

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبو بكر بلقايد - تلمسان

Université Aboubakr Belkaïd – Tlemcen –

Faculté de TECHNOLOGIE



MEMOIRE

Présenté pour l'obtention du **diplôme** de **MASTER**

En : Electrotechnique

Spécialité : Commandes électriques

Par : HANBLI Fatima Zahra et LAIDOUNI Narimane

Sujet

Commande robuste d'une génératrice synchrone à aimant permanent (GSAP) utilisée dans une chaîne éolienne

Soutenu publiquement, le 23 / 06 / 2025, devant le jury composé de :

M. BRIKCI NIGASSA Mohammed Amine	MAA	Université de Tlemcen	Président
Mme. KELKOUL Bahia	MCB	Université de Tlemcen	Examinatrice
M. LAZREG Mohamed Haithem	MCA	Université de Tlemcen	Encadreur
M. DRIS Younes	MCB	Université de Tlemcen	Co-Encadreur

Année universitaire : 2024 / 2025

Production scientifique

Dans le cadre de ce projet de fin d'études, pour l'obtention de diplôme master en électrotechnique (option commandes électriques) une synthèse des résultats obtenus a été présentée sous forme d'un article scientifique soumis à une revue indexé en Scopus et deux communications (nationale et internationales). Ces travaux sont effectués au sein de l'université de Tlemcen.

PUBLICATION INTERNATIONALE

“Hybrid PSO-SMC Strategy for Enhanced Robustness and Energy Efficiency in PMSG-Based Wind Energy Conversion Systems,” *ELEKTROTEHNIŠKI VESTNIK (indexé en Scopus)*, en cours de révision, Depuis 22 Mars 2025.

[À ce jour, l'article est en phase de révision par les évaluateurs, ce qui constitue une reconnaissance préliminaire de la pertinence de notre approche].

COMMUNICATION INTERNATIONALE

“Sliding mode control design for permanent magnet synchronous generators-based wind turbines,” *3rd International Conference on Trends in Advanced Research*, Turkey, April 04-05, 2025.

COMMUNICATION NATIONALE

“High-performance mppt of permanent magnet synchronous generators using sliding mode control,” *The First National Conference on Renewable Energies and Advanced Electrical Engineering NC-REAAE'25*, University of M'Sila, Mai 06-07th, 2025.

Dedicaces

Avec l'aide de ALLAH tout puissant, qui a facilité ce parcours, qui m'a donné la force, la patience pour achever ce projet. Qui est le véritable donateur du succès .C'est par Sa volonté que j'ai pu surmonter les défis et avancer vers cet objectif. :

- À mes très chers parents Ayachi et Rachida, Pour leur soutien inébranlable, leurs encouragements constants et leur confiance en moi à chaque étape de mon parcours. Vous êtes la source de ma réussite, et chaque effort que vous avez fourni me pousse à toujours donner le meilleur.
- À mon frère mohamed , ainsi qu'à et mes sœurs .
- À mes nièces hamza ,oussama,ilyes,youcef.
- A mes chers amis de longue date : Ilyes,Assia Pour leurs moments de partage, leurs encouragements et leur présence constante. Chaque échange a enrichi mon parcours et m'a permis de surmonter les défis rencontrés..
- À toute la famille HANBLI,et tous mes proches .

HANBLI Fatima Zahra
Tlemcen, le 29 Mai 2025

J'Avant tout, je rends grâce à ALLAH Tout-Puissant, pour les bénédictions dont Il m'a comblé tout au long de ma vie et dans la réalisation de ce projet.

- J'adresse également ma plus profonde gratitude à ma mère et à mon père pour leur soutien indéfectible, ainsi que mon frère et mes sœurs pour leur présence constante à mes côtés
- Je remercie aussi tous mes amis qui ont partagé ce parcours avec moi, en particulier Amina et Sara.

LAIDOUNI Narimane
Tlemcen, le 29 Mai 2025

Remerciements

Ce document présente les travaux réalisés dans le cadre de notre projet de fin d'études de Master au sein du Département de Génie Électrique et Électronique de la Faculté de Technologie de l'Université Abou Bekr Belkaïd de Tlemcen.

En premier lieu, nous tenons à exprimer toute notre gratitude à nos encadrants, Mr LAZREG Mohamed Haithem et Mr DRIS Younes, Maîtres de Conférences à l'Université Abou Bekr Belkaïd de Tlemcen, pour leur accompagnement tout au long de ce travail. Nous les remercions chaleureusement de nous avoir fait bénéficier de leur expertise, de leurs conseils éclairés et de leur soutien constant, qui ont été essentiels pour la réalisation de ce projet.

Nous témoignons également notre profonde reconnaissance aux membres de notre jury de soutenance.

Nous sommes particulièrement honorés par la présence de Mr BRIKCI NIGASA Mohammed Amine, qui a accepté de présider ce jury ; qu'il trouve ici l'expression de notre respect et de notre reconnaissance.

Nous adressons également nos sincères remerciements à Mme KALKOUL Bahia pour l'intérêt porté à notre travail ainsi que pour ses remarques constructives et ses précieux commentaires lors de l'évaluation de notre mémoire.

Nous remercions vivement Mr BOUMEDIENE Abdelmadjid, chef du département de Génie Électrique et Électronique de la Faculté de Technologie de l'Université Abou Bekr Belkaïd de Tlemcen, pour son appui, sa disponibilité et sa gentillesse.

Nos remerciements s'adressent également à tous les enseignants du département pour leur engagement et leur dévotion dans la formation dispensée tout au long de notre cursus universitaire.

Enfin, nous tenons à remercier toutes les personnes qui, de près ou de loin, ont contribué à la réussite de ce travail. Que chacune et chacun trouve ici l'expression de notre profonde gratitude.

HANBLI Fatima zahra LAIDOUNI Narimane
Tlemcen, le 29/05/2025

TABLE DES MATIÈRES

PRODUCTION SCIENTIFIQUE	1
DEDICACES 1	2
DEDICACES 2	3
REMERCIEMENTS	4
TABLE DES MATIÈRES	9
NOMENCLATURE	14
GLOSSAIRE	15
INTRODUCTION GÉNÉRALE	1
I MODÉLISATION DU SYSTÈME DE CONVERSION ÉLECTROMÉCANIQUE	4
I.1 INTRODUCTION	5
I.2 STRUCTURE DE LA CHAÎNE DE CONVERSION	5
I.3 CONSTITUTION D'UNE ÉOLIENNE	6
I.3.1 Modes de fonctionnement d'une éolienne selon la vitesse du vent	7
I.3.1-a Mode de démarrage (Cut-in wind speed)	7
I.3.1-b Mode de production nominale (Rated wind speed)	7
I.3.1-c Mode d'arrêt de sécurité (Cut-out wind speed)	8
I.3.2 Rendement maximal de conversion de l'énergie cinétique du vent par une turbine (Loi de Betz)	8
I.3.3 Hypothèses simplificatrices	10
I.3.4 Modèle de la turbine	10
I.3.4-a Puissance mécanique de la turbine	11
I.3.4-b Coefficient de puissance	11
I.3.4-c Modèle du multiplicateur	12
I.3.4-d Modèle de l'arbre de transmission	12
I.3.4-e Stratégies de commande de la turbine éolienne	13
I.4 GÉNÉRATRICE SYNCHRONNE A AIMANT PERMANENT	14
I.4.1 Principe et modes de fonctionnement	14
I.4.2 Avantages et Inconvénients d'utilisation de la machine synchrone à aimants permanents	15

I.4.3	Hypothèses simplificatrices	15
I.4.4	Modélisation de la MSAP dans le repère naturel ABC	15
I.4.4-a	Equations électriques	16
I.4.4-b	Equation mécanique	17
I.4.4-c	Equation électromagnétique	17
I.4.5	Equations de MSAP dans le référentiel (d,q)	17
I.4.5-a	Equation électriques	18
I.4.5-b	Equation mécanique	18
I.4.5-c	Equation électromagnétique	18
I.4.6	Modèle d'état de la GSAP	18
I.5	MODÉLISATION DU CONVERTISSEUR COTÉ RÉSEAU	19
I.6	MODÉLISATION DU CONVERTISSEUR COTÉ MACHINE	19
I.7	STRATÉGIE DE LA COMMANDE À MLI	20
I.8	CONCLUSION	21
II COMMANDE VECTORIELLE DE LA GÉNÉRATRICE SYNCHRONE À AIMANTS PERMANENTS		22
II.1	INTRODUCTION	23
II.2	PRINCIPE DE LA COMMANDE VECTORIELLE	23
II.2.1	Régulation et découplage de la commande vectorielle	24
II.3	MODÈLE DE LA MACHINE COMMANDÉE	25
II.3.1	Introduction des variables de commande V_{d1} et V_{q1}	25
II.3.2	Définition des tensions électromotrices e_{emd} et e_{emq}	25
II.3.3	Équations simplifiées après découplage	25
II.4	RÉGULATION DES COURANTS i_d ET i_q	26
II.4.1	Régulateur de courant i_d	26
II.4.2	Régulateur de courant i_q	27
II.5	RÉGULATION DE VITESSE Ω DE LA MPPT	28
II.6	PITCH CONTROL	29
II.7	RÉGULATION DES COURANTS DU CÔTÉ RÉSEAU	30
II.8	RÉGULATION DE LA PUISSANCE RÉACTIVE Q	31
II.9	RÉGULATION DE LA TENSION DU BUS CONTINU (V_{dc})	32
II.10	APPLICATION DE LA COMMANDE VECTORIELLE À LA GSAP	33
II.11	RÉSULTATS DE SIMULATION	34
II.11.1	Profile du vent fixe	34
II.11.2	Profile du vent variable	38
II.12	CRÉATION D'UNE INTERFACE GRAPHIQUE AVEC MATLAB GUIDE	43
II.12.1	Étude sous Interface Graphique 'GUI' réalisée sous MATLAB	44
II.13	TEST DE ROBUSTESSE DE LA COMMANDE VECTORIELLE	45
II.14	CONCLUSION	47
III APPLICATION DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT À LA GSAP		48
III.1	INTRODUCTION	49
III.2	DÉFINITION DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT	49

III.3 AVANTAGES ET INCONVÉNIENTES	50
III.4 PRINCIPE DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT	50
III.4.1 Structure de la loi de commande	50
III.4.2 Surface de glissement	50
III.5 ÉTUDE DE STABILITÉ (CRITÈRE DE LYAPUNOV)	52
III.6 CONCEPTION DE LA LOI DE COMMANDE PAR MODE GLISSANT	52
III.6.1 Régulateur de courant i_d	52
III.6.1-a Partie équivalente V_{deq}	53
III.6.1-b Partie discontinue V_{dn}	53
III.6.1-c Analyse de stabilité	53
III.6.2 Régulateur de courant i_q	54
III.6.2-a Partie équivalente V_{qeq}	54
III.6.2-b Partie discontinue V_{qn}	55
III.6.2-c Analyse de stabilité	55
III.6.3 Régulation de vitesse (MPPT)	55
III.6.3-a Partie équivalente I_{qeq}	56
III.6.3-b Partie discontinue I_{qn}	56
III.6.3-c Analyse de stabilité	56
III.7 APPLICATION DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT À LA GSAP	57
III.8 RÉSULTATS DE SIMULATION	57
III.8.1 Profil du vent fixe	57
III.8.2 Profil du vent variable	61
III.8.3 Étude sous Interface Graphique (<i>GUI</i>) réalisée sous MATLAB	66
III.9 TEST DE ROBUSTESSE DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT	66
III.10 CONCLUSION	68
IV OPTIMISATION DES PARAMÈTRES DES CONTRÔLEURS PAR MODE GLISSANT À L'AIDE DE L'ALGORITHME PSO	69
IV.1 INTRODUCTION	70
IV.2 PRINCIPE DE L'OPTIMISATION PSO	70
IV.2.1 Mécanismes de déplacement des particules	71
IV.3 FORMULATION	72
IV.4 CONFIGURATION DES PARAMÈTRES	72
IV.4.1 Nombre de particules	72
IV.4.2 Topologie de voisinage	73
IV.4.3 Coefficients de confiance	73
IV.4.4 Vitesse maximale et vitesse minimale	73
IV.4.5 Coefficient de constriction	74
IV.4.6 Facteur d'inertie	74
IV.4.7 Initialisation de l'essaim	74
IV.4.8 Critères d'arrêt	75
IV.5 ORGANIGRAMME DE L'ALGORITHME PSO	75
IV.5.1 Erreur Quadratique Moyenne (MSE)	77
IV.5.2 Organigramme de l'optimisation PSO pour K_d	77
IV.5.2-a Modélisation du système	77

IV.5.2-b	Initialisation	78
IV.5.2-c	Initialisation de l'essaim	78
IV.5.2-d	Évaluation de la fonction objective	78
IV.5.2-e	Mise à jour des meilleures positions	78
IV.5.2-f	Mise à jour des vitesses et positions	78
IV.5.2-g	Critère d'arrêt	78
IV.5.2-h	Fin	78
IV.5.2-i	Tableau des paramètres PSO	80
IV.6	RÉSULTATS DE SIMULATION	81
IV.6.1	Profile du vent fixe	81
IV.6.2	Profile du vent variable	85
IV.6.3	Étude sous Interface Graphique 'GUI' réalisée sous MATLAB	89
IV.7	TEST DE ROBUSTESSE DE LA COMMANDE PAR MODE GLISSANT OPTIMISÉE PAR PSO	90
IV.8	ETUDE COMPARATIVE	92
IV.9	CONCLUSION	95
	CONCLUSION GÉNÉRALE	97
	BIBLIOGRAPHIE	102
	ANNEXE	2

TABLE DES FIGURES

I.1	Structure de la chaîne de conversion éolienne	5
I.2	Conversion de l'énergie cinétique du vent	6
I.3	Constitution d'une éolienne	6
I.4	Constitution d'une éolienne	7
I.5	Courbe caractéristique du coefficient de puissance	8
I.6	Tube de flux aérodynamique entourant une turbine éolienne	9
I.7	Coefficient de puissance pour différents types d'éoliennes.	10
I.8	Schéma bloc du modèle de la turbine	11
I.9	schéma de modèle de multiplicateur	12
I.10	Différentes zones de fonctionnement d'un système éolien	14
I.11	Principe et mode de fonctionnement de MSAP	14
I.12	Représentation des enroulements d'une machine synchrone à aimant permanent.	16
I.13	Représentation des enroulements de la GSAP dans le repère de Park (d, q)	17
I.14	Schéma d'un onduleur triphasé	19
I.15	Schéma d'un redresseur triphasé	20
I.16	Schéma synoptique d'un MLI sinus triangle	21
II.1	Structure générale de la commande appliquée à la GSAP	24
II.2	Principe de la régulation et découplage par compensation	26
II.3	Boucle de régulation du courant i_d	26
II.4	Boucle de régulation du courant i_q	27
II.5	Boucle de régulation de vitesse pour la GSAP	28
II.6	Schéma bloc de la commande de l'angle β	29
II.7	Boucle de régulation des courants du côté réseau	30
II.8	Boucle de régulation de la puissance réactive (Q)	31
II.9	Boucle de régulation de la tension du bus continu (V_{dc})	32
II.10	Structure générale de la commande vectorielle appliquée à la GSAP	34
II.11	Profile du vent fixe	34
II.12	Vitesse mécanique	35
II.13	Couple électromagnétique	35
II.14	Courant I_q	35
II.15	Courant I_d	35
II.16	Tension V_{dc}	36
II.17	Puissance active	36
II.18	Puissance réactive	36

II.19 Angle de calage β	36
II.20 Tensions triphasée V_{abc}	37
II.21 Courant triphasée I_{abc}	37
II.22 Profile du vent variable	39
II.23 Vitesse mécanique	39
II.24 Couple électromagnétique	39
II.25 Courant I_q	40
II.26 Courant I_d	40
II.27 Tension V_{dc}	40
II.28 Puissance active	40
II.29 Puissance réactive	41
II.30 Angle de calage β	41
II.31 Tensions triphasée V_{abc}	41
II.32 Courant triphasée I_{abc}	41
II.33 Création d'une interface graphique avec MATLAB GUIDE	43
II.34 Boîte à outils MATLAB GUIDE	44
II.35 Programme de GUI (.m)	44
II.36 Interface graphique réalisée sous MATLAB GUIDE	45
II.37 Evolution de la vitesse mécanique dans le test de robustesse	45
II.38 Evolution du couple électromagnétique dans le test de robustesse	46
II.39 Evolution du courant i_d dans le test de robustesse	46
II.40 Evolution du courant i_q dans le test de robustesse	46
II.41 Evolution de la tension du bus continu V_{dc} dans le test de robustesse	46
III.1 Phénomène du chattering	51
III.2 Fonction saturation	52
III.3 Structure du régulateur par mode glissant du courant I_d	53
III.4 Structure du régulateur par mode glissant du courant I_q	55
III.5 Structure du régulateur par mode glissant de la vitesse	56
III.6 Structure générale de la commande par mode glissant appliquée à la GSAP	57
III.7 Vitesse mécanique	57
III.8 Couple électromagnétique	58
III.9 Courant I_q	58
III.10 Courant I_d	58
III.11 Tension V_{dc}	58
III.12 Puissance active	59
III.13 Puissance réactive	59
III.14 Angle de calage β	59
III.15 Tensions triphasée V_{abc}	59
III.16 Courant triphasée I_{abc}	60
III.17 Vitesse mécanique	62
III.18 Couple électromagnétique	62
III.19 Courant I_q	62
III.20 Courant I_d	62

III.21	Tension V_{dc}	63
III.22	Puissance active	63
III.23	Puissance réactive	63
III.24	Angle de calage β	63
III.25	Tensions triphasée V_{abc}	64
III.26	Courant triphasée I_{abc}	64
III.27	Interface graphique réalisée sous MATLAB GUIDE	66
III.28	Evolution de la vitesse mécanique dans le test de robustesse	66
III.29	Evolution du couple électromagnétique dans le test de robustesse	67
III.30	Evolution du courant i_d dans le test de robustesse	67
III.31	Evolution du courant i_q dans le test de robustesse	67
III.32	Evolution de la tension du bus continu V_{dc} dans le test de robustesse	67
IV.1	Déplacement d'une particule	71
IV.2	Topologies de voisinage	73
IV.3	Organigramme de la méthode des essais particuliers	76
IV.4	Organigramme de l'optimisation PSO pour K_d	79
IV.5	Schéma global de la commande par mode glissant avec PSO de la GSAP	80
IV.6	Vitesse mécanique	81
IV.7	Couple électromagnétique	81
IV.8	Courant I_q	81
IV.9	Courant I_d	82
IV.10	Tension V_{dc}	82
IV.11	Puissance active	82
IV.12	Puissance réactive	82
IV.13	Angle de calage β	83
IV.14	Tensions triphasée V_{abc}	83
IV.15	Courant triphasée I_{abc}	83
IV.16	Vitesse mécanique	85
IV.17	Couple électromagnétique	85
IV.18	Courant I_q	85
IV.19	Courant I_d	86
IV.20	Tension V_{dc}	86
IV.21	Puissance active	86
IV.22	Puissance réactive	86
IV.23	Angle de calage β	87
IV.24	Facteur de puissance $\cos(\varphi)$	87
IV.25	Tensions triphasée V_{abc}	87
IV.26	Courant triphasée I_{abc}	87
IV.27	Interface graphique réalisée sous MATLAB GUIDE	90
IV.28	Evolution de la vitesse mécanique dans le test de robustesse	90
IV.29	Evolution du couple électromagnétique dans le test de robustesse	90
IV.30	Evolution du courant i_d dans le test de robustesse	91
IV.31	Evolution du courant i_q dans le test de robustesse	91

IV.32	Evolution de la tension du bus continu V_{dc} dans le test de robustesse	91
IV.33	Comparaison de la vitesse mécanique	92
IV.34	Comparaison du couple électromagnétique	92
IV.35	Comparaison du courant I_q	92
IV.36	Comparaison du courant I_d	93
IV.37	Comparaison de la tension V_{dc}	93
IV.38	Comparaison de la puissance active	93
IV.39	Comparaison de la puissance réactive	93

Nomenclature

Nom	Symbole	Unité
Résistance du stator	R_s	Ω
Inductance du stator	L_s	H
Moment d'inertie	J	kg.m^2
Coefficient de frottement	f_v	N.s/rad
Tension statorique	V_s	V
Courant statorique	I_s	A
Flux statorique	φ_s	wb
Flux engendré par l'aimant	φ_f	wb
Pulsation électrique	ω	rad/s
Vitesse de rotor	Ω	rad/s
Nombre de paire de pôle	p	/
Couple électromagnétique	C_{em}	N.m
Tension statorique sur l'axe d	V_d	V
Tension statorique sur l'axe q	V_q	V
Courant statorique sur l'axe d	i_d	A
Courant statorique sur l'axe q	i_q	A
Inductance statorique sur l'axe d	L_d	H
Inductance statorique sur l'axe q	L_d	H
Puissance totale	P_{mt}	W
Puissance Active	P	W
Puissance Réactive	Q	VAR
Surface balayée par les pales	S	m^2
Vitesse du vent	V_{vent}	m/s
Densité de l'air	ρ	kg/m^3
Coefficient de puissance	C_p	/
Angle d'orientation des pales	β	degré

Glossaire

Acronyme	Signification
GSAP	Génératrice synchrone à aimant permanent
MPPT	Maximum power point tracking
f.e.m	Force électromotrice
MLI	Modulation de Largeur d'Impulsion
PI	Régulateur à action Proportionnelle et Intégrale
SMC	Sliding Mode Control
PSO	Particle Swarm Optimization
GUI	Graphical User Interface
MSE	Erreur Quadratique Moyenne
GA	Algorithme Génétique

Introduction générale

Malgré les avancées technologiques significatives en matière d'énergies renouvelables, le développement et la gestion des systèmes éoliens restent confrontés à des défis majeurs, notamment en ce qui concerne la stabilité, la robustesse et l'efficacité énergétique des solutions de conversion électrique. En effet, ces systèmes fonctionnent souvent dans des conditions environnementales instables, marquées par des variations imprévisibles de la vitesse du vent, des incertitudes paramétriques (résistance, inductance, flux) et des perturbations réseau (variation de tension, distorsion harmonique). Ces facteurs rendent nécessaire l'intégration de stratégies de commande plus performantes et adaptatives.

Les commandes classiques telles que la commande vectorielle (FOC) ont démontré leur efficacité dans diverses applications industrielles. Elles permettent un contrôle précis du couple et du flux grâce au découplage des variables i_d et i_q . Cependant, dans les systèmes éoliens soumis à des sollicitations dynamiques importantes, ces approches peuvent montrer leurs limites en termes de robustesse et de réponse aux changements brusques de charge ou de consigne. De plus, elles dépendent fortement de la précision des modèles électriques et mécaniques, ce qui n'est pas toujours garanti dans les environnements réels.

En revanche, la commande par mode glissant (Sliding Mode Control - SMC) s'affirme comme une solution alternative prometteuse, en raison de sa grande robustesse face aux perturbations externes et aux variations paramétriques. Elle est particulièrement adaptée aux systèmes non linéaires tels que les génératrices synchrones à aimants permanents (GSAP), utilisées dans les chaînes de conversion éolienne. Toutefois, cette stratégie reste affectée par le phénomène bien connu de chattering, qui peut générer des oscillations parasites nuisibles pour les convertisseurs statiques. Par ailleurs, le réglage des gains associés à la loi de commande reste largement basé sur des méthodes empiriques, ce qui limite sa généralisation à différents régimes de fonctionnement.

Ainsi, dans le cadre de ce travail, nous cherchons à répondre à la question suivante :

Comment peut-on renforcer la stabilité et la précision de la commande par mode glissant appliquée à une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), tout en optimisant ses paramètres afin de garantir une réponse rapide, une bonne qualité d'injection au réseau et une meilleure extraction d'énergie éolienne ?

Le tableau 1 intitulé "Synthèse des stratégies de commande appliquées aux systèmes éoliens" a été introduit pour présenter une synthèse comparative des différentes méthodes de commande utilisées dans les systèmes éoliens. Ce tableau récapitule les points forts, les points faibles et les apports de plusieurs approches de commande.

TABLE 1 – Synthèse des stratégies de commande appliquées aux systèmes éoliens

Réf.	Méthode	Optimisation	Pts forts	Pts faibles	Apport
[1]	Observateur non linéaire robuste	GA	Bonne estimation	Coût élevé du GA, convergence lente	Peut inspirer à utiliser une technique d'optimisation (comme PSO).
[2]	SMC + FL	MPPT classique	Réduction du chattering grâce à la logique floue.	Structure floue complexe à régler manuellement	La combinaison SMC + AI est prometteuse. On peut aller plus loin par l'ajustement des gains via PSO.
[3]	Réseau de neurones		Apprentissage adaptatif	Besoin de données massives	Montre l'intérêt croissant de méthodes d'apprentissage; notre approche PSO-SMC peut offrir une alternative efficace.
[4]	Commande floue adaptative	MPPT	Bonne qualité d'injection au réseau; Réduction des harmoniques	Complexité due à la logique floue; Coût de calcul élevé	Notre travail pourrait coupler la commande floue avec PSO pour réduire la complexité tout en conservant la performance.
[5]	SMC + SVPWM	Aucun	Robuste et bonne dynamique en environnement instable	Structure de commande complexe; Pas d'optimisation des gains proposée	Notre travail peut enrichir cette structure par l'optimisation des gains SMC via PSO.
[6]	Pitch control	Optimisation classique	Contrôle actif de la puissance mécanique; Estimation fiable des perturbations	Interaction avec la génératrice peu détaillée	Notre travail complète ce domaine en s'étendant à la partie électrique et commande de la GSAP pour une optimisation globale.
[7]	Commande linéaire vs. commande non linéaire	Aucun	Comparaison complète des stratégies	Fait abstraction des nouveaux algorithmes d'optimisation	Valide l'intérêt des commandes non linéaires comme SMC, sur laquelle notre travail s'appuie et propose une optimisation fine des gains avec PSO.
[8]	SMC d'ordre 2	MPPT classique	Réduction du chattering Bon suivi MPPT	Absence de validation expérimentale Pas d'optimisation des gains	Confirme l'efficacité du SMC d'ordre supérieur. Notre travail y ajoute une méthode d'optimisation des gains (PSO) pour maximiser la stabilité et la rapidité.

