

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
République Algérienne Démocratique et Populaire
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي
Ministère de l'enseignement supérieur et de la recherche scientifique

Université Mohamed Khider - Biskra
Faculté des Sciences et de la technologie
Département: Génie Electrique
Réf:



جامعة محمد خيضر بسكرة
كلية العلوم و التكنولوجيا
قسم : الهندسة الكهربائية
المرجع :

Thèse présentée en vue de l'obtention
Du diplôme de

Doctorat en sciences

Spécialité (Option) : ELECTROTECHNIQUE

Etude et Commande d'une Eolienne à base d'une Machine Synchrone à Aimants Permanents et d'une Machine Asynchrone à Double Alimentation

Présentée par :

CHEIKH RIDHA

Soutenue publiquement le : 04/07/2018.

Devant le jury composé de :

Pr. RABHI Boualaga	Professeur	Université de Biskra	Président
Pr. Menacer Arezki	Professeur	Université de Biskra	Rapporteur
Pr. DRID Saïd	Professeur	Université de Batna 2	Co-Rapporteur
Dr. ABDEDDAIM Sabrina	MCA	Université de Biskra	Examineur
Dr. HASSAINE Saïd	MCA	Université de Tiaret	Examineur
Dr. CHAOUI A/Madjid	MCA	Université de Sétif 1	Examineur

Remerciements

بِسْمِ اللَّهِ الرَّحْمَنِ الرَّحِيمِ

Les travaux de recherche présentés dans le cadre de cette thèse ont été effectués en collaboration entre le Laboratoire de Génie Electrique de l'université de Biskra (LGEB), en Algérie, et le Laboratoire de Technologies Innovantes de l'université de Picardie Jules Verne (LTI), en France.

Alors, tandis que, **le Prophète Mohamed qu'Allah le comble de Ses éloges et de Ses salutations bénies a dit dans le sens du Hadith : N'a pas remercié Allah celui qui ne remercie pas les gens.**

Je souhaite exprimer mes remerciements au Docteur **Arezki MENACER**, Professeur au département de génie électrique de l'université de Biskra d'avoir accepté la direction de cette thèse. Je tiens à le remercier plus particulièrement pour sa compétence et son expérience.

Je tiens à remercier le Docteur **Drid Said**, Professeur au département d'électrotechnique de l'université de Batna2 d'avoir accepté le co-encadrement de cette thèse, je le remercie pour ses suggestions, son ouverture d'esprit, sa compréhension et son soutien qui me l'a accordé depuis mes études post-graduation, je le remercie encore une fois.

Je tiens à exprimer toute ma reconnaissance à Monsieur **Larbi CHRIFI ALAOUI**, Docteur à l'université de Picardie Jules Verne, France, pour l'accueil chaleureux durant mon stage au sein du LTI. Je lui exprime toute ma gratitude pour son appui inconditionnel et ses qualités humaines.

Je suis également très honoré que, Monsieur **RABHI Boualaga**, Professeur à l'université de Biskra pour avoir accepté d'être président de jury de ma soutenance.

Je remercie également tous les membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail :

- **Mme. ABDEDDAIM Sabrina**, Maitre de Conférences classe A à l'université de Biskra,
- **Mr. HASSAINE Saïd**, Maitre de Conférences classe A à l'université de Tiaret,
- **Mr. CHAOUI A/Madjid**, Maitre de Conférences classe A à l'université de Sétif 1.

Je n'oublierai jamais de remercier, mon ami et collègue du labo LGEB, **Ameid Tarek** pour son aide et son soutien inconditionnel, mon ami **Azem Samy** pour son soutien moral.

Je réserve une place toute particulière à mes chers **parents**, ma **femme** et sa **famille**, ma fille **Raihana**, mes **frères** et **sœurs**, mes **beaux frères**, **Kamel** de Tourcoing, **Hicham** de Biskra, **Hamza** et **Sebti** de Cheria, pour leurs soutiens inconditionnels tout au long de cette thèse.

Finalement, je tiens à remercier tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à l'achèvement de ce travail.

Sommaire

INTRODUCTION GENERALE	1
<i>Chapitre 1</i>	6
ENERGIE EOLIENNE : SITUATION, ETAT DE L'ART ET THEORIE	6
1.1. INTRODUCTION	6
1.2. ENERGIE EOLIENNE EN CHIFFRES	7
1.2.1. Situation actuelle de l'énergie éolienne dans le monde	7
1.2.2. Prévission de l'énergie éolienne en 2021.....	8
1.2.3. L'énergie éolienne en Algérie.....	9
1.3. AEROGENERATEUR:.....	10
1.3.1. Principe de fonctionnement	10
1.3.2. Constitutions d'un aérogénérateur.....	11
1.4. MODES D'OPERATION D'UNE EOLIENNE.....	12
1.4.1. Eolienne connectée au réseau	12
1.4.2. Eolienne alimentant une charge isolée.....	13
1.4.3. Zones de travail de l'éolienne.....	13
1.5. CONFIGURATIONS UTILISEES DANS L'INDUSTRIE EOLIENNE.....	14
1.5.1. Système Eolien Autonome.....	14
1.5.2. Système Eolien à Vitesse Fixe Connecté au Réseau	15
1.5.3. Système éolien à vitesse variable connecté au réseau.....	15
1.6. CONVERSION D'ENERGIE CINETIQUE DU VENT EN ENERGIE MECANIQUE	16
1.6.1. Le Vent.....	16
1.6.2. Limite de BETZ.....	19
1.6.3. Coefficients de puissances.....	20
1.6.4. Fonctionnement à vitesse variable.....	21
1.7. STRATEGIE DE COMMANDE DE LA TURBINE EOLIENNE	22
1.7.1. Objectifs de la commande.....	22
1.7.2. Caractéristiques de puissance	22
1.8. STRATEGIES DE COMMANDE DANS LA ZONE I (Optimisation de la puissance)	23
1.8.1. Principe de la Technique de Maximisation de Puissance (MPPT)	24
1.8.2. Commande indirecte de vitesse (Zone I).....	24
1.9. CONCLUSION	24

<i>Chapitre 2</i>	26
COMMANDE NON LINEAIRE ROBUSTE D'UNE ÉOLIENNE A BASE D'UNE GSAP	26
2.1. INTRODUCTION	26
2.2. MODELISATION DU SYSTEME.....	26
2.3. LINEARISATION (SLT) ET ANALYSE DE STABILITE	30
2.3.1. Linéarisation SLT	30
2.3.2. Analyse de Stabilité	31
2.4. LINEARISATION PAR RETOUR D'ETAT	33
2.5. COMMANDE ROBUSTE A BASE DE LA THEORIE DE LYAPUNOV	35
2.5.1. Résultats de Simulation.....	37
2.6. INTEGRATION DU SYSTEM AU RESEAU ELECTRIQUE PUISSANT (TEST) :.....	42
2.6.1. Résultats de Simulation.....	43
2.7. CONCLUSION	45
<i>Chapitre 3</i>	47
MODELISATION ET COMMANDE POUR LA GENERATION D'ENERGIE EOLIENNE A BASE D'UNE GADA	47
3.1. INTRODUCTION	47
3.2. MODELISATION de la MADA	48
3.2.1. Equations Electriques.....	48
3.2.2. Equations Mécaniques	50
3.2.3. Puissances échangées entre le stator et le réseau.....	50
3.2.4. Résultat de simulation de la MADA	50
3.3. SYNTHESE DE LA COMMANDE VECTORIELLE CLASSIQUE	52
3.3.1. Commande du CRT	52
3.3.2. Commande du CRS.....	54
3.4. RESULTATS DE SIMULATION	55
3.5. SYNTHESE DE LA COMMANDE ROBUSTE.....	58
3.5.1. Commande vectorielles basée sur la théorie de LYAPUNOV	58
3.6. RESULTATS de SIMULATION	62
3.7. CONCLUSION	65

<i>Chapitre 4</i>	67
ANALYSE DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE DE LA GADA EN CAS D'UN CREUX DE TENSION.....	67
4.1. INTRODUCTION	67
4.2. COMPORTEMENT DE LA GADA EN REGIME NORMAL	68
4.3. ANALYSE DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE DE LA GADA SOUS	70
4.3.1. Principe de superposition.....	70
4.3.2. Défaut Symétrique: Creux de Tension Triphasé Partiel.....	70
4.3.3. Défaut Asymétrique: creux de tension monophasé.....	73
4.3.4. Circuits équivalents de la MADA pendant les creux de tension.....	79
4.4. ANALYSE DE L'IMPACT DES CREUX DE TENSION SUR LA STABILITE	82
4.4.1. Convertisseur de tension à trois niveaux NPC.....	83
4.4.2. Boucle à Verrouillage de Phase (PLL).....	84
4.4.3. Résultats de simulation	86
4.5. CONCLUSION	91
CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	92

Liste des figures

Figure 1.1. Types de Turbines éoliennes:	6
Figure 1.2. Statistiques fin 2016 de GWEC pour les Pays Top 10 vis-à-vis la capacité d'énergie éolienne.....	7
Figure 1.3. Prévision (2017-2021) de la capacité d'énergie éolienne par région	8
Figure 1.4. Prévision globale de la capacité installée d'énergie éolienne entre 2017 et 2021.....	9
Figure 1.5. Carte annuelle de la vitesse moyenne du vent en (m/s) à 10m du sol en Algérie.....	9
Figure 1.6. Principe de la conversion d'énergie éolienne.	10
Figure 1.7. Schéma descriptif d'une turbine éolienne de grande puissance.....	11
Figure 1.8. Diagramme de la puissance utile en fonction de la vitesse du vent.....	14
Figure 1.9. Système éolien autonome	14
Figure 1.10. Système éolien à vitesse fixe connecté au réseau.	15
Figure 1.11. Système éolien à vitesse variable à base d'une MADA connecté au réseau.....	16
Figure 1.12. Système éolien à vitesse variable à base d'une MSAP connecté au réseau	16
Figure 1.13. Spectre de Van Der Hoven	17
Figure 1.14. Distribution de Weibull pour différentes valeurs de γ et de k	18
Figure 1.15. Tube de courant d'air autour d'une éolienne	19
Figure 1.16. Coefficient de puissance pour différentes turbines éoliennes.....	21
Figure 1.17. Caractéristique $C_p(\lambda, \beta)$ d'une éolienne tripale de 1.5 MW.....	21
Figure 1.18. Caractéristique de la puissance en fonction des vitesses	22
Figure 1.19. Caractéristique idéale d'une éolienne à vitesse variable.	23
Figure 1.20. Caractéristique couple-vitesse pour différentes vitesses de vent.....	24
Figure. 2.1. Schéma bloc d'une chaîne de conversion éolienne basée sur une GSAP.....	27
Figure. 2.2. Courbes des coefficients de puissance et de couple de l'éolienne.....	28
Figure 2.3. Modèle électrique	29
Figure 2.4. Migration des pôles du système de conversion éolien à base d'une GSAP.	32
Figure 2.5. Structure de la commande robuste.....	37
Figure 2.6. a-Vitesse du vent. b-Vitesse relative (TSR). c-Coefficient de puissance... ..	38

Figure 2.7. a- Résistance équivalente. b-Puissance de la turbine.....	38
Figure 2.8. a-Profile de vitesse du vent. b-Puissance de la turbine.....	39
Figure 2.9. a-Coefficient de Puissance. b-Vitesse relative (TSR).c-Vitesse du générateur.....	40
Figure 2.10. a-Inertie équivalent du système. b-Vitesse du vent.....	40
Figure 2.11. Coefficient de puissance.....	41
Figure 2.12. Vitesse Relative (TSR).....	41
Figure 2.13. a-Résistance équivalente. b-Vitesse du générateur. c- $\alpha(x)$, d- $\beta(x)$	42
Figure 2.14. Schéma bloc d'une chaine de conversion éolienne basée sur une GSAP intégrée au réseau.....	42
Figure 2.15. Profile de vitesse du vent.....	43
Figure 2.16. Vitesse du Générateur.....	43
Figure 2.17. Coefficient de Puissance.....	44
Figure 2.18. Vitesse Relative (TSR).....	44
Figure 2.19. Puissance active et réactive statoriques.....	44
Figure 2.20. Couple électromagnétique de la MSAP.....	45
Figure 2.21. Tension et courant au point de connexion au réseau.....	45
Figure 3.1. Modes opérationnels caractéristiques de la MADA.....	47
Figure 3.2. Modèle de la MADA dans les trois axes (A,B,C).....	48
Figure 3.3. Schéma bloc de la MADA dans les référentiels Séparées.....	51
Figure 3.4. Allures des courants, de la vitesse et du couple dans le référentiel séparé:.....	51
Figure 3.5. Configuration de la chaine de conversion éolienne à base de la GADA.....	52
Figure 3.6. Méthodes d'orientation.....	53
Figure 3.7. Allures des grandeurs à contrôler.....	56
Figure 3.8. Allures du côté rotor.....	56
Figure 3.9. Allures de grandeurs à contrôler.....	57
Figure 3.10. Allures côté rotorique.....	58
Figure 3.11. Schéma de conception des contrôleurs robustes.....	62
Figure 3.12. Schéma générale de la commande proposée.....	62
Figure 3.13. Allures des grandeurs à contrôler.....	63

Figure 3.14. Allures des fonctions non linéaires	64
Figure 3.15. Allures des grandeurs à contrôler	65
Figure 4.1. Profils de creux de tension LVRT pour les différents pays [55]	67
Figure 4.2. Circuit équivalent de la GADA vu du référentiel rotorique.....	69
Figure 4.3. Principe de superposition appliqué à la GADA sous un défaut de réseau	70
Figure 4.4. Tension de réseau pour un creux de tension symétrique de 50% (en pu).....	71
Figure 4.5. Représentation en espace vectoriel du flux statorique pour un creux symétrique de 50%.	72
Figure 4.6. Trajectoire du flux statorique pendant un creux de tension symétrique de 50%.	72
Figure 4.7. Phases de la FEM Rotorique pendant un creux de tension symétrique de 50%.	73
Figure 4.8. Tension du réseau pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu).....	74
Figure 4.9. Espace vectoriel du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% à $t_0 = 0$	76
Figure 4.10. Trajectoire du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = 0$	77
Figure 4.11. Phases de la FEM Rotorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = 0$	77
Figure 4.12. Espace vectoriel du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% à $t_0 = T/4$	78
Figure 4.13. Tension du réseau pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = T/4$	78
Figure 4.14. Trajectoire du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu)	79
Figure 4.15. Phases de la FEM rotorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu).....	79
Figure 4.16. Modèle de la machine naturelle	80
Figure 4.17. Circuit équivalent de la machine naturelle.....	81
Figure 4.18. Modèle de la machine positive	81
Figure 4.19. Circuit équivalent de la machine positive.....	81
Figure 4.20. Modèle de la machine négative	82
Figure 4.21. Circuit équivalent de la machine négative	82
Figure 4.22. Convertisseur de tension à trois niveaux NPC:.....	84
Figure 4.23. Diagramme de la commande vectorielle utilisant deux méthodes d'orientation	85
Figure 4.24. Allures de grandeurs à contrôler	87
Figure 4.25. Orientation OFS&OFR:	87
Figure 4.26. Allures de grandeurs à contrôler	88

Figure 4.27. Orientation OFS&OFR:	89
Figure 4.28. Allures des grandeurs à contrôler	90
Figure 4.29. Orientation OFS&OFR;	90

Listes des Acronymes et Symboles

Acronymes

AC	Courant Alternative
DC	Courant Direct
MW	Méga Watt
DC/AC	Conversion continue/alternative
DC/DC	Conversion continue/continue
WT	Wind Turbine
WECS	Wind Energy Conversion System
MAS	Machine Asynchrone
MADA	Machine Asynchrone à Double Alimentation
GADA	Génératrice Asynchrone à Double Alimentation
MSAP	Machine Synchrone à Aimants Permanents
GSAP	Génératrice Synchrone à Aimants Permanents
FEM	Force Electromotrice
MLI	Modulation de largeurs d'impulsions
MPPT	Maximum Power Point Tracking
TSR	Tip Speed Ratio
CRT	Convertisseurs côté Rotor
CRS	Convertisseurs côté Réseau
FLC	Feedback Linéarisation Control
PI	Régulateur proportionnel intégral
SMC	Sliding Mode Control
SLT	Standard Linéarisation Technique
P	Puissance active
Q	Puissance réactive
LVRT	Low Voltage Ride Through
X_d	Composante direct
X_q	Composante en quadrature
OFR	Orientation du Flux de Réseau
OFS	Orientation du Flux de Stator
Eq	Equation

Symboles

C_p	Coefficient de Puissance
C_T	Coefficient de couple
λ	Vitesse relative ou TSR
β	Angle de calage
P_m	Puissance mécanique
Γ_m	Couple aérodynamique
ρ	Densité de l'air
$V(t)$	Vitesse du vent
V_m	Vitesse moyenne du vent

z_0	Rugosité
z	Hauteur depuis la terre
L_v	Longueur de corrélation de turbulence
ω	pulsation de la turbulence
R	Rayon de la surface balayée
Γ_s	Couple électromagnétique
ω_h	Vitesse de la génératrice
ω_r	Vitesse de la turbine
η	Rendement
I	Rapport de multiplication
R_s	Résistance statorique
R_r	Résistance rotorique
L_d, L_q	Inductances direct/quadratique
R_L	Résistance variable équivalente de la charge autonome
L_L	Inductance équivalente de la charge autonome
Φ_m	Flux de l'aimant
p	Nombre de paires de pôles
x	Variable d'état
\bar{x}	Point d'équilibre
δx	Petite variation
δu	Petite perturbation
$e(t)$	Erreur de poursuite
$\xi(t)$	Vecteur associé de l'erreur de poursuite
s	Opérateur de Laplace/Glisement
R	Degré relatif
v	Commande linéaire
k	vecteur des gains de retour d'état
Δx	Incertitude du variable x
\hat{x}	Valeur exacte
\tilde{x}	Valeur estimée
β	limite connue
V	Fonction de Lyapunov
P	Matrice semi-définie
Q	Matrice identité
V_s	Valeur efficace de la tension statorique
\underline{V}_g	Phaseur de la tension de réseau
\hat{V}_g	Valeur Max de la tension de réseau
R_f	Résistance de filtre
L_f	Inductance de filtre
C	Capacité bus continu
θ_g	Angle de réseau
θ_s	Angle de stator
θ_r	Angle de rotor

θ_m	Angle de rotation
$\cos \varphi$	Facteur de puissance
σ	Coefficient de dispersion
V_{dc}	Tension bus continu
W_{dc}	Energie dans le bus continu
C	Valeur du condensateur
$\bar{\phi}_{sn}$	Flux statorique naturel
$\bar{\phi}_{sf}$	Flux statorique forcé
h	Temps d'échantillonnage

INTRODUCTION GENERALE

i. Généralités

Durant la dernière décennie le monde a connu une augmentation importante de la production d'électricité à partir des ressources à base d'énergies renouvelables, en raison d'une part, de la libéralisation du marché de l'électricité qui a attiré la convoitise de nouveaux producteurs qui sont orientés vers des productions moins onéreuses (cogénération, biomasse, éolien ...etc.) et non pas dans des investissements trop lourds (centrales thermiques) et d'autre part, la conscience écologique naissante, le changement climatique dû à l'émission de gaz à effet de serre a entraîné une volonté politique qui résulte des protocoles internationaux comme de Kyoto 1997 et Paris 2015, visant à encourager le recours aux énergies renouvelables pour la production d'électricité [1].

Actuellement, l'énergie éolienne représente une partie importante de la production d'énergie renouvelable. Basée sur des statistiques venant de pays leaders dans la production de l'énergie éolienne tels que la Chine (168 732 MW) et les Etats-Unis (82 184 MW), l'organisation Global Wind Energy Council (GWEC) prévoit que la puissance globale installée dans le monde peut atteindre plus de 817 000 MW à l'horizon de 2021 [2].

D'autre côté, la production d'électricité en utilisant une autre source d'énergie non-conventionnelle comme le cas de l'énergie éolienne est souvent appelée "*production décentralisée*", elle entraîne une croissance rapide de la pénétration de cette source d'énergie dans les réseaux électriques. Car cette quantité d'énergie n'ayant pas la flexibilité à la régulation comme celle de l'énergie conventionnelle produite par des centrales thermiques, des problèmes auront lieu dans le réseau de distribution principale lors de l'intégration en question. De ce fait, des nombreux pays étaient obligés de revoir leurs codes de réseau électrique pour pouvoir garantir un fonctionnement stable et fiable lors de l'intégration de cette énergie intermittente. De plus, les réseaux électriques peuvent atteindre des niveaux de pénétration éolienne très importants, comme c'est le cas au Danemark (42 %), en Allemagne (14,8%) et en Espagne (14,1%) [3-5]. La production d'énergie éolienne pure, équilibrée et conforme aux exigences du réseau électrique représente un enjeu de taille, car on doit faire face aux différents facteurs tels que le caractère irrégulier du vent ainsi que les éventuels défauts du réseau (creux de tension, courts-circuits etc.). De ce fait, tout projet de production d'énergie éolienne, soumis aux exigences imposées par le marché énergétique, ne sera possible sans l'introduction de techniques de contrôle avancées [6].

Vu la technologie d'industrie éolienne, actuellement on trouve que les éoliennes installées dans le monde sont basées sur des turbines tournantes en vitesse fixe ou en vitesse variable. Généralement l'éolienne à vitesse fixe est basée sur une machine asynchrone (MAS), malgré les avantages reconnus par la MAS, notamment sa robustesse, la MAS possède néanmoins de nombreux inconvénients: un faible rendement énergétique dans la mesure où elle ne peut travailler que pour un point de fonctionnement unique. En outre, la turbine basée sur la MAS provoque des fluctuations considérables dans la tension et dans la puissance du réseau lors de rafales du vent, ainsi qu'elle possède une courte durée de vie à cause des efforts importants subis par sa structure. [7]. Les éoliennes à vitesses variables ont alors été introduites pour apporter des solutions aux problèmes de fonctionnement en vitesse fixe. Les fluctuations de puissance peuvent être atténuées avec un dispositif qui conduit à des vitesses de rotation variables et par conséquent emmagasine l'énergie des rafales de vent sous forme d'énergie cinétique dans les grandes masses tournantes. Ainsi, la production annuelle d'une éolienne à vitesse variable est accrue de 5% à 10% par rapport à une éolienne à vitesse fixe [8].

En effet, dans le cas d'un fonctionnement à vitesse variable de l'éolienne, le choix du type de la machine électrique utilisée dans le but de produire de l'énergie électrique avec moindre coût et qui soit adapter au caractère variable du vent, a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche au cours de ces dernières années. Parmi les différents types de machines électriques on trouve deux principaux types:

- Machine Synchrones à Aimants Permanents (MSAP): elle est caractérisée par un couple volumique élevé, une inertie très faible et de faibles inductances. Toutes ces caractéristiques offrent à la machine des performances intéressantes, un bon rendement et une meilleure contrôlabilité, ce qui rend cette machine une sérieuse concurrente de la machine asynchrone, notamment dans les applications autonomes de petites puissances destinées aux zones d'agglomération éloignées [9].

- Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA): elle possède des caractéristiques permettant de réaliser une meilleure maîtrise de transferts de puissances avec des rendements nettement améliorés. En effet, la MADA permet un fonctionnement dans les régimes hypo et hyper synchrone. Grâce au progrès des technologies modernes, l'utilisation de la MADA dans la gamme des grandes puissances de l'ordre de 8 MW semble être devenu une solution plus efficace pour la génération de l'énergie électrique, que ce soit pour une installation Onshore ou Offshore [10].

Dans ce contexte, comme on a déjà cité ci-dessus la problématique de la production éolienne en citant, le travail sous un caractère très variable du vent, l'exigence d'extraire une puissance maximale du vent par l'éolienne, la qualité d'énergie produite ainsi sa conformité aux exigences du réseau électrique, le choix de la topologie adéquate au tel projet éolien ainsi le choix de la machine électrique et finalement la performance de lois de commandes utilisées pour piloter ces éoliennes. Ce travail de thèse est orienté à l'étude et la commande des éoliennes à vitesses variables par des technique avancées et robustes, il est structuré comme suit :

ii. Structure de la thèse

Le travail de thèse est focalisé à l'étude et la commande de deux systèmes de conversion d'énergie éolienne. Un système éolien à base d'une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) et un autre système éolien à base d'une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA). Des stratégies de commande sont utilisées pour les deux systèmes afin d'optimiser l'extraction de l'énergie du vent par la turbine lors d'un fonctionnement autonome ainsi que de commander instantanément les puissances électriques fournies par l'éolienne au réseau. Une étude détaillée du comportement dynamique de la GADA de l'ordre de 2MW lors de défauts dans le réseau électrique est réalisée.

Pour mener cette étude, quatre chapitres sont présentés:

- *Chapitre 1 : Energie Eolienne: Situation, Etat de l'art et Théorie*

Le chapitre porte sur les généralités de l'énergie éolienne où quelques statistiques récentes sur la production mondiale de ce type d'énergie dans les pays leaders, ainsi dans le cas d'Algérie, ont été évoquées, ensuite un état de l'art sur les systèmes de conversion éolienne est présenté. Une citation donnée sur la structure et les composants de la turbine éolienne ainsi que les différents types d'éoliennes existantes en présentant leurs structures, leurs principes de fonctionnement, leurs qualités et leurs limitations.

- *Chapitre 2: Commande non linéaire robuste d'une Éolienne à base d'une GSAP*

Ce chapitre est consacré à l'étude d'une chaîne de conversion éolienne à base de la MSAP, le système est considérée fortement non linéaire. Dans la phase de la modélisation du système, le modèle du vent utilisé est choisi proche de la réalité, un signal typique stochastique, aussi tous les composants de la chaîne de conversion éolienne sont pris en compte. En effet, pour la synthèse de commande, un modèle non linéaire simplifié de la chaîne de conversion éolienne à base de la MSAP est élaboré permettant l'utilisation d'une commande non linéaire robuste pour l'extraction de la puissance maximale du vent. Ensuite, une étude de la stabilité du système éolien vis-à-vis de la variation du vent est effectuée après l'utilisation de la technique de linéarisation traditionnelle basée

sur le développement en Série de Taylor (Standard form of Linearization Technique SLT). La vérification de la stabilité en petites perturbations est effectuée pour une plage complète de variation du vent (V_{\min} à V_{\max}). Ensuite une commande par retour d'état FLC (Feedback Linéarisation Control) est utilisée afin d'extraire le maximum de puissance de la chaîne de conversion éolienne à base de la GSAP en mode autonome. Cette technique de commande proposée a eu de bonnes performances mais elle reste vulnérable aux problèmes d'incertitudes paramétriques, de ce fait, pour remédier au problème d'incertitude paramétrique, une commande robuste basée sur la théorie de Lyapunov associée à la technique FLC est élaborée. A la fin du chapitre, une partie a été ajoutée et qui consiste à l'intégration du système étudié de conversion éolienne à base de la GSAP à un réseau puissant juste pour évaluer sa performance dans ce mode de fonctionnement non autonome. En effet, malgré que le système présente des avantages très intéressants, mais il présente un inconvénient majeur concernant le dimensionnement en pleine puissance de convertisseurs électroniques ce qui induit des coûts significatifs surtout dans les gammes de puissance élevées.

- *Chapitre 3 : Modélisation et commande pour la génération d'énergie éolienne à base d'une GADA*

Ce chapitre présente l'étude de la commande de la GADA intégrée au réseau via une topologie de type Scherbius. L'obtention d'une commande instantanée de flux de puissances entre la GADA et le réseau électrique est assurée en utilisant le principe de la commande vectorielle. Deux techniques de commande sont considérées: L'une classique utilisant des régulateurs PI pour la commande des convertisseurs côté rotor (CRT) et côté réseaux (CRS) pour obtenir un meilleur contrôle du flux de puissances échangées entre la GADA et le réseau. L'autre basée sur la théorie de Lyapunov en utilisant la linéarisation par retour d'états afin d'améliorer les performances de la commande de puissances active et réactive statoriques. La synthèse des régulateurs est basée sur une loi de commande dérivée de la théorie de Lyapunov associée à un contrôleur mode glissant permettant de renforcer la robustesse de la structure de commande vis à vis les variations paramétriques et les bruits de mesures. La stabilité asymptotique globale du système est théoriquement prouvée par la fonction de Lyapunov.

- *Chapitre 4: Analyse du comportement dynamique de la GADA en cas d'un creux de tension*

Ce chapitre présente une analyse détaillée et compréhensive du comportement dynamique de la GADA de 2 MW durant un défaut de creux de tension du réseau de type symétrique et asymétrique. Une présentation des circuits équivalents de la GADA est donnée pour chaque cas de creux de tension. Une étude comparative entre deux choix d'orientation du flux est effectuée en vue de déterminer la robustesse de la structure de commande vis à vis les perturbations provoquées par les

creux de tension du réseau.

Enfin, une conclusion générale est présentée montrant les performances du système de commande utilisé pour l'éolienne ainsi des perspectives pour l'amélioration du modeste travail.

Chapitre 1

ENERGIE EOLIENNE : SITUATION, ETAT DE L'ART ET THEORIE

1.1. INTRODUCTION

Du point de vue macro-climatique, le vent traduit le déplacement des masses d'air dans l'atmosphère à cause des gradients de la température qui sont la cause d'un échauffement irrégulier entre la région équatoriale et polaire du globe, la circulation de masses d'air est affectée par les forces de Coriolis dues à la rotation de la terre. Le flux d'air prend place dans toute l'atmosphère constitue ce qu'on appelle les vents géostrophiques [11].

La couche basse de l'atmosphère est connue comme couche de surface, elle s'étend à une altitude de 100m. Dans cette zone, le vent est affecté par des forces de frottement et les différents obstacles sur la surface de la terre. Ce phénomène est à l'origine des turbulences qui engendrent des variations de la vitesse du vent en amplitudes et en fréquences [12].

Alors, la ressource éolienne c'est le vent, ou plutôt c'est l'énergie du vent. Pour transformer cette énergie en énergie exploitable, il nécessite un mécanisme utile et performant, ce sont les systèmes de conversion de l'énergie éolienne, ces systèmes transforment l'énergie cinétique du vent en électricité ou en d'autres formes d'énergie (Figure 1.1).

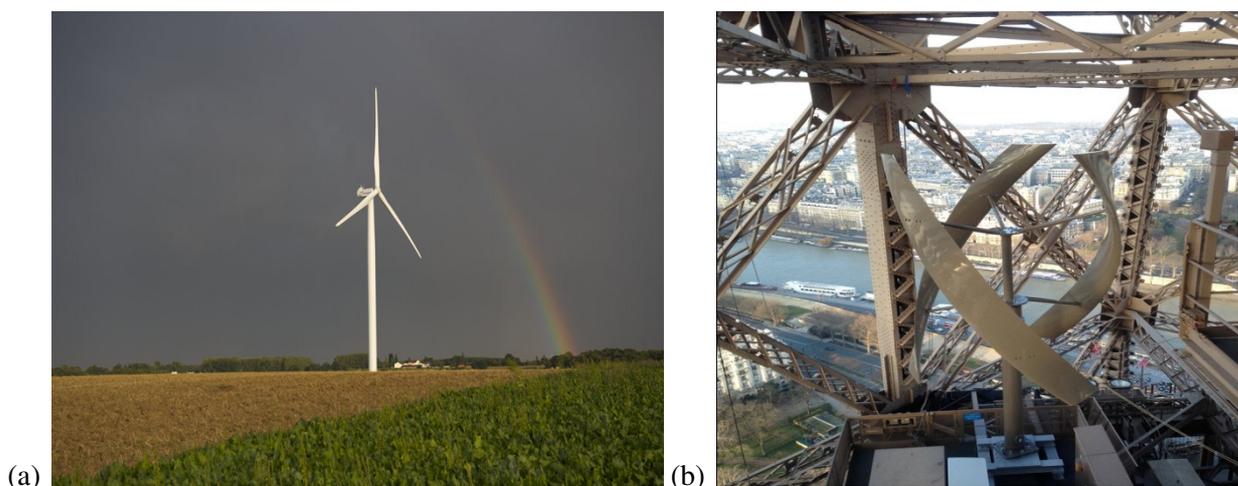


Figure 1.1. Types de Turbines éoliennes:
a) Turbine à axe horizontale de quelques MW (Picardie, France) [13]
b) Turbine à axe verticale de quelques KW (Tour Eiffel, France) [14].

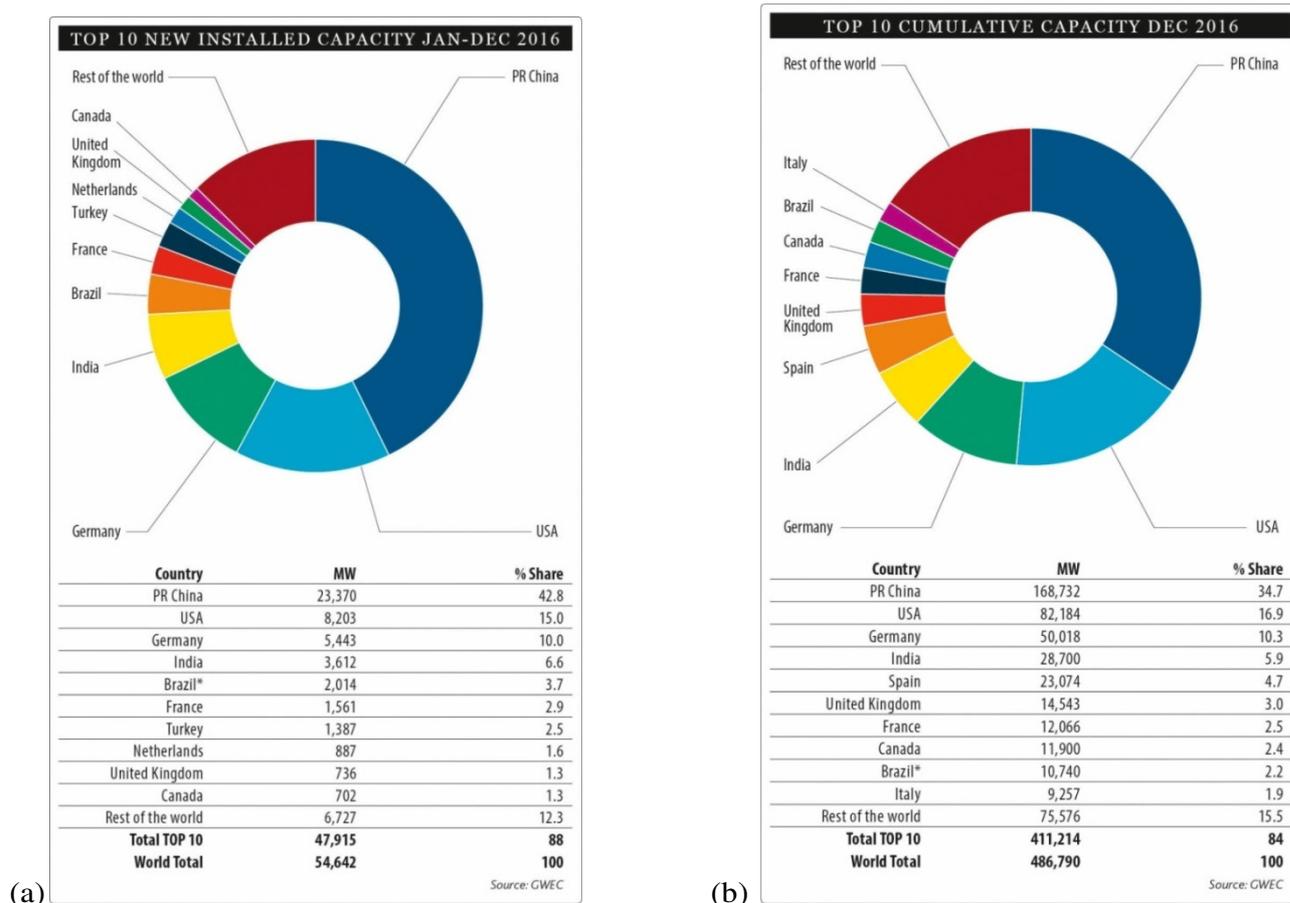


Figure 1.2. Statistiques fin 2016 de GWEC pour les Pays Top 10 vis-à-vis la capacité d'énergie éolienne a) nouvelle capacité installée, b) capacité cumulée.

1.2. ENERGIE EOLIENNE EN CHIFFRES

1.2.1. Situation actuelle de l'énergie éolienne dans le monde

L'exploitation de l'énergie éolienne a connu depuis environ 30 ans un grand essor sans précédent notamment dû aux premiers chocs pétroliers. D'après des sources spécialisées dans le secteur d'énergie éolienne comme le GWEC "Global Wind Energy Council", le parc mondial s'élève à **486,8 GW** fin 2016 contre **432,42 GW** en 2015, enregistrant une croissance de **12.6%** (Figure 1.2 et 1.3). En 2005, la puissance du parc était de **59 084 MW**. Les investissements mondiaux dans le secteur s'élèvent à **109 milliards \$** contre **99 milliards \$** en 2014 [12]. En effet, le marché mondial est fortement tiré par l'Asie, d'ailleurs la Chine a installé en 2015 plus de **30 500 MW**, soit la moitié de la progression mondiale. Son parc, qui a progressé de plus de **22%** en un an, s'élève fin 2016 à **168 732 MW**. Celui de l'Inde à **28 700 MW**, avec **3 612 MW** installés en 2016. Au Etats-Unis, **8 203 MW** ont été raccordés en 2016, le parc compte désormais **82 184 MW**. En Amérique du Sud, la dynamique du marché éolien repose sur le Brésil qui a vu son parc une augmentation de **2 754 MW** en un an et représente en fin 2016 un total de **10 740 MW**, contre **8 715 MW** fin 2015.

1.2.2. Prévision de l'énergie éolienne en 2021

En se basant sur les statistiques et les prévisions faites par le GWEC, la capacité globale de l'énergie éolienne installée sera presque le double dans les quatre prochaines années (2017/2021). Une fois encore, l'Asie représentée par la Chine qui est l'élément acteur de cette augmentation, malgré le ralentissement de l'économie mondiale. Elle a pu installer une étonnante capacité de **30.8 GW** au bout de l'année 2015 et **23.37 GW** en fin 2016, aussi bien pour l'Europe, les Etats Unis et l'Amérique latine. De ce fait, pour avoir une idée sur l'avancement du marché éolien dans toutes les régions du monde, les figures 1.3 et 1.4 illustrent les prévisions générales jusqu'à 2021.

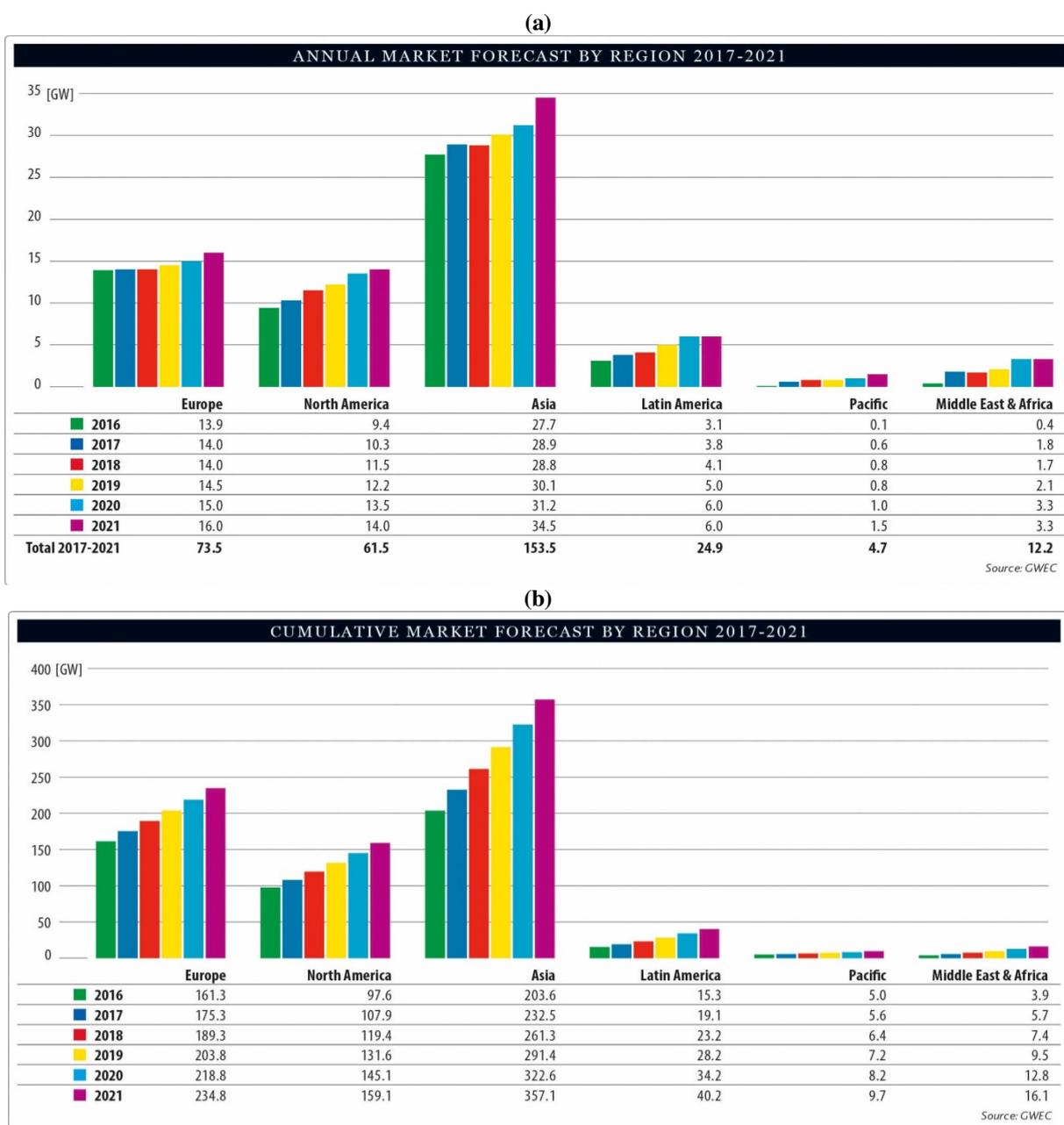


Figure 1.3. Prévision (2017-2021) de la capacité d'énergie éolienne par région:
a) Annuelle, b) Cumulée.

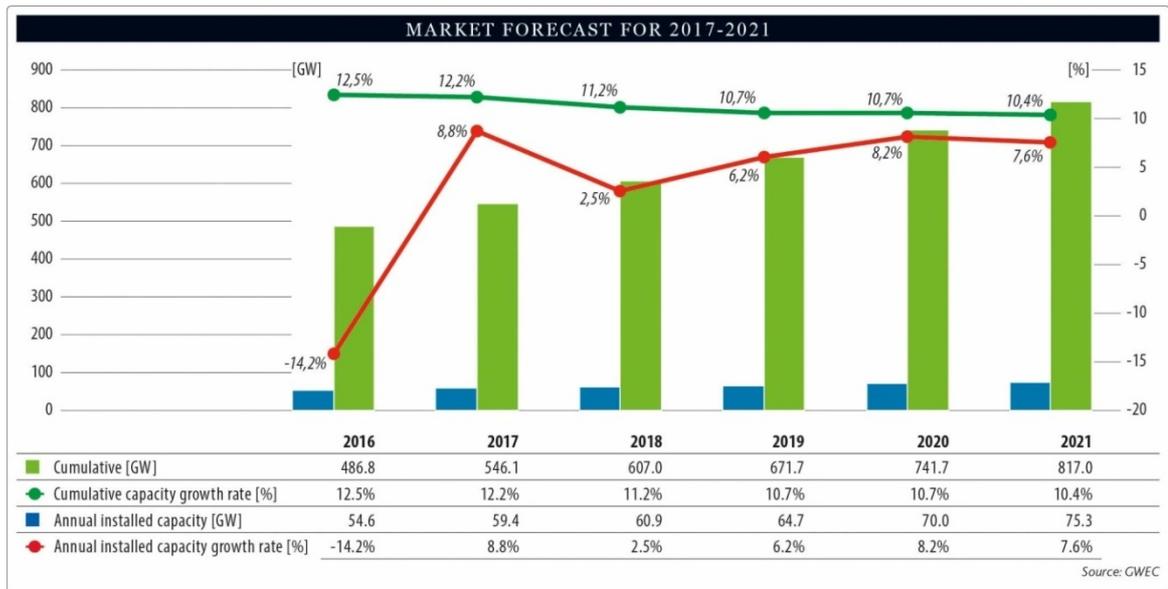


Figure 1.4. Prévision globale de la capacité installée d'énergie éolienne entre 2017 et 2021.

