme illustré dans la figure (IV.1).

- ❖ **Le mode de convergence (MC) :** Pendant ce processus, la variable à ajuster se déplace à partir de n'importe quel point initial dans le plan de phase et converge vers la surface de commutation $S(x, y)=0$. Ce mode est défini par la loi de commande et le critère de convergence qui le caractérisent.
- ❖ **Le mode glissant (MG) :** Pendant ce mode, la variable d'état a atteint la surface de glissement et converge vers l'origine du plan de phase. Dans ce mode, la dynamique est caractérisée par le choix de la surface de glissement $S(x, y)$.
- ❖ **Le mode du régime permanent (MRP) :** Il est inclus dans l'analyse de la réponse du système autour de son point d'équilibre, qui correspond à l'origine du plan de phase. Il est caractérisé par la qualité et les performances du contrôle [59].

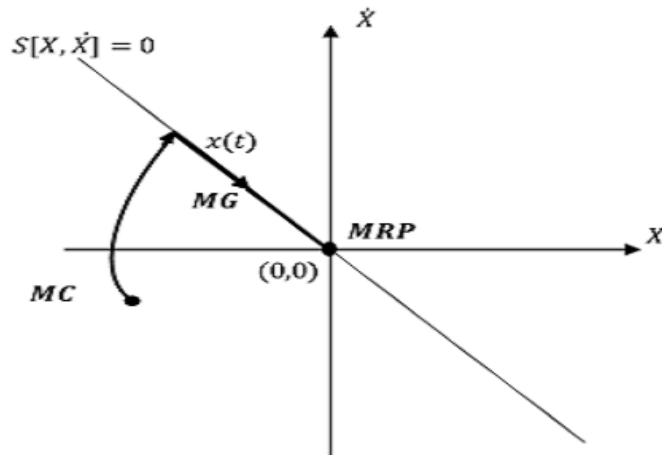


Figure IV.1 : Différents modes pour la trajectoire dans le plan de phase.

IV.3. Conception de la commande par mode glissant

La conception des contrôleurs basés sur le mode glissant tient compte de manière systématique des problèmes de stabilité et des performances optimales. Il est souvent recommandé de spécifier la dynamique du système pendant le mode de convergence. Dans cette situation, la structure d'un contrôleur se compose de deux parties distinctes : une première partie continue qui représente la dynamique du système pendant le mode de glissement, et une deuxième partie discontinue qui représente la dynamique du système pendant le mode de convergence. La deuxième partie du contrôleur revêt une grande importance dans la commande non linéaire, car elle est chargée d'éliminer les effets d'imprécision et de perturbation sur le modèle [59].

La conception de cette méthode de contrôle peut être subdivisée en trois étapes principales :

1. Choix des surfaces de glissement ;
2. Etablissement des conditions d'existence et de convergence du régime glissant ;
3. Détermination de la loi de commande.

IV.3.1. Choix des surfaces de glissement

La sélection de la surface de glissement implique de déterminer le nombre et la forme requis. Ces deux facteurs dépendent de l'application spécifique et de l'objectif visé. De manière générale, on prend en compte le modèle d'état suivant. [60] :

$$[\dot{X}] = [A][X] + [B][U] \quad (IV.1)$$

Où : $[X] \in \mathbb{R}^n$ est le vecteur d'état, $[A]$ et $[B]$ sont les matrices du système ; $[U] \in \mathbb{R}^m$ le vecteur de commande, avec $n > m$. En règle générale, le nombre de surfaces de glissement est généralement égal à la dimension du vecteur de commande $[U]$.

Il est suggéré une forme d'équation générale pour déterminer la surface de glissement qui garantit la convergence d'une variable vers sa valeur désirée [61] :

$$S(x) = \left(\frac{\partial}{\partial t} + \gamma \right)^{r-1} \cdot e(x) \quad (\text{IV.2})$$

Avec :

$E(x)$ représente l'écart des variables à régler ; $e(x) = x^* - x$;

γ : gain positif ;

Le degré relatif r est équivalent au nombre de fois qu'il faut dériver la sortie pour faire apparaître la commande.

Pour $r = 1$, $S(X) = e(X)$

Pour $r = 2$, $S(X) = \gamma \cdot e(X) + \dot{e}(X)$

Pour $r = 3$, $S(X) = \gamma^2 \cdot e(X) + 2\gamma \cdot \dot{e}(X) + \ddot{e}(X)$

L'objectif de la commande est de maintenir la surface $S(X)$ à une valeur nulle. Cette équation différentielle linéaire a pour unique solution $e(X) = 0$, pour un choix convenable du paramètre γ . Cela équivaut à un problème de suivi de trajectoire, ce qui se traduit par une linéarisation précise de l'écart tout en maintenant la condition de convergence.

IV.3.2. Conditions de convergence

Les critères de convergence sont les conditions qui facilitent la convergence des différentes dynamiques du système vers la surface de glissement. Il y a deux considérations relatives au mode de convergence de l'état du système que nous mentionnons ci-dessous :

➤ Fonction directe de commutation

La première condition de convergence, proposée par Utkin [62], est formulée de la manière suivante :

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) < 0 \quad (\text{IV.3})$$

➤ Fonction de Lyapunov

L'objectif est de créer une fonction scalaire positive $V(X) > 0$ pour les variables d'état du système et de sélectionner une loi de commutation qui fera diminuer cette fonction (c'est-à-dire $\dot{V}(X) < 0$). Cette fonction est généralement utilisée pour assurer la stabilité des systèmes non linéaires.

En définissant la fonction de Lyapunov par :

$$V(x) = \frac{1}{2}S^2(x) \quad (IV.4)$$

Et en exprimant sa dérivée de la manière suivante :

$$\dot{V}(x) = S(x) \cdot \dot{S}(x) \quad (IV.5)$$

Afin d'assurer la décroissance de la fonction de Lyapunov, il suffit de garantir que sa dérivée est négative. Cela est vérifié si :

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) < 0 \quad (IV.6)$$

L'équation (IV.6) indique que le carré de la distance vers la surface, mesurée par $S^2(x)$, diminue constamment, contraignant la trajectoire du système à se rapprocher de la surface des deux côtés. Dans cette condition, on suppose un régime glissant idéal où la fréquence de commutation est considérée comme étant infinie [60]. Cette méthode est utilisée pour évaluer les performances de la commande, étudier la robustesse et la stabilité des systèmes non linéaires.

IV.3.3. Calcul de la commande

Après avoir sélectionné la surface de glissement et le critère de convergence, il reste à déterminer la commande nécessaire pour amener la variable de contrôle vers la surface, puis vers son point d'équilibre, tout en maintenant la condition de présence du mode glissant. Par conséquent, la structure d'un contrôleur est constituée de deux parties distinctes : la première concerne la linéarisation exacte u_{eq} , tandis que la deuxième partie assure la stabilisation u_n . Cette dernière partie revêt une grande importance dans la technique de commande par modes de glissement, car elle est utilisée pour rejeter les perturbations extérieures

$$u = u_{eq} + u_n \quad (IV.7)$$

u_{eq} : représente la commande équivalente proposée par Filipov et Utkin. Son rôle est de garantir que l'état reste sur la surface de glissement $S(x) = 0$.

Son calcul est basé sur la reconnaissance que le comportement du système pendant le mode de glissement est décrit par $\dot{S}(x) = 0$.

La commande discrète u_n est déterminée pour s'assurer de la condition de convergence malgré l'imprécision des paramètres du modèle du système [63].

Pour illustrer la progression des lois de commande par mode glissant, nous étudions le système défini dans l'espace d'état à l'aide de l'équation (IV.1).

Notre objectif est de déterminer l'expression analogique de la commande u . Nous nous concentrons d'abord sur le calcul de la commande équivalente, puis sur la commande attractive. Considérons la dérivée de la surface $S(x)$:

$$\dot{S}(x) = \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial S}{\partial X} \frac{\partial X}{\partial t} \quad (IV.8)$$

En substituant (IV.6) et (IV.7) dans (IV.8), nous obtenons :

$$\dot{S}(x) = \frac{\partial S}{\partial X} \{ [A] \cdot [X] + [B] \cdot [u_{eq}] \} + \frac{\partial S}{\partial t} [B] \cdot u_n \quad (IV.9)$$

Lorsque nous sommes dans "le mode glissant" et en régime permanent, la trajectoire demeurera sur la surface de commutation. Cela peut être formulé de la manière suivante :

$$\begin{cases} S(x) = 0 \\ \dot{S}(x) = 0 \end{cases} \quad (IV.10)$$

$$u_{eq} = - \left\{ \frac{\partial S}{\partial X} [B] \right\}^{-1} \left\{ \frac{\partial S}{\partial X} [A][X] \right\} \quad (IV.11)$$

Pendant le mode de convergence, en remplaçant la commande équivalente par son expression dans (IV.9), on obtient la nouvelle expression de la dérivée de la surface :

$$\dot{S}(x) = \frac{\partial S}{\partial t} [B] \cdot u_n \quad (IV.12)$$

Alors, la condition d'attractivité se transforme en :

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) = S(x) \frac{\partial S}{\partial X} [B] u_n < 0 \quad (IV.13)$$

Afin de vérifier cette condition, une solution simple est suggérée pour u_n :

$$u_n = K_x \cdot \text{Sign } S(x) \quad (IV.14)$$

Où K est une matrice diagonale avec des coefficients constants et la fonction scalaire sign est illustrée dans la figure (IV.2).

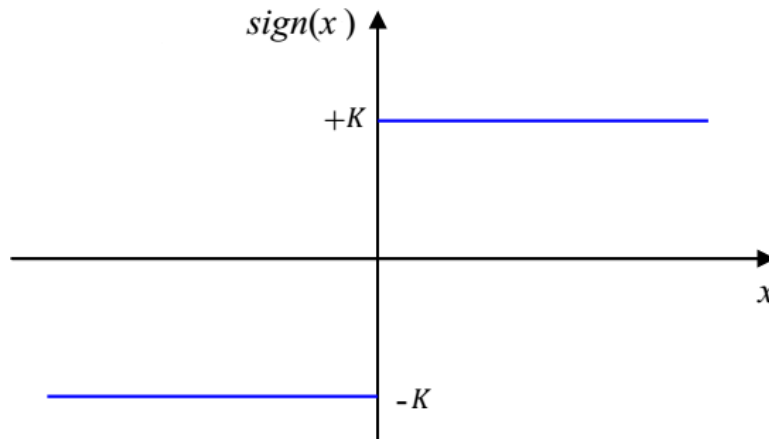


Figure IV.2 : Définition de la fonction « sign ».

En substituant l'expression de $M3$ dans l'équation (IV.13), nous obtenons :

$$\dot{S}(x) \cdot S(x) = \frac{\partial S}{\partial X} [B] K_x |S(x)| < 0 \quad (IV.15)$$

Le gain K_x doit être positif pour satisfaire les conditions d'attractivité et de stabilité. Le choix de ce gain est très important car s'il est trop faible, le temps de réponse sera très long,

tandis que s'il est trop élevé, le temps de réponse sera très petit, Des oscillations intenses se produiront au niveau de l'organe de commande. Ces oscillations ont le potentiel de stimuler les dynamiques négligées (phénomène de Chattering) ou même de causer des dommages à l'organe de commande. La figure (IV.3) illustre le phénomène de broutement.

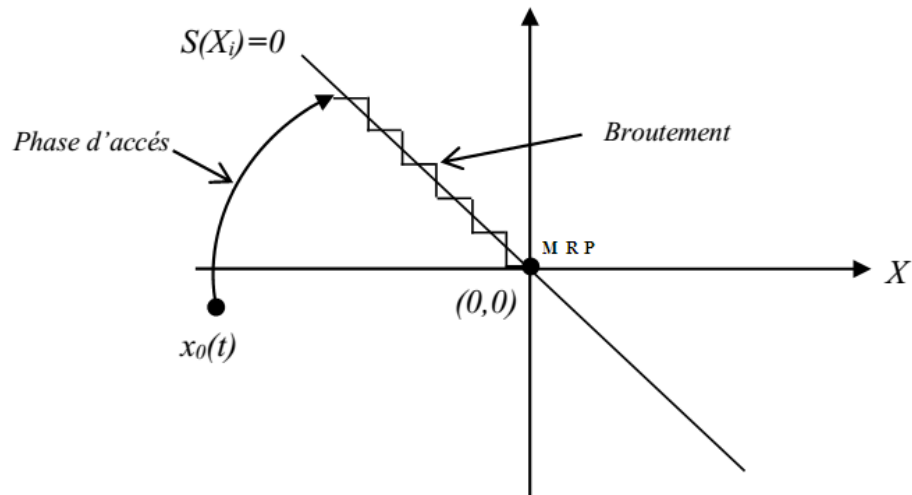


Figure IV.3 : Phénomène de broutement.

Cependant, il est possible de diminuer, voire supprimer, le phénomène de broutement en substituant la fonction *sign* par une fonction de saturation appropriée qui atténue les hautes fréquences. Un exemple de fonction de saturation est présenté dans la figure (IV.4).

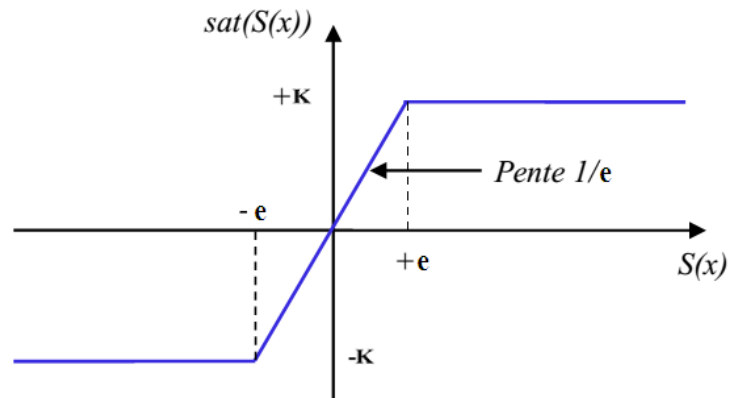


Figure IV.4 : Fonction de saturation ($e > 0$ et petit).

$$\begin{cases} \text{sat}((S(x))) = 1 & \text{Si } S(x) > e_x \\ \text{sat}((S(x))) = -1 & \text{Si } S(x) < -e_x \\ \text{sat}((S(x))) = \frac{S(x)}{e_x} & \text{Si } S(x) \leq e_x \end{cases} \quad (\text{IV.16})$$

Alors, on obtient la commande douce suivante :

$$u_n = \begin{cases} K_x \text{sign } S(x) & \text{Si } |S(x)| > e_x \\ \frac{K_x}{e_x} \text{sign } S(x) & \text{Si } |S(x)| \leq e_x \end{cases} \quad (\text{IV.17})$$

Il est également possible de la remplacer par une fonction de classe C_1 . Un exemple de cette fonction est illustré dans la figure (IV.5).

$$\text{smooth}S(S(x)) = \tanh(S(x)) = \frac{e^x - e^{-x}}{e^x + e^{-x}} = \frac{s(x)}{|s(x)| + e_x} \quad (\text{IV.18})$$

Par conséquent, nous obtenons la commande en douceur suivante :

$$u_n = K_x \frac{s(x)}{e_x + |s(x)|} \quad (\text{IV.19})$$

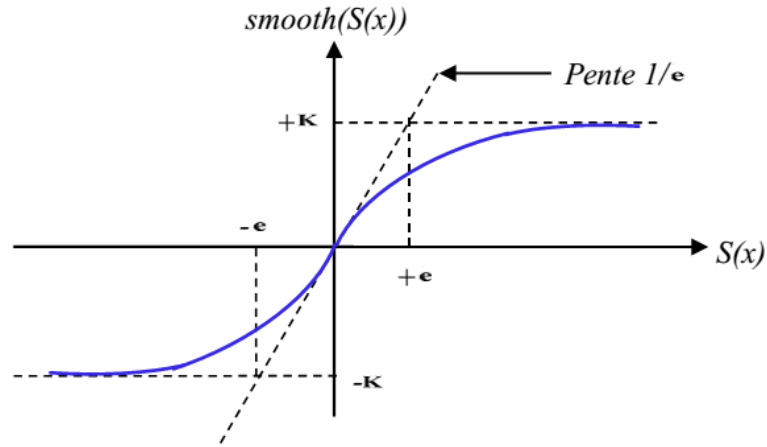


Figure IV.5 : Fonction de classe C_1 ($e > 0$ et petit).

IV.4. Application de la commande par mode glissant à la GASDE

Dans cette section, notre attention se concentre uniquement sur l'application de la technique de réglage par mode glissant à la GASDE, et en utilisant le modèle donné comme référence, nous déterminerons les expressions des commandes correspondantes. Il est pertinent de souligner que ce modèle a été obtenu en appliquant le principe d'orientation du flux rotorique, ce qui conduit à l'obtention du système d'équations d'état suivant :

$$\begin{cases} i_{ds1} = \frac{1}{L_{ds1}} \{v_{ds1} - r_1 i_{ds1} + \omega_s^* (L_{qs1} i_{qs1} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*)\} \\ i_{qs1} = \frac{1}{L_{qs1}} \{v_{qs1} - r_1 i_{qs1} - \omega_s^* (L_{ds1} i_{ds1} + \varphi_{dr}^*)\} \\ i_{ds2} = \frac{1}{L_{ds2}} \{v_{ds2} - r_2 i_{ds2} + \omega_s^* (L_{qs2} i_{qs2} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*)\} \\ i_{qs2} = \frac{1}{L_{qs2}} \{v_{qs2} - r_2 i_{qs2} - \omega_s^* (L_{ds2} i_{ds2} + \varphi_{dr}^*)\} \\ \dot{\varphi}_{dr}^* = -\zeta \varphi_{dr} + \mu L_m (i_{sd1} + i_{sd2}) \\ \dot{\Omega} = \frac{1}{J} [\mu \varphi_{dr}^* (i_{sq1} + i_{sq2}) - C_r - f_r \Omega] \end{cases} \quad (\text{IV.20})$$

Tel que : $\zeta = \frac{R_r}{(L_r + L_m)}$ et $\mu = \frac{p L_m}{(L_r + L_m)}$

Le degré relatif de la surface est équivalent à un ($r=1$), la forme de la surface de régulation de la vitesse est la suivante :

$$S(\omega_r) = \omega_r^* - \omega_r \quad (IV.21)$$

En effectuant la dérivation de la surface $S(\omega_r)$, nous obtenons :

$$\dot{S}(\omega_r) = \dot{\omega}_r^* - \dot{\omega}_r \quad (IV.22)$$

Nous avons la relation suivante :

D'où :

$$\dot{\omega}_r = \frac{P^2}{J} \frac{L_m}{L_r + L_m} (i_{qs1} + i_{qs2}) \varphi_{dr}^* - \frac{P}{J} C_r - \frac{f_r}{J} \omega_r \quad (IV.23)$$

En supposant que $i_{qs1} + i_{qs2} = i_{qs}$ et en substituant l'équation (IV.22) dans (IV.23), nous obtenons :

$$\dot{S}(\omega_r) = \dot{\omega}_r^* - \frac{P^2}{J} \frac{L_m}{L_r + L_m} i_{qs} \varphi_{dr}^* + \frac{P}{J} C_r + \frac{f_r}{J} \omega_r \quad (IV.24)$$

En procédant au remplacement du courant i_{qs} par le courant de commande $i_{qs}^* = i_{qeq} + i_{qn}$ dans l'équation (IV.24), nous obtenons le résultat suivant :

$$\dot{S}(\omega_r) = \dot{\omega}_r^* - \frac{P^2}{J} \frac{L_m}{L_r + L_m} i_{qeq} \varphi_{dr}^* - \frac{P^2}{J} \frac{L_m}{L_r + L_m} i_{qn} \varphi_{dr}^2 + \frac{P}{J} C_r + \frac{f_r}{J} \omega_r \quad (IV.25)$$

Durant le mode de glissement et en régime permanent, lorsque $S(\omega_r) = 0$, cela entraîne $\dot{S}(\omega_r) = 0$ et $i_{qn} = 0$. Par conséquent, En utilisant la relation (IV.25), il est possible de déduire la formule de la commande équivalente :

$$i_{qeq} = \frac{J}{P^2} \frac{L_r + L_m}{L_m \varphi_r^*} \left[\dot{\omega}_r^* + \frac{f_r}{J} \omega_r + \frac{P}{J} C_r \right] \quad (IV.26)$$

Pendant le mode de convergence, il est nécessaire de vérifier la condition : $\dot{S}(x) \cdot S(x) < 0$. Nous utilisons la commande douce suivante :

$$i_{qn} = \begin{cases} \frac{K_\omega}{e_\omega} \text{sign } S(\omega_r) & \text{Si } |S(\omega_r)| \leq e_\omega \\ K_\omega S(\omega_r) & \text{Si } |S(\omega_r)| > e_\omega \end{cases} \quad (IV.27)$$

Les surfaces de régulation des courants statoriques sont choisies comme suit :

$$\begin{cases} S(i_{ds1}) = i_{ds1}^* - i_{ds1} \\ S(i_{qs1}) = i_{qs1}^* - i_{qs1} \\ S(i_{ds2}) = i_{ds2}^* - i_{ds2} \\ S(i_{qs2}) = i_{qs2}^* - i_{qs2} \end{cases} \quad (IV.28)$$