L'objectif principal de ce travail de fin d'études est d'appliquer une **technique de commande robuste** à une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) connectée au réseau électrique, dans le but d'**optimiser la production d'énergie éolienne**, d'**assurer la stabilité et la robustesse du système**, et de maximiser l'**efficacité énergétique globale**.

Dans ce contexte, nous proposons une approche combinée associant la **commande par mode glissant (Sliding Mode Control - SMC)**, connue pour sa robustesse face aux perturbations, et l'**algorithme d'optimisation par essaim de particules (PSO)** utilisé pour affiner les paramètres de la commande et améliorer les performances dynamiques et statiques du système.

Le présent mémoire est structuré en **quatre chapitres** qui s'enchaînent de manière logique :

- **Chapitre 1 :**

Ce chapitre est consacré à la modélisation complète du système éolien, incluant la turbine, la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), ainsi que les convertisseurs statiques côté machine et côté réseau. Une étude aérodynamique est également réalisée pour relier la vitesse du vent à la puissance mécanique captée. Ce modèle constitue la base sur laquelle s'appuient les stratégies de commande développées dans les chapitres suivants.

- **Chapitre 2 :**

Dans ce chapitre, nous décrivons l'application de la **commande vectorielle (FOC – Field Oriented Control)** à la GSAP. Les boucles de régulation des courants i_d et i_q , la régulation de la vitesse avec suivi MPPT (Maximum Power Point Tracking), ainsi que la gestion du bus continu et de la puissance réactive sont détaillées. Cette stratégie permet de contrôler indépendamment le flux et le couple, assurant ainsi une réponse rapide et précise à des variations du vent.

- **Chapitre 3 :**

Ce chapitre présente la mise en œuvre de la **commande par mode glissant (SMC)** sur le même système décrit précédemment. L'accent est mis sur la robustesse de cette commande face aux perturbations externes et aux variations paramétriques. Le phénomène de chattering est abordé et atténué via des solutions techniques. La structure globale de la commande est analysée et simulée afin de valider ses performances.

- **Chapitre 4 :**

Le dernier chapitre est dédié à l'**optimisation des gains du contrôleur par mode glissant** en utilisant l'**algorithme d'essaim de particules (PSO – Particle Swarm Optimization)**. Nous présentons les étapes d'intégration de cet algorithme, la fonction objectif choisie, ainsi que les résultats obtenus après optimisation. Ces derniers montrent une amélioration notable en termes de **stabilité, de temps de réponse** et de **réduction du chattering**, confirmant l'efficacité de l'approche hybride ($SMC + PSO$) dans le cadre des systèmes éoliens.

Chapitre I

Modélisation du système de conversion électromécanique

I.1 Introduction

La transition énergétique vers les sources d'énergie renouvelables a placé l'énergie éolienne au cœur des innovations technologiques contemporaines. Dans ce contexte, la modélisation précise des systèmes éoliens, notamment ceux intégrant un Générateur Synchrone à Aimants Permanents (GSAP), joue un rôle fondamental dans l'optimisation de leur rendement, la prédiction de leur comportement dynamique, ainsi que dans leur intégration fiable et sécurisée au réseau électrique.

Le GSAP représente une solution particulièrement avantageuse pour de nombreuses applications, notamment la production d'énergie électrique dans les centrales éoliennes. Ces machines synchrones, dotées d'aimants permanents sur le rotor, offrent en effet des performances élevées en termes de densité de puissance, de rendement et de fiabilité. Elles font donc l'objet d'un intérêt croissant dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne [9]. Dans ce chapitre, nous présentons une étude approfondie de la modélisation du système complet comprenant la turbine éolienne et la génératrice synchrone à aimants permanents. Les principes physiques régissant leur fonctionnement seront également analysés, afin de poser les bases nécessaires à la compréhension des stratégies de commande développées dans les chapitres suivants.

I.2 Structure de la chaîne de conversion

Notre chaîne de conversion éolienne (figure I.1) comprend notamment :

- Turbine éolienne → composante mécanique (capte l'énergie cinétique du vent)
- Arbre de transmission → relie la turbine à la génératrice
- Générateur synchrone à aimants permanents (GSAP) → convertisseur électromécanique
- Redresseur triphasé → conversion AC-DC
- Onduleur triphasé → conversion DC-AC
- Filtre et transformateur → adaptation au réseau électrique.

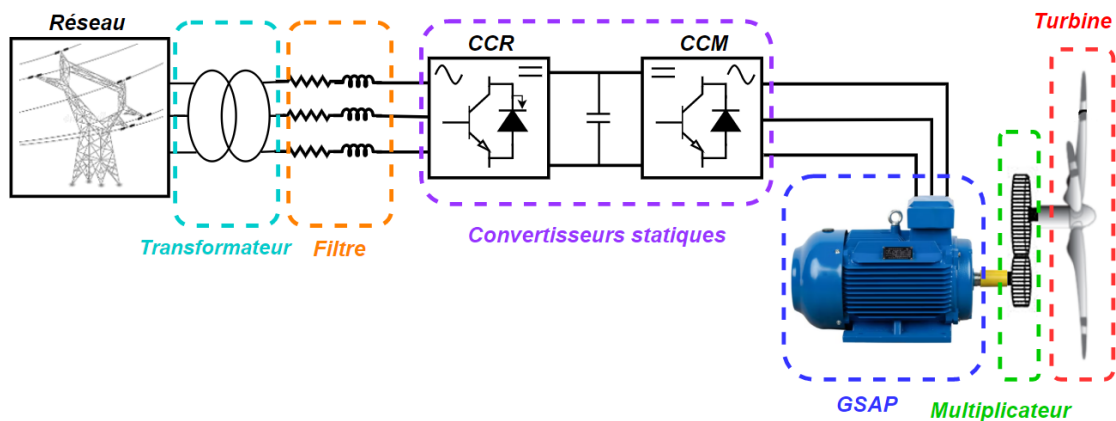


FIGURE I.1 – Structure de la chaîne de conversion éolienne

L'aérogénérateur, ou éolienne, est un système électromécanique qui capte l'énergie cinétique du vent et la convertit, via une chaîne cinématique comprenant un arbre de transmission, en énergie mécanique. Celle-ci est ensuite convertie en énergie électrique par l'intermédiaire d'une génératrice, assurant ainsi la production d'électricité à partir d'une source renouvelable [10].

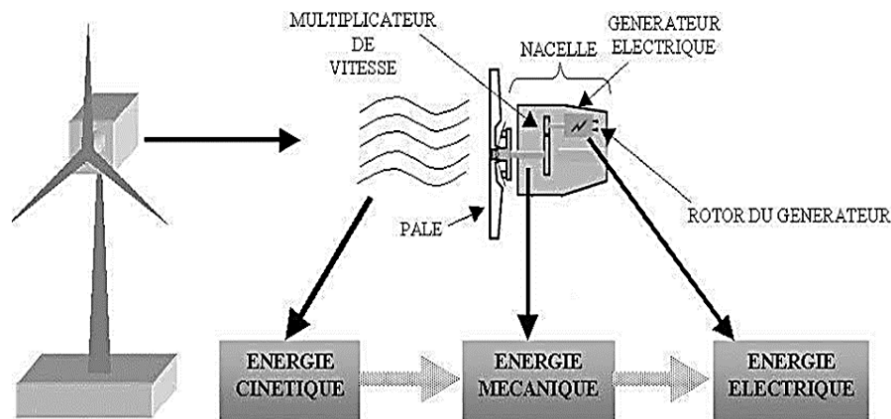


FIGURE I.2 – Conversion de l'énergie cinétique du vent

I.3 Constitution d'une éolienne

Une éolienne se compose généralement de trois éléments principaux (figure I.3) : le mât, la nacelle et le rotor. Chacun joue un rôle essentiel dans la capture et la conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique.

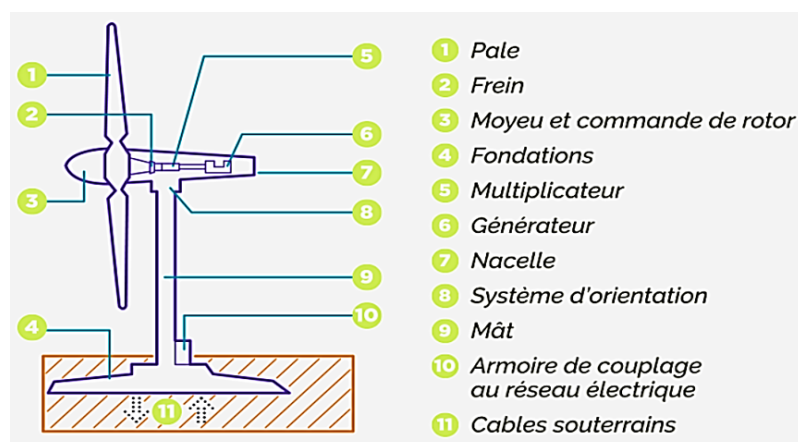


FIGURE I.3 – Constitution d'une éolienne

- a. **Le mât** : ou tour, supporte la nacelle et le rotor à une hauteur optimale pour éviter les perturbations au sol et capter un vent plus fort et régulier. Il est généralement constitué d'un tube en acier ou parfois d'une structure en treillis métallique. Bien que des matériaux légers et résistants soient privilégiés, il est nécessaire de concilier solidité mécanique et coût de fabrication.

- b. **La nacelle** : située au sommet du mât, abrite les composants électromécaniques essentiels à la production d'électricité, tels que le générateur, la boîte de vitesses (si présente), les systèmes de freinage et les mécanismes d'orientation. Généralement en acier ou en fonte, elle assure la protection et la stabilité des équipements face aux contraintes mécaniques et climatiques.
- c. **Le rotor** : constitue l'élément clé de la conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Il est composé de pales montées sur un moyeu. La majorité des éoliennes utilisées dans la production d'électricité sont équipées d'un rotor tripale (trois pales), configuration optimale en termes de rendement, de stabilité et de faible niveau vibratoire. Cependant, des conceptions à une ou deux pales existent également, surtout pour des applications spécifiques ou expérimentales.

I.3.1 Modes de fonctionnement d'une éolienne selon la vitesse du vent

Le fonctionnement d'une éolienne varie selon l'intensité du vent, afin d'assurer à la fois une production électrique optimale et la sécurité du système.

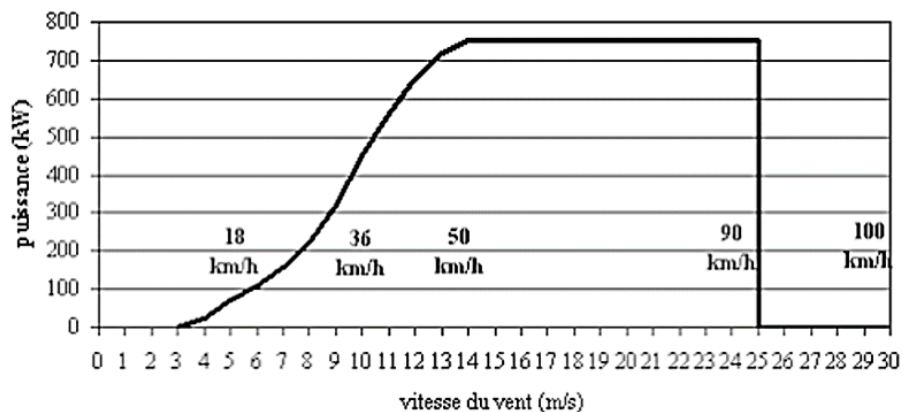


FIGURE I.4 – Constitution d'une éolienne

On distingue généralement trois modes principaux de fonctionnement :

I.3.1-a Mode de démarrage (Cut-in wind speed)

L'éolienne commence à produire de l'électricité lorsque la vitesse du vent atteint une valeur seuil, appelée cut-in speed, généralement comprise entre 3 et 5 m/s. À ce stade, le couple exercé par le vent est suffisant pour vaincre les frottements mécaniques et permettre la rotation du rotor. Le système de commande active alors la connexion à la génératrice pour amorcer la production d'énergie [11].

I.3.1-b Mode de production nominale (Rated wind speed)

Lorsque la vitesse du vent atteint sa valeur nominale (environ 12 à 15 m/s, selon le modèle), l'éolienne produit sa puissance électrique maximale prévue par conception. Au-delà de cette vitesse, même si le vent augmente, la puissance délivrée reste constante grâce

à des stratégies de régulation telles que le pitch control (variation de l'angle des pales) ou la limitation aérodynamique passive. Ce mode garantit une exploitation optimale de la machine tout en protégeant les composants électromécaniques.

I.3.1-c Mode d'arrêt de sécurité (Cut-out wind speed)

Pour des raisons de sécurité, l'éolienne s'arrête automatiquement lorsque la vitesse du vent dépasse une limite critique, appelée cut-out speed, généralement autour de 20 à 25 m/s. Cette procédure empêche les dommages structurels dus à des vents excessifs (tempêtes, rafales extrêmes). L'arrêt peut être réalisé soit par un frein mécanique, soit par un dépouillage complet des pales (pitch-to-feather), réduisant ainsi la portance et la sollicitation mécanique.

I.3.2 Rendement maximal de conversion de l'énergie cinétique du vent par une turbine (Loi de Betz)

La conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique par une éolienne est soumise à des limites physiques bien définies. L'une des lois fondamentales dans ce domaine est la limite de Betz, formulée en 1919 par l'ingénieur allemand Albert Betz. Elle constitue une référence incontournable dans l'étude théorique des systèmes de production d'énergie éolienne [12].

Cette loi démontre qu'il est physiquement impossible pour une éolienne de capter la totalité de l'énergie cinétique du vent qui la traverse. En effet, si toute l'énergie était extraite, le vent serait complètement arrêté derrière la turbine, ce qui rendrait impossible le mouvement continu de l'air à travers celle-ci. Il existe donc un rendement théorique maximal, indépendant du design de la turbine, au-delà duquel aucune machine ne peut aller.

Le rendement maximal théorique, appelé aussi coefficient de puissance maximal (C_{pmax}), est donné par la limite de Betz comme étant :

$$C_{p \max} \approx 0,593 \quad \text{soit environ } 59,3\% \quad (\text{I.1})$$

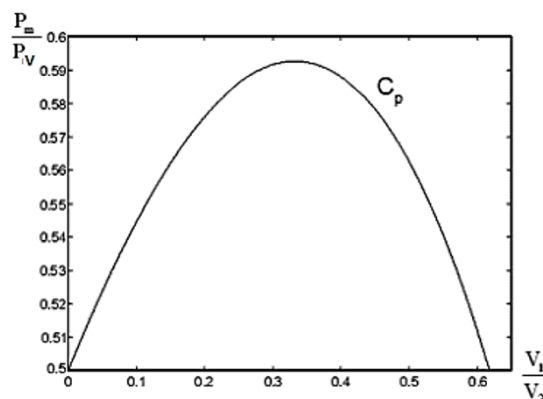


FIGURE I.5 – Courbe caractéristique du coefficient de puissance

Autrement dit, aucune éolienne ne peut convertir plus de 59,3 % de l'énergie cinétique du vent incident en énergie mécanique récupérable. Ce seuil constitue une borne supérieure

imposée par les principes de conservation de la masse et de l'énergie dans un flux fluide idéal.

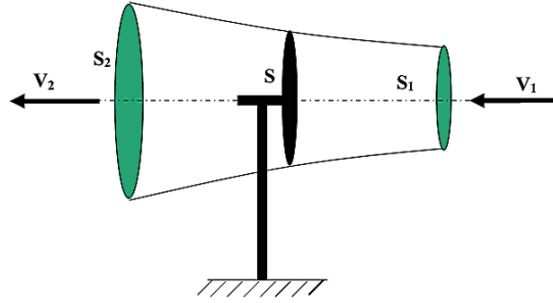


FIGURE I.6 – Tube de flux aérodynamique entourant une turbine éolienne

La masse d'air en mouvement traversant ce tube en une seconde peut être exprimée par le produit de la densité de l'air, de la surface traversée et de la vitesse moyenne [12] :

$$m_0 = \rho S \frac{V_1 + V_2}{2} \quad (\text{I.2})$$

La puissance réelle extraite par le rotor des pales correspond à la différence entre la puissance du vent en amont et celle en aval :

$$P = m_0 \frac{V_1^2 - V_2^2}{2} \quad (\text{I.3})$$

En remplaçant m_0 par son expression on obtient :

$$P = \rho S \frac{V_1 + V_2}{2} (V_1^2 - V_2^2) \quad (\text{I.4})$$

Un vent théoriquement non perturbé traverserait cette même surface S sans diminution de vitesse, soit à la vitesse V_1 , la puissance P_V correspondante serait alors :

$$P_v = \rho S \frac{V_1^3}{2} \quad (\text{I.5})$$

Le coefficient de puissance P est défini comme le rapport entre la puissance extraite du vent et la puissance totale qui serait théoriquement disponible.

$$C_p = \frac{1}{2} \left(1 - \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^2 \right) \left(1 + \left(\frac{V_2}{V_1} \right)^2 \right) \quad (\text{I.6})$$

Le graphique de la figure I.7 donne une vue sur les coefficients de puissance C_p habituels en fonction de la vitesse relative (λ) pour différents types d'éoliennes :

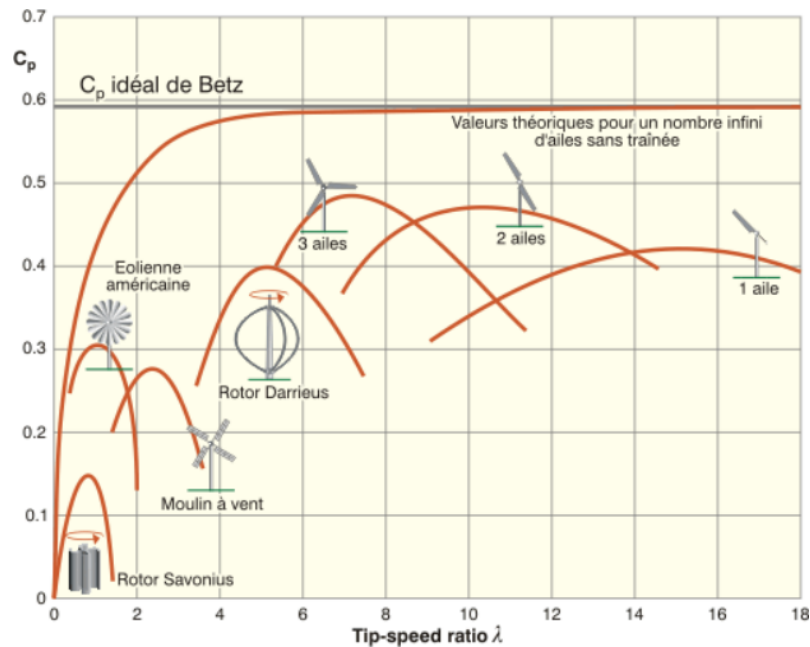


FIGURE I.7 – Coefficient de puissance pour différents types d'éoliennes.

La description mathématique du tip-speed ratio (λ) est exprimé comme suit :

$$\lambda = \frac{\omega R}{V} \quad (\text{I.7})$$

où :

ω : Vitesse angulaire du rotor (rad/s)

R : Rayon des pales (m)

V : Vitesse du vent (m/s)

La figure I.7 montre que pour les éoliennes dites lentes, caractérisées par une vitesse relative comprise entre 0 et 10, la courbe présente une forme en cloche, étroite et pointue. En revanche, pour les éoliennes rapides, dont la vitesse relative se situe entre 10 et 18, la courbe adopte une forme plus large, avec un sommet sensiblement aplati.

I.3.3 Hypothèses simplificatrices

- Les pales sont considérées à conception identique avec les mêmes paramètres d'inertie, d'élasticité et de frottement.
- Les coefficient de frottements des pales par rapport à l'air et par rapport au support sont très faibles et peuvent être ignorés.
- La vitesse du vent est supposé à répartition uniforme sur toutes les pales, ce qui permet de considérer l'ensemble des pales comme un seul et mêmes systèmes mécanique caractérisé par la somme de tous les systèmes mécaniques [13].

I.3.4 Modèle de la turbine

Ces turbines convertissent l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Un modèle de turbine éolienne inclut généralement les pales, l'arbre, et le multiplicateur de vitesse.

Les simulations utilisent souvent des logiciels comme MATLAB/Simulink pour étudier le comportement dynamique de la turbine [2].

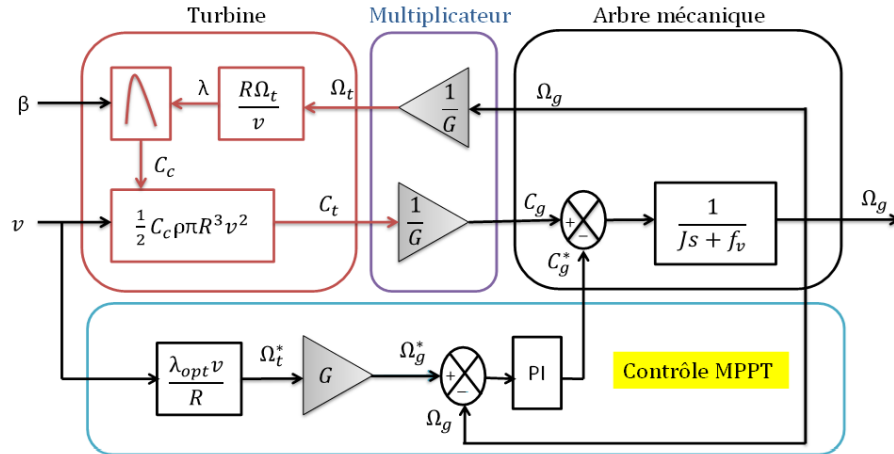


FIGURE I.8 – Schéma bloc du modèle de la turbine

I.3.4-a Puissance mécanique de la turbine

La puissance cinétique du vent est donnée par la relation suivante :

$$P_{\text{vent}} = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 V^3 \quad (\text{I.8})$$

Et selon la loi de Betz, la puissance récupérée par une éolienne ne peut pas excéder les 59.3 % de l'énergie éolienne disponible :

$$P_{\text{aérodynamique}} = \frac{1}{2} C_p(\lambda, \beta) \rho \pi R^2 V^3 \quad (\text{I.9})$$

Avec :

P_{vent} : Puissance du vent [W]

$P_{\text{aérodynamique}}$: Puissance aérodynamique de la turbine [W]

En se basant sur la vitesse de rotation de la turbine, on peut dériver l'expression du couple aérodynamique comme suit :

$$C_{\text{aer}} = \frac{P_{\text{aer}}}{\Omega_{\text{tur}}} = \frac{1}{2} C_p(\lambda, \beta) \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot V^3 \cdot \frac{1}{\Omega_{\text{tur}}} \quad (\text{I.10})$$

I.3.4-b Coefficient de puissance

Le coefficient de performance C_p , qui n'a pas d'unité, illustre la capacité de l'éolienne à transformer l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Ce facteur dépend du rapport de la vitesse (vitesse relative) et de l'angle d'orientation de la pale. Des expressions spécifiques ont été élaborées et suggérées pour le calcul de C_p . De ces phrases, nous en mentionnons une fréquemment employée et aisément adaptable à diverses turbines [13].

$$C_p(\lambda, \beta) = C_1 \left(\frac{C_2}{\lambda_i} - C_3 \beta - C_4 \right) e^{-\frac{C_5}{\lambda_i}} + C_6 \lambda \quad (\text{I.11})$$

Dans cette formule, le paramètre (λ) dépend également de (λ_i) et (β) :

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0,08\beta} - \frac{0,035}{(\beta)^3 + 1} \quad (\text{I.12})$$

Les six coefficients définis, $C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6$ dépendent de la turbine considérée sont présentés dans le tableau suivants [14] :

Coefficient	Valeur
C_1	0.5176
C_2	116
C_3	0.4
C_4	5
C_5	21
C_6	0.0068

TABLE I.1 – Coefficients définissant l'évolution de C_p

I.3.4-c Modèle du multiplicateur

Pour ajuster le couple aérodynamique au couple de fonctionnement du générateur et à la vitesse de la turbine à celle du générateur [15], il est indispensable d'installer un réducteur « multiplicateur » entre la turbine et le générateur. Ce dispositif peut être représenté par deux équations :

$$\begin{cases} C_g = \frac{C_{aer}}{G} \\ \Omega_{tur} = \frac{\Omega_{mec}}{G} \end{cases} \quad (\text{I.13})$$

où :

- G : Rapport du multiplicateur ;
- C_g : Couple appliqué sur le générateur [Nm] ;
- Ω_{mec} : La vitesse appliquée sur le générateur [rad/s].

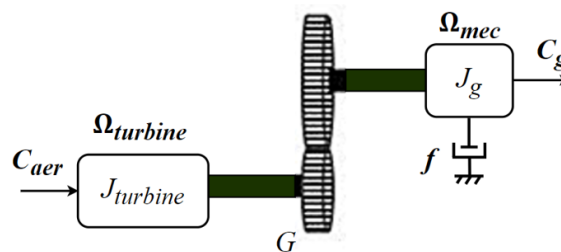


FIGURE I.9 – schéma de modèle de multiplicateur

I.3.4-d Modèle de l'arbre de transmission

Un modèle de l'arbre de transmission d'une turbine est une représentation simplifiée ou théorique de l'arbre qui transmet le couple mécanique généré par la turbine à un autre

mécanisme, comme un générateur ou un multiplicateur de vitesse.

$$\begin{cases} J_t \frac{d\Omega_t}{dt} = C_t - C_{at} \\ J_g \frac{d\Omega_g}{dt} = C_{ar} - C_{em} \end{cases} \quad (\text{I.14})$$

D'après l'équation ci-dessous, le multiplicateur transforme la vitesse de la turbine en vitesse du générateur et le couple de l'arbre lent en couple de l'arbre rapide.

$$G = \frac{C_{at}}{C_{ar}} = \frac{\Omega_g}{\Omega_t} \quad (\text{I.15})$$

Il est possible de décaler la dynamique de couplage vers l'arbre à basse vitesse (côté turbine) ou vers l'arbre à haute vitesse (côté machine). Par conséquent, le système de transmission peut être modélisé par une masse unique ayant une inertie équivalente à celle du système global (turbine et machine) [11].