1.2.3. L'énergie éolienne en Algérie

L'Algérie ayant un gisement éolien important, dont le régime du vent est modéré entre **2 et 6 m/s** selon la carte des vents établie par le Centre de Développement Des Energies Renouvelables, CDER (Figure 1.5).

En raison que l'Algérie possède une surface géographique importante, le potentiel éolien se diverge selon chaque région. Au nord du pays, le potentiel éolien se caractérise par une vitesse moyenne du vent modérée (**1 à 4 m/s**) avec des microclimats autour d'Oran, Annaba, sur les hauts plateaux et à Biskra. Le potentiel énergétique convient parfaitement pour le pompage de l'eau particulièrement sur les hauts plateaux.

Au Sud de pays, la vitesse moyenne du vent dépasse **4m/s**, plus particulièrement au sud-ouest, avec un vent qui dépasse le **6 m/s** dans la région d'Adrar [15].

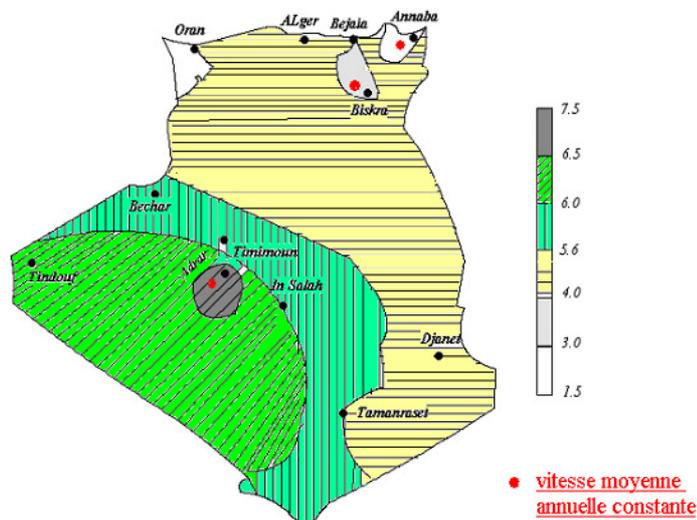


Figure 1.5. Carte annuelle de la vitesse moyenne du vent en (m/s)   10m du sol en Algérie [15]

Après la chute brutale ces dernières années du prix du baril, l'Algérie affiche de grandes ambitions pour investir dans le secteur des énergies renouvelables. Outre l'installation de plusieurs centrales photovoltaïques dans les Hauts Plateaux et le Sud, des projets de grands parcs éoliens devront voir le jour dès **2017**. En effet, l'Algérie avait réceptionné en **2014** la ferme éolienne pilote de Kabertène à Adrar (**10 MW**) et des études ont été menées pour détecter les emplacements favorables afin de réaliser d'autres projets sur la période **2017-2030** pour une puissance d'environ **22 GW**.

1.3. AEROGENERATEUR:

1.3.1. Principe de fonctionnement

Une éolienne ou un aérogénérateur est simplement un dispositif capteur et convertisseur d'énergie, elle transforme une partie de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique disponible sur un arbre de transmission puis en énergie électrique par l'intermédiaire d'une génératrice.

La conversion éolienne se fait en deux étapes:

- Au niveau de la turbine (rotor), qui extrait une partie de l'énergie cinétique du vent disponible pour la convertir en énergie mécanique.
- Au niveau de la génératrice, qui reçoit l'énergie mécanique et la convertit en énergie électrique, transmise ensuite au réseau électrique. Le fonctionnement général est illustré par la figure 1.6 : l'ensemble de la chaîne de conversion fait appel à des domaines très divers et pose des problèmes aérodynamiques, mécaniques, électriques ou d'automatique.

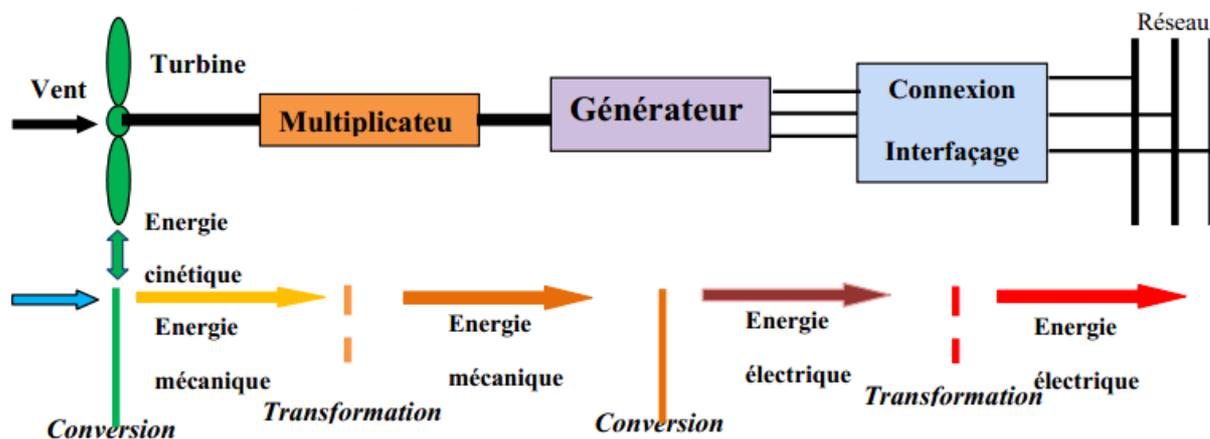


Figure 1.6. Principe de la conversion d'énergie éolienne.

Selon la puissance nominale délivrée, les éoliennes sont divisées en trois catégories [6]:

- Eoliennes de petite puissance: inférieure à 40 KW,
- Eoliennes de moyenne puissance: de 40 KW à quelques centaines des KW,
- Eoliennes de grande puissance: supérieure ou égale à 1 MW.

1.3.2. Constitutions d'un aérogénérateur

Dans l'industrie éolienne, l'aérogénérateur à axe horizontal est toujours le plus utilisé. Dans la Figure 1.7, on présente un schéma descriptif de la structure interne d'une turbine éolienne avec ces principaux éléments [16].

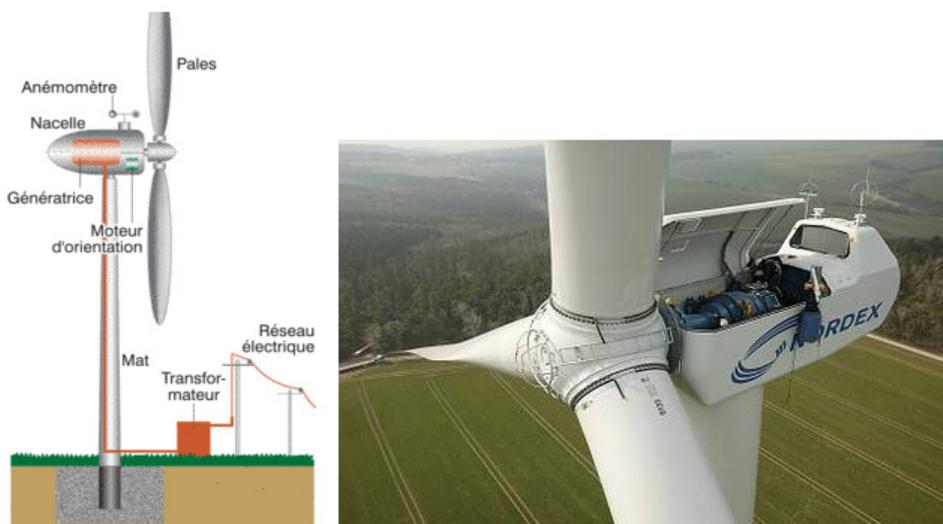


Figure 1.7. Schéma descriptif d'une turbine éolienne de grande puissance

Néanmoins, une éolienne "classique" est généralement constituée de trois éléments principaux:

- **Le mât** : généralement un tube d'acier ou éventuellement un treillis métallique, doit être le plus haut possible pour éviter les perturbations près du sol. Toutefois, la quantité de matière mise en œuvre représente un coût non négligeable et le poids doit être limité. Un compromis consiste généralement à prendre un mât de taille très légèrement supérieure au diamètre du rotor de l'aérogénérateur (exemple : éolienne NORDEX N90 2,3 MW: diamètre de 90m, mât de 80 m de hauteur [7]).

- **La nacelle** : regroupe tous les éléments mécaniques permettant de coupler le rotor éolien au générateur électrique : arbres lent et rapide, roulements, multiplicateur. Le frein à disque différent du frein aérodynamique, qui permet d'arrêter le système en cas de surcharge.

Le générateur qui est généralement une machine synchrone ou asynchrone et les systèmes hydrauliques ou électriques d'orientation des pales (frein aérodynamique) et de la nacelle (nécessaire pour garder la surface balayée par l'aérogénérateur perpendiculaire à la direction du vent). A cela viennent s'ajouter le système de refroidissement par air ou par eau, un anémomètre et le système électronique de gestion de l'éolienne.

- **Le rotor** : formé par les pales assemblées dans leur moyeu. Pour les éoliennes destinées à la production d'électricité, le nombre de pales varie classiquement de 1 à 3, le rotor tripale (concept danois) étant de loin le plus répandu car il représente un bon compromis entre le coût, le

comportement vibratoire, la pollution visuelle et le bruit.

Les rotors à vitesse fixe sont souvent munis d'un système d'orientation de la pale permettant à la génératrice (généralement une machine asynchrone à cage d'écuriel) de fonctionner au voisinage du synchronisme et d'être connectée directement au réseau sans dispositif d'électronique de puissance. Ce système allie ainsi simplicité et faible coût.

Les rotors à vitesse variable sont souvent moins coûteux car le dispositif d'orientation des pales est simplifié. Toutefois, une interface d'électronique de puissance entre le générateur et le réseau ou la charge est nécessaire. Les pales se caractérisent principalement par leur géométrie dont dépendront les performances aérodynamiques et les matériaux dont elles sont constituées (actuellement, les matériaux composites tels la fibre de verre et plus récemment la fibre de carbone sont très utilisés car ils allient légèreté et bonne résistance mécanique).

1.4. **MODES D'OPERATION D'UNE EOLIENNE**

L'exploitation de l'énergie électrique produite par une éolienne peut se faire de deux manières ; selon qu'elle soit connectée au réseau ou alimentant une charge isolée.

1.4.1. **Eolienne connectée au réseau**

Les éoliennes raccordées au réseau électrique sont le plus souvent regroupées dans un parc éolien d'environ 5 à 50 machines, mais on peut retrouver aussi des machines isolées connectées au réseau [7].

Le courant électrique acheminé à travers le réseau doit avoir une fréquence de 50 Hz avec une tension d'amplitude bien définie. Une éolienne raccordée au réseau se doit donc de fournir une tension respectant ces exigences, quelle que soit la vitesse du vent. Une première technique consiste à garder la vitesse de rotation de la génératrice constante. Cette dernière est alors obtenue par régulation notamment avec l'orientation des pales (Commande STALL). Mais il est également possible de faire fonctionner une éolienne à vitesse de rotation variable en utilisant un convertisseur de fréquence tel que le cycloconvertisseur.

A vitesse trop faible du vent, l'éolienne s'arrête en raison des forces de frottement sec qui s'opposent à la rotation de l'hélice. Cette diminution de la vitesse de rotation ne permet plus de fournir cette fréquence. Dans ce cas, l'éolienne devienne consommatrice d'électricité, elle est donc automatiquement déconnectée du réseau.

Si la vitesse du vent est trop forte (supérieure à 100 km/h par exemple), l'éolienne est mise en sécurité et déconnectée du réseau, ses pales sont "mises en drapeau" et s'arrêtent pour éviter des sollicitations qui pourraient les briser. Certaines éoliennes récentes continuent à tourner mais à vitesse réduite, diminuant ainsi le nombre de déconnexions du réseau et

augmentant la production moyenne par vent fort.

1.4.2. Eolienne alimentant une charge isolée

L'énergie éolienne est aussi utilisée pour fournir de l'énergie à des sites isolés, par exemple pour produire de l'électricité dans les îles, pour le pompage de l'eau dans des champs, ou encore pour alimenter en électricité des voiliers, des phares et des balises. Ces éoliennes de petite puissance sont dites appartenir au petit éolien, par opposition au grand éolien ou à l'éolien industriel.

1.4.3. Zones de travail de l'éolienne

Le rôle de la régulation de vitesse de l'éolienne est d'assurer la sécurité de l'éolienne contre les vents violents (rafales) et d'optimiser l'extraction de la puissance du vent. Suite au diagramme de la Figure 1.8, une turbine éolienne est dimensionnée pour développer sur son arbre mécanique une puissance nominale P_n obtenue à partir d'une vitesse nominale du vent V_n . Lorsque la vitesse du vent est supérieure à V_n , la turbine éolienne doit modifier son mode de fonctionnement afin d'éviter la destruction mécanique, de sorte que sa vitesse de rotation reste pratiquement constante. A côté de la vitesse nominale V_n , on spécifie aussi:

- la vitesse de démarrage V_d à partir de laquelle l'éolienne commence à fournir de l'énergie,
- la vitesse maximale du vent V_m , avec laquelle, il y'aura plus de conversion de l'énergie du vent pour des raisons de sûreté de fonctionnement.

Les vitesses V_n , V_d , V_m définissent quatre zones sur le diagramme de puissance utile en fonction de la vitesse du vent:

- **zone I**, où $P = 0$ (la turbine à l'arrêt) ;
- **zone II**, dans laquelle la puissance fournie dépend de la vitesse du vent V ;
- **zone III**, où la vitesse de rotation est maintenue constante et la puissance P fournie reste égale à P_n .
- **zone IV**, dans laquelle le système de sûreté de fonctionnement arrête le transfert de l'énergie.

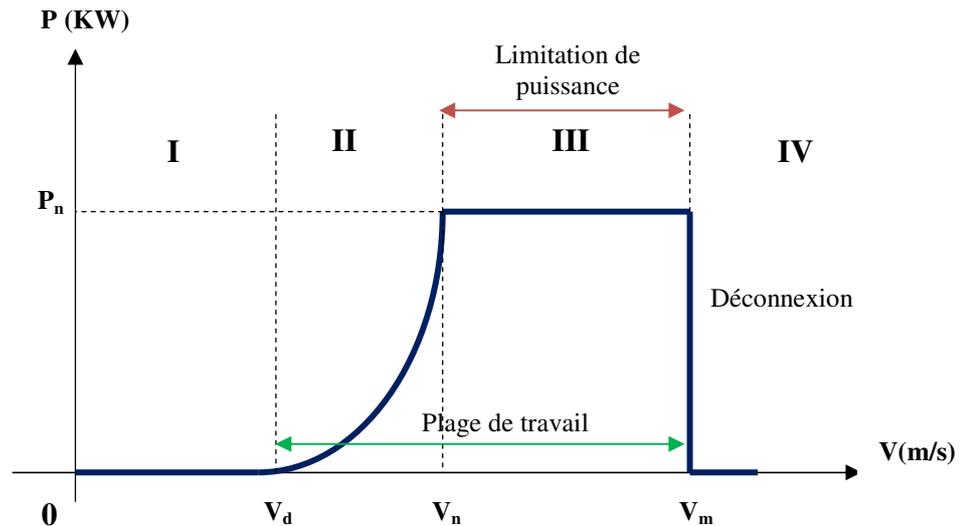


Figure 1.8. Diagramme de la puissance utile en fonction de la vitesse du vent

Il est noté que la plupart des éoliennes démarrent lorsque la vitesse du vent atteint une certaine valeur qui presque égale 3 m/s (*Cut in*) et s'arrêtent lorsque cette vitesse atteint 25 m/s (*Cut out*). Généralement, les éoliennes sont dimensionnées afin d'exploiter au mieux les vents de puissance intermédiaire.

1.5. CONFIGURATIONS UTILISEES DANS L'INDUSTRIE EOLIENNE

En fonction du type de fonctionnement, du type de générateur et du milieu où l'éolienne est installée, il existe plusieurs configurations dont les plus utilisés:

1.5.1. Système Eolien Autonome

Cette configuration est recommandée pour les régions éloignées (*remote areas*) qui sont dépourvues de l'électrification par le réseau électrique. Elle est presque toujours basée sur des machines de petites puissances auto-excitées de type synchrones à aimants permanents (MSAP) ou machines à courant continu sans balais (BLDC). Pour optimiser l'énergie extraite du vent, le système éolien doit travailler à vitesse variable (Figure 1.9).

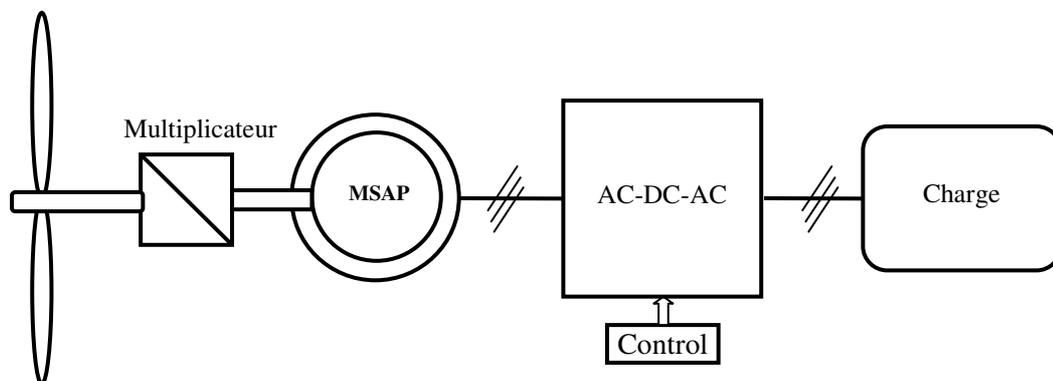


Figure 1.9. Système éolien autonome

Avantages

- Plus légers que les autres types de générateurs,
- Coûts plus faibles,
- Adapter aux petites éoliennes,
- Auto-excitation.

Inconvénients

- Densité du flux magnétique fixe quel que soit la vitesse de rotation du rotor,
- Démarrage difficile (nécessite un vent relativement important)

1.5.2. Système Eolien à Vitesse Fixe Connecté au Réseau

Elle est basée dans la plupart des cas sur l'utilisation de la machine asynchrone à induction (MAS) en raison qu'elle peut supporter de légères variations de vitesse de rotation, ce qui est un atout pour les éoliennes où la vitesse du vent peut évoluer rapidement notamment lors de rafales. Le type de configuration est illustré par la Figure 1.10.

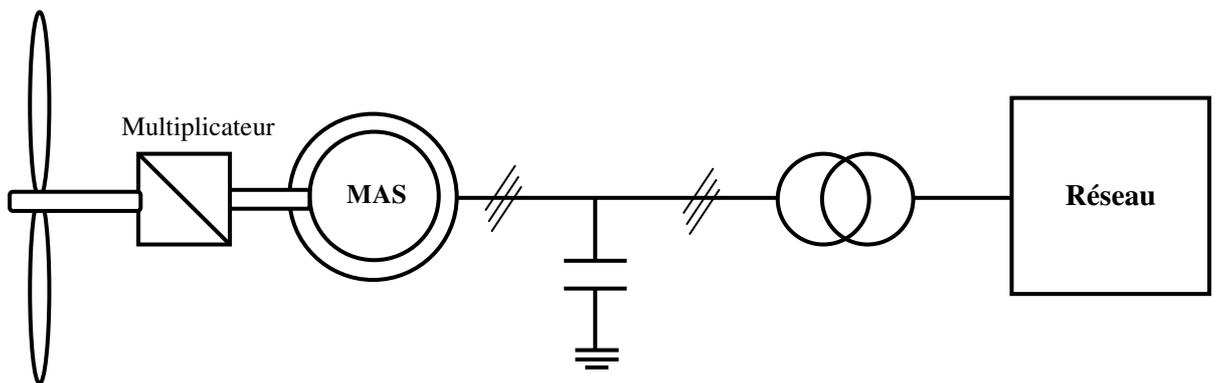


Figure 1.10. Système éolien à vitesse fixe connecté au réseau.

Avantages

- Simple et utilisée depuis longtemps,
- Economiquement plus intéressante.

Inconvénients

- Vibrations plus importantes,
- Usure des pièces plus importante (maintenance plus importante),
- Seule une opération avec une vitesse fixe possible (une commande STALL requise),
- Mauvaise qualité d'énergie produite entraînant des perturbations sur le réseau,
- Compensation de puissance réactive requise.

1.5.3. Système éolien à vitesse variable connecté au réseau

Le système possède deux configurations principales, l'une à base de la machine asynchrone à double alimentation MADA (Figure 1.12) et l'autre à base de la machine synchrone à inducteur bobiné ou à aimants (Figure 1.12).

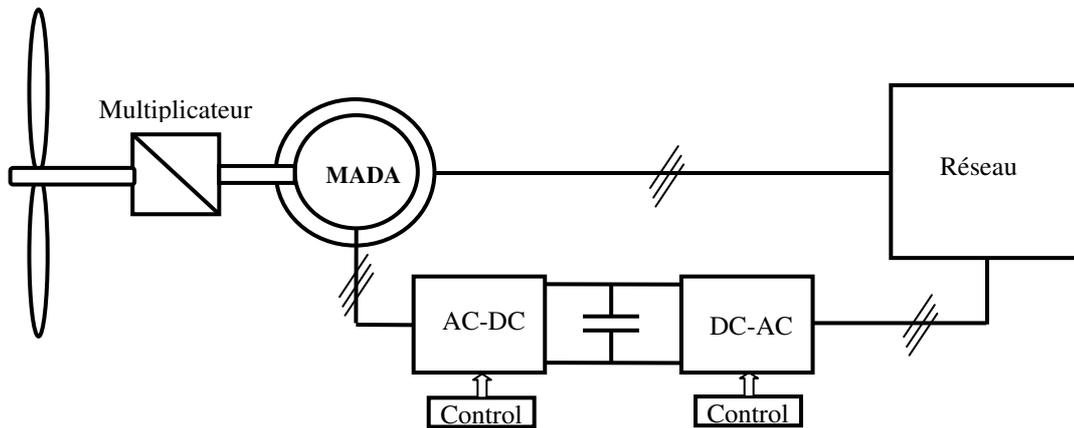


Figure 1.11. Système éolien à vitesse variable à base d'une MADA connecté au réseau

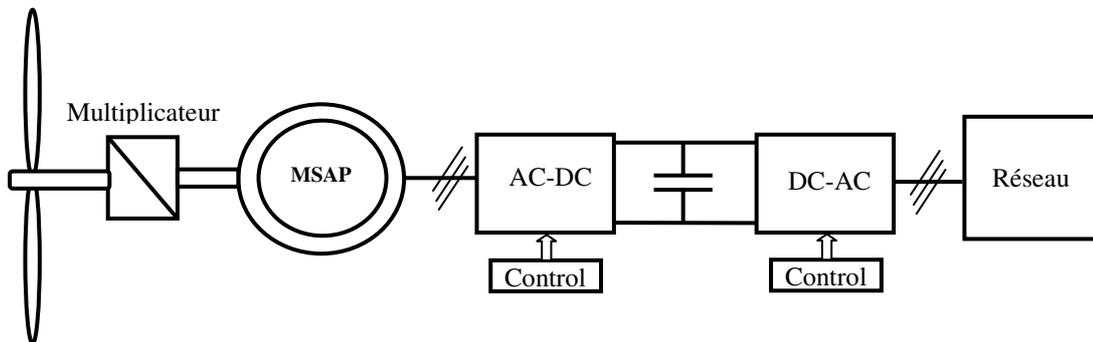


Figure 1.12. Système éolien à vitesse variable à base d'une MSAP connecté au réseau

Avantages :

- Optimisation de l'énergie captée,
- Contrôle du transfert de puissance et énergie propre envoyée sur le réseau.

Inconvénients :

- Utilisation de machines spéciales,
- Convertisseur de puissance "complexe",
- Coût élevé.

1.6. CONVERSION D'ENERGIE CINETIQUE DU VENT EN ENERGIE MECANIQUE

1.6.1. Le Vent

Un modèle typique du vent (stochastique) qui représente l'énergie de la source éolienne sera établi pour effectuer le test des différentes stratégies de commande en présence des turbulences.

Le vent est caractérisé par sa distribution de l'énergie cinétique dans le domaine fréquentiel, appelée le **spectre de Van Der Hoven** donnant la densité spectrale de puissance S_v , multipliée par la fréquence angulaire ω (Figure 1.13). Bien que les détails sont différents, les spectres mesurés dans des sites différents ont la même allure, indépendamment du site, en effet le spectre montre deux maxima, approximativement à **0.01 cycles/h** et **50 cycles/h**, [17,18].

La partie basses fréquences du spectre correspond aux vents géostrophiques alors que les

hautes fréquences correspondent à la turbulence associée aux vents locaux. L'allure de la concentration de la densité spectrale de la puissance du vent permet de scinder la vitesse du vent V en deux composantes [17,18]:

$$V = V_m + v \quad (1.1)$$

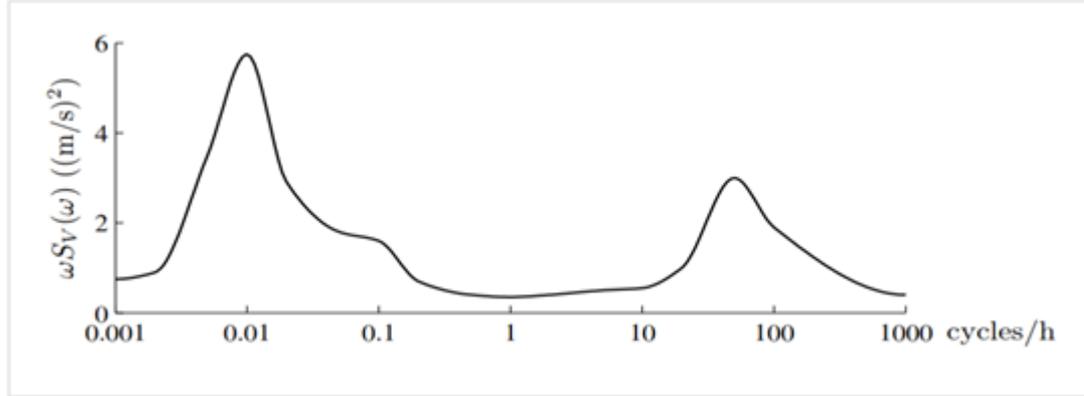


Figure 1.13. Spectre de Van Der Hoven

Où la vitesse quasi constante V_m est obtenue comme la moyenne des vitesses instantanées sur un intervalle de temps t_p :

$$V_m = \frac{1}{t_p} \int_{t_0 - t_p/2}^{t_0 + t_p/2} V(t) dt. \quad (1.2)$$

Souvent, le temps d'intégration t_p est choisi dans le gap d'énergie entre 10 à 20 minutes. Lorsque c'est le cas, les changements macro-météorologiques dans la vitesse du vent apparaissent comme des fluctuations dans la vitesse du vent moyenne, alors que le terme v représente la turbulence atmosphérique.

a) *Distribution de Weibull*

La variation de la vitesse moyenne du vent dans un site particulier est souvent décrite par la distribution de Weibull qui décrit la probabilité des différentes vitesses moyenne pendant une période de temps. La distribution de Weibull pour une vitesse moyenne V_m est donnée par [19]:

$$f(V_m, k, \gamma) = \begin{cases} \frac{k}{\gamma} \left(\frac{V_m}{\gamma} \right)^{k-1} \exp \left(- \left(\frac{V_m}{\gamma} \right)^k \right) & V_m \geq 0 \\ 0 & V_m < 0 \end{cases} \quad (1.3)$$

Où γ est le facteur d'échelle (en relation avec la moyenne) et k le facteur de forme (en relation avec la variance). Ces paramètres peuvent être déterminés à partir des données de vitesse dans un site particulier. La Figure 1.14 illustre la distribution de Weibull pour des différentes valeurs de γ et k .

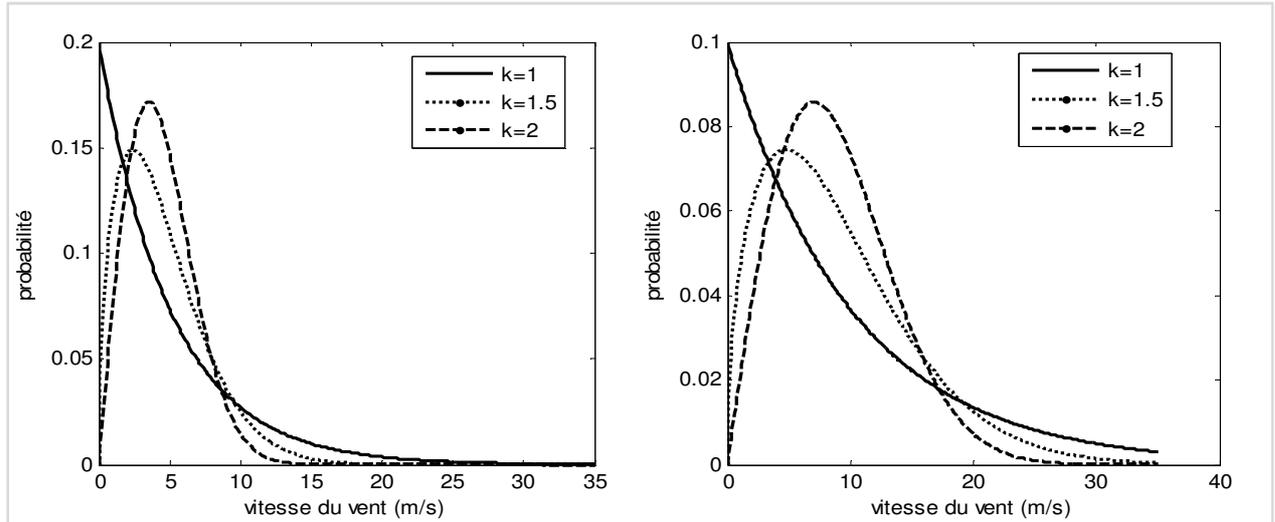


Figure 1.14. Distribution de Weibull pour différentes valeurs de γ et de k
a) $\gamma = 5$, b) $\gamma = 10$

b) Turbulence du vent

La turbulence induit des fluctuations sur la vitesse du vent autour de sa valeur moyenne, elle représente la partie des hautes fréquences du spectre de **von der Hoven**. La turbulence est de nature stochastique, elle peut être décrite par un spectre de puissance [17]. Les modèles les plus communs sont:

- Spectre de **Von Karman** : $\Phi(\omega) = \frac{K_v}{(1 + (\omega T_v)^2)^{5/6}}$
- Spectre de **Kaimal** : $\Phi(\omega) = \frac{K_v}{(1 + \omega T_v)^{5/3}}$

Où T_v détermine la largeur de bande de la turbulence et K_v est associé avec la puissance de la turbulence. Pour le spectre de **Von Karman**, ces coefficients peuvent être approximés par [17]:

$$K_v = 0.475 \sigma_v^2 \frac{L_v}{V_m(z)}, \quad T_v = \frac{L_v}{V_m(z)}; \quad \sigma_v \frac{\sigma_v}{V_m(z)} \cong \frac{1}{\ln(z/z_0)}$$

avec L_v la longueur de corrélation de la turbulence et σ_v l'intensité de la turbulence définie par:

$$\sigma_v = \sqrt{\int_{-\infty}^{\infty} \Phi(\omega) d\omega}$$

Les paramètres L_v et σ_v sont caractéristiques au terrain, en général L_v prend des valeurs entre 100 m et 330 m alors que σ_v prend des valeurs entre 0.1 et 0.2.

1.6.2. Limite de BETZ

La limite de Betz est une loi physique pour laquelle la puissance théorique maximale développée par un capteur éolien est égale à un rapport fixe de la puissance incidente du vent qui traverse l'éolienne [14].

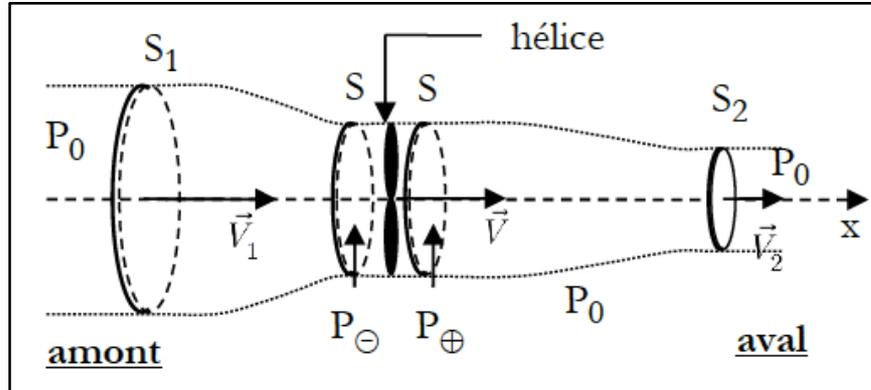


Figure 1.15. Tube de courant d'air autour d'une éolienne

Pour modéliser le fonctionnement de l'éolienne, on suppose que l'écoulement de l'air se fasse dans un tube de courant, de symétrie de révolution autour de l'axe Ox, de section droite d'aire variable $S(x)$ (Figure 1.15), la zone extérieure à ce tube n'étant pas affectée par le mouvement de l'hélice. On admet que dans le tube de courant, l'écoulement est unidimensionnel: la vitesse et la pression sont supposées uniformes sur une section droite du tube de courant. A l'extérieur du tube de courant la pression P_0 est uniforme. On retrouve la même pression avant S_1 et après S_2 . On peut écrire le principe de l'incompressibilité de l'air et la continuité de l'écoulement [20]:

Soit :

$$S_1 V_1 = S V = S_2 V_2 \quad (1.4)$$

D'après le théorème d'EULER, la force exercée par l'air sur l'éolienne est donnée par:

$$F = \rho S V (V_1 - V_2) \quad (1.5)$$

D'où, la puissance absorbée par l'éolienne:

$$P_{\text{eol}} = F V = \rho S V^2 (V_1 - V_2) \quad (1.6)$$

La puissance absorbée par l'éolienne est aussi égale à la variation de l'énergie cinétique E_c de la masse d'air qui le traverse, d'où :

$$\frac{\Delta E_c}{\Delta t} = P_{\text{eol}} = \frac{1}{2} \rho S (V_1^2 - V_2^2) \quad (1.7)$$

En déduit :

$$V = \frac{V_1 + V_2}{2} \quad (1.8)$$

En remplaçant l'expression de V dans les relations (1.5) et (1.6) on obtient :

$$F = \frac{1}{2} \rho S (V_1^2 - V_2^2) \quad (1.9)$$

$$P_{\text{eol}} = \frac{1}{4} \rho S (V_1^2 - V_2^2) (V_1 + V_2) \quad (1.10)$$

Un vent théoriquement non perturbé traverserait cette même surface S sans diminution de vitesse, soit à la vitesse V_1 , la puissance mécanique théorique correspondante P_{mt} serait alors:

$$P_{\text{mt}} = \frac{1}{2} \rho S V_1^3 \quad (1.11)$$

On définit le rapport entre les deux puissances C_p (puissance extraite du vent et celle qui est théoriquement disponible) appelé le coefficient de puissance:

$$C_p = \frac{P_{\text{eol}}}{P_{\text{mt}}} = \frac{(1 + \frac{V_1}{V_2})(1 - (\frac{V_1}{V_2})^2)}{2} \quad (1.12)$$

Ce coefficient présente un maximum de $16/27$ soit 0.59 [7]. C'est cette limite théorique appelée **Limite de Betz** qui fixe la puissance maximale extractible pour une vitesse de vent donnée.

Cette limite n'est en réalité jamais atteinte et chaque éolienne est définie par son propre coefficient de puissance exprimé en fonction de la vitesse relative λ [7].

En combinant les équations (1.11) et (1.12), la puissance mécanique P_{mt} disponible sur l'arbre d'un aérogénérateur s'exprime ainsi:

$$P_{\text{mt}} = C_p(\lambda, \beta) P_{\text{aero}} = \frac{1}{2} C_p(\lambda, \beta) \rho S V_1^3 \quad (1.13)$$

avec :

$$\lambda = \frac{\Omega_{\text{turbine}} R_T}{V_1} \quad (1.14)$$

Ω_{turbine} : vitesse de rotation de la turbine,

R_T : Rayon des pales.

1.6.3. Coefficients de puissances

Sachant que le coefficient de puissance est une grandeur propre pour chaque éolienne et dépend de la vitesse relative λ (fonction de la vitesse du vent) et de l'angle d'orientation des pales β . La Figure 1.16 donne les différents coefficients de puissance pour chaque type d'éolienne.

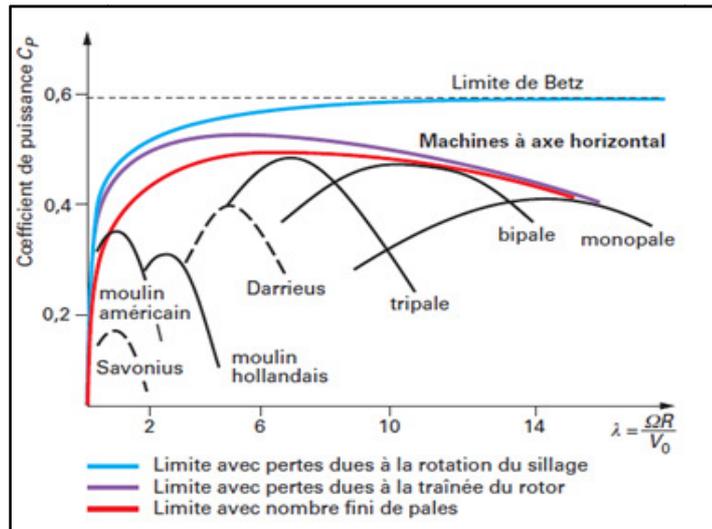


Figure 1.16. Coefficient de puissance pour différentes turbines éoliennes

A titre d'exemple, l'expression du coefficient de puissance d'une turbine éolienne tripale de 1.5 MW est approximé par l'équation 1.15 [16]:

$$C_p(\lambda, \beta) = (0.5 - 0.0167(\beta - 2)) \sin \left[\frac{\pi(\lambda + 0.1)}{18.5 - 0.3(\beta - 2)} \right] - 0.00184(\lambda - 3)(\beta - 2) \quad (1.15)$$

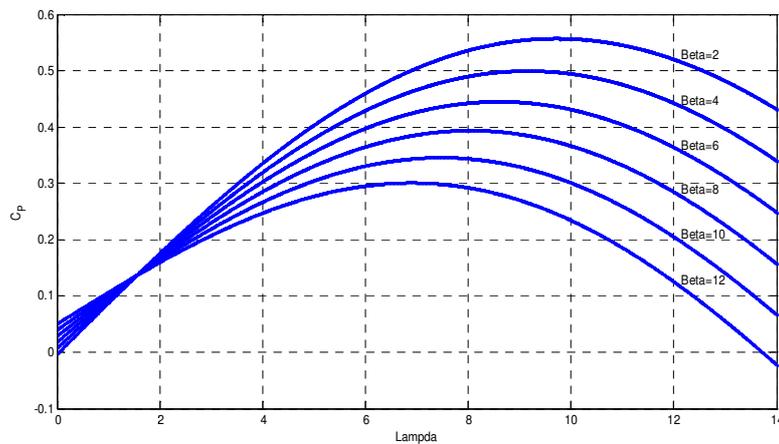


Figure 1.17. Caractéristique $C_p(\lambda, \beta)$ d'une éolienne tripale de 1.5 MW

1.6.4. Fonctionnement à vitesse variable

Pour une vitesse du vent V_1 et une vitesse mécanique Ω_1 de la génératrice, on obtient une puissance nominale P_1 (point A) (Figure 1.18). Si la vitesse du vent passe de V_1 à V_2 et que la vitesse de la génératrice reste inchangée (éolienne à vitesse fixe), la puissance P_2 se trouve sur la 2^{ème} caractéristique (point B). La puissance maximale se trouve ailleurs sur cette caractéristique (point C). Si on désire extraire la puissance maximale, il est nécessaire de fixer la vitesse de la génératrice à une vitesse supérieure Ω_2 , il faut donc rendre la vitesse mécanique variable en fonction de la vitesse du vent pour extraire le maximum de la puissance générée.

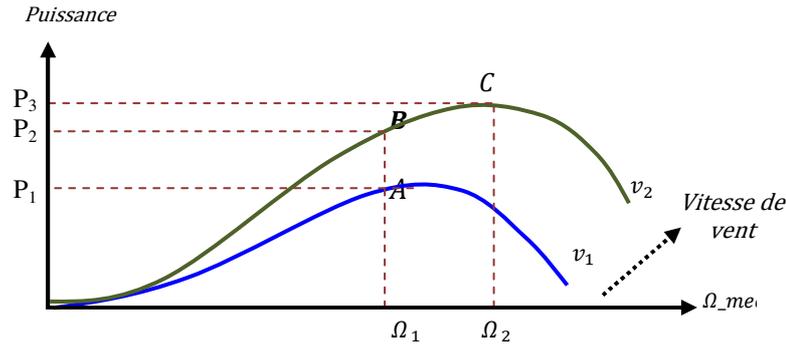


Figure 1.18. Caractéristique de la puissance en fonction des vitesses

1.7. STRATEGIE DE COMMANDE DE LA TURBINE EOLIENNE A VITESSE VARIABLE

Une turbine éolienne est un dispositif qui capte une partie de l'énergie du vent et la transforme en un travail utile. En particulier, un système de conversion d'énergie éolienne relié à un réseau électrique doit être conçu pour réduire au maximum le coût de production et d'assurer une exploitation sûre en respectant les normes fixées de la qualité d'énergie.

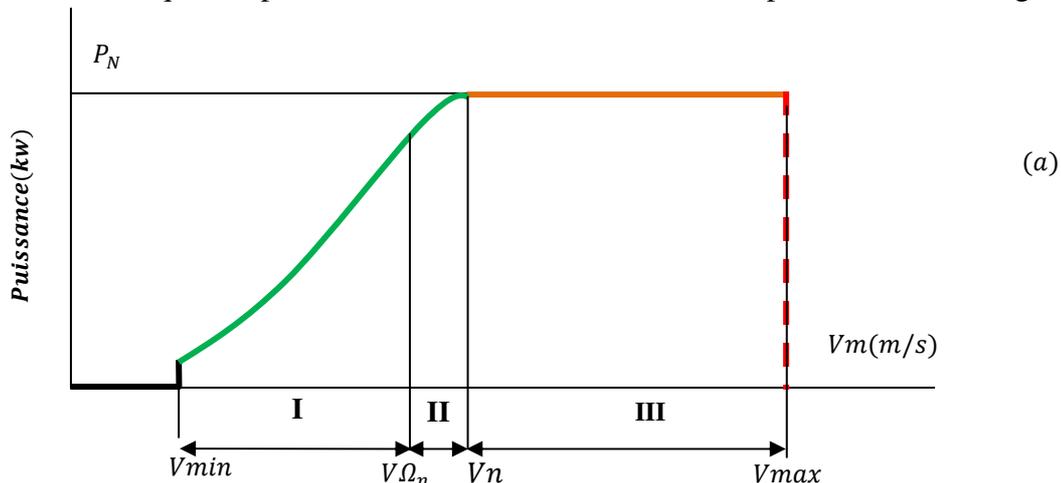
1.7.1. Objectifs de la commande

La minimisation du coût d'énergie implique une série d'objectifs étroitement liés et parfois en conflit. Par conséquent, ils ne devraient pas être poursuivis séparément. La question est de trouver un compromis bien équilibré entre eux. Ces objectifs peuvent être arrangés de la manière suivante [18, 21]:

- **Capture de l'énergie:** maximisation de la capture d'énergie en tenant compte des restrictions d'exploitation sûre telles que la puissance nominale et la vitesse nominale.
- **Charges mécaniques:** protection du système éolien contre les charges mécaniques excessives.
- **Qualité de l'énergie:** production de l'énergie conformément aux normes d'interconnexion.