Les dérivées de ces surfaces sont respectivement :

$$\begin{cases} \dot{S}(i_{ds1}) = \dot{i}_{ds1}^* - \dot{i}_{ds1} \\ \dot{S}(i_{qs1}) = \dot{i}_{qs1}^* - \dot{i}_{qs1} \\ \dot{S}(i_{ds2}) = \dot{i}_{ds2}^* - \dot{i}_{ds2} \\ \dot{S}(i_{qs2}) = \dot{i}_{qs2}^* - \dot{i}_{qs2} \end{cases} \quad (IV.29)$$

En remplaçant les expressions des dérivées des courants statoriques (i_{ds1}^* , i_{qs1}^* , i_{ds2}^* , et i_{qs2}^*) dans les équations précédentes, nous obtenons :

$$\begin{cases} \dot{S}(i_{ds1}) = i_{ds1}^* - \left[\frac{1}{L_{ds1}} \{v_{ds1} - r_1 i_{ds1} + \omega_s^* (L_{qs1} i_{qs1} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*)\} \right] \\ \dot{S}(i_{qs1}) = i_{qs1}^* - \left[\frac{1}{L_{qs1}} \{v_{qs1} - r_1 i_{qs1} - \omega_s^* (L_{ds1} i_{ds1} + \varphi_{dr}^*)\} \right] \\ \dot{S}(i_{ds2}) = i_{ds2}^* - \left[\frac{1}{L_{ds2}} \{v_{ds2} - r_2 i_{ds2} + \omega_s^* (L_{qs2} i_{qs2} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*)\} \right] \\ \dot{S}(i_{qs2}) = i_{qs2}^* - \left[\frac{1}{L_{qs2}} \{v_{qs2} - r_2 i_{qs2} - \omega_s^* (L_{ds2} i_{ds2} + \varphi_{dr}^*)\} \right] \end{cases} \quad (IV.30)$$

En substituant les tensions v_{ds1} , v_{qs1} , v_{ds2} et v_{qs2} par les tensions de commande

$$v_{ds1}^* = v_{ds1eq} + v_{ds1n}, v_{qs1}^* = v_{qs1eq} + v_{qs1n}, v_{ds2}^* = v_{ds2eq} + v_{ds2n}, v_{qs2}^* = v_{qs2eq} + v_{qs2n}$$

respectivement, nous obtenons :

$$\begin{cases} \dot{S}(i_{ds1}) = i_{ds1}^* - \frac{1}{L_{ds1}} \left[\{-r_1 i_{ds1} + \omega_s^* (L_{qs1} i_{qs1} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*)\} + v_{d1eq} + v_{d1n} \right] \\ \dot{S}(i_{qs1}) = i_{qs1}^* - \frac{1}{L_{qs1}} \left[\{-r_1 i_{qs1} - \omega_s^* (L_{ds1} i_{ds1} + \varphi_{dr}^*)\} + v_{q1eq} + v_{q1n} \right] \\ \dot{S}(i_{ds2}) = i_{ds2}^* - \frac{1}{L_{ds2}} \left[\{-r_2 i_{ds2} + \omega_s^* (L_{qs2} i_{qs2} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*)\} + v_{d2eq} + v_{d2n} \right] \\ \dot{S}(i_{qs2}) = i_{qs2}^* - \frac{1}{L_{qs2}} \left[\{-r_2 i_{qs2} - \omega_s^* (L_{ds2} i_{ds2} + \varphi_{dr}^*)\} + v_{q2eq} + v_{q2n} \right] \end{cases} \quad (IV.31)$$

Pendant le mode de convergence, il est nécessaire de vérifier les conditions suivantes :

$$S(i_{ds1})\dot{S}(i_{ds1}) < 0, S(i_{qs1})\dot{S}(i_{qs1}) < 0, S(i_{ds2})\dot{S}(i_{ds2}) < 0, \text{ et } S(i_{qs2})\dot{S}(i_{qs2}) < 0.$$

En conséquence, nous obtenons :

$$\begin{cases} v_{d1eq} = L_{ds1} i_{ds1}^* + r_1 i_{ds1} + \omega_s^* (L_{qs1} i_{qs1} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*) \\ v_{q1eq} = L_{qs1} i_{qs1}^* + r_1 i_{qs1} - \omega_s^* (L_{ds1} i_{ds1} + \varphi_{dr}^*) \\ v_{d2eq} = L_{ds2} i_{ds2}^* + r_2 i_{ds2} + \omega_s^* (L_{qs2} i_{qs2} + \tau_r \varphi_{dr}^* \omega_{gl}^*) \\ v_{q2eq} = L_{qs2} i_{qs2}^* + r_2 i_{qs2} - \omega_s^* (L_{ds2} i_{ds2} + \varphi_{dr}^*) \end{cases} \quad (IV.32)$$

On prend respectivement :

$$v_{d1n} = \begin{cases} \frac{K_{d1}}{e_{d1}} \text{sign } S(i_{ds1}) & \text{Si } |S(i_{ds1})| \leq e_{d1} \\ K_{d1} S(i_{ds1}) & \text{Si } |S(i_{ds1})| > e_{d1} \end{cases} \quad (IV.33)$$

$$v_{q1n} = \begin{cases} \frac{K_{q1}}{e_{q1}} \text{sign } S(i_{qs1}) & \text{Si } |S(i_{qs1})| \leq e_{q1} \\ K_{q1} S(i_{qs1}) & \text{Si } |S(i_{qs1})| > e_{q1} \end{cases} \quad (IV.34)$$

$$v_{d2n} = \begin{cases} \frac{K_{d2}}{e_{d2}} \text{sign } S(i_{ds2}) & \text{Si } |S(i_{ds2})| \leq e_{d2} \\ K_{d2} S(i_{ds2}) & \text{Si } |S(i_{ds2})| > e_{d2} \end{cases} \quad (IV.35)$$

$$v_{q2n} = \begin{cases} \frac{K_{q2}}{e_{q2}} \text{sign } S(i_{qs2}) & \text{Si } |S(i_{qs2})| \leq e_{q2} \\ K_{q2} S(i_{qs2}) & \text{Si } |S(i_{qs2})| > e_{q2} \end{cases} \quad (IV.36)$$

IV.5. Commande par mode glissant d'ordre 2 (MG2)

Les modes glissants d'ordre supérieur ont été introduit par Emel'yanov et Levantovsky. Ils représentent une extension des modes glissants d'ordre 1 à un degré plus élevé. Cette généralisation maintient la principale caractéristique de robustesse des modes glissants classiques. Ils offrent également une solution pour atténuer leur inconvénient majeur : l'apparition d'effets de chattering près de la surface de glissement [8]. La figure (IV.6) démontre que l'utilisation d'une commande par mode glissant d'un ordre plus élevé sur un système permet d'atteindre la surface de glissement de manière plus régulière que la méthode classique de commande par mode glissant [64], [65].

Le principal inconvénient du contrôle par mode glissant d'ordre supérieur est la nécessité de connaître les variables d'état et leurs dérivées [66].

Dans le but d'assurer un contrôle plus robuste, nous proposons l'utilisation d'un contrôle par mode glissant d'ordre deux (supertwisting), qui sera présenté par la suite.

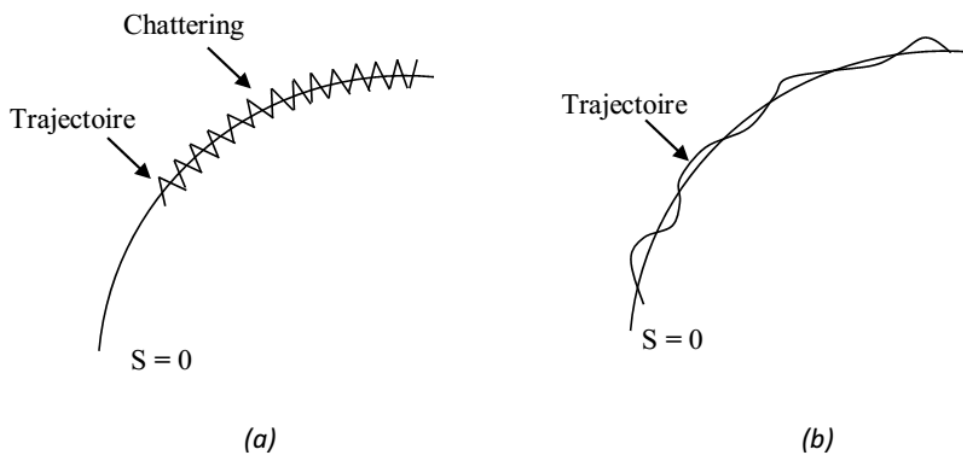


Figure IV.6 : Allure du régime glissant: mode glissant classique (a) et mode glissant d'ordre supérieur (b).

IV.5.1. Description de la commande par MG2

Le régime glissant conventionnel fonctionne en annulant la surface de glissement. En revanche, un régime glissant d'ordre r (noté r -glissant) agit non seulement sur la surface de glissement, Cela dépend également de ses $(r-1)$ premières dérivées par rapport au temps. L'objectif est de contraindre le système à évoluer non seulement sur la surface de glissement, mais aussi sur ses $(r-1)$ premières dérivées successives, tout en maintenant la surface de glissement à zéro.

$$S = \dot{S} = \ddot{S} = \dots = S^{(r-1)} = 0$$

Où r représente le degré relatif du système, ce qui correspond au nombre minimum de dérivées nécessaires de la surface par rapport au temps pour rendre la commande explicite.

Son calcul implique la détermination des dérivées successives de S [66], [8].

$$r = 1. i \cdot e. \frac{\partial}{\partial u} \dot{S} \neq 0$$

$$r \geq 2. i \cdot e. \frac{\partial}{\partial u} S^i = 0 \quad (i = 1 \dots r - 1) \frac{\partial}{\partial u} S^r \neq 0$$

L'objectif de ce type de contrôleurs est de générer un régime glissant du second ordre sur une surface S , permettant d'annuler à la fois \dot{S} et sa dérivée en un temps fini ($S = \dot{S} = 0$).

La caractéristique essentielle de cette stratégie réside dans le fait que la partie discontinue se manifeste dans la dérivée de la commande \dot{u} . En fin de compte, lorsque nous effectuons le calcul de la commande du système $u = \int \dot{u}$, elle devient quasiment continue, ce qui limite le phénomène de broutement.

L'algorithme du supertwisting occupe une position de premier plan parmi les algorithmes de mode glissant d'ordre 2 les plus couramment utilisés. Cependant, cet algorithme est uniquement applicable aux systèmes de degré relatif 1. Son avantage réside dans sa capacité à réduire le phénomène de broutement grâce à la continuité du signal de commande.

La commande se divise en deux parties distinctes : un terme algébrique (non dynamique) et un terme intégral. Par conséquent, cet algorithme peut être considéré comme une généralisation non linéaire d'un régulateur proportionnel-intégral (PI) [23].

Comme les autres algorithmes de sa catégorie, l'algorithme du Supertwisting fonctionne en utilisant uniquement l'information sur S et permet d'annuler à la fois S et sa dérivée \dot{S} en un temps fini. En outre, il permet également la construction d'un dérivateur couramment appelé "différenciateur exact" [54].

La convergence de cet algorithme est régulée par des rotations autour de l'origine du diagramme de phase, connues sous le nom de "Twisting", comme démontré dans la figure (IV.7). La loi de contrôle est formée par la combinaison de deux termes. Tandis que le premier terme est une fonction continue de la variable de glissement, le second terme est une dérivée temporelle discontinue et s'exprime de la manière suivante [67] :

$$u_{dis} = -u_1 - u_2 \tag{IV.37}$$

$$\dot{u}_1 = \alpha \cdot \text{sign}(S), u_2 = \beta \cdot |S|^{(0,5)} \cdot \text{sign}(S) \tag{IV.38}$$

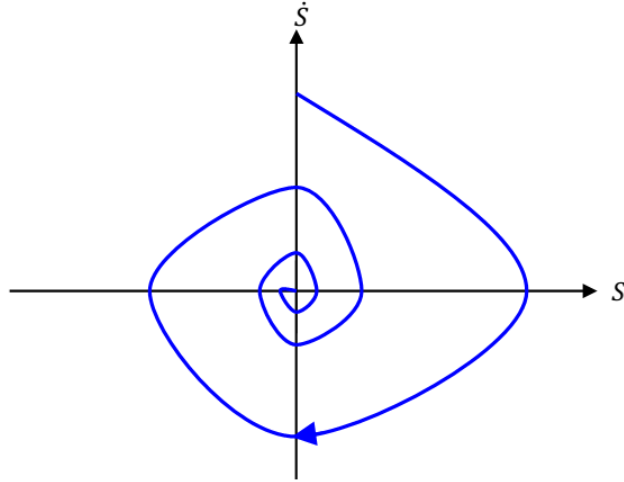


Figure IV.7 : Trajectoire de l'algorithme du supertwisting sur le plan de phase.

Afin d'assurer une convergence du système en un temps fini, les gains peuvent être sélectionnés de manière à respecter les inégalités suivantes :

IV.5.2. Conception des contrôleurs supertwisting

Afin de garantir la poursuite du point de puissance maximale, il est important de revoir les expressions des courants de référence :

$$i_{qs1}^* + i_{qs2}^* = \frac{L_m + L_r}{pL_m\phi_r^*} C_{em}^* \quad (IV.39)$$

$$i_{ds1}^* + i_{ds2}^* = \frac{\phi_r^*}{L_m} \quad (IV.40)$$

Afin de garantir la convergence des courants vers leurs références, nous prenons en compte les surfaces de glissement suivantes [68] :

$$\begin{cases} S_1 = i_{ds1}^* - i_{ds1} \\ S_2 = i_{ds2}^* - i_{ds2} \\ S_3 = i_{qs1}^* - i_{qs1} \\ S_4 = i_{qs2}^* - i_{qs2} \end{cases} \quad (IV.41)$$

La méthode de contrôle proposée repose sur l'algorithme de supertwisting, qui offre l'avantage supplémentaire de fonctionner uniquement avec les informations de la variable glissante, sans avoir besoin de connaître sa dérivée.

L'algorithme de super-torsion converge vers le jeu à deux glissières $S = \dot{S} = 0$ en temps fini. Les trajectoires de la super-torsion se distinguent par une rotation autour de l'origine du portrait de phase de la variable de glissement. La loi de contrôle est formulée en combinant deux termes. Le premier terme est défini comme sa dérivée temporelle discontinue, tandis que le second terme est une fonction continue de la variable de mode glissant qui reste présente pendant la phase atteinte.

$$\begin{cases} v_{ds1}^* = u_1 + u_2 \\ v_{ds2}^* = u_3 + u_4 \\ v_{qs1}^* = u_5 + u_6 \\ v_{qs2}^* = u_7 + u_8 \end{cases} \quad (IV.42)$$

Tel que :

$$\begin{cases} u_1 = -\alpha_1 |S_1|^k \text{sign}(S_1) \\ \dot{u}_2 = -\beta_1 \text{sign}(S_1) \\ u_3 = -\alpha_2 |S_2|^k \text{sign}(S_2) \\ \dot{u}_4 = -\beta_2 \text{sign}(S_2) \\ u_5 = -\alpha_3 |S_3|^k \text{sign}(S_3) \\ \dot{u}_6 = -\beta_3 \text{sign}(S_3) \\ u_7 = -\alpha_4 |S_4|^k \text{sign}(S_4) \\ \dot{u}_8 = -\beta_4 \text{sign}(S_4) \end{cases} \quad (IV.43)$$

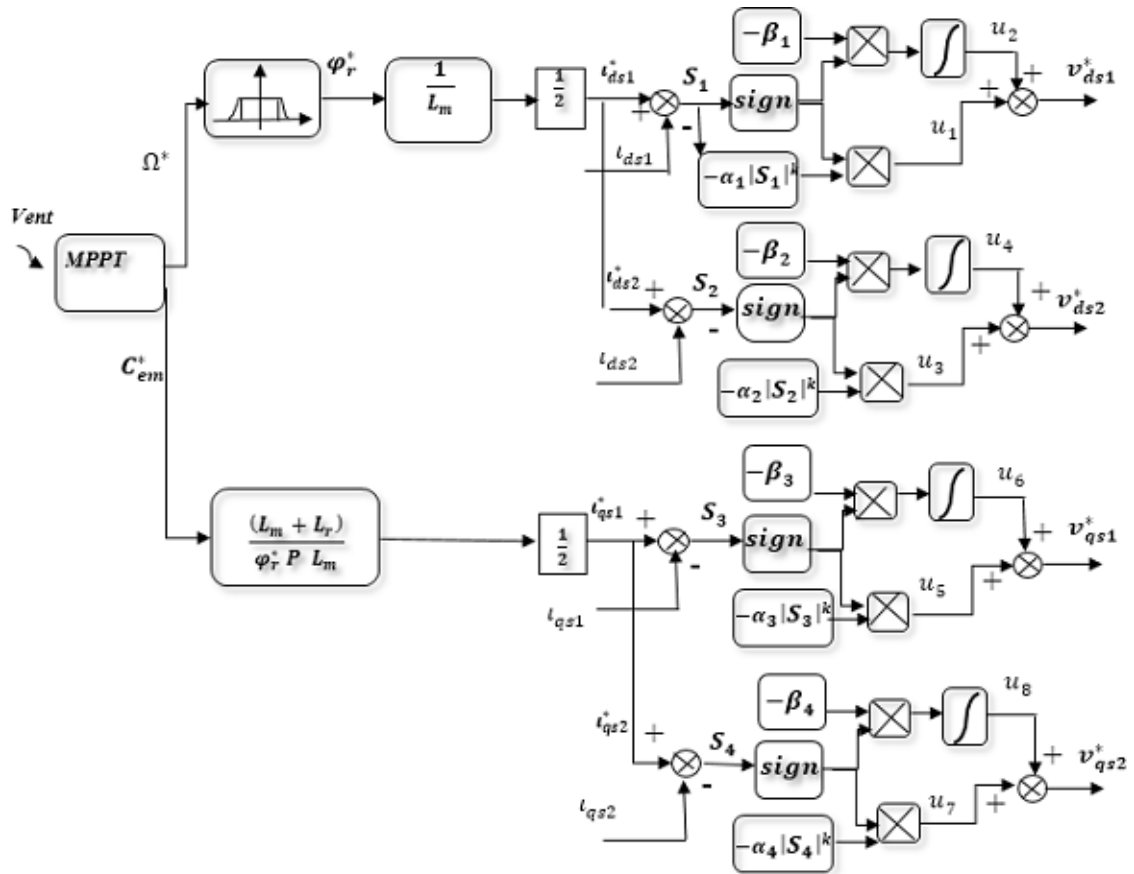


Figure IV.8 : Représentation schématique de la commande par mode glissant d'ordre 2.

IV.6. Commande par mode glissant d'ordre trois (MG3)

Récemment étudiée, la stratégie de commande à base de régulateurs de type MG3, fait partie des techniques intéressantes utilisées pour réduire l'effet du phénomène de Chattering. Proposée par les auteurs dans des études précédentes, cette approche a donné de bons résultats,

en particulier dans les entraînements de machines électriques. Par conséquent, la méthode à base des régulateurs MG3 sera appliquée sur notre système.

Contrairement aux recherches précédentes, Le présent travail considère le contrôle de la puissance active et réactive d'un système éolien à base d'une GASDE en utilisant un schéma de contrôle robuste basé sur des régulateurs par MG3, dont le principal objectif est d'améliorer la qualité de l'énergie électrique fournie au réseau électrique. Pour cela, un schéma à deux boucles de contrôle est proposé, avec la boucle de contrôle externe de la vitesse mécanique est utilisée pour définir la trajectoire de référence de la puissance active à transférer vers le réseau électrique et les boucles de contrôle internes des courants du rotor utilisées pour contrôler la puissance active et réactive de sortie. La stabilité de la commande proposée est démontrée dans le cadre de la stabilité de Lyapunov. Afin de valider le schéma de contrôleur conçu, plusieurs tests seront réalisés par simulation à l'aide du logiciel MATLAB/Simulink. De plus, l'efficacité du contrôleur proposé (MG3) est comparée à ceux vues auparavant (PI, MG1 et MG2).

IV.6.1. Application de la commande par MG3 sur la GASDE

IV.6.1.1. Principe de la commande à base des régulateurs de type MG3

L'algorithme du type supertwisting, appliqué dans la session précédente ayant un degré relatif égale à 1 par rapport au contrôle afin de surmonter l'inconvénient de la technique classique du mode glissant et d'éviter le broutage. Il s'agit d'un contrôleur continu qui garantit toutes les principales propriétés du contrôle en mode de glissement d'ordre 1 pour un système incertain. Mais l'inconvénient majeur de ces contrôleurs est qu'ils présentent un signal de contrôle discontinu, ce qui génère un broutage significatif. Pour offrir une convergence en temps fini en utilisant un contrôle continu, nous avons suggéré d'utiliser le contrôleur de type MG3. Mais un tel régulateur doit utiliser la sortie avec sa première et sa deuxième dérivée. Pour le réaliser, nous avons besoin d'avoir des informations sur les incertitudes. Si tel est le cas, nous pouvons compenser les incertitudes sans utiliser les contrôleurs en mode de glissement.