Pour résumer la régulation de la vitesse de rotation de l'éolienne, ce travail se basera sur le modèle réduit à l'arbre rapide.

$$\begin{cases} J \frac{d\Omega_g}{dt} = \frac{C_t}{G} - C_{em} \\ J = \frac{J_t}{G^2} + J_s \end{cases} \quad (\text{I.16})$$

I.3.4-e Stratégies de commande de la turbine éolienne

Pour un système éolien, on définit les zones de fonctionnement en fonction de la vitesse du vent I.10 :

1. **Zone 1** : Le vent est trop faible pour entraîner la rotation de la turbine, ce qui rend la production d'énergie impossible.
2. **Zone 2** : Le vent atteint une vitesse suffisante pour démarrer l'éolienne. La vitesse de rotation est alors régulée à l'aide du couple électromagnétique, tandis que la stratégie MPPT (Maximum Power Point Tracking) est mise en œuvre pour extraire la puissance maximale.
3. **Zone 3** : Lorsque la vitesse du vent dépasse la valeur nominale, un risque d'endommagement de l'éolienne apparaît. Pour y remédier, un système de régulation par orientation des pales est activé afin de limiter la vitesse de rotation.
4. **Zone 4** : En cas de vents excessivement violents, un dispositif de sécurité est déclenché pour arrêter complètement l'éolienne et la mettre en sécurité, évitant ainsi tout dommage structurel.

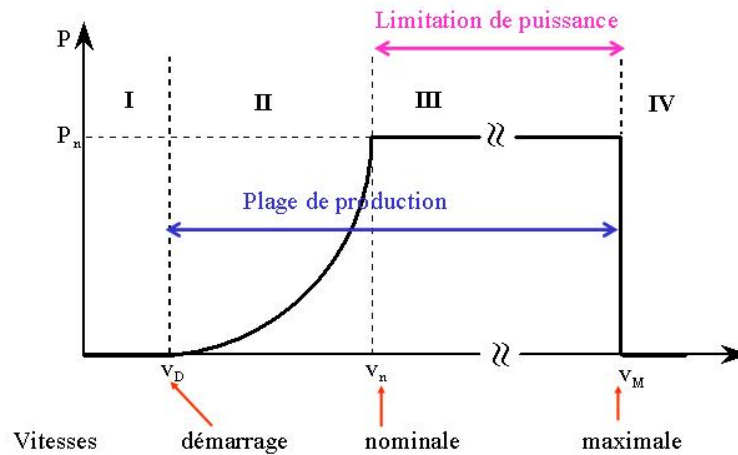


FIGURE I.10 – Différentes zones de fonctionnement d'un système éolien

I.4 Génératrice synchrone a aimant permanent

La Génératrice Synchrone à Aimants Permanents (GSAP) est une machine synchrone classique dans laquelle le circuit d'excitation à courant continu a été remplacé par des aimants permanents. L'absence de balais et de bagues collectrices permet une réduction significative de sa taille tout en améliorant sa fiabilité et en optimisant le rapport entre la densité de puissance et le volume. De plus, l'utilisation des aimants permanents supprime les pertes électriques au niveau du rotor, Ils sont utilisés pour transformer l'énergie mécanique en énergie électrique [9].

I.4.1 Principe et modes de fonctionnement

Les courants statoriques induisent dans le stator un champ magnétique rotatif de même fréquence. La vitesse de rotation de ce champ magnétique est désignée comme la vitesse de synchronisme. Grâce à des aimants permanents qui agissent comme des enroulements alimentés par un courant continu, aucune alimentation externe n'est nécessaire. Le champ magnétique ainsi généré cherche constamment à s'aligner avec celui du stator. De plus, la machine synchrone à aimants permanents est réversible, ce qui signifie qu'elle peut fonctionner dans deux modes différents mode génératrice mode Moteur.

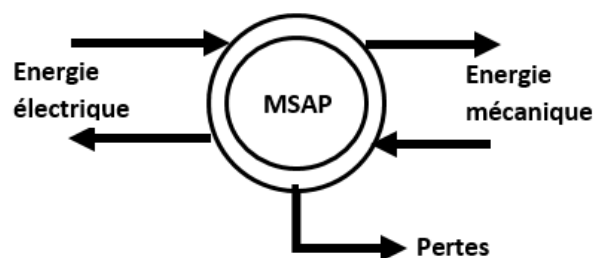


FIGURE I.11 – Principe et mode de fonctionnement de MSAP

I.4.2 Avantages et Inconvénients d'utilisation de la machine synchrone à aimants permanents

Le tableau I.2 représente les avantages et les inconvénients de la GSAP

Avantages	Inconvénients
Absence de Pertes Joule	Problèmes de Support de Température
Performance Dynamique Élevée	Technologie coûteuse
Rendement Élevé	Ondulation de couple
Fonctionnement à Haute Vitesse	Pertes par courants de Foucault
Augmentation de la fiabilité	Problèmes de Support de Température

TABLE I.2 – Avantages et des inconvénients d'une GSAP

I.4.3 Hypothèses simplificatrices

Le modèle d'une machine synchrone à aimants permanents est basé sur les hypothèses simplificatrices suivantes et présentées par :

- Entrefer constant..
- Effet d'encochage négligeable.
- Saturation négligeable ainsi que l'hystérésis et les courants de foucault.
- La résistance des enroulements ne varie pas avec la température.
- Effet de peau négligeable.

I.4.4 Modélisation de la MSAP dans le repère naturel ABC

Dans la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), l'inducteur est remplacé par des aimants permanents. Le champ d'excitation créé par les aimants permanents, présente l'avantage d'éliminer les balais et les pertes rotoriques. La structure de la machine synchrone à aimants permanents comporte trois enroulements statoriques triphasés (a, b, c) décalées entre eux par un angle de $(2\pi/3)$.

La figure I.12 représente les enroulements triphasés pour une machine synchrone à aimants permanents [16].

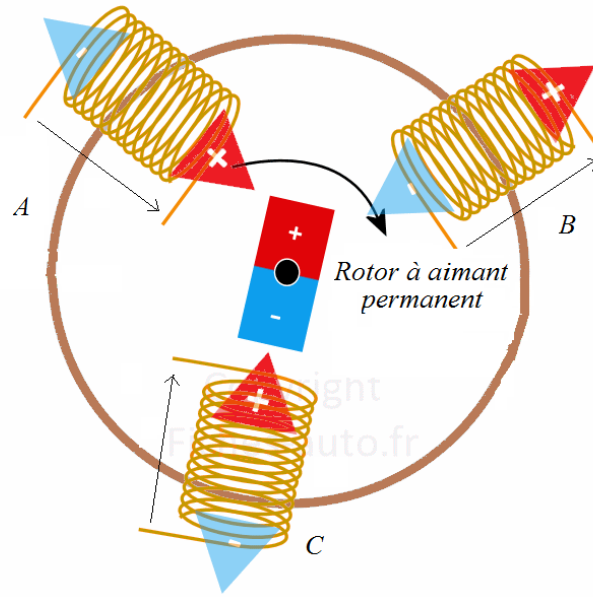


FIGURE I.12 – Représentation des enroulements d’une machine synchrone à aimant permanent.

I.4.4-a Equations électriques

Les équations triphasées des tensions et des flux statoriques sont respectivement écrites comme suit :

$$[V_s] = [R_s] \cdot [I_s] + \frac{d}{dt} [\varphi_s] \quad (\text{I.17})$$

$$[\varphi_s] = [L_s] \cdot [I_s] + [\varphi_f] \quad (\text{I.18})$$

En définissant les vecteurs suivants :

$$[V_s] = \begin{bmatrix} v_a & v_b & v_c \end{bmatrix}^T \quad [I_s] = \begin{bmatrix} i_a & i_b & i_c \end{bmatrix}^T \quad [\varphi_s] = \begin{bmatrix} \varphi_a & \varphi_b & \varphi_c \end{bmatrix}^T$$

$$[R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \quad [L_s] = \begin{bmatrix} L_a & M_{ab} & M_{ac} \\ M_{ab} & L_b & M_{bc} \\ M_{ac} & M_{bc} & L_c \end{bmatrix}$$

- $[V_s]$: Vecteur tension statorique
- $[I_s]$: Vecteur courant statorique
- $[\varphi_s]$: Vecteur flux statorique
- $[R_s]$: Matrice résistance du stator
- $[L_s]$: Matrice inductance du stator
- $[\varphi_f]$: Vecteur flux engendré par l’aimant définie par :

$$[\varphi_f] = \begin{bmatrix} \cos(\theta) \\ \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad (\text{I.19})$$

— θ : Angle de charge (position de rotor) défini par :

$$\theta(t) = \int_0^t \Omega dt \tag{I.20}$$

Sachant que :

$$\omega = p\Omega \tag{I.21}$$

- ω : Pulsation électrique.
- Ω : Vitesse du rotor.
- p : Nombre de paires de pôles.

I.4.4-b Equation mécanique

L'application de la 2ème loi de Newton donne l'équation de mouvement :

$$\frac{d\Omega}{dt} = \frac{1}{J} (C_{em} - C_r - f_v \cdot \omega) \tag{I.22}$$

- J : Moment d'inertie.
- C_{em} : Couple électromagnétique.
- C_r : Couple résistant.
- f_v : Coefficient de frottement.

I.4.4-c Equation électromagnétique

L'équation de couple électromagnétique est cruciale pour définir l'équation mécanique, et elle prend la forme suivante :

$$C_{em} = [i_s]^T \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{d[L_s]}{d\theta} [i_s] + \frac{1}{2} \cdot \frac{d[\varphi_f]}{d\theta} \right] \tag{I.23}$$

I.4.5 Equations de MSAP dans le référentiel (d,q)

Le modèle synchrone dans le référentiel (a, b, c) est complexe, donnant lieu à des équations différentielles à coefficients variables. Le but des transformations de PARK est de simplifier ce modèle, réduisant ainsi l'ordre du système [17].

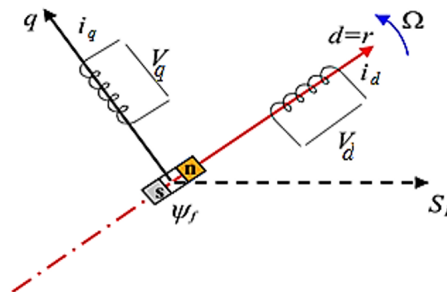


FIGURE I.13 – Représentation des enroulements de la GSAP dans le repère de Park (d, q)

I.4.5-a Equation électriques

Le modèle de Park de la machine synchrone à aimants permanents à p paires de pôles est défini par les équations suivantes :

$$\begin{cases} v_d = R_s i_d + L_d \frac{di_d}{dt} - \omega L_q i_q \\ v_q = R_s i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + \omega L_d i_d + \omega \varphi_f \end{cases} \quad (\text{I.24})$$

Avec :

- v_d : Tension statorique sur l'axe d
- v_q : Tension statorique sur l'axe q
- i_d : Courant statorique sur l'axe d
- i_q : Courant statorique sur l'axe q
- L_d : Inductance statorique sur l'axe d
- L_q : Inductance statorique sur l'axe q

I.4.5-b Equation mécanique

L'équation de mouvement reste toujours la même :

$$\frac{d\Omega}{dt} = \frac{1}{J} (C_{em} - C_r - f_v \cdot \Omega) \quad (\text{I.25})$$

I.4.5-c Equation électromagnétique

Le couple électromagnétique C_{em} dans le référentiel (d,q) est donné par l'expression suivante :

$$C_{em} = \frac{3}{2} p [(L_d - L_q) i_d i_q + \varphi_f i_q] \quad (\text{I.26})$$

I.4.6 Modèle d'état de la GSAP

L'écriture de l'état dépend du repère choisi, ce qui montre que la représentation de l'état n'est pas unique. Toute combinaison linéaire des composantes d'un vecteur d'état est appelée variables d'état.

En développant le système d'équations (I.24), nous pouvons déduire la forme finale des équations du Moteur Synchrone à Aimants Permanents (MSAP) dans le référentiel $(d-q)$. Selon les expressions (I.24) et (I.25), nous obtenons la représentation sous forme d'équation d'état suivante :

$$\begin{bmatrix} \frac{di_d}{dt} \\ \frac{di_q}{dt} \\ \frac{d\Omega}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{-R_s}{L_d} i_d + \frac{\omega L_q}{L_d} i_q \\ \frac{-R_s}{L_q} i_q - \frac{\omega L_d}{L_q} i_d - \frac{\omega \varphi_f}{L_q} \\ \frac{3}{2} \left(\frac{P \varphi_f}{J} i_q - \frac{P(L_q - L_d)}{J} i_d i_q \right) - \frac{f_v}{J} \Omega \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_q} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-1}{J} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_d \\ V_q \\ C_r \end{bmatrix} \quad (\text{I.27})$$

I.5 Modélisation du convertisseur coté réseau

L'onduleur triphasé à deux niveaux est l'une des topologies les plus courantes utilisées pour l'interfaçage des unités de production décentralisées au réseau électrique. Il permet de convertir une tension continue V_{dc} en un système de tensions alternatives triphasées, grâce à une commande MLI qui module les rapports cycliques des interrupteurs semi-conducteurs (IGBT, MOSFET) [18].

Chaque bras de l'onduleur peut commuter entre deux niveaux de tension soit $+V_{dc}/2$, soit $-V_{dc}/2$, selon la configuration adoptée (avec ou sans point milieu).

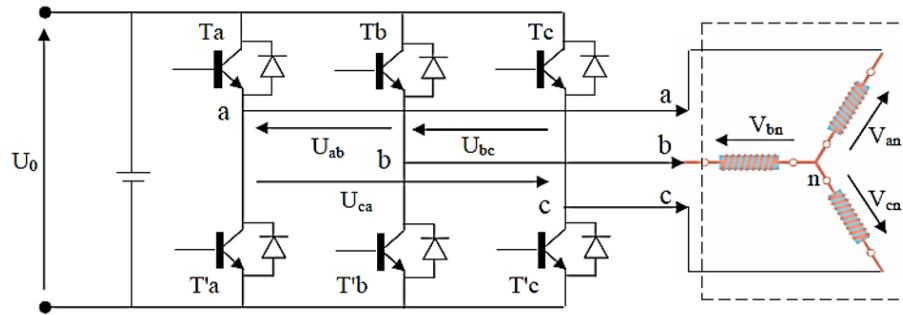


FIGURE I.14 – Schéma d'un onduleur triphasé

Les tensions composées aux bornes de l'onduleur sont exprimés comme suit :

$$\begin{cases} U_{ab} = V_{ao} + V_{bo} = V_{ao} - V_{bo} \\ U_{bc} = V_{bo} + V_{co} = V_{bo} - V_{co} \\ U_{ca} = V_{co} + V_{ao} = V_{co} - V_{ao} \end{cases} \quad (\text{I.28})$$

U_{ab} , U_{bc} et U_{ca} peuvent être considérées comme des tensions d'entrée à l'onduleur.

L'équation de l'onduleur sous forme matricielle représenté comme suit :

$$\begin{bmatrix} V_{an} \\ V_{bn} \\ V_{cn} \end{bmatrix} = \frac{u_o}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (\text{I.29})$$

I.6 Modélisation du convertisseur coté machine

Le convertisseur côté machine joue un rôle fondamental dans la chaîne de conversion d'énergie d'un système éolien à génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP). Il permet l'interface entre la génératrice et le bus continu, assurant ainsi le transfert contrôlé de l'énergie produite par la turbine vers l'étage de conversion côté réseau.

Dans les systèmes modernes à forte exigence de performance, on privilégie souvent un redresseur à MLI (PWM rectifier) suivi d'un bus continu filtré, afin de permettre un contrôle bidirectionnel de la puissance et une meilleure qualité de l'énergie échangée.

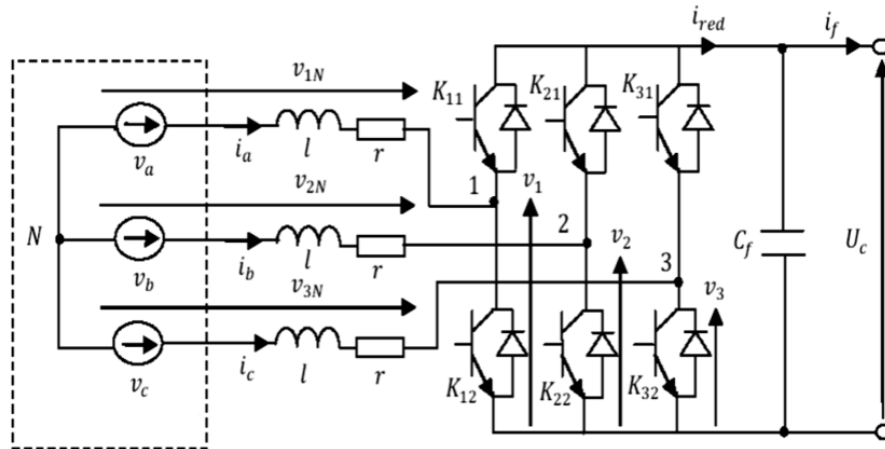


FIGURE I.15 – Schéma d'un redresseur triphasé

On peut simplifier la modélisation et diminuer le temps de simulation en représentant le redresseur par un ensemble d'interrupteurs idéaux. Ces interrupteurs sont complémentaires, et leur état est déterminé par la fonction suivante :

$$S = \begin{cases} +1, & \bar{S} = -1 \quad \text{pour } S = a, b, c \\ -1, & \bar{S} = +1 \end{cases} \quad (\text{I.30})$$

Puis, les tensions de phase d'entrée et le courant de sortie peuvent être écrits en fonction de :

$$i_a + i_b + i_c = 0 \quad (\text{I.31})$$

Les tensions d'entrée entre phases du redresseur MLI peuvent être décrites par :

$$\begin{cases} U_{sab} = (S_a - S_b)V_{dc} \\ U_{sbc} = (S_b - S_c)V_{dc} \\ U_{sca} = (S_c - S_a)V_{dc} \end{cases} \quad (\text{I.32})$$

I.7 Stratégie de la commande à MLI

La modulation par largeur d'impulsions (MLI) est une méthode de base en électronique de puissance pour contrôler la puissance délivrée à une charge en faisant varier la largeur des impulsions de tension. La technique MLI sinus-triangle est une technique populaire qui compare un signal de référence sinusoïdal avec une onde porteuse triangulaire pour générer des impulsions proportionnelles à l'amplitude du signal.

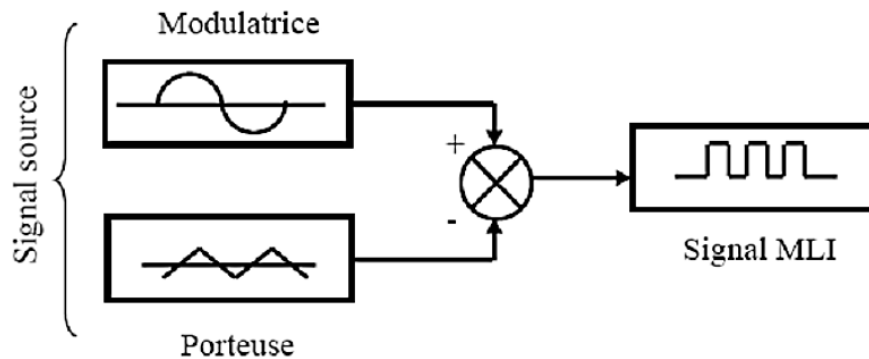


FIGURE I.16 – Schéma synoptique d'un MLI sinus triangle

Deux paramètres caractérisent cette commande si la référence est sinusoïdale :

- L'indice de modulation m qui définit le rapport entre la fréquence f_p de la porteuse et la fréquence f_r de la référence :

$$m = \frac{f_p}{f_r} \quad (\text{I.33})$$

- - Le taux de modulation r (ou indice de réglage en tension ou encore rapport cyclique) qui donne le rapport de l'amplitude de la modulante V_r à la valeur crête V_p de la porteuse :

$$r = \frac{V_r}{V_p} \quad (\text{I.34})$$

I.8 Conclusion

La modélisation détaillée présentée dans ce chapitre constitue une base solide pour l'analyse et la conception des stratégies de commande visant à optimiser les performances du système éolien. En effet, une représentation précise du comportement dynamique de la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), associée à celle de la turbine et des convertisseurs statiques, est indispensable pour mettre en œuvre des techniques de contrôle avancées.

Dans ce contexte, le chapitre suivant sera consacré à l'étude et à l'application de la commande vectorielle (FOC – Field Oriented Control), largement utilisée dans les systèmes d'entraînement à vitesse variable pour sa capacité à assurer un contrôle indépendant du flux et du couple. Après avoir rappelé les fondements théoriques de cette méthode, nous présenterons sa mise en œuvre sur le modèle développé, ainsi que les résultats obtenus en simulation.

Chapitre II

Commande vectorielle de la génératrice synchrone à aimants permanents

II.1 Introduction

La commande vectorielle, également connue sous le nom de Field Oriented Control (FOC), constitue une stratégie de contrôle avancée largement utilisée dans les entraînements électriques à vitesse variable, notamment dans les systèmes éoliens intégrant une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) [19]. Cette approche permet de découpler les grandeurs magnétiques et mécaniques pour assurer un contrôle indépendant du flux et du couple, ce qui améliore significativement les performances dynamiques et statiques du système global [20].

Dans ce chapitre, nous présentons l'application de la commande vectorielle à la GSAP dans le contexte d'un système éolien. L'objectif principal est de maîtriser les flux d'énergie entre la turbine, la génératrice et le réseau électrique, tout en optimisant la puissance extraite du vent grâce à la stratégie MPPT (Maximum Power Point Tracking) [17].

Plus précisément, ce chapitre traite : Du principe de la commande vectorielle, de la régulation de la vitesse mécanique via le suivi du point de puissance maximale (MPPT), de la commande des courants statoriques i_d et i_q pour un contrôle optimal du couple électromagnétique, de la régulation de la tension du bus continu, assurée par la coordination entre le redresseur côté machine et l'onduleur côté réseau, de la régulation de la puissance réactive, afin de respecter les normes de raccordement au réseau électrique, et enfin, de la commande des courants i_d et i_q côté réseau, garantissant une injection sinusoïdale de qualité avec un facteur de puissance contrôlable.

L'ensemble de cette architecture de commande sera modélisé et simulé sous l'environnement MATLAB/Simulink, afin de valider les performances du système global face aux variations de la vitesse du vent et aux sollicitations du réseau.

II.2 Principe de la commande vectorielle

La commande vectorielle (ou Field Oriented Control - FOC) est une stratégie de contrôle avancée largement utilisée dans les entraînements électriques modernes, notamment pour les génératrices synchrones à aimants permanents (GSAP) dans les systèmes éoliens. Elle repose sur la transformation des grandeurs triphasées en un référentiel tournant synchrone avec le rotor, permettant un contrôle indépendant du flux magnétique et du couple électromagnétique [17].

La figure II.1 présente schématiquement l'ensemble de cette architecture de commande vectorielle appliquée à la GSAP, intégrant les différentes boucles de régulation et les transformations de coordonnées.

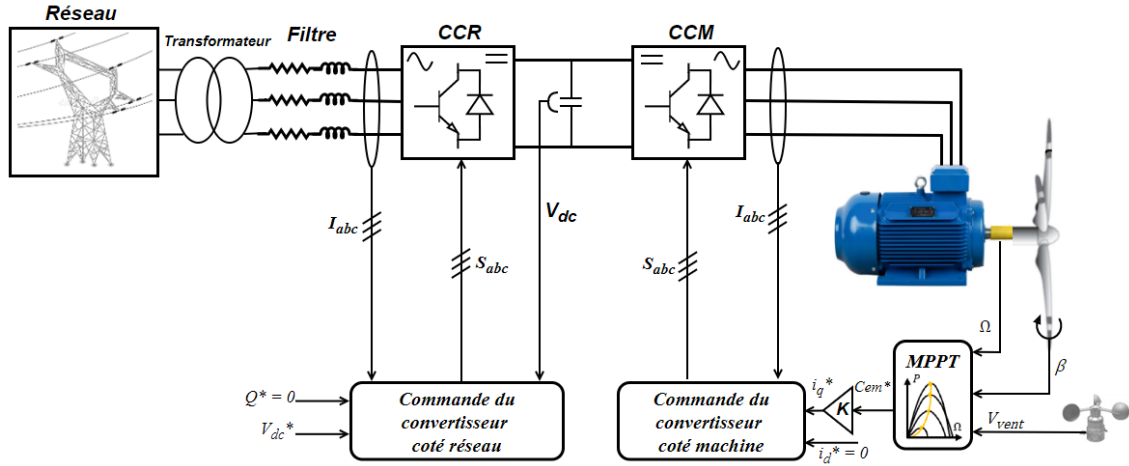


FIGURE II.1 – Structure générale de la commande appliquée à la GSAP

Le courant i_d est maintenu à zéro :

$$i_d = 0 \implies i_q = i_s \quad (\text{II.1})$$

Le couple électromagnétique C_{em} dans le référentiel (d, q) est donné par l'expression suivant :

$$C_{em} = \frac{3}{2}p[(L_d - L_q)i_d i_q + \varphi_f i_q] \quad (\text{II.2})$$

où :

- p : nombre de paires de pôles,
- L_d : inductance en axe direct,
- L_q : inductance en axe quadrature,
- φ_f : flux magnétique permanent,
- i_d : courant direct,
- i_q : courant en quadrature.