1.7.2. Caractéristiques de puissance

Les caractéristiques de puissance de la turbine éolienne sont représentées sur la Figure 1.19.



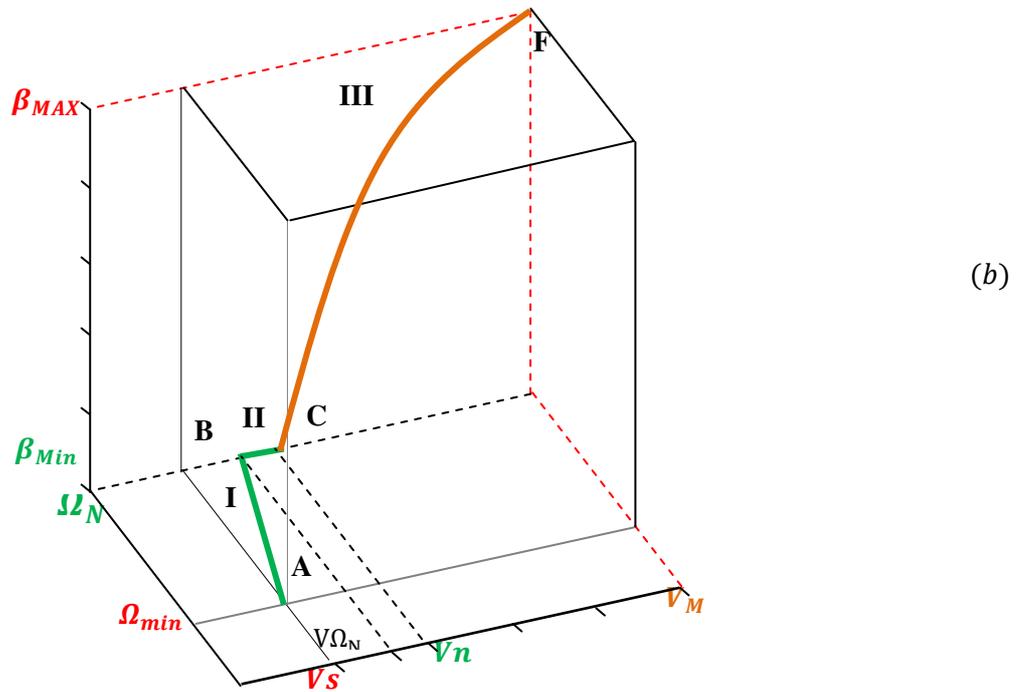


Figure 1.19. Caractéristique idéale d'une éolienne à vitesse variable.

a) Plan (V, P) , b) Plan (V, Ω, β)
 V : Vent, P : Puissance.

Ces caractéristiques montrent trois zones différentes avec des objectifs de commande distinctifs [22-24]:

- **Zone I:** Correspond aux faibles vitesses du vent, la puissance disponible dans cette zone est inférieure à la puissance nominale de la turbine. L'objectif dans cette zone est d'extraire le maximum de puissance du vent en appliquant des techniques d'extraction du maximum de puissance (MPPT, Maximum Power Point Tracking),
- **Zone II:** Zone de transition entre la zone de charge partiel (zone I) et la zone de charge nominale (zone II). Dans cette zone, la vitesse de rotation est maintenue constante pour des raisons mécaniques (contraintes des pales) et acoustiques (bruits généré),
- **Zone III:** Correspond aux vents forts, l'objectif dans cette zone est de limiter la puissance produite à une valeur égale à la puissance nominale de l'éolienne pour éviter les surcharges. Cela se fait par action sur l'angle de calage des pales.

1.8. STRATEGIES DE COMMANDE DANS LA ZONE I (Optimisation de la puissance)

Dans cette zone, on cherche à extraire le maximum de puissance du vent. Le système de contrôle vise à faire varier la vitesse de rotation de l'éolienne de manière à rester aux alentours de la valeur optimale de la vitesse relative $\lambda = \lambda_{opt}$. Comme l'angle de calage est fixe, le coefficient de

puissance de l'éolienne est alors égal à sa valeur maximale C_{pmax} [18,23]. La technique d'optimisation de la puissance utilisée dans cette zone de fonctionnement est celle de l'MPPT.

1.8.1. Principe de la Technique de Maximisation de Puissance (MPPT)

La technique MPPT (Maximum Power Point Tracking) est une méthode de contrôle très fiable et simple à implémenter. Elle consiste à déterminer la vitesse de la turbine qui permet d'obtenir le maximum de puissance générée. Pour agir sur la vitesse de rotation de la turbine Ω_T , on s'intéresse au sens de variation du gradient $dP / d\Omega_T$. Ce gradient vaut zéro lorsqu'on atteint le maximum de la puissance, le point que l'on recherche. On le déduit à partir de l'équation 1.16:

$$\frac{dP}{d\Omega_T} = \frac{dP}{dt} \left(\frac{d\Omega_T}{dt} \right)^{-1} \quad (1.16)$$

1.8.2. Commande indirecte de vitesse (Zone I)

Il est naturel de considérer qu'un système éolien est stable autour d'un point d'équilibre quelconque de la courbe de rendement maximal pour un couple du générateur et une vitesse du vent constants [9]. La courbe de rendement aérodynamique maximal est définie dans le plan (Ω_T, C_T) par l'ensemble des points $E(\Omega_{Topt}, C_{Topt})$ correspondant à l'intervalle des vitesses du vent dans laquelle l'éolienne fonctionne (Figure I.20).

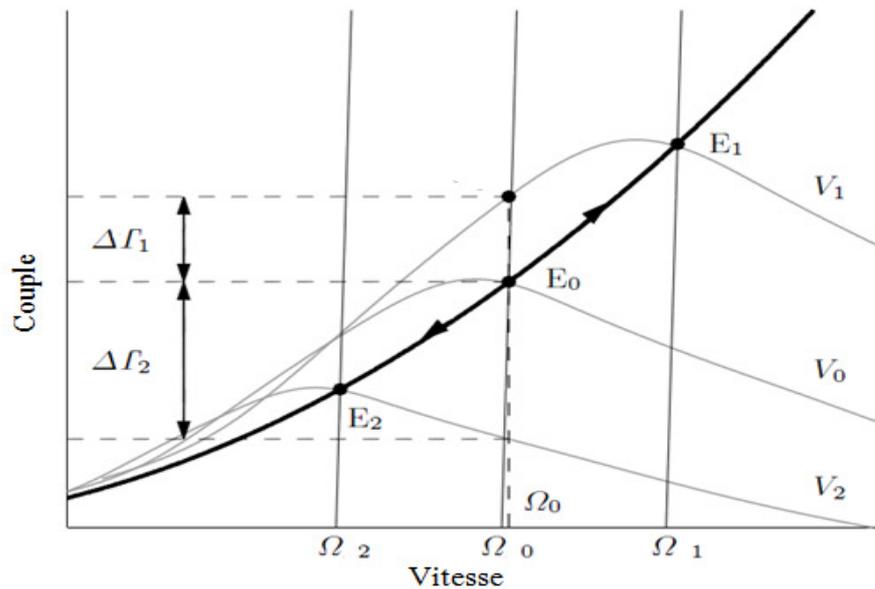


Figure I.20. Caractéristique couple-vitesse pour différentes vitesses de vent.

1.9. CONCLUSION

Dans ce chapitre, on a présenté la situation actuelle, l'état de l'art et ainsi la théorie de l'énergie éolienne. Des statistiques sont données sur les différentes sources de production mondiale de l'énergie éolienne ainsi les pays leaders de production à savoir la Chine et les Etats Unis. Un potentiel éolien en cas de l'Algérie est aussi présenté. Une présentation des projets installés et ceux

qui sont en cours d'achèvement, ainsi un bref état de l'art sur les systèmes de conversion éoliens est donnée. La structure des différents types d'éoliennes existantes sont présentées à travers leurs principes de fonctionnement, leurs qualités et leurs éventuels défauts. Quelques notions théoriques sur les calculs de base permettant le contrôle des systèmes de conversion éoliens sont évoquées. Une des techniques de contrôle robuste de l'éolienne autonome basée sur une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) sera présentée et qui fera l'objet du second chapitre.

Chapitre 2

COMMANDE NON LINEAIRE ROBUSTE D'UNE ÉOLIENNE A BASE D'UNE GSAP

2.1. INTRODUCTION

Comme il est noté précédemment, les éoliennes sont des dispositifs de conversion d'énergie cinétique du vent en énergie électrique, une très grande variété des systèmes éoliens sont utilisés dans l'industrie. Les éoliennes disponibles sur le marché peuvent être classées donc selon plusieurs critères à savoir la *capacité* (micro ou mini, domestiques, petite commerciale, moyenne commerciale, grande commerciale), la *type* (axes verticale ou horizontale), la *vitesse* (constante ou variable), la *type de la génératrice* (synchrone, asynchrone), la *topologie* (connectées aux réseaux ou autonome). Ce chapitre traite la commande non linéaire d'une chaîne de conversion éolienne autonome basée sur une machine synchrone à aimants permanents MSAP. L'obtention d'une puissance maximale dans des conditions stochastiques du vent rend le système fortement non-linéaire à contrôler [25,26]. Pour mener cette étude, une modélisation a été faite dans un référentiel tournant (d, q) et ensuite un modèle non linéaire simplifié est proposé. Pour faciliter le contrôle l'électronique de puissance et le réseau local sont remplacés par une charge variable équivalente. En fait, avant d'entamer la synthèse de la loi de commande non linéaire, une linéarisation du système en utilisant la technique de linéarisation traditionnelle basée sur le développement en *Série de Taylor* (Standard form of Linearization Technique **SLT**) est effectuée. La stabilité du système linéarisé en petites perturbations (boucle ouverte) vis-à-vis de la variation de vitesse du vent est vérifiée par l'identification du lieu de ses pôles pour chaque vitesse du vent [27]. Afin d'extraire le maximum de puissance du vent par la chaîne de conversion éolienne; une commande à base de la technique de linéarisation par retour d'état **FLC** [28-31] (*Feedback Linéarisation Control*) est utilisée où le système non linéaire est transformé à un autre système linéaire. Un test vis-à-vis de la poursuite des valeurs optimales est effectué. L'utilisation d'une loi de commande robuste basée sur la *Théorie de Lyapunov* est nécessaire pour le test d'incertitude paramétrique [32-37].

2.2. MODELISATION DU SYSTEME

Le schéma bloc de la chaîne de conversion éolienne à vitesse variable étudiée (Figure 2.1) est constitué de trois parties principales: aérodynamique, mécanique et électrique/électronique de

puissance. La partie aérodynamique transforme l'énergie cinétique du vent en une énergie mécanique et couple traduits par la rotation du rotor de la génératrice [36].

$$\begin{cases} P_m = \Gamma_m \omega_r \\ \Gamma_m = \frac{1}{2} \pi \rho R^3 v^2 C_\Gamma(\lambda) \\ C_\Gamma(\lambda) = q_2 \lambda^2 + q_1 \lambda + q_0 \\ \lambda = \frac{\omega_r R}{v} \\ C_p = \lambda \times C_\Gamma \end{cases} \quad (2.1)$$

Où

Γ_m est le couple aérodynamique

ω_r est la vitesse de la turbine

ρ la densité de l'air,

R le rayon de la surface balayée par les pales,

v est la vitesse du vent,

$C_\Gamma(\lambda)$ est le coefficient du couple,

(q_0, q_1, q_2) sont donnés dans l'Annexe A,

P_m est la puissance mécanique,

C_p est le coefficient de puissance,

λ est la vitesse relative (TSR).

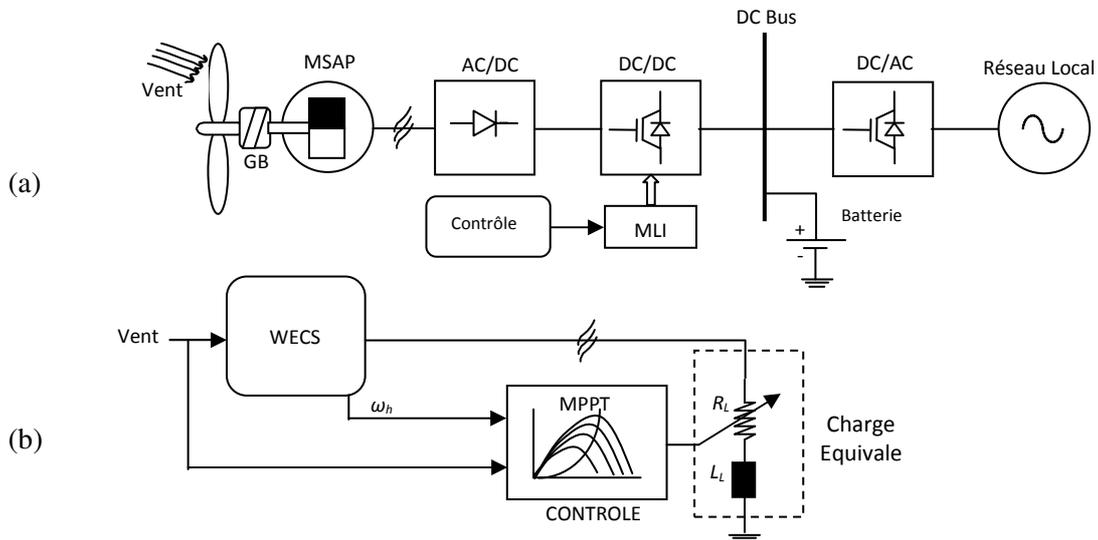


Figure. 2.1. Schéma bloc d'une chaîne de conversion éolienne basée sur une GSAP
a) Complete, b) Schéma équivalent

La Figure 2.2 montre les courbes de coefficient de puissance C_p et de Couple C_Γ de l'éolienne étudiée où le C_p possède une valeur maximale $C_{pmax}=0.478$ correspondante à une valeur de TSR

$\lambda^* = 7$. Comme le TSR est en fonction de la vitesse du vent, il sera donc de nature stochastique, d'où la nécessité d'une commande pour le conserver autour de sa valeur optimale à travers la régulation de la vitesse de la génératrice ω_h est donc primordiale.

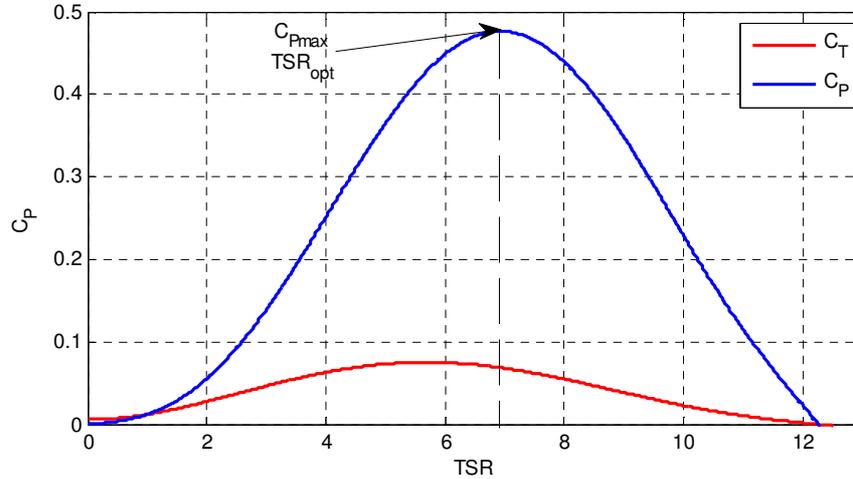


Figure. 2.2. Courbes des coefficients de puissance et de couple de l'éolienne

a) **Partie mécanique:**

$$\begin{cases} J_h \frac{d\omega_h}{dt} = \frac{\eta}{i} \Gamma_m - \Gamma_g \\ \omega_h = \omega_r \times i \end{cases} \quad (2.2)$$

où :

J_h est le moment d'inertie ramené à l'arbre de la vitesse rapide,

ω_h , η , Γ_g et i sont respectivement, la vitesse de génératrice, le rendement, le couple électromagnétique et le rapport de multiplication.

b) **Partie électrique/électronique de puissance**

Le modèle électrique équivalent de la GSAP/Charge équivalente dans le repère (d, q) est représenté par le schéma électrique de la Figure 2.3.

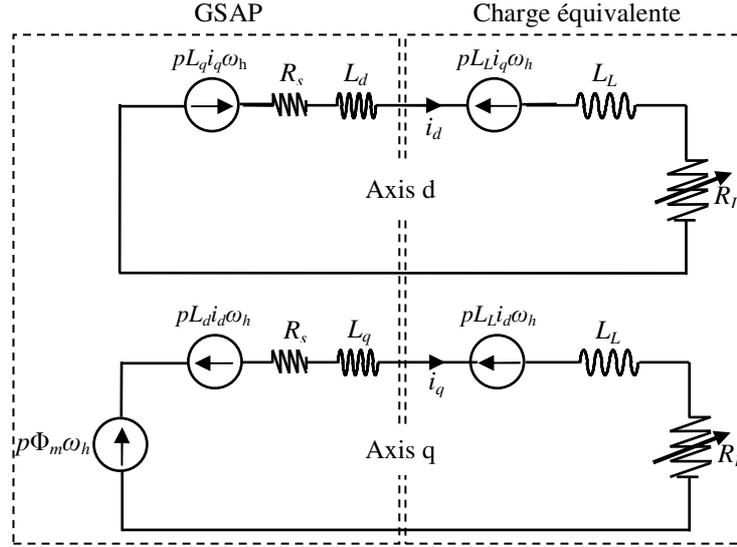


Figure 2.3. Modèle électrique

Le modèle d'état électrique est donné comme suit [18,36]:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} i_d = -\frac{R_s + R_L}{L_d + L_L} i_d + \frac{p(L_q - L_L)}{L_d + L_L} i_q \omega_h \\ \frac{d}{dt} i_q = -\frac{R_s + R_L}{L_q + L_L} i_q - \frac{p(L_d + L_L)}{L_q + L_L} i_d \omega_h + \frac{p\Phi_m}{L_q + L_L} \omega_h \end{cases} \quad (2.3)$$

Le couple de la génératrice est donné par :

$$T_g = p \Phi_m i_q \quad (2.4)$$

Où

i_d et i_q sont les composantes (d, q) de courants statoriques,

L_d et L_q sont les inductances (d, q) du stator,

R_L et L_L sont la résistance équivalente et l'inductance équivalente,

R_s est la résistance du stator,

p le nombre de paires de pôles,

Φ_m est le flux de l'aimant,

Soit $x = [x_1, x_2, x_3]^T = [i_d, i_q, \omega_h]^T$ le vecteur d'état, $u = [u_1, u_2]^T = [R_L, v]^T$ le signal d'entrée, la sortie désirée est $y = \omega_h$. La combinaison des équations (2.1) et (2.4) donne le modèle d'état non linéaire complet du système de conversion éolien:

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x) + g(x)u \\ y = h(x) \end{cases} \quad (2.5)$$

avec:

$$f(x) = \begin{bmatrix} \frac{1}{L_d + L_L} (-R_s x_1 + p(L_q - L_L)x_2 x_3) \\ \frac{1}{L_q + L_L} (-R_s x_2 - p(L_d + L_L)x_1 x_3 + p\Phi_m x_3) \\ \frac{1}{J_h} (d_3 x_3^2 - p\Phi_m x_2) \end{bmatrix}$$

$$g(x)u = \begin{bmatrix} -\frac{1}{L_d + L_L} x_1 u_1, & -\frac{1}{L_q + L_L} x_2 u_2, & \frac{1}{J_h} (d_1 u_2^2 + d_2 u_2 x_3) \end{bmatrix}^T$$

$$h(x) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} x$$

Les paramètres:

$$d_1 = \frac{\eta\rho\pi R^3}{2i} q_0, d_2 = \frac{\eta\rho\pi R^4}{2i^2} q_1, d_3 = \frac{\eta\rho\pi R^5}{2i^3} q_2.$$

2.3. LINEARISATION (SLT) ET ANALYSE DE STABILITE

2.3.1. Linéarisation SLT

Afin d'élaborer la stabilité du système de conversion éolien en petite perturbation, on étudie le système en boucle ouverte sous la variation de la vitesse du vent. Pour cela le système non linéaire de l'Eq. 2.5 doit être linéarisé en utilisant la méthode traditionnelle SLT. La méthode est basée sur le développement en série de Taylor de la fonction dérivée de x [17, 27].

On suppose que (\bar{x}, \bar{u}) est un point d'équilibre et un signal d'entrée du système de l'Eq.2.5. On définit une petite variation du vecteur d'état x engendrée par une petite variation du signal d'entrée u comme suit:

$$\begin{cases} \delta x = x - \bar{x} = [\delta x_1 & \delta x_2 & \delta x_3]^T \\ \delta u = u - \bar{u} = [\delta u_1 & \delta u_2]^T \end{cases} \quad (2.6)$$

Alors, la dérivée de x peut être exprimée sous forme de fonction unique:

$$\dot{x} = F(x(t), u(t)) \quad (2.7)$$

A partir de l'Eq.2.5, on utilise le développement en série de Taylor de l'Eq.2.7 et en négligeant les termes d'ordre supérieur (au-delà 1^{er}):

$$\dot{\delta x}(t) \approx F(\bar{x}, \bar{u}) + \frac{\partial F}{\partial x} \Big|_{\substack{x=\bar{x} \\ u=\bar{u}}} \delta x(t) + \frac{\partial F}{\partial u} \Big|_{\substack{x=\bar{x} \\ u=\bar{u}}} \delta u(t) \quad (2.8)$$

avec:

$$F(\bar{x}, \bar{u}) = 0$$

Implique:

$$\dot{\delta}_x(t) \approx \left. \frac{\partial F}{\partial x} \right|_{\substack{x=\bar{x} \\ u=\bar{u}}} \delta_x(t) + \left. \frac{\partial F}{\partial u} \right|_{\substack{x=\bar{x} \\ u=\bar{u}}} \delta_u(t) \quad (2.9)$$

L'Eq.2.9 est une équation différentielle linéaire, invariante dans le temps, dont les matrices A, B sont constantes:

$$A \approx \left. \frac{\partial F}{\partial x} \right|_{\substack{x=\bar{x} \\ u=\bar{u}}} \in R^n \times R^n, \quad B \approx \left. \frac{\partial F}{\partial u} \right|_{\substack{x=\bar{x} \\ u=\bar{u}}} \in R^n \times R^m$$

Il résulte:

$$\dot{\delta}_x(t) \approx A\delta_x(t) + B\delta_u(t) \quad (2.10)$$

L'Eq.2.10 s'appelle la linéarisation Jacobienne du système non linéaire (2.5) autour du point d'équilibre (\bar{x}, \bar{u}) . Pour une petite perturbation, l'équation linéaire gouverne approximativement la relation entre la petite variation $\delta_x(t)$ et $\delta_u(t)$ [38-39].

En appliquant la technique SLT sur le système non linéaire (Eq.2.5) de la chaîne de conversion éolienne à base de la génératrice synchrone à aimants permanents, on obtient la version linéaire de l'Eq.2.5 autour d'un point d'équilibre $[\bar{x}, \bar{u}] = [\bar{i}_{sd} \ \bar{i}_{sq} \ \bar{\omega}_h \ \bar{R}_L \ \bar{v}]$ comme suit:

$$\begin{cases} \dot{\delta}_x = \begin{bmatrix} a_1 + a_2 \bar{R}_L & a_3 \bar{x}_3 & a_3 \bar{x}_2 \\ b_1 \bar{x}_3 & b_2 + b_3 \bar{R}_L & b_1 \bar{x}_1 + b_4 \\ 0 & c_4 & c_2 \bar{v} + c_3 \bar{x}_3 \end{bmatrix} \delta_x + \begin{bmatrix} a_2 \bar{x}_1 & 0 \\ b_3 \bar{x}_2 & 0 \\ 0 & c_1 \bar{v} + c_2 \bar{x}_3 \end{bmatrix} \delta_u \\ \delta y = [0 \ 0 \ 1] \delta_x \end{cases} \quad (2.11)$$

avec:

$$\begin{cases} a_1 = -\frac{R_s}{L_d + L_L}; \quad a_2 = -\frac{1}{L_d + L_L}; \quad a_3 = \frac{p(L_q - L_L)}{L_d + L_L} \\ b_1 = \frac{p(L_d + L_L)}{L_q + L_L}; \quad b_2 = -\frac{R_s}{L_q + L_L}; \quad b_3 = -\frac{1}{L_q + L_L}; \quad b_4 = \frac{p\Phi_m}{L_q + L_L} \\ c_1 = \frac{2d_1}{J_h}; \quad c_2 = \frac{d_2}{J_h}; \quad c_3 = \frac{2d_3}{J_h}; \quad c_4 = \frac{p\Phi_m}{J_h} \end{cases}$$

2.3.2. Analyse de Stabilité

L'équation non linéaire du système de conversion éolien est linéarisée par la méthode SLT autour du point de fonctionnement optimal, on obtient un ensemble d'équations dynamiques linéaires sous une forme matricielle Eq.2.11 [40].

Pour analyser l'influence de la vitesse du vent sur la stabilité du système de conversion éolien linéarisé, un test en boucle ouverte de la stabilité via à vis les petites perturbations est effectué sous une plage complète de vitesse du vent allant de $V_{\min} = 4$ (m/s) à $V_{\max} = 12$ (m/s). Les valeurs propres

ou les pôles du système obtenus sont données dans le tableau 2.1. La migration des pôles du système pour chaque vitesse du vent est montrée sur la Figure 2.4 où il apparaît clairement que tous les pôles du système (un réel qui correspond à la vitesse de rotation et deux complexes qui correspondent aux courants d/q statoriques) ont lieu dans le demi-plan complexe gauche, cela signifie que le système est stable en boucle ouverte vis-à-vis de la variation de la vitesse du vent. Néanmoins, les deux pôles complexes se rapprochent de l'axe imaginaire lorsque la vitesse du vent augmente largement (Zoom de la Figure 2.4). Cela se traduit par un mauvais amortissement, ce qui nécessite une amélioration en boucle fermée en utilisant la technique du placement des pôles [41,42].

\bar{v} (m/s)	4	5	6	7	10	12
\bar{R}_L (Ω)	14,6	18,22	22	25,84	37,59	45,5
\bar{i}_{sd} (A)	-1.82	-2.97	-4.36	-6	-12.85	-18.18
\bar{i}_{sq} (A)	3.62	5.66	8.15	11.09	22.63	32.6
$\bar{\omega}_h$ (rd/s)	78.4	98	117.6	137.2	196	238.2
$\lambda_{1,2}$	$-8.56 \pm 15i$	$-7.09 \pm 18i$	$-6.29 \pm 20i$	$-5.74 \pm 23i$	$-5.07 \pm 32i$	$-4.95 \pm 37i$
λ_3	-279	-342	-406	-470	-666	-798

Tableau 2.1. Pôles du système en fonction de la vitesse du vent

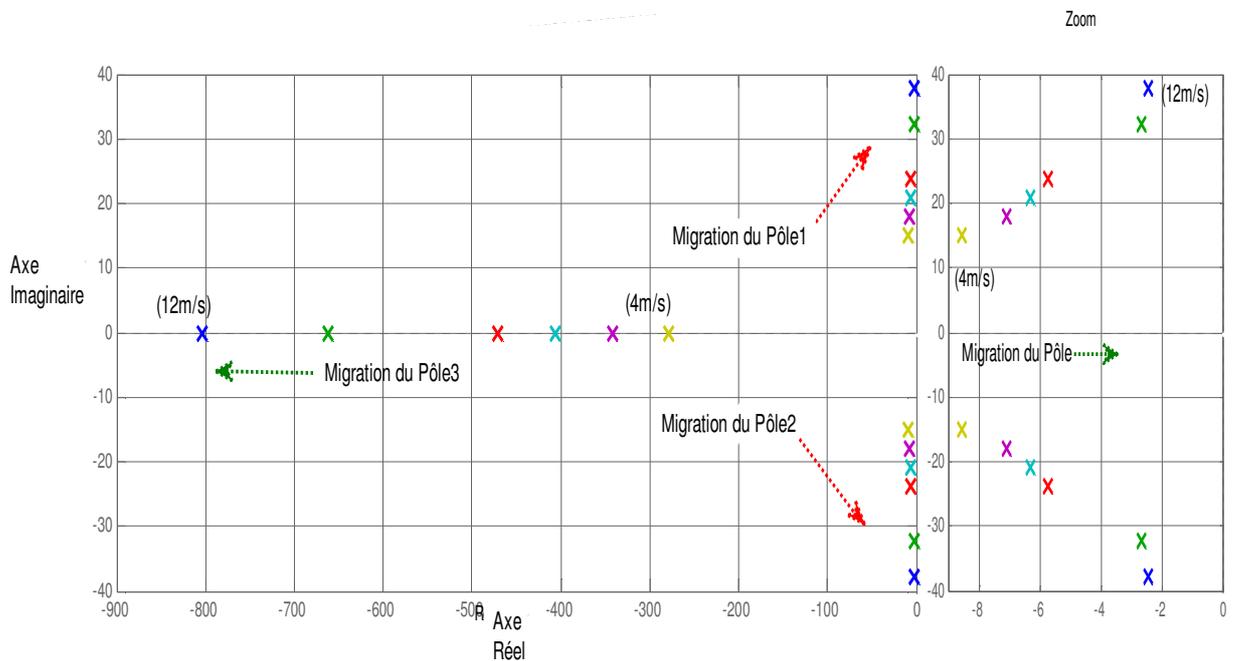


Figure 2.4. Migration des pôles du système de conversion éolien à base d'une GSAP.

2.4. LINEARISATION PAR RETOUR D'ETAT

Pour simplifier la complexité du système non linéaire complet donné par l'Eq.2.5; on suppose que la vitesse du vent varie légèrement d'un point de fonctionnement à un autre. On obtient un système simplifié présenté par un seul signal d'entrée $u = R_L$ et une sortie $y = \omega_h$:

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x) + g(x)u \\ y = h(x) \end{cases} \quad (2.12)$$

avec:

$$f(x) = \begin{bmatrix} \frac{R_s}{L_d + L_L} x_1 + \frac{p(L_q - L_L)}{L_d + L_L} x_2 x_3 \\ \frac{R_s}{L_q + L_L} x_2 - \frac{p(L_d + L_L)}{L_q + L_L} x_1 x_3 + \frac{p\Phi_m}{L_q + L_L} x_3 \\ \frac{1}{J_h} (d_1 v^2 + d_2 y x_3 + d_3 x_3^2 - p\Phi_m x_2) \end{bmatrix}$$

$$g(x) = \begin{bmatrix} \frac{1}{L_d + L_L} x_1, & -\frac{1}{L_q + L_L} x_2, & 0 \end{bmatrix}^T$$

$$h(x) = x_3$$

Le système donné par l'Eq.2.12 est considéré comme non linéaire avec des fonctions lisses (smooth functions) dont la synthèse d'une commande par retour d'état (Feedback Linearisation Control) est possible pour rendre le système linéaire [31,42].

En général si $x \in R^n$ est le vecteur d'état, $u \in R$ est le signal d'entrée, $y \in R$ est la sortie, $f(x) \in R^n$ et $g(x) \in R^n$ sont des champs de vecteurs lisses et $h(x) \in R$ est une fonction scalaire lisse. On suppose que le système non linéaire Eq.2.12 disposant d'un degré relatif r ($r < n$) dans un voisinage D_x d'un point x_0 et d'une dynamique interne stable [43].

La dérivation de (r) fois de la sortie (y) donne:

$$y^{(r)} = L_f^r h(x) + \underbrace{L_g L_f^{r-1} h(x)}_{\neq 0} u \quad (2.13)$$

$L_f^r h(x)$ est la dérivée $r^{\text{ième}}$ de Lie du vecteur $h(x)$ au long de la direction de $f(x)$,

$L_g L_f^{r-1} h(x)$ est la dérivée $r^{\text{ième}-1}$ de Lie de $h(x)$ au long de la direction du vecteur $g(x)$.

On définit:

$$\alpha(x) = L_f^r h(x), \quad \beta(x) = L_g L_f^{r-1} h(x)$$

L'Eq.2.8 est réécrit:

$$y^{(r)} = \alpha(x) + \beta(x)u \quad (2.14)$$

Le choix de la commande par retour d'état:

$$u^*(x) = \frac{1}{\beta(x)}(-\alpha(x) + v) \quad (2.15)$$

La relation non linéaire entrée/sortie (2.14) devient linéaire si:

$$y^{(r)} = v \quad (2.16)$$

Le système (2.16) est linéaire possédant un degré relatif $r=2$ (intégrateur double) peut être contrôlé par n'importe quelle technique de commande linéaire (stabilisation ou poursuite).

La commande par retour d'état du système 2.15 ne peut se faire que si les champs de vecteurs $\alpha(x)$ et $\beta(x)$ sont complètement connus [18,31].

Après calcul on obtient:

$$\begin{cases} \alpha(x) = -\frac{p\Phi_m}{J_h} [b_2x_2 + b_1x_1x_3 + b_4x_3] + \frac{1}{J_h} \left[\frac{d_2}{i}v + 2d_3x_3 \right] \dot{x}_3 \\ \beta(x) = \frac{b_4}{J_h} x_2 \end{cases} \quad (2.17)$$

$\alpha(x)$ et $\beta(x)$ sont donc fortement dépendants des paramètres du système.

Comme la commande du système de conversion éolien à pour but l'extraction de la puissance maximale du vent (MPPT) qui sera obtenu par l'entraînement de la génératrice à une vitesse ω_h qui doit poursuivre asymptotiquement la vitesse de référence optimale:

$$y_r(t) = \omega_h^* = \frac{\lambda^* i v(t)}{R} \quad (2.18)$$

λ^* : TSR optimale.

L'erreur de poursuite de sortie et son vecteur associé est défini par:

$$\begin{cases} e(t) = y_r(t) - y(t) \\ \xi(t) = [e(t) \quad \dot{e}(t)]^T \end{cases} \quad (2.19)$$

On obtient, par conséquent:

$$u^*(x) = \frac{1}{\beta(x)}(-\alpha(x) + \ddot{y}_r(t) - k^T \xi) \quad (2.20)$$

avec $k = [k_2 \quad k_1]^T$: vecteur des gains de retour d'état choisi en tenant compte des paramètres de performance à savoir le dépassement, le temps de réponse,...etc. Son choix assure la condition que tous les pôles du polynôme $s^2 + k_1s + k_2$ auront lieu dans le demi-plan complexe gauche. Ce qui

signifie que la dynamique de l'erreur de poursuite converge asymptotiquement à zéro ($\ddot{e}(t) + k_1\dot{e}(t) + k_2e(t) = 0$). Les valeurs des gains k_1, k_2 sont données dans l'Annexe A.

2.5. COMMANDE ROBUSTE A BASE DE LA THEORIE DE LYAPUNOV

Le problème de l'incertitude du modèle due à la variation paramétrique ($\alpha(x), \beta(x)$) de l'Eq.2.17 est résolu en utilisant une structure de commande robuste basée sur la théorie de Lyapunov.

Pour modéliser globalement l'incertitude paramétrique, l'Eq.2.12 est réécrit sous la forme:

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x) + \Delta f(x) + (g(x) + \Delta g(x))u \\ y = h(x) \end{cases} \quad (2.21)$$

Où, la partie exacte du système non linéaire est constitué par les fonctions (f, g, h), alors que ($\Delta f, \Delta g$) constituent la partie incertain.

En utilisant l'Eq.2.16, la relation entrée/sortie du système incertain est obtenue comme suit:

$$\begin{cases} \ddot{y} = v + \Delta v \\ \Delta v = \Delta \alpha(x) + \Delta \beta(x)u \end{cases} \quad (2.22)$$

Cependant Δv est un terme inconnu, sous ces condition d'incertitude du modèle, la loi de commande linéaire de l'Eq.2.16 n'assurera pas la robustesse de la structure de la chaine de conversion éolienne [32, 35, 44].

De ce fait, une loi de commande robuste basée sur la théorie de Lyapunov est utilisée pour assurer une stabilité entrée/sortie ainsi une robustesse dans la structure de commande de la chaine de conversion éolienne.

La représentation d'état de la dynamique d'erreur s'écrit:

$$\dot{\xi} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -k_2 & -k_1 \end{bmatrix} \xi + \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} (v + \Delta v) \quad (2.23)$$

On pose:

$$A_c = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -k_2 & -k_1 \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix}.$$

Alors:

$$\dot{\xi} = A_c \xi + B(v + \Delta v) \quad (2.24)$$

On choisissant la fonction de Lyapunov $V = \frac{1}{2} \xi^T P \xi$, où P est une matrice semi-définie positive et qui satisfait l'équation de Lyapunov suivante:

$$A^T P + PA = -Q \quad (2.25)$$

Q : matrice identité.

La dérivée de la fonction de Lyapunov: $\dot{V} = \frac{1}{2} [\dot{\xi}^T P \xi + \xi^T P \dot{\xi}]$

Une forme simplifiée de \dot{V} peut être écrite comme:

$$\dot{V} = -\frac{1}{2} \xi^T Q \xi + \xi^T PB (v + \Delta v) \quad (2.26)$$

Si la condition $\dot{V} < 0$ est satisfaite le long de la trajectoire de la solution du système; cela implique:

$$\xi^T PB (v + \Delta v) < 0 \quad (2.27)$$

Le choix de la commande linéaire v se fera comme suit:

$$v = -F \operatorname{sgn}(\xi^T PB) \quad (2.28)$$

Avec la condition $F > |\Delta v|$,

Le remplacement de l'Eq.2.28 dans l'Eq.2.27 donne:

$$\xi^T PB (-F \operatorname{sgn}(\xi^T PB) + \Delta v) < 0 \quad (2.29)$$

L'équation 2.29 est valable pour toute valeur $\xi^T PB$, cela implique $F > |\Delta v|$.

Où:

$$\operatorname{sgn}(\xi^T PB) = \begin{cases} 1 & \text{si } \xi^T PB > 0 \\ 0 & \text{si } \xi^T PB = 0 \\ -1 & \text{si } \xi^T PB < 0 \end{cases}$$

Après calcul, on trouve l'expression de la matrice P :

$$P = \begin{bmatrix} \frac{k_1}{2k_2} + \frac{1+k_2}{2k_1} & \frac{1}{2k_2} \\ \frac{1}{2k_2} & \frac{1+k_2}{2k_1 k_2} \end{bmatrix}$$

L'expression finale de la loi de commande robuste v s'écrit:

$$v = \ddot{y}_r(t) - k^T \xi - F \operatorname{sgn} \left(\begin{bmatrix} \frac{1}{2k_2} & \frac{1+k_2}{2k_1 k_2} \end{bmatrix} \xi \right) \quad (2.30)$$

La structure de la commande robuste est donnée par la Figure 2.5.

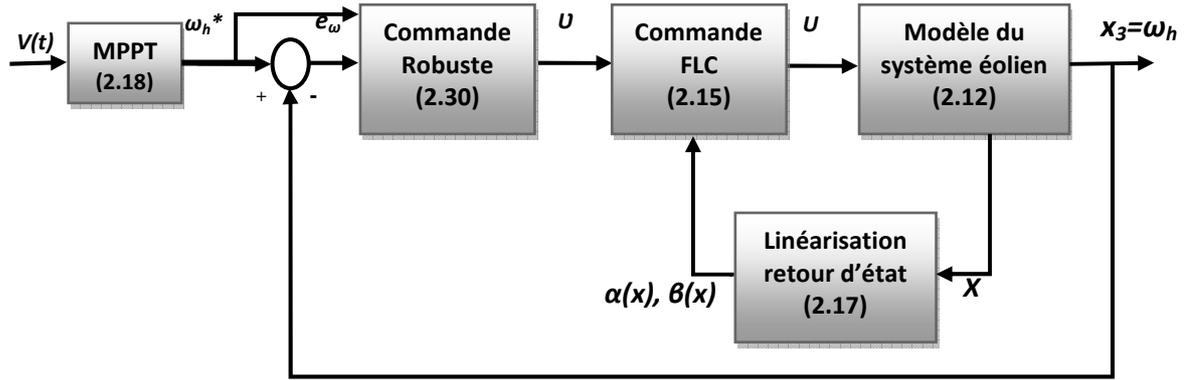


Figure 2.5. Structure de la commande robuste

2.5.1. Résultats de Simulation

La simulation est effectuée pour une chaîne de conversion éolienne de petite puissance de 3KW (Figure 2.1) possédant un coefficient de puissance maximal $C_{P_{\max}} \approx 0.476$ qui correspond à un TSR optimale $\lambda^* \approx 7$. Le schéma de simulation est illustré sur la Figure 2.5 dont les paramètres sont donnés dans l'Annexe A. Toutes les variables d'état du système éolien sont considérées disponibles pour un retour d'état (feedback). Les étapes de simulation sont comme suit:

Un premier test sur la performance du contrôleur proposé vis-à-vis de l'extraction de la puissance maximale MPPT est effectué sous un profil du vent typique (Figure 2.6-a) ayant une vitesse moyenne de 7 m/s et une intensité de turbulence moyenne ($\sigma_v = 0.15$) en utilisant le spectre de Von Karman. Un second test de robustesse du contrôleur est effectué sous deux conditions critiques, la première sous une brusque variation de la vitesse du vent et la seconde sous une incertitude paramétrique du système. Le test de poursuite sous des fluctuations du vent (Figure 2.6-a) dont l'extraction de la puissance optimale est garantie par le maintien à la fois, du coefficient de puissance à sa valeur maximale $C_{P_{\max}}$ (Figure 2.6-c) ainsi qu'au TSR à sa valeur optimale λ^* (Figure 2.6-b). Ce qui permet de faire tourner donc la génératrice à sa vitesse optimale (Figure 2.6-d) et ainsi, d'en extraire la puissance maximale (Figure 2.7-b).

La Figure 2.7-a donne la résistance équivalente R_L , un phénomène de chattering due à la nature discontinue du contrôleur est observé (voir aussi Eq.2.31).

Quelque soit la valeur de la vitesse du vent, la commande conduit le système de sorte à travailler dans les points de fonctionnement optimale (Figure 2.7-a et b).