Afin de concevoir un contrôleur de type MG3 et pour simplifier la notation, l'algorithme est exprimé en termes d'états du système u_1, u_2, u_3 , où $S = u_1$ représente la surface de glissement.

Basé sur l'algorithme de supertwisting d'ordre deux, donné dans Kamal et al [67] :

$$\begin{cases} \dot{u}_1 = -k_1 \cdot |u_1|^{\frac{1}{2}} \text{sgn}(u_1) + u_2 \\ \dot{u}_2 = -k_3 \cdot \text{sgn}(u_1) + \rho \end{cases} \quad (\text{IV.44})$$

Où : ρ représente la perturbation supposée bornée, avec $\|\rho\| \leq \Delta$. La constante Δ est la limite supérieure de cette perturbation.

Le contrôleur de type MG3 proposé est donné comme suit :

$$\begin{cases} \dot{u}_1 = u_2 \\ \dot{u}_2 = -k_1 \cdot |\vartheta|^{\frac{1}{2}} \text{sgn}(\vartheta) + u_3 \\ \dot{u}_3 = -k_3 \cdot \text{sgn}(\vartheta) + \rho \end{cases} \quad (\text{IV.45})$$

Où : $\vartheta = u_2 + k_2 \cdot |u_1|^{\frac{2}{3}} \text{sgn}(u_1)$

L'avantage de cet algorithme est que les informations sur la sortie u_1 et sa dérivée u_2 sont les seules nécessaires pour que les trois variables u_1 , u_2 et u_3 convergent en temps fini. L'idée derrière l'élaboration de cet algorithme est d'ajouter un terme intégral discontinu supplémentaire, capable de reproduire la perturbation et de l'annuler également. Il est facile de constater que le contrôleur MG3 proposé sans terme continu supplémentaire n'est pas capable d'éliminer la perturbation, mais il est continu.

En ajoutant un terme intégral discontinu, le contrôleur reste continu tout en acquérant des propriétés supplémentaires de rejet de perturbation. Cependant, il est nécessaire que la perturbation soit Lipschitz continue, ce qui signifie que sa première dérivée existe presque partout et est bornée, mais les perturbations elles-mêmes peuvent ne pas être bornées. Notez que de nombreux systèmes incertains d'ordre deux présentent ce type de perturbations [64].

IV.6.1.2. Application sur le système éolien à base d'une GASDE

Pour appliquer la stratégie développée dans la section précédente, cinq surfaces de glissement sont utilisées et prises comme suit :

$$\begin{cases} S_{\Omega_g} = \Omega_g^* - \Omega_g \\ S_{ids1} = i_{ds1}^* - i_{ds1} \\ S_{iqs1} = i_{qs1}^* - i_{qs1} \\ S_{ids2} = i_{ds2}^* - i_{ds2} \\ S_{iqs2} = i_{qs2}^* - i_{qs2} \end{cases} \quad (\text{IV.46})$$

Les lois de contrôle du MG3 sont obtenues comme suit :

1-Pour le régulateur de vitesse du générateur :

Le contrôleur MG3 proposé est conçu pour donner la référence du courant de l'axe q comme suit :

$$\begin{cases} i_q^* = -k_1 \left| \vartheta_{\Omega_g} \right|^{\frac{1}{2}} \text{sgn}(\vartheta_{\Omega_g}) - \int k_3 \cdot \text{sgn}(\vartheta_{\Omega_g}) \\ \vartheta_{\Omega_g} = \dot{s}_{\Omega_g} + k_2 \cdot \left| s_{\Omega_g} \right|^{\frac{2}{3}} \text{sgn}(s_{\Omega_g}) \end{cases} \quad (\text{IV.47})$$

Avec :

$$i_q^* = i_{qs1}^* + i_{qs2}^* \quad (\text{IV.48})$$

La structure du contrôleur MG3 pour la vitesse du générateur est présentée dans la figure (IV.9).

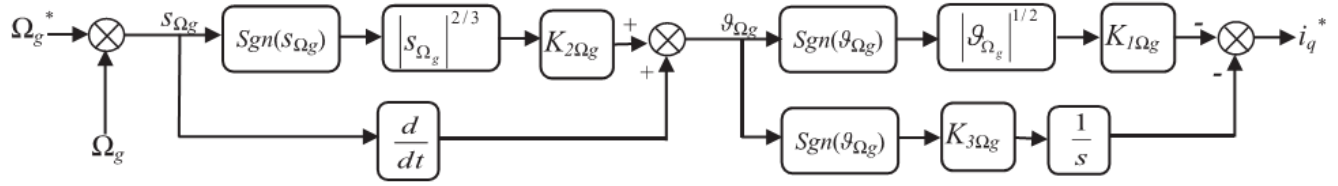


Figure IV.9 : Contrôleur MG3 proposé pour le régulateur de vitesse du générateur.[69]

2-Pour les régulateurs des courants du stator :

Les régulateurs des courants du stator sont conçus pour donner les références de tension comme suit [69]:

$$\begin{cases} v_{ds1}^* = -k_1 |\vartheta_{ids1}|^{\frac{1}{2}} \text{sgn}(\vartheta_{ids1}) - \int k_3 \cdot \text{sgn}(\vartheta_{ids1}) \\ \vartheta_{ids1} = \dot{s}_{ids1} + k_2 \cdot |s_{ids1}|^{\frac{2}{3}} \text{sgn}(s_{ids1}) \end{cases} \quad (\text{IV.49})$$

$$\begin{cases} v_{qs1}^* = -k_1 |\vartheta_{iqs1}|^{\frac{1}{2}} \text{sgn}(\vartheta_{iqs1}) - \int k_3 \cdot \text{sgn}(\vartheta_{iqs1}) \\ \vartheta_{iqs1} = \dot{s}_{iqs1} + k_2 \cdot |s_{iqs1}|^{\frac{2}{3}} \text{sgn}(s_{iqs1}) \end{cases} \quad (\text{IV.50})$$

Les contrôleurs MG3 proposés pour la régulation des courants du stator sont représentés comme indiqué dans la figure (IV.10).

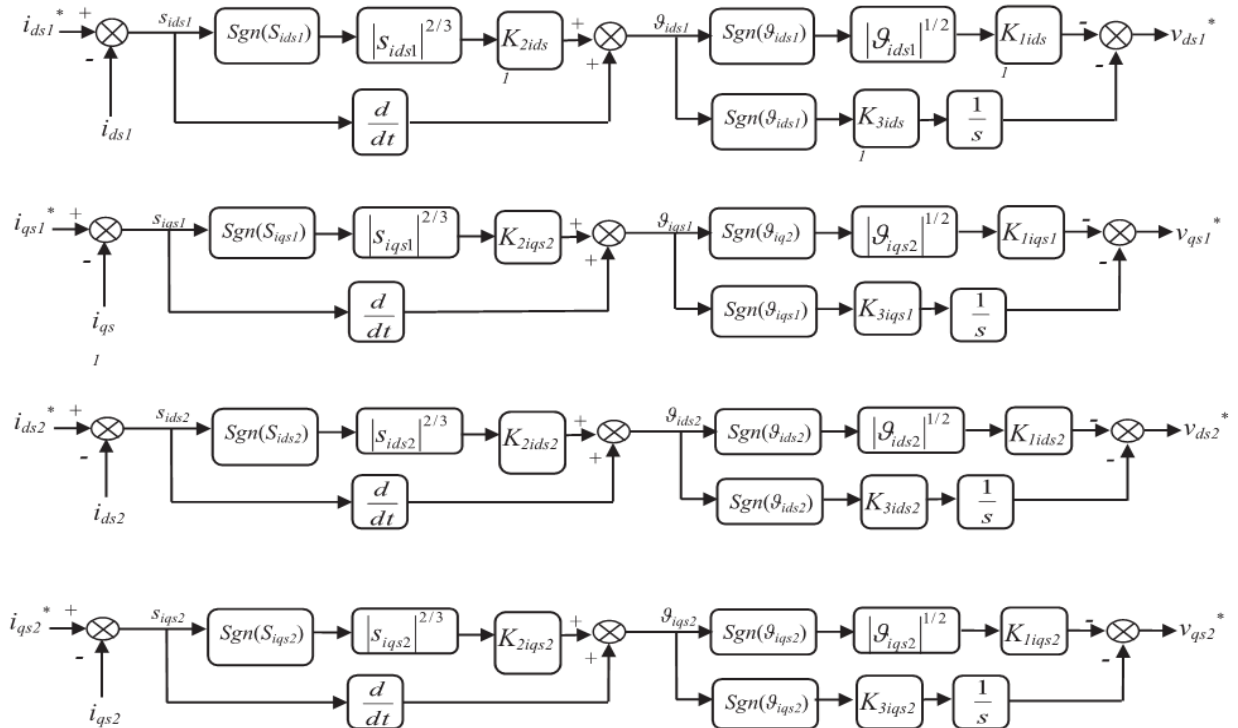


Figure IV.10 : Contrôleurs MG3 proposés pour la régulation des courants du stator [69].

IV.6.1.3. Analyse de stabilité de la commande proposée

Considérez la fonction candidate quadratique de Lyapunov pour l'analyse de stabilité de l'équation (IV.45) définie comme suit :

$$V(x) = \Lambda^T \Gamma \Lambda \quad (\text{IV.51})$$

Tel que :

$$\Lambda^T = \left[|u_1|^{\frac{2}{3}} \text{sgn}(u_1) \vartheta |u_3|^2 \text{sgn}(u_3) \right]$$

$$\vartheta = u_2 + k_2 \cdot |u_1|^{\frac{2}{3}} \text{sgn}(u_1)$$

$V(x)$ est différentiable partout, mais elle n'est pas localement Lipschitz à $u_1 = 0$.

Notre objectif est de dériver les conditions pour les coefficients $(l_1, l_{12}, l_{13}, l_2, l_{23}, l_3)$ et pour les gains (k_1, k_2, k_3) de l'équation (IV.45) tels que $V(x) > 0$ et que la dérivée temporelle de l'équation (IV.51) le long de l'équation (IV.45) soit négativement définie ($\dot{V} < 0$ pour tout $x \in, x \neq 0$).

Hypothèse : Considérons la fonction homogène et continue $V(x)$ donnée par l'équation (IV.51).

$V(x)$ est définie positive et complètement non bornée si et seulement si $\Gamma > 0$, c'est-à-dire,

$$l_1 > 0, l_1 l_2 > \frac{1}{4} l_{12}^2, l_1 (l_2 l_3 - l_{23}^2) + \frac{l_{12}}{2} \left(-\frac{l_{12} l_3}{2} + \frac{l_{13} l_{23}}{4} \right) + \frac{l_{13}}{2} \left(\frac{l_{12} l_{23}}{4} - \frac{l_2 l_{13}}{2} \right) > 0 \quad (\text{IV.52})$$

Dans ce cas, $V(x)$ satisfait les inégalités différentielles suivantes :

$$\dot{V}(x) \leq -k V^{\frac{3}{4}} \quad (\text{IV.53})$$

Pour une valeur positive k , il s'agit d'une fonction de Lyapunov pour le système (IV.45), dont la trajectoire converge en temps fini vers l'origine $x = 0$ pour chaque valeur de perturbation $|\rho| \leq \Delta$.

Preuve : Il est évident qu'en prenant l'équation (IV.51) comme fonction candidate de Lyapunov et en calculant la première dérivée temporelle le long de l'équation (IV.45), nous pouvons toujours trouver k pour tous les gains k_1, k_2, k_3 pour lesquels les états du MG3 conçu, dans l'équation (IV.45), convergent en temps fini vers le point d'équilibre.

Remarque : Les performances optimales du système peuvent être obtenues en ajustant les paramètres de conception du contrôleur proposé. Le système réel n'est généralement pas connu avec précision ; le modèle lui-même n'est pas vraiment adéquat et les estimations des paramètres sont bien plus élevées que les valeurs réelles. La conception du MG3 fournit déjà des bornes inférieures de conception pour les paramètres de contrôle qui garantissent la robustesse, la stabilité du système et la capacité de rejet des perturbations. Cependant, les gains de contrôle ne peuvent pas être conçus pour être extrêmement élevés, ce qui peut entraîner des

effets de saturation et de mauvaises performances de contrôle [70]. Par conséquent, des contraintes de conception sur les bornes supérieures des paramètres de contrôle sont également importantes pour la conception du MG3. La plupart des rapports indiquaient que les paramètres de conception étaient réglés par simulation informatique, comme dans le cas de Levant. Une autre méthode précise consiste à utiliser une stratégie d'adaptation qui garantit un mode de glissement parfait pendant un intervalle de temps spécifié en augmentant les paramètres de conception jusqu'à ce que le mode de glissement soit atteint, puis en les maintenant à cette valeur par la suite [71].

IV.7. Résultats de simulation et discussions

Afin d'examiner les performances des techniques de contrôle étudiées dans ce chapitre et de montrer la capacité de la GASDE à fonctionner dans des conditions normales et en cas de défaut, trois tests de simulation numérique ont été réalisés à l'aide du logiciel MATLAB/Simulink. Toutes les simulations numériques effectuées dans ce chapitre ont été réalisées en utilisant les paramètres présentés dans l'annexe (A), une référence de puissance réactive $Q^* = 0$ et le même profil de la vitesse du vent utilisé dans le chapitre précédent.

IV.7.1. Test de suivi des consignes

Dans ce test, les quatre types de contrôleurs utilisés (PI, MG1, MG2 et MG3) sont testés dans des conditions normales. Les résultats de simulation obtenus sont illustrés dans les figures (IV.11)-(IV.13). Comme le montre la figure (IV.11-a), nous constatons que les courbes de vitesse des quatre contrôleurs suivent la référence imposée avec une erreur statique et dynamique évidente pour le PI, qui est presque éliminée lors de l'utilisation des autres contrôleurs. Nous pouvons également remarquer dans la figure (IV.11-b) que le découplage entre les deux composantes du flux rotorique est parfaitement assuré.

Les figures (IV.11-c) et (IV.11-d) illustrent respectivement les puissances statoriques et le couple électromagnétique de la GASDE. Pour les courants statorique, on peut observer que leurs courbes de phases ont des formes presque sinusoïdales (Figure IV.11-e). Par ailleurs, les formes des courants diphasés statorique (Figure IV.11-f), reflètent les équations du modèle mentionnées dans le chapitre précédent.

La figure (IV.12-(a-c)) montre la distorsion harmonique totale (THD) de la puissance active statorique pour les trois types de contrôleurs à mode glissant. Il est clair que la puissance active statorique présente une THD plus faible pour le contrôleur MG3 (THD = 58,18%) par rapport aux autres (MG1 (THD = 85,26%) et MG2 (THD = 70,59%)).

Les résultats obtenus en termes de pourcentage de THD de la stratégie proposée par rapport aux autres méthodes peuvent être résumés par des diagrammes à barres, comme illustré dans la figure (IV.13). Il est clair que le contrôleur MG3 a fourni une valeur de THD de courant inférieure à celle des autres contrôles. Cela nous permet de confirmer l'efficacité du MG3 dans la réduction du phénomène de Chattering. De plus, comme le montre la figure (IV.14), il est évident que les courbes des puissances (P_g et Q_g) ainsi que celle de la tension du bus continu suivent presque parfaitement leurs références, ce qui permet un transfert d'énergie souple vers le réseau avec un facteur de puissance unitaire. Pour les courbes des tensions et des courants du réseau, on peut observer qu'elles ont des formes presque sinusoïdales.

IV.7.2. Test de robustesse

Ce test évalue la robustesse de la stratégie de contrôle proposée (MG3) par rapport aux autres stratégies (PI, MG1 et MG2). Pour cela, les paramètres de la machine ont été intentionnellement modifiés comme suit :

- Les valeurs des résistances des deux stators (R_{s1} , R_{s2}) ainsi que celle du rotor (R_r) ont été augmentées de 50% de leurs valeurs nominales,
- La valeur de l'inductance mutuelle L_m a été réduite de 50% de sa valeur nominale,
- La machine a été forcée à fonctionner avec une augmentation de 50% de l'inertie totale J du système.

Les résultats de simulation de ce test sont présentés dans la figure (IV.15). Le pourcentage d'erreur de la vitesse du générateur pour les quatre types de contrôleurs, présenté dans cette figure, montre clairement que le contrôleur PI est le plus affecté par ce test par rapport aux autres contrôleurs et en particulier le MG3 proposé présente l'erreur la plus faible.

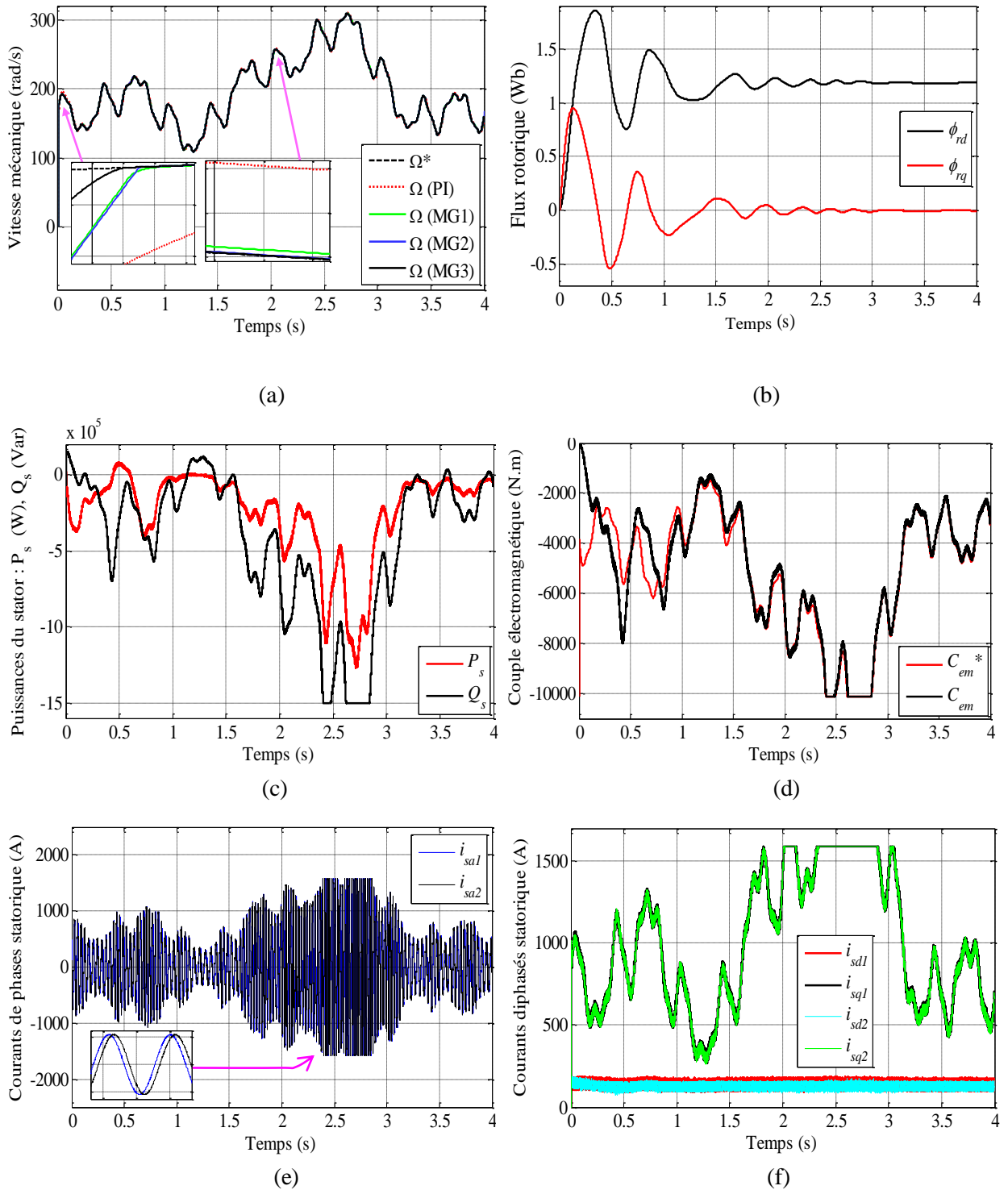


Figure IV.11 : Résultats de simulation relatifs au test de suivi de consignes.