Lorsqu'on néglige le courant i_d (c'est-à-dire $i_d = 0$), l'équation devient :

$$C_{em} = \frac{3}{2}p\varphi_f i_q \quad (\text{II.3})$$

Comme le flux est constant, le couple électromagnétique est directement proportionnel à i_q donc :

$$C_{em} = k \cdot i_q \quad \text{avec} \quad k = \frac{3}{2} \cdot p \cdot \varphi_f \quad (\text{II.4})$$

où k est une constante de proportionnalité qui dépend du nombre de paires de pôles p et du flux magnétique permanent φ_f .

II.2.1 Régulation et découplage de la commande vectorielle

La commande vectorielle repose sur le principe de découplage entre les grandeurs magnétiques et mécaniques dans le référentiel (d, q) synchronisé avec le rotor de la machine. Ce découplage permet de simplifier la formulation des équations de la machine ainsi que celles du système de régulation, ce qui facilite le dimensionnement des régulateurs [21].

II.3 Modèle de la machine commandée

Le modèle électromagnétique de la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) dans le référentiel (d,q) est donné par :

$$\begin{cases} v_d = R_s i_d + L_d \frac{di_d}{dt} - \omega L_q i_q \\ v_q = R_s i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + \omega (L_d i_d + \varphi_f) \end{cases} \quad (\text{II.5})$$

où :

v_d et v_q : tensions statoriques dans les axes d et q,

i_d et i_q : courants statoriques dans les axes d et q,

R_s : résistance statorique,

L_d et L_q : inductances directe et quadrature,

ω : vitesse électrique,

φ_f : flux magnétique permanent.

II.3.1 Introduction des variables de commande V_{d1} et V_{q1}

Pour simplifier la commande, on introduit deux nouvelles variables de commande, V_{d1} et V_{q1} , définies comme suit :

$$\begin{cases} V_d = V_{d1} - e_{emd} \\ V_q = V_{q1} + e_{emq} \end{cases} \quad (\text{II.6})$$

où :

e_{emd} : tension électromotrice dans l'axe d,

e_{emq} : tension électromotrice dans l'axe q.

Les expressions de V_{d1} et V_{q1} sont données par :

$$\begin{cases} V_{d1} = L_d \frac{di_d}{dt} + R_s i_d \\ V_{q1} = L_q \frac{di_q}{dt} + R_s i_q \end{cases} \quad (\text{II.7})$$

II.3.2 Définition des tensions électromotrices e_{emd} et e_{emq}

Les tensions électromotrices e_{emd} et e_{emq} sont définies comme suit :

$$\begin{cases} e_{emd} = \omega L_q i_q \\ e_{emq} = \omega (L_d i_d + \varphi_f) \end{cases} \quad (\text{II.8})$$

II.3.3 Équations simplifiées après découplage

En utilisant les variables de commande V_{d1} et V_{q1} , les équations de la machine deviennent :

$$\begin{cases} i_d = \frac{1}{R_s + sL_d} V_{d1} \\ i_q = \frac{1}{R_s + sL_q} V_{q1} \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

où s est la variable de Laplace.

Le schéma de la figure (II.2) représente les correcteurs et le découplage des courants :

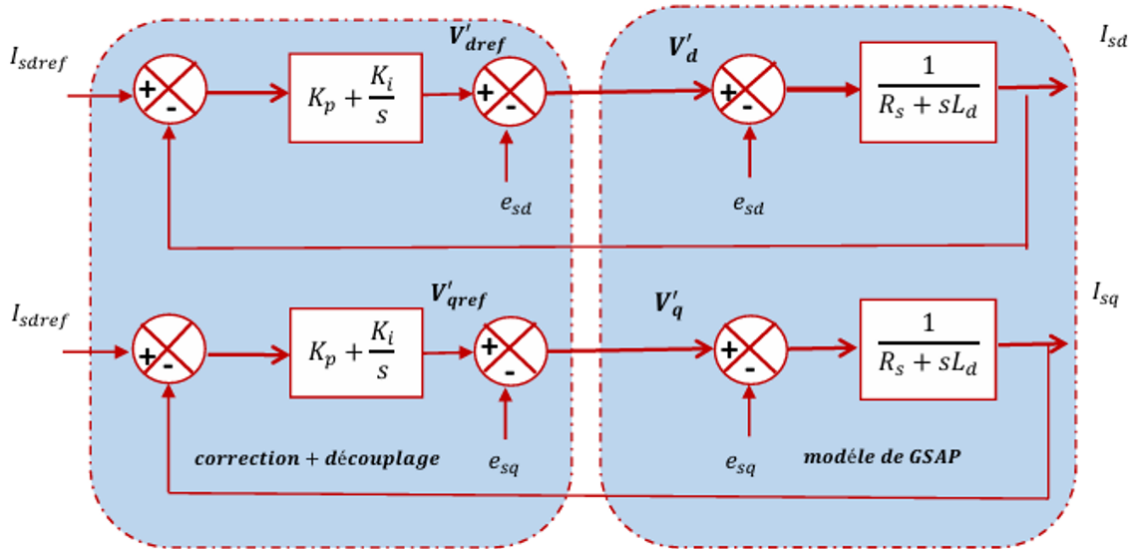


FIGURE II.2 – Principe de la régulation et découplage par compensation

II.4 Régulation des courants i_d et i_q

II.4.1 Régulateur de courant i_d

La Figure II.3 représente la boucle de régulation du courant statorique i_d .

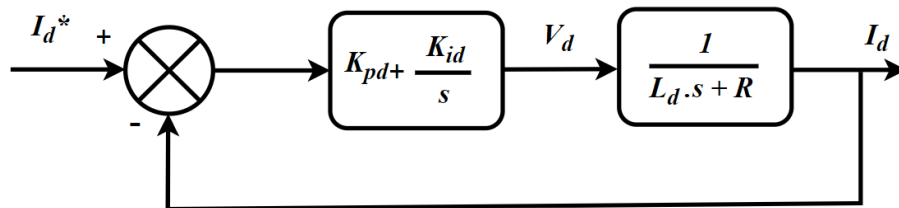


FIGURE II.3 – Boucle de régulation du courant i_d

La fonction de transfert en boucle ouverte est donnée par :

$$FTBO(s) = \left(K_{pd} + \frac{K_{id}}{s} \right) \left(\frac{1}{sL_d + R_s} \right) \quad (II.10)$$

En développant cette expression :

$$FTBO(s) = \frac{K_{id}}{s} (1 + T_i \cdot s) \left(\frac{1/R_s}{1 + T_d \cdot s} \right) \quad (II.11)$$

Avec :

$$T_d = \frac{L_d}{R_s} \quad \text{et} \quad T_i = \frac{K_{pd}}{K_{id}} \quad (II.12)$$

Où :

- K_{pd} : gain d'action proportionnel.
- K_{id} : gain d'action intégral.
- T_i et la constane du temps d'action intégrale.
- L_d : inductance directe.
- R_s : résistance statorique.
- T_d et la constane du temps électrique.

On suppose que : $T_d = T_i$. Ainsi, l'expression complète devient :

$$FTBO(s) = \frac{K_{id}}{s \cdot R_s} \quad (\text{II.13})$$

La fonction de transfert en boucle fermée est donnée par :

$$FTBF(s) = \frac{FTBO(s)}{1 + FTBO(s)} \quad (\text{II.14})$$

$$FTBF(s) = \frac{\frac{K_{id}}{s \cdot R_s}}{1 + \frac{K_{id}}{s \cdot R_s}} = \frac{K_{id}}{s \cdot R_s + K_{id}} \quad (\text{II.15})$$

$$FTBF(s) = \frac{1}{1 + \frac{s \cdot K_{id}}{R_s}} = \frac{1}{s \cdot \tau + 1} \quad (\text{II.16})$$

Avec :

$$\tau = \frac{K_{id}}{R_s} \quad (\text{II.17})$$

Supposons que le temps de réponse T_r soit égal à $3 \cdot \tau$. Les gains du régulateur PI peuvent alors être calculés, par la méthode de compensation des pôles, comme suit :

$$\begin{cases} T_r = 3 \cdot \tau & \Rightarrow & K_{id} = \frac{3 \cdot R_s}{T_r} \\ \frac{K_{pd}}{K_{id}} = \frac{L_d}{R_s} & \Rightarrow & K_{pd} = \frac{3 \cdot L_d}{T_r} \end{cases} \quad (\text{II.18})$$

Avec :

II.4.2 Régulateur de courant i_q

La Figure II.4 illustre la boucle de régulation du courant statorique i_q .

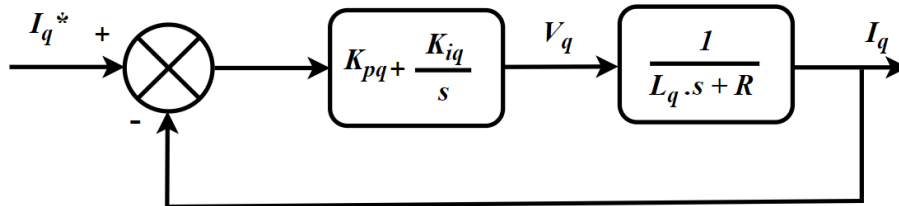


FIGURE II.4 – Boucle de régulation du courant i_q

Avec le même principe utilisé pour la régulation du courant i_d , l'inductance L_d est remplacée par l'inductance L_q . Les gains K_p et K_i sont calculés de manière similaire :

$$\begin{cases} T_r = 3 \cdot T_q & \Rightarrow & K_{iq} = \frac{3 \cdot R_s}{T_r} \\ \frac{K_{pq}}{K_{iq}} = \frac{L_q}{R_s} & \Rightarrow & K_{pq} = \frac{3 \cdot L_q}{T_r} \end{cases} \quad (\text{II.19})$$

Où :
 - $T_q = \frac{L_q}{R_s}$: constante de temps associée à l'inductance quadrature.

II.5 Régulation de vitesse Ω de la MPPT

La Figure II.5 représente la boucle de régulation de vitesse pour une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP).

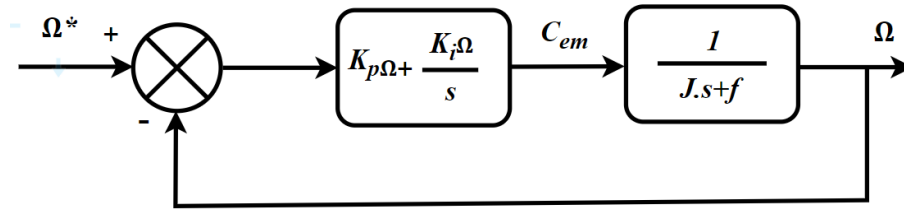


FIGURE II.5 – Boucle de régulation de vitesse pour la GSAP

La fonction de transfert en boucle ouverte correspond au produit des blocs entre l'entrée Ω^* et la sortie Ω .

L'expression est donnée par :

$$FTBO(s) = \left(K_{p\Omega} + \frac{K_{i\Omega}}{s} \right) \cdot \frac{1}{J s + f} \quad (\text{II.20})$$

En développant cette expression :

$$FTBO(s) = \frac{K_{p\Omega} s + K_{i\Omega}}{s(J s + f)} \quad (\text{II.21})$$

Ainsi, la **fonction de transfert en boucle ouverte (FTBO)** est :

$$FTBO(s) = \frac{K_{p\Omega} s + K_{i\Omega}}{s(J s + f)} \quad (\text{II.22})$$

En boucle fermée avec retour unitaire, la fonction de transfert est donnée par :

$$FTBF(s) = \frac{FTBO(s)}{1 + FTBO(s)} \quad (\text{II.23})$$

$$FTBF(s) = \frac{\frac{K_{p\Omega} s + K_{i\Omega}}{s(J s + f)}}{1 + \frac{K_{p\Omega} s + K_{i\Omega}}{s(J s + f)}} \quad (\text{II.24})$$

Rationalisons le dénominateur :

$$FTBF(s) = \frac{K_{p\Omega} s + K_{i\Omega}}{s(J s + f) + K_{p\Omega} s + K_{i\Omega}} \quad (\text{II.25})$$

Simplifions :

$$T(s) = \frac{K_{p\Omega}s + K_{i\Omega}}{s^2J + s(f + K_{p\Omega}) + K_{i\Omega}} \quad (\text{II.26})$$

Pour déterminer les valeurs de $K_{p\Omega}$ et $K_{i\Omega}$, on utilise généralement la méthode de placement des pôles. On souhaite que la FTBF ressemble à celle d'un système du second ordre standard. Comparons les deux formes :

$$FTBF_{\text{ref}}(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2} \quad (\text{II.27})$$

et

$$FTBF(s) = \frac{(K_{p\Omega}s + K_{i\Omega})/J}{s^2 + \frac{s(f+K_{p\Omega})}{J} + \frac{K_{i\Omega}}{J}} \quad (\text{II.28})$$

À partir des identifications ci-dessus, on obtient :

$$\begin{cases} K_{p\Omega} = 2\varepsilon \cdot \omega_n \cdot J - f \\ K_{i\Omega} = J \cdot \omega_n^2 \end{cases} \quad (\text{II.29})$$

- ω_n : pulsation naturelle désirée (détermine la rapidité de réponse).
- ξ : coefficient d'amortissement (détermine le dépassement et la stabilité).

II.6 Pitch control

La figure ci-dessous représente la boucle de commande du système de régulation de l'angle de pitch, couramment utilisée dans les éoliennes à vitesse variable. L'objectif de cette régulation est de maintenir une grandeur cible, telle que la puissance active ou la vitesse de rotation, à une valeur de consigne prédéfinie.

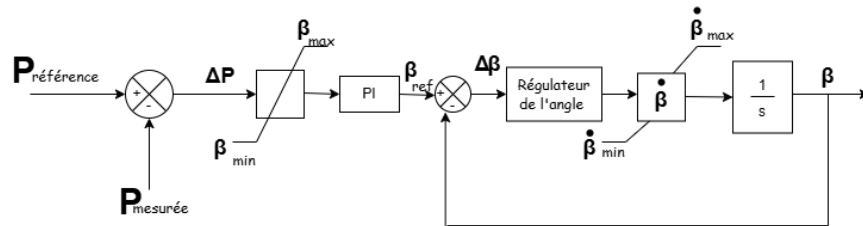


FIGURE II.6 – Schéma bloc de la commande de l'angle β

L'entrée du système est l'erreur entre la grandeur mesurée et la consigne. Cette erreur est traitée par un régulateur proportionnel-intégral (PI), qui génère un signal de commande destiné à corriger l'écart. La sortie du régulateur est ensuite convertie en une consigne de variation d'angle de pitch, notée $\dot{\beta}$, représentant la vitesse angulaire d'ajustement des pales.

Ce signal est intégré à l'aide d'un bloc $\frac{1}{s}$ pour obtenir la valeur absolue de l'angle de pitch β . Afin de respecter les limites physiques de l'actionneur, une saturation est appliquée sur l'angle β , généralement borné entre 0° (pales complètement ouvertes) et 90° (pales complètement fermées). Mathématiquement, cela se traduit par :

$$\beta(t) = \text{sat} \left(\int \dot{\beta}(t) dt \right), \quad \text{où } \beta(t) \in [0^\circ, 90^\circ] \quad (\text{II.30})$$

Le régulateur de l'angle ajuste ainsi dynamiquement l'orientation des pales en fonction des conditions de vent, permettant de réguler la puissance mécanique extraite du vent et d'éviter la surcharge de la génératrice en cas de vents forts. Cette stratégie permet de garantir un fonctionnement stable et sécurisé, notamment en maintenant la puissance à sa valeur nominale au-delà de la vitesse de vent nominale.

II.7 Régulation des courants du côté réseau

La Figure II.7 représente une boucle de régulation des courants $I_{d,q}^*$ (réseau) dans le repère (d-q).

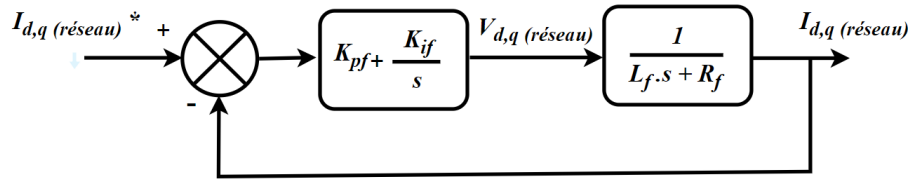


FIGURE II.7 – Boucle de régulation des courants du côté réseau

La fonction de transfert en boucle ouverte correspond au produit des blocs entre l'entrée $I_{d,q}^*$ et la sortie $I_{d,q}$. L'expression est donnée par :

$$FTBO(s) = \left(K_{pf} + \frac{K_{if}}{s} \right) \cdot \frac{1}{L_f s + R_f} \quad (\text{II.31})$$

Développons cela :

$$FTBO(s) = \frac{K_{pf}s + K_{if}}{s(L_f s + R_f)} \quad (\text{II.32})$$

En boucle fermée avec retour unitaire, la fonction de transfert est donnée par :

$$FTBF(s) = \frac{FTBO(s)}{1 + FTBO(s)} \quad (\text{II.33})$$

Substituons $FTBO(s)$:

$$FTBF(s) = \frac{\frac{K_{pf}s + K_{if}}{s(L_f s + R_f)}}{1 + \frac{K_{pf}s + K_{if}}{s(L_f s + R_f)}} \quad (\text{II.34})$$

Rationalisons le dénominateur :

$$FTBF(s) = \frac{K_{pf}s + K_{if}}{s(L_f s + R_f) + K_{pf}s + K_{if}} \quad (\text{II.35})$$

Simplifions :

$$FTBF(s) = \frac{K_{pf}s + K_{if}}{s^2 L_f + s(R_f + K_{pf}) + K_{if}} \quad (\text{II.36})$$

Pour déterminer les valeurs de K_{pf} et K_{if} , on utilise la méthode des placement des pôles. On souhaite que la FTBF ressemble à celle d'un système du second ordre standard. Comparons les deux formes :

$$FTBF(s) = \frac{(K_{pf}s + K_{if})/L_f}{s^2 + \frac{s(R_f + K_{pf})}{L_f} + \frac{K_{if}}{L_f}} \quad (\text{II.37})$$

et

$$FTBF_{\text{ref}}(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2} \quad (\text{II.38})$$

À partir des identifications ci-dessus, on obtient :

$$\begin{cases} K_{pf} = 2\varepsilon \cdot \omega_n \cdot L_f - R_f \\ K_{if} = L_f \cdot \omega_n^2 \end{cases} \quad (\text{II.39})$$

II.8 Régulation de la puissance réactive Q

La Figure II.8 représente la boucle de régulation de la puissance réactive (Q).

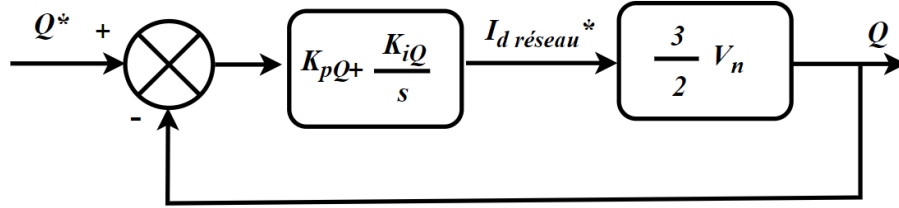


FIGURE II.8 – Boucle de régulation de la puissance réactive (Q)

La fonction de transfert en boucle ouverte correspond au produit des blocs entre l'entrée Q^* et la sortie Q . L'expression est donnée par :

$$FTBO_Q(s) = \left(K_{pQ} + \frac{K_{iQ}}{s} \right) \cdot \frac{3}{2V_n} \quad (\text{II.40})$$

Développons cela :

$$FTBO_Q(s) = \frac{K_{pQ}s + K_{iQ}}{s} \cdot \frac{3}{2V_n} = \frac{3(K_{pQ}s + K_{iQ})}{2V_n s} \quad (\text{II.41})$$

En boucle fermée avec retour unitaire, la fonction de transfert est donnée par :

$$FTBF_Q(s) = \frac{FTBO_Q(s)}{1 + FTBO_Q(s)} \quad (\text{II.42})$$

Substituons $FTBO_Q(s)$:

$$FTBF_Q(s) = \frac{\frac{3(K_{pQ}s + K_{iQ})}{2V_n s}}{1 + \frac{3(K_{pQ}s + K_{iQ})}{2V_n s}} \quad (\text{II.43})$$

Rationalisons le dénominateur :

$$FTBF_Q(s) = \frac{3(K_{pQ} \cdot s + K_{iQ})}{2V_n \cdot s + 3(K_{pQ} \cdot s + K_{iQ})} \quad (\text{II.44})$$

Simplifions :

$$FTBF_Q(s) = \frac{3 \cdot (K_{pQ} \cdot s + K_{iQ})}{(2V_n + 3K_{pQ}) \cdot s + 3K_{iQ}} \quad (\text{II.45})$$

Pour déterminer les valeurs de K_{pQ} et K_{iQ} , on utilise la méthode de placement des pôles. On souhaite que la FTBF ressemble à celle d'un système du second ordre standard. Comparons les deux formes :

$$FTBF_Q(s) = \frac{3 \cdot (K_{pQ} \cdot s + K_{iQ})}{(2V_n + 3K_{pQ}) \cdot s + 3K_{iQ}} \quad (\text{II.46})$$

et

$$FTBF_{\text{ref}}(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2} \quad (\text{II.47})$$

On identifie terme à terme :

- Coefficient de s : $2V_n + 3K_{pQ} = 2\xi\omega_n$
- Constante : $3K_{iQ} = \omega_n^2$

À partir des identifications ci-dessus, on obtient :

$$\begin{cases} K_{pQ} = \frac{2\xi\omega_n - 2V_n}{3} \\ K_{iQ} = \frac{\omega_n^2}{3} \end{cases} \quad (\text{II.48})$$

II.9 Régulation de la tension du bus continu (V_{dc})

La Figure II.9 représente la boucle de régulation de la tension du bus continu (V_{dc}).

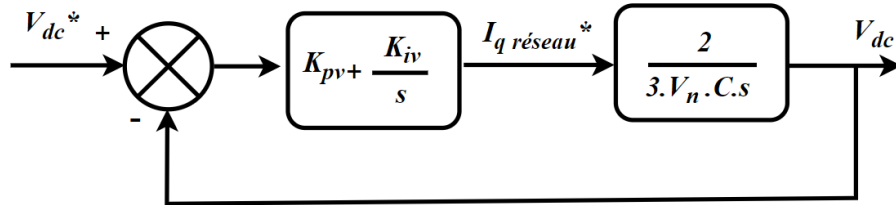


FIGURE II.9 – Boucle de régulation de la tension du bus continu (V_{dc})

La fonction de transfert en boucle ouverte correspond au produit des blocs entre l'entrée V_{dc}^* et la sortie V_{dc} . L'expression est donnée par :

$$FTBO_{V_{dc}}(s) = \left(K_{pv} + \frac{K_{iv}}{s} \right) \cdot \frac{2}{3V_n C s} \quad (\text{II.49})$$

Développons cela :

$$FTBO_{V_{dc}}(s) = \frac{K_{pv} \cdot s + K_{iv}}{s} \cdot \frac{2}{3 \cdot V_n \cdot C \cdot s} = \frac{2(K_{pv} \cdot s + K_{iv})}{3 \cdot V_n \cdot C \cdot s^2} \quad (\text{II.50})$$

En boucle fermée avec retour unitaire, la fonction de transfert est donnée par :

$$FTBF_{V_{dc}}(s) = \frac{FTBO_{V_{dc}}(s)}{1 + FTBO_{V_{dc}}(s)} \quad (\text{II.51})$$

Substituons $FTBO_{V_{dc}}(s)$:

$$FTBF_{V_{dc}}(s) = \frac{\frac{2 \cdot (K_{pv} \cdot s + K_{iv})}{3 \cdot V_n \cdot C \cdot s^2}}{1 + \frac{2 \cdot (K_{pv} \cdot s + K_{iv})}{3 \cdot V_n \cdot C \cdot s^2}} \quad (\text{II.52})$$

Rationalisons le dénominateur :

$$FTBF_{V_{dc}}(s) = \frac{2(K_{pv} \cdot s + K_{iv})}{3 \cdot V_n \cdot C \cdot s^2 + 2(K_{pv} \cdot s + K_{iv})} \quad (\text{II.53})$$

Simplifions :

$$FTBF_{V_{dc}}(s) = \frac{2 \cdot (K_{pv} \cdot s + K_{iv})}{3 \cdot V_n \cdot C \cdot s^2 + 2 \cdot K_{pv} \cdot s + 2 \cdot K_{iv}} \quad (\text{II.54})$$

Pour déterminer les valeurs de K_{pv} et K_{iv} , on utilise la méthode de placement des pôles. On souhaite que la FTBF ressemble à celle d'un système du second ordre standard. Comparons les deux formes :

$$FTBF_{V_{dc}}(s) = \frac{2 \cdot (K_{pv} \cdot s + K_{iv}) / 3 \cdot V_n \cdot C}{s^2 + \frac{2 \cdot K_{pv}}{3 \cdot V_n \cdot C} \cdot s + \frac{2 \cdot K_{iv}}{3 \cdot V_n \cdot C}} \quad (\text{II.55})$$

et

$$FTBF_{\text{ref}}(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2} \quad (\text{II.56})$$

On identifie terme à terme :

- Coefficient de s : $\frac{2 \cdot K_{pv}}{3 \cdot V_n \cdot C} = 2\xi\omega_n$
- Constante : $\frac{2 \cdot K_{iv}}{3 \cdot V_n \cdot C} = \omega_n^2$

À partir des identifications ci-dessus, on obtient :

$$\begin{cases} K_{pv} = 3 \cdot \xi \cdot \omega_n \cdot V_n \cdot C \\ K_{iv} = \frac{3}{2} \cdot \omega_n^2 \cdot V_n \cdot C \end{cases} \quad (\text{II.57})$$

II.10 Application de la commande vectorielle à la GSAP

La Figure II.10 illustre la structure générale de la commande vectorielle appliquée à la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), conformément à la modélisation détaillée présentée précédemment. Cette architecture intègre les principaux composants électriques et algorithmiques nécessaires pour assurer un contrôle précis des grandeurs électromécaniques dans le référentiel (d-q).