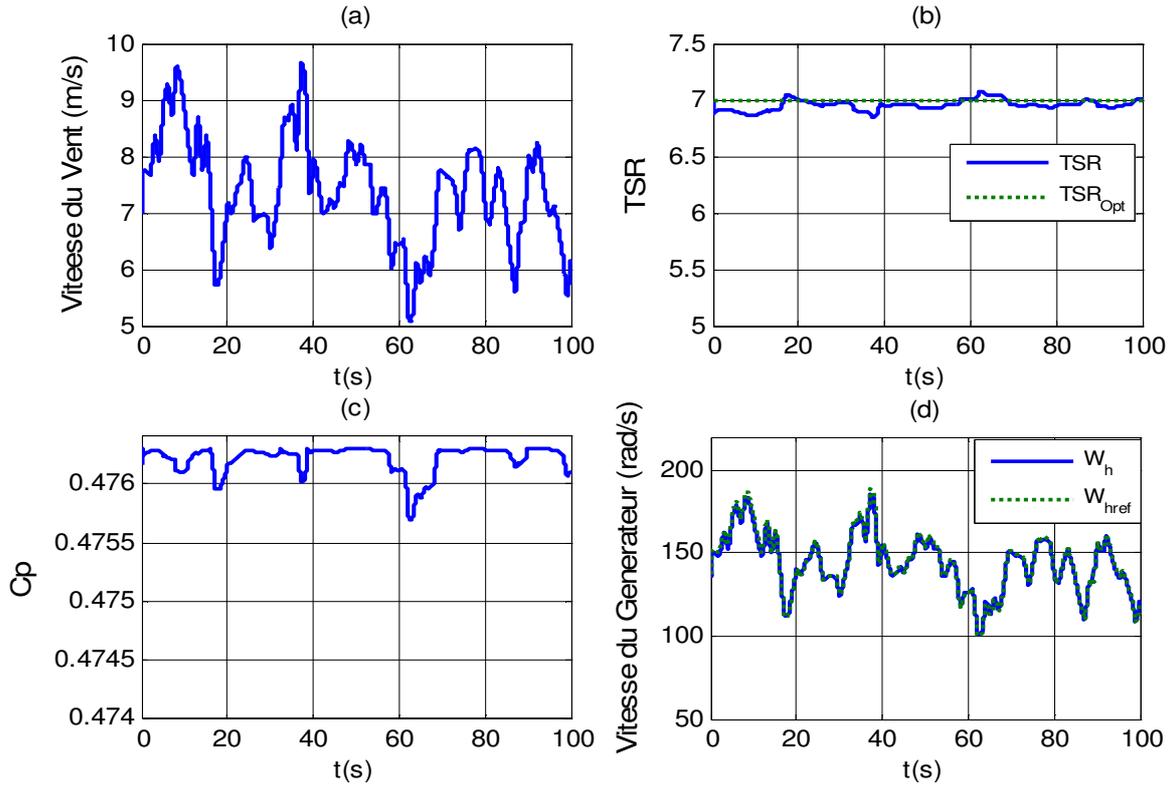


Figure 2.6. a) Vitesse du vent. b) Vitesse relative (TSR). c) Coefficient de puissance. d) Vitesse du générateur

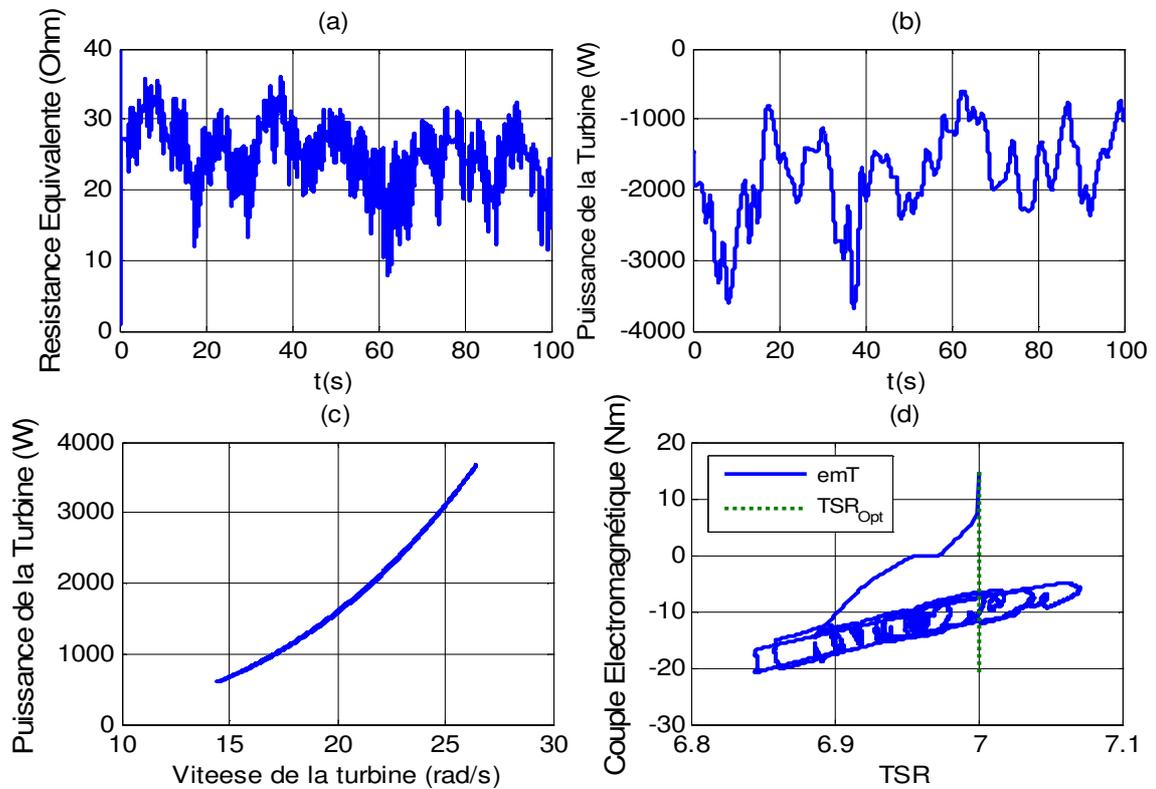


Figure 2.7. a) Résistance équivalente. b) Puissance de la turbine. c) Poursuite de points des puissances optimales. d) Couple électromagnétique contre TSR

Une fois les performances du contrôleur proposé sont assurées vis-à-vis de la poursuite des références (tracking), la robustesse est vérifiée sous deux cas critiques. Le premier sous une brusque variation (montante/descendante) de la vitesse du vent (Figure 2.8-a). Le test montre une réponse satisfaisante du système éolien avec des faibles perturbations transitoires au niveau du coefficient de puissance C_P (Figure 2.9-a), de la TSR (Figure 2.9-b) et de la vitesse du générateur (Figure 2.9-c). Ces perturbations n'influent pas sur la stabilité de la structure de commande mais causent de petites erreurs statiques. Le second test est focalisé sur la robustesse de la structure de commande vis-à-vis de l'incertitude paramétrique. Comme $\alpha(x)$ et $\beta(x)$ de l'Eq.2.17 sont directement dépendants des paramètres du système notamment l'inertie équivalent du système J_h alors, sous une vitesse moyenne du vent (7 m/s), un test est effectué pour évaluer la robustesse de la structure de commande pour une brusque augmentation de l'inertie J_h (Figure 2.10).

Les résultats confirment la rigidité et la robustesse de la structure de commande proposée avec des perturbations mineures au niveau du coefficient de puissance C_P (Figure 2.11), de la TSR (Figure 2.12) et de la vitesse du générateur (Figure 2.13-b). Ces perturbations n'ont aucune influence sur la stabilité de la structure de commande mais elles causent de petites erreurs statiques qui sont toutes amorties dès que l'inertie rejoint sa valeur réelle. La Figure 2.13-a illustre la variation de la résistance équivalente R_L (signal de contrôle), où un petit phénomène de chattering due à la nature discontinue du contrôleur apparait (Eq.2.31). La Figure 2.13-c et d montrent la dynamique des paramètres $\alpha(x)$ et $\beta(x)$ pour maintenir le système dans un état stable.

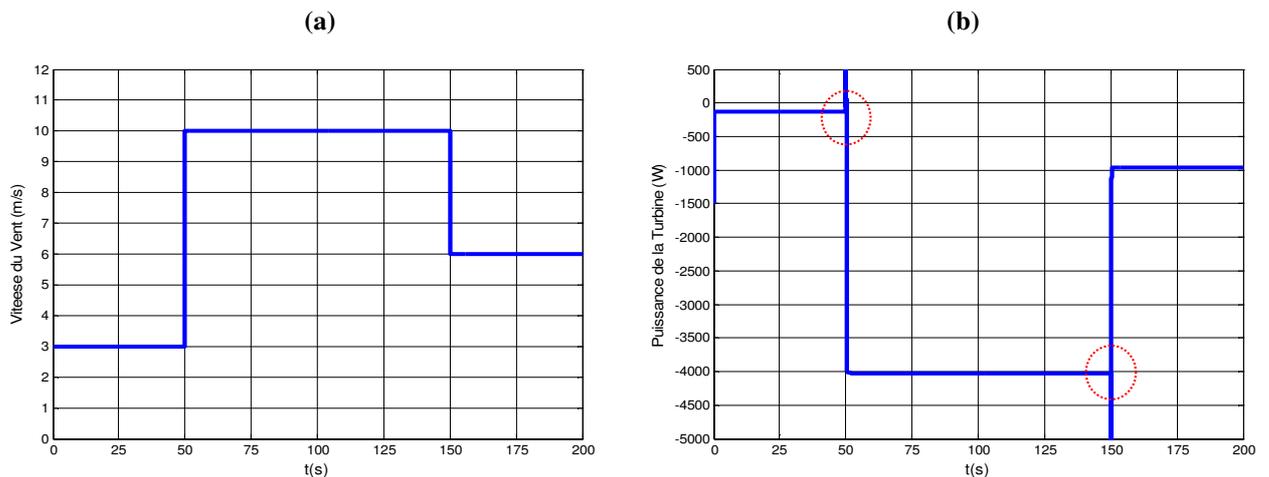


Figure 2.8. a) Profile de vitesse du vent, b) Puissance de la turbine

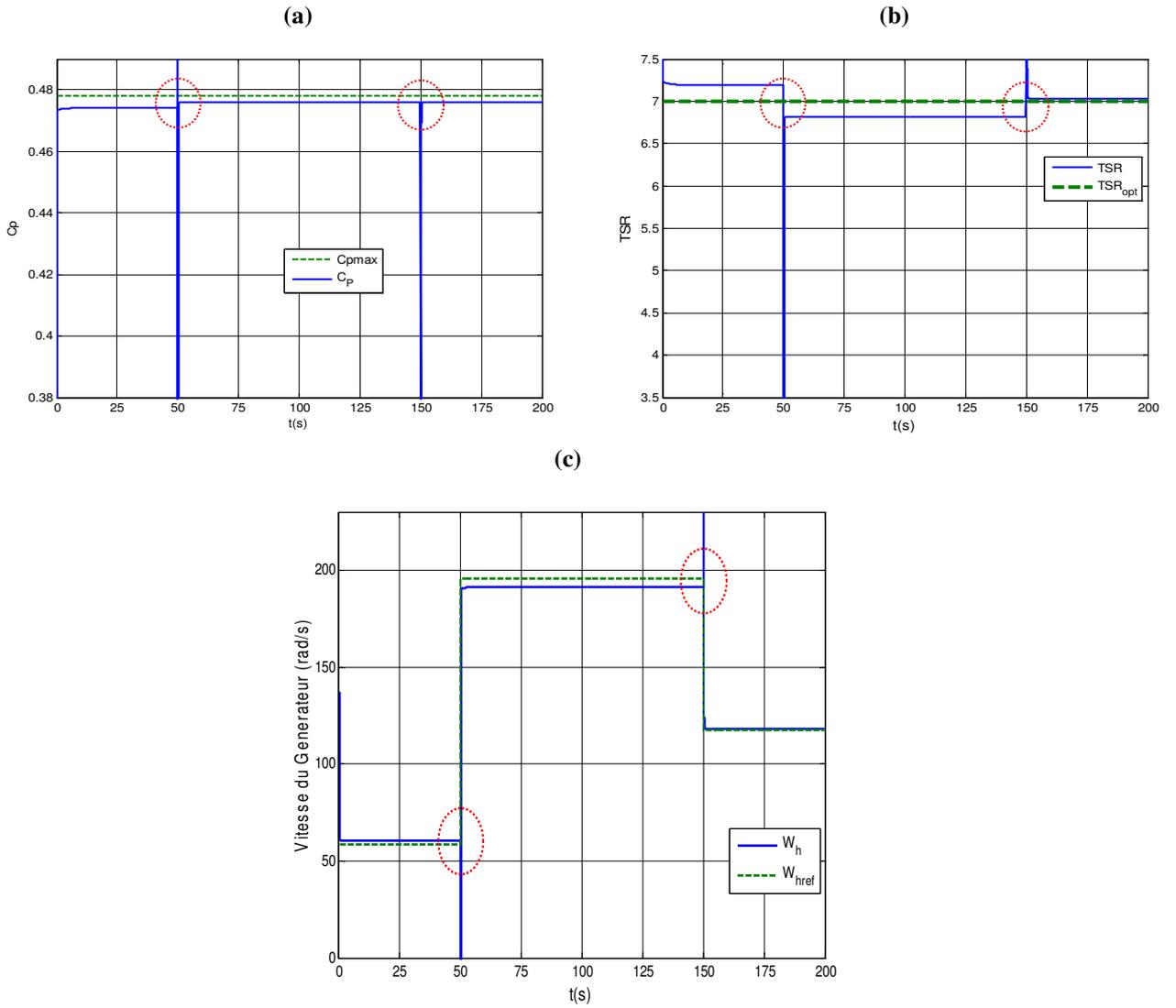


Figure 2.9. a) Coefficient de Puissance, b) Vitesse relative (TSR), c) Vitesse du générateur

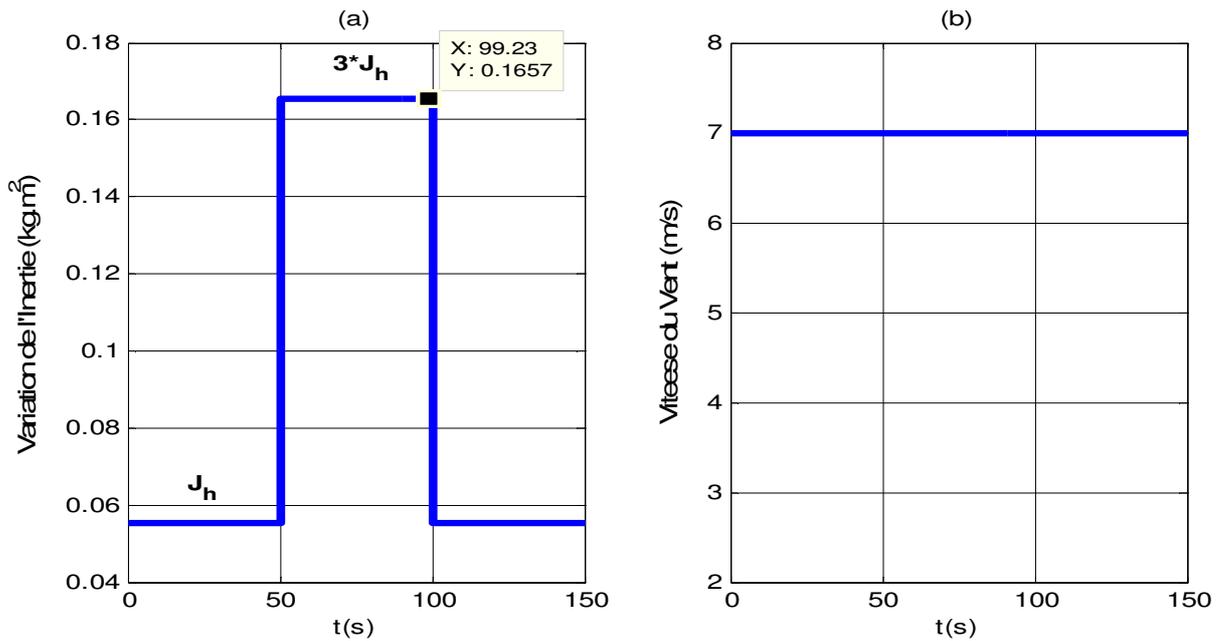


Figure 2.10. a) Inertie équivalente du système, b) Vitesse du vent

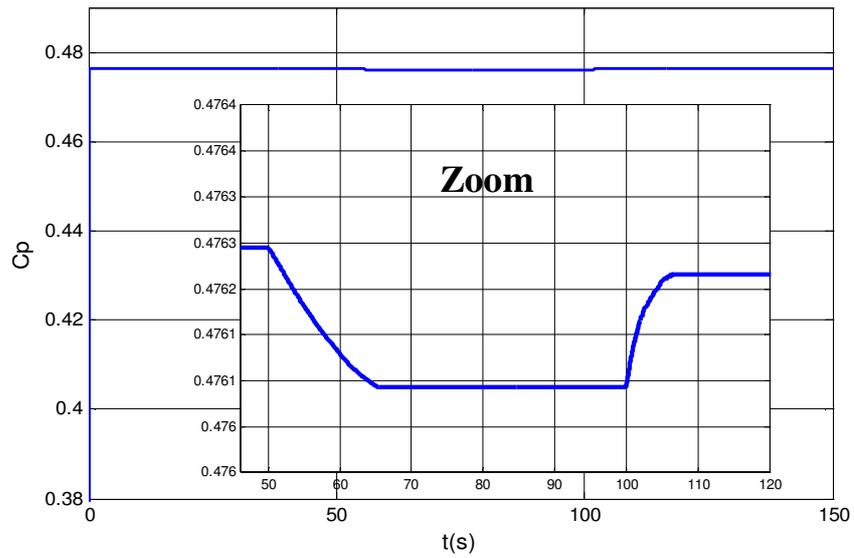


Figure 2.11. Coefficient de puissance

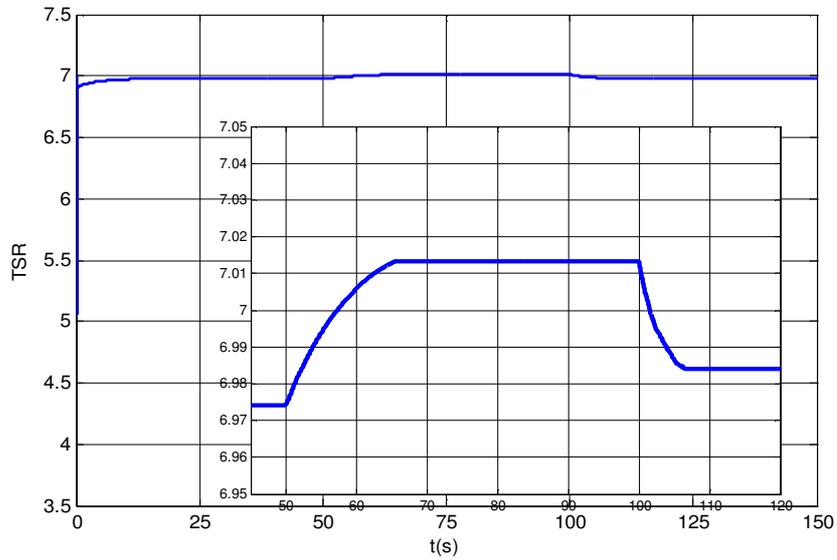
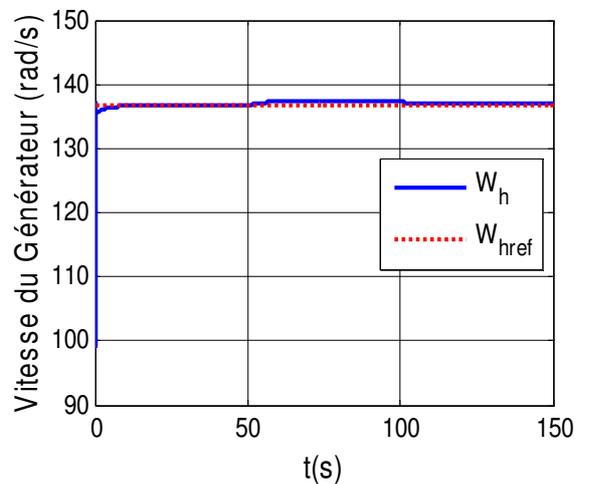
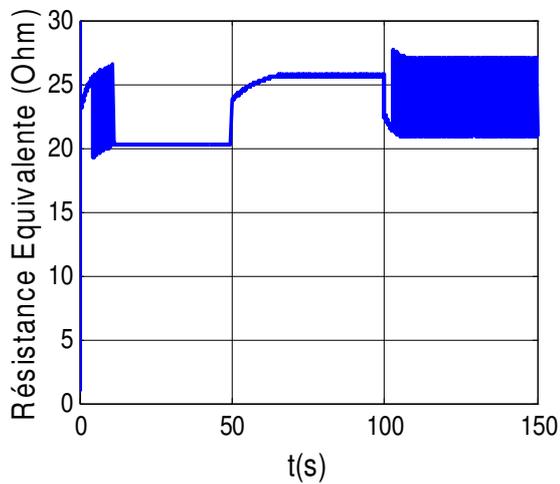


Figure 2.12. Vitesse Relative (TSR)

(a)

(b)



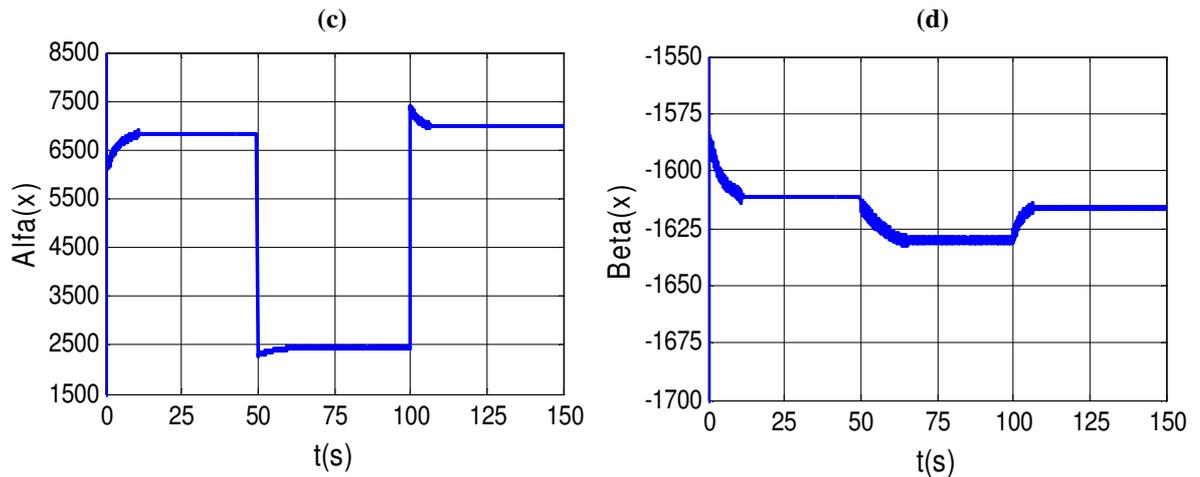


Figure 2.13. a) Résistance équivalente. b) Vitesse du générateur. c) $\alpha(x)$, d- $\beta(x)$

2.6. INTEGRATION DU SYSTEME AU RESEAU ELECTRIQUE PUISSANT (TEST) :

On considère le fonctionnement du système de conversion éolien à base d'une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) en mode non autonome ou connecté au réseau (Figure 2.14). L'étude a pour objet de prévoir le comportement de ce système de conversion éolienne de petite puissance lors d'une intégration dans un réseau puissant.

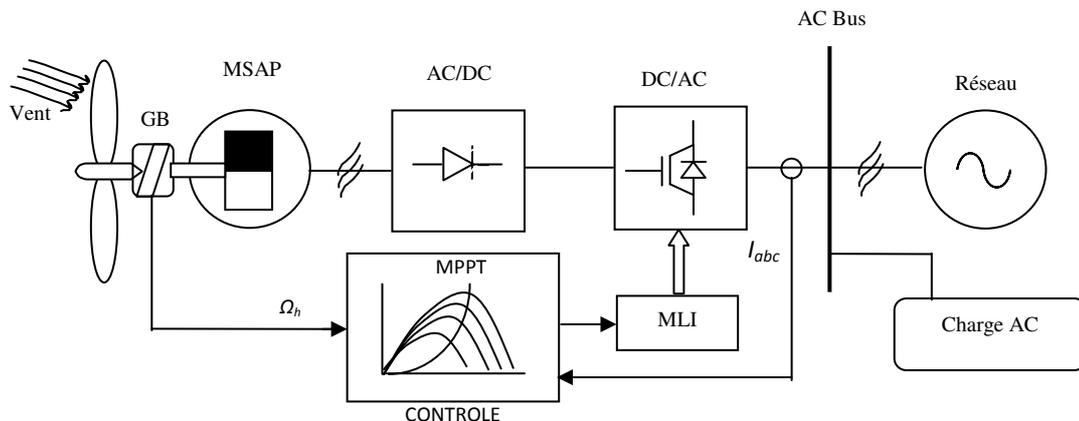


Figure 2.14. Schéma bloc d'une chaîne de conversion éolienne basée sur une GSAP intégrée au réseau

Lorsque la GSAP est directement connectée à un réseau puissant, ce dernier impose une vitesse de rotation fixe ou proportionnelle à sa fréquence. En conséquence des fluctuations du couple qui affectent la qualité de la puissance électrique produite. C'est pourquoi ce type de machine n'est pas suggéré d'être directement connecté au réseau [1]. Pour y remédier, une interface d'électronique de puissance placée entre le stator de la machine et le réseau, ce qui permet d'autoriser un fonctionnement à vitesse variable dans une large plage de variation [1, 5, 21].

2.6.1. Résultats de Simulation

Comme précédemment avec le mode autonome, des tests en simulation en mode non autonome ont été effectués pour le même profil de vent typique (Figure 2.15) de vitesse moyenne de 7 m/s et une intensité de turbulence moyenne $\sigma_v = 0.15$. On fait, l'extraction de puissance maximale (MPPT) est garantie (Figures 2.16, 217, 2.18) et la génératrice GSAP envoie l'énergie électrique au réseau avec une puissance réactive imposée nulle (Figure 2.19).

La figure 2.20 illustre l'allure du couple électromagnétique de la génératrice après la régulation.

La figure 2.21 illustre l'allure de la tension et courant au point de connexion avec le réseau. On remarque que le système en mode non-autonome présente de meilleur qualités à savoir le meilleur contrôle du transfert des puissances, mais il reste un inconvénient majeur quant le système nécessite pour sa connexion au réseau deux convertisseurs de puissance dimensionnés pour transiter la totalité de la puissance de la génératrice, ce qui induise des coûts significatifs surtout dans les gammes de puissance élevées.

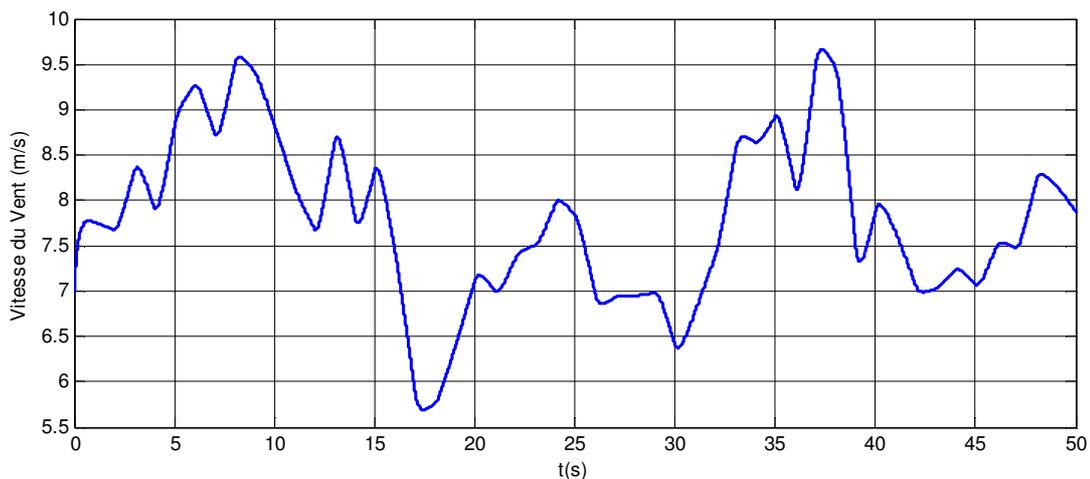


Figure 2.15. Profile de vitesse du vent.

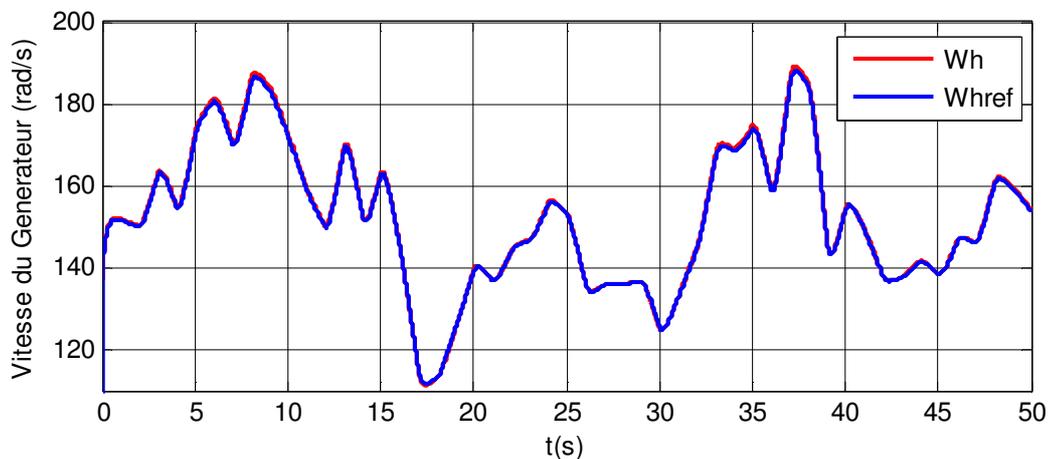


Figure 2.16. Vitesse du Générateur.

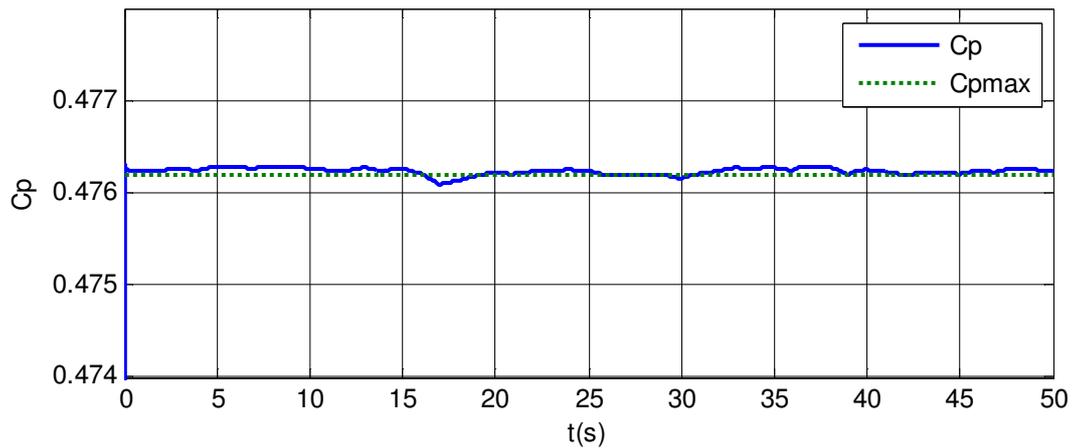


Figure 2.17. Coefficient de Puissance.

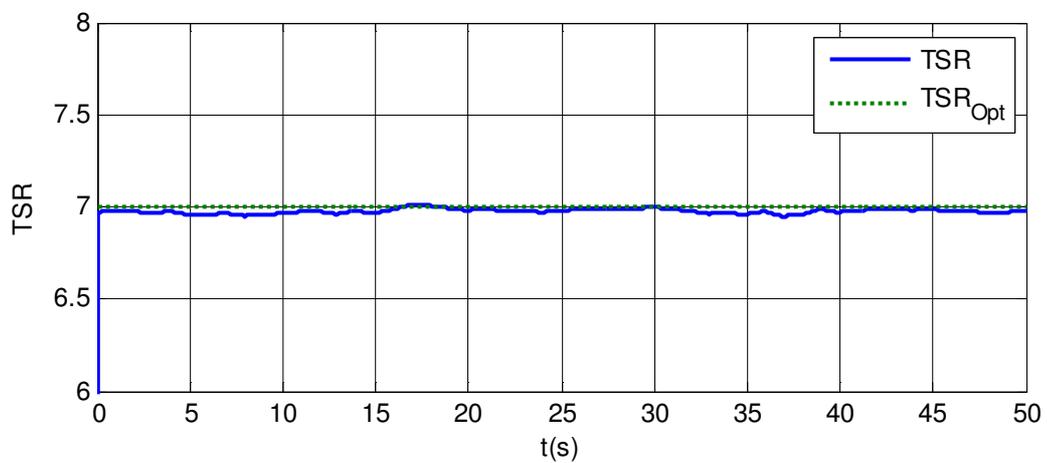


Figure 2.18. Vitesse Relative (TSR)

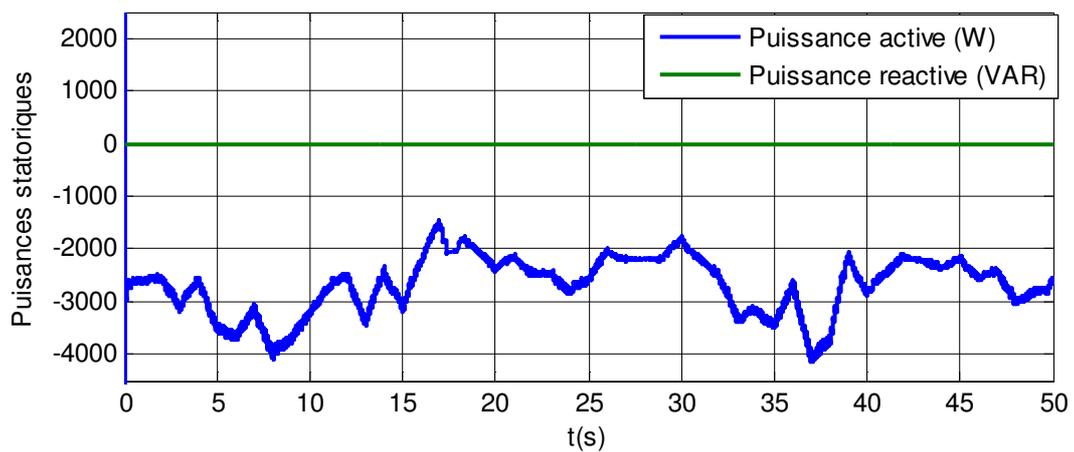


Figure 2.19. Puissance active et réactive statoriques.

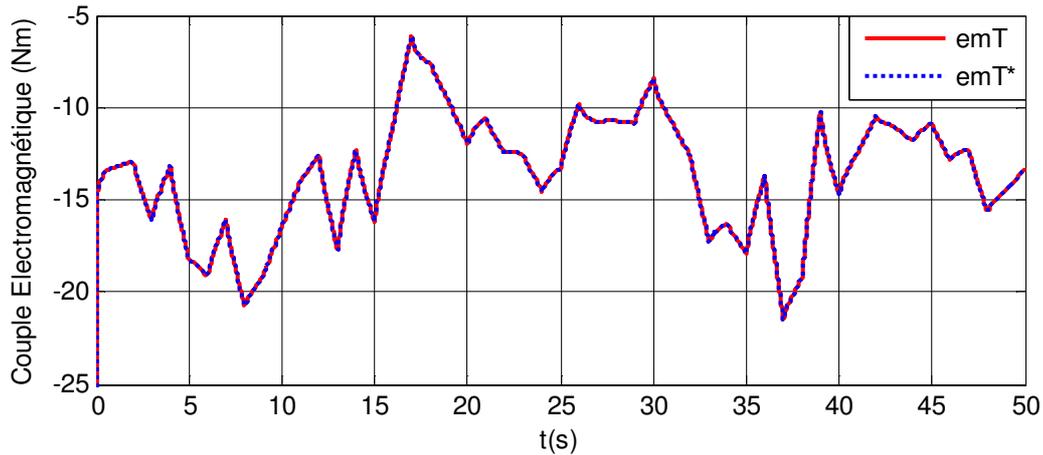


Figure 2.20. Couple électromagnétique de la MSAP.

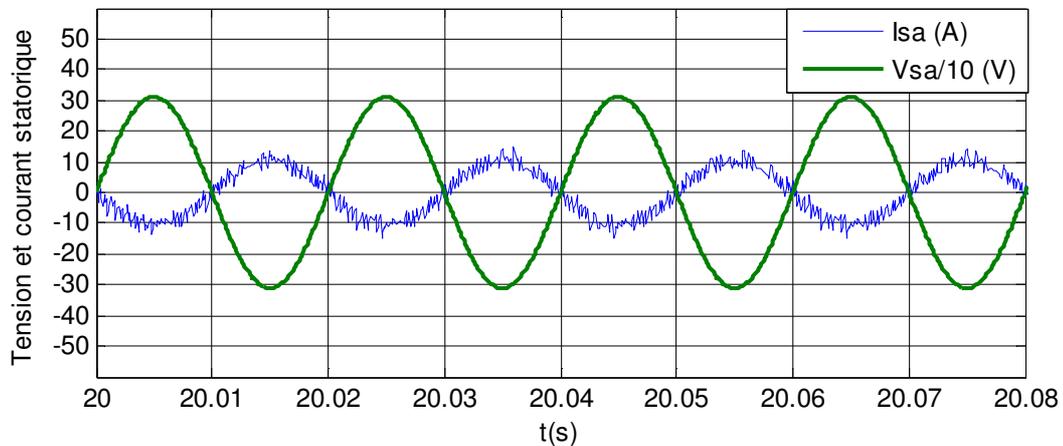


Figure 2.21. Tension et courant au point de connexion au réseau.

2.7. CONCLUSION

Dans ce chapitre, afin d'assurer une robustesse contre les éventuelles perturbations et d'extraire une puissance maximale dans des conditions stochastiques du vent, une étude de la commande non linéaire d'une chaîne de conversion éolienne à base d'une machine synchrone à aimants permanents en mode de fonctionnement autonome est effectuée. La commande élaborée traite les problèmes de non linéarité du système ainsi que l'incertitude paramétrique. Elle est basée sur la technique de linéarisation par retour d'état associée à une loi de commande dérivée de la théorie de Lyapunov. Les résultats obtenus ont montré les performances et l'efficacité de la technique de commande proposée. En mode de fonctionnement non-autonome ou intégré à un réseau puissant a donné de bon résultat, mais il présente un inconvénient majeur en ce qui concerne le dimensionnement des convertisseurs de puissance qui induise des coûts significatifs surtout dans les gammes de puissance élevées.

Le choix du type de la machine dans le système de génération d'énergie éolienne sera effectué

en considérant la commande de la machine asynchrone à double alimentation qui fera l'objet du troisième chapitre.

Chapitre 3

MODELISATION ET COMMANDE POUR LA GENERATION D'ENERGIE EOLIENNE A BASE D'UNE GADA

3.1. INTRODUCTION

Le chapitre est consacré essentiellement à la modélisation et à la commande robuste d'une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA) connectée à un réseau puissant pour la génération d'énergie éolienne [45]. En effet, l'un des avantages de la MADA est la possibilité de fonctionnement dans les quatre quadrants du plan (Couple–Vitesse) soit en mode moteur où générateur aux vitesses hypo synchrones ou hyper synchrones [7]. On distingue donc quatre modes opérationnels caractérisant la MADA comme indiqués sur la Figure 3.1.

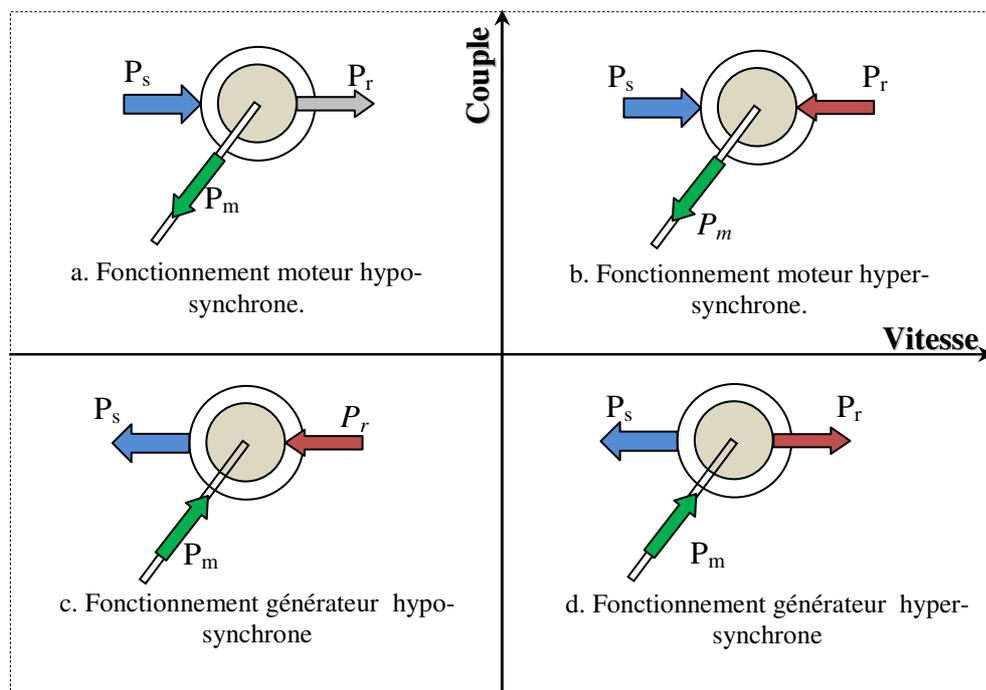


Figure 3.1. Modes opérationnels caractéristiques de la MADA.

P_s , P_r et P_m désignent respectivement, la puissance du stator, du rotor et mécanique.

Pour une utilisation de la MADA dans un système éolien, on considère deux quadrants inférieurs où la MADA fonctionne en mode générateur. Lorsqu'elle est entraînée en hypo

synchrone, la puissance P_r est alors absorbée par le rotor. Si la vitesse augmente de sorte que le générateur fonctionne en hyper synchrone, la puissance P_r change de direction et le rotor fournit de la puissance pour une éventuelle récupération [46].

En effet, si la plage de variation de la vitesse de la GADA ne dépasse pas $\pm 30\%$ de la vitesse de synchronisme, la machine est capable de débiter une puissance allant de 0,7 à 1,3 fois la puissance nominale [7, 46]. Les convertisseurs entre le réseau et le rotor doivent être dimensionnés pour faire transiter uniquement la puissance de glissement c'est à dire au maximum 0,3 fois la puissance nominale de la machine. Ils sont alors moins volumineux et moins coûteux. Le système de refroidissement est moins lourd et génère moins de perturbations en comparaison au cas où 100% de la puissance nominale est véhiculé via les convertisseurs [47].

3.2. MODELISATION de la MADA

Le système de conversion éolien considéré est basé essentiellement sur la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA), le réseau électrique de puissance infinie et considéré comme une source triphasée alternative idéale, l'électronique de puissance (convertisseurs) et la turbine éolienne tournant à des vitesses hypo synchrones et hyper synchrones est supposée fixe.

3.2.1. Equations Electriques

Afin de comprendre le comportement dans les différents régimes de fonctionnement, on aborde une modélisation avec une représentation vectorielle ou complexe. Pour obtenir un modèle simple de la MADA on utilise un référentiel séparé où les grandeurs statoriques et rotoriques sont données avec leurs propres mesures et leurs fréquences respectives [45].

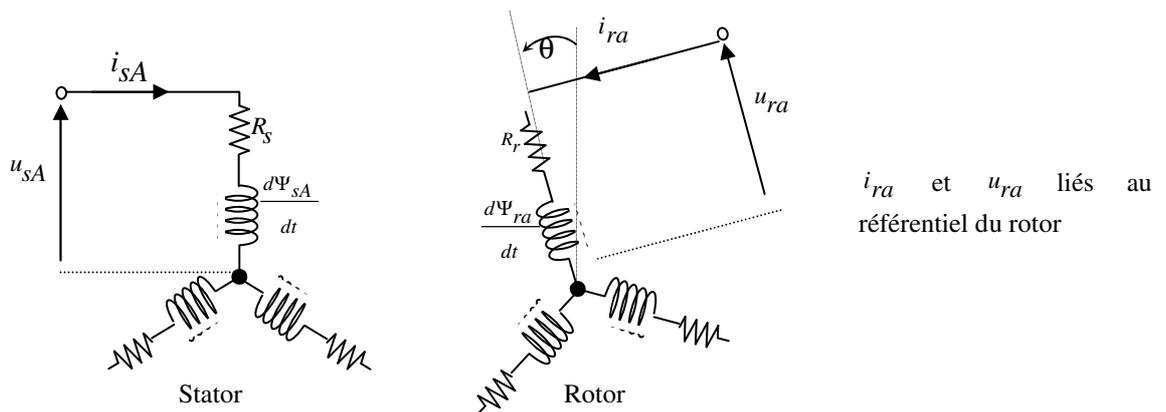


Figure 3.2. Modèle de la MADA dans les trois axes (A,B,C).

En considérant la Figure 3.2, le résultat de couplage électromagnétique entre le stator et rotor peut décrire les équations mathématiques de tensions des circuits rotorique et statorique respectivement comme suit:

$$\begin{cases} u_{sA} = R_s i_{sA} + \frac{d}{dt} \Psi_{sA} \\ u_{sB} = R_s i_{sB} + \frac{d}{dt} \Psi_{sB} \\ u_{sC} = R_s i_{sC} + \frac{d}{dt} \Psi_{sC} \end{cases} \quad (3.1)$$

Où

R_s est la résistance des enroulements du stator,

$(\Psi_{sA}, \Psi_{sB}, \Psi_{sC})$ sont les flux embrassés par les phases (A, B, C) du stator.