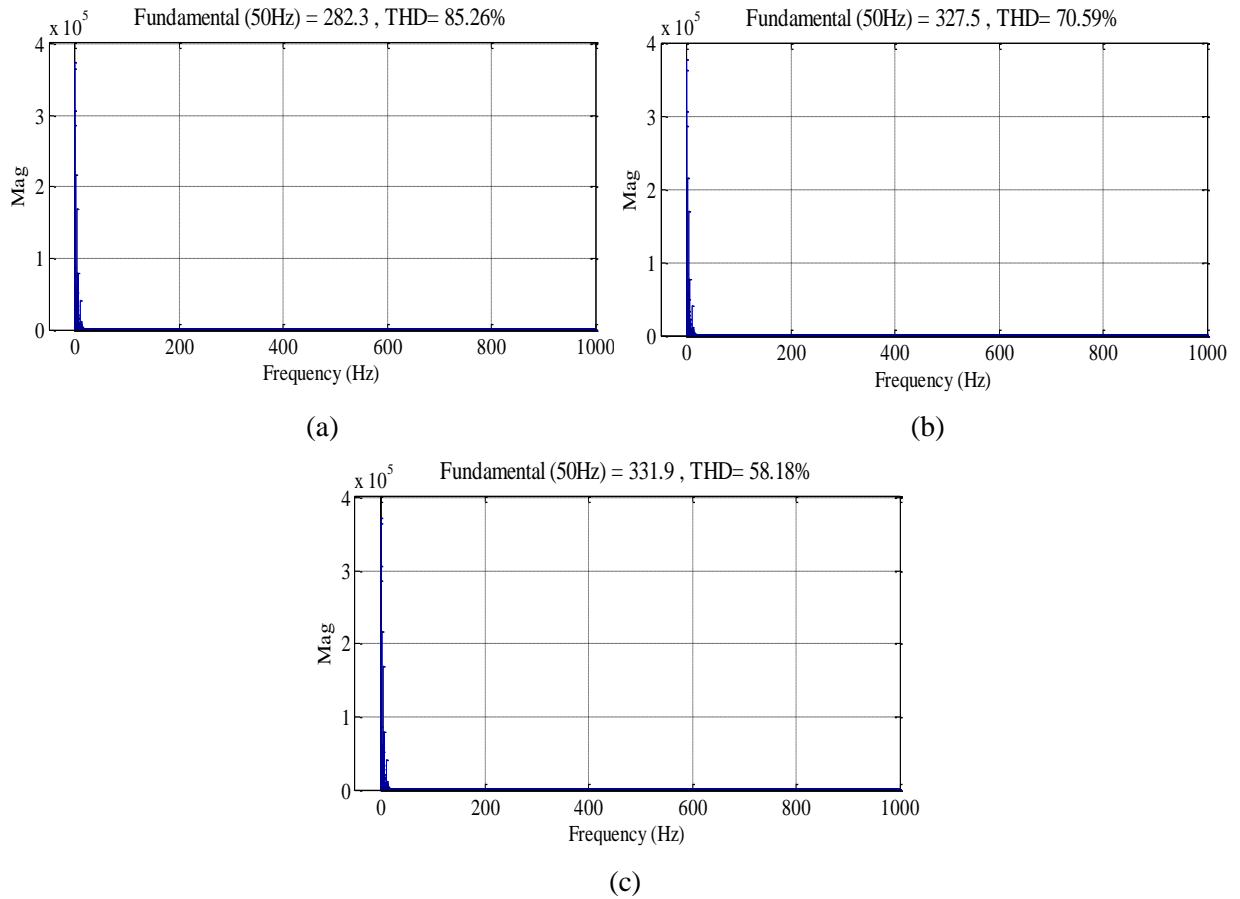


Figure IV.12 : THD relatif à la puissance active statorique pour le test de suivi de consignes : (a) MG1, (b) MG2, (c) MG3.

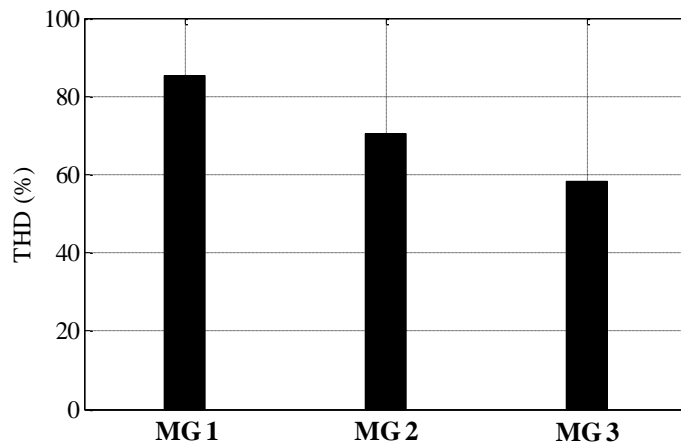


Figure IV.13 : Diagramme à barres des THD relatif aux techniques par mode glissant utilisées.

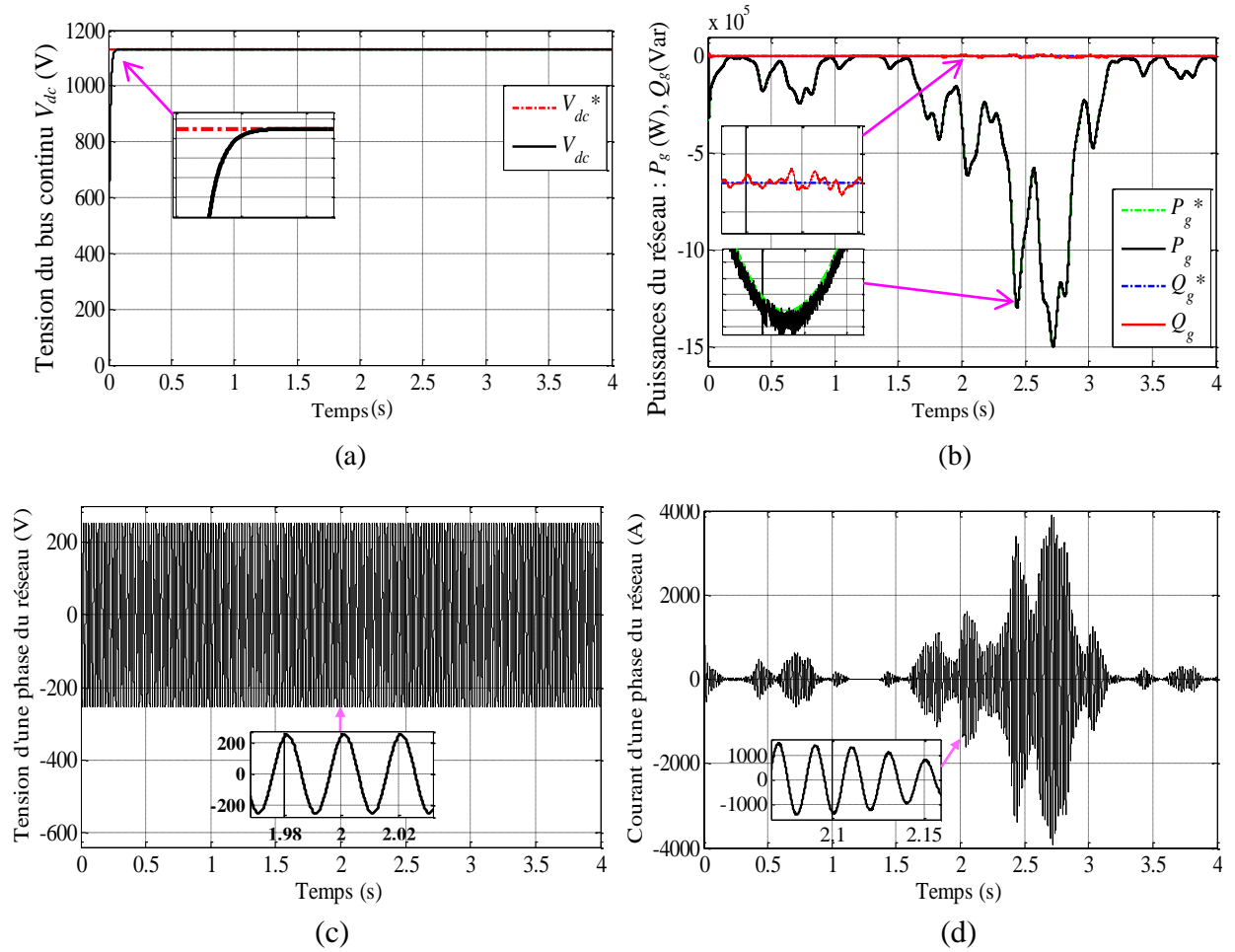


Figure IV.14: Résultats de simulation de la liaison au réseau : (a) Tension du bus continu, (b) puissances fournies au réseau, (c) Tension d'une phase du réseau, (d) Courant d'une phase du réseau.

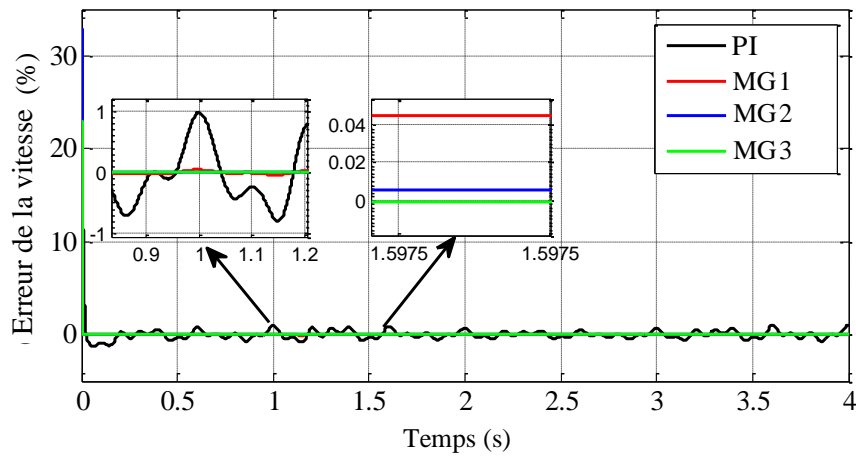


Figure IV.15 : Erreur en pourcentage de la vitesse de rotation de la GASDE (Test de robustesse).

Le tableau (IV.1) récapitule une comparaison des différents types de régulateurs afin de montrer l'efficacité de la commande proposés en termes de plusieurs critères :

Critère de performance	Régulateurs conventionnels			Régulateur proposé (MG3)
	PI	MG1	MG2	
Suivi des références	bon	Très bon	Très bon	Excellent
Simplicité de mise en œuvre	Simple	Complicé	Simple	Légèrement compliqué
Réponses dynamiques	Médium	Rapide	Rapide	Rapide
Dépassement (%)	Remarquable	Négligé	Négligé	Négligé
Effet de Chattering	Absent	Apparent	Faible	Très Faible
Stabilité	Stable	Asymptotique	Asymptotique	Temps Fini
Action de control	Continue	Discontinue	Continue	Continue
Temps d'établissement	Elevé	Médium	Médium	Relativement faible
Temps de montée	Elevé	Médium	Médium	Relativement faible
Sensibilité aux variations paramétriques	Elevée	Faible	Faible	Très Faible
Qualité du courant statorique	Acceptable	Bonne	Bonne	Excellente

Tableau IV.1 : Comparatif des différents types de régulateurs utilisés (PI, MG1, MG2, MG3).

IV.8. Conclusion

Au cours de ce chapitre, nous avons pu élaborer la conception de trois contrôleurs non linéaires distincts pour piloter un système éolien à base d'une GASDE. Nous avons examiné trois types de contrôleurs par mode glissant, à savoir MG1, MG2 et MG3, afin de les comparer et de les évaluer. L'objectif principal était de garantir un schéma de contrôle amélioré en utilisant un nouveau type de régulateur en mode glissant avec un effet réduit du phénomène de "Chattering". Les résultats de simulation obtenus pour le système éolien à base d'une GASDE de 1,5 MW ont montré, d'une part, l'efficacité et la supériorité du MG3 par rapport aux autres types de régulateurs utilisés.

L'un des principaux avantages de la GASDE, est sa capacité de fonctionner dans des conditions dégradées, ce qui sera l'objet du chapitre suivant.

Chapitre V :

Commande du système de conversion éolien basé sur une GASDE en mode dégradé

V.1. Introduction

Un défaut imprévu sur la machine électrique ou sa commande entraîne souvent un arrêt irréversible, générant ainsi des coûts de réparation considérables pour le consommateur, surtout dans le cas de machines puissantes. De plus, cela peut causer des perturbations ou des pertes de production, ainsi que des désagréments pour les personnes, notamment dans le cas du transport. Malgré sa réputation de robustesse, la machine asynchrone est soumise, tout au long de sa durée de vie, à diverses contraintes internes ou externes pouvant la rendre défaillante. Les impératifs industriels liés à la maintenabilité, la disponibilité, la sécurité et la fiabilité des équipements sont très exigeants. Par conséquent, l'industrie s'intéresse vivement à des techniques permettant de surveiller l'état de comportement de ces machines [74].

Les outils de diagnostic reposent sur la détection des signatures des défauts au niveau des grandeurs mesurables habituelles dans l'industrie (grandeurs électriques ou mécaniques). Cela peut se faire par l'analyse du contenu harmonique de ces grandeurs ou par l'observation comportementale de la machine. Tout au long de sa durée de vie, la machine asynchrone est soumise à des contraintes sévères pouvant entraîner diverses défaillances, notamment au niveau des sous-systèmes des entraînements électriques.

Dans ce chapitre, nous présenterons d'abord une synthèse simple des différents défauts généralement rencontrés par la GASDE. Ensuite, nous choisirons de traiter le défaut de la rupture de phase et le raccordement à un réseau déséquilibré.

V.2. Différent types de défaillances dans les machines asynchrones

De multiples anomalies peuvent se manifester sur les machines asynchrones, que celles-ci soient d'origine électrique, mécanique, ou magnétique. Ces anomalies, ayant des causes variées, sont regroupées en trois catégories distinctes :

1. Les déclencheurs de défauts, tels que la surchauffe du moteur, l'usure des éléments mécaniques comme les roulements à billes, la rupture de fixations, les problèmes d'isolation électrique, les surtensions transitoires, etc ;
2. Les facteurs contribuant aux défauts, incluant des charges fréquentes excessives, des températures ambiantes élevées, des défaillances de ventilation, l'humidité, des vibrations importantes, le vieillissement, etc ;
3. Les défauts sous-jacents et les erreurs humaines, englobant des défauts de fabrication, des composants défectueux, des dispositifs de protection inadaptés, l'absence de maintenance, et autres.

Ces diverses origines peuvent conduire à une détérioration des performances ou à des arrêts imprévus du système. Ainsi, un diagnostic précoce des défaillances est essentiel, comme souligné par [75]. Les organigrammes des figures V.1 et V.2 illustrent la diversité des sources de défauts. À titre indicatif, citons quelques origines de type :

- Mécaniques : mauvaise fabrication, vibrations de la machine, forces électromagnétiques déséquilibrées, force centrifuge, fluctuations de la charge.
- Électriques : dégradations d'isolement, décharges partielles, étincelles.
- Thermiques : pertes dans le cuivre, manque de refroidissement général ou localisé.
- Environnementales : humidité, ozone, poussière.

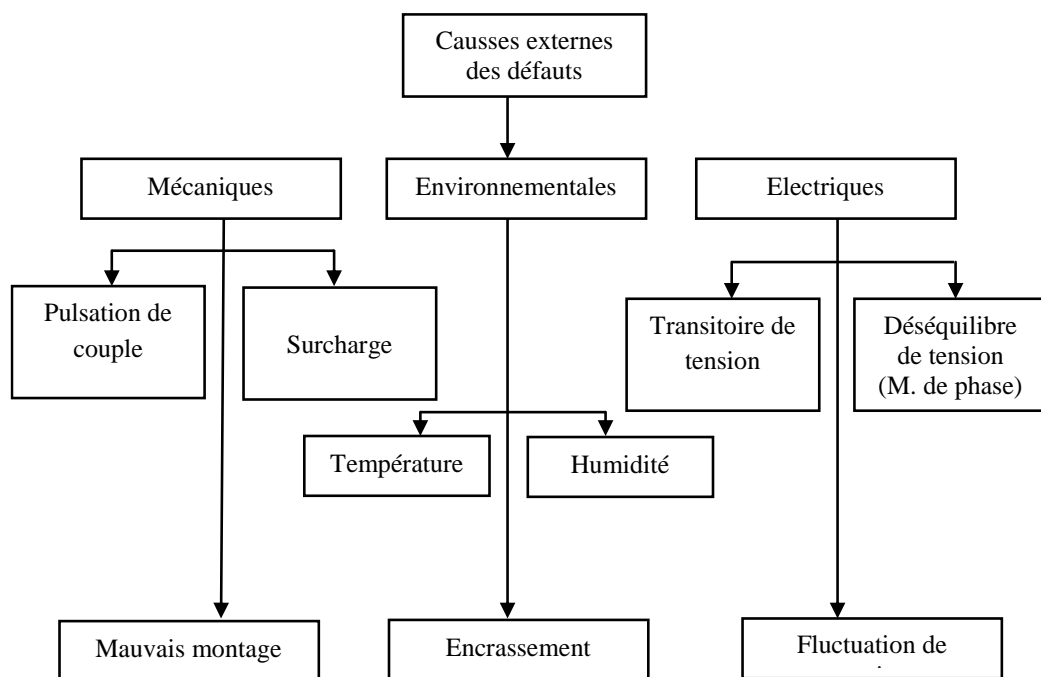


Figure V.1: Causes externes de défauts de la machine asynchrone [76].

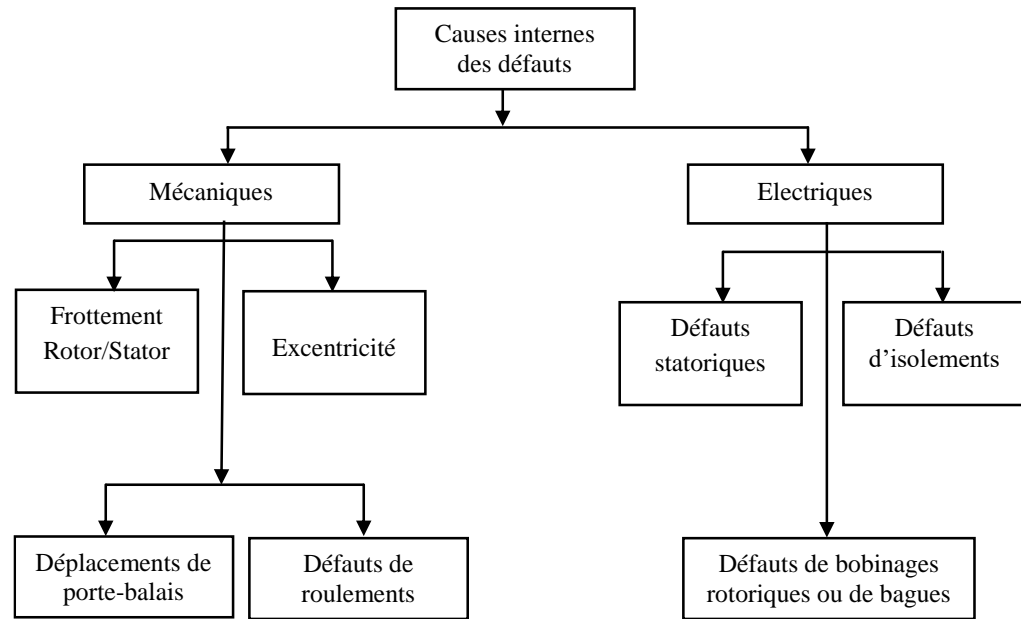


Figure V.2 : Causes internes de défauts de la machine asynchrone [76].

Les systèmes d'entraînement électriques se composent de plusieurs composants sensibles et sont de plus en plus sujets à des défaillances, ce qui rend impératif le suivi continu de leur fonctionnement. Les impératifs d'amélioration de la fiabilité, de la disponibilité et de la sécurité exigent une étude approfondie pour comprendre la relation entre les causes, les effets et les conséquences des défauts au sein d'une association onduleur de tension-machine électrique, telle que définie précédemment. Les défauts peuvent être catégorisés en fonction des blocs fonctionnels où ils se manifestent, comme indiqué dans [75]:

1. La machine ;
2. L'onduleur et son alimentation ou sa commande ;
3. La commande de l'onduleur, du redresseur ou des capteurs eux-mêmes ;
4. La transmission mécanique.

V.3. Nature des défaillances dans la machine asynchrone

Les défaillances qui peuvent survenir lors du fonctionnement de la machine asynchrone sont variées, se divisant généralement en deux grandes catégories : les défaillances d'origine électrique et celles d'origine mécanique.

V.3.1. Défaillances d'origine électrique

Au sein de cette catégorie, on distingue les défauts statoriques et les défauts rotoriques. Si le rotor est bobiné, il peut être affecté par les mêmes défauts que le stator. De plus, les défauts peuvent concerner les bagues constructrices, les balais, et les porte-balais au niveau de l'axe du

rotor. En revanche, pour un rotor à cage d'écureuil, les défauts peuvent prendre la forme d'une rupture de barre ou d'anneaux de court-circuit. Les défaillances du stator (et du rotor bobiné) résultent principalement de problèmes thermiques (surchauffe), électriques (diélectriques), mécaniques et environnementaux :

- **Origine électrique** : Les propriétés diélectriques du matériau isolant recouvrant les conducteurs peuvent être altérées par une contamination provenant de corps étrangers tels que poussières ou graisses. Cette contamination peut créer un pont résistif entre les conducteurs et le circuit magnétique, provoquant des décharges de courant et conduisant éventuellement à un court-circuit avec la carcasse magnétique.
- **Origine thermique** : Le vieillissement thermique naturel affecte les propriétés physiques du matériau isolant recouvrant les conducteurs, sensibilisant ces derniers aux facteurs de défaillance. La surcharge thermique, résultant de variations de tension mal équilibrées, entraîne une augmentation de la température des conducteurs.
- **Origine mécanique** : Un défaut d'excentricité du rotor peut entraîner un contact avec les conducteurs statoriques, provoquant l'abrasion du matériau isolant voire du cuivre. Dans les machines ventilées, des corps étrangers projetés par le ventilateur, tels que de l'aluminium fondu, des matériaux de soudure ou des morceaux du circuit magnétique, peuvent causer des effets similaires. Les démarrages, avec des forces radiales et tangentielles importantes, peuvent détériorer le matériau isolant sous contraintes mécaniques.
- **Origine environnementale** : Une contamination par des corps étrangers réduit la capacité de dissipation thermique de la machine, affectant ainsi la durée de vie du matériau isolant. Un environnement à haute température ou un taux élevé d'humidité favorisent également les décharges partielles, de même qu'un environnement chimiquement corrosif. Les défauts les plus fréquents, situés au niveau du stator, incluent :
 - **Court-circuit entre spires** : Ce défaut, fréquent au stator, résulte généralement d'un défaut d'isolation dans l'enroulement concerné. Il provoque une augmentation significative du courant dans les spires en court-circuit, modifie légèrement l'amplitude sur les autres phases et altère le facteur de puissance. Cela entraîne une élévation de la température, conduisant à une détérioration progressive du matériau isolant et augmentant les risques d'émission de fumées voire d'incendie.
 - **Court-circuit entre phases** : Ce type de défaillance peut survenir à n'importe quel point du bobinage, avec des répercussions différentes en fonction de la localisation. Un court-circuit proche de l'alimentation entre phases peut induire des courants très élevés, entraînant la fusion des conducteurs d'alimentation ou la dé-

clenchement des protections. D'autre part, un court-circuit proche du neutre entre deux phases provoque un déséquilibre sans fusion des conducteurs. Le déséquilibre des courants statoriques entraîne une augmentation des courants dans les enroulements ou les barres/anneaux du rotor. La détection de ce type de défaut repose sur le déséquilibre des courants de phases.