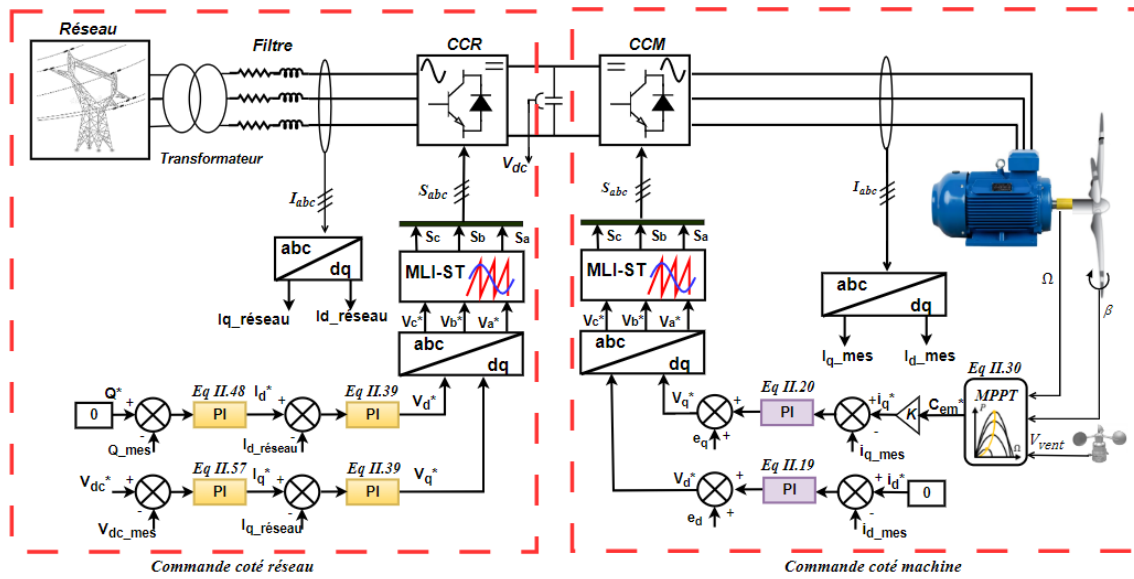


FIGURE II.10 – Structure générale de la commande vectorielle appliquée à la GSAP

II.11 Résultats de simulation

II.11.1 Profil du vent fixe

Dans ce scénario, la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) est simulée sous un profil de vent fixe (figure II.11) caractérisé par une augmentation rapide de la vitesse du vent au démarrage, suivie d'un plateau stable entre 2 et 8 secondes, puis d'une chute brutale à partir de 8 secondes jusqu'à une valeur inférieure. Ce profil reproduit des variations typiques rencontrées dans les conditions réelles d'exploitation éolienne.

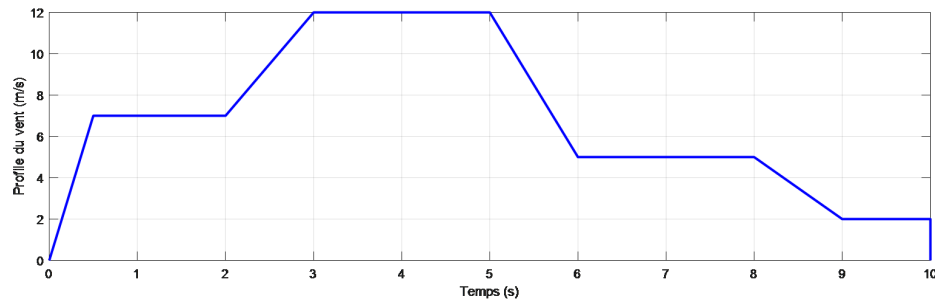


FIGURE II.11 – Profil du vent fixe

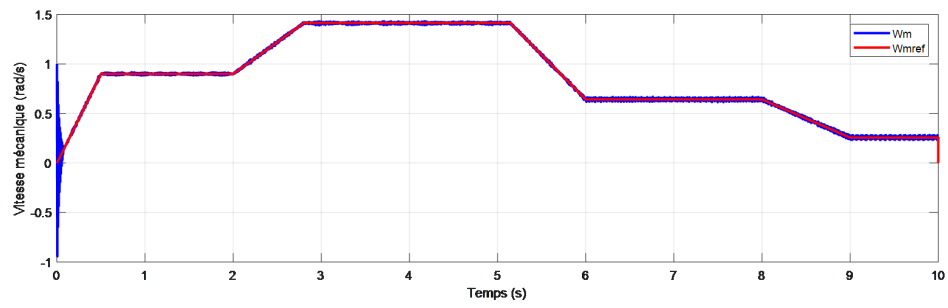


FIGURE II.12 – Vitesse mécanique

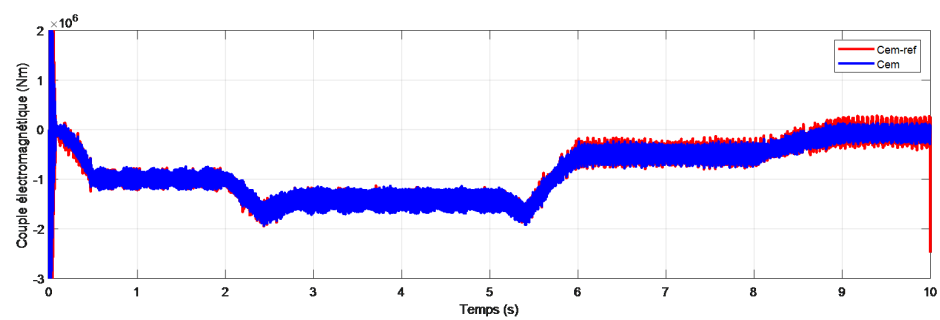


FIGURE II.13 – Couple électromagnétique

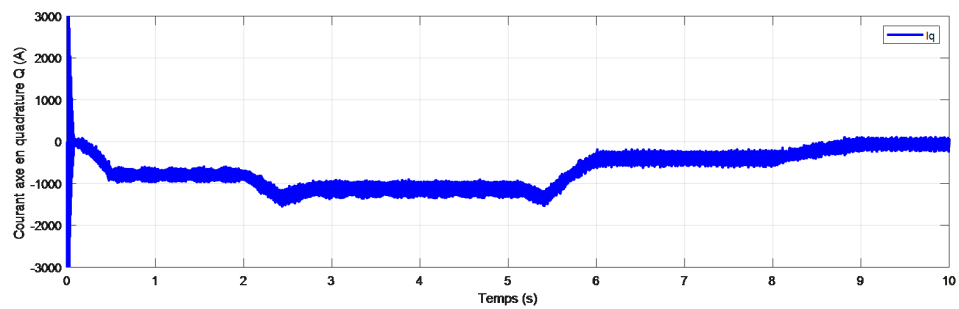


FIGURE II.14 – Courant I_q

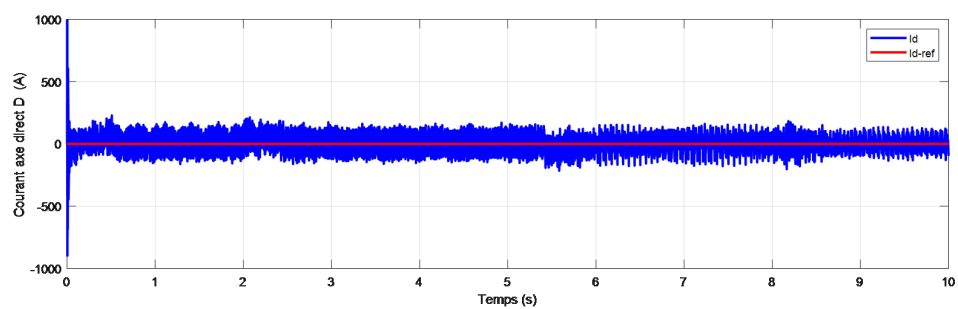


FIGURE II.15 – Courant I_d

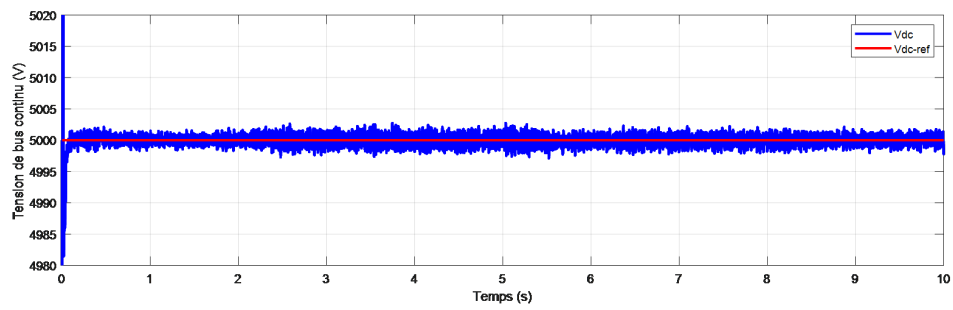


FIGURE II.16 – Tension V_{dc}

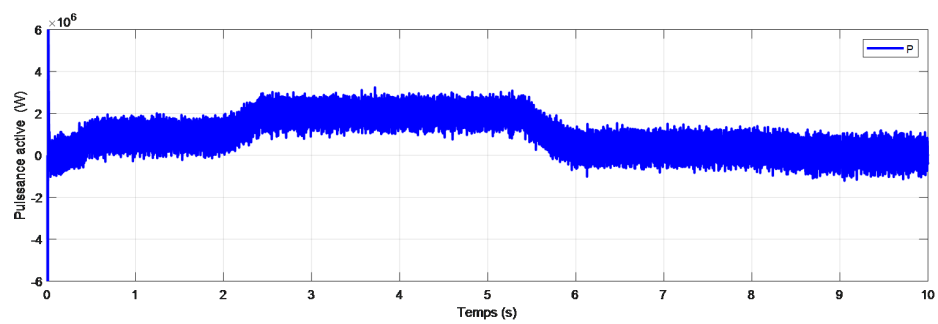


FIGURE II.17 – Puissance active

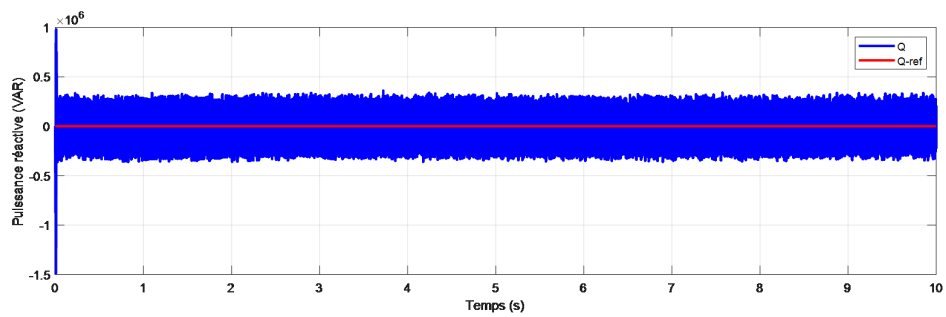


FIGURE II.18 – Puissance réactive

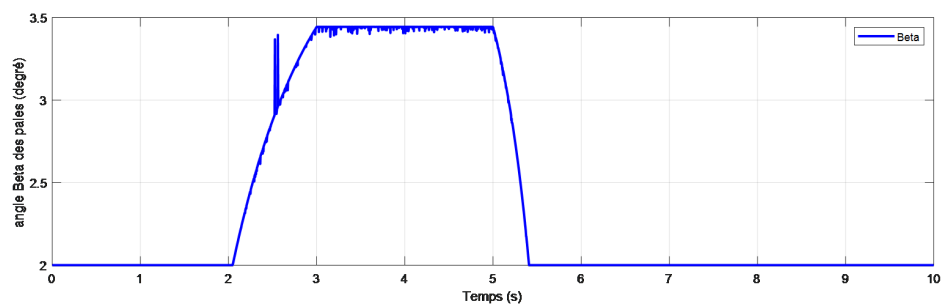


FIGURE II.19 – Angle de calage β

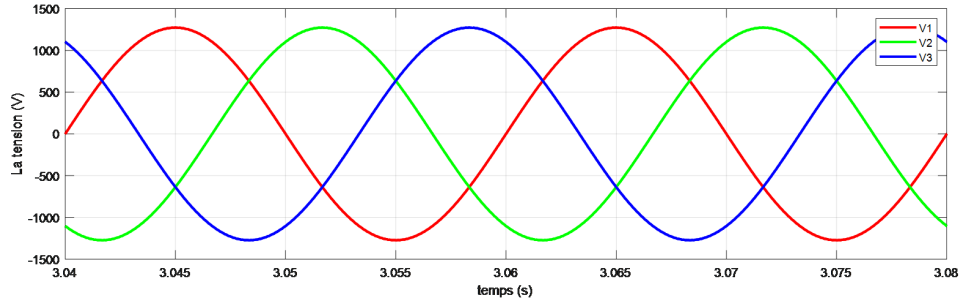


FIGURE II.20 – Tensions triphasée V_{abc}

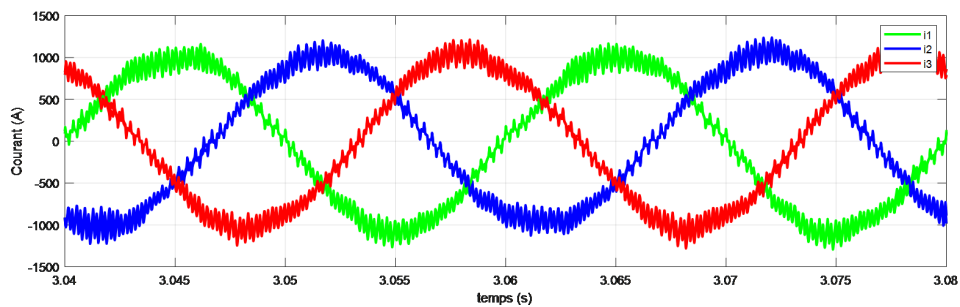


FIGURE II.21 – Courant triphasée I_{abc}

L'évolution de la vitesse mécanique (figure II.12) montre que la génératrice suit globalement la consigne imposée. Un léger retard au démarrage est observé, dû à l'inertie du système. Entre 2 et 6 secondes, la vitesse se stabilise correctement, montrant une bonne précision en régime permanent. Cependant, après 6 secondes, lors de la chute brutale du vent, le système met un certain temps à s'adapter, avec des oscillations faibles, indiquant une légère sensibilité, mais sans altérer la stabilité.

Le couple électromagnétique (figure II.13) suit globalement la consigne, mais présente des oscillations au démarrage (0–2 s) et après la chute du vent (après 6 s), dues à l'inertie du système ou aux limites du contrôleur. En régime stable (2–6 s), le suivi est précis. Ces fluctuations pourraient cependant générer des efforts mécaniques et des pertes supplémentaires.

L'évolution du courant en quadrature (i_q) (figure II.14) montre qu'il suit étroitement les variations du profil de vent, confirmant son rôle direct dans la production du couple électromagnétique et la gestion de la puissance active. Au démarrage (0–2 s), un pic transitoire est observé, probablement dû à la réponse dynamique du contrôleur ou à l'initialisation du système. Ce phénomène s'atténue rapidement, et entre 2 et 6 secondes, i_q se stabilise autour de sa valeur nominale, reflétant fidèlement la consigne imposée, ce qui traduit une bonne régulation en régime permanent. Cependant, après 6 secondes, lorsque la vitesse du vent chute brusquement, on note des oscillations temporaires avant la stabilisation sur la nouvelle valeur. Ces fluctuations pourraient générer des distorsions ou des pertes supplémentaires dans le convertisseur.

Le courant direct i_d (figure II.15) reste globalement proche de zéro, comme attendu avec la stratégie " $i_d = 0$ ", mais des écarts apparaissent pendant les phases transitoires. Ces

déviations, dues à des perturbations ou à des limites du contrôleur, montrent une certaine imprécision de la FOC face aux sollicitations rapides. Une amélioration du contrôle pourrait assurer une régulation plus fine sur l'ensemble du régime de fonctionnement.

La tension de bus continu (V_{dc}) (figure II.16) montre une bonne stabilité malgré une oscillation initiale au démarrage (0–2 s), probablement due aux phénomènes transitoires. Elle se stabilise rapidement autour de sa valeur cible (environ 5000 V) et reste proche de la consigne entre 2 et 6 secondes. Après 6 secondes, lors de la chute brutale du vent, elle présente une légère variation mais retrouve rapidement un régime stable. Ces résultats montrent que la commande vectorielle assure une régulation efficace de la tension Vdc même face à des perturbations.

La puissance active P (figure II.17) suit les variations du profil de vent avec une bonne stabilité : elle augmente rapidement au démarrage (0–2 s), se stabilise entre 2 et 6 secondes, puis diminue proportionnellement après la chute du vent (> 6 s), malgré quelques oscillations transitoires. Il est à noter que la puissance générée reste inférieure à 2 MW, ce qui s'explique par l'intervention de l'angle de calage (pitch control) qui limite la puissance mécanique extraite du vent afin de protéger la turbine et assurer un fonctionnement optimal. Ces résultats montrent que la commande vectorielle s'adapte efficacement aux variations du vent. Cependant, les fluctuations observées pendant les transitions pourraient générer des pertes supplémentaires ou affecter la qualité de la puissance injectée dans le réseau.

La puissance réactive Q (figure II.18) évolue autour d'une valeur proche de zéro tout au long de la simulation, ce qui montre que l'objectif de maintenir un facteur de puissance proche de l'unité est bien atteint. Entre 0 et 2 secondes, une légère oscillation initiale est observée, probablement due aux phénomènes transitoires du démarrage. À partir de 2 secondes et jusqu'à 6 secondes, la puissance réactive reste très stable et proche de zéro, ce qui traduit une bonne régulation par le contrôleur. Après 6 secondes, lors de la chute brutale de la vitesse du vent, quelques fluctuations supplémentaires apparaissent, mais elles restent marginalement faibles et sont rapidement corrigées.

L'évolution de l'angle de calage β (figure II.19) montre que le pitch control répond efficacement aux variations de la vitesse du vent. Lorsque le vent augmente, β s'ajuste rapidement pour limiter la puissance mécanique extraite (jusqu'à environ $3,5^\circ$), protégeant ainsi la turbine contre les surcharges. Après la chute du vent, l'angle revient à sa valeur initiale (2°), démontrant une bonne réactivité du système. Ces résultats confirment l'importance du pitch control dans la régulation de la puissance et la protection de la turbine.

Les tensions V_{abc} (figure II.20) et les courants I_{abc} (figure II.21) triphasés conservent une forme sinusoïdale à 50 Hz, confirmant un bon contrôle par la commande vectorielle. Cependant, des ondulations mineures apparaissent dans les courants, surtout pendant les transitions rapides du vent, ce qui pourrait générer des pertes ou affecter la qualité de la puissance.

II.11.2 Profil du vent variable

Cette simulation vise à évaluer les performances de la commande vectorielle appliquée à une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) dans des conditions réalistes d'exploitation éolienne. Pour cela, un profil de vent variable (figure II.22) a été utilisé, caractérisé par des fluctuations aléatoires autour d'une valeur moyenne, reproduisant les

variations imprévisibles de la vitesse du vent en environnement réel. Ce scénario permet de tester la capacité de la commande à maintenir un fonctionnement stable et précis malgré les perturbations externes. La simulation réalisée sous un profil de vent variant entre 4 m/s et 12 m/s.