Pour le rotor, on a:

$$\begin{cases} u_{rA} = R_r i_{rA} + \frac{d}{dt} \Psi_{rA} \\ u_{rB} = R_r i_{rB} + \frac{d}{dt} \Psi_{rB} \\ u_{rC} = R_r i_{rC} + \frac{d}{dt} \Psi_{rC} \end{cases} \quad (3.2)$$

Où

R_r est la résistance des enroulements du rotor,

$(\Psi_{rA}, \Psi_{rB}, \Psi_{rC})$ sont les flux embrassés par les phases (A, B, C) du rotor.

Après simplifications, on peut représenter le modèle biphasé de la MADA dans les référentiels séparés comme suit:

$$\begin{cases} \vec{V}_s^{(s)} = R_s \vec{i}_s^{(s)} + \frac{d\vec{\phi}_s^{(s)}}{dt} \\ \vec{V}_r^{(r)} = R_r \vec{i}_r^{(r)} + \frac{d\vec{\phi}_r^{(r)}}{dt} \end{cases} \quad (3.3)$$

avec:

$$\begin{cases} \vec{\phi}_s^{(s)} = L_s \vec{i}_s^{(s)} + M \vec{i}_r^{(r)} e^{j\omega_m t} \\ \vec{\phi}_r^{(r)} = L_r \vec{i}_r^{(r)} + M \vec{i}_s^{(s)} e^{-j\omega_m t} \end{cases} \quad (3.4)$$

$(s), (r)$: indices exposants indiquant le référentiel de mesure propre à chaque armature $s \rightarrow$ stator ; $r \rightarrow$ rotor, (L_s, L_r) sont respectivement les inductances cycliques statorique et rotorique, M est l'inductance mutuelle, ω_m la vitesse mécanique (électrique) du générateur.

En remplaçant (3.4) dans (3.3), on obtient:

$$\begin{cases} \vec{V}_s^{(s)} = R_s \vec{i}_s^{(s)} + L_s \frac{d\vec{i}_s^{(s)}}{dt} + M \frac{d}{dt} (\vec{i}_r^{(r)} e^{j\omega_m t}) \\ \vec{V}_r^{(r)} = R_r \vec{i}_r^{(r)} + L_r \frac{d\vec{i}_r^{(r)}}{dt} + M \frac{d}{dt} (\vec{i}_s^{(s)} e^{-j\omega_m t}) \end{cases} \quad (3.5)$$

La relation (3.5) définit le modèle électromagnétique vectoriel complexe de la machine asynchrone

à double alimentation dans des référentiels séparés, i.e la mesure de chaque grandeur est réalisée dans son propre référentiel [45].

3.2.2. Equations Mécaniques

L'équation de mouvement s'écrit:

$$\frac{d\Omega_m}{dt} = \frac{1}{J} (C_e - C_r) \quad (3.6)$$

Où J est le moment d'inertie du rotor, C_r est le couple résistant.

$$C_e = \frac{3}{2} M \Im m \left[\vec{i}_s^{(s)} (\vec{i}_r^{(r)} e^{j\omega_m t})^* \right] \quad (3.7)$$

La vitesse de rotation électrique est définie comme:

$$\omega_m = \frac{d\theta}{dt} = P \cdot \Omega_m \quad (3.8)$$

Les équations (3.5), (3.6), (3.7) et (3.8) forment le modèle simple de la machine asynchrone à double alimentation dans deux référentiels séparés.

3.2.3. Puissances échangées entre le stator et le réseau

L'expression des puissances active et réactive statoriques sont données par:

$$\begin{cases} P_s = \frac{3}{2} \operatorname{Re} \left[\vec{V}_s^* \vec{i}_s^* \right] \\ Q_s = \frac{3}{2} \Im m \left[\vec{V}_s^* \vec{i}_s^* \right] \end{cases} \quad (3.9)$$

3.2.4. Résultat de simulation de la MADA

Le schéma bloc de simulation de la MADA dans les référentiels séparés est illustré sur la figure 3.3 où un modèle mathématique sous forme vectorielle de la machine est utilisé dans les référentiels séparés (Eq. 3.5) possédant comme entrées les tensions statorique et rotorique ($\vec{V}_s^{(s)}$, $\vec{V}_r^{(r)}$). L'angle θ donnant la position absolue du rotor fait partir des termes de couplage et directement calculé par l'intégrale de la vitesse.

L'étape de simulation est faite en considérant que la machine démarre à vide avec un rotor en court-circuit a l'instant $t=1s$, le rotor est alimenté par des tensions sinusoïdales triphasées d'amplitude de 25V (valeur efficace) et de fréquence de glissement de 5 Hz. A $t=2 s$, la machine est chargée par un couple résistant constant de 25 Nm (moitié du couple nominal)

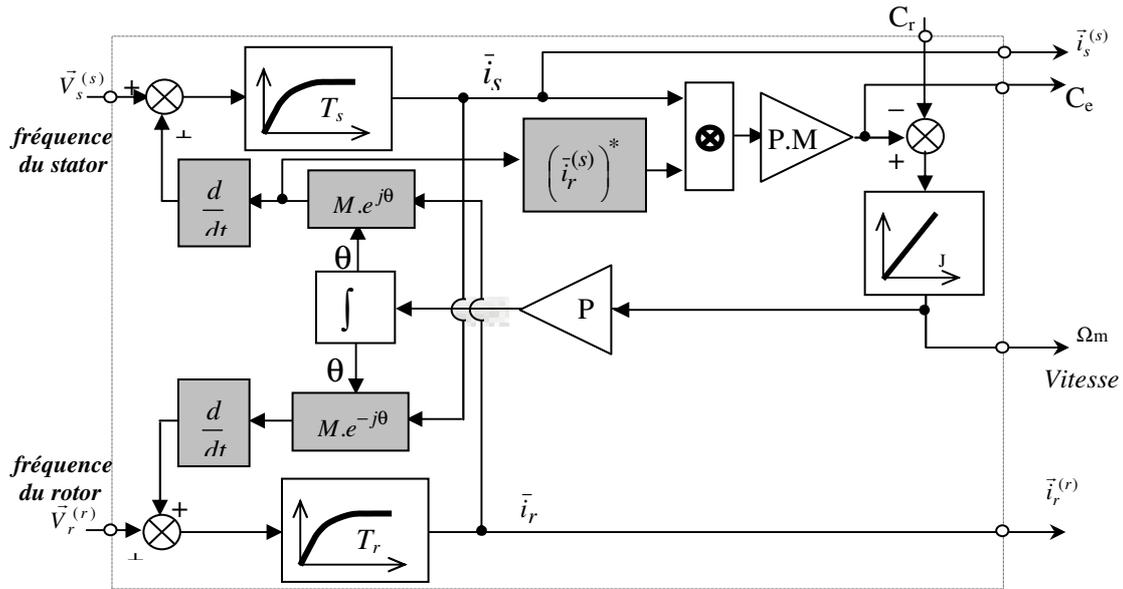


Figure 3.3. Schéma bloc de la MADA dans les référentiels Séparés

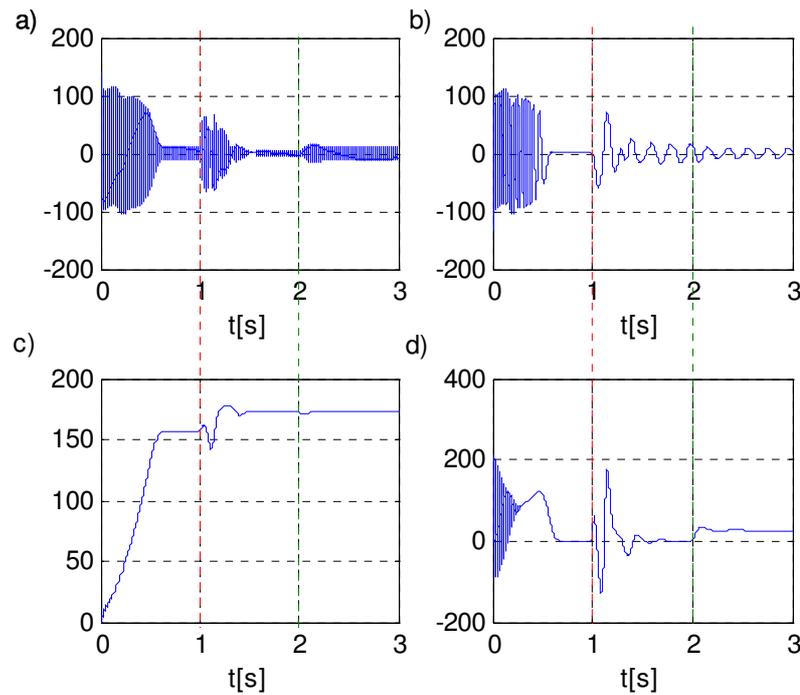


Figure 3.4. Allures des courants, de la vitesse et du couple dans le référentiel séparé:
 a) Courant de la phase a_s statorique, b) Courant de la phase a_r rotorique.
 c) Vitesse mécanique en (rad/s) de la MADA, d) Couple électromagnétique de la MADA

Les résultats en fonctionnement hypo-synchrone où hyper-synchrone de MADA montrent les bonnes qualités de la machine pour ces régimes. Lorsque la machine est chargée par un couple résistant, la vitesse de la MADA n'a pas chuté, cela montre la caractéristique d'autorégulation de vitesse de la MADA montrant ainsi l'influence de l'amplitude et de la fréquence du circuit rotorique sur la stabilité de la MADA.

3.3. SYNTHESE DE LA COMMANDE VECTORIELLE CLASSIQUE DE LA GADA INTEGREE AU RESEAU

La configuration "Scherbius" adoptée (Figure 3.5) pour la Commande du Niveau #1 où la commande des deux convertisseurs, côté rotor (CRT) et côté réseau (CRS) est assurée. Un transfert bidirectionnel entre le réseau et la GADA via les circuits rotoriques est donc obtenu [46].

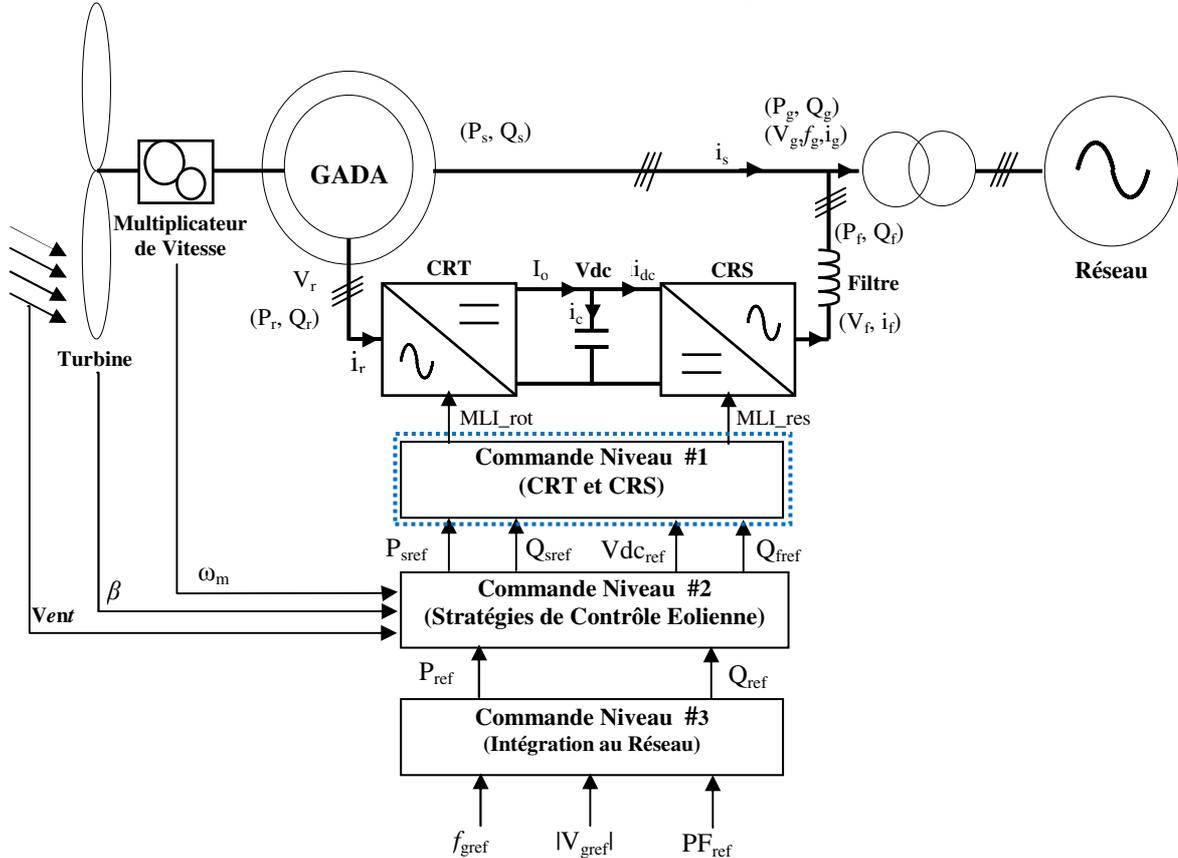


Figure 3.5. Configuration de la chaîne de conversion éolienne à base de la GADA

3.3.1. Commande du CRT

Le convertisseur côté rotor CRT est commandé par la technique MLI dont les consignes proviennent d'une commande vectorielle. Elle permet de contrôler les puissances active et réactive statoriques. Les équations de la génératrice GADA sont reportées au système de référence commun lié au champ tournant [48]. Ce système de référence correspond aux axes (d, q) (Figure 3.6). Il permet de découpler les expressions de la puissance active et réactive du générateur, ou encore celles du flux et du couple. La composante quadratique du rotor i_{qr} contrôle le couple électromagnétique, c.-à-d. la puissance active débitée au réseau et la composante directe i_{dr} contrôle la puissance réactive échangée entre le stator et le réseau. On retrouve ainsi le découplage similaire à celui de la machine à courant continu à excitation séparée [49].

La vitesse de rotation du rotor est donnée par le système d'entraînement éolien. Puisque la GADA est connectée à un réseau de puissance infinie, les tensions aux bornes du stator sont maintenues constantes. Pour le rotor, les tensions sont fournies par les convertisseurs de puissance

en se basant sur la commande réalisée.

Si la résistance statorique est considérée très petite, notamment dans le cas de moyenne et forte puissance, l'orientation de la tension du réseau donne aussi une orientation du flux statorique comme indiqué dans le diagramme vectoriel de la Figure 3.6 [50].

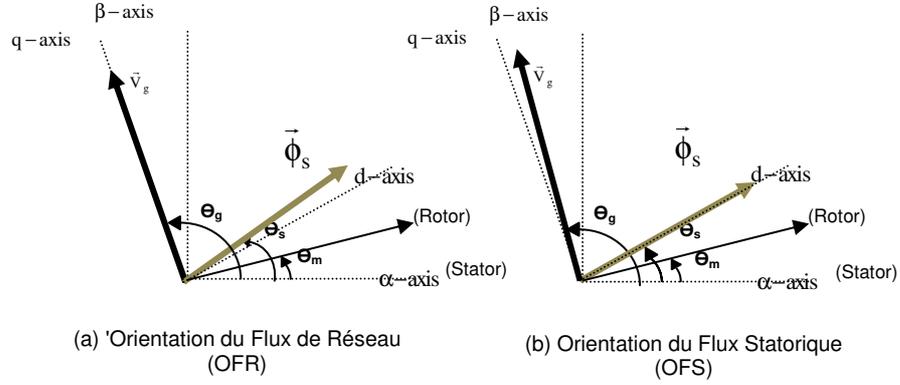


Figure 3.6. Méthodes d'orientation

Selon le concept de la commande vectorielle, on obtient:

$$\begin{cases} V_{sd} = 0 \\ V_{sq} = |\vec{V}_s| \end{cases} \quad (3.10)$$

A partir des équations (3.9) et (3.10), les expressions des références de puissances active et réactive peuvent être écrites comme suit:

$$\begin{cases} P_s^{\text{ref}} = -k_t \frac{M^2}{L_s} i_{ms} i_{rq}^{\text{ref}} \\ Q_s^{\text{ref}} = k_t \frac{M^2}{L_s} i_{ms} (i_{ms} - i_{rd}^{\text{ref}}) \end{cases} \quad (3.11)$$

k_t est le paramètre de transformation de Park et i_{ms} est le courant de magnétisation ($\Phi_s = M \cdot i_{ms}$).

Alors la relation qui relie les tensions et les courants rotoriques peut être écrite comme suit:

$$\begin{cases} V_{dr} = R_r i_{dr} + \sigma L_r \frac{di_{dr}}{dt} + \underbrace{\frac{M^2}{L_s} \frac{di_{ms}}{dt}}_{\text{Disturb1}} - \underbrace{\omega_r \sigma L_r i_{qr}}_{\text{Disturb2}} \\ V_{qr} = R_r i_{qr} + \sigma L_r \frac{di_{qr}}{dt} + \underbrace{\omega_r \frac{M^2}{L_s} i_{ms}}_{\text{Disturb3}} + \underbrace{\omega_r \sigma L_r i_{dr}}_{\text{Disturb4}} \end{cases} \quad (3.12)$$

Où le coefficient de dispersion ($\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_s L_r}$).

Les régulateurs PI contrôlant les courants rotoriques peuvent être synthétisés par placement de pôles (voir Annexe B).

3.3.2. Commande du CRS

Le convertisseur côté stator CRS est également commandé par la technique MLI dont les consignes proviennent d'une commande vectorielle. Cette commande permet de contrôler la tension du bus continu et la puissance réactive échangée entre le rotor et le réseau.

Les équations du filtre sont reportées au système de référence commun lié au vecteur de la tension de réseau. Il permet de découpler les expressions des puissances active et réactive du rotor afin de stabiliser la tension de bus continu et l'échange en qualité d'énergie réactive avec le réseau. La composante directe i_{dr} permet de contrôler la puissance active et par conséquent la tension du bus continu. La composante quadratique i_{dq} contrôle la puissance réactive échangée entre le rotor et le réseau [49].

Alors selon le concept de la commande vectorielle, on trouve les expressions suivantes:

$$\begin{cases} V_{gd} = |\overline{V}_g| \\ V_{gq} = 0 \end{cases} \quad (3.13)$$

$$\begin{cases} P_f = k_t |\overline{V}_g| i_{fd} \\ Q_f = -k_t |\overline{V}_g| i_{fq} \end{cases} \quad (3.14)$$

$$\begin{cases} V_{gd} = R_f i_{fd} + u_{fd} + L_f \frac{di_{fd}}{dt} - \omega_s L_f i_{fq} \\ V_{gq} = R_f i_{fq} + u_{fq} + L_f \frac{di_{fq}}{dt} + \omega_s L_f i_{fd} \end{cases} \quad (3.15)$$

C'est à dire:

$$\begin{cases} u_{fd} = |\overline{V}_g| - R_f i_{fd} - L_f \frac{di_{fd}}{dt} + \omega_s L_f i_{fq} \\ u_{fq} = -R_f i_{fq} - L_f \frac{di_{fq}}{dt} - \omega_s L_f i_{fd} \end{cases} \quad (3.16)$$

Pour la synthèse de la commande du CRS, la tension de sortie du convertisseur est obtenue par une technique MLI. Les régulateurs des courants i_{df} et i_{dq} peuvent être obtenus par placement des pôles.

Connaissant la puissance réactive transférée par le stator, le contrôle de la puissance réactive Q_f permet de contrôler la puissance réactive totale de l'éolienne échangée avec le réseau ($Q_g = Q_s + Q_f$). D'autre part, connaissant la puissance active du rotor P_r , la puissance active du filtre P_f permet de contrôler la variation d'énergie dans le bus continu et par conséquent sa tension V_{dc} :

$$\begin{cases} \frac{W_{dc}}{dt} = P_r - P_f \\ V_{dc} = \sqrt{2 \frac{W_{dc}}{C}} \end{cases} \quad (3.17)$$

C: Capacité du condensateur.

W_{dc} : Energie électrique emmagasinée dans le bus continu.

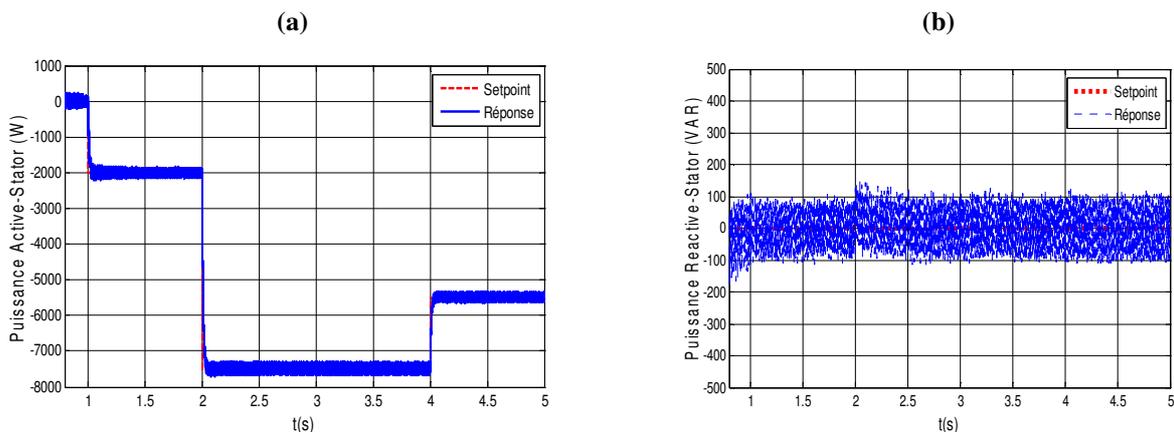
3.4. RESULTATS DE SIMULATION

La simulation du système éolien est effectuée en utilisant une machine asynchrone à double alimentation de 7.5Kw, le schéma est illustré dans la Figure 3.5. La commande considérée est celle de niveau#1 où les deux convertisseurs CRT et CRS sont commandés par des techniques MLI dérivées de la commande vectorielle. Les paramètres utilisés sont donnés dans l'Annexe A.

Le test de poursuite de consignes (Tracking) est effectué pour tester les contrôleurs de type PI utilisés. Le test est réalisé en considérant un échelon pour la puissance active statorique et en maintenant la puissance réactive statorique à zéro et que la machine est entraînée pour deux vitesses fixes, l'une à 1450 tr/min (151.843 rd/s pour un fonctionnement en mode hypo-synchrone ($P_s < 0$, $P_r > 0$) et l'autre à 1550 tr/min (162.31 rd/s pour un fonctionnement en mode hyper-synchrone ($P_s < 0$, $P_r < 0$)). La valeur de la tension du bus continu est fixée à 70 V.

a) Mode hypo-synchrone

La Figure 3.7 illustre les résultats du test de poursuite des puissances active et réactive statoriques, des courants rotoriques direct et en quadrature ainsi que de la tension du bus continu. Les résultats montrent une bonne performance en ce qui concerne le maintien de chaque réponse à sa consigne en garantissant un bon temps de réponse et une bonne précision.



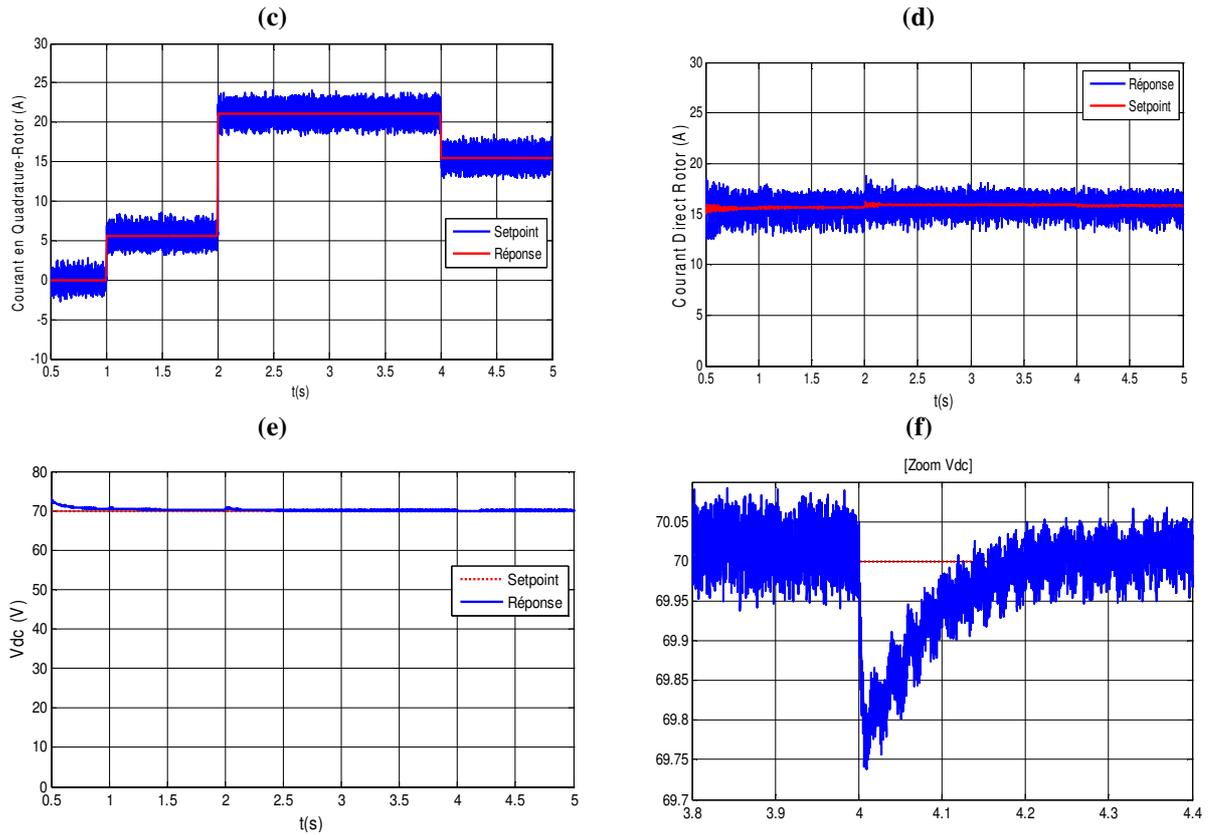


Figure 3.7. Allures des grandeurs à contrôler

- a) Puissance active statorique, b) Puissance réactive statorique.
- c) Courant en quadrature rotorique, d) Courant direct rotorique.
- e) Tension du bus continu, f) Zoom de la tension bus continu.

La Figure 3.8-a donne la puissance active rotorique ainsi celle du filtre qui sont presque égales et ont des valeurs positives (glissement positive). Cela veut dire que le rotor reçoit l'énergie de la part du réseau électrique.

La figure 3.8b montre l'allure de la tension simple à l'entrée du convertisseur côté rotor CRT, il s'agit d'une tension à deux niveau provienne de l'application de la technique MLI.

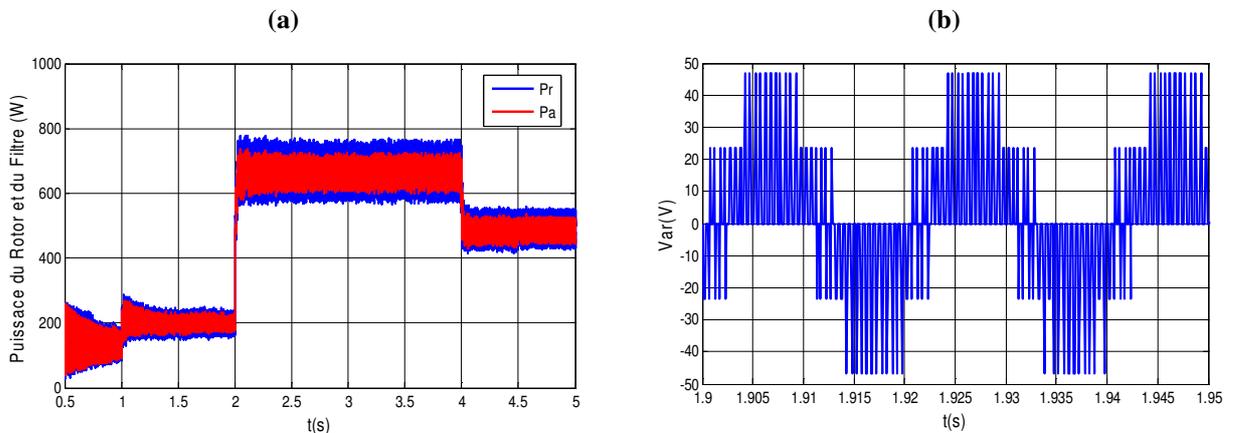


Figure 3.8. Allures du côté rotor

- a) Puissance active rotorique et Puissance du filtre
- b) Tension simple a l'entrée du CRT

b) Mode hyper synchrone

Dans ce mode, on a presque les mêmes résultats, mis à part le changement de direction de la puissance active statorique qui est devenu négative (glissement négative). Cela veut dire que le rotor génère de l'énergie au réseau électrique

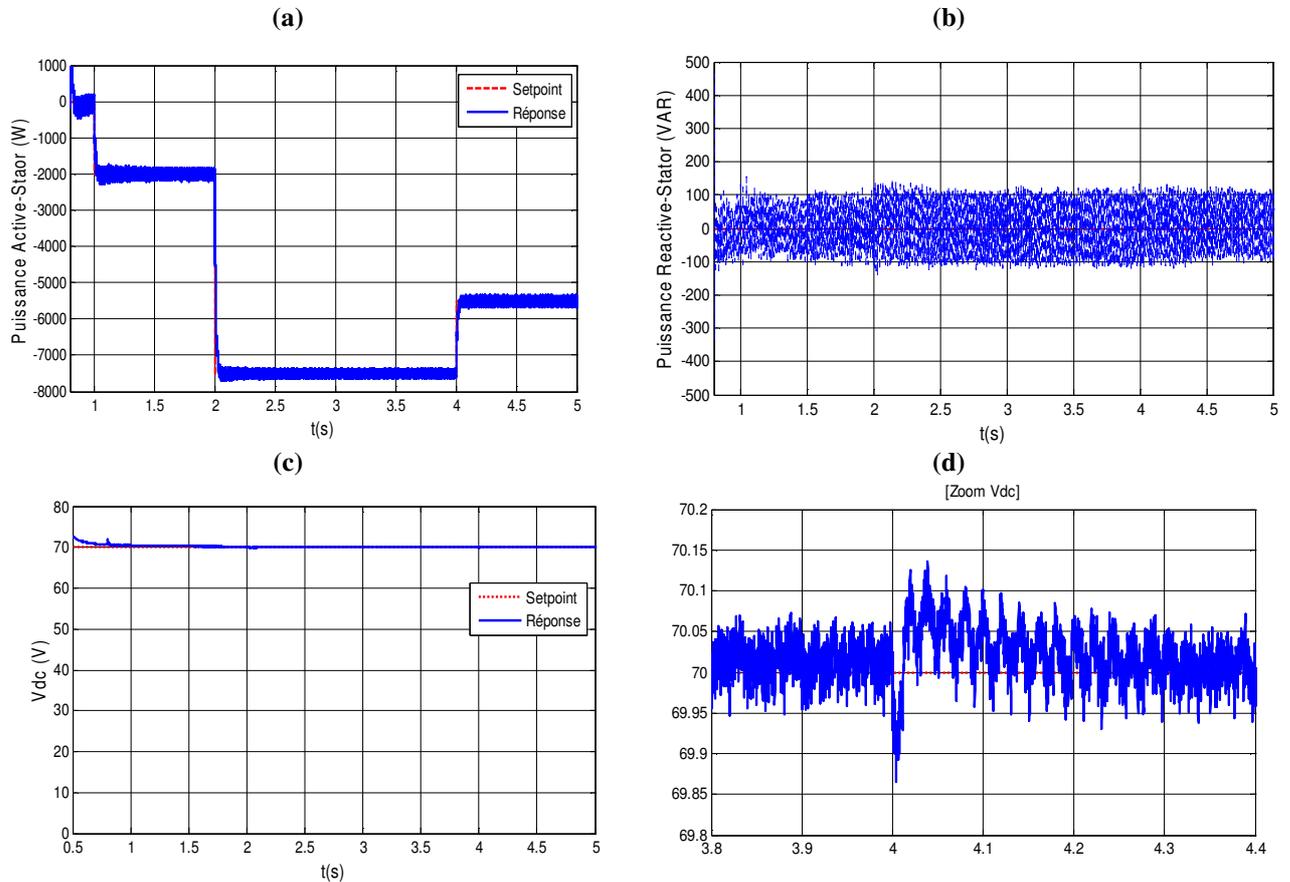


Figure 3.9. Allures de grandeurs à contrôler
a) Puissance active statorique, b) Puissance réactive statorique
c) Tension du bus continu, d) Zoom de la tension du bus continu

La figure 3.10a illustre les allures des puissances actives rotorique et celle du filtre (R_f , L_f), elles sont presque égales de valeurs négatives (glissement négatives), ce qui signifie que le rotor envoie de l'énergie au réseau électrique.

La figure 3.10b présente l'allure de la tension simple à l'entrée du convertisseur coté rotor CRT ayant la même allure que pour un fonctionnement en mode hypo synchrone.

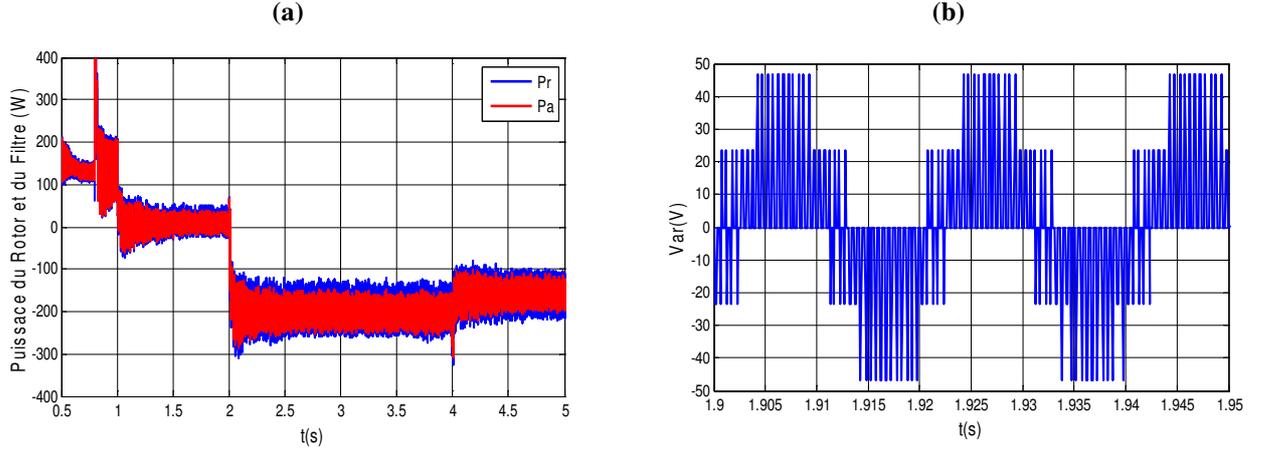


Figure 3.10. Allures côté rotorique

- a) *Puissance active rotorique et Puissance du filtre*
 b) *Tension simple a l'entrée du CRT*

3.5. SYNTHÈSE DE LA COMMANDE ROBUSTE BASEE SUR LA THEORIE DE LYAPUNOV DE LA GADA INTEGREE AU RESEAU

Afin d'améliorer les performances de la commande de la GADA, on considère la commande vectorielle de la machine par la linéarisation par retour d'états non linéaire [45]. La synthèse de la commande est basée sur l'approche de Lyapunov associée à un contrôleur mode glissant (SMC). Elle assure la robustesse de la structure de commande vis-à-vis des variations paramétriques et des bruits de mesures. La stabilité asymptotique globale du système est théoriquement assurée par le choix de la fonction de Lyapunov [51].

3.5.1. Commande vectorielles basée sur la théorie de LYAPUNOV

a) *Modèle tout-flux de la machine asynchrone à double alimentation*

La transformation du modèle de la MADA (Eq 3.5) dans un référentiel lié au champ tournant est donnée comme suit :

$$\begin{cases} \vec{V}_s = R_s \vec{i}_s + \frac{d\vec{\phi}_s}{dt} + j\omega_s \vec{\phi}_s \\ \vec{V}_r = R_r \vec{i}_r + \frac{d\vec{\phi}_r}{dt} + j\omega_r \vec{\phi}_r \end{cases} \quad (3.18)$$

A partir de l'Eq.3.5 on peut exprimer les équations des courants en fonction de celles des flux:

$$\begin{cases} \vec{i}_s = \gamma \vec{\phi}_s + \lambda \vec{\phi}_r \\ \vec{i}_r = \chi \vec{\phi}_r + \lambda \vec{\phi}_s \end{cases} \quad (3.19)$$

$$\text{Avec : } \gamma = \frac{1}{\sigma L_s}, \lambda = -\frac{1}{\sigma L_s L_r}, \chi = \frac{1}{\sigma L_s}.$$

Remplaçant l'Eq.3.19 dans (3.18), et en égalisant partie réelle-partie réelle et partie imaginaire-partie imaginaire, on trouve le modèle d'état tout-flux comme suit:

$$\begin{cases} V_{sd} = \gamma_1 \varphi_{sd} - \gamma_2 \varphi_{rd} + \frac{d\varphi_{sd}}{dt} - \omega_s \varphi_{sq} = -f_1 + \frac{d\varphi_{sd}}{dt} \\ V_{sq} = \gamma_1 \varphi_{sq} - \gamma_2 \varphi_{rq} + \frac{d\varphi_{sq}}{dt} + \omega_s \varphi_{sd} = -f_2 + \frac{d\varphi_{sq}}{dt} \\ V_{rd} = -\gamma_3 \varphi_{sd} + \gamma_4 \varphi_{rd} + \frac{d\varphi_{rd}}{dt} - \omega_r \varphi_{rq} = -f_3 + \frac{d\varphi_{rd}}{dt} \\ V_{rq} = -\gamma_3 \varphi_{sq} + \gamma_4 \varphi_{rq} + \frac{d\varphi_{rq}}{dt} + \omega_r \varphi_{rd} = -f_4 + \frac{d\varphi_{rq}}{dt} \end{cases} \quad (3.20)$$

$$\text{Avec : } \gamma_1 = \frac{1}{\sigma T_s}, \gamma_2 = \frac{M}{\sigma T_s L_r}, \gamma_3 = \frac{M}{\sigma T_r L_s}, \gamma_4 = \frac{1}{\sigma T_r}, T_s = \frac{L_s}{R_s}, T_r = \frac{L_r}{R_r}.$$

Et

$$\begin{cases} -f_1 = \gamma_1 \varphi_{sd} - \gamma_2 \varphi_{rd} - \omega_s \varphi_{sq} \\ -f_2 = \gamma_1 \varphi_{sq} - \gamma_2 \varphi_{rq} + \omega_s \varphi_{sd} \\ -f_3 = -\gamma_3 \varphi_{sd} + \gamma_4 \varphi_{rd} - \omega_r \varphi_{rq} \\ -f_4 = -\gamma_3 \varphi_{sq} + \gamma_4 \varphi_{rq} + \omega_r \varphi_{rd} \end{cases}$$

La réécriture de (3.20) donne:

$$\begin{cases} \frac{d\varphi_{sd}}{dt} = f_1 + V_{sd} \\ \frac{d\varphi_{sq}}{dt} = f_2 + V_{sq} \\ \frac{d\varphi_{rd}}{dt} = f_3 + V_{rd} \\ \frac{d\varphi_{rq}}{dt} = f_4 + V_{rq} \end{cases} \quad (3.21)$$

En tenant compte des contraintes données par (3.10), les expressions des puissances statoriques active et réactive deviennent:

$$\begin{aligned} P_s &= V_s (\lambda \varphi_{rq} + \gamma \varphi_{sq}) \\ Q_s &= V_s (\lambda \varphi_{rd} + \gamma \varphi_{sd}) \end{aligned} \quad (3.22)$$

Choisissant une fonction de Lyapunov:

$$V_1 = \frac{1}{2} (P_s - P_{sref})^2 + \frac{1}{2} (Q_s - Q_{sref})^2 > 0 \quad (3.23)$$

Sa dérivée est donnée par:

$$\dot{V}_1 = (P_s - P_{sref})(\dot{P}_s - \dot{P}_{sref}) + (Q_s - Q_{sref})(\dot{Q}_s - \dot{Q}_{sref}) \quad (3.24)$$

Substituant (3.21) et (3.22) dans (3.24), il en résulte :

$$\dot{V}_1 = (P_s - P_{sref})(\alpha_1 + \lambda V_s V_{rq} - \dot{P}_{sref}) + (Q_s - Q_{sref})(\alpha_2 + \lambda V_s V_{rd} - \dot{Q}_{sref}) \quad (3.25)$$

Avec : $\alpha_1 = \lambda V_s \cdot f_4 + \gamma \cdot (f_2 + V_s)$ et $\alpha_2 = \lambda V_s \cdot f_3 + \gamma \cdot f_1$

L'Eq.3.25 peut être définie négative si on définit la loi de commande suivante:

$$\begin{cases} V_{rd} = \frac{1}{\lambda V_s} (-\alpha_2 + \dot{Q}_{sref} - K_2 (Q_s - Q_{sref})) \\ V_{rq} = \frac{1}{\lambda V_s} (-\alpha_1 + \dot{P}_{sref} - K_1 (P_s - P_{sref})) \end{cases} \quad (3.26)$$

L'Eq.3.26 est remplacée dans l'Eq.3.25, on obtient:

$$\dot{V}_1 = -K_1 (P_s - P_{sref})^2 - K_2 (Q_s - Q_{sref})^2 < 0 \quad (3.27)$$

L'Eq.3.27 est asymptotiquement stable, si et seulement si les gains K_i ($i=1, 2$) sont tous positifs [30], autrement dit:

$$\begin{cases} \lim_{t \rightarrow +\infty} (Q_s - Q_{sref}) = 0 \\ \lim_{t \rightarrow +\infty} (P_s - P_{sref}) = 0 \end{cases} \quad (3.28)$$

b) *Loi de commande robuste*

La loi de commande robuste par retour d'états non-linéaires basée sur la théorie de Lyapunov est conçue afin de faire face aux problèmes d'incertitudes de modèle liées à la variation des paramètres de la machine et aux bruits de mesure [52, 53]. Les incertitudes dues au modèle dans ce genre de commande sont globalement des fonctions non linéaires [54]. En pratique, Les fonctions de retour d'états peuvent être fortement affectées par l'effet de la température, la saturation et l'effet de peau. En outre, les différents non linéarités liés à la pollution harmonique due aux convertisseurs de puissance et des mesures de bruit seront à leurs tours considérées. Généralement les fonctions (f_i, α_i) sont écrites comme suit:

$$f_i = \hat{f}_i + \Delta f_i \text{ alors } \alpha_i = \hat{\alpha}_i + \Delta \alpha_i \quad (3.29)$$

avec:

\hat{f}_i : Fonction du retour d'états non linéaire estimée (NLFF: *nonlinear feedback function*),

f_i : Fonction du retour d'états effective (réelle),

Δf_i : Variation autour de \hat{f}_i ; où : $i = 1, 2$.

La variation Δf_i peut être produite par la variation des paramètres du système. On suppose que toutes les incertitudes Δf_i sont bornées comme suit:

$$|\Delta f_i| < \beta_i \text{ où } \beta_i \text{ sont des limites connues.}$$

La valeur de β_i est déduite à partir de la parfaite connaissance du système (expertise). On peut

employer un nombre suffisamment grand pour satisfaire cette contrainte $|\Delta f_i| < \beta_i$.