- **Conséquences des défauts statoriques** : En général, un court-circuit perturbe la répartition spatiale du champ tournant. Cela génère des oscillations du couple électromagnétique, entraînant des vibrations mécaniques pouvant avoir des effets destructeurs sur les organes mécaniques environnants la machine. De plus, le courant circulant dans la boucle créée par le court-circuit peut atteindre des valeurs élevées.

V.3.2. Défaillances d'origine mécanique

Dans la littérature, les défauts mécaniques occupent une place importante parmi les défaillances du moteur. Cette catégorie englobe les défauts d'excentricités statiques, dynamiques et mixtes, ainsi que les défauts de roulement. On distingue généralement trois catégories d'excentricité [76] :

- L'excentricité dynamique (Figure V.3 (a)) : elle se caractérise par un centre de rotation du rotor différent du centre géométrique du stator. De plus, le centre du rotor tourne autour du centre géométrique du stator. Cette forme d'excentricité peut résulter d'une déformation du cylindre rotorique, d'une déformation du cylindre statorique, ou de la détérioration des roulements à billes ;
- L'excentricité statique (Figure V.3 (b)) : généralement causée par un désalignement de l'axe de rotation du rotor par rapport à l'axe du stator. La principale cause en est un défaut de centrage des flasques ;
- L'excentricité mixte (Figure V.3 (c)) : la combinaison des deux cas mentionnés ci-dessus.

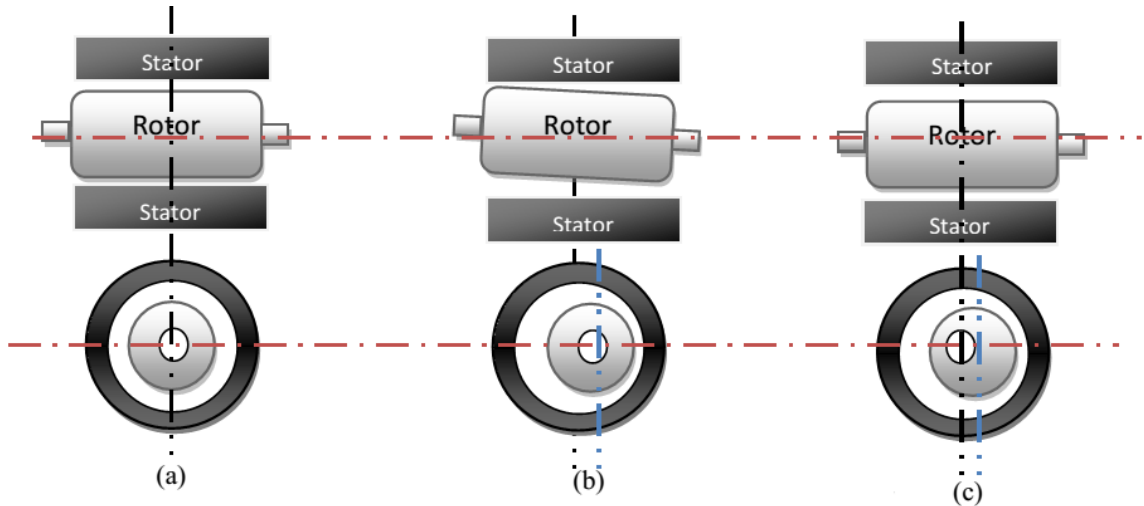


Figure V.3 : Types d'excentricité : (a) dynamique ; (b) statique ; (c) mixte [76].

V.3.3. Les défauts de la commande

Ce type de défauts entraîne une dégradation des performances de la commande et l'apparition d'oscillations d'amplitude plus ou moins importante suivant le point de fonctionnement [76]. D'autre part, les mauvaises performances d'une structure de commande (du type vectoriel ou autre) peuvent être aussi vues comme un défaut de l'association. En effet, elles sont essentiellement causées par: - L'absence de robustesse dans le cas de variations des paramètres de l'association engendre une mauvaise estimation de ces variations. - Une mauvaise prise en compte des non-linéarités (temps de garde notamment). - Une gestion imparfaite ou absente des transitions de modes de commande ou de MLI. La dégradation de commande des performances se manifeste alors par des oscillations ou des régimes transitoires analogues à ceux provoqués par des défauts réels de l'association.

V.3.4. Les défauts de l'onduleur

Les interrupteurs de l'onduleur doivent supporter de grandes variations de température (cycles thermiques). Pour les transistors bipolaires type IGBTs, la disparité entre le coefficient de dilatation thermique et les coefficients du fil en aluminium et de la puce de silicone est la cause d'efforts de cisaillement sur les interfaces de liaison qui peuvent mener à la rupture du fil. Afin de prévoir la durée de vie d'un IGBT, le nombre de cycles thermiques qu'il supporte lors du fonctionnement doit être correctement déterminé. Indépendamment des commutateurs d'inverseur, le condensateur C est une pièce importante de l'onduleur et devrait être pris en considération en estimant la fiabilité de l'onduleur. Afin d'améliorer la fiabilité de l'onduleur, les IGBTs et les diodes correspondantes ainsi que les commandes de porte (et les circuits additionnels de commande) peuvent être fusionnés dans un module unique de puissance. Les circuits additionnels de commande peuvent fournir des fonctions de protection contre la surchauffe, le court-circuit,etc. Les défauts donc de l'onduleur consistent es-

sentiellement dans le fonctionnement défectueux des composants de puissance et de la commande des semi-conducteurs.

- **Les défauts des semi-conducteurs de puissance**

Dans le cas d'un onduleur de tension utilisant à base des thyristors GTO et, depuis peu, les IGBT, la mise en défaut brutale du composant peut avoir plusieurs origines. Cependant, c'est essentiellement un phénomène thermique qui est la cause directe des destructions de composant, la température du silicium atteignant une valeur critique qui lui fait perdre ses capacités de semi-conducteur. Les destructions de l'IGBT sont essentiellement dues à des surintensités, des surtensions ou des forts gradients de tension. Les mécanismes de destruction sont principalement la mauvaise dissipation des pertes et l'effet thyristor (dit "LATCHING") qui consiste en l'amorçage incontrôlé du thyristor parasite inscrit dans la structure de l'IGBT. Les défauts de GTO se produisent [76]:

- **à l'ouverture** : remise en conduction du fait d'un taux de montée de la tension directe trop important ou échauffements localisés provoqués par la focalisation des lignes de courant.
- **à la fermeture** : si le taux de montée du courant est trop important et la gâchette et la cathode ne sont pas suffisamment inter-digitées, il y a amorçage de seulement une partie de la cathode et donc un échauffement localisé se produit.
- **pendant la conduction** : si un sur-courant circule pendant une durée ne respectant pas les critères de surcharge, il y a destruction thermique.
- **pendant l'état bloqué** : Suite à une surtension, le composant est détruit par effet d'avalanche, une circonstance aggravante est alors la température élevée du GTO. Tous ces fonctionnements conduisent à une fusion du silicium: le thyristor GTO se comporte alors comme un interrupteur fermé idéal. A la différence du thyristor GTO, la destruction de l'IGBT en court-circuit est précédée par un régime de plateau durant lequel le courant est limité à une valeur fonction de la tension de gâchette, de la température et de la technologie.

- **Les défauts de la commande de l'onduleur**

Si la logique de commande en amont des pilotes des interrupteurs de puissance est bonne, les fonctionnements anormaux de la commande de l'onduleur sont essentiellement dus à :

- La rupture de la connexion entre le pilote et l'interrupteur qui est alors maintenu dans l'état précédant la rupture.
- L'inhibition du pilote suite à la détection d'un court-circuit ou à une tension d'alimentation du pilote insuffisante. En supposant l'interrupteur sain, cette inhibition entraîne une ouverture du semi-conducteur qui se comporte alors comme un interrupteur ouvert parfait (aux courants de fuite près). Les défauts de commande de l'onduleur auront des conséquences importantes sur

le fonctionnement de l'association car ils modifient de manière fondamentale les conditions d'alimentation de la machine.

Les méthodes sans modèle sont basées sur l'extraction d'informations par le biais du traitement des signaux mesurés. Les signaux mesurables (les courants, les tensions, la vitesse, les vibrations, la température, les émissions sonores) peuvent fournir des informations significatives sur les défauts.

A partir de ces grandeurs caractéristiques du fonctionnement des machines électriques, la mise en œuvre de méthodes décisionnelles (par exemple à base de reconnaissance des formes) permet de concevoir des systèmes de surveillance ou des algorithmes performants au service du diagnostic. Les performances de ces méthodes sont étroitement liées à la pertinence des indicateurs de défauts retenus et à la finesse d'analyse des mesures [78].

V.4. Reconfiguration de la commande de la GASDE suite à un défaut de rupture d'une étoile (DRE)

L'un des points forts de la GASDE réside dans sa capacité à maintenir la continuité de service en cas de défaillance au niveau de l'un des deux onduleurs. La reconfiguration du système de puissance permet un retour à un mode de fonctionnement de machine asynchrone triphasée. Cette caractéristique permet à l'ensemble de l'entraînement électrique de rester opérationnel même en cas d'état dégradé, évitant ainsi l'arrêt total du système. Cette capacité est particulièrement avantageuse dans des applications telles que les systèmes de conversion éolienne, où l'interruption immédiate et définitive du dispositif doit être évitée à tout prix.

Nous nous concentrons ici sur la reconfiguration du mode de fonctionnement de la GASDE suite à un DRE. La stratégie proposée consiste à éliminer l'un des onduleurs et à ramener le fonctionnement de la machine à celui d'une machine asynchrone triphasée avec un contrôle vectoriel classique. Cette étude démontrera la possibilité de maintenir un fonctionnement acceptable de la machine en termes de grandeurs électriques et mécaniques (courant, couple, flux, tensions). Le fonctionnement est considéré comme acceptable tant que les valeurs des courants et des tensions restent inférieures aux valeurs maximales autorisées. Il est également essentiel de s'assurer que la vitesse et le couple varient peu par rapport à leurs valeurs avant le défaut.

Dans cette étude, la commande par un seul onduleur présente plus d'avantages qu'une commande mixte, en particulier lorsque la gestion du défaut est plus aisée, notamment si le défaut survient sur l'armature qui n'assure pas le fluxage. La reconfiguration du mode de fonctionnement de la machine, permettant de passer d'une GASDE à une machine asynchrone triphasée, se réalise à deux niveaux : le circuit de puissance et la commande de la machine.

- Les circuits de puissance : Il est impératif de maintenir la continuité des grandeurs électriques (courant et flux). Pour ce faire, un dispositif d'électronique de puissance tel qu'un commutateur, un contacteur, des résistances, etc., doit être mis en place pour assurer cette transition.
- La commande de la machine : Il est nécessaire d'effectuer la transition du contrôle vectoriel de la GASDE vers un contrôle vectoriel classique d'une machine asynchrone conventionnelle.

La Figure (V.4) illustre la reconfiguration du fonctionnement de la GASDE suite à un DRE.

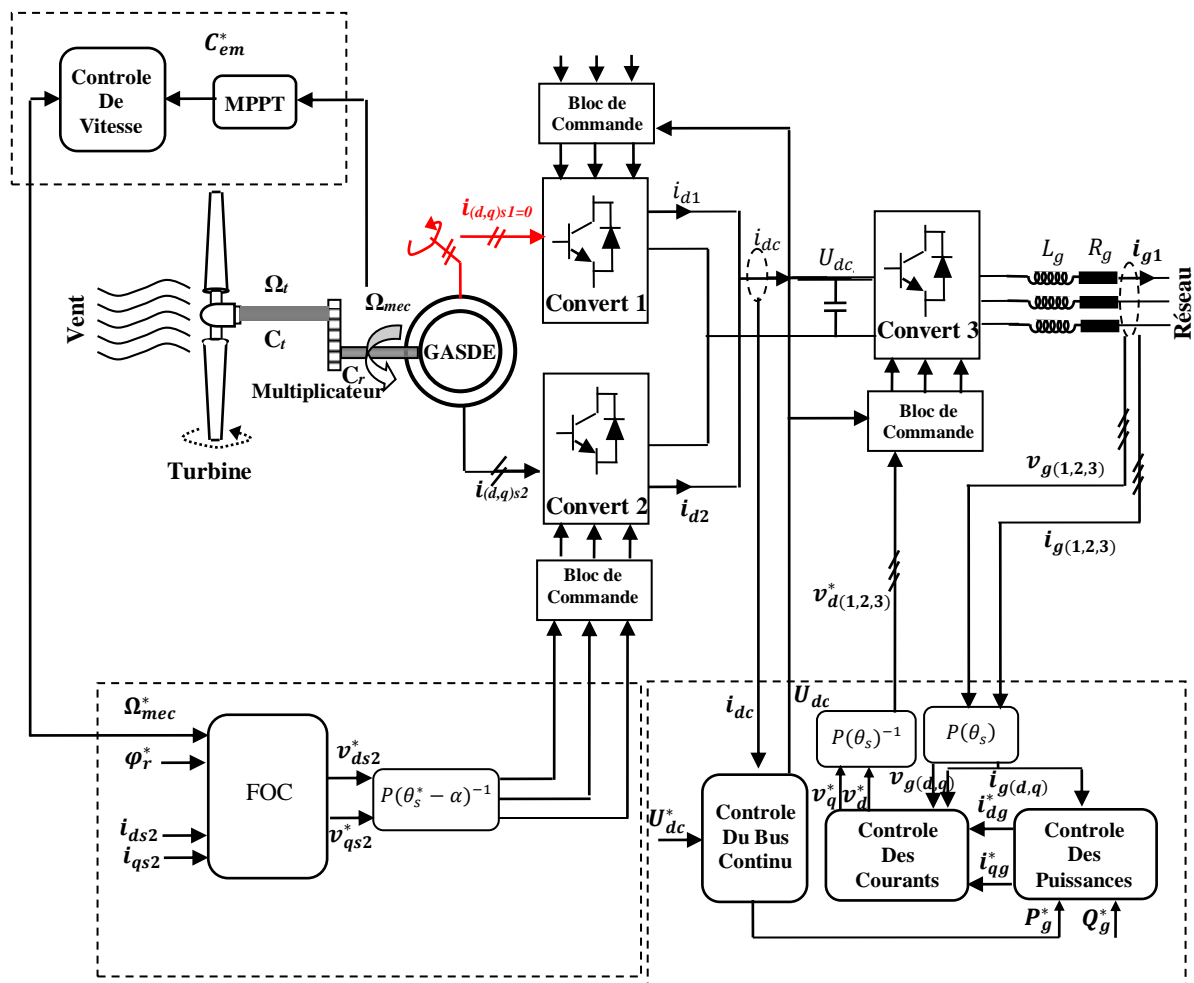


Figure V.4 : Reconfiguration du mode de fonctionnement de la GASDE.

V.5. Structure de la nouvelle commande

En cas d'un DRE observé par la GASDE à travers le stator, le contrôle du flux demeure constant, éliminant ainsi la nécessité de modifier la magnétisation. Lors du passage d'un fonctionnement avec les deux onduleurs à un fonctionnement avec un seul onduleur, il est impératif d'annuler les tensions d'alimentation du côté de la première étoile, là où se situe le défaut (voir Figure V.4).

La reconfiguration de la partie puissance vise à transformer le mode de fonctionnement de la GASDE à deux onduleurs en celui d'une GASDE avec un seul onduleur. Cette transition doit s'accompagner d'une reconfiguration appropriée de la commande. Par conséquent, le contrôle vectoriel initial de la GASDE doit être remplacé par le contrôle vectoriel classique d'une machine asynchrone triphasée.

Les équations de la GASDE pendant le DRE se réduisent à celles d'une machine asynchrone triphasée conventionnelle, comme indiqué ci-dessous :

$$\begin{cases} i_{qs2}^* = \frac{L_m + L_r}{PL_m \varphi_r^*} C_{em}^* \\ \omega_{gl}^* = \frac{r_r L_m}{(L_m + L_r) \varphi_r^*} (i_{qs2}^*) \\ i_{ds2}^* = \frac{\varphi_r^*}{L_m} \end{cases} \quad (\text{V.1})$$

Et les tensions statoriques de référence à flux constant sont formulées de la manière suivante :

$$\begin{cases} v_{ds2}^* = v_{dfs2} - v_{ds2c} \\ v_{qs2}^* = v_{qfs2} + v_{qs2c} \end{cases} \quad (\text{V.2})$$

Avec :

$$\begin{cases} v_{dfs2} = PI_3 \cdot (i_{ds2}^* - i_{ds2}) \\ v_{qfs2} = PI_4 \cdot (i_{qs2}^* - i_{qs2}) \end{cases} \quad (\text{V.3})$$

Et

$$\begin{cases} v_{ds2c} = \omega_s^* \cdot (L_{s2} \cdot i_{qs2} + \tau_r \cdot \varphi_{dr}^* \cdot \omega_{sl}^*) \\ v_{qs2c} = \omega_s^* \cdot (L_{s2} \cdot i_{ds2} + \varphi_{dr}^*) \end{cases} \quad (\text{V.4})$$

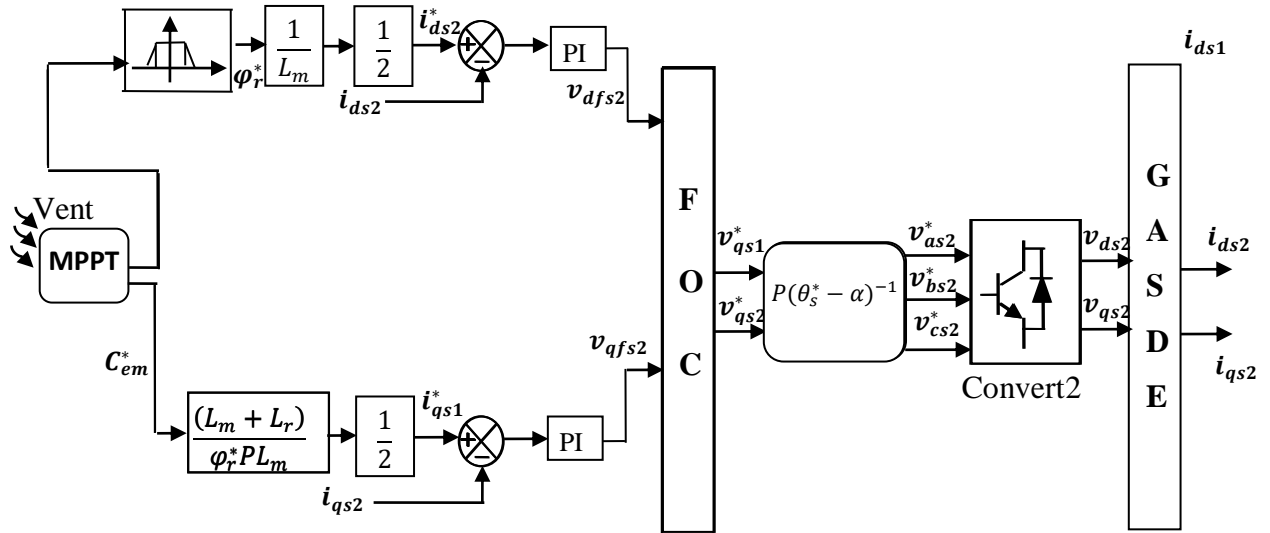


Figure V.5 : Schéma de la nouvelle FOC appliquée à la GASDE en mode dégradé (DRE).

V.6. Connexion du système de conversion à base de la GASDE à un réseau déséquilibré

V.6.1. Origine du déséquilibre

Un système triphasé équilibré est constitué de trois grandeurs de même nature et de même pulsation ayant une amplitude identique et un déphasage de 120° entre elles. Lorsque ces conditions de phase et d'amplitude ne sont pas respectées, on parle de système triphasé déséquilibré [79].