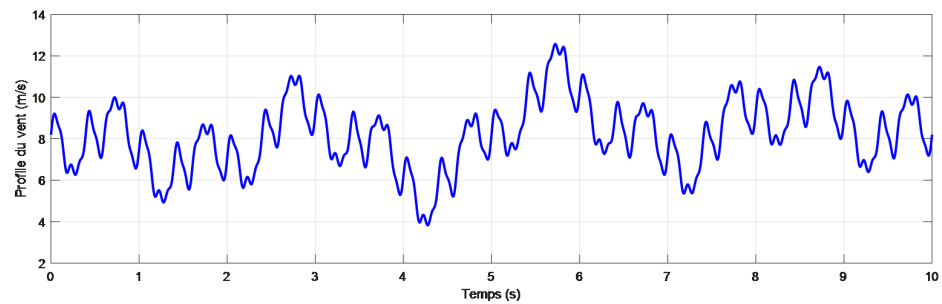


FIGURE II.22 – Profile du vent variable

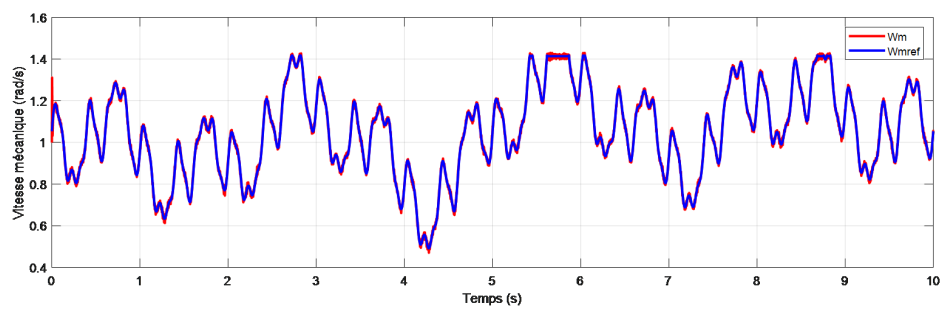


FIGURE II.23 – Vitesse mécanique

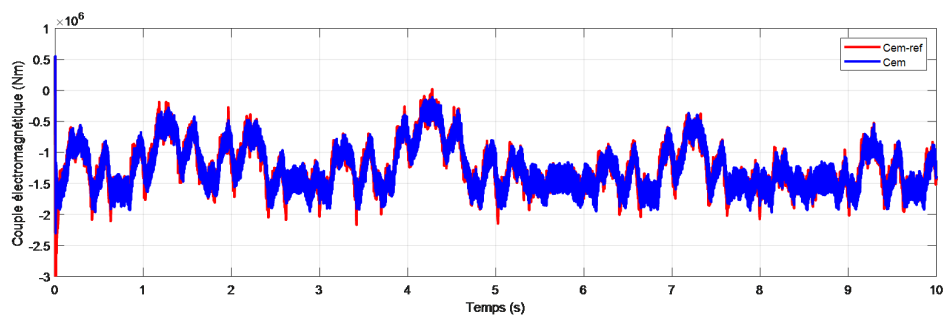


FIGURE II.24 – Couple électromagnétique

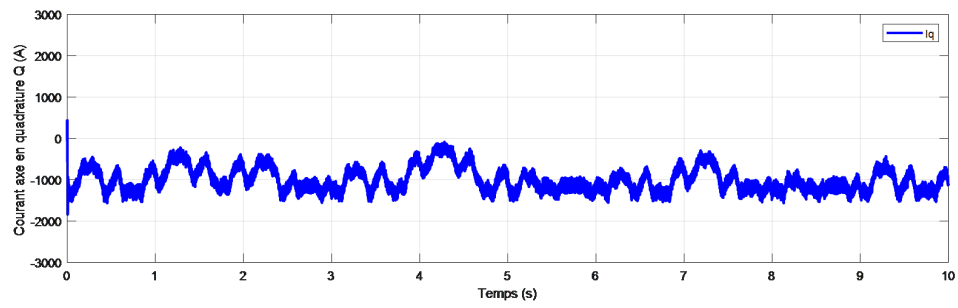


FIGURE II.25 – Courant I_q

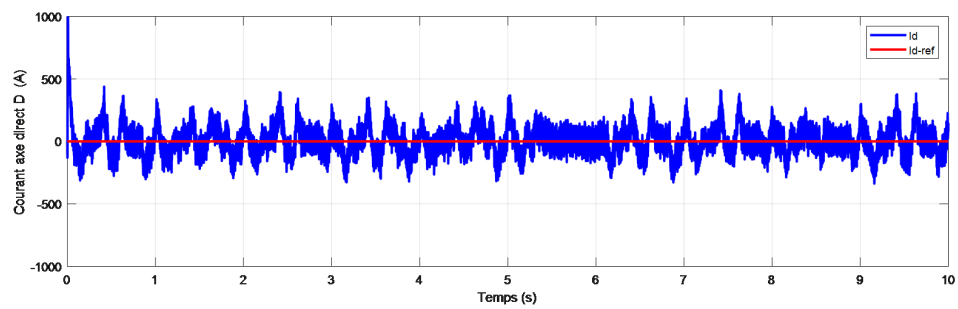


FIGURE II.26 – Courant I_d

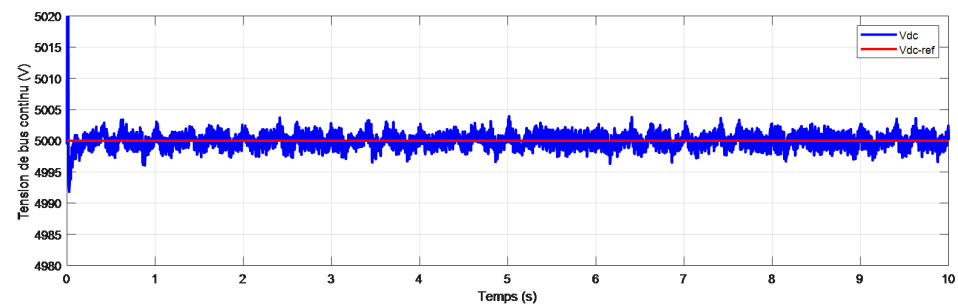


FIGURE II.27 – Tension V_{dc}

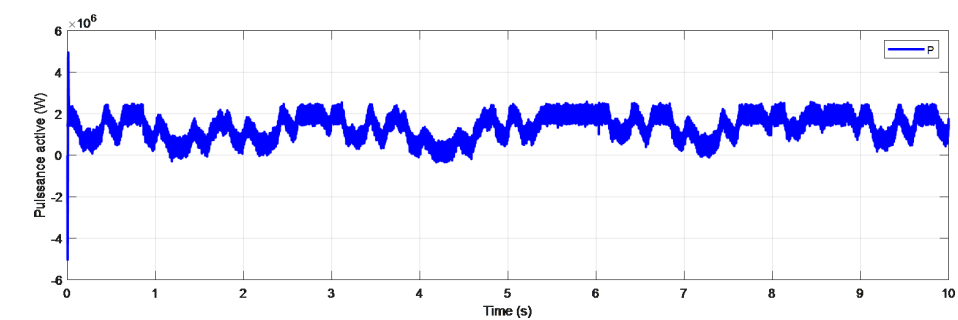


FIGURE II.28 – Puissance active

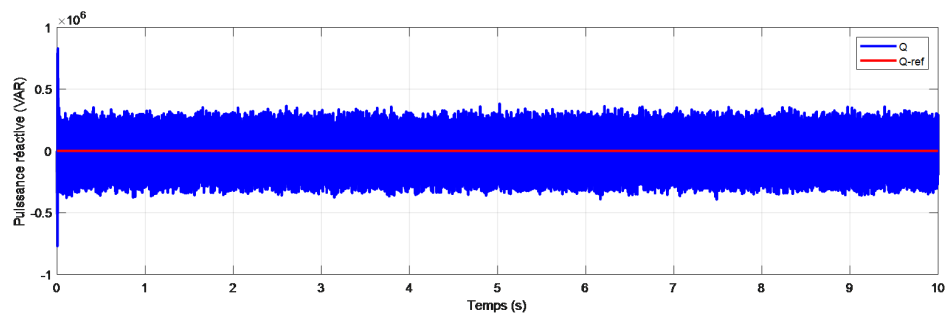


FIGURE II.29 – Puissance réactive

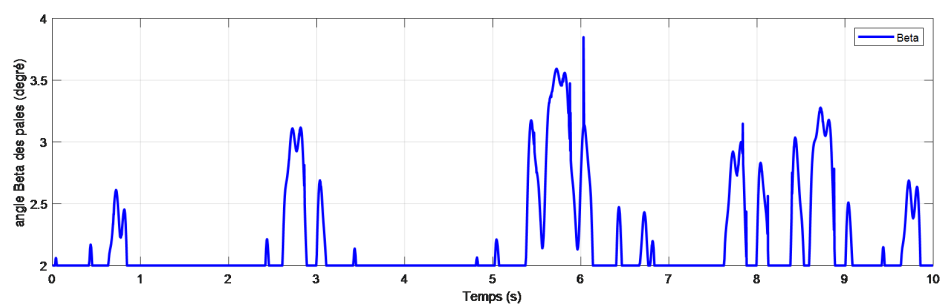


FIGURE II.30 – Angle de calage β

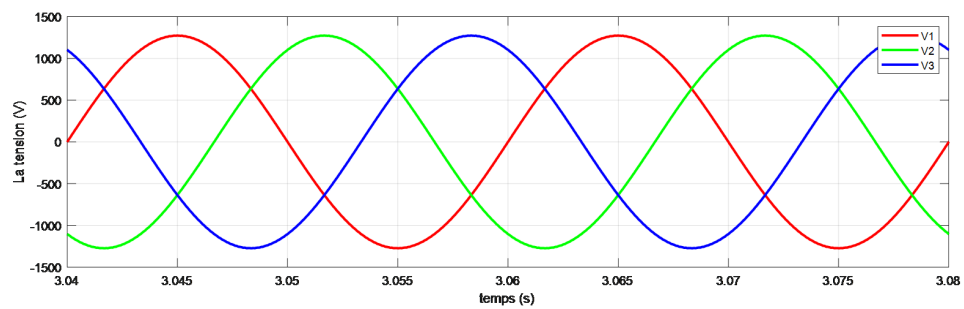


FIGURE II.31 – Tensions triphasée V_{abc}

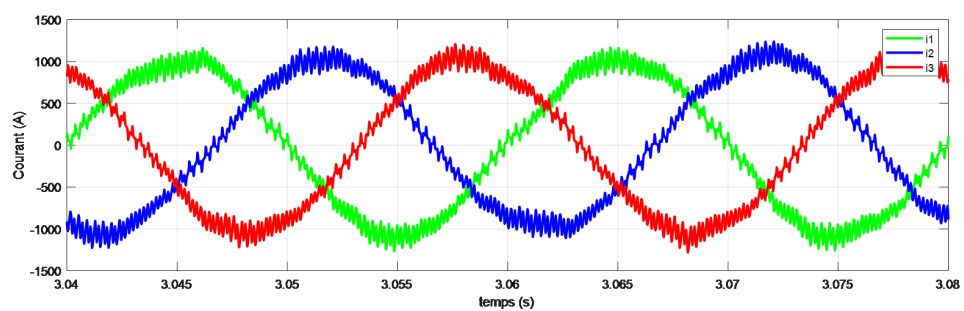


FIGURE II.32 – Courant triphasée I_{abc}

La vitesse mécanique (figure II.23) suit globalement la consigne (ω_{mref}), avec un temps de réponse estimé à environ 0,3 seconde . Cependant, lors des changements brusques de

la vitesse du vent (ex. : à $t = 2s$, $5s$ et $8s$), on observe de légères oscillations (environ $0,5rad/s$). Ces écarts montrent une certaine sensibilité du système aux perturbations externes, bien que la stabilité soit globalement maintenue.

Le couple électromagnétique C_{em} (figure II.24) varie entre $\sim 2.10^6 Nm$ et $+0.5.10^6 Nm$, en réponse directe aux variations de la vitesse du vent. On note des pics rapides lors des transitions de vent (ex. : à $t = 2s$ et $t = 6s$), indiquant une adaptation rapide du couple pour suivre la demande. Toutefois, ces variations entraînent des ondulations résiduelles, ce qui traduit une robustesse limitée de la commande vectorielle face aux perturbations.

Le courant I_q (figure II.25) varie entre $\sim 2000A$ et $+500A$, reflétant les ajustements nécessaires pour compenser les variations de la vitesse du vent et maintenir le couple désiré. Des oscillations plus prononcées apparaissent, particulièrement lors des pics de vent, montrant que la commande doit s'adapter dynamiquement à ces perturbations.

Le courant I_d (figure II.26) est maintenu proche de sa valeur de consigne ($I_{dref} = 0A$), confirmant la bonne régulation du flux magnétique. Les fluctuations observées ($500A$) sont minimales et restent tolérables. Cela démontre l'efficacité de la commande vectorielle pour contrôler indépendamment les composantes du courant statorique.

La figure montre que la tension de bus continu V_{dc} (figure II.27) est maintenue proche de sa consigne ($V_{dcref} = 5000V$) avec une précision remarquable. Les fluctuations observées autour de la consigne restent très faibles ($2V$), ce qui démontre une bonne régulation de la tension par le contrôleur. Cette stabilité est cruciale pour assurer une alimentation constante au convertisseur de puissance, même en présence de perturbations induites par le profil de vent variable. Cependant, ces petites oscillations indiquent une certaine sensibilité aux variations rapides de la vitesse du vent, bien qu'elle reste acceptable dans le cadre de cette approche linéaire.

L'évolution de la puissance active P (figure II.28) montre que, malgré les fluctuations importantes du vent, la commande vectorielle permet de maintenir une stabilité de la puissance active autour d'une valeur moyenne stable. Les oscillations observées reflètent les variations naturelles du vent, mais elles sont rapidement corrigées grâce à la régulation précise des courants statoriques i_d et i_q , ce qui garantit une réponse rapide et efficace aux perturbations environnementales.

La puissance réactive Q (figure II.29) montre que celle-ci est maintenue à peu près nulle ($Q0VAR$), conformément à la consigne ($Q_{ref} = 0VAR$). Cela signifie que la commande vectorielle réussit à minimiser les échanges de puissance réactive entre la génératrice et le réseau, ce qui est bénéfique pour l'efficacité globale du système. Toutefois, on observe des oscillations légères autour de la consigne ($0.1VAR$), reflétant une réponse dynamique du système aux variations de la vitesse du vent. Ces fluctuations, bien que minimales, soulignent une certaine sensibilité aux perturbations externes.

L'évolution de l'angle β des pales (figure II.30) montre des variations continues, oscillant entre 2 et 4. Ces ajustements sont nécessaires pour optimiser la capture d'énergie par les pales de l'éolienne en fonction de la vitesse du vent. Les pics observés (ex. : à $t = 3s$ et $t = 6s$) correspondent probablement à des changements rapides de la vitesse du vent, où le système ajuste rapidement l'angle des pales pour maximiser la production de puissance. Malgré ces ajustements fréquents, l'angle β reste stable dans l'ensemble, ce qui indique une bonne coordination entre la commande vectorielle et le contrôle des pales.

Le graphique des tensions statoriques (V_1, V_2, V_3) (figure II.31) montre également une

forme sinusoïdale, confirmant que la commande vectorielle maintient une tension triphasée équilibrée. Les tensions varient entre 1000V, ce qui est cohérent avec les spécifications du système. Comme pour les courants, on observe des petites fluctuations autour des signaux sinusoïdaux, attribuables aux variations de la vitesse du vent. Ces fluctuations sont moins marquées que celles des courants, ce qui peut être attribué à la nature filtrante du convertisseur de puissance utilisé dans la chaîne éolienne. Globalement, les tensions restent stables et respectent leur consigne, démontrant la capacité de la commande vectorielle à assurer une alimentation électrique de qualité.

La figure montre l'évolution des trois courants statorique (I_1, I_2, I_3) (figure II.32) sous la commande vectorielle. Les courbes présentent une forme sinusoïdale typique, indiquant une alimentation triphasée équilibrée. Cependant, des oscillations superposées sont observées, principalement sur les courants (I_1 et I_2), dues aux perturbations induites par le profil de vent variable. Ces fluctuations reflètent l'impact direct des variations de vitesse du vent sur la production de puissance et les courants injectés dans le réseau. Malgré ces oscillations, les courants restent globalement stables et bien régulés, garantissant une alimentation de qualité. Les valeurs maximales atteignent environ 1200A, correspondant à la demande de puissance imposée par le vent.

II.12 Création d'une Interface Graphique avec MATLAB GUIDE

L'environnement **GUIDE** de MATLAB permet de développer des interfaces graphiques (GUI). Une GUI est définie dans MATLAB par deux fichiers dépendants : un fichier figure (.fig) et un fichier script (.m). La programmation d'une GUI repose sur l'utilisation de *callbacks*, qui gèrent les interactions utilisateur, tandis que les échanges de données se font via des *handles* [22].

Le GUIDE de MATLAB (Figure II.33) est un outil graphique qui simplifie la création d'interfaces utilisateur.

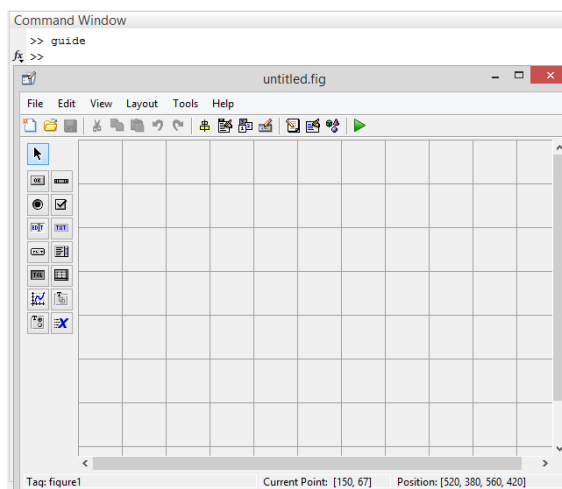


FIGURE II.33 – Création d'une interface graphique avec MATLAB GUIDE

Le placement des objets est effectué en sélectionnant des composants dans la boîte à outils (Figure II.33), puis en les plaçant et ajustant leurs dimensions à l'aide de la souris.

Un double-clic sur chaque objet ouvre un menu affichant ses propriétés (Figure II.34). Les modifications apportées aux objets sont immédiatement visibles. À la fin du processus, le code source de l'interface est généré automatiquement et enregistré sous deux fichiers portant le même nom, mais avec des extensions différentes [22] :

- Le premier fichier (.fig) contient la définition des objets graphiques.
- Le second fichier (.m) (Figure II.35) contient les lignes de code qui assurent le fonctionnement de l'interface graphique.

```

28 - gui_Singleton = 1;
29 - gui_State = struct('gui_Name',       mfilename, ...
30 -                 'gui_Singleton',  gui_Singleton, ...
31 -                 'gui_OpeningFcn', @CV_GSAP_OpeningFcn, ...
32 -                 'gui_OutputFcn',  @CV_GSAP_OutputFcn, ...
33 -                 'gui_LayoutFcn',  [], ...
34 -                 'gui_Callback',    []);
35 - if nargin && ischar(varargin{1})
36 -     gui_State.gui_Callback = str2func(varargin{1});
37 - end
38 -
39 - if nargout
40 -     [varargout{1:nargout}] = gui_mainfcn(gui_State, varargin{:});
41 - else
42 -     gui_mainfcn(gui_State, varargin{:});
43 - end
44 - % End initialization code - DO NOT EDIT
45 -
46 -
47 - % --- Executes just before CV_GSAP is made visible.
48 - function CV_GSAP_OpeningFcn(hObject, eventdata, handles, varargin)
49 - % This function has no output args, see OutputFcn.
50 - % hObject    handle to figure
51 - % eventdata reserved - to be defined in a future version of MATLAB
52 - % handles    structure with handles and user data (see GUIDATA)
53 - % varargin   command line arguments to CV_GSAP (see VARARGIN)
54 - axes(handles.axes1);
55 - img1=imread('tlemcen.jpeg');
    
```

FIGURE II.34 – Boîte à outils MATLAB GUIDE

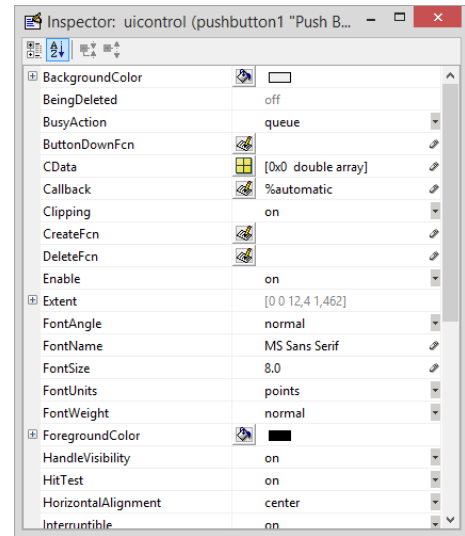


FIGURE II.35 – Programme de GUI (.m)

II.12.1 Étude sous Interface Graphique 'GUI' réalisée sous MATLAB

Pour analyser et visualiser les différents comportements dynamiques du système électro-énergétique étudié, nous avons développé une interface graphique GUI (Graphical User Interface) sous MATLAB. Cette approche avec le GUIDE de MATLAB nous a permis de :

- Analyser le système étudié après l'application des commandes.
- Effectuer le contrôle du système à partir des régulateurs PI.
- Optimiser les paramètres des régulateurs.
- Visualiser les résultats de la régulation grâce à la simulation du système.
- Tester la stabilité et la robustesse du système face à différentes situations.
- Étudier les différents modes de fonctionnement possibles.

L'interface graphique 'GUI' réalisée sous MATLAB pour exécuter ces opérations est représentée à la Figure II.36.

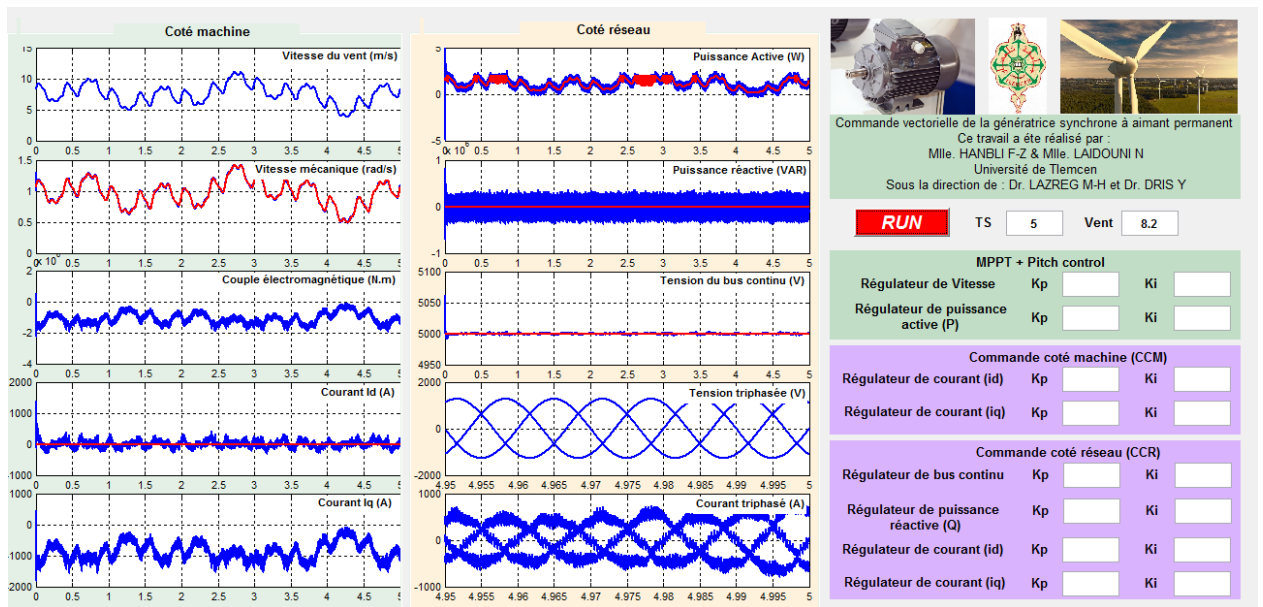


FIGURE II.36 – Interface graphique réalisée sous MATLAB GUIDE

II.13 Test de robustesse de la commande vectorielle

Pour tester la robustesse de la commande, la résistance statorique de la MSAP a été augmentée jusqu'à 100 % de sa valeur nominale. Cette variation simule l'effet de l'échauffement. Elle permet d'évaluer la capacité de la commande à maintenir ses performances malgré des perturbations paramétriques.

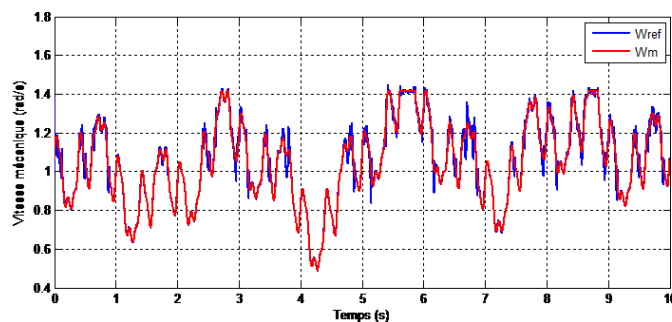


FIGURE II.37 – Evolution de la vitesse mécanique dans le test de robustesse

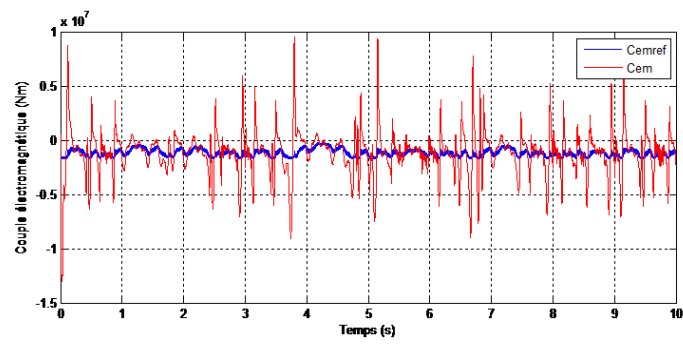


FIGURE II.38 – Evolution du couple électromagnétique dans le test de robustesse

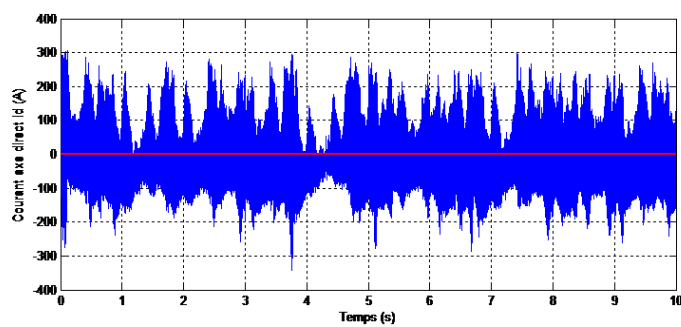


FIGURE II.39 – Evolution du courant i_d dans le test de robustesse

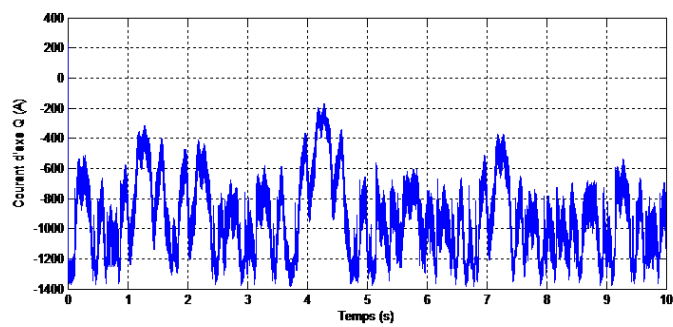


FIGURE II.40 – Evolution du courant i_q dans le test de robustesse

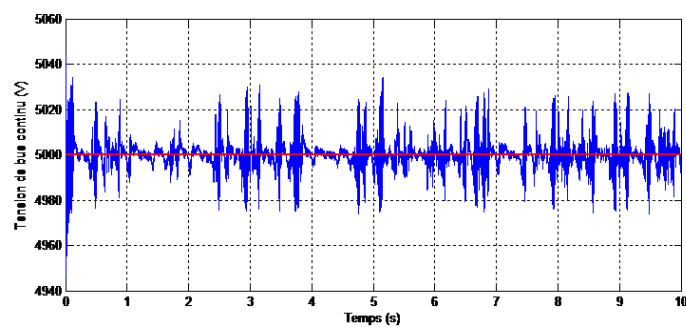


FIGURE II.41 – Evolution de la tension du bus continu V_{dc} dans le test de robustesse

L'augmentation de la résistance statorique perturbe le découplage entre les axes d et q , ce qui dégrade la précision du suivi des courants de référence et la qualité du contrôle du couple. Cette perturbation affecte directement la stabilité de la commande vectorielle, dont les régulateurs PI sont dimensionnés en fonction des paramètres nominaux de la machine, et donc sensibles aux variations de R_s . De plus, cette instabilité se répercute sur d'autres grandeurs, notamment sur la régulation de la tension du bus continu, qui peut devenir moins stable en raison des fluctuations des courants absorbés. Cela met en évidence le manque de robustesse de la commande classique face aux incertitudes paramétriques.

II.14 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté l'application de la commande vectorielle (FOC – Field Oriented Control) à la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) dans un système éolien. Cette stratégie de commande, basée sur la transformation des grandeurs triphasées dans un repère tournant (d - q), permet un contrôle indépendant du flux et du couple, ce qui améliore considérablement les performances dynamiques et statiques du système global.

En outre, l'intégration de cette commande au sein d'une interface graphique utilisateur (GUI) développée sous MATLAB a facilité la simulation, la visualisation et l'analyse des comportements du système en temps réel. Cet outil s'est avéré très utile pour tester différents scénarios de fonctionnement, ajuster les paramètres de contrôle et observer les effets des perturbations sur les grandeurs électriques et mécaniques.

Ainsi, ce chapitre a permis de poser les bases nécessaires à la mise en œuvre pratique de stratégies de commande plus avancées. Le chapitre suivant sera consacré à l'application de la commande par mode glissant (SMC – Sliding Mode Control), connue pour sa robustesse accrue face aux perturbations et aux incertitudes paramétriques.

Chapitre III

Application de la commande par mode glissant à la GSAP

III.1 Introduction

Dans le cadre de l'optimisation des performances des systèmes de conversion d'énergie éolienne, la recherche de stratégies de commande permettant une meilleure robustesse face aux variations paramétriques et aux perturbations externes constitue un enjeu majeur [23]. La commande vectorielle présentée dans le chapitre précédent a permis d'assurer un contrôle précis des grandeurs électriques telles que les courants d'axe i_d et i_q , ainsi qu'une régulation performante de la vitesse mécanique de la turbine. Toutefois, cette approche peut se révéler sensible aux incertitudes du modèle, aux variations de paramètres machine et aux perturbations environnementales, notamment en régime transitoire ou lors de changements brusques de la vitesse du vent [24].

C'est dans ce contexte que la commande par mode glissant (Sliding Mode Control) s'impose comme une alternative intéressante grâce à sa forte robustesse vis-à-vis des perturbations et des incertitudes modélisées. Cette stratégie de commande non linéaire assure une dynamique désirée malgré les variations des paramètres du système, en imposant une évolution du comportement du système sur une surface de glissement prédéfinie [25]. Cependant, l'utilisation classique de la fonction signe (sign) dans la loi de commande par mode glissant engendre un phénomène de broutement (chattering), qui peut être néfaste pour les actionneurs et les convertisseurs d'énergie. Afin de pallier cet inconvénient, nous proposons dans ce chapitre l'utilisation de la fonction de saturation (sat) à la place de la fonction signe, permettant ainsi de lisser la commande et de réduire efficacement le broutement tout en conservant la robustesse inhérente à cette méthode.

L'objectif de ce chapitre est donc de concevoir une commande par mode glissant appliquée à la Génératrice Synchrone à Aimants Permanents (GSAP) intégrée dans un système éolien, afin de réguler la vitesse mécanique via l'algorithme MPPT (Maximum Power Point Tracking), ainsi que les courants statoriques i_d et i_q . La validation de cette approche sera effectuée par simulation sous un environnement approprié MATLAB/Simulink, et les résultats seront analysés en termes de performance dynamique, de précision et de robustesse.