En remplaçant (3.29) dans (3.21), on obtient:

$$\begin{cases} \frac{d\phi_{sd}}{dt} = \hat{f}_1 + \Delta f_1 + V_{sd} \\ \frac{d\phi_{sq}}{dt} = \hat{f}_2 + \Delta f_2 + V_{sq} \\ \frac{d\phi_{rd}}{dt} = \hat{f}_3 + \Delta f_3 + V_{rd} \\ \frac{d\phi_{rq}}{dt} = \hat{f}_4 + \Delta f_4 + V_{rq} \end{cases} \quad (3.30)$$

Le choix de la loi de commande robuste associée à la linéarisation par retour d'états et au contrôle par mode glissant est donné comme suit:

$$\begin{cases} V_{rd} = \frac{1}{\lambda V_s} (-\alpha_2 + \dot{Q}_{sref} - K_2(Q_s - Q_{sref}) - K_{22} \text{sgn}(Q_s - Q_{sref})) \\ V_{rq} = \frac{1}{\lambda V_s} (-\alpha_1 + \dot{P}_{sref} - K_1(P_s - P_{sref}) - K_{11} \text{sgn}(P_s - P_{sref})) \end{cases} \quad (3.31)$$

Où $K_{ii} \geq \beta_i$, $K_i > 0$ ($i=1,2$).

La dérivée de la fonction de Lyapunov est liée à la dynamique des puissances active et réactive statoriques (Eq.3.25) comme suit:

$$\begin{aligned} \dot{V}_2 = & (P_s - P_{sref})(\Delta\alpha_1 - K_{11} \text{sgn}(P_s - P_{sref})) + \\ & + (Q_s - Q_{sref})(\Delta\alpha_2 - K_{22} \text{sgn}(Q_s - Q_{sref})) + \dot{V}_1 < 0 \end{aligned} \quad (3.32)$$

Par conséquent les variations Δf_i peuvent être absorbées en garantissant la stabilité du système si et seulement si les conditions suivantes sont satisfaites:

$$\begin{cases} K_{11} = |\Delta\alpha_1| \\ K_{22} = |\Delta\alpha_2| \end{cases} \quad (3.33)$$

Finalement, on peut écrire :

$$\dot{V}_2 < \dot{V}_1 < 0 \quad (3.34)$$

La loi de commande donnée par (3.31) va garantir la stabilité de la structure de commande pour toutes les variations Δf_i . La conception des contrôleurs robustes résultant est illustrée sur la Figure 3.11.

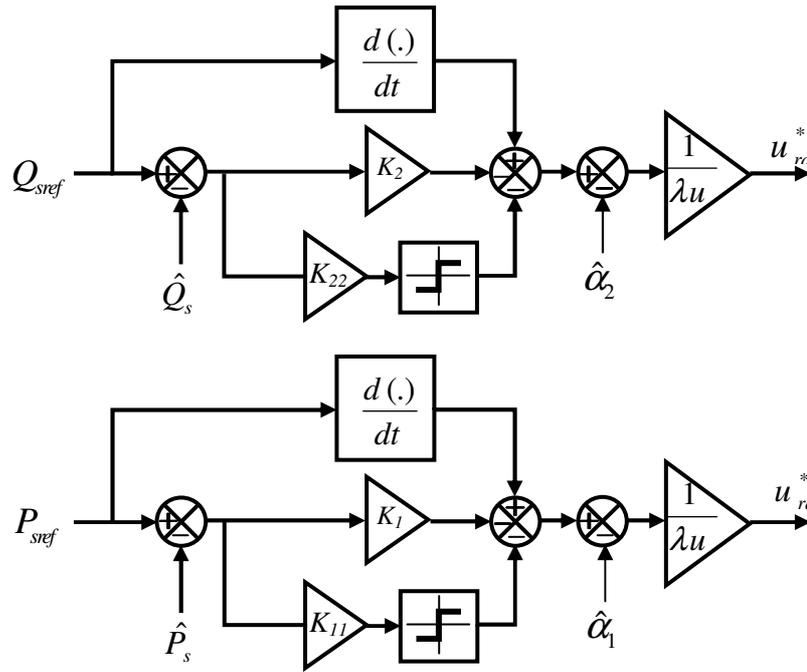


Figure 3.11. Schéma de conception des contrôleurs robustes

La Figure 3.12 présente le schéma global de la commande robuste proposée. En effet, la commande des puissances active et réactive statoriques est réalisée avec la linéarisation par retour d'états non-linéaires associé à des contrôleurs par mode glissant.

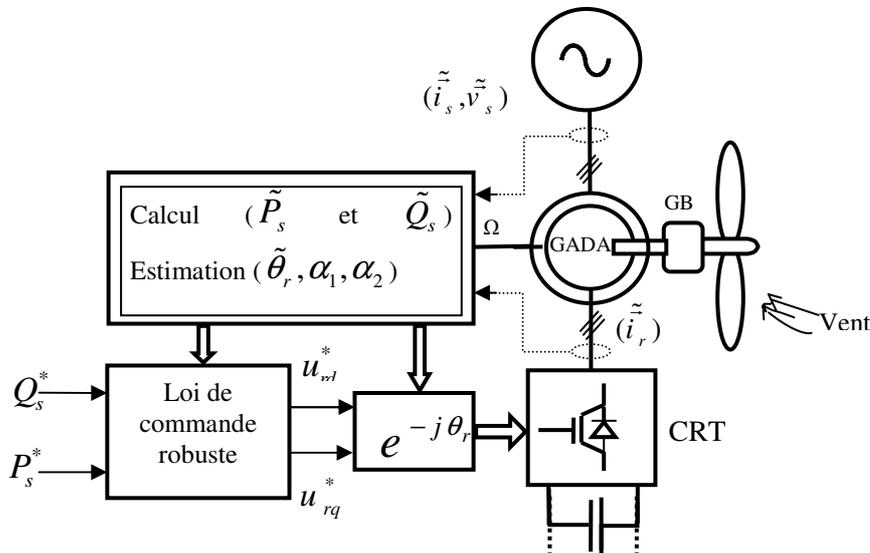


Figure 3.12. Schéma générale de la commande proposée

3.6. RESULTATS de SIMULATION

Les étapes de simulation de la commande proposée (Figure 3.12) sont comme suit:

En premier lieu, un test de poursuite est effectué d'une manière semblable que dans le cas de la commande vectorielle classique. Un seul convertisseur CRT a été pris en considération afin de commander les puissances active et réactive du stator.

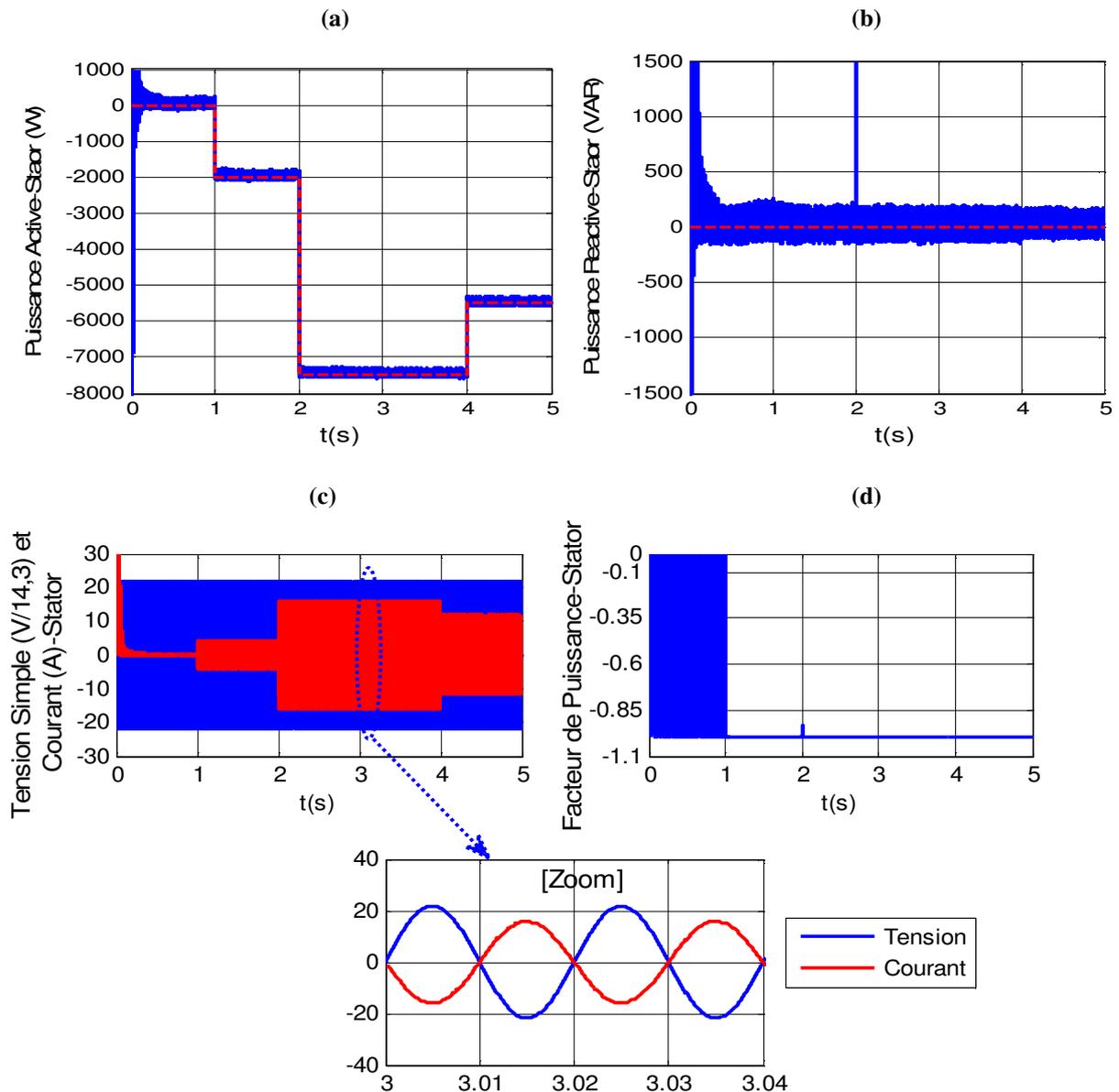


Figure 3.13. Allures des grandeurs à contrôler.
 a) Puissance active statorique, b) Puissance réactive statorique
 c) Courant et tension statorique (+zoom), d) Facteur de puissance

On remarque que le test de poursuite (Figure 3.13) est assuré par le maintien des puissances statoriques active et réactive à ses consignes, tout en garantissant un bon temps de réponse et une bonne précision. Les allures de la tension et du courant simple, ainsi que celui du facteur de puissance montrent la bonne qualité de l'énergie produite par la GADA.

La figure 3.14 illustre les allures des fonctions non linéaires (α_1, α_2) dont les valeurs sont grandes et variables pour assurer la stabilité du système.

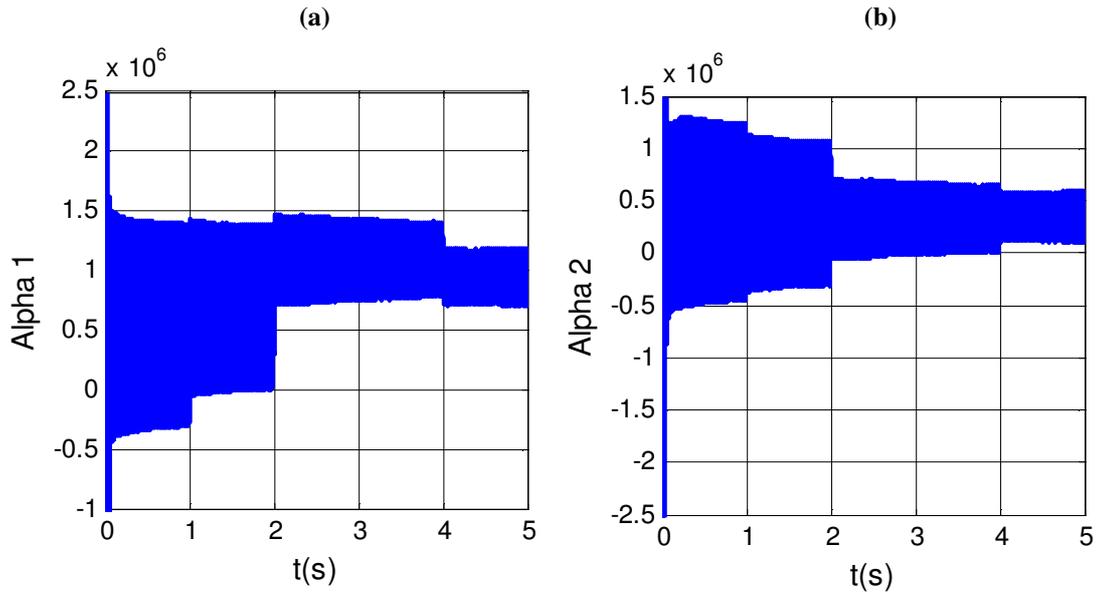
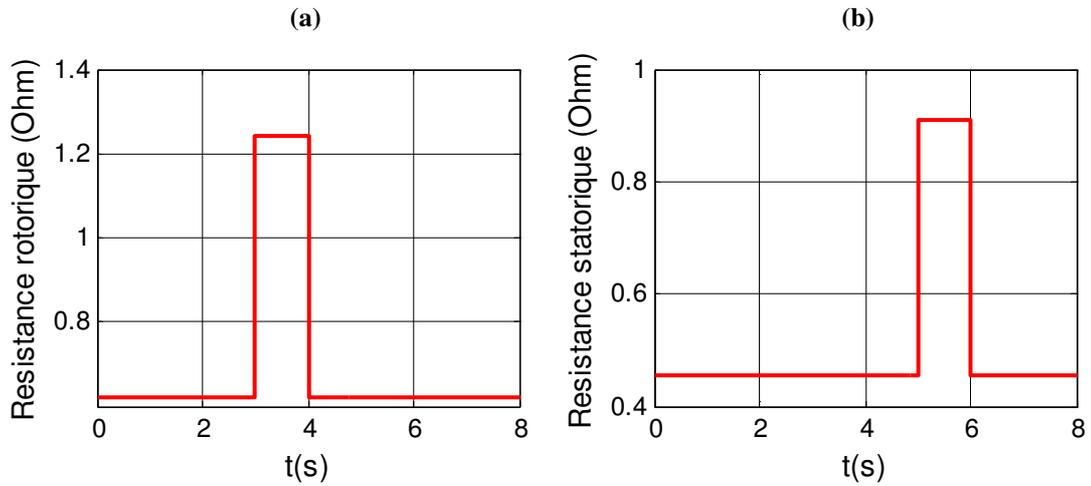


Figure 3.14. Allures des fonctions non linéaires
 a) Valeur de α_1 , b) Valeur de α_2

En second lieu, un test de robustesse de la structure de commande proposée est effectué en variant les résistances rotoriques et statoriques (Figure 3.15) afin de voir l'influence de la variation sur la stabilité du système.



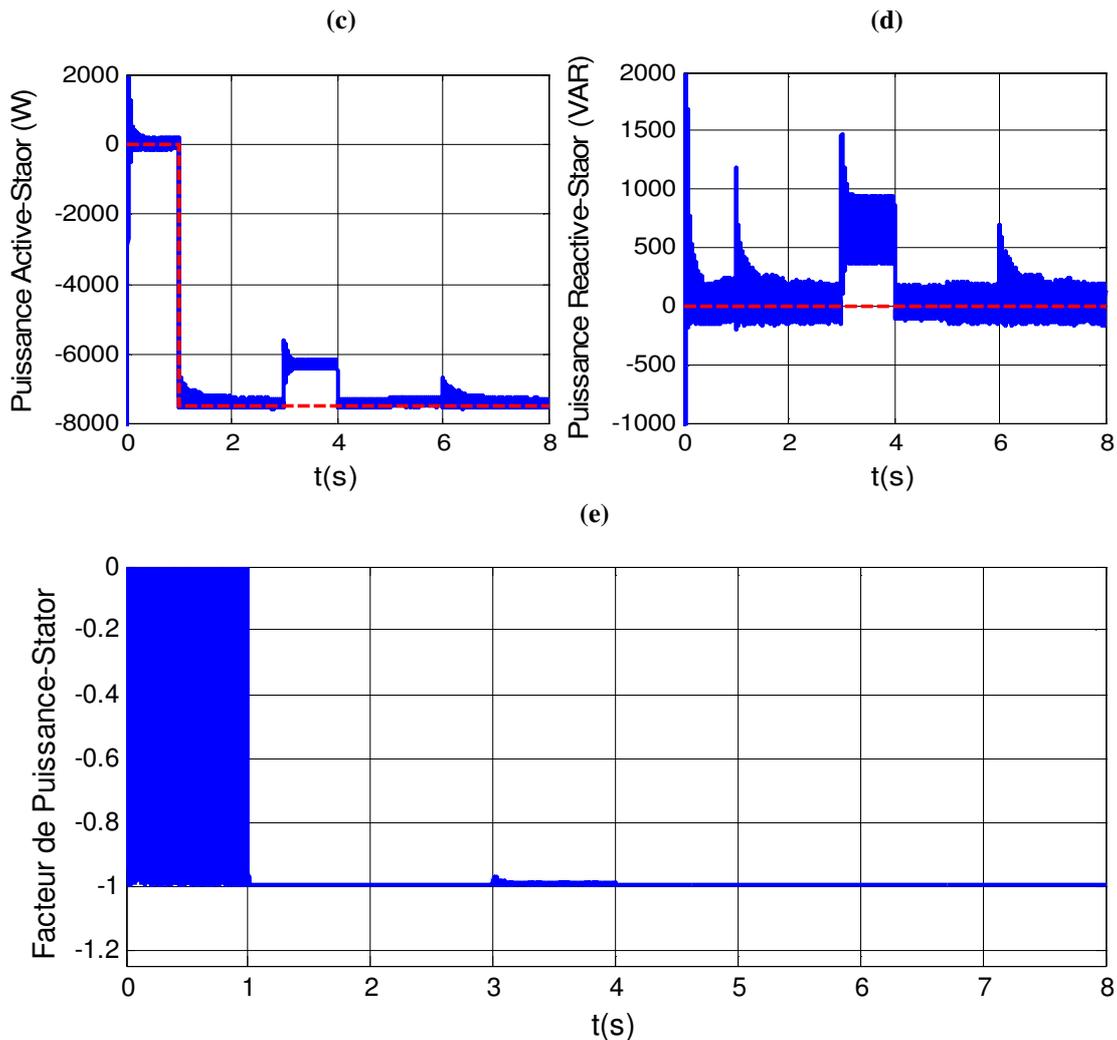


Figure 3.15. Allures des grandeurs à contrôler
 a) Résistance rotorique, b) Résistance statorique
 c) Puissance active statorique, d) Puissance réactive statorique
 e) Facteur de puissance

On remarque que le contrôleur utilisé basé sur la théorie de Lyapunov à mode glissant agit d'une manière correcte où les perturbations provoquées par la variation des résistances rotorique et statorique n'ont aucun effet sur la stabilité de structure de commande (quelques erreurs statiques mineures).

3.7. CONCLUSION

Dans ce chapitre, une commande vectorielle classique de la GADA basée sur des régulateurs PI (discrets) a été effectuée pour contrôler le flux de puissances entre la GADA et le réseau via les deux convertisseurs du côté du rotor CRT et du côté réseau CRS. Une structure de la commande non linéaire robuste basée sur la théorie de Lyapunov associée à un contrôleur mode glissant de la GADA intégrée au réseau est effectuée pour assurer une robustesse vis-à-vis des éventuelles perturbations. La technique prend en compte la structure complexe de la machine asynchrone à double alimentation qui possède un grand couplage entre ses différentes grandeurs électriques,

notamment l'interaction des courants statoriques et rotoriques dans les expressions de puissances active et réactive. Les résultats montrent les bonnes performances de la technique de commande vis-à-vis de la poursuite et la stabilité aux incertitudes paramétriques du système. L'analyse du comportement dynamique de la GADA en cas de creux de tension du réseau fera l'objet du quatrième chapitre.

Chapitre 4

ANALYSE DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE DE LA GADA EN CAS D'UN CREUX DE TENSION

4.1. INTRODUCTION

Dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne, la connaissance du comportement du générateur dans les conditions dynamiques durant le fonctionnement, telles que les creux de tension a attiré l'attention de nombreux chercheurs et industriels. Pour cela la conception de structures de commande permettant d'avoir un fonctionnement sûr de la turbine éolienne revient à l'amélioration par renforcement des systèmes de protection de la turbine éolienne lors de creux de tension. On considère un profil de creux de tension sur le réseau (Figure 4.1) [55] pour laquelle les turbines peuvent être déconnectées lorsque la valeur efficace de la tension du réseau passe sous ces courbes et lorsque la tension est dans cette zone, les éoliennes devraient générer de la puissance réactive comme pour la production électrique conventionnelle.

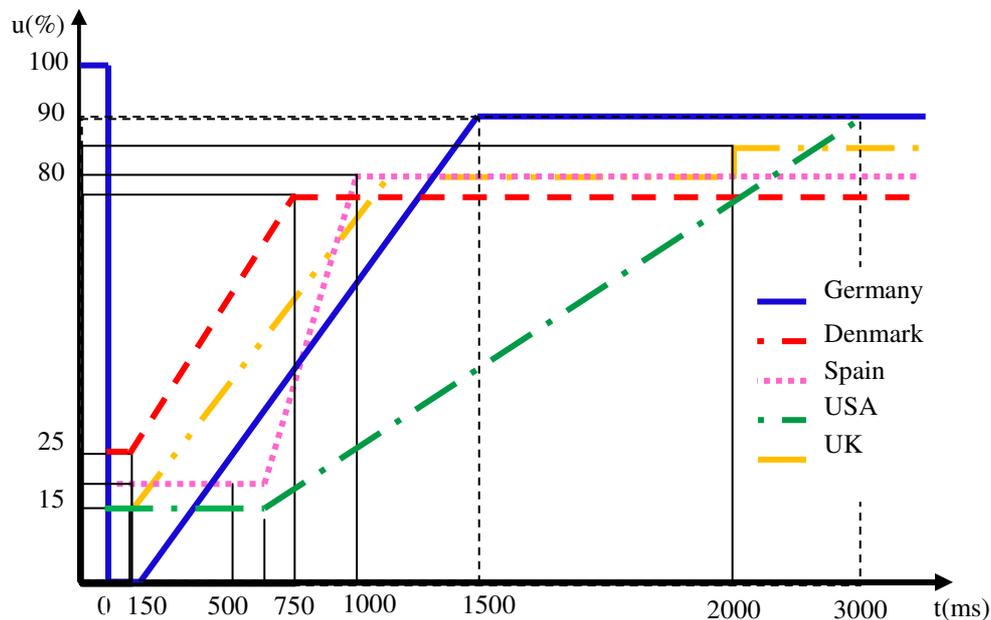


Figure 4.1. Profils de creux de tension LVRT pour les différents pays [55]

Ce chapitre présente donc une étude comprehensive du comportement en régime transitoire et permanent d'une GADA typique de 2 MW exposée à deux différents creux de tension de forme

symétrique et asymétrique. Pour évaluer le comportement de la GADA, une étude s'est essentiellement portée sur la dynamique du flux statorique et de la force électromotrice (FEM) induite dans le circuit du rotor lors d'un creux de tension. Trois circuits équivalents de la GADA ont été conçus sous le point de vue du circuit rotorique afin de décrire les états transitoire et permanent de la génératrice. Le contrôle de l'écoulement de puissances statoriques est réalisé à travers une commande basée sur la topologie Scherbius du convertisseur CRT. La commande est testé pour deux types de creux de tension ainsi pour des éventuelles perturbations. Une étude comparative sur le choix approprié du repère d'orientation est effectuée.

4.2. COMPORTEMENT DE LA GADA EN REGIME NORMAL

L'analyse compréhensive du comportement de la GADA sous des conditions critiques se fait d'abord par l'étude du comportement de la GADA en régime normal. Pour des raisons de simplicité, les variables du rotor sont toutes référées au stator [56].

En fonctionnement normal, le réseau électrique est composé d'une source de trois tensions équilibrées constantes en amplitude et en fréquence. La tension du stator \hat{v}_g peut être considérée comme un vecteur d'amplitude constante qui tourne à la vitesse de synchronisme ω_s :

$$\vec{V}_s^{(s)} = \hat{V}_g e^{j\omega_s t} = \sqrt{2} \underline{V}_g e^{j\omega_s t} \quad (4.1)$$

où \underline{V}_g , \hat{V}_g sont respectivement le phaseur et la valeur maximale de la tension du réseau.

A partir des expressions de la tension statorique (Eq.3.3, chapitre 3), en négligeant la résistance du stator R_s (pour des machines de plusieurs mégawatts) en régime permanent, le flux statorique est aussi un vecteur d'amplitude constante proportionnelle à la valeur de la tension du réseau et tournant à la vitesse de synchronisme ω_s :

$$\vec{\Phi}_s^{(s)} = \frac{\hat{V}_g e^{j\omega_s t}}{j\omega_s} \quad (4.2)$$

Sur un référentiel rotorique, le flux statorique peut être exprimé par:

$$\vec{\Phi}_s^{(r)} = \vec{\Phi}_s^{(s)} e^{-j\omega_m t} = \frac{\hat{V}_g}{j\omega_s} e^{j\omega_r t} \quad (4.3)$$

D'après l'Eq.3.4 (chapitre 3), la relation entre les deux flux peut être formulée comme:

$$\vec{\Phi}_r^{(r)} = \frac{M}{L_s} \vec{\Phi}_s^{(r)} + \sigma L_r \vec{i}_r^{(r)} \quad (4.4)$$

Remplaçant (4.4) dans l'expression de la tension rotorique (Eq.3.3, chapitre 3), on obtient:

$$\vec{V}_r^{(r)} = \frac{M}{L_s} \frac{d\vec{\Phi}_s^{(r)}}{dt} + (R_r + \sigma L_r \frac{d}{dt}) \vec{i}_r^{(r)} \quad (4.5)$$

Ainsi, la tension du rotor pourrait être divisée en deux composantes:

- La première composante est la force électromotrice rotorique (FEM) induite dans l'enroulement rotorique par le flux statorique ($i_r = 0$). Elle reflète les effets de la dynamique du stator sur le rotor [57]. La connaissance de ce terme est indispensable pour ce qui concerne l'appel de courant rotorique, la surtension du bus continu et le surplus du couple électromagnétique lors du creux de tension [58].

- La deuxième composante n'apparaît que s'il existe un courant dans le rotor. Cela est dû à la chute de tension dans la résistance du rotor R_r et de l'inductance de fuite du rotor σL_r (Figure 4.2) [56,59].

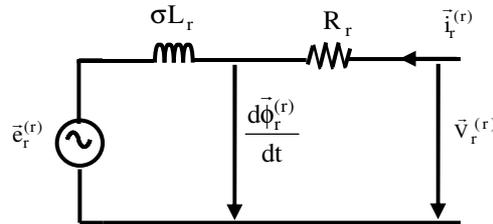


Figure 4.2. Circuit équivalent de la GADA vu du référentiel rotorique.

Etant donné que la force électromotrice du rotor FEM change considérablement sous les perturbations du réseau, elle est considérée comme un facteur important. Elle agit comme une perturbation dans les boucles de contrôle de courants rotoriques (Eq.3.12 du Chapitre 3). Elle provoque une réaction anormale du générateur, ce qui peut saturer le convertisseur CRT [56]. Les expressions des FEM induites dans le rotor si le circuit rotorique est ouvert ($i_r = 0$):

$$\vec{E}_r^{(r)} = \frac{M}{L_s} \frac{d\vec{\phi}_s^{(r)}}{dt} \quad (4.6)$$

Dans le référentiel statorique on a:

$$\vec{E}_r^{(s)} = \frac{M}{L_s} \left(\frac{d\vec{\phi}_s^{(s)}}{dt} - j\omega_m \vec{\phi}_s^{(s)} \right) \quad (4.7)$$

Son amplitude peut être exprimée en fonction de la tension statorique par:

$$|\hat{E}_r| = s \hat{V}_g \frac{M}{L_s} \quad (4.8)$$

Où "s" est le glissement. La génératrice (GADA) fonctionne généralement avec des glissements allant jusqu'à 25%, cette tension est relativement faible [46].

4.3. ANALYSE DU COMPORTEMENT DYNAMIQUE DE LA GADA SOUS DEFAUTS DE RESEAU

4.3.1. Principe de superposition

Pour analyser théoriquement le comportement dynamique de la GADA sous différents défauts de réseau, on utilise le principe de superposition qui est une méthode appropriée. Si on suppose que le système à étudier (Machine+Convertisseur) est un système linéaire, on peut alors considérer que pendant le creux de réseau, la tension du stator peut être divisée en n composants et par conséquent, la réponse instantanée de la GADA à cette tension est la somme des réponses à chaque composante de la tension [60].

Le principe de superposition appliqué à la GADA intégrée au réseau est donné par la Figure 4.3

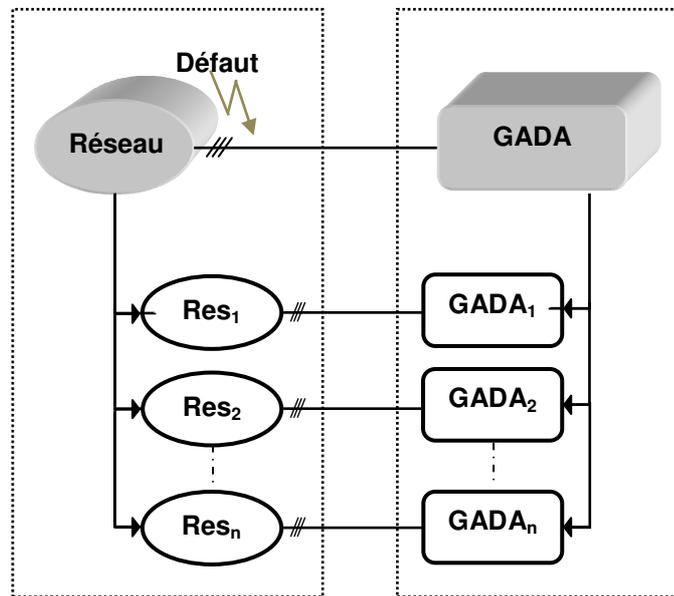


Figure 4.3. Principe de superposition appliqué à la GADA sous un défaut de réseau

Si le creux de tension se produit sous une forme symétrique, on aura donc deux réseaux et deux générateurs. Le premier réseau caractérise le nouveau régime permanent du système et le deuxième réseau caractérise le régime transitoire du système. Ce dernier garantira qu'aucune discontinuité n'apparaîtra dans l'état magnétique de la machine pendant l'état transitoire. En outre, si le creux de tension prend la forme asymétrique, ce principe sera appliqué [61].

4.3.2. Défaut Symétrique: Creux de Tension Triphasé Partiel

Le défaut symétrique peut être causé par un appel de courant au démarrage d'une machine ou par un court-circuit entre les trois phases et la terre. Il se produit généralement à partir du réseau dans laquelle la tension du stator chute en dessous de sa valeur nominale mais reste au-dessus de zéro. Ces creux sont caractérisés par un taux relatif ρ lorsque le rotor est en circuit ouvert [62]. On suppose que le générateur fonctionne dans des conditions de fonctionnement normales, à un

moment donné $t = 0$, une chute partielle de la tension du réseau d'un taux ρ se produit:

$$\vec{V}_s^{(s)} = \begin{cases} \hat{V}_g e^{j\omega_s t} & \text{for } t < 0 \\ (1 - \rho) \hat{V}_g e^{j\omega_s t} & \text{for } t \geq 0 \end{cases} \quad (4.9)$$

La Figure 4.4 montre deux représentations de la tension de réseau lors d'un creux de tension partiel d'un taux ρ égale à 50%

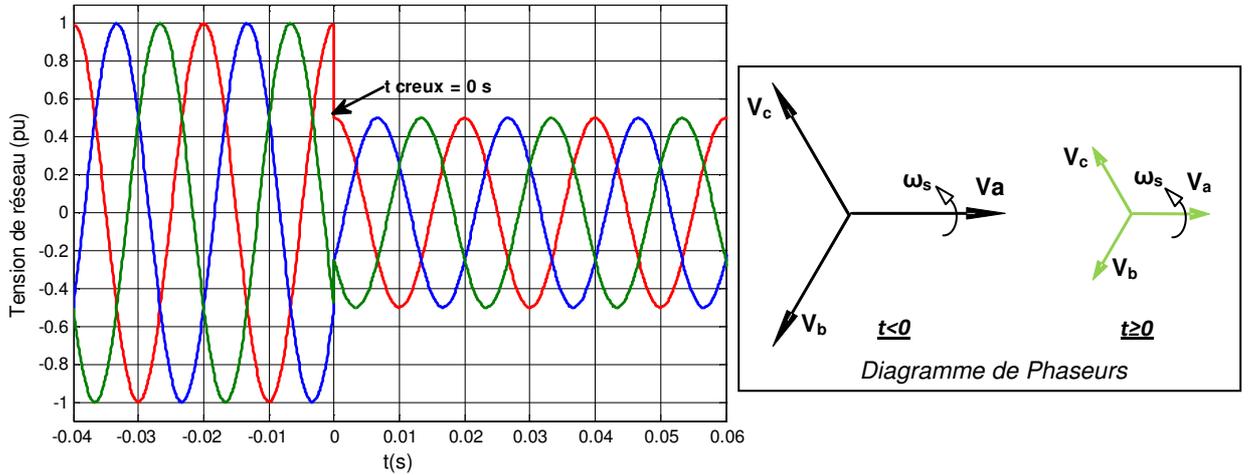


Figure 4.4. Tension de réseau pour un creux de tension symétrique de 50% (en pu)

À partir de l'Eq 4.3 et après l'apparition juste du creux de tension, l'expression du flux statorique en régime permanent devient:

$$\vec{\phi}_s^{(s)} = (1 - \rho) \frac{\hat{V}_g e^{j\omega_s t}}{j\omega_s} \quad (4.10)$$

L'Eq.4.10 montre que le flux a deux valeurs d'état stationnaire, avant et après le défaut. Du fait que le flux statorique est une variable d'état, son évolution ne peut pas être discontinue.

Suite aux expressions (3.3) et (3.4) du chapitre 3, l'équation dynamique du flux statorique est dérivée de la manière suivante:

$$\frac{d\vec{\phi}_s^{(s)}}{dt} = \vec{V}_s^{(s)} - \frac{R_s}{L_s} \vec{\phi}_s^{(s)} \quad (4.11)$$

Par conséquent, la résolution de l'équation différentielle du premier ordre Eq. 4.11 à $t > 0$ donne deux solutions représentant le flux naturel $\vec{\phi}_{sn}^{(s)}$ et le flux forcé $\vec{\phi}_{sf}^{(s)}$. Ce dernier sera le flux statorique du nouveau régime permanent (Eq.4.10). Le flux naturel est un flux transitoire. Il s'agit d'une composante DC qui est stationnaire avec le stator, dépendante de conditions initiales et se décroît de façon exponentielle avec une constante de temps du stator $\tau_s = L_s / R_s$:

$$\vec{\phi}_{sn}^{(s)} = \vec{\psi}_0 e^{-t/\tau_s} \quad (4.12)$$

L'expression totale du flux statorique est:

$$\vec{\phi}_s^{(s)} = (1-\rho) \frac{\hat{V}_g e^{j\omega_s t}}{j\omega_s} + \vec{\psi}_0 e^{-t/\tau_s} \tag{4.13}$$

La valeur de $\vec{\psi}_0$ peut être calculée sous le principe de continuité à $t = 0$;

$$\vec{\psi}_0 = \rho \frac{\hat{V}_g}{j\omega_s} \tag{4.14}$$

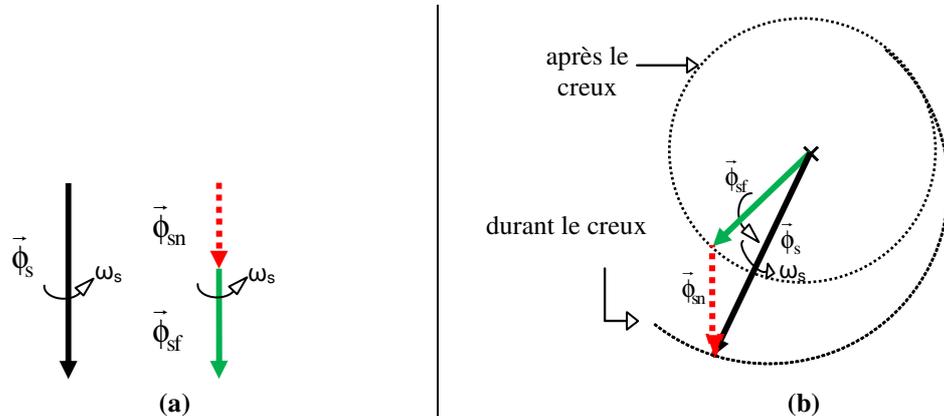


Figure 4.5. Représentation en espace vectoriel du flux statorique pour un creux symétrique de 50%. a) Au début du creux, b) Pendant le creux

Le diagramme vectoriel (Figure 4.5) montre qu'au début du creux, le flux statorique se divise en deux vecteurs, le flux forcé et le flux naturel. Lors du creux, la composante de flux forcé continue à tourner à la vitesse de synchronisme, tandis que le flux naturel se gèle et s'amortit exponentiellement [61]. Cette évolution peut apparaître plus clairement dans la trajectoire du flux dans le plan complexe (α, β):

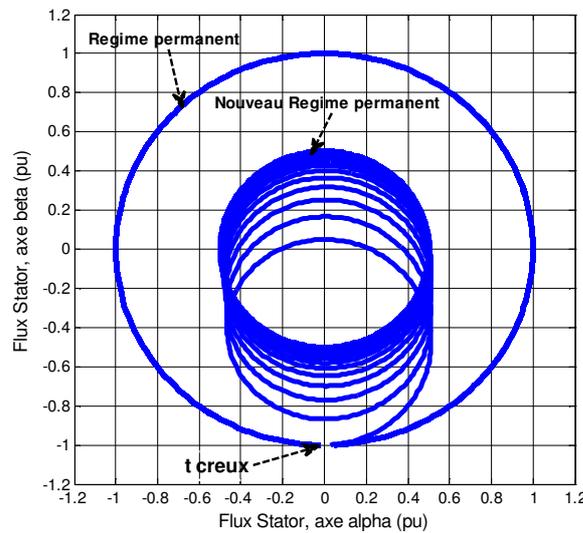


Figure 4.6. Trajectoire du flux statorique pendant un creux de tension symétrique de 50%.

A partir de (4.12), chaque composante du flux statorique crée sa propre composante subséquente de FEM. L'évolution transitoire de la FEM rotorique est due à la présence de la composante naturelle du flux statorique [46, 59].

En substituant l'expression de flux statorique (4.13) dans l'Eq.4.6 et en négligeant le terme ($1/\tau_s$), la FEM rotorique induite est exprimée en fonction de la valeur du creux de tension:

$$\vec{E}_r^{(r)} = \left(\frac{M}{L_s} \hat{V}_g s (1-\rho) e^{j\omega_r t} \right) + \left(-\frac{M}{L_s} \hat{V}_g (1-s) \rho e^{-j\omega_m t} e^{-t/\tau_s} \right) \quad (4.15)$$

Les deux termes entre parenthèses sont deux composantes différentes; la première est en régime permanent, proportionnelle au glissement avec une amplitude et une fréquence constantes. Elle provient de la tension du nouveau régime permanent. La seconde composante représente l'état transitoire. Elle est créée par le flux naturel. Son amplitude pourrait être importante car elle est presque proportionnelle au taux du creux ρ , et sa fréquence est la vitesse électrique du rotor ω_m [59].

La Figure 4.7 donne l'évolution de la FEM induite dans le rotor d'une GADA de 2 MW fonctionnant en mode hyper-synchrone avec un glissement $s = 10\%$ pendant un creux de tension de 50%.

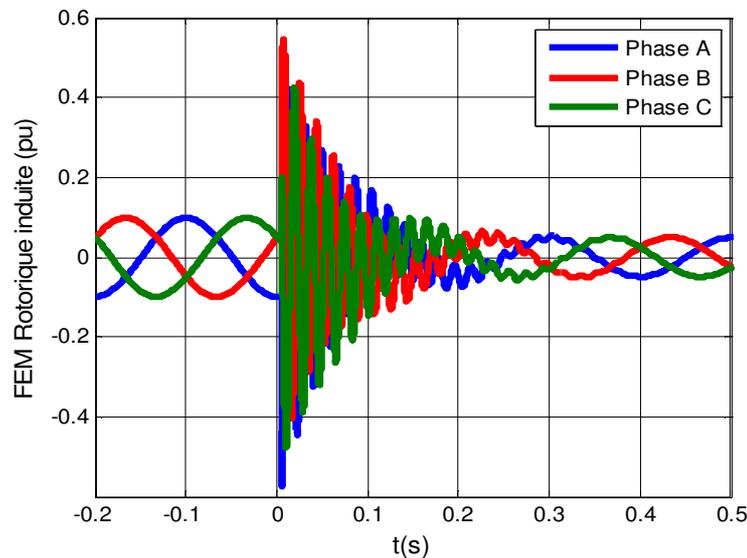


Figure 4.7. Phases de la FEM Rotorique pendant un creux de tension symétrique de 50%.

La Figure 4.7 montre qu'avant le défaut, la FEM induite dans les bornes du rotor a une valeur nominale faible et proportionnelle au glissement 's'. Sa valeur maximale est d'environ 0,1 pu (Eq.4.8) et sa fréquence de glissement est de 5 Hz. Lors d'un creux symétrique, le flux naturel crée une tension très élevée dont l'amplitude diminue d'une manière exponentielle pour atteindre une nouvelle valeur nominale (environ 0,05 pu). L'amplitude maximale est égale à 0,54 pu et n'est atteinte qu'au début du défaut, lorsque la composante du flux naturel est maximale.

4.3.3. Défaut Asymétrique: creux de tension monophasé

Le déséquilibre de tension est défini comme le rapport de la composante de la séquence négative sur la composante de la séquence positive [61]. L'utilisation de la méthode des

composantes symétriques est nécessaire pour l'analyse du comportement de la GADA en cas du déséquilibre de tension [62]. Le déséquilibre considéré en simulation est provoqué par un creux de tension partiel asymétrique monophasé de 50% comme taux ($\rho=0.5$), comme indiqué sur la Figure 4.8:

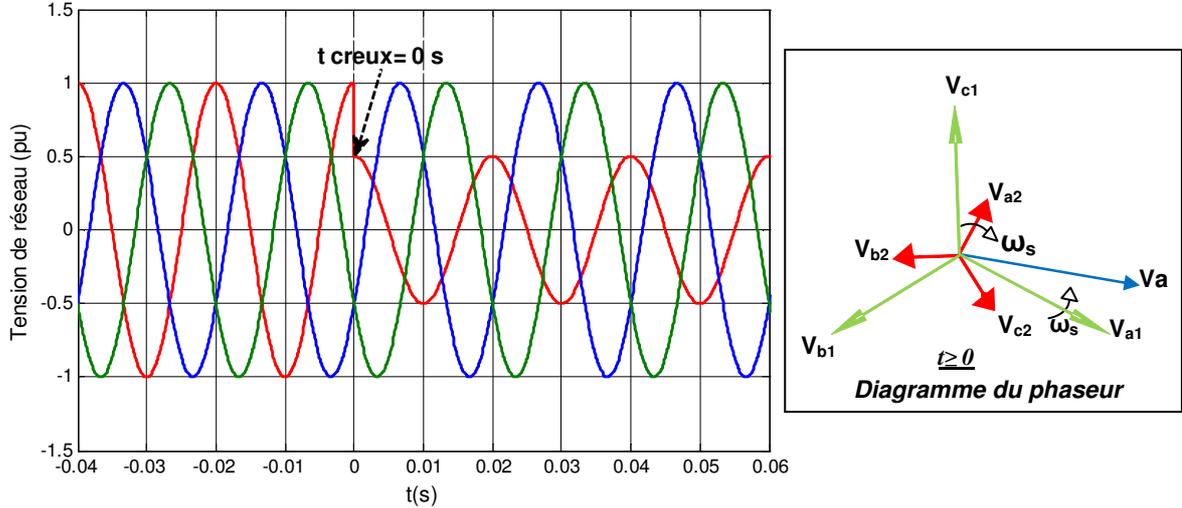


Figure 4.8. Tension du réseau pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu)

Par transformation linéaire complexe, un réseau équilibré peut être représenté par une seule séquence positive (en pu) :

$$\begin{bmatrix} e^{j\Phi} \\ e^{j(\Phi-2\pi/3)} \\ e^{j(\Phi-4\pi/3)} \end{bmatrix} = e^{j\Phi} \begin{bmatrix} 1 \\ a \\ a^2 \end{bmatrix} \quad (4.16)$$

où

Φ est l'angle de déphasage à $t=0$,

$$a = e^{j(2\pi/3)}, \quad a^2 = \bar{a}, \quad a^3 = 1, \quad \text{et } 1 + a + a^2 = 0.$$

Pour un réseau déséquilibré, les trois séquences (positive, négative et homopolaire) sont représentées par trois ensembles de séquences équilibrées. En supposant que les séquences positive et négative ont les mêmes impédances, on peut définir les trois séquences par:

$$\begin{bmatrix} \hat{V}_1 \\ \hat{V}_2 \\ \hat{V}_3 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{V}_g (1-\rho) \\ \hat{V}_g a^2 \\ \hat{V}_g a \end{bmatrix} = \hat{V}_g \begin{bmatrix} 1-\rho/3 \\ -\rho/3 \\ -\rho/3 \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

La séquence positive crée un flux statorique d'amplitude constante tournant dans le sens trigonométrique à la fréquence du réseau. La séquence négative crée également un flux statorique d'amplitude constante tournant à la fréquence du réseau mais dans le sens opposé. La séquence

homopolaire n'a aucune influence.