Les déséquilibres de tension et de courant surviennent généralement en présence d'un déséquilibre des charges. Si un récepteur triphasé n'est pas équilibré et est alimenté par un réseau triphasé équilibré, cela entraîne des déséquilibres de tension en raison de la circulation de courants non équilibrés dans les impédances du réseau [80].

Le niveau de déséquilibre est influencé à la fois par la puissance et la localisation des charges perturbatrices, ainsi que par la puissance de court-circuit du réseau amont. Le bouclage des réseaux, qui favorise une puissance de court-circuit élevée, permet de réduire le degré de déséquilibre. Les déséquilibres de tension génèrent des composantes inverses de courant, engendrant des couples de freinage parasites et des échauffements dans les machines à courant alternatif. Ils peuvent également perturber le fonctionnement des dispositifs à thyristors à commande de phase [82]. Le déséquilibre peut entraîner des problèmes pour les équipements triphasés connectés au réseau. En effet, chaque charge triphasée doit demander un courant identique sur chaque phase, tandis que les charges monophasées connectées à un réseau triphasé doivent être réparties de manière aussi uniforme que possible entre les trois phases [80].

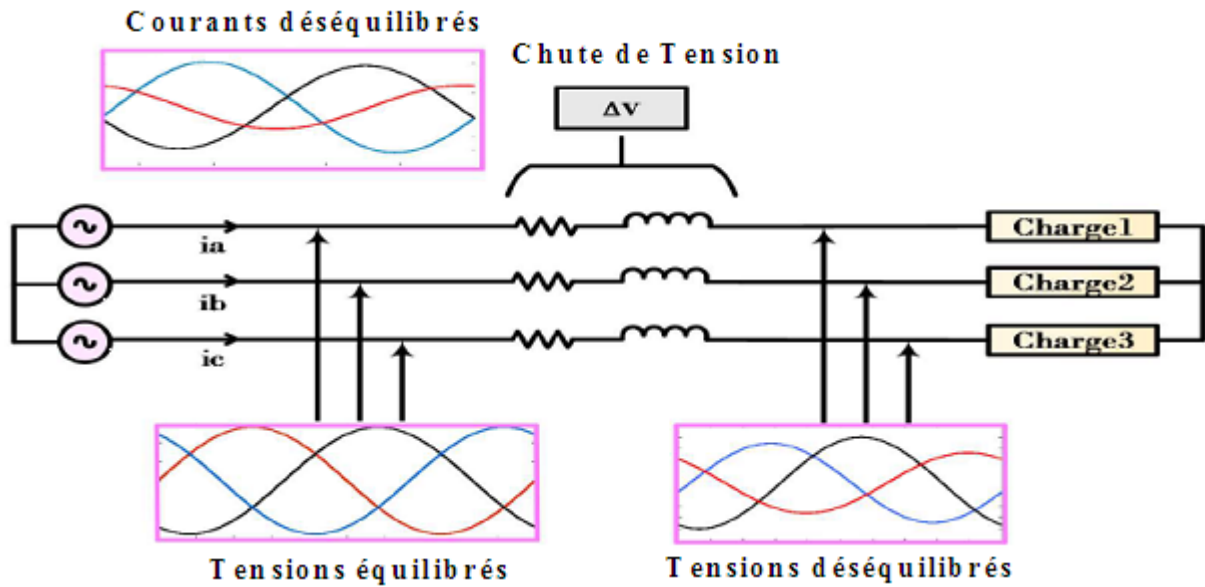


Figure V.6 : Schéma d'un réseau triphasé avec des récepteurs déséquilibrés alimentés par une source triphasée de tension.

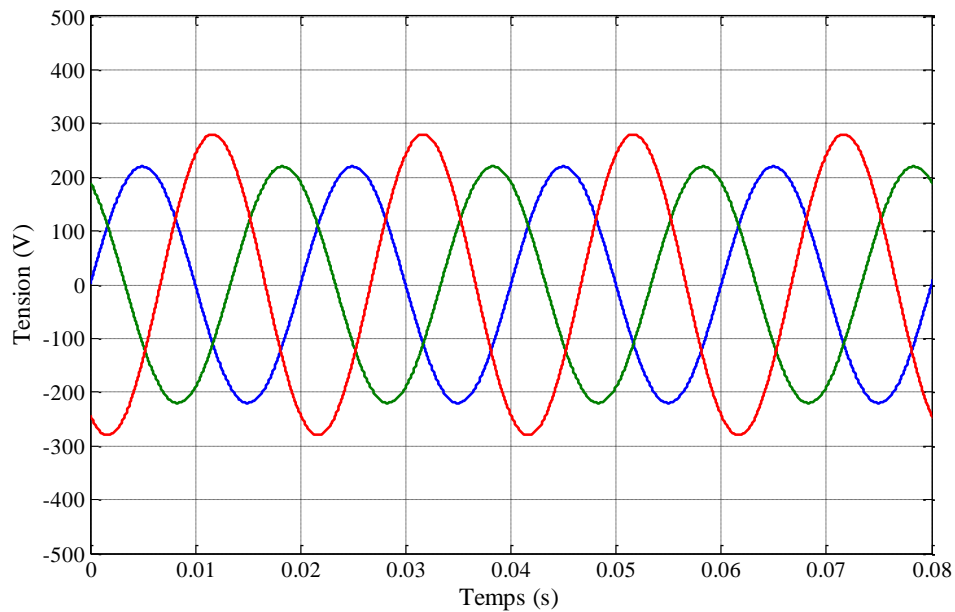


Figure V.7 : Courbes des tensions triphasées déséquilibrées.

V.6.2. Conséquence du déséquilibre

Lorsque des déséquilibres de tension ou de courant sont présents, le fonctionnement d'une charge entraîne l'émergence de composantes directe, inverse, homopolaire, ainsi que des composantes harmoniques non caractéristiques. Les déséquilibres de tension ont un impact sur l'ensemble des équipements triphasés, en particulier sur les machines électriques. En effet, celles-ci sont alors soumises à un couple de freinage indésirable causé par le champ magnétique induit, proportionnel aux amplitudes des composantes directes et inverses. Il est important de noter que

la direction de rotation de la composante directe du champ est opposée à celle de la composante inverse [79]. Par conséquent, cela peut entraîner un échauffement et une dégradation au niveau des enroulements statoriques et rotoriques, induisant ainsi un vieillissement thermique accéléré de la machine. En pratique, tout déséquilibre de tension dépassant les 2% entraîne une surchauffe des équipements, nécessitant une surdimensionnement pour compenser cette élévation de température et prévenir une détérioration prématurée [79-80].

Les effets des composantes inverses sur les machines perturbent le fonctionnement des dispositifs à thyristors à commande de phase. L'effet du déséquilibre homopolaire peut induire un échauffement du conducteur neutre, et si le diamètre du conducteur est insuffisant, cela peut conduire à une rupture du conducteur [81].

V.7. Résultats de simulation

Afin d'examiner les performances des techniques de contrôle étudiées dans cette partie et de montrer la capacité du système de conversion éolien à base d'une GASDE à fonctionner en mode dégradé, deux tests de simulation numérique ont été réalisés à l'aide du logiciel Matlab/Simulink et en utilisant le même cahier de charge utilisé dans les chapitres précédents, sauf que nous avons utilisé ici un profil du vent constant afin de différencier l'effet des perturbations du vent à ceux engendrés par les défauts créés.

V.7.1. Test d'un défaut de rupture d'une phase (DRP)

Afin d'illustrer les performances du système éolien à base d'une GASDE en cas de DRP, dans ce test, une phase de la machine a été intentionnellement déconnectée (figure V.8). Comme décrit précédemment, la capacité à fonctionner en régime dégradé est l'un des principaux avantages des machines multiphasées.

Les résultats de simulation obtenus sont illustrés dans la figure (V.9). Il ressort de cette figure qu'en supprimant une phase de la machine à l'instant $t = 5$ s, de légères perturbations ont été remarqué sur les courbes de puissances et celle du couple électromagnétique, mais le système continu presque à fournir les mêmes valeurs des puissances produites dans le cas sain. Aussi, nous avons remarqué que le défaut créé n'a engendré aucun effet néfaste sur l'orientation du flux et la qualité presque sinusoïdale des courants statoriques.

Ces résultats confirment donc l'intérêt particulier de ce type de machine multiphasée dans de telles conditions de fonctionnement.

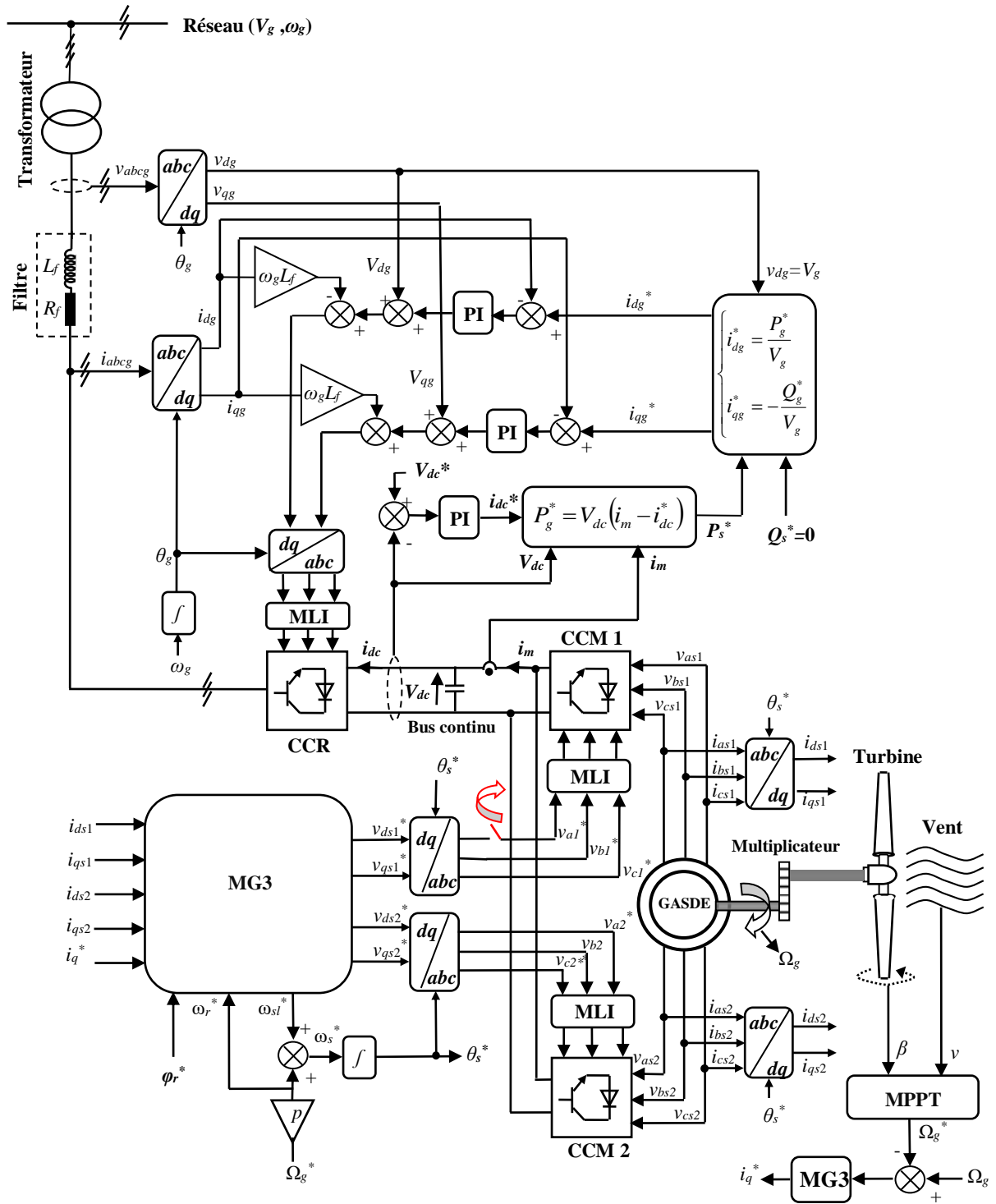


Figure V.8 : Schéma global de la commande par MG3 de la GASDE en mode dégradé [83].

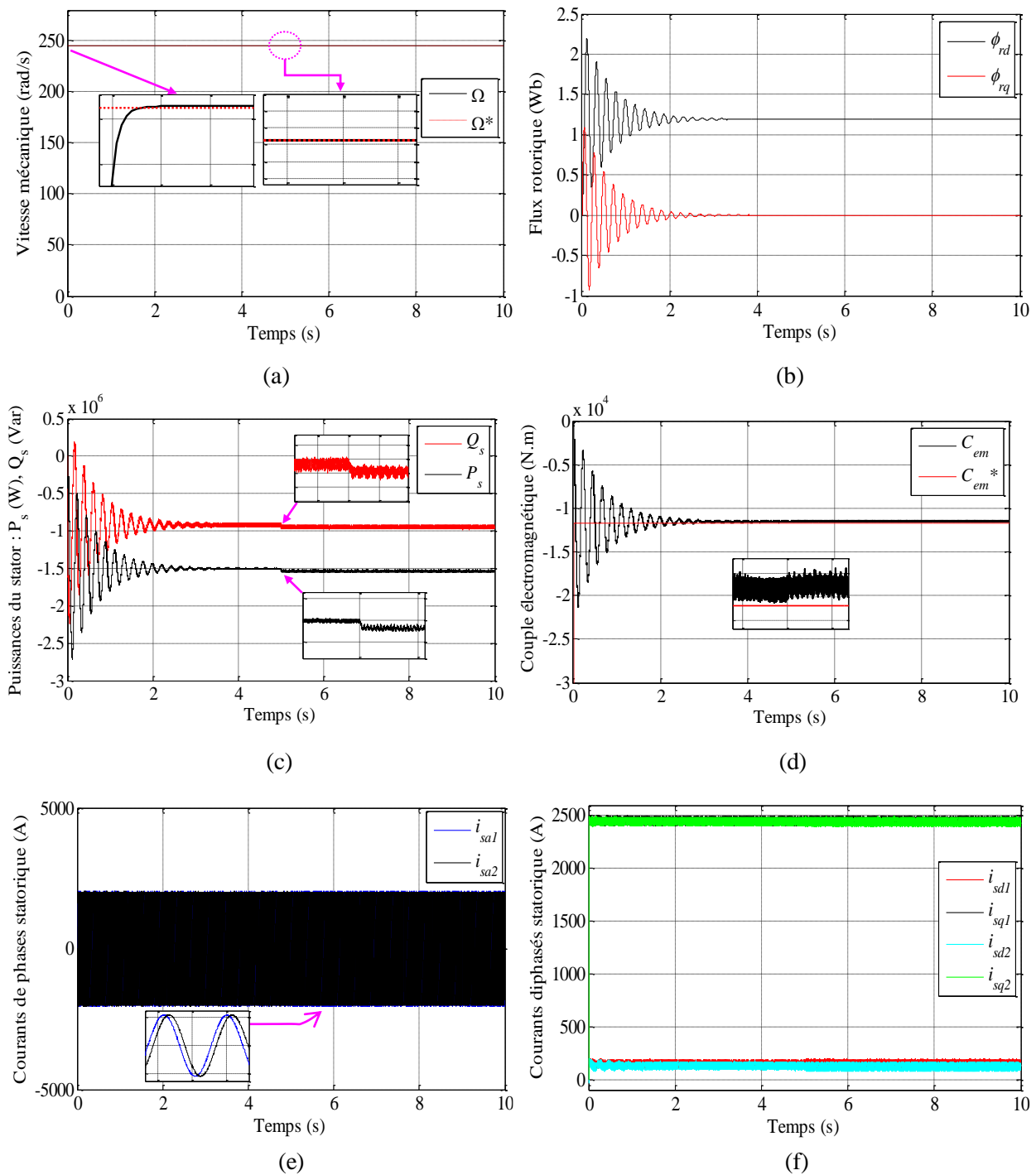


Figure V.9 : Résultats de simulation du test d'un DRP du système éolien à base d'une GASDE.

V.7.2. Test d'un défaut de rupture d'une étoile (DRE)

Afin d'illustrer les performances du système éolien à base d'une GASDE en cas de DRE, la deuxième étoile de la machine a été intentionnellement débranchée (figure V.10). Les résultats de simulation obtenus sont illustrés dans la figure (V.11). Il ressort de cette figure qu'en supprimant une étoile de la machine à l'instant $t = 5$ s, les courants de l'étoile supprimée sont annulés à partir de cet instant (Figure V.9. (a)-(b)). Par conséquent à ce défaut, les valeurs des

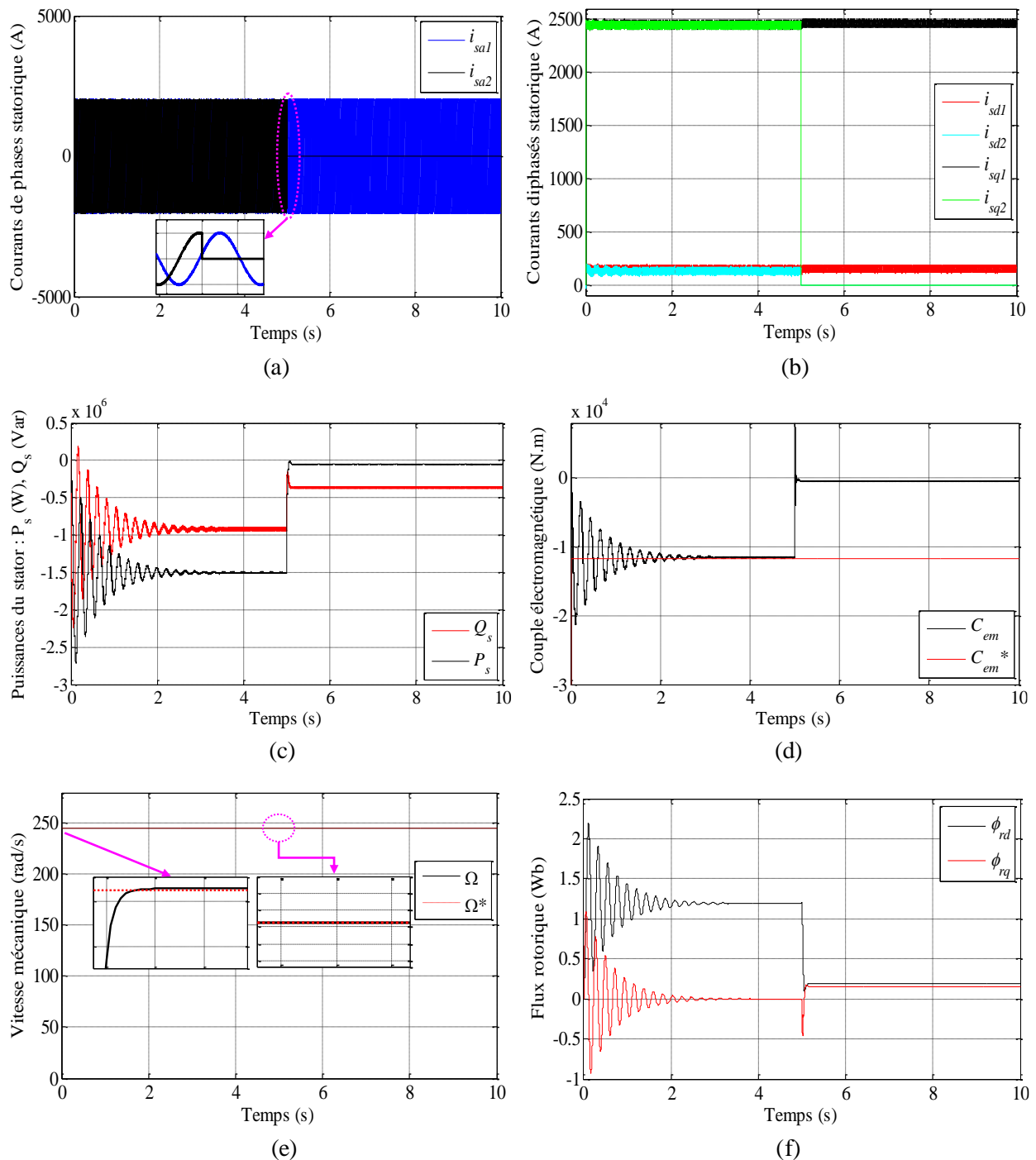


Figure V.11 : Résultats de simulation du test d'un DRE du système éolien à base d'une GASDE.

V.7.3. Test de raccordement à un réseau déséquilibré (RRD)

Dans la majorité des travaux de recherche effectués sur les éoliennes raccordées au réseau électrique, ce dernier est considéré comme système équilibré. Mais, avec l'augmentation rapide de l'utilisation des différents types de charges non linéaires, le déséquilibre dans le réseau électrique a devenu un problème fréquent et sérieux qui doit être étudié et pris en charge.