III.2 Définition de la commande par mode glissant

Le Contrôle par Mode Glissant (CMG) est une stratégie de contrôle non linéaire robuste qui gère efficacement des systèmes dynamiques complexes soumis à des incertitudes et à des perturbations. Cette méthodologie utilise un input de contrôle discontinu, permettant au système de passer entre différentes structures continues, réalisant ainsi les propriétés dynamiques souhaitées dans un cadre de temps fini. Les avancées récentes se sont concentrées sur des contrôleurs à mode glissant d'ordre supérieur, qui atténuent le phénomène de chattering, un inconvénient significatif qui peut entraîner des dommages aux actionneurs et des vibrations du système. Les applications du CMG s'étendent à divers domaines, notamment le contrôle automobile, les systèmes aérospatiaux et les dispositifs électromécaniques, démontrant sa polyvalence et son efficacité dans des scénarios réels. Des innovations telles que des surfaces glissantes à variation temporelle ont encore amélioré le CMG en améliorant le suivi d'erreur et en réduisant la consommation d'énergie. Dans l'ensemble, le CMG demeure un domaine de recherche critique, offrant des solutions robustes pour le contrôle de systèmes non linéaires en situation d'incertitude.

III.3 Avantages et Inconvénients

Le tableau III.1 ci-dessous résume les principales caractéristiques de la stratégie de contrôle adoptée dans ce projet.

Avantages	Inconvénients
Robustesse face aux perturbations et incertitudes	Phénomène de "chattering" (oscillations rapides)
Convergence rapide	Difficulté de mise en œuvre pratique
Simplicité de conception	Exigences sur la connaissance du système
Bonne performance pour les systèmes non linéaires	Consommation énergétique

TABLE III.1 – Avantages et des inconvénients

III.4 Principe de la commande par mode glissant

La commande par mode glissant (Sliding Mode Control - SMC) est une stratégie de commande non linéaire largement utilisée dans les applications électriques et électromécaniques en raison de sa robustesse face aux perturbations externes et aux incertitudes paramétriques. Elle repose sur la conception d'une surface de glissement (ou surface de commutation), sur laquelle le système est contraint d'évoluer après un temps fini, assurant ainsi des performances dynamiques désirées.

III.4.1 Structure de la loi de commande

La loi de commande par mode glissant se compose généralement de deux parties :

1. **Partie équivalente** U_{eq} : Elle assure l'évolution du système sur la surface de glissement une fois que celle-ci a été atteinte.
2. **Partie Discontinue** U_n : Elle garantit l'atteinte de la surface de glissement en un temps fini, malgré les perturbations et les incertitudes.

Ainsi, la commande globale s'écrit sous la forme suivante :

$$u = u_{eq} + u_n \quad (\text{III.1})$$

III.4.2 Surface de glissement

Pour concevoir cette commande, on définit une surface de glissement $s(t)$, fonction de l'erreur entre les grandeurs mesurées et leurs références. Par exemple, pour la régulation d'un courant ou d'une vitesse, on peut définir :

$$s(t) = e(t) = y^*(t) - y(t) \quad (\text{III.2})$$

Le choix de cette surface détermine les performances dynamiques du système une fois en régime glissant.

1. **Calcul de la commande équivalente** : La commande équivalente u_{eq} est obtenue en imposant la condition $\dot{s}(t) = 0$ ce qui correspond à maintenir le système sur la surface de glissement. En résolvant cette équation, on obtient une expression de la commande permettant de compenser les dynamiques nominales du système [26]. Soit la modèle générale de la GSAP décrit par :

$$x' = f(x) + g(x)u \tag{III.3}$$

En imposant

$$\dot{s}(t) = 0 \tag{III.4}$$

on obtient :

$$u_{eq} = -g(x)^{-1}f(x) \tag{III.5}$$

2. **Commande discontinue** : La commande discontinue u_n est introduite pour assurer l'atteinte de la surface de glissement en un temps fini. Classiquement, elle est exprimée comme :

$$u = K \cdot \text{sign}(s) \tag{III.6}$$

Où $K > 0$ est un gain suffisamment grand pour dominer les perturbations.

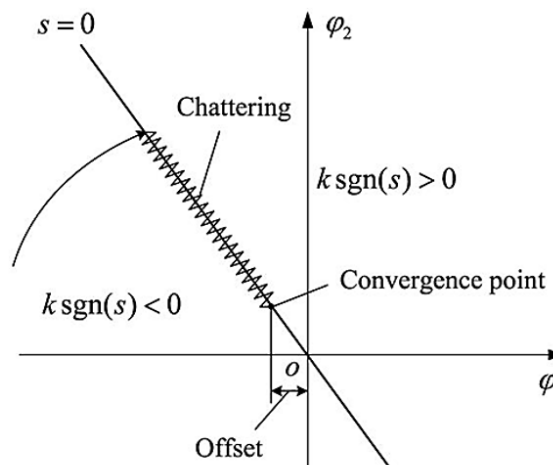


FIGURE III.1 – Phénomène du chattering

Cependant, l'utilisation de la fonction signe engendre un phénomène oscillatoire haute fréquence appelé broutement (chattering) III.1 , souvent nuisible pour les actionneurs ou les convertisseurs de puissance. C'est pourquoi, dans notre cas, nous remplaçons la fonction signe par une fonction de saturation [27].

$$\frac{s}{\varepsilon} \tag{III.7}$$

Où $\varepsilon = 1$ est la largeur de la zone de saturation. Ainsi, la commande devient :

$$u_n = K \cdot \text{sat}\left(\frac{s}{\varepsilon}\right) \quad (\text{III.8})$$

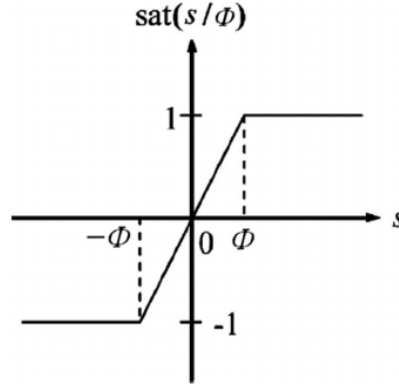


FIGURE III.2 – Fonction saturation

III.5 Étude de stabilité (Critère de Lyapunov)

Pour garantir la stabilité du système en boucle fermée, nous appliquons la méthode de Lyapunov. On considère la fonction candidate de Lyapunov [28] :

$$V = \frac{1}{2} \cdot s^2 \quad (\text{III.9})$$

dont la dérivée temporelle est donnée par :

$$V = s \cdot s' \quad (\text{III.10})$$

En substituant l'expression de $\dot{s}(t)$ issue du modèle dynamique du système et en choisissant convenablement la commande U , on montre que $\dot{V} < 0$, ce qui assure la convergence asymptotique de $s(t)$ vers zéro, donc la stabilité du système en régime glissant [29]. De plus, avec l'utilisation de la fonction sat , la discontinuité est limitée à une zone étroite autour de la surface de glissement, ce qui ne compromet pas la stabilité globale du système [30].

III.6 Conception de la loi de commande par mode glissant

Les surface de glissement $S(I_d, I_q, \Omega)$ est définie comme :

$$\begin{cases} S(\Omega) = e(\Omega) = \Omega_{\text{ref}} - \Omega \\ S(I_{ds}) = e(I_d) = I_{d\text{ref}} - I_d \\ S(I_q) = e(I_q) = I_{q\text{ref}} - I_q \end{cases} \quad (\text{III.11})$$

III.6.1 Régulateur de courant i_d

L'équation électrique de la GSAP sur l'axe d est donnée par :

$$L_d \dot{i}_d + R_s i_d = V_d - p\Omega L_q i_q \quad (\text{III.12})$$

En isolant i_d , on obtient :

$$\dot{i}_d = \frac{1}{L_d} (V_d - R_s i_d - p\Omega L_q i_q) \quad (\text{III.13})$$

La dérivée temporelle de la surface $s(t)$ devient alors :

$$\dot{s}(t) = \dot{i}_{d_{\text{ref}}} - \dot{i}_d = \dot{i}_{d_{\text{ref}}} - \frac{1}{L_d} (V_d - R_s i_d - p\Omega L_q i_q) \quad (\text{III.14})$$

III.6.1-a Partie équivalente V_{deq}

Pour maintenir le système sur la surface de glissement ($\dot{S}(I_d) = 0$), on calcule la commande équivalente V_{deq} . La loi de commande est choisie sous la forme suivante :

$$V_d = V_{deq} + V_{dn} \quad (\text{III.15})$$

Ainsi, la partie équivalente V_{deq} est donnée par :

$$V_{deq} = L_d \left[\dot{I}_{d_{\text{ref}}} + \frac{R_s}{L_d} I_d - p \cdot \Omega \cdot \frac{L_q}{L_d} I_q \right] \quad (\text{III.16})$$

III.6.1-b Partie discontinue V_{dn}

Pour garantir l'atteinte de la surface de glissement, une partie discontinue a été ajoutée basée sur la fonction saturation pour réduire le bruitage :

$$V_{dn} = K_d \cdot \text{sat} \left(\frac{S(I_d)}{\varepsilon} \right) \quad (\text{III.17})$$

avec : $K_d > 0$: Gain positif du courant i_d .

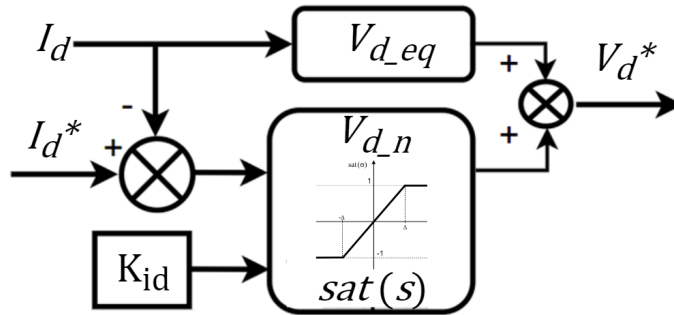


FIGURE III.3 – Structure du régulateur par mode glissant du courant I_d

III.6.1-c Analyse de stabilité

Pour analyser la stabilité du système, nous considérons la fonction candidate de Lyapunov :

$$V = \frac{1}{2} S^2(I_d) \quad (\text{III.18})$$

La dérivée temporelle de V est donnée par :

$$\dot{V} = S(I_d) \cdot \dot{S}(I_d) \quad (\text{III.19})$$

En remplaçant $\dot{s}(t)$ par l'expression déduite précédemment, et en utilisant la loi de commande V_d , on obtient après développement :

$$\dot{V} = s(t) \left[\dot{i}_{d_{\text{ref}}} - \frac{1}{L_d} (V_{deq} + V_{dn} - R_s i_d - p\Omega L_q i_q) \right] \quad (\text{III.20})$$

Sachant que :

$$V_{eq} = L_d \dot{i}_{d_{\text{ref}}} + R_s i_d + p\Omega L_q i_q \quad (\text{III.21})$$

Cela nous donne :

$$\dot{V} = s(t) \left[\dot{i}_{d_{\text{ref}}} - \dot{i}_{d_{\text{ref}}} - \frac{1}{L_d} V_n \right] = -\frac{1}{L_d} s(t) \cdot V_n \quad (\text{III.22})$$

Puisque $V_n = K_d \cdot \text{sat}(s)$, on aura :

$$\dot{V} = -\frac{K_d}{L_d} S(t) \cdot \text{sat} \left(\frac{S(t)}{\varepsilon} \right) \quad (\text{III.23})$$

Comme $\dot{V} < 0$, la régulation est stable.

III.6.2 Régulateur de courant i_q

L'équation électrique de la GSAP sur l'axe q est donnée par :

$$L_q \dot{i}_q + R_s i_q = V_q + p\Omega L_d i_d - \varphi_f \quad (\text{III.24})$$

En isolant i_q , on obtient :

$$\dot{i}_q = \frac{1}{L_q} (V_q + p\Omega L_d i_d - R_s i_q - \varphi_f) \quad (\text{III.25})$$

Ainsi :

$$\dot{S}(t) = \dot{i}_{q_{\text{ref}}} - \frac{1}{L_q} (V_q + p\Omega L_d i_d - R_s i_q - \varphi_f) \quad (\text{III.26})$$

III.6.2-a Partie équivalente V_{qeq}

Pour maintenir le système sur la surface de glissement ($S(t) = 0$), on impose :

$$\dot{i}_{q_{\text{ref}}} = \frac{1}{L_q} (V_q + p\Omega L_d i_d - R_s i_q - \varphi_f) \quad (\text{III.27})$$

En isolant V_q , on obtient la commande équivalente :

$$V_{qeq} = L_q \left(\dot{i}_{q_{\text{ref}}} + \frac{R_s}{L_q} i_q - p\Omega \frac{L_d}{L_q} i_d - \frac{\varphi_f}{L_q} \right) \quad (\text{III.28})$$

III.6.2-b Partie discontinue V_{qn}

Avec : $K_q > 0$: Gain positif du courant i_q .

$$V_{qn} = K_q \cdot \text{sat} \left(\frac{S(I_q)}{\varepsilon} \right) \quad (\text{III.29})$$

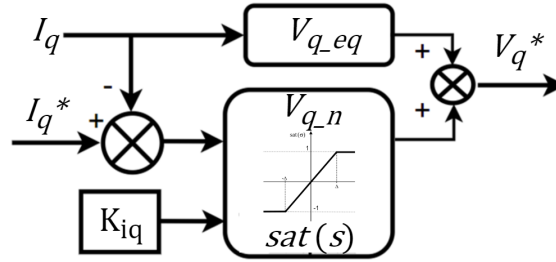


FIGURE III.4 – Structure du régulateur par mode glissant du courant I_q

III.6.2-c Analyse de stabilité

Pour analyser la stabilité, on considère la fonction candidate de Lyapunov :

$$V = \frac{1}{2} S^2(t) \quad (\text{III.30})$$

Sa dérivée temporelle est :

$$\dot{V} = S(t) \cdot \dot{S}(t) \quad (\text{III.31})$$

En substituant $\dot{S}(t)$, il vient :

$$\dot{V} = S(t) \cdot \left[\dot{i}_{q_{\text{ref}}} - \frac{1}{L_q} (V_{q_{\text{eq}}} + V_{qn} + p\Omega L_d i_d - R_s i_q - \varphi_f) \right] \quad (\text{III.32})$$

En utilisant :

$$V_{q_{\text{eq}}} = L_q \left(\dot{i}_{q_{\text{ref}}} + \frac{R_s}{L_q} i_q - p\Omega \frac{L_d}{L_q} i_d - \frac{\varphi_f}{L_q} \right) \quad (\text{III.33})$$

On simplifie :

$$\dot{V} = -\frac{K_q}{L_q} S(t) \cdot \text{sat} \left(\frac{S(t)}{\varepsilon} \right) \quad (\text{III.34})$$

Comme $\dot{V} < 0$, la régulation est stable.

III.6.3 Régulation de vitesse (MPPT)

Nous étudions la conception et l'analyse de stabilité d'un régulateur de vitesse dans le contexte du Maximum Power Point Tracking (MPPT) appliqué à une Génératrice Synchrone à Aimants Permanents (GSAP).

III.6.3-a Partie équivalente I_{qeq}

Pour maintenir le système sur la surface de glissement ($\dot{S}(\Omega) = 0$), on impose :

$$\dot{\Omega}_{\text{ref}} = \dot{\Omega} \quad (\text{III.35})$$

Isolons i_q pour obtenir la commande équivalente :

$$i_{qeq} = \frac{2J}{3p\Phi_f} \left(\dot{\Omega}_{\text{ref}} + f_v\Omega + \frac{C_r}{J} \right) \quad (\text{III.36})$$

III.6.3-b Partie discontinue I_{qn}

$$i_{qn} = K_{\Omega} \cdot \text{sat} \left(\frac{S(\Omega)}{\varepsilon} \right) \quad (\text{III.37})$$

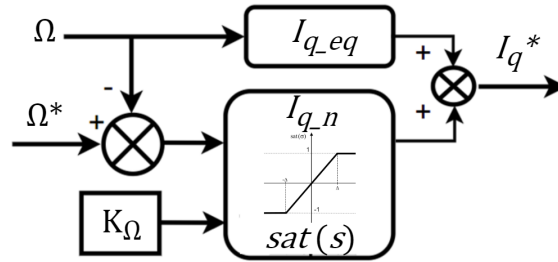


FIGURE III.5 – Structure du régulateur par mode glissant de la vitesse

III.6.3-c Analyse de stabilité

En substituant $\dot{S}(\Omega) = \dot{\Omega}_{\text{ref}} - \dot{\Omega}$ et $\dot{\Omega}$ dans l'équation de mouvement, on obtient :

$$\dot{S}(\Omega) = \dot{\Omega}_{\text{ref}} - \frac{1}{J} \left[\frac{3p\varphi_f}{2} (i_q) - C_r - f_r \cdot \Omega \right] \quad (\text{III.38})$$

En remplaçant $i_q = i_{qeq} + i_{qn}$, il vient :

$$\dot{S}(\Omega) = \dot{\Omega}_{\text{ref}} - \frac{1}{J} \left[\frac{3p\Phi_f}{2} (i_{qeq} + i_{qn}) - C_r - f_v \cdot \Omega \right] \quad (\text{III.39})$$

On simplifie :

$$\dot{S}(\Omega) = -\frac{K_{\Omega}}{J} \cdot \text{sat} \left(\frac{S(\Omega)}{\varepsilon} \right) \quad (\text{III.40})$$

En substituant $\dot{V} = S(\Omega) \cdot \dot{S}(\Omega)$, on obtient :

$$\dot{V} = S(\Omega) \cdot \left(-\frac{K_{\Omega}}{J} \cdot \text{sat} \left(\frac{S(\Omega)}{\varepsilon} \right) \right) \quad (\text{III.41})$$

Soit :

$$\dot{V} = -\frac{K_{\Omega}}{J} S(\Omega) \cdot \text{sat} \left(\frac{S(\Omega)}{\varepsilon} \right) \quad (\text{III.42})$$

Comme $\dot{V} < 0$, la régulation est stable.

III.7 Application de la commande par mode glissant à la GSAP

La Figure III.6 représente la structure générale de la commande par mode glissant appliquée au côté convertisseur machine (régulation des courants i_d et i_q , ainsi que MPPT) de la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP).

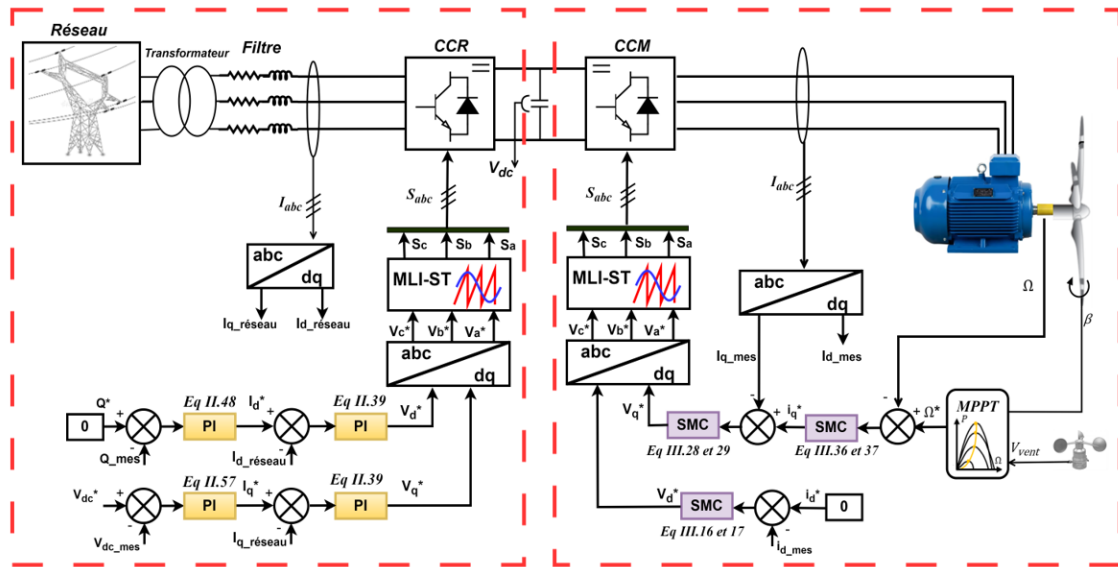


FIGURE III.6 – Structure générale de la commande par mode glissant appliquée à la GSAP

III.8 Résultats de simulation

III.8.1 Profile du vent fixe

Les simulations présentées dans ce chapitre ont été réalisées sous le même scénario que celui utilisé dans le chapitre 2 (voir figure II.11), incluant un profil de vent fixe, une consigne de vitesse générée par la stratégie MPPT, et des perturbations réseau typiques, en utilisant des conditions identiques afin d'évaluer objectivement l'amélioration apportée par la nouvelle stratégie de commande.