En négligeant la résistance statorique, les expressions des deux flux sont définies par:

$$\vec{\Phi}_{s1}^{(s)} = \frac{\hat{V}_1 e^{j\omega_s t}}{j\omega_s}, \quad \vec{\Phi}_{s2}^{(s)} = \frac{\hat{V}_2 e^{-j\omega_s t}}{-j\omega_s} \quad (4.18)$$

Le flux naturel peut apparaître au début du creux pour garantir la continuité magnétique. Il aura pratiquement la même expression que celui du cas de creux de tension symétrique:

$$\vec{\Phi}_{sn}^{(s)} = \vec{\Psi}_0 e^{-t/\tau_s} \quad (4.19)$$

L'expression du flux statorique total est donnée par l'association des trois composantes:

$$\vec{\Phi}_s^{(s)} = \frac{\hat{V}_1 e^{j\omega_s t}}{j\omega_s} + \frac{\hat{V}_2 e^{-j\omega_s t}}{-j\omega_s} + \vec{\Psi}_0 e^{-t/\tau_s} \quad (4.20)$$

Comme pour le cas d'un creux de tension symétrique, chaque composante crée sa propre FEM induite dans le circuit rotorique.

Dû à la nature transitoire du flux naturel, l'analyse s'est focalisée sur l'influence de ce flux sur la FEM totale induite dans le rotor. Il est considéré donc comme une perturbation qui affecte les boucles de contrôle des courants rotoriques. Ainsi, en cas d'un creux de tension asymétrique, le flux naturel dépend du taux de creux ρ et du moment (instant) où le défaut se produit [59].

En substituant l'Eq.4.18 dans l'Eq.4.7, les deux FEMs induites par l'expression des séquences positive et négative peuvent être écrites dans le référentiel rotorique comme:

$$\vec{e}_{r1}^{(r)} = \hat{V}_1 \frac{M}{L_s} s e^{js\omega_s t}, \quad \vec{e}_{r2}^{(r)} = \hat{V}_2 \frac{M}{L_s} (2-s) e^{-j(2-s)\omega_s t} \quad (4.21)$$

où

" e_{r1} " a une valeur faible et proportionnelle au glissement "s". Sa fréquence est celle du glissement. " e_{r2} " a une valeur presque multipliée par 2 et sa fréquence est approximativement deux fois supérieure à la fréquence du réseau. Son amplitude peut avoir une valeur élevée si le taux du creux est important [56, 63].

La FEM induite par le flux naturel est exactement la même que celle du creux symétrique (Eq.4.15, partie droite), à l'exception que la valeur initiale du flux naturel dépend du moment où le défaut se produit. Elle peut être exprimée par:

$$\vec{e}_m^{(r)} = -\frac{M}{L_s} j\omega_m \vec{\Psi}_{sn}^{(r)} \quad (4.22)$$

La valeur du $\vec{\Psi}_0$ à $t_0 = 0$ est donc:

$$\begin{cases} \vec{\Phi}_s(t_0^-) = \vec{\Phi}_s(t_0^+) \\ \vec{\Phi}_{sn}(t_0^+) = \vec{\Psi}_0 = \vec{\Phi}_s(t_0^-) - [\vec{\Phi}_{s1}(t_0^+) + \vec{\Phi}_{s2}(t_0^+)] \end{cases} \quad (4.23)$$

On remarque que l'Eq.4.23 est formée d'une soustraction des nombres complexes où l'amplitude du flux naturel dépend du moment du défaut, autrement dit, elle dépend du déphasage entre les flux positif et négatif à l'instant t_0 .

En raison de la direction différente de rotation des deux flux statoriques (positif et négatif), le déphasage de l'un par rapport à l'autre change avec le temps. Par conséquent, l'Eq.4.23 définit l'existence du flux naturel selon le moment du défaut [46, 62]. Deux cas critiques sont donc à distinguer: à $t_0 = 0$ et à $t_0 = T/4$ où T est la période de la tension du réseau.

a) $T_{\text{défaut}} = 0$:

A cet instant, la valeur initiale du flux naturel est nulle. Les flux positif et négatif sont alignés et leur somme est égale au flux avant le défaut comme l'indique l'équation 4.24 ainsi le diagramme de la Figure 4.9 (meilleur des cas):

$$\begin{aligned}\vec{\phi}_s^{(s)}(0^-) &= \frac{\hat{V}_g}{j\omega_s} \\ \vec{\phi}_s^{(s)}(0^+) &= \frac{\hat{V}_g(1-\rho/3)}{j\omega_s} + \frac{-\hat{V}_g(\rho/3)}{-j\omega_s} = \frac{\hat{V}_g}{j\omega_s} \\ \Rightarrow \vec{\Psi}_0 &= 0\end{aligned}\tag{4.24}$$

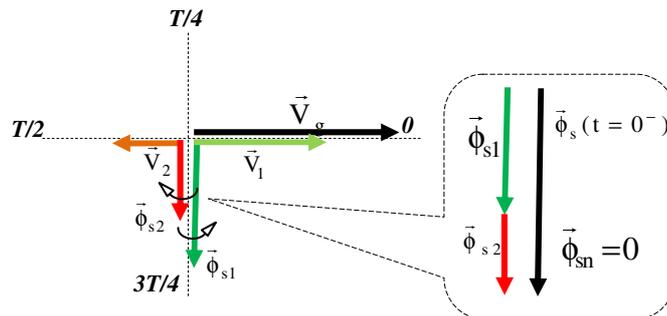


Figure 4.9. Espace vectoriel du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% à $t_0 = 0$

L'absence du flux naturel implique l'absence du régime transitoire lorsque le flux statorique passe à son nouveau régime permanent (Figure 4.10).

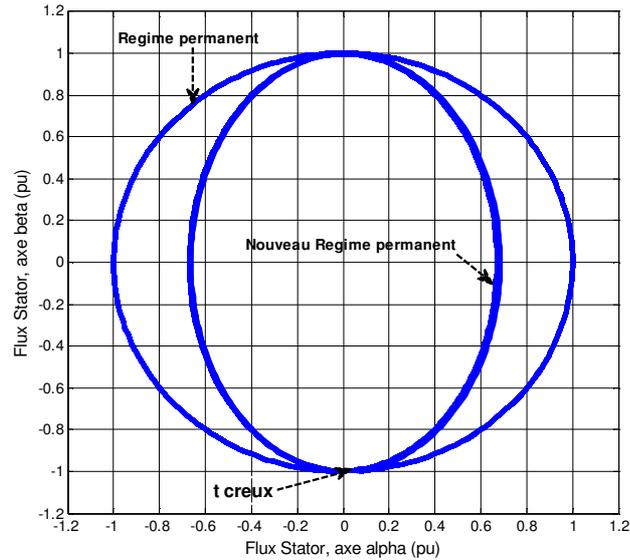


Figure 4.10. Trajectoire du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = 0$

La présence des deux flux tournant à la même vitesse et dans des sens opposés et qui s'ajoutent de manière constructive et destructive deux fois par période donne à la trajectoire du flux statorique une forme elliptique (Figure 4.10).

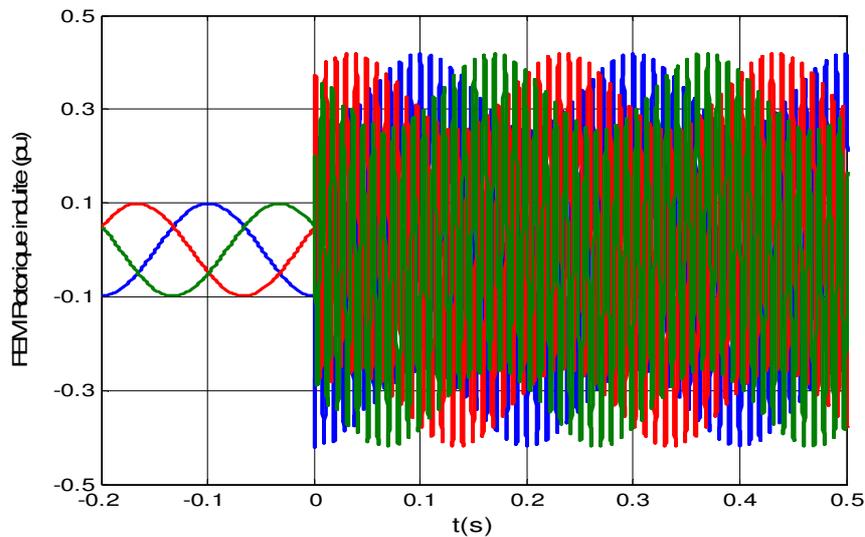


Figure 4.11. Phases de la FEM Rotorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = 0$

Avant l'apparition du creux, la FEM induite dans le rotor est proportionnel au glissement ayant une amplitude et une fréquence constantes. Quand le défaut se produit, L'amplitude augmente considérablement pour atteindre la valeur du nouveau régime permanent (Figure 4.11). Elle représente la somme des tensions induites par le flux positif à 5 Hz (fréquence de glissement) et par le flux négatif à 105 Hz (différence entre la vitesse rotorique et la séquence négative). En absence du flux naturel, La tension sera atteinte sans régime transitoire (crête = 0,43 pu).

b) $T_{\text{défaut}} = T/4$:

L'opposition entre les flux positif et négatif crée un flux naturel avec une valeur initiale maximale. Ces flux s'ajoutent d'une manière destructive comme le montre le diagramme vectoriel de la Figure 4.12 (pire des cas).

Au début du défaut $t_0 = T/4$, la valeur initiale du flux naturel est calculée par:

$$\begin{aligned} \bar{\phi}_s^{(s)}\left(\frac{T^-}{4}\right) &= \frac{\hat{V}_g}{j\omega_s} e^{j\pi/2} \\ \bar{\phi}_s^{(s)}\left(\frac{T^+}{4}\right) &= \frac{\hat{V}_g(1-\rho/3)}{j\omega_s} e^{j\pi/2} - \frac{\hat{V}_g(\rho/3)}{-j\omega_s} e^{-j\pi/2} + \bar{\Psi}_0 \\ \Rightarrow \bar{\Psi}_0 &= \frac{\hat{V}_g(2\rho/3)}{\omega_s} \end{aligned} \tag{4.25}$$

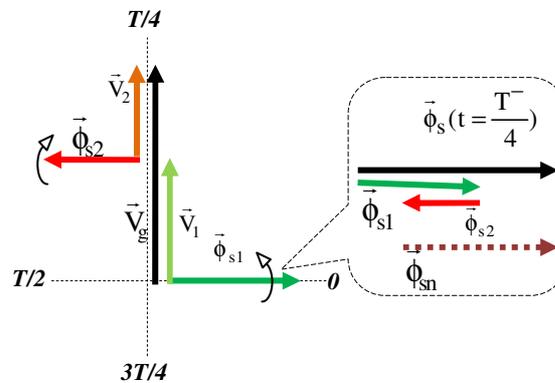


Figure 4.12. Espace vectoriel du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% à $t_0 = T/4$

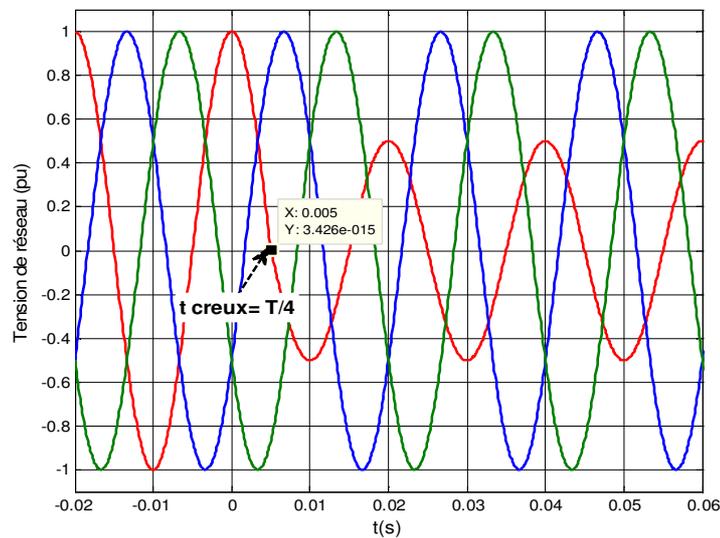


Figure 4.13. Tension du réseau pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = T/4$

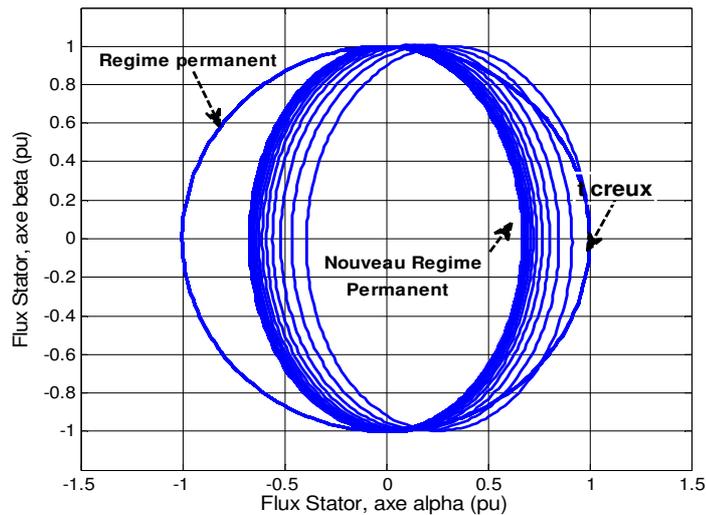


Figure 4.14. Trajectoire du flux statorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = T/4$

A partir de la Figure 4.14, on remarque qu'à l'exception d'un régime transitoire, la trajectoire du flux statorique pendant le défaut ($t_0 = T/4$) a la même forme elliptique que celui de la Figure 4.10. En fait, le flux naturel pousse la trajectoire du flux à être décentrée. Une fois le flux naturel disparu, la trajectoire du flux devient centrée [62].

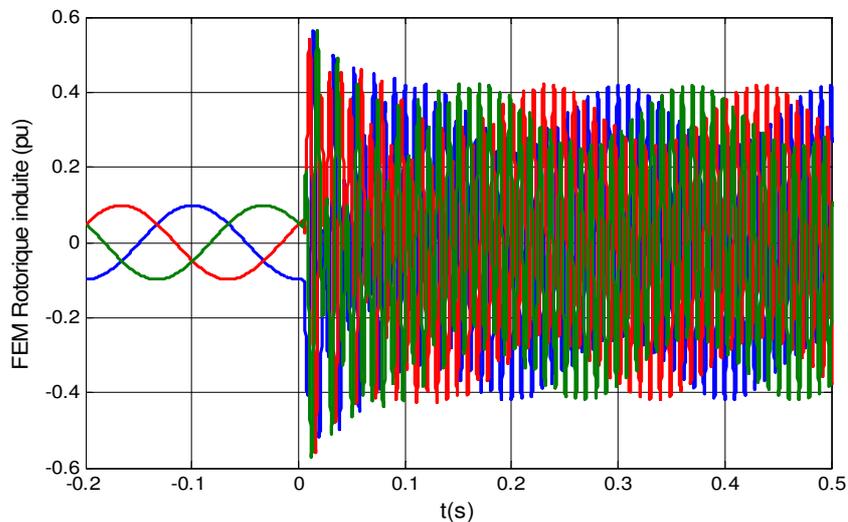


Figure 4.15. Phases de la FEM rotorique pour un creux de tension asymétrique de 50% (en pu) à $t_0 = T/4$

L'allure de la FEM rotorique induite est semblable pour un creux commençant à $t_0 = 0$, à l'exception de la présence d'un régime transitoire (Figure 4.15). Dans ce cas la FEM atteint un pic de 0,58 pu.

4.3.4. Circuits équivalents de la MADA pendant les creux de tension

Afin de maîtriser le comportement de la MADA en régimes transitoire et permanent en cas de défaut de tension, il est nécessaire d'établir son circuit ou modèle équivalent. Lors de l'analyse si le

système reste linéaire durant le défaut de réseau, le principe de superposition peut être alors utilisé (Paragraphe 4.3.1). Alors on peut considérer que pendant un creux de tension, le fonctionnement de la MADA est divisé en comme pour trois machines: naturelle, positive (forcée) et négative (forcée) et du point de vue circuit rotorique, chaque machine possède ses propres propriétés et son propre circuit équivalent.

a) Conception du circuit équivalent de la machine naturelle

La machine naturelle est une machine fonctionnement en mode transitoire avec des états variables transitoires. Son stator est court-circuité ($V_s = 0$, aucune puissance générée) et il n'y a que le flux naturel fixé au stator qui se décroît de façon exponentielle avec une constante de temps statorique (Figure 4.16).

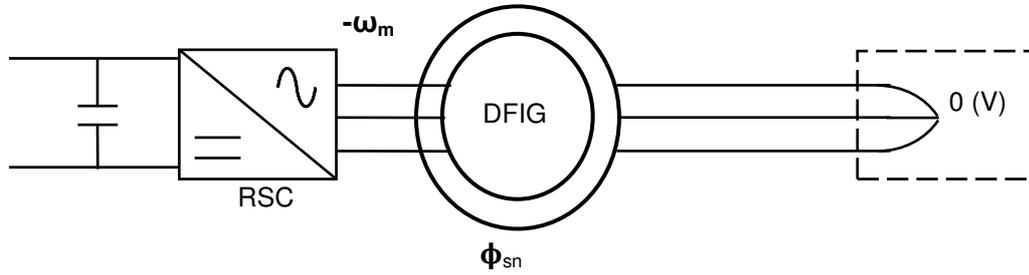


Figure 4.16. Modèle de la machine naturelle

Compte tenu du courant rotorique dans l'Eq.4.5, l'équation dynamique du flux statorique s'écrit alors:

$$\frac{d\vec{\phi}_{sn}^{(s)}}{dt} = -\underbrace{\frac{R_s}{L_s} \vec{\phi}_{sn}^{(s)}}_{e_m^{(s)}} + \underbrace{\frac{M}{L_s} R_s \vec{i}_m^{(s)}}_{\text{Nouveau terme}} \quad (4.26)$$

Dans le référentiel rotorique, l'équation 4.26 sera exprimée par:

$$\frac{d\vec{\phi}_{sn}^{(r)}}{dt} = -(j\omega_m + \frac{1}{\tau_s}) \vec{\phi}_{sn}^{(r)} + \frac{M}{L_s} R_s \vec{i}_m^{(r)} \quad (4.27)$$

En négligeant le terme $1/\tau_s$ et en remplaçant (4.27) dans (4.5), l'expression de la tension rotorique sera donnée par:

$$\vec{V}_r^{(r)} = \underbrace{(R_s + R_r) \vec{i}_m^{(r)}}_{\text{Voltage Drops}} + \underbrace{\sigma L_r \frac{d\vec{i}_m^{(r)}}{dt}}_{\text{Drops}} - j\omega_m \underbrace{\frac{M}{L_s} \vec{\phi}_{sn}^{(r)}}_{e_m^{(r)}} \quad (4.28)$$

Par conséquent, du côté rotorique, le circuit équivalent de la machine naturelle est représenté par:

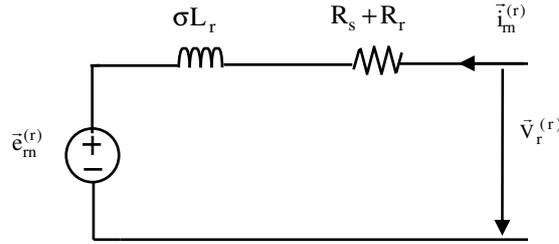


Figure 4.17. Circuit équivalent de la machine naturelle

b) Conception du circuit équivalent de la machine positive

La machine positive (Figure 4.18) est une machine fonctionnant en régime permanent où le stator est alimenté par une tension de la séquence positive du réseau (\vec{v}_1) créant un flux statorique stable ($\vec{\phi}_{s1}^{(s)}$) tournant à la fréquence du réseau (Eq.4.18). Une force électromotrice en régime permanent est induite dans les enroulements rotorique (Eq.4.21).

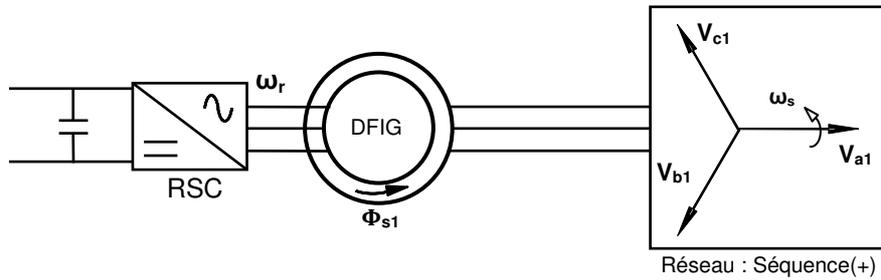


Figure 4.18. Modèle de la machine positive

Le flux statorique est calculé par:

$$\vec{\phi}_{s1}^{(s)} = \left(\frac{1}{1/\tau_s + j\omega_s} \right) (\vec{V}_1^{(s)} + \frac{M}{L_s} R_s \vec{i}_1^{(s)}) \tag{4.29}$$

En négligeant le terme $1/\tau_s$ et en remplaçant (4.29) dans (4.5), l'expression de la tension rotorique sera donnée par:

$$\vec{V}_r^{(r)} = \underbrace{(R_s + R_r) \vec{i}_m^{(r)} + \sigma L_r \frac{d\vec{i}_m^{(r)}}{dt}}_{\text{chute de tension}} - \underbrace{j\omega_m \frac{M}{L_s} \vec{\phi}_{sn}^{(r)}}_{\vec{e}_m^{(r)}} \tag{4.30}$$

Par conséquent, du côté rotorique, le circuit équivalent de la machine positive est représenté par:

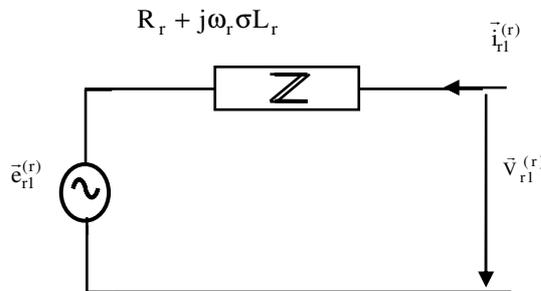


Figure 4.19. Circuit équivalent de la machine positive

c) Conception du circuit équivalent de la machine négative

La machine négative (Figure 4.20) est une machine fonctionnant en régime permanent où le stator est alimenté par une tension de la séquence négative du réseau (\bar{v}_2) créant un flux statorique stable ($\bar{\phi}_{s2}^{(s)}$) tournant à la fréquence du réseau dans le sens contraire de $\bar{\phi}_{s1}^{(s)}$ (Eq.4.18). Une force électromotrice en régime permanent est induite dans les enroulements rotorique (Eq.4.21).

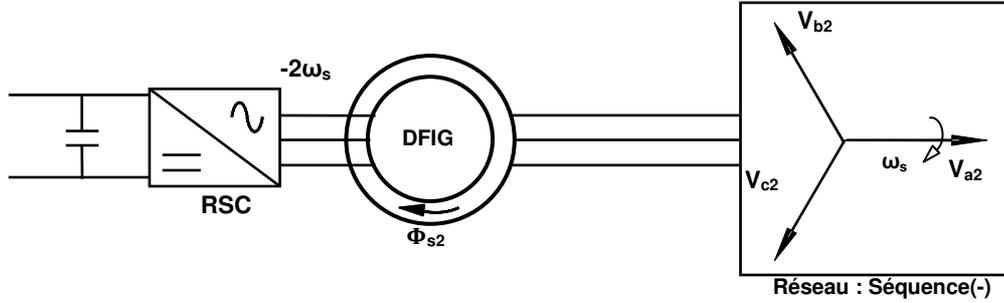


Figure 4.20. Modèle de la machine négative

Le circuit équivalent de la machine négative est exprimé par:

$$\bar{V}_{r2}^{(r)} = \underbrace{(2-s)\frac{M}{L_s}\bar{v}_2^{(r)}}_{e_{r2}^{(r)}} + \underbrace{\left[((2-s)R_s + R_r) + j\omega_r\sigma L_r \right] \bar{i}_{r2}^{(r)}}_{\text{chute de tension}} \quad (4.31)$$

Par conséquent, du côté rotorique pour un petit glissement, le circuit équivalent de la machine négative est représenté par:

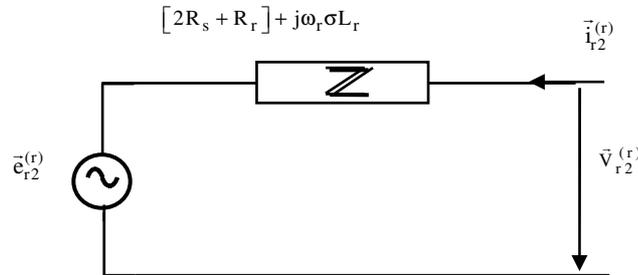


Figure 4.21. Circuit équivalent de la machine négative

4.4. ANALYSE DE L'IMPACT DES CREUX DE TENSION SUR LA STABILITE DE LA STRUCTURE DE COMMANDE DU CONVERTISSEUR CRT: Influence du choix de l'orientation

La commande du CRT de la configuration choisi en chapitre 3 (Figure 3.5) est basée sur l'orientation des courants rotorique dans un référentiel synchrone tournant (d, q), en alignant le vecteur flux statorique sur l'axe d [49, 64]. Deux méthodes d'orientation sont possibles soit par l'estimation directe de l'angle du vecteur flux statorique (OFS) ou par l'estimation de l'angle du vecteur tension du réseau au moyen d'une boucle à verrouillage de phase (OFR) [50]. Ces techniques permettent d'obtenir un contrôle découplé entre les puissances actives et réactives du stator en agissant sur les composantes des courants rotorique (Eq.3.11 et 3.12).

4.4.1. Convertisseur de tension à trois niveaux NPC

Un système de conversion éolien de plusieurs mégawatts nécessite une topologie de convertisseur à plusieurs niveaux. Elle permet la gestion de haute puissance avec des composants standards (semi-conducteurs) et des filtres plus petits, ce qui permet d'utiliser des niveaux de tension plus élevés. Cela est réalisé en organisant un nombre plus élevé de commutateurs que dans les convertisseurs classiques à deux niveaux. En général, le nombre accru de dispositifs de commutation offre des degrés supplémentaires de liberté, qui sont également utilisés pour améliorer les performances et la qualité de la puissance et de la tension de sortie. La topologie de convertisseur de tension la plus courante est celle à trois niveaux NPC [46]. Sa modélisation est décrite par les équations suivantes:

$$\begin{cases} v_{ao} = S_{a1}v_{c1} + S_{a2}v_{c2} \\ v_{bo} = S_{b1}v_{c1} + S_{a2}v_{c2} \\ v_{co} = S_{c1}v_{c1} + S_{a2}v_{c2} \end{cases} \quad (4.32)$$

$$\begin{cases} v_{an} = \frac{v_{c1}}{3}(2S_{a1} - S_{b1} - S_{c1}) + \frac{v_{c2}}{3}(2S_{a2} - S_{b2} - S_{c2}) \\ v_{bn} = \frac{v_{c1}}{3}(2S_{b1} - S_{a1} - S_{c1}) + \frac{v_{c2}}{3}(2S_{b2} - S_{a2} - S_{c2}) \\ v_{cn} = \frac{v_{c1}}{3}(2S_{c1} - S_{b1} - S_{a1}) + \frac{v_{c2}}{3}(2S_{c2} - S_{b2} - S_{a2}) \end{cases} \quad (4.33)$$

$$\begin{cases} i_1 = S_{a1}i_a + S_{b1}i_b + S_{c1}i_c \\ i_z = (S_{a2} - S_{a1})i_a + (S_{b2} - S_{b1})i_b + (S_{c2} - S_{c1})i_c \\ i_2 = -(i_1 + i_z) = -(S_{a2}i_a + S_{b2}i_b + S_{c2}i_c) \end{cases} \quad (4.34)$$

$$\begin{cases} i_{C1} = -i_1 = -S_{a1}i_a - S_{b1}i_b - S_{c1}i_c \\ i_{C2} = i_2 = -S_{a2}i_a - S_{b2}i_b - S_{c2}i_c \end{cases} \quad (4.35)$$

Le modèle donnant la tension de sortie idéale du convertisseur de tension à trois niveaux NPC est illustré par la Figure 4.22:

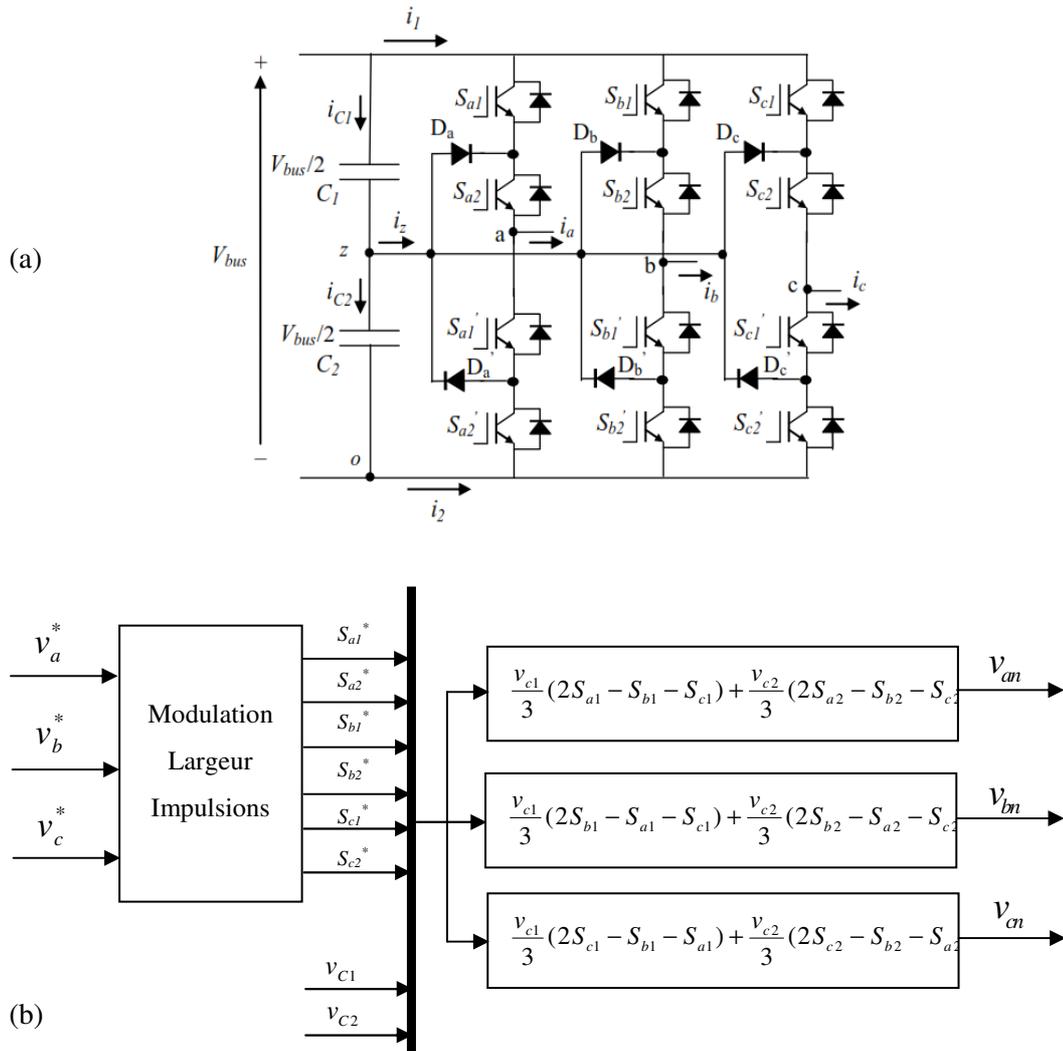


Figure 4.22. Convertisseur de tension à trois niveaux NPC:
 a) Topologie, b) Modèle

4.4.2. Boucle à Verrouillage de Phase (PLL)

Pour estimer avec précision l'angle de la tension du réseau, un bloc PLL utilisant un contrôleur PI. En utilisant les coordonnées (d, q) du vecteur de la tension; sa composante (V_q) doit être synchronisé avec l'axe (q). Cela se fait en changeant l'angle estimé θ_g jusqu'à ce que la composante (V_d) du vecteur de la tension soit éliminée (Figure 4.23).

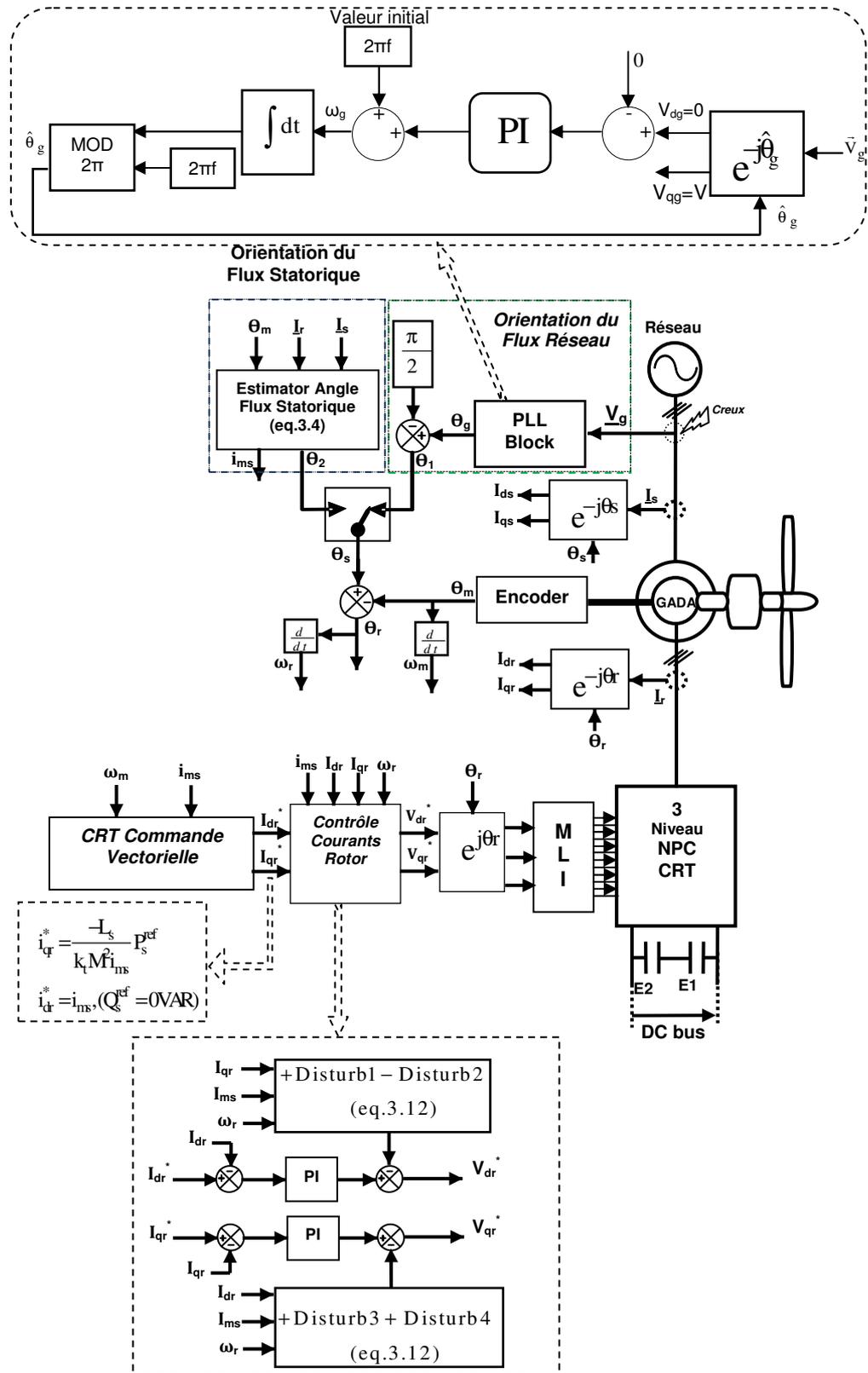


Figure 4.23. Diagramme de la commande vectorielle utilisant deux méthodes d'orientation (OFS&OFR)

4.4.3. Résultats de simulation

La simulation du schéma bloc de la Figure 4.23 est effectuée en supposant que l'éolienne entraîne la génératrice à vitesse fixe en mode hyper synchrone ($s=10\%$). La consigne de puissance active statorique est fixée à 2MW (puissance nominale). La puissance réactive statorique est fixée à zéro (0 VAR) afin de travailler avec un facteur de puissance unitaire. Le convertisseur CRT utilisé est de 3 niveaux NPC de 0,7 MW contrôlé par MLI afin d'améliorer la qualité de l'énergie.

Les tests de simulation considérés ont pour but d'évaluer le comportement de la GADA en fonctionnement normal et lors d'un creux de tension symétrique et asymétrique. Il est à noter que les perturbations qui peuvent affecter les boucles de contrôle du courant rotorique peuvent affecter la stabilité de la structure de commande. Le choix de l'orientation du référentiel OFS et OFR envers la stabilité du système est également effectué.

a) Défaut Symétrique: Creux de tension triphasé partiel

Les résultats de simulation montrent qu'en fonctionnement normal (régime permanent), le comportement de la GADA semble d'être stable et similaire pour les deux méthodes d'orientation (OFS et OFR). Les puissances active et réactive sont bien contrôlées à travers le bon suivi des consignes (Figure 4.24). Les régulateur PI ont pu compenser les termes de couplage et garantissent la stabilité du système. La Figure 4.25 a, illustre la trajectoire du vecteur flux statorique et celle du vecteur de tension de réseau en régime permanent où on remarque que les deux vecteurs tournent à vitesse synchrone avec des positions stables (Figure 4.25 b).

Dans les conditions transitoires, lorsqu'un creux de tension symétrique $gt 50\%$ survient, une FEM rotorique est induite, ce qui produit des nouveaux termes de couplage qui perturbent fortement la structure de commande. Le système revient à son état stable après quelques secondes en raison que la composante forcée de la FEM est facilement compensée par les régulateurs PI. Des oscillations de fortes amplitudes dans les réponses du système sont très apparente en raison de la composante naturelle du flux statorique est difficile à compenser. La composante est de type AC dans le repère (d,q). Elle décroît exponentiellement après quelques minutes avec une constante de temps statorique.

Si l'orientation "OFS" est utilisée, les nouveaux termes de couplage créés par la composante du flux naturel perturbent les boucles de contrôle et engendrent une anomalie qui affecte l'angle du flux statorique à travers l'apparition d'un décalage de phase entre le stator et le rotor.

A partir des Figures 4.24 a, b, c, et d, on remarque que le système est beaucoup plus stable pour une orientation "OFR".

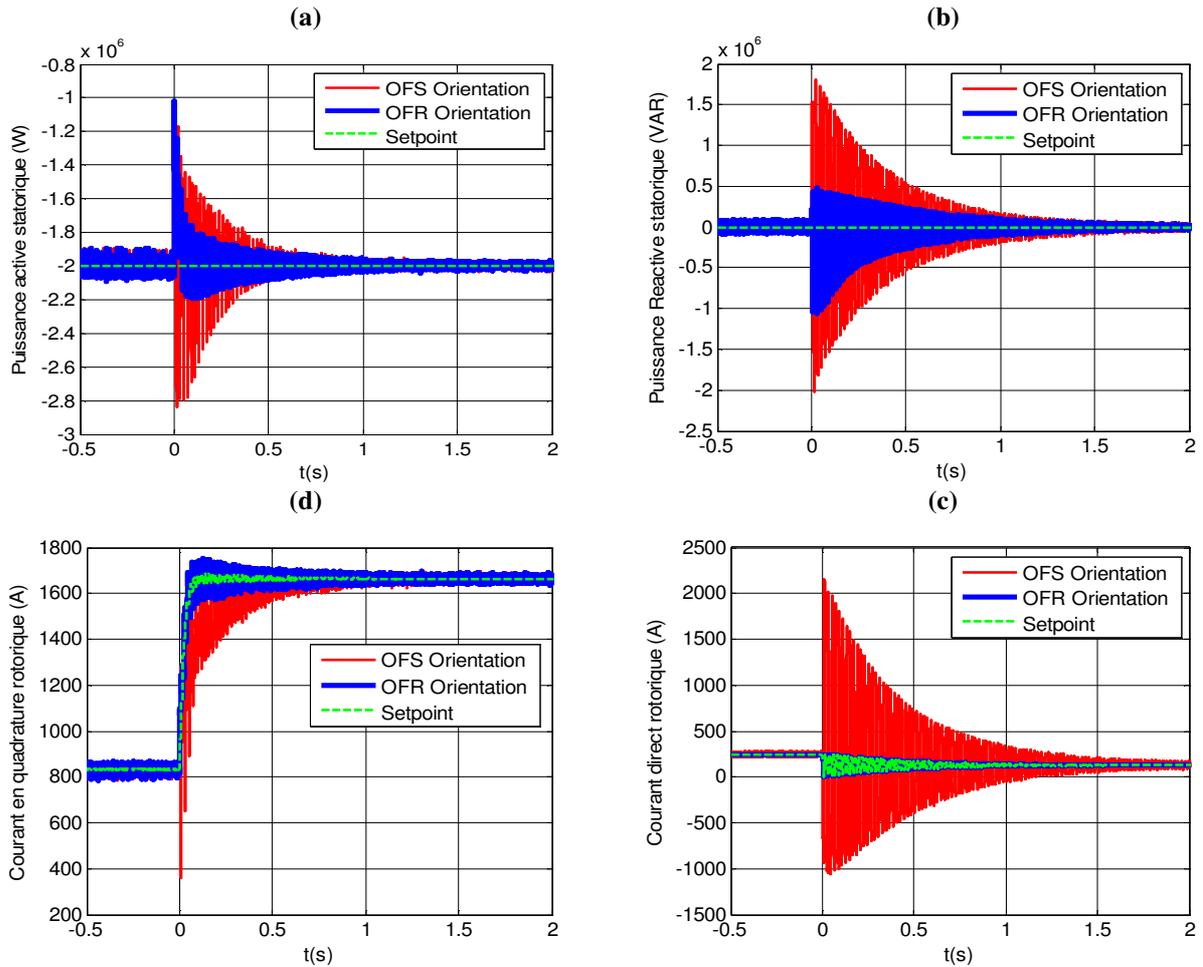


Figure 4.24. Allures de grandeurs à contrôler
 a) Puissance active statorique, b) Puissance réactive statorique.
 c) Courant direct rotorique, d) Courant en quadrature rotorique.