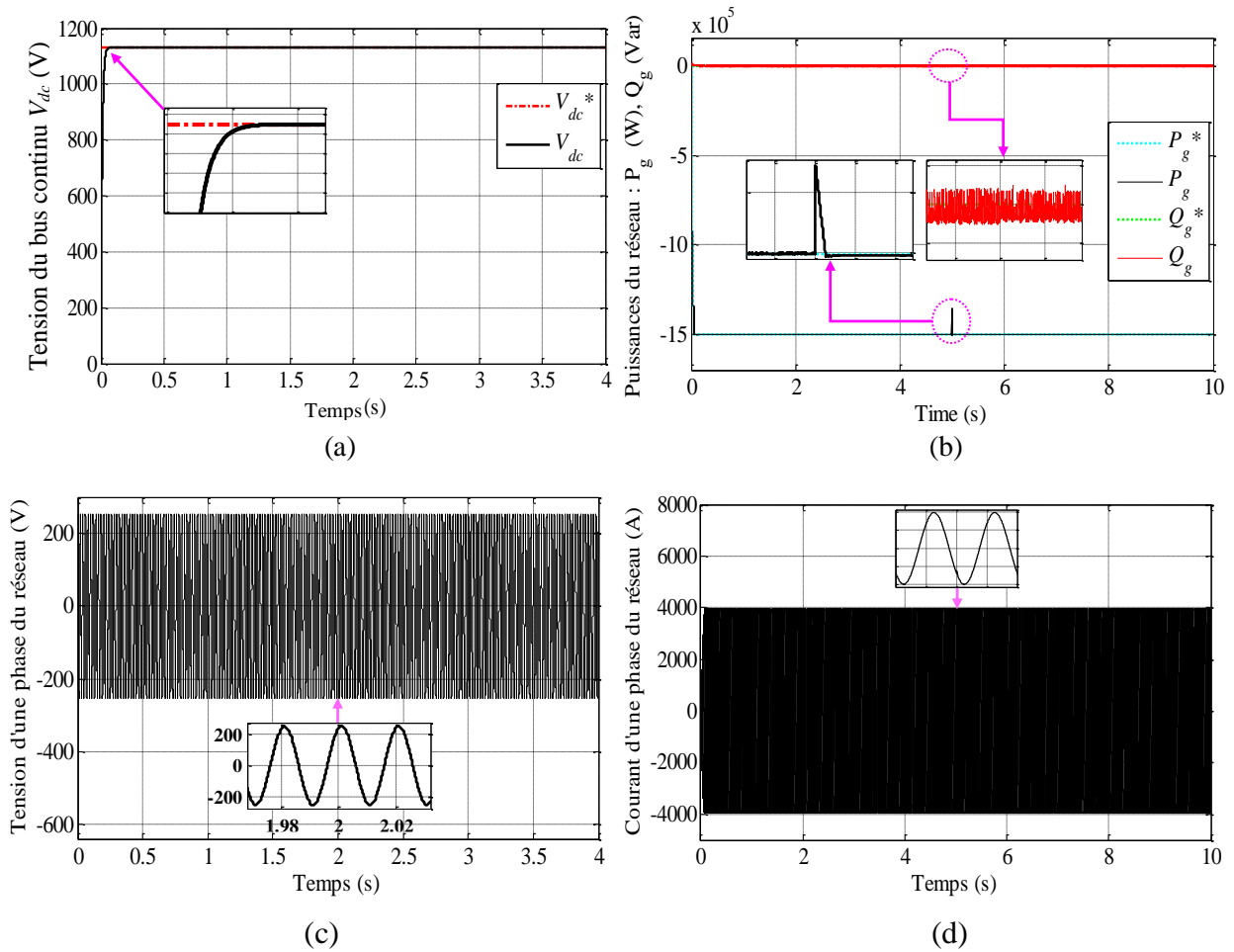


Figure V.12: Résultats de simulation relatifs au raccordement à un réseau déséquilibré (grandeurs du côté réseau).

Afin de tester le comportement du système éolien à base d'une GASDE en cas de son raccordement à un réseau déséquilibré, nous avons essayé de créer un déséquilibre au niveau du réseau à partir de l'instant $t = 5$ s et voir son effet sur les différentes grandeurs du système. Les résultats de simulation obtenus sont illustrés dans les figures (V.12)-(V.13).

Comme il est montré dans ces figures, l'effet du déséquilibre n'a pas engendré un grand effet sur les différentes grandeurs électriques de la liaison au réseau (figure V.12). En effet, seulement un pic temporaire a été observé sur la courbe de la puissance active P_g fournie au réseau, tandis que les autres grandeurs n'ont pas été touchées par ce phénomène. Par ailleurs, l'effet du déséquilibre sur la tension du bus continu et par conséquent sur les différentes courbes du côté GASDE est presque négligeable et ça est dû au bon choix des gains du régulateur PI de la boucle de réglage de cette tension (figure V.13).

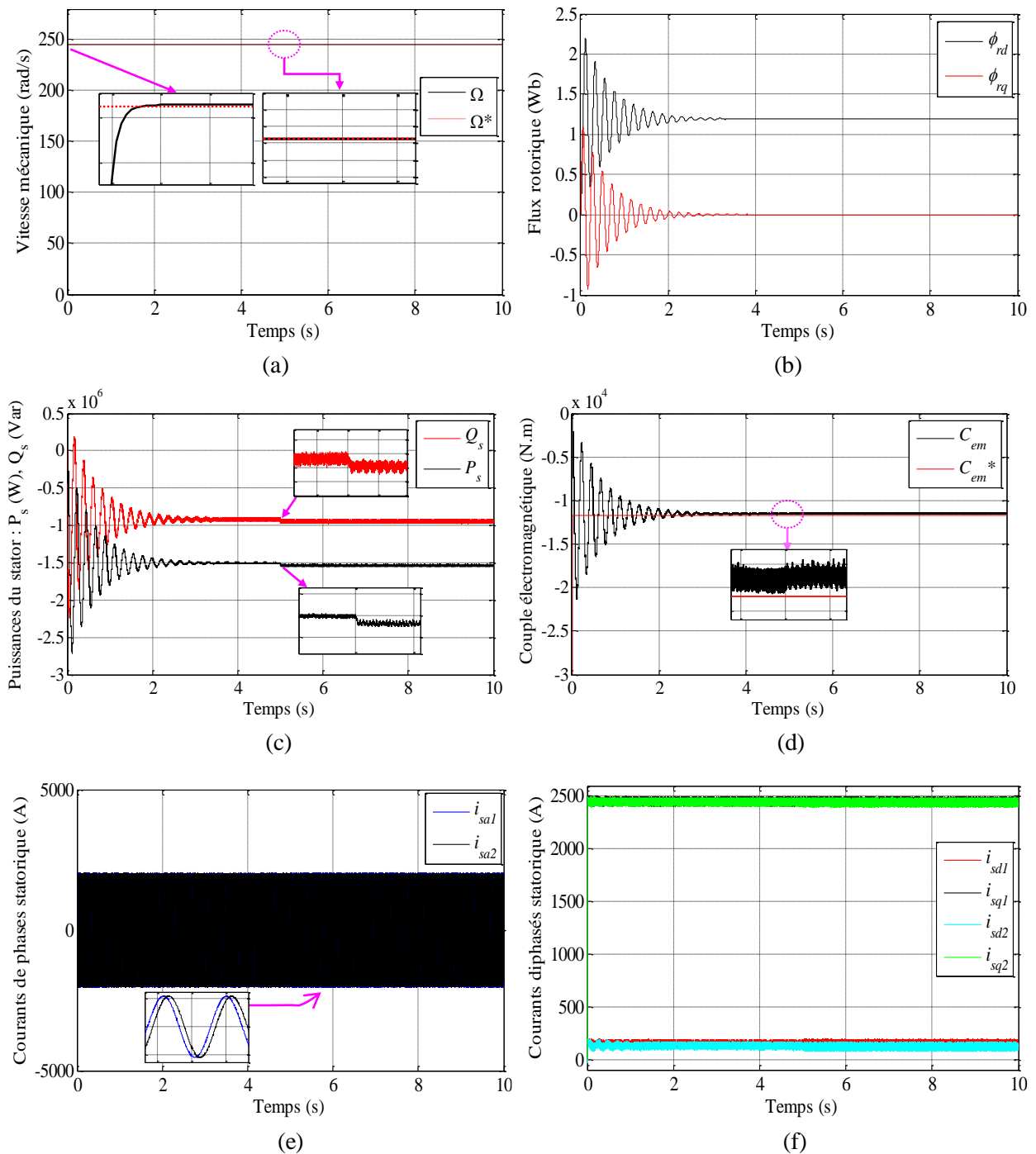


Figure V.13: Résultats de simulation relatifs au raccordement à un réseau déséquilibré (grandeurs du côté génératrice).

V.8. Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre les différents types de défaillances dans les machines électriques, les dispositifs de surveillance de leur état de comportement présentent un intérêt tout particulier pour les fabricants et les exploitants. Parmi les défaillances possibles, les défauts de ruptures des phases et la connexion à un réseau déséquilibré ont plus particulièrement été

Chapitre V: Commande du système de conversion éolien basé sur une GASDE en mode dégradé

étudiés. Leurs origines et leurs conséquences sur le fonctionnement de la machine ont été abordés. D'autre part, l'un des principaux avantages de la GASDE, qui est sa capacité à fonctionner dans des conditions dégradées, a également été vérifié par simulation d'un DRP où les résultats obtenus ont montré que le système continu à fournir une énergie électrique appropriée au réseau sans effets remarquables. Par contre, les résultats de simulation relatifs à un DRE ont montrés que dans ce cas, le système continu à assurer un service minimum, où la puissance générée, malgré qu'elle est faible, mais elle peut être bénéfique pour des petites applications. Avant de clôturer le chapitre, notre système a été testé vis-à-vis un autre fonctionnement indésirable qui est le phénomène de déséquilibre du réseau, où il a été remarqué que ce dernier a un faible effet sur les grandeurs électriques du côté réseau mais pas sur ceux du côté GASDE à cause du bon réglage de la tension du bus continu. Ces résultats nous permettent de conclure qu'une GASDE intégrée dans un système éolien représente une solution de production d'énergie renouvelable très efficace et prometteuse.

Conclusion générale

Conclusion générale

Les travaux exposés dans cette thèse portent sur l'étude, la modélisation, la commande et la simulation d'un système de production d'électricité renouvelable éolien intégré au réseau électrique. L'objectif principal est de développer une stratégie de commande visant à optimiser le transfert de l'énergie électrique généré par un système éolien équipé d'une Génératrice Asynchrone à Double Étoile (GASDE). De plus, l'étude s'étend aux problèmes liés au fonctionnement normal et en mode dégradé de ce système connecté au réseau électrique, qu'il soit stable ou déséquilibré.

Dans le premier chapitre, l'historique de l'énergie éolienne, son développement en Algérie et sa classification mondiale sont exposés. Le principe de fonctionnement d'un système éolien ainsi que sa composition générale sont examinés. Une revue de l'état de l'art met en évidence les différents types de générateurs utilisés pour la production d'énergie électrique. Enfin, pour des considérations de fiabilité, de robustesse et de coût, le choix se porte sur un système éolien utilisant une GASDE.

Le deuxième chapitre se concentre sur les concepts fondamentaux de la conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique. La modélisation et la commande de la partie mécanique de l'éolienne sont détaillées, avec une approche novatrice utilisant des calculs d'aérodynamique pour établir les relations entre la vitesse du vent, le couple et la vitesse de la turbine. Deux méthodes de contrôle MPPT sont examinées, avec et sans asservissement de la vitesse de rotation.

Le troisième chapitre présente la modélisation mathématique de la GASDE, en utilisant la transformation de Park pour simplifier le système. La commande vectorielle est étudiée pour permettre le contrôle indépendant de l'échange d'énergie active et réactive entre la GASDE et le réseau. Deux méthodes de commande, directe et indirecte, sont étudiées, dont cette dernière a été choisie pour la suite des simulations.

Dans le quatrième chapitre, trois contrôleurs non linéaires distincts sont conçus pour piloter le système éolien à base de la GASDE. Trois variantes de contrôleurs à mode glissant de différents ordres (d'ordre 1 : MG1 ; d'ordre 2 : MG2 et d'ordre 3 : MG3) sont évaluées et comparées pour garantir un schéma de contrôle amélioré, minimisant l'effet de "Chattering". Les simulations numériques démontrent l'efficacité de la commande proposée MG3 par rapport aux méthodes conventionnelles PI, MG1 et MG2.

Le cinquième chapitre se consacre à l'étude du système en mode dégradé, exposant les différentes défaillances possibles sur les machines asynchrones. Ces défaillances sont

classées en trois groupes et la reconfiguration du mode de fonctionnement de la GASDE suite à une rupture de phases a été présentée, de même que le raccordement à un réseau déséquilibré, testé à travers trois scénarios de rupture de phase, trois phases et raccordement à un réseau déséquilibré.

En perspectives, nous envisageons:

- Utiliser d'autres techniques avancées afin d'améliorer les performances du système de conversion éolien étudié,
- Implémentation de l'algorithme de la commande étudiée sur l'interface graphique DSPACE,
- Utiliser un système de stockage afin de lisser la puissance fournie au réseau.

Annexes

Annexe (A)

A. Paramètres du système éolien

A.1. Paramètres de la turbine éolienne

Paramètre	Symbole	Valeur
Nombre de pales		3
Rayon de pale	R	35.25 m
Gain du multiplicateur de vitesse	G	90
Moment d'inertie	J	1000 kg.m ²
Coefficient de frottement visqueux	f_v	0.0024 N.m.S ⁻¹
Vitesse relative optimale	λ_{opt}	8.1
Coefficient de puissance maximale	C_{pmax}	0.48
Angle de calage des pales	β	2°

Tableau A.1 : Paramètres de l'éolienne de 1.5 MW.

A.2. Paramètres de la génératrice Asynchrone à double étoile

Paramètre	Symbole	Valeur
Puissance nominale	P_n	1.5 MW
Tension nominale	U	400 V
Fréquence nominal	f	50 HZ
Nombre de paires de pôles	P	2
Résistance du stator (étoile 1)	R_{s1}	0.008 Ω
Résistance du stator (étoile 2)	R_{s2}	0.008 Ω
Résistance rotorique	R_r	0.007 Ω
Inductance propre d'une phase stator (étoile 1)	L_{s1}	0.134 mH
Inductance propre d'une phase stator (étoile 2)	L_{s2}	0.134 mH
Inductance propre d'une phase du rotor	L_r	0.067 mH
Inductance mutuelle stators-rotor	L_m	0.0045 H

Tableau A.2 : Paramètres de la GASDE.

A.3. Paramètres du bus continu et réseau

Paramètre	Symbole	Valeur
Tension du bus continu	V_{dc}	1131 V
Capacité du bus continu	C	98 μF
Résistance du réseau	R_{res}	0.314 Ω
Inductance du réseau	L_{res}	1 mH

Tableau A.3 : Paramètres du bus continu et réseau.

Annexe (B)

B. Etude d'un réseau déséquilibré

B.1. Origine du déséquilibre

Un dispositif électrique triphasé recevant une alimentation d'un réseau triphasé déséquilibré engendre des tensions déséquilibrées en raison du passage de courants inégaux à travers les impédances du réseau. Cela se produit souvent avec les équipements à basse tension fonctionnant sur une seule phase. Cependant, cela peut aussi être provoqué à des niveaux de tension plus élevés par des machines de soudure, des fours à arc ou par les systèmes de traction ferroviaire [72], [73]. Un système triphasé est en situation de déséquilibre lorsque les trois tensions ne sont pas uniformes en amplitude et/ou ne sont pas séparées les unes des autres de 120 degrés en termes de déphasage.

B.2. Conséquences néfastes du déséquilibre

Une charge devient déséquilibrée lorsqu'elle est composée de trois impédances distinctes, représentées par \bar{Z}_1 , \bar{Z}_2 et \bar{Z}_3 , connectées en configuration étoile ou triangle. Les courants circulant dans chaque ligne ne sont pas uniformes dans ce cas.

Cela entraîne directement un décalage du potentiel du neutre de la charge par rapport à son état d'équilibre. On peut également mentionner d'autres impacts, tels que [74]:

- Dysfonctionnement des appareils connectés à basses tensions :
 - ✓ Un appareil fonctionnant sur une seule phase et alimenté par une tension extrêmement basse peut avoir un fonctionnement défectueux, comme une lampe à incandescence offrant un éclairage médiocre ;
 - ✓ Un appareil monophasé alimenté par une tension trop élevée, il peut être détruit (claquage d'un filament de lampe par surtension).
- Les dispositifs triphasés d'électronique de puissance peuvent être affectés : Lorsque les redresseurs opèrent dans un contexte de déséquilibre, cela génère des composants harmoniques atypiques, spécifiquement des harmoniques multiples de 3. En plus des conséquences habituelles des harmoniques, dans certaines situations, elles peuvent provoquer un dysfonctionnement complet du système de commande ;
- L'influence de composantes inversées : Quand un champ tournant se forme en opposition au sens de rotation habituel des machines électriques, cela engendre un

Annexe (B)

couple de freinage indésirable ainsi que des pertes additionnelles, entraînant le chauffage excessif de la machine ;

- L'effet des composantes homopolaire ;
- Il y a un risque d'échauffement du conducteur de neutre pour les réseaux électrique BT, lorsque le conducteur est d'un diamètre trop faible, peut provoquer une rupture du Conducteur de neutre.

Références Bibliographique

Références bibliographiques

[1]	T. Hernandez-Sanchez, R. Bonasia, C. Scaini. Feasibility study for the extraction of wave energy along the coast of ensenada, Baja California, Mexico. J. Mar. Sci. Eng. 9 (3), 284. 2021. https://doi.org/10.3390/jmse9030284 .
[2]	Y. Li, H. Wang, Z. Zhang, H. Li, X. Wang, Q. Zhang, T. Zhou, P. Zhang, F. Chang. Optimal scheduling of the wind-photovoltaic-energy storage multi-energy complementary system considering battery service life. Energies 16, 5002. 2023. https://doi.org/10.3390/en16135002 .
[3]	Varan, M., Erduman, A., Menevs, eo ̃glu, F., 2023. A grey wolf optimization algorithm-based optimal reactive power dispatch with wind-integrated power systems. Energies 16 (13), 5021. https://doi.org/10.3390/en16135021 .
[4]	Pech-Rodríguez, W.J., García-Lezama, H.M., Sahin, N.E., 2023. Facile preparation of SnO ₂ /CuO nanocomposites as electrocatalysts for energy-efficient hybrid water electrolysis in the presence of ethanol. Energies 16, 4986. https://doi.org/10.3390/en16134986
[5]	L. Miguel, « <i>Contribution a l'optimisation d'un système de conversion éolien pour une unite de production isolée</i> », Thèse de Doctorat, Faculté des Sciences d'orsay, Université Paris Sud - Paris 11, France, Décembre 2008.
[6]	H. Kahal, « <i>Commande robuste d'une GASDE intégrée dans un système éolien à double rotor</i> » Thèse de Doctorat, Université Hassiba Ben Bouali de Chlef, Alger, 2020.
[7]	Y. Djeriri, « <i>Commande directe du couple et des puissances d'une MADA associée à un système éolien par les techniques de l'intelligence artificielle</i> »; Thèse de Doctorat en Electrotechnique, Université Djillali Liabès, Sidi Bel- Abbès, Algérie, Octobre 2015.
[8]	B. Zinelaabidine, « <i>Etude et commande d'un système de production d'électricité renouvelable locale (énergie éolienne et photovoltaïque)</i> » Thèse de Doctorat, Université DJILLALI LIABES de Sidi Belabes, 2015.
[9]	A. Yahdou, « <i>Commande Hybride par Mode Glissant d'Ordre 2 d'un Système Eolien à Double Rotor</i> » Thèse de Doctorat, Ecole National Polytechnique, Alger, 2017.
[10]	S. El-aimani, « <i>Modélisation de différents technologies d'éoliennes intégrés dans un réseau de moyen tension</i> » Thèse de Doctorat, Université des sciences et technologies de Lille, 2004.
[11]	T. Ackermann, « <i>Wind power in power systems</i> »; John Wiley and Sons, Ltd, Londres, 2005.
[12]	T. Price J. Blyth, « <i>Britain's first modern wind power pioneer</i> »; Wind Engineering, Vol. 29, No. 03, pp. 191-200, 2005.
[13]	Chatterjee SH, Chatterjee SA. Stator flux-oriented vector control of dual stator induction generator with time optimised 11-zone hybride PWM for grid connected wind energy generation system. IET Electral Power Applications. 2019; 13(11): 1835-1848.
[14]	Extrait du Portail Algérien des Energies Renouvelables, Centre de développement des énergies renouvelables - CDER, http://Portail.cder.dz