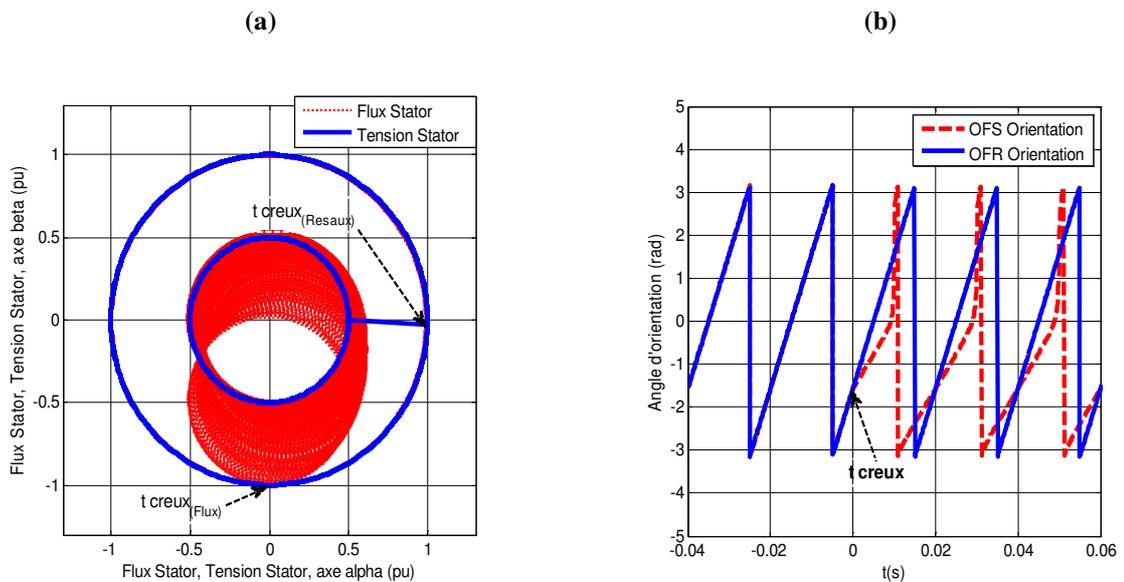


Figure 4.25. Orientation OFS&OFR:
 a) Trajectoire des vecteurs tension et flux statorique
 b) Angles des vecteurs tension et flux statorique

b) Défaut Asymétrique (creux de tension monophasé)

Pour le test du défaut de creux asymétrique, la gérance de l'effet de défaut est difficile (Figure 4.26).

- $T_{\text{défaut}}=0$ (Meilleur cas)

Le réseau devient déséquilibré, le choix de la marge de phase et de la bande passante du contrôleur PI ne permet pas de réguler parfaitement les courants rotoriques. Une FEM négative rotorique (e_{r2}) apparaît suite au flux négatif ($\vec{\phi}_{s2}$) tournant à 105 Hz dans le sens contraire de (e_{r1}). La composante du flux négatif crée un phénomène de deuxième polarisation harmonique à la fois dans le couple électromagnétique, les puissances active et réactive statoriques et les courants rotoriques (Figure 4.26). Sous ce type de creux de tension, deux composantes (positive et négative) des courants rotoriques en régime permanent sont induites dans le circuit rotorique. Les boucles de commande des courants rotoriques sont fortement perturbées par les nouveaux termes induits (Figure 4.26). La composante naturelle de la FEM rotorique peut apparaître à cause de la présence du flux naturel qui dépend de l'instant où le creux apparaît. Deux instants $t_0=0$ et $t_0=T/4$ sont considérés.

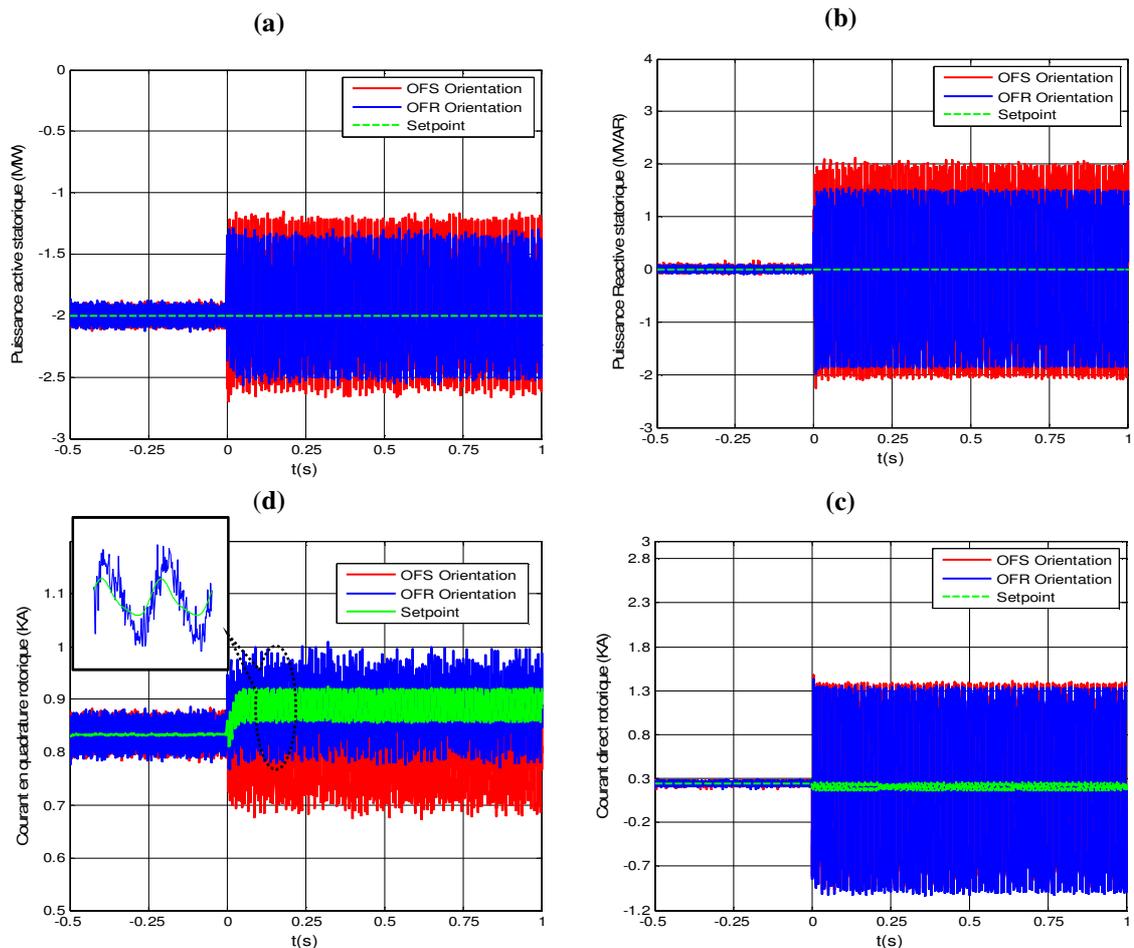


Figure 4.26. Allures de grandeurs à contrôler
 a) Puissance active statorique, b) Puissance réactive statorique.
 c) Courant direct rotorique, d) Courant en quadrature rotorique.

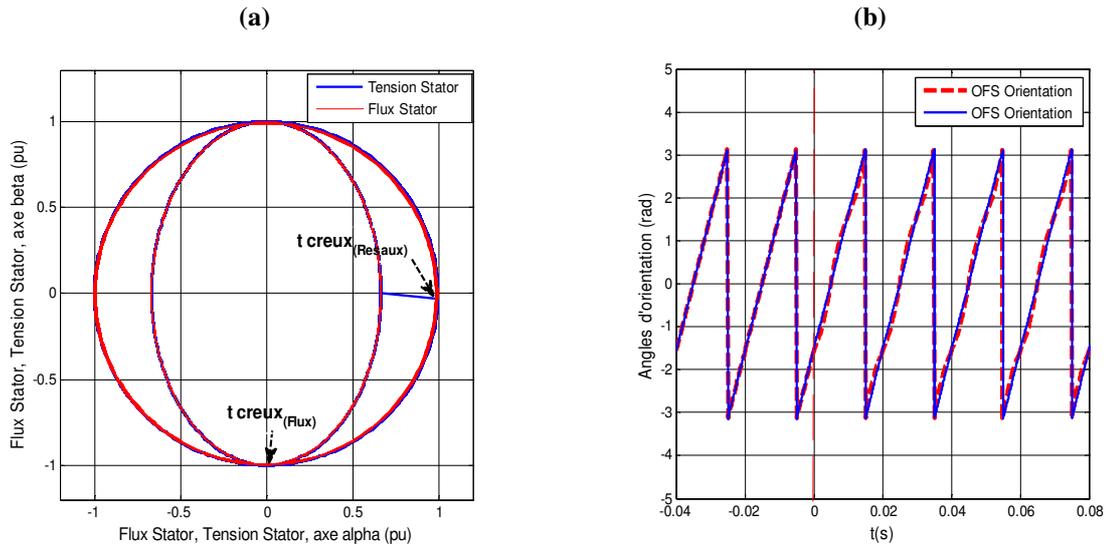


Figure 4.27. Orientation OFS&OFR:

a) Trajectoire des vecteurs tension et flux statorique b) Angles des vecteurs tension et flux statorique

- $T_{\text{défaut}} = T/4$ (Pire cas)

Si le défaut se produit à $t_0 = T/4$, c'est le pire des cas, le flux naturel aura lieu et affecte fortement la stabilité du système.

D'après les figures des angles du flux statorique et de la tension de réseau, on voit clairement l'immunité contre le déséquilibre de l'angle de la tension du réseau. Lorsque l'OFR est choisi, le système reste légèrement stable malgré les oscillations élevées des réponses autour de leurs consignes. Cette différence entre les deux méthodes s'explique par la position solide de l'axe (d) lorsque l'orientation OFR est utilisée. Par contre, dans le cas de l'orientation OFS, la position de l'axe (d) n'est plus stable à cause de l'apparition du flux naturel.

Les résultats montrent clairement l'avantage de la méthode d'orientation "OFR" mais dans le cas du creux asymétrique, la commande vectorielle classique n'est pas assez capable de garantir la stabilité du système éolien à base de la GADA. D'autres techniques de commande vectorielle modifiées sont nécessaires pour augmenter la capacité de l'éolienne à travailler sous des conditions des creux de tension asymétriques.

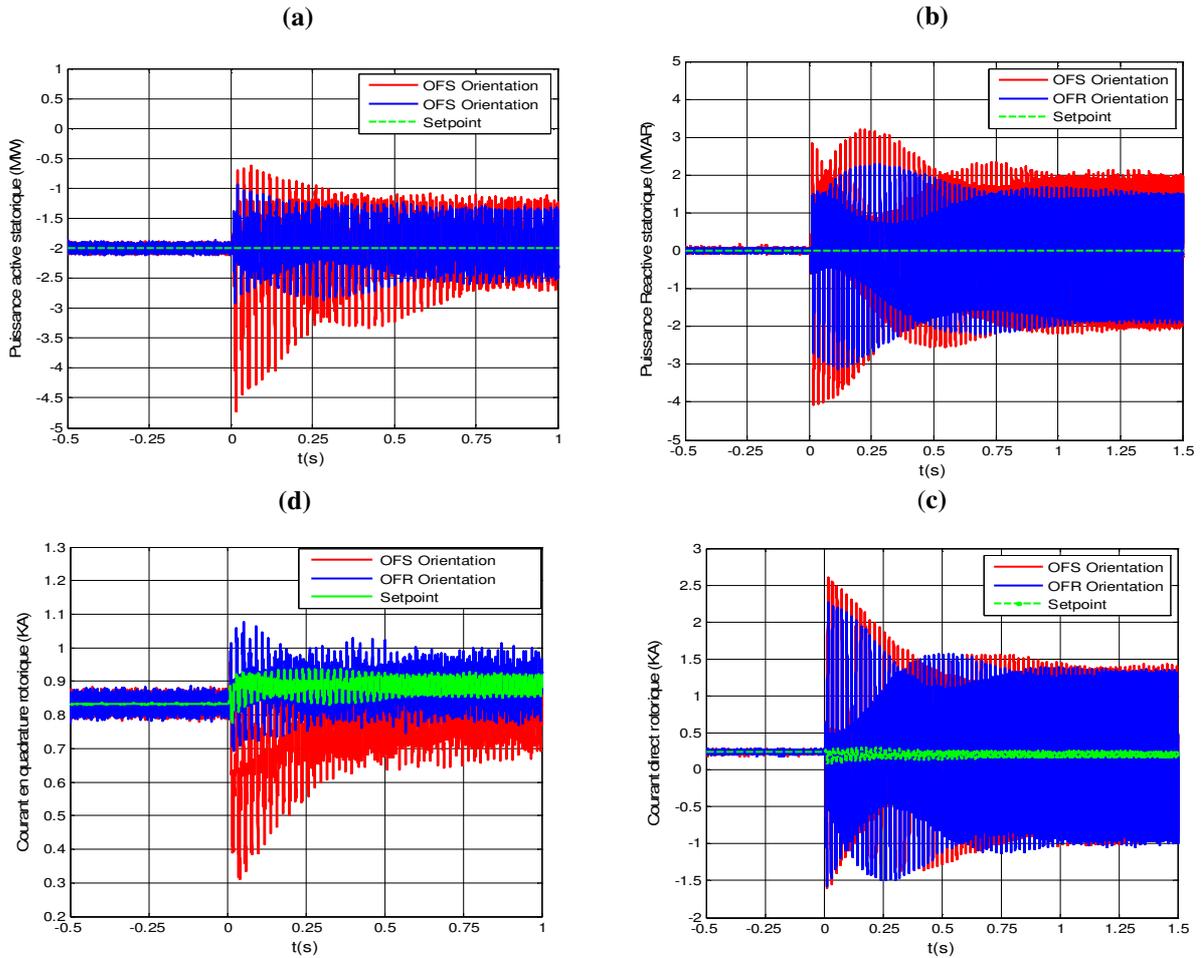


Figure 4.28. Allures des grandeurs à contrôler
 a) Puissance active statorique, b) Puissance réactive statorique
 c) Courant direct rotorique; d) Courant en quadrature rotorique

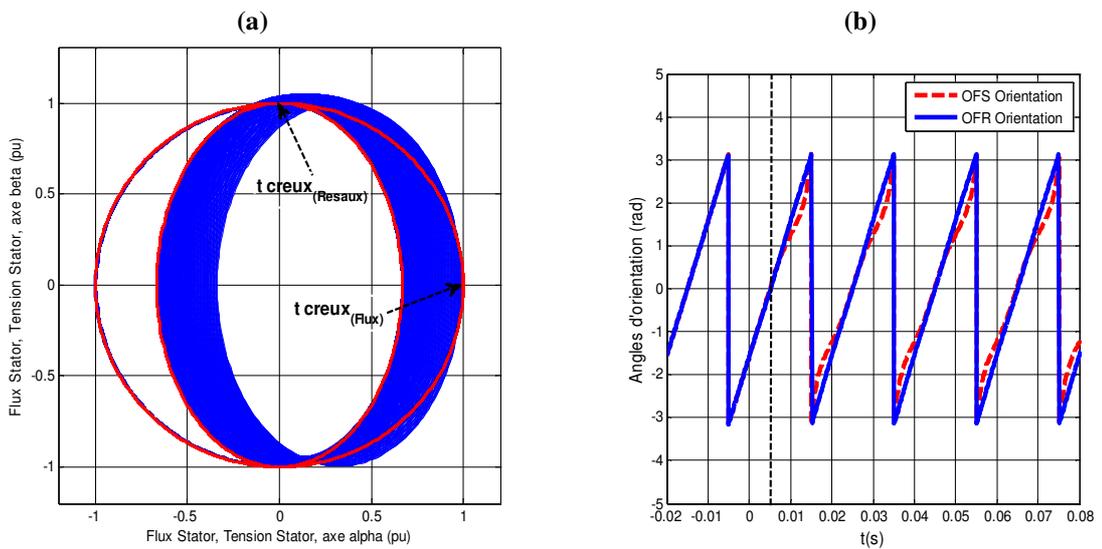


Figure 4.29. Orientation OFS&OFR;
 a) Trajectoire des vecteurs tension et flux statorique, b) Angles des vecteurs tension et flux statorique

4.5. CONCLUSION

La connexion de toute machine électrique au réseau est suivie d'une perturbation ou de creux de tension. La topologie Scherbius considérée a une grande sensibilité aux perturbations du réseau, ce qui présente l'inconvénient du système de conversion éolien à base de la GADA connecté au réseau. L'analyse du comportement de la GADA de 2MW sous les conditions critiques des creux de tension de réseau de formes symétrique et asymétrique nous permet de maîtriser le phénomène.

L'étude du comportement dynamique en boucle ouverte de la GADA intégrée au réseau pendant un fonctionnement normal et lors d'un défaut de réseau est effectuée en supposant que le système est linéaire permettant d'utiliser le principe de superposition. En fonctionnement normal, le flux statorique de la GADA garde sa valeur en régime permanent, par contre lors des creux de tension symétriques ou asymétriques, la GADA est largement perturbée. L'analyse séparément de l'influence de chaque défaut sur le comportement dynamique de la GADA en tenant compte du point de vue du circuit rotorique est effectuée à travers une représentation de la GADA par trois circuits équivalents.

L'étude de la stabilité en boucle fermée de la commande vectorielle sous ces défauts est effectuée à travers une étude comparative entre les deux orientations soit du flux de stator (OFS) ou du flux du réseau (OFR). Les résultats ont montré que l'orientation OFR est meilleure assurant une bonne stabilité au système de conversion éolien à base de la GADA.

CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

Les travaux de recherche présentés dans cette thèse à travers l'étude de la commande des deux principaux systèmes de conversion d'énergie éolienne à vitesse variable:

- Un système autonome basé sur une machine synchrone à aimants permanents (MSAP).
- Un système intégré au réseau, basé sur une machine asynchrone à double alimentation (MADA).

La situation, l'état de l'art et la théorie de l'énergie éolienne sont présentés au premier chapitre où des statistiques récentes sur la production mondiale de l'énergie éolienne sont citées afin d'être au courant de l'actualité de l'industrie éolienne. Également, la structure et les composants de la turbine éolienne, les différents types d'éoliennes, les principes de fonctionnement, les qualités et éventuellement les défauts y sont présentés.

En second chapitre, une étude consacrée à l'utilisation de la technique de commande non linéaire robuste pour une chaîne de conversion éolienne autonome à base d'une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP). La technique de commande robuste est basée sur la linéarisation par retour d'état associée à une loi de commande dérivée de la théorie de Lyapunov où les problèmes de non linéarité du système ainsi que l'incertitude paramétrique sont pris en considération assurant ainsi une robustesse de la commande vis à vis des éventuelles perturbations et permettant d'extraire la puissance maximale dans des conditions de vent stochastiques. Une intégration du système à base de la GSAP au réseau puissant est effectuée, malgré que le système présente des avantages très intéressants, mais il présente un inconvénient majeur concernant le dimensionnement des convertisseurs de puissance qui induit des coûts significatifs surtout dans les gammes de puissance élevées.

En troisième chapitre, une modélisation et commande de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA) intégrée au réseau est effectuée. Une structure de commande vectorielle classique à base des régulateurs PI est réalisée en contrôlant le flux de puissances entre la génératrice et le réseau via les deux convertisseurs côté rotor CRT et côté réseau CRS. Une seconde structure de commande non-linéaire robuste basée sur la théorie de Lyapunov associée à un contrôleur par mode glissant est élaborée pour obtenir plus de robustesse contre les éventuelles perturbations et aux incertitudes paramétriques et assurant la stabilité du système.

En quatrième chapitre, une analyse du comportement dynamique de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA) de 2MW pour un défaut de creux de tension de réseau de formes

symétrique et asymétrique. L'influence de chaque type de défaut sur le comportement dynamique de la GADA du point de vue circuit rotorique est effectuée séparément en considérant trois circuits équivalents de la GADA. L'impact des défauts sur la stabilité de la commande est considérée à travers une étude comparative entre deux méthodes d'orientation, celle du flux statorique (OFS) et du flux de réseau (OFR). Les résultats ont montrés que l'orientation du flux de réseau assure une bonne stabilité de la commande du convertisseur CRT.

Pour la continuation des travaux de recherche en relation avec le thème, on mis les points suivants comme perspectives:

- Réalisation d'un prototype à travers un banc d'essai expérimental pour la validation des différents résultats de simulation obtenus.
- Elaborer les commandes niveau II et niveau III de la configuration choisi de la chaine de conversion éolienne à base de la GADA.
- Etablir une commande robuste tolérante aux défauts pour améliorer la capacité de la LVRT de la GADA lors des creux de tension asymétriques.
- Généraliser l'étude effectuée sur une ferme éolienne de plusieurs méga watts basée sur des GADAs.

Références Bibliographiques

- [1]- Vincent COURTECUISSÉ, "Supervision d'une centrale multi-source à base d'éoliennes et de stockage d'énergie connectée au réseau électrique", Thèse de Doctorat en Sciences, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (ParisTech) 2008.
- [2]- Global Wind Energy Council (GWEC), Global Wind Statistics Report 2016, <www.gwec.net>.
- [3]- Eyhab El-Kharashi, Azmy Wadie Farid, "Accurate assessment of the output energy from the doubly fed induction generators", Energy 2015; 93(Part 1):406–15.
- [4]- Sarker Krishna, Chatterjee Debashis, Goswami SK et al. "An optimized co-ordinated approach for harmonic minimization of doubly fed induction generator connected micro-grid system", International Journal of Electrical Power & Energy Systems 2015; 64:58-70.
- [5]- Djamel Ikni, "Production d'énergie marine: Intégration de la production éolienne offshore dans un bouquet énergétique décentralisé", Thèse de Doctorat en Sciences, Université du Havre, France 2014.
- [6]- Emna. Meharsi et al. "The Wind Energy Conversion System using PMSG Controlled by Vector Control and SMC Strategies", International Journal of Renewable Energy Research, vol. 3, no. 1, pp. 41-50, 2013.
- [7]- F. Poitier, "Etude et commande de génératrice asynchrone pour l'utilisation de l'énergie éolienne – Machine asynchrone à cage autonome – Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau", Thèse de Doctorat d'Etat en Electronique et Génie Electrique, Ecole Polytechnique de l'Université de Nantes, 2003.
- [8]- O. Gergoud, "Modélisation énergétique et optimisation économique d'un système de production éolien et photovoltaïque couplé au réseau et associé à un accumulateur", Thèse de Doctorat en Electrotechnique, Ecole Normale supérieure de Cachan, 2002.
- [9]- B. Boukhezzar, "Les stratégies de commande pour l'optimisation et la régulation de puissance des éoliennes à vitesse variable", Thèse de Doctorat en Sciences, Université Paris XI ORSAY, 2006.
- [10]- Ling PENG, "Reconfiguration du dispositif de commande d'une éolienne en cas de creux de tension", Thèse de Doctorat en Sciences, Université de Lille1, 2010.
- [11]- Fernando D. Bianchi, Hernan De Battista and Ricardo J. Mantz, "Wind turbine control systems", Springer, 2007.
- [12]- Bonneville Environmental Foundation <<http://www.b-e-f.org/>>.
- [13]- <https://www.lenergieenquestions.fr/tag/france-energie-eolienne/>.
- [14]- Urban Green Energy < [http://www.ugei.com/content/eiffel-tower /](http://www.ugei.com/content/eiffel-tower/)>.
- [15]- BOUDIA Sidi Mohammed, "Optimisation de l'Évaluation Temporelle du Gisement Énergétique Éolien par Simulation Numérique et Contribution à la Réactualisation de l'Atlas des Vents en Algérie", Thèse de Doctorat en Sciences, Université de Tlemcen, 2013.
- [16]- I. HAMZAOUI, "Modélisation de la machine asynchrone à double alimentation en vue de son utilisation comme aérogénérateur", Mémoire de magister, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger 2008.
- [17]- C. Gavriluta, S. Spataru, I. Mosincat, C. Citro, I. Candela, P. Rodriguez, "Complete methodology on generating realistic wind speed profiles based on measurements", Int Conf on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'12), Spain, 2012.

-
- [18]- IulianManteanu, AntonetaIuliana, Bratu Nicolas, Antonio Cutululis and Emil Ceanga, "Optimal control of wind energy systems, towards a global approach", Springer, 2008.
- [19]- Mukund R. Patel. "Wind and solar power systems". CRC Press LLC, 1999.
- [20]- D.LE GOURIERE, "Energie éolienne", Editions EYROLLES, pp 28-31.
- [21]- N. LAVERDURE, "Sur l'intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires", Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble 2005.
- [22]- F.D. BIANCHI, H. De BATTISTA, R.J. MANTZ, "Wind turbine control systems, principles, Modelling and Gain Scheduling Design", Springer 2007.
- [23]- S. EL AIMANI, "Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension", Thèse de doctorat, École Centrale de Lille 2004.
- [24]- V. ROGEZ, "Modélisation simplifiée de sources de production décentralisée pour des études de dynamique des réseaux. Application à l'intégration d'une production éolienne dans un réseau de distribution insulaire", Thèse de Doctorat, Université d'Artois 2004.
- [25]- N. Yadaiah, N. Venkata Ramanan "Linearization of multi-machine power system: Modeling and control – A survey", Electrical Power and Energy Systems, vol. 29, no. 4, pp. 297–311, 2007.
- [26]- S. Ghasemi, A. Tabesh and J. Askari-Marnani, "Application of fractional calculus theory to robust controller design for wind turbine generators", IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 29, no. 3, pp. 780-787, 2007.
- [27]- M. R. Tailor and P. H. Bhathawala, "Linearization of nonlinear differential equation by Taylor's series expansion and use of Jacobian linearization process", International Journal of Theoretical and Applied Science, vol. 4, no. 1, pp 36-38, 2011.
- [28]- M. Farmad et al. "Nonlinear controller design for IPC using feedback linearization method", International Journal of Electrical Power & Energy Systems, vol. 44, no. 1, pp. 778-785, 2013.
- [29]- Z. Shi, X. Li, S. Hu, "Direct feedback linearization based control in variable air volume air-conditioning system", Procedia Physics, vol.24, Part B, pp. 1248–54, 2012.
- [30]- M. Bodson and J. Chiasson, "Differential-Geometric Methods for Control of Electric Motors", International Journal of Robust and Nonlinear Control, vol. 8, no. 11, pp. 923–954, 1998.
- [31]- A.Isodori, "Nonlinear control systems", 3rd edn. Springer-Verlag, Berlin 1995.
- [32]- M. Abdelbasset Mahboub et al. "Robust direct power control based on the Lyapunov theory of a grid-connected brushless doubly fed induction generator", Front. Energy, vol. 10, no. 3, pp. 298–307, 2016.
- [33]- H. Abootorabi Zarchi et al. "Hybrid Direct torque and flux regulation of synchronous reluctance motor drives based on input–output feedback linearization", Energy Conversion and Management, vol. 14, no. 1, pp. 71–80, 2010.
- [34]- M. Bouzidi et al. "Hybrid direct power/current control using feedback linearization of three-level four-leg voltage source shunt active power filter", Electrical Power and Energy Systems, vol. 61, no. 2, pp. 629–646, 2014.
- [35]- D. Said et al. "Nonlinear feedback control and torque optimization of a doubly fed induction motor", Journal of Electrical Engineering (JEE), vol. 56, no. 3-4, pp. 57-63, 2005.
- [36]- R. Cheikh et al. "Robust nonlinear control via feedback linearization and Lyapunov theory for permanent magnet synchronous generator-based wind energy conversion system", Front. Energy, (Springer), No. 46, Vol. 12, 2018, Springer, pp 1–12.
-

-
- [37]- Jimoh O. Pedro et al. "Intelligent feedback linearization control of nonlinear electro hydraulic suspension systems using particle swarm optimization", *Applied Soft Computing*, vol. 24, pp. 50–62, 2014.
- [38]- E. Welfonder, R. Neifer, M. Spanner, "Development and experimental identification of dynamic models for wind turbines", *Control Engineering Practice*, vol. 5, no. 1, pp. 63-73, 1997.
- [39]- M. Ababneh and al. "Linearization of nonlinear dynamical systems: A comparative study", *Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering*, vol. 5, no. 6, pp. 567-571, 2011.
- [40]- Yuan-Yih Hsu and Li Wang. "Damping of a parallel AC-DC power System Using PID power system stabilizers and rectifier current regulators", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 3, no. 6, pp. 230-239, 1988.
- [41]- Li Wang and Ping-Yi Lin, "Analysis of a commercial biogas generation system using a gas engine", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 24, no. 1, pp. 230-239, 2009.
- [42]- J. W. Chapman et al. "Stabilizing a multi machine power system via decentralized feedback linearizing excitation control", *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 8, no. 3, pp. 830-838, 1993.
- [43]- L. R. Hunt et al. "Design for multi-input nonlinear systems in differential geometric control theory", *Proceedings MTU 1982*, New York: Birkhauser, pp. 268–98.
- [44]- Mojtaba Alizadeh et al. "A control strategy for the stable operation of shunt active power filters in power grids", *Energy*, vol. 96, pp. 325-334, 2016.
- [45]- Saïd DRID, "Contribution à la Modélisation et à la Commande Robuste d'une Machine à Induction Double Alimentée à Flux Orienté avec Optimisation de la Structure d'Alimentation: Théorie & Expérimentation", Thèse de Doctorat de l'Université de BATNA, 2005.
- [46]- Abad, G et al. "Doubly Fed Induction Machine Modeling and Control for Wind Energy Generation", 1st Edition, IEEE-JohnWiley&Sons, Inc. 2011.
- [47]- Gabriel CIMUCA, "Système Inertiel de Stockage d'Énergie Associe à des Générateurs Eoliens", Thèse de Doctorat de l'École Supérieure d'Arts et Métiers ENSAM, Lille, 2005.
- [48]- Tarak GHENNAM, "Supervision d'une ferme éolienne pour son intégration dans la gestion d'un réseau électrique, Apports des convertisseurs multi niveaux au réglage des éoliennes à base de machine asynchrone à double alimentation", Thèse de Doctorat de L'ÉCOLE CENTRALE DE LILLE, 2011.
- [49]- Pena R et al. "Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable-speed wind-energy generation", *IEE Proc Electr Power Appl*, vol. 143, no. 3, pp. 231-41, 1996.
- [50]- Andreas Petersson. Analysis, "Modeling and Control of Doubly-Fed Induction Generators for Wind Turbines", PhD Thesis, Chalmers University of Technology Göteborg, Sweden 2005.
- [51]- Drid. S, Tadjine. M, and Naït-Saïd. M S, "On Robust Backstepping Vector control for the Doubly Fed Induction Motor", *IET Control Theory & Applications*, vol.1, no. 4, 2007.
- [52]- M. Abdelbasset Mahboub et al. "Robust direct power control based on the Lyapunov theory of a grid-connected brushless doubly fed induction generator", *Front. Energy*, vol. 10, no. 3, pp. 298–307, 2016.
- [53]- Khalil H., "Nonlinear systems", Prentice–Hall, 2ed edition 1996, Printed in USA.
- [54]- Drid. S et al. "The Doubly Fed Induction Generator Robust Vector Control Based on Lyapunov Method", *Transactions on Systems, Signals & Devices* Vol. 4, No. 2, pp. 1-13, 1861-5252/c 2009 TSSD.
- [55]- Ling PENG, "Reconfiguration du dispositif de commande d'une éolienne en cas de creux de tension", Thèse de Doctorat de L'ÉCOLE CENTRALE DE LILLE, 2010.
-

- [56]- Shuai Xiao, Hong lin Zhou, "An LVRT Control Strategy Based on Flux Linkage Tracking for DFIG-Based WECS", *IEEE Trans. Industrial Electronics*, vol. 60, no. 7, pp. 2820-32, 2013.
- [57]- Yu Ling, XuCai, "Rotor current dynamics of doubly fed induction generators during grid voltage dip and rise", *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, Vol. 44, no. 1, pp. 17-24, 2013.
- [58]- J. Morren and S.W. H. de Haan, "Short-Circuit Current of Wind Turbines with Doubly Fed Induction Generator", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 22, no. 1, pp. 174–180, 2007.
- [59]- J. Lopez, P et al. "Dynamic behavior of the doubly fed induction generator during three-phase voltage dips", *IEEE Trans. Energy Convers*, vol. 22, no. 3, pp. 709–17, 2007.
- [60]- Fredrik et Al, "Application of the Superposition Principle to Solar-Cell Analysis", *IEEE Trans. Electron Devices* 1979; ed-26(3).
- [61]- Paul C. Krause and al, "Analysis of Electric Machinery and Drive Systems", 2nd Edition. IEEE-JohnWiley&Sons, Inc. 2002.
- [62]- J. Lopez et al, "Wind Turbines Based on DFIG under Asymmetrical Voltage Dips", *IEEE Trans. Energy Convers*, vol. 23, no. 1, pp. 321–30, 2008.
- [63]- H Geng et al. LVRT, "Capability of DFIG-Based WECS Under Asymmetrical Grid Fault Condition", *IEEE Trans. Industrial electronics*, vol. 60, no. 6, pp. 2495–09, 2013.
- [64]- Dimitrios G et al, "Quantitative and qualitative behavior analysis of a DFIG wind energy conversion system by a wind gust and converter faults", *Wind Energy*, vol. 19, no. 3, pp. 527-46, 2015.

ملخص:

العمل المقدم في إطار هذه الأطروحة يعالج الدراسة والتحكم في نوعين من نظم تحويل طاقة الرياح إلى طاقة كهربائية، واحد ذاتي ذو إستطاعة صغيرة يعمل بمولدة متزامنة ذات مغناطيس دائم، والآخر متصل بالشبكة الكهربائية يعمل بمولدة لامتزامنة مضاعفة التغذية. وعليه لتشغيل سليم للنظام وضمان متانة تجاه مشاكل إرتياب قيم عناصر النظام ومن أجل إستخراج الطاقة القصوى للرياح تم الأخذ بعين الإعتبار تقنيات التحكم المتين اللاخطي المعتمد على نظرية لياپونوف. كذلك تم إجراء دراسة شاملة و مفصلة للسلوك الديناميكي للمولدة اللامتزامنة مضاعفة التغذية من خلال سيناريو لإنخفاض جهد الشبكة الكهربائية بشكليه المتناظر و اللامتناظر. كما تم أيضا إنجاز دراسة مقارنة بين التدفق الثابت (OFS) وتدفق الشبكة (OFR) لإختيار كيفية توجيه المرجع من أجل تمييز الخيار الأفضل تجاه متانة النظم ضد الاضطرابات الناجمة عن الإنخفاضات السالفة الذكر.

كلمات مفتاحية: نظم تحويل طاقة الرياح؛ مولدة متزامنة ذات مغناطيس دائم؛ خطية بإرجاع الحالة؛ لياپونوف؛ تحكم متين؛ مولدة لامتزامنة مضاعفة التغذية؛ إستطاعة فعالة/ رجعية؛ إنخفاض في الجهد.

Résumé: Le travail présenté dans cette thèse traite l'étude de la commande de deux systèmes de conversion d'énergie éolienne, l'un autonome de petite puissance basé sur une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) et l'autre intégré au réseau basé sur une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA). Pour garantir un bon fonctionnement du système et assurer la robustesse vis-à-vis d'incertitudes paramétriques permettant l'extraction maximale de l'énergie du vent, des techniques de commande non-linéaires robustes basées sur la théorie de Lyapunov sont considérées. Aussi, une étude approfondie et compréhensive du comportement dynamique de la génératrice asynchrone à double alimentation est effectué pour un creux de tension symétrique et asymétrique pour deux types d'orientation celle du flux statorique (OFS) et du flux de réseau (OFR).

Mots clés : *Système de Conversion d'Energie Eolienne; Génératrice Synchrone à Aimants Permanents; Linéarisation par retour d'état; Lyapunov; Commande Robuste; Génératrice Asynchrone à Double Alimentation; Puissance Active/Réactive; Creux de tension.*

Abstract: The work presented in this thesis deals with the study and control of two wind energy conversion systems, a standalone small scale WECS-based Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG) and a grid-connected WECS-based Double Fed Induction Generator (DFIG). In order to properly operate the system and ensure robustness against the problems of uncertainty to extract the maximum wind power, the robust nonlinear control techniques based on the Lyapunov theory have been investigated. Moreover, a comprehensive and detailed study of the dynamic behavior of the Asynchronous Double Fed Induction Generator (DFIG) was carried out in cases of symmetric and asymmetric grid voltage dips. A comparative study between stator flux orientation (OFS) and grid flux orientation (OFR) was also completed to identify the best option for the robustness of the system against the disturbances caused by the grid dips mentioned above.

Keywords: *Wind Energy Conversion System; Permanent Magnet Synchronous Generator; Feedback Linearization Control; Lyapunov; Robust Control; Double Fed Induction Generator; Active/Reactive Power; Voltage dip.*

Annexe A

Les données de simulation :

- Les paramètres de la chaîne de conversion éolienne basée sur la machine synchrone à aimants permanents sont:

Vitesse du vent stochastique	$\left\{ \begin{array}{l} \Phi(\omega) = \frac{K_v}{(1 + (\omega T_v)^2)^{5/6}} \dots\dots(\text{spectre de Von Karman}) \\ \Phi(\omega) = \frac{K_v}{(1 + \omega T_v)^{5/3}} \dots\dots\dots(\text{spectre de Kaimal}) \end{array} \right.$ <p>ω: pulsation de la turbulence, $K_v = 0.475\sigma_v^2 \frac{L_v}{V_m(z)}$, $T_v = \frac{L_v}{V_m(z)}$,</p> <p>$\sigma_v \frac{\sigma_v}{V_m(z)} \cong \frac{1}{\ln(z/z_0)}$,</p> <p>$L_v \in [100\text{m} \ 330\text{m}]$ est la longueur de corrélation de turbulence.</p> <p>V_m: la vitesse moyenne du vent (7m/s).</p> <p>$\sigma_v \in [0.1 \ 0.2]$ est l'intensité de la turbulence.</p> <p>z: est l'hauteur depuis la terre.</p> <p>z_0: est la rugosité.</p>			
Rotor de la turbine	Système d'entraînement	MSAP (3KW)	Paramètres de la Commande	
R = 2.5 m $\rho = 1.25 \text{ kg/m}^3$	$\eta=1, i = 7$ $J_h=0.0552 \text{ kg.m}^2$	$p = 3, R_s = 3.3 \ \Omega,$ $L_d = 0.0416 \text{ H}$ $L_q = 0.0416 \text{ H},$ $L_L = 0.08 \text{ H}$ $\Phi_m=0.4382 \text{ Wb.}$ $V_s = 380 \text{ V}$	Commande Linéaire	$K_1=100$ $K_2=4000$
Paramètres du coefficient de couple			Commande Robuste	F=5000
$q_0=0.0061, q_1=-0.0013,$ $q_2=-9.7477*10^{-4}$				

- Les paramètres de la chaîne de conversion éolienne basée sur la machine asynchrone à double alimentation sont:

Puissance nominale	$P_n=7.5 \text{ KW}$
Résistance statorique	$R_s=0.455 \Omega$
Résistance rotorique	$R_r=0.62 \Omega$
Inductance cyclique statorique	$L_s=0.084 \text{ H}$
Inductance cyclique rotorique	$L_r=0.081 \text{ H}$
Inductance mutuelle	$M_{sr}= 0.078 \text{ H}$
Nombres de paires de pôles	4
Résistance du filtre	$R_f = 0.5 \Omega$
Inductance du filtre	$L_f = 10 \text{ mH}$
Capacité bus continu	$C = 2.5 \mu F$

- Les paramètres de la machine asynchrone à double alimentation de 2 MW sont :

En régime Nominal	$S_n = 2.0 \text{ MVA}$, $f_n = 50 \text{ Hz}$, $V_{sn} = 690 \text{ V}$ (ligne-ligne, rms), $I_{sn}=1760 \text{ A}$ (rms), $V_m= 2070 \text{ V}$ (Ligne-to-ligne, rms), $E_1=E_2=600 \text{ V}$, Quatre pôles.
Connection (stator/rotor)	Y –Y
Rapport des nombres des tours	$N_s/N_r= 0.34$
Résistance statorique	$R_s = 2.6 \text{ m}\Omega$
Inductance de fuite statorique	$L_{\sigma s} = 87 \text{ mH}$
Résistance rotorique	$R_r= 26.1 \text{ m}\Omega$
Inductance de fuite rotorique	$L'_{\sigma r}= 783 \text{ mH}$
Inductance de magnétisation	$L_m = 2.5 \text{ mH}$
Puissance de base	$S_b = 2 \text{ MVA}$
fréquence de base	$f_b = 50 \text{ Hz}$
Tension statorique de base (valeur max)	$V_{sb} = 563.4 \text{ V}$

Annexe B

La fonction de transfert du model simplifié (Eq.3.12) avec un bloqueur d'ordre zéro (ZOH) est:

$$H(s) = \frac{\frac{K}{t}(1-e^{-hs})}{(1+\frac{1}{t})s}, \text{ ou : } K=1/R_r, \tau=\sigma L_r/R_r \text{ et } h \text{ est le temps d'échantillonnage } (h=10^{-4} \text{ s}).$$

La version discrete est:

$$H(z^{-1}) = K(1-z^{-1}) \frac{(1-e^{-\frac{h}{\tau}})z^{-1}}{(1-z^{-1})(1-e^{-\frac{h}{\tau}}z^{-1})} \rightarrow H(z) = \frac{K(1-e^{-\frac{h}{\tau}})}{z-e^{-\frac{h}{\tau}}}.$$

Un contrôleur PI discret est proposé avec la forme suivante:

$$PI(z) = K_p(K_i h + 1) \frac{z - \frac{1}{(K_i h + 1)}}{z - 1}$$

On fait le choix de $K_i = (e^{-\frac{h}{\tau}} - 1) / h$ pour éliminer la dynamique lente du système.

La fonction de transfert en boucle fermée est:

$$H_{cl} = \frac{K(1-e^{-\frac{h}{\tau}})K_p(K_i h + 1)}{z - 1 + K(1-e^{-\frac{h}{\tau}})K_p(K_i h + 1)}$$

On peut choisir la réponse comme un système linéaire de premier ordre avec une constante de temps désirée $t_{des}=1$ ms alors K_p doit vérifier l'équation suivante :

$$e^{-\frac{h}{t_{des}}} = 1 - K(1-e^{-\frac{h}{\tau}})K_p(K_i h + 1)$$

$$\text{Ainsi } K_p = \frac{(1 - e^{-\frac{h}{t_{des}}})}{K(1 - e^{-\frac{h}{\tau}})(K_i h + 1)}$$

Contributions Scientifiques

Publications

1. **Ridha Cheikh**, Arezki Menacer, L. Chrifi-Alaoui, Said Drid, "Robust nonlinear control via feedback linearization and Lyapunov theory for permanent magnet synchronous generator- based wind energy conversion system", journal *Frontiers in Energy* spring, No. 46, Vol. 12, 2018, Springer, pp 1–12.
<https://link.springer.com/article/10.1007/s11708-018-0537-3>
2. **Ridha Cheikh**, Arezki Menacer, Said Drid, Tiar. Mourad, "Application of fuzzy logic control algorithm as stator power controller of a grid-connected doubly fed induction generator", *Frontiers in Energy*, March 2013, Vol 7, Issue 1, pp 49-55, Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
<https://link.springer.com/article/10.1007/s11708-012-0217-7>
3. **Ridha Cheikh**, Arezki Menacer, Said Drid, "Robust control based of the Lyapunov theory of a grid connected doubly fed induction generator", *Frontiers in Energy*, June 2013, Vol 7, Issue 2, pp 191-196, Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
<https://link.springer.com/article/10.1007/s11708-013-0245-y>

Conférences

1. **Ridha Cheikh**, Arezki Menacer, Hocine Belmili, "Transient Behavior Analysis for a 2 MW Grid-Connected DFIG-based WECS under Partial Symmetrical Voltage Dips", *IEEE Proceedings of the 9th IEEE GCC CONFERENCE & EXHIBITION*, Manama, Bahrain, 8-11 May **2017**.
2. **Ridha Cheikh**, Said Drid, Arezki Menacer, Mourad Tiar, "Fuzzy Logic Control Algorithm of Grid Connected Doubly Fed Induction Generator driven by Vertical Axis Wind Turbine in Variable Speed", *IEEE Proceedings of the 3rd International Conference on Systems and Control, ICSC'2013 Algiers, Algeria*, October 29-31, **2013**.
3. **Ridha Cheikh**, Said Drid, Arezki. Menacer, "The Doubly Fed Induction Generator Powers Flow Control in Variable Speed", *6th International Conference on Electrical Engineering* 11- 13 pp 432-436 Batna, October **2010**, Algeria.