[15]	N. Kasbadji Merzouk, « <i>Evaluation du gisement énergétique éolien. Contribution à la détermination du profil vertical de la vitesse du vent en Algérie</i> »; Thèse de Doctorat. Université de Tlemcen, 2006.
[16]	Global Wind Energy Council : http://www.gwec.net/ .
[17]	H. Camblong, « <i>Minimisation de l'Impact des Perturbations d'Origine Eolienne dans la Génération d'Electricité par des Aérogénérateurs à Vitesse Variable</i> », Thèse de Doctorat, ENSAM, Bordeaux, France, Décembre 2003.
[18]	F. Avia I. Cruz, « <i>The development of the wind energy market in spain</i> »; In European Wind Conference Proceedings, Nice, pp. 477-480 ; 1999.
[19]	C. Bourillon, « <i>Wind energy - clean power for generations Renewable Energy</i> »; Vol. 16, pp. 948-953, 1999.
[20]	The World Wind Energy Association, http://www.wwindea.org . Consulté le 19-09-2015.
[21]	M. Etxaide B. Kortabarria. Dosierra, « <i>Energia elikoa In Elhuyar</i> »; Vol.133-134;1998.
[22]	Amimeur H, Aouzellag D, Abdessemed R, Ghedamsi K. Sliding mode control of a dual-stator induction for wind energy conversion systems. J Electr Power Energy Syst. 2012; 42:60–70.
[23]	H. Amimeur, « Contribution au contrôle de la machine asynchrone double étoile »; Thèse de Doctorat, Université de Batna, Alger, 2012.
[24]	Y. Bekakra, « Contribution à l'étude et à la commande robuste d'un Aérogénérateur asynchrone à double alimentation »; Thèse de Doctorat. Université de Biskra, 2014.
[25]	M. Mayouf, « <i>Etude comparative des architectures et stratégies de contrôle d'un aérogénérateur synchrone a aimants permanents</i> » Thèse de Doctorat, Université hadj lakhdar Batna, 2014.
[26]	Bu F, Liu H, Huang W, Xu H and Hu Y. Recent Advances and Developments in Dual Stator-Winding Induction Generator and System. IEEE T Energy Conver. 2018; 33(3): 1431 – 1442.
[27]	L. Lingshun, H. Yuwen, H. Wenxin, «Optimal design of dual stator-winding induction generator with variable speed based on improved genetic algorithm »; Proceedings of the Eighth Conference on Electrical Machines and Systems, pp. 2343–2348, 2005.
[28]	S. Benelghali, M.E.H. Benbouzid, T. Ahmed-Ali and J.F. Charpentier, «High- order sliding mode control of a marine current turbine driven doubly fed induction generator», IEEE J. Ocean. Eng., vol. 35, no. 2, pp. 402-411, Apr., 2010.
[29]	L. Laggoune, « <i>contribution à la commande de la machine synchrone à aimant permanent</i> » Thèse doctorat, Université de Batna, 2019.
[30]	D.H. Tran, « <i>Conception Optimale Intégrée d'une chaîne éolienne passive: Analyse de robustesse, validation expérimentale</i> »; Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, France, Septembre 2010.
[31]	V. S. S. Kumar, D. Thukaram, « Accurate modeling of doubly fed induction generator based wind farms in load flow analysis »; Electric Power Systems Research, Vol. 155, pp. 363-371 , 2018
[32]	A. Gaillard, « <i>Système éolien basé sur une MADA : contribution à l'étude de la qualité de l'énergie électrique et de la continuité de service</i> »; Thèse de doctorat en Génie

	électrique, Université Henri Poincaré, Nancy-I, 30 avril 2010.
[33]	H. Sun, Y. Han, L. Zhang, « <i>Maximum Wind Power Tracking of Doubly Fed Wind Turbine System Based on Adaptive Gain Second-Order Sliding Mode</i> »; Journal of Control Science and Engineering, ID 5342971 , pp. 1-11 , 2018.
[34]	B. Yang, T Yu, H. Shu, J. Dong, L. Jiang, « <i>Robust sliding-mode control of wind energy conversion systems for optimal power extraction via nonlinear perturbation observers</i> »; Applied Energy, VoL 210, pp. 711-723 , 2018.
[35]	S. Heier, « <i>Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems</i> »; Publications John Wiley & Sons, ISBN 0-471-97143-X, 1998.
[36]	A. Tamaarat, « <i>Modélisation et commande d'un système de conversion d'énergie éolienne à base d'une MADA</i> »; Thèse de Doctorat, Université de Biskra, Alger, 2015.
[37]	A. Basak, K. Mukherjee, P. Syam, « <i>Speed Control of a Grid Connected Doubly-Fed Induction Generator System for Maximum Power Point Tracking with Improved Input Power Factor Employing Matrix Converter as a Slip Power Exchanger</i> »; Proceedings of First International Conference on Control, Measurement and Instrumentation (CMI), Kolkata, India, 8-10 Jan. 2016.
[38]	M. Loucif, « <i>Synthèse de lois de commande non-linéaires pour le contrôle d'une machine asynchrone à double alimentation dédiée à un système aérogénérateur</i> »; Thèse de Doctorat, Université de Tlemcen, Alger, 2016.
[39]	M. Rahimi, « <i>Improvement of energy conversion efficiency and damping of wind turbine response in grid connected DFIG based wind turbines</i> »; International Journal of Electrical Power & Energy Systems, Vol. 95, pp. 11-25, 2018.
[40]	O. Bouhali, « <i>contribution des convertisseurs multi niveaux au raccordement de la production d'Origine éolienne sur un réseau électrique</i> »; Thèse de Doctorat ENP, Alger, 2007.
[41]	S. A. A. Shahriari, M. Mohammadi, M. Raofat, « <i>A new method based on state estimation technique to enhance low-voltage ride-through capability of doubly-fed induction generator wind turbines</i> »; Electrical Power and Energy Systems, Vol. 95, pp. 118-127, 2018.
[42]	R. Serir, « <i>Double star machine studied for wind generation</i> »; Mémoire de Master de l'école polytechnique de MILAN, 2013.
[43]	D. Hadiouche, « <i>Contribution à l'étude de la machine asynchrone double étoile : modélisation, alimentation et structure</i> » ; Thèse de Doctorat de l'Université Henri Poincaré de Nancy I, France, Décembre 2001.
[44]	Y. Bendjeddou, « <i>Contribution à l'étude des performances d'un générateur asynchrone</i> » ; Mémoire de Magister, Université Hadj Lakhdar, Batna, Algérie, 2013.
[45]	D. Roger, « <i>La machine asynchrone double étoile régimes transitoires alimentation à fréquence variable</i> » ; thèse de doctorat, Université de Lille, 1993.
[46]	G. K. Singh, « <i>Modeling and experimental analysis of a self-excited six-phase induction generator for stand-alone renewable energy generation</i> »; Renewable Energy, Vol. 33, pp. 1605–1621, 2008.
[47]	K. E. Hallenius, P. Vas and J. E. Brown, « <i>The analysis of a saturated self-excited asynchronous generator</i> »; IEEE , vol. 6, no. 2, pp. 336–341, June 1991.
[48]	A. S. Kumar, Josiah L. Munda, G. K. Singh, « <i>Wind-driven stand-alone six-phase self-excited induction generator transients under different loading conditions</i> »; Electr Eng,

	Springer, vol. 97, pp. 87–100, 2015.
[49]	L. Louze, « <i>Production décentralisée de l'énergie électrique : Modélisation et contrôle d'une génératrice asynchrone auto excitée</i> » ; Thèse de Doctorat, CONSTANTINE, 2010.
[50]	A. Boyette, « <i>Contrôle commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne</i> » ; Thèse de Doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy I, 2006.
[51]	A. S. Toledo, « <i>Commande direct et observation des convertisseurs de puissance : application à l'onduleur de tension triphasé</i> » ; Thèse de Doctorat de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, France 2000.
[52]	A. Merabet, « <i>Commande non linéaire à modèle prédictif pour une machine asynchrone</i> » ; Thèse de doctorat, Université du Québec à Chicoutimi, 2007.
[53]	Mohamed MA, Diab AAZ, Rezk H, Jin T. A novel adaptive model predictive controller for load frequency control of power systems integrated with DFIG wind turbines. <i>Neural Computing and Applications</i> . 2020; 32: 7171–7181
[54]	G. Bartolini, A. Pisano, E. Punta, and E. Usai, « <i>A survey of applications of second order sliding mode control to mechanical systems</i> » ; <i>International Journal of Control</i> , Vol. 76, No. 9-10, pp. 875-892, 2003.
[55]	Moradi H, Yaghoobi H, Alinejad-Beromi Y, Bustan D. Power-control and speed-control modes of a DFIG using adaptive sliding mode type-2 neuro-fuzzy for wind energy conversion system. <i>IET Renew Power Gener</i> . 2020; 14(15): 2946-2954.
[56]	E. Merabet, « <i>Amélioration des performances de régulation d'une machine double étoile par les techniques de l'Intelligence artificielle</i> » ; Université de hadj lakhdar batna, Thèse 2013.
[57]	Chekkal S, Lahaçani NA, Aouzellag D, Ghedamsi K. Fuzzy logic control strategy of wind generator based on the dual-stator induction generator. <i>Electrical Power and Energy Systems</i> . 2014; 59: 166–175.
[58]	M. Houssam Eddine, « <i>Analyse des performances des convertisseurs statiques commandés par le contrôle direct de puissance (DPC) : cas d'une centrale éolienne connectée au réseau électrique</i> » ; Thèse de doctorat de 3eme cycle en Electrotechnique, Université Frères Mentouri Constantine 1, Juillet 2018.
[59]	A. Mezouar, « <i>Décomposition et réduction de modèles des procédés électromécaniques : application à la commande des machines asynchrones</i> » ; Doctorat en Electrotechnique, université Djillali liabès, Faculté des Sciences de l'Ingénieur, Département d'Electrotechnique, 2006.
[60]	V.I. Utkin, « <i>Variable structure systems with sliding modes</i> » ; <i>IEEE Transactions on Automatic Control</i> , Vol. AC-22, No. 2, pp. 212–222, 1977.
[61]	J. J. E. Slotine, W. Li, « <i>Applied nonlinear control, Englewood Cliffs</i> » ; New Jersey, Prentice-Hall, 1991.
[62]	C. M. Dorling, A. S. Zinober, « <i>Two approaches to hyperplane design in multivariable variable structure systems control</i> » ; <i>Int. J. of Cont.</i> No. 44, pp. 65–82, 1986.
[63]	H. Amimeur, R. Abdessemed, D. Aouzellag, E. Merabet, F. Hamoudi, « <i>Modeling and analysis of dual stator windings self-excited induction generator</i> » ; <i>J.E.E.</i> , pp. 1-6, 8(3), 2008.
[64]	Djilali L, Sanchez EN, Belkheiri M. Real-time neural sliding mode field oriented control for a DFIG-based wind turbine under balanced and unbalanced grid conditions. <i>IET Renew</i>

	Power Gen. 2019; 13(4): 618-632.
[65]	I. Matraji, « Contribution à la commande non-linéaire robuste des systèmes d'alimentation en air des piles à combustible de type PEM »; Thèse de doctorat, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, France, Décembre 2013.
[66]	M. Manceur, « <i>Commande robuste des systèmes non linéaires complexes</i> »; Thèse de doctorat, Université de Reims Champagne-Ardenne, France, 2012.
[67]	Kamal S, Chalanga A, Moreno JA, Fridman L, Bandyopadhyay B. Higher, « <i>order super-twisting algorithm</i> »; In: 13th IEEE Workshop on Variable Structure Systems (VSS). Nantes, France, 22 Jun 29 July, 2014.
[68]	A. Ammar, « <i>Amélioration des Performances de la Commande Directe de Couple (DTC) de la Machine Asynchrone par des Techniques Non-Linéaires</i> »; Thèse de Doctorat, Université de Biskra, Alger, 2017.
[69]	Guettab A, Bounadja E, Boudjema Z, Taleb R. « <i>Third-order super-twisting control of a double stator asynchronous generator integrated in a wind turbine system under single-phase open fault.</i> »; <i>Int J Circ Theor Appl.</i> 2022;1-21. doi:10.1002/cta.3511
[70]	Gong C, Sou WK, Lam CS, « <i>Parameter design of second-order sliding mode controller for LC-coupling hybrid power filter based on describing function</i> »; The 46th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON 202018–21 October), Singapore, 2020.
[71]	Mobayen S, Alattas KA, Fekih A, El-Sousy FFM, Bakouri M. Barrier, « <i>function-based adaptive nonsingular sliding mode control of disturbed nonlinear systems: a linear matrix inequality approach</i> »; <i>Chaos Solitons Fractals.</i> 2022;157:111918.
[72]	B. Samia, « Amélioration de la stabilité d'un réseau électrique par l'utilisation d'un ASVC »; Thèse de magistère, Université Hassiba Ben Bouali Chlef, Juin 2009.
[73]	M. Hichem, H. Sofiane, « <i>Etude et modélisation des convertisseurs statiques destinés à améliorer la qualité de l'énergie électrique</i> »; mémoire de master en électrotechnique, université Moulay Taher a Saida, Juin 2016.
[74]	T. Djellouli, « Commande sans capteur d'une machine asynchrone en mode sain et en mode dégradé », thèse de Doctorat en Sciences, Ecole Nationale Polytechnique, 2022.
[75]	A. Medoued, « Surveillance et diagnostic des défauts des Machines électriques applications aux moteurs asynchrones », thèse de Doctorat en Sciences, Université du 20 Août 1955-Skikda, 2012.
[76]	C. ADRIAN, "Méthode Globale De Diagnostic Des Machines Electriques", Thèse de Doctorat, l'Université Discipline : Génie Électrique, Université Lille de Nord de France – École doctorale SPI Université d'Artois , 2012.
[77]	MAKARA KHOV, « Surveillance et diagnostic des machines synchrones à aimants permanents : Détection des courts-circuits par suivi paramétrique », Thèse de doctorat de l'université de Toulouse, 2009.
[78]	SAADI SAKHARA, "Diagnostic des defauts d'un entrainement électrique par la technique ondelette" Thèse de doctorat Univ-Badji Mokhtar- Annaba ,2017.
[79]	L. Riachy, "Contribution à la commande d'un onduleur multiniveaux, destinée aux énergies renouvelables, en vue de réduire le déséquilibre dans les réseaux électriques", Thèse de doctorat, 2017.
[80]	A. Karadeniz, M.E.Balci, S.H.E. AbdelAleem, "Integration of fixed-speed wind energy conversion systems into unbalanced and harmonic distorted power grids", <i>Decision Making Applications in Modern Power Systems</i> , Academic Press, Pages365-388, 2020.
[81]	M. M.Islam, E.Hossain, S. Padmanaban and C.W.Brice, "A New Perspective of Wind Power Grid Codes Under Unbalanced and Distorted Grid Conditions", "in IEEE Access,

	vol.8, pp.15931-15944, 2020
[82]	D. Çelikand M. E.Meral, "Voltage support control strategy of grid-connected inverter system under unbalanced grid faults to meet fault ride through requirements," in IET Generation, Transmission & Distribution, vol.14,no.16,pp.3198-3210,2020.
[83]	A. Guettab, Z. Boudjema, E. Bounadja, R. Taleb. « Improved control scheme of a dual star induction generator integrated in a wind turbine system in normal and open-phase fault mode », Energy Reports 8 (2022) 6866–6875

الاهتمام المتزايد بتطوير الطاقة المتجددة ينبع من عدة عوامل، بما في ذلك نمو الطلب العالمي على الطاقة وعدم استقرار أسعار الوقود الأحفوري وتحرير سوق الكهرباء والوعي المتزايد بالبيئة. بين مصادر الطاقة المتجددة، تحتل الطاقة الرياح مكانة بارزة بسبب التقدم التكنولوجي فيها وتكلفتها المنخفضة نسبيًا. تدور الأبحاث المقدمة في رسالتنا حول جانبين أساسيين. الجزء الأول يسلط الضوء على المزايا الجوهرية لاستخدام الآلات متعددة الأطوار، بما في ذلك المولد اللامتزامن بتغذية مزدوجة، في أنظمة الرياح. تتميز هذه الآلة بعدد الدرجات الحرة التي تقدمها، فضلًا عن قوتها وسهولة التحكم فيها، مما يجعلها خيارًا واعدًا لتطبيقات الرياح.

الجزء الثاني من أعمالنا مكرس لتطوير نظام تحكم متقدم وقوي لأنظمة الرياح المجهزة بمولد لامتزامن ذو تغذية مزدوجة، بهدف ضمان جودة مثلى للطاقة الكهربائية المنتجة. لتحقيق هذا المواصفات، قدمنا متحكمًا من نوع وضع الترحلق من الدرجة الثالثة، تم تحقيق فعاليته من خلال المحاكاة الرقمية. تظهر النتائج تفوق هذا المتحكم على أنواع أخرى تقليدية مثل PI ووضع الترحلق من الدرجة الأولى ووضع الترحلق من الدرجة الثانية، سواء في ظروف طبيعية أو ظروف صعبة.

لتسليط الضوء على فعالية نظام تحويل الطاقة الريحية بناءً على المولد اللامتزامن ذو تغذية مزدوجة في حالة التدهور، التي تتمثل في نقص الطور أو الاتصال بشبكة غير متوازنة، قد أجرينا ثلاث اختبارات على جهازنا. كانت هذه الاختبارات تشمل فتح إحدى أطوار ساكن المولد، وفصل ثلاث أطوار (نجمة واحدة)، والاتصال بشبكة كهربائية غير متوازنة. تشير النتائج إلى أن الجهاز قادر على العمل بشكل صحيح تقريبًا في مثل هذه الظروف. تعزز هذه الخاصية فكرة استخدام الآلات متعددة الأطوار، خاصة المولد اللامتزامن ذو تغذية مزدوجة، في تطبيقات الطاقة المتجددة، خاصة في سياقات القدرات العالية.

الكلمات المفتاحية :

مولد غير متزامن ثنائي النجمة، نظام الرياح، نمط منزلق ذو رتبة ثالثة، ظاهرة الاضطراب، متانة، عطب في الطور المقطوح.

Résumé :

L'intérêt accru pour le développement des énergies renouvelables découle de divers facteurs, notamment la croissance de la demande énergétique mondiale, l'instabilité des prix des énergies fossiles, la libéralisation du marché de l'électricité et une prise de conscience environnementale croissante. Parmi les sources d'énergie renouvelable, l'énergie éolienne occupe une place prépondérante en raison de ses avancées technologiques et de ses coûts comparativement bas. Les recherches présentées dans notre thèse sont articulées autour de deux aspects fondamentaux. La première partie met en évidence les avantages inhérents à l'utilisation de machines multiphasées, notamment la Génératrice Asynchrone Double étoile (GASDE), dans les systèmes éoliens. Cette machine se distingue par le nombre de degrés de liberté qu'elle offre, ainsi que par sa robustesse et sa facilité de contrôle, faisant d'elle une option prometteuse pour les applications éoliennes.

La seconde partie de nos travaux est dédiée à la mise au point d'une commande avancée et robuste pour les systèmes éoliens équipés d'une GASDE, visant à garantir une qualité optimale de l'énergie électrique produite. Pour répondre à ce cahier des charges, nous avons proposé un contrôleur de type mode glissant d'ordre 3 (MG3), dont l'efficacité a été validée par des simulations numériques. Les résultats démontrent la supériorité de ce contrôleur par rapport à d'autres types conventionnels tels que le PI, le mode glissant d'ordre 1 (MG1) et le mode glissant d'ordre 2 (MG2), tant dans des conditions normales que dans des conditions sévères.

Pour mettre en évidence l'efficacité du système de conversion éolien à base de la GASDE en mode dégradé, caractérisé par un déficit de phases ou une connexion à un réseau déséquilibré, nous avons conduit trois tests sur notre machine. Ces tests comprenaient l'ouverture d'une des phases statoriques, la rupture de trois phases (une étoile) et la connexion à un réseau électrique déséquilibré. Les résultats indiquent que la machine est capable de fonctionner de manière presque correcte dans de tels régimes. Cette caractéristique renforce l'idée de l'utilisation de machines multiphasées, notamment la GASDE, dans les applications liées aux énergies renouvelables, en particulier dans les contextes de puissances élevées.

Mots clés :

Génératrice asynchrone double étoile (GASDE), système éolien, mode glissant d'ordre 3 (MG3), phénomène de Chattering, robustesse, défaut d'ouverte d'une phase (DRP), défaut d'ouverte d'une étoile (DRE)

Abstract:

The increased interest in the development of renewable energies stems from various factors, including the growth of global energy demand, the instability of fossil fuel prices, the liberalization of the electricity market, and a growing environmental awareness. Among renewable energy sources, wind energy holds a prominent position due to its technological advancements and relatively low costs. The research presented in our thesis revolves around two fundamental aspects. The first part highlights the inherent advantages of using multiphase machines, notably the Double Star Asynchronous Generator (DSAG), in wind systems. This machine stands out for the degrees of freedom it offers, as well as its robustness and ease of control, making it a promising option for wind applications.

The second part of our work is dedicated to developing an advanced and robust control system for wind systems equipped with GASDE, aiming to ensure optimal quality of produced electrical energy. To meet this spec-

ification, we proposed a third-order sliding mode controller (TOSMC), whose effectiveness was validated through numerical simulations. The results demonstrate the superiority of this controller over other conventional types such as PI, first-order sliding mode (FOSMC), and second-order sliding mode (SOSMC), both under normal and severe conditions.

To highlight the effectiveness of the wind conversion system based on DSAG in degraded mode, characterized by a phase deficit or connection to an unbalanced grid, we conducted three tests on our machine. These tests included the opening of one stator phase, the disconnection of three phases (one star), and the connection to an unbalanced electrical network. The results indicate that the machine is capable of operating almost correctly in such conditions. This characteristic reinforces the idea of using multiphase machines, especially DSAG, in renewable energy applications, particularly in high-power contexts.

Key words:

Double Stator Asynchronous Generator (DSAG), Wind Conversion System, Third-Order Sliding Mode (TOSMC), Chattering effect, Robustness, One-Phase Open Fault, One Star Open Fault, Unbalanced Electrical Network.