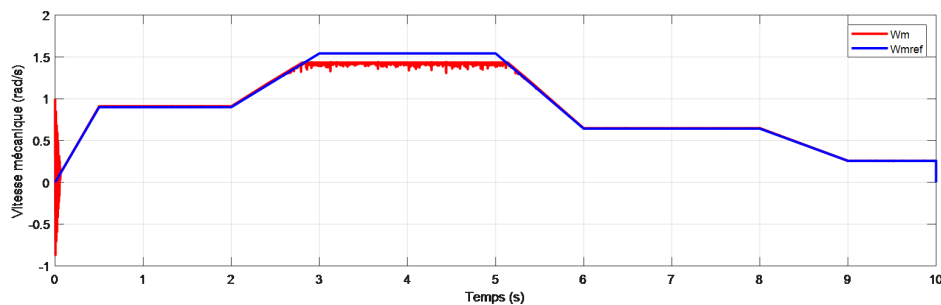


FIGURE III.7 – Vitesse mécanique

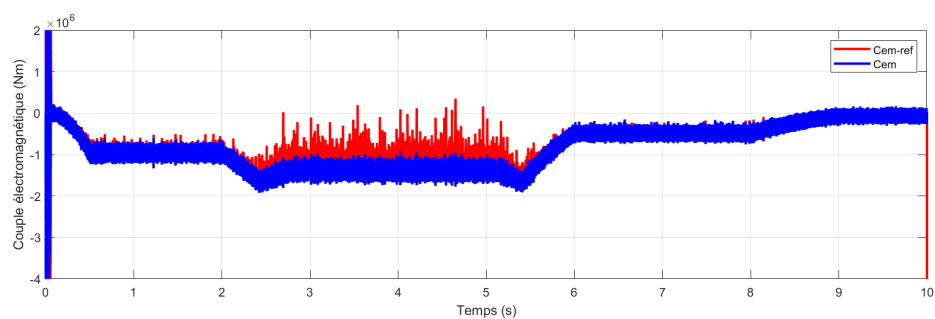


FIGURE III.8 – Couple électromagnétique

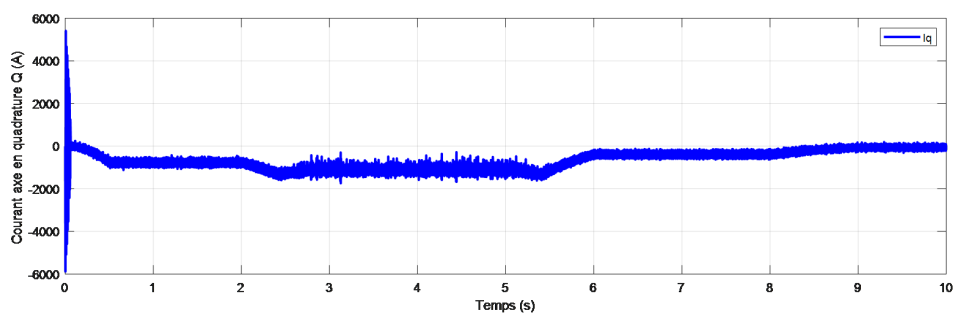


FIGURE III.9 – Courant I_q

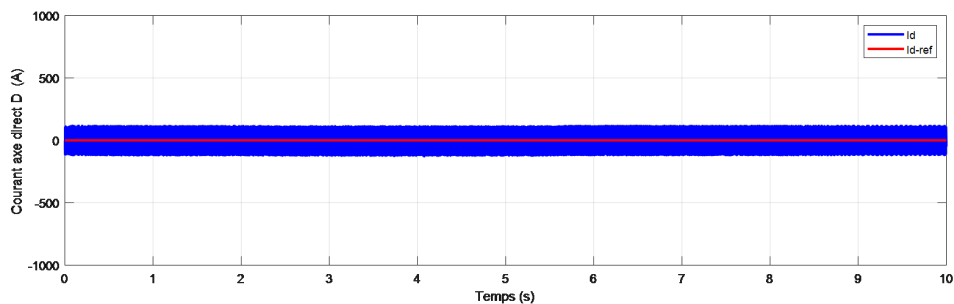


FIGURE III.10 – Courant I_d

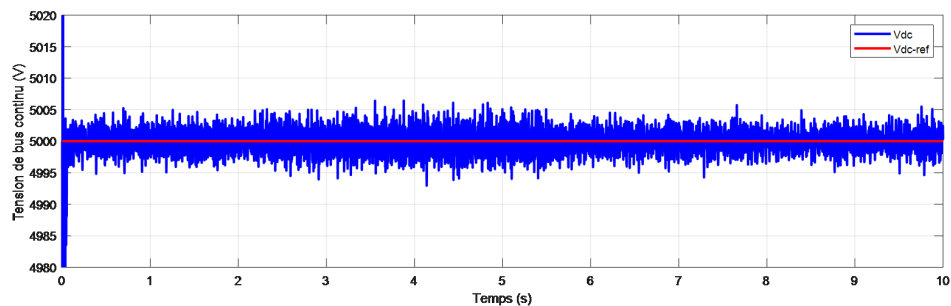


FIGURE III.11 – Tension V_{dc}

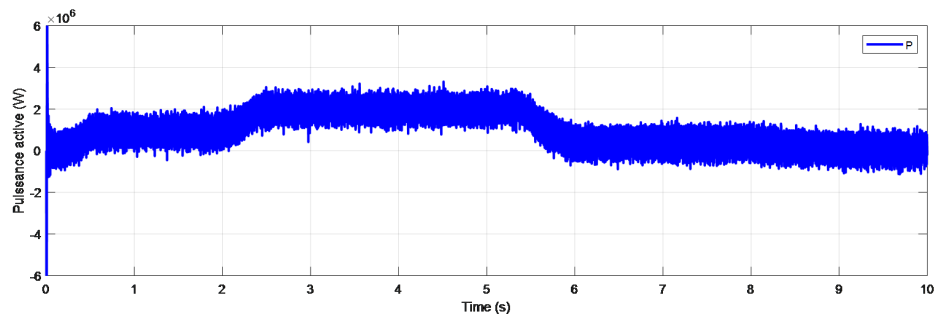


FIGURE III.12 – Puissance active

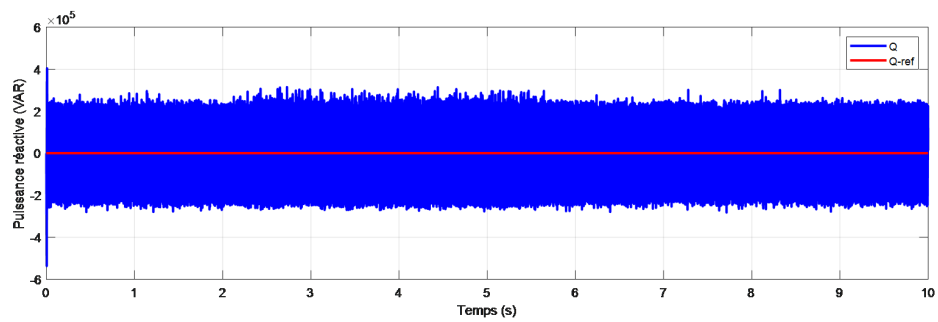


FIGURE III.13 – Puissance réactive

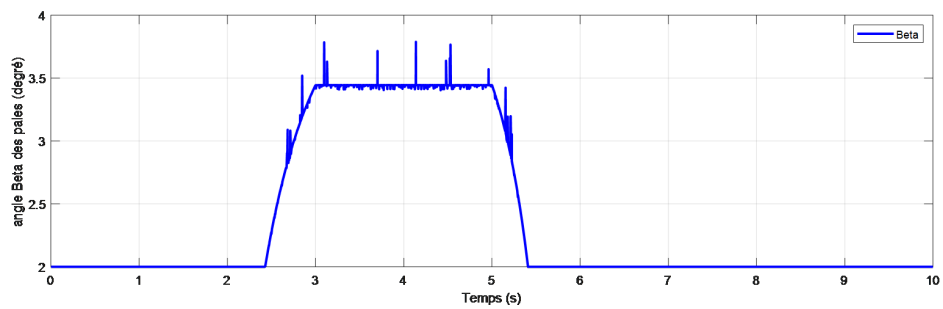


FIGURE III.14 – Angle de calage β

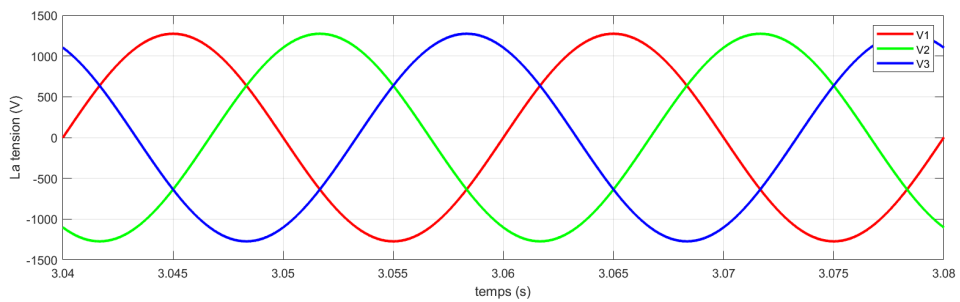
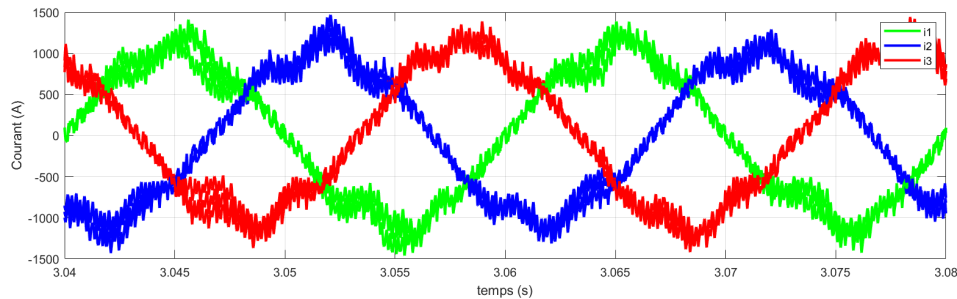


FIGURE III.15 – Tensions triphasée V_{abc}

FIGURE III.16 – Courant triphasé I_{abc}

L'évolution de la vitesse mécanique ω_m (figure III.7) montre une bonne réponse initiale au démarrage, où elle suit fidèlement sa consigne W_{m-ref} jusqu'à environ 2.5 secondes. Cependant, à partir de cet instant, un écart commence à se former entre la vitesse réelle et la vitesse de référence, ce qui est directement lié à l'intervention du pitch control pour limiter la puissance mécanique captée par la turbine. Cette intervention devient active lorsque la vitesse du vent dépasse 11.03 m/s, comme indiqué dans les conditions de simulation. Entre 2.5 s et 5.2 s, on observe clairement que la vitesse réelle diminue progressivement alors que la consigne reste constante, reflétant une action proactive de protection du système. Ce contrôle d'aile ajuste l'angle des ailes pour réduire la capture de puissance éolienne et limiter la vitesse mécanique, évitant ainsi des surcharges potentielles sur la génératrice et la turbine. Au-delà de 5.2 secondes, la vitesse se stabilise autour d'une valeur inférieure (0.8 rad/s), confirmant que le pitch control a réussi à maintenir la turbine dans des conditions opératoires sûres.

Le couple électromagnétique C_{em} (figure ??) suit correctement sa consigne C_{emref} pendant la phase initiale (0–2.5 s), ce qui montre une bonne réponse dynamique du contrôleur. Cependant, à partir de 2.5 secondes, lorsque la vitesse du vent dépasse 11.03 m/s, un écart apparaît entre le couple réel et la consigne. Cet écart est dû à l'intervention du pitch control, qui ajuste l'angle des pales pour limiter la puissance mécanique captée par la turbine, protégeant ainsi le système contre les surcharges. Entre 2.5 s et 5.2 s, le couple diminue progressivement, traduisant une adaptation dynamique au contrôle d'aile. Après 5.2 secondes, il se stabilise autour d'une nouvelle valeur inférieure, confirmant une régulation stable malgré les variations du vent.

Le courant quadrature i_q (figure III.9) suit fidèlement sa consigne au démarrage, puis diminue progressivement entre 2.5 s et 5.2 s, en réponse à l'action du pitch control. Cette baisse traduit une réduction contrôlée de la puissance active générée, assurant ainsi la sécurité électrique de la génératrice. i_q reste stable sans oscillations marquées, ce qui montre l'efficacité de la commande mode glissant malgré les variations induites par le pitch control.

Le courant direct I_d (figure III.10) suit très précisément sa consigne ($I_{d-ref} = 0A$), confirmant la bonne performance de la commande par mode glissant en termes de régulation du courant statorique direct. Les fluctuations autour de la consigne restent très faibles, avec des écarts observés inférieurs à ± 20 A. Cela démontre une excellente précision dans la régulation du courant I_d , même lors des transitions rapides de la vitesse du vent (ex. : à $t = 3$ s et $t = 6$ s). Ces petites oscillations sont attribuables au phénomène de chattering, mais elles demeurent contrôlées et limitées, ce qui est essentiel pour assurer une stabilité

du flux magnétique.

La tension de bus continu V_{dc} (figure III.11) est maintenue proche de sa consigne $V_{dcref} = 5000$ V, avec une précision remarquable. Les fluctuations autour de la consigne restent très faibles (± 2 V), ce qui démontre une bonne régulation de la tension par le contrôleur. Cette stabilité est cruciale pour assurer une alimentation constante au convertisseur de puissance, même en présence de perturbations induites par le profil de vent fixe. Bien que des petites oscillations soient observées, elles sont bien maîtrisées et ne compromettent pas la performance globale du système.

La puissance active P (figure III.12) reste globalement proche de sa valeur nominale pendant les premiers instants de la simulation, indiquant un fonctionnement normal de la génératrice. Cependant, à partir de 2.5 secondes, une chute progressive est observée, coïncidant avec l'intervention du pitch control, activé lorsque la vitesse du vent dépasse 11.03 m/s. Cette réduction de la puissance active est directement liée à la limitation de la puissance mécanique à 2MW (la puissance nominale de notre GSAP) captée par la turbine, assurant ainsi la protection du système. Après 5.2 secondes, la puissance active retrouve un nouvel état établi adapté aux nouvelles conditions de vent.

La puissance réactive Q (figure III.13) montre que celle-ci est maintenue proche de zéro ($Q_{ref} = 0VAR$), conformément à la consigne. Cela indique que la commande par mode glissant réussit à minimiser les échanges de puissance réactive entre la génératrice et le réseau, ce qui est bénéfique pour l'efficacité globale du système. Malgré cela, des petites oscillations autour de la consigne sont visibles, surtout lors des transitions de vitesse du vent. Ces fluctuations restent limitées à ± 2 MVAR, ce qui démontre une bonne stabilité du système malgré les perturbations.

L'évolution de l'angle β des pales (figure III.14) montre des ajustements continus pour optimiser la capture d'énergie par les pales de l'éolienne. Lors de la montée du vent (jusqu'à 3 s), l'angle β augmente rapidement jusqu'à environ 3.5° , puis se stabilise pendant la phase constante de vent (3 s à 6 s). À partir de 6 s, lorsque la vitesse du vent diminue, l'angle β est réduit progressivement vers une valeur plus basse (environ 2.5°). Ces ajustements rapides et précis illustrent la capacité du système à adapter dynamiquement l'angle des pales en fonction des conditions météorologiques.

Les tensions statoriques (V_1, V_2, V_3) (figure III.15) présentent une forme sinusoïdale régulière avec un déphasage de 120° , confirmant une génération électrique triphasée stable et symétrique. Leur amplitude reste bien contrôlée autour de ± 1000 V.

Les courants statoriques (i_1, i_2, i_3) (figure III.16) montrent une forme sinusoïdale bien définie avec un déphasage de 120° , ce qui traduit une génération triphasée symétrique. Cependant, des oscillations hautes fréquences (chattering) sont visibles tout au long de la simulation, typiques du SMC classique, affectant la qualité des courants et pouvant générer des pertes supplémentaires dans la machine. Malgré cela, les courants suivent globalement leurs consignes, même face aux variations rapides du vent.

III.8.2 Profile du vent variable

Les simulations présentées ont été réalisées sous le même scénario que celui utilisé dans la figure II.22), incluant un profil de vent variable, en utilisant des conditions identiques afin d'évaluer objectivement l'amélioration apportée par la commande par mode

glissant.

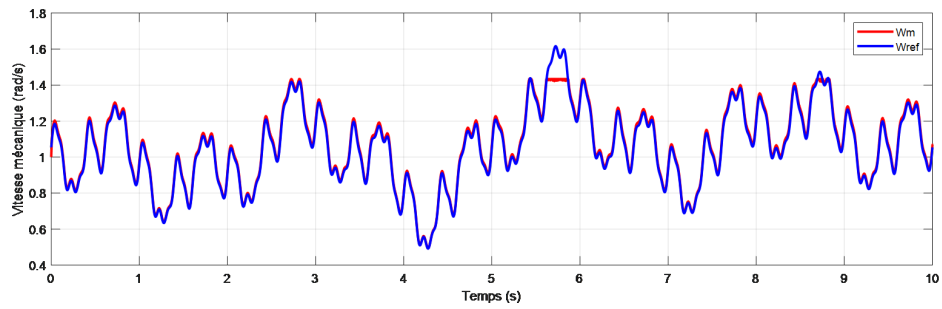


FIGURE III.17 – Vitesse mécanique

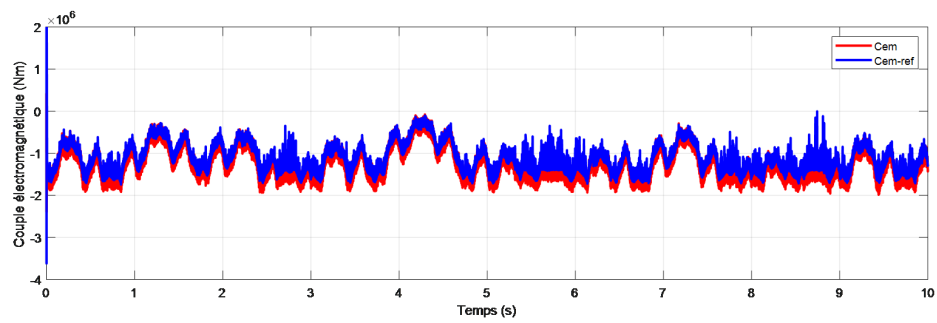


FIGURE III.18 – Couple électromagnétique

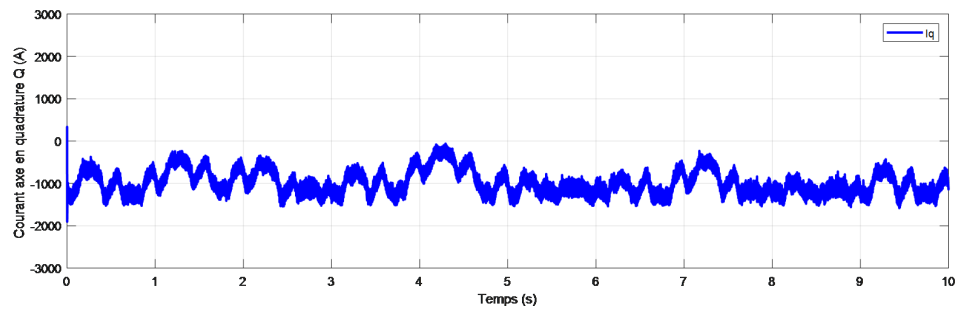


FIGURE III.19 – Courant I_q

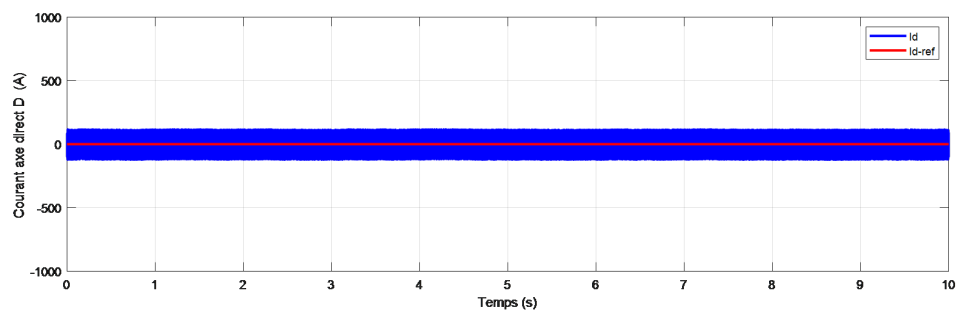


FIGURE III.20 – Courant I_d

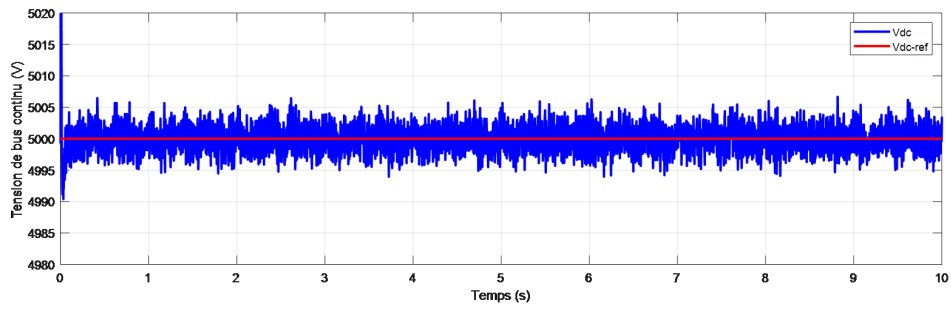


FIGURE III.21 – Tension V_{dc}

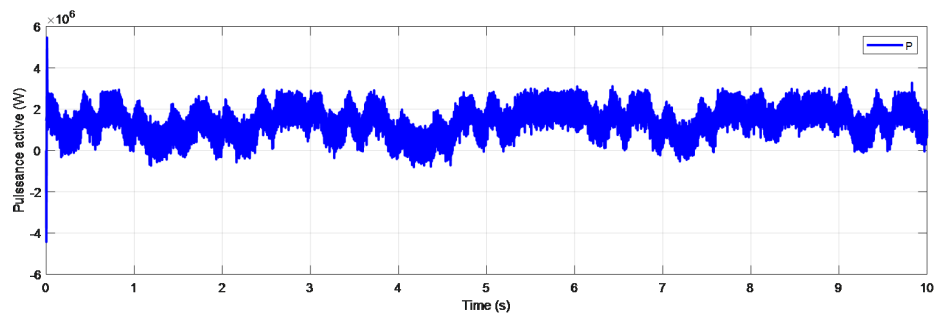


FIGURE III.22 – Puissance active

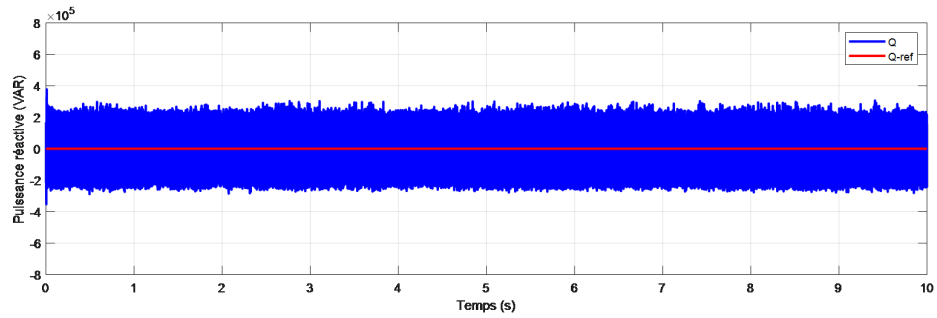


FIGURE III.23 – Puissance réactive

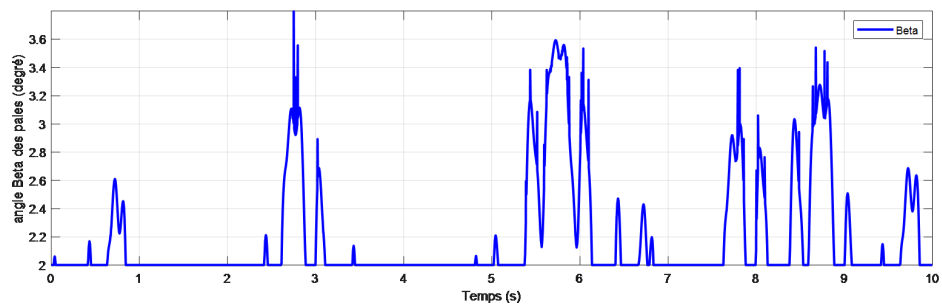
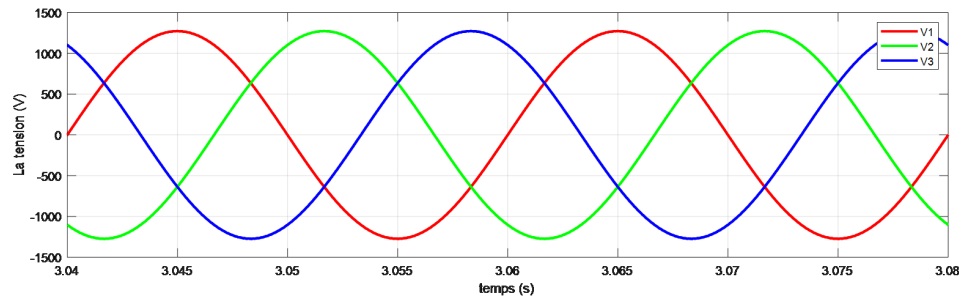
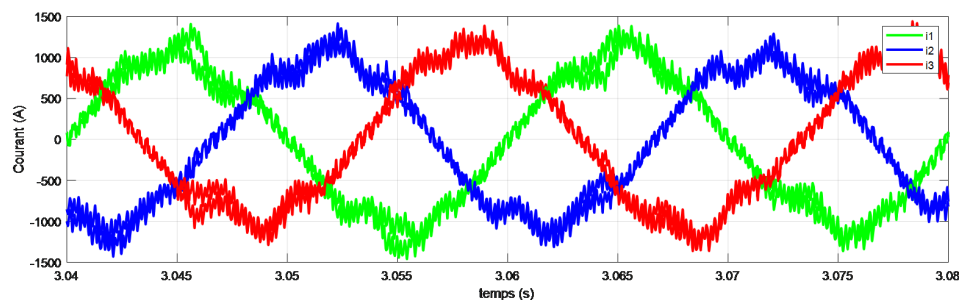


FIGURE III.24 – Angle de calage β

FIGURE III.25 – Tensions triphasée $Vabc$ FIGURE III.26 – Courant triphasé $Iabc$

La vitesse mécanique (figure III.17) suit bien la consigne au début, mais présente des oscillations dues au chattering. À partir de 2.5 s, un écart apparaît lorsque le pitch control intervient suite à la montée du vent au-delà de 11.03 m/s, limitant la vitesse captée par la turbine pour protéger l'ensemble système. Après 5.2 s, elle se stabilise autour de $1rad/s$, confirmant une régulation efficace malgré les perturbations. Toutefois, les effets du chattering persistent, ce qui souligne les limites du SMC classique en termes de précision.

Le couple électromagnétique (figure III.18) suit correctement sa consigne au démarrage, mais un écart progresse après 2.5 s, lié à l'intervention du pitch control lors des vents supérieurs à 11.03 m/s. Le couple diminue graduellement jusqu'à atteindre une valeur stabilisée vers $-2.10^6 Nm$ après 5.2s, traduisant une limitation contrôlée de la puissance mécanique. Les oscillations dues au chattering restent visibles, surtout en régime transitoire.

Le courant quadrature i_q (figure III.19) suit étroitement sa consigne initialement, mais commence à baisser progressivement après 2.5 s, en réponse à l'action du pitch control face aux vents dépassant 11.03 m/s. Il se stabilise autour de $1000A$ après 5.2s, reflétant une réduction contrôlée de la production de puissance active. Bien que globalement stable, i_q reste affecté par des fluctuations légères dues au chattering.

La figure III.20 montre que le courant direct I_d est maintenu proche de sa consigne $I_{d,ref} = 0A$ avec une précision remarquable. Les fluctuations autour de la consigne restent très faibles (20A), ce qui démontre une bonne régulation du courant statorique direct. Même lors des transitions rapides de la vitesse du vent, le courant I_d reste stable, confirmant la capacité de la commande par mode glissant à contrôler indépendamment les composantes du courant. Les petites oscillations observées sont attribuables au chattering, mais elles restent acceptables et limitées, ce qui est crucial pour maintenir une stabilité du flux magnétique.

La figure III.21 montre que la tension de bus continu V_{dc} est maintenue proche de sa consigne ($V_{dc-ref} = 5000V$) avec une précision remarquable. Les fluctuations autour de la consigne restent très faibles ($2V$), ce qui démontre une bonne régulation de la tension par le contrôleur. Cette stabilité est cruciale pour assurer une alimentation constante au convertisseur de puissance, même en présence de perturbations induites par le profil de vent variable. Bien que des petites oscillations soient observées, elles sont bien maîtrisées et ne compromettent pas significativement la performance globale du système.

La puissance active (figure III.22) suit fidèlement sa référence pendant la phase initiale. Cependant, après 2.5 s, elle diminue progressivement, coïncidant avec l'intervention du pitch control lors des vents supérieurs à 11.03 m/s. Elle retrouve un régime stable autour de 2.10^6W après 5.2 s, confirmant une gestion sécurisée de la surcharge potentielle. Malgré cela, des oscillations persistantes dues au chattering sont observées, ce qui pourrait nuire à la qualité énergétique.

La puissance réactive (figure III.23) montre que celle-ci est maintenue proche de zéro ($Q_{ref} = 0VAR$), conformément à la consigne. Cela indique que la commande par mode glissant réussit à minimiser les échanges de puissance réactive entre la génératrice et le réseau, ce qui est bénéfique pour l'efficacité globale du système. Malgré cela, des petites oscillations autour de la consigne sont visibles, surtout lors des transitions de vitesse du vent. Ces fluctuations restent limitées à $2MVAR$, ce qui démontre une bonne stabilité du système malgré les perturbations.

L'évolution de l'angle β (figure III.24) montre des ajustements continus pour optimiser la capture d'énergie par les pales de l'éolienne. Lors de la montée du vent (jusqu'à 3 s), l'angle β augmente rapidement jusqu'à environ 3.5, puis se stabilise pendant la phase constante de vent (3 s à 6 s). À partir de 6 s, lorsque la vitesse du vent diminue, l'angle β est réduit progressivement vers une valeur plus basse (environ 2.5). Ces ajustements rapides et précis illustrent la capacité du système à adapter dynamiquement l'angle des pales en fonction des conditions météorologiques.

L'évolution des tensions statoriques (figure III.25) montre également une forme sinusoïdale, confirmant que la commande par mode glissant maintient une tension triphasée équilibrée. Les tensions varient entre 1000V, ce qui est cohérent avec les spécifications du système. Comme pour les courants, on observe des fluctuations autour des signaux sinusoïdaux, attribuables aux perturbations externes. Ces oscillations restent limitées, ce qui démontre une bonne stabilité du système malgré les variations de la vitesse du vent.

La figure III.26 montre l'évolution des trois courants statoriques au cours du temps. Les courbes présentent une forme sinusoïdale typique, indiquant que la commande par mode glissant réussit à maintenir une alimentation triphasée équilibrée. Cependant, on observe des oscillations superposées aux signaux sinusoïdaux. Ces oscillations sont dues aux perturbations induites par le profil de vent variable, qui affectent directement la production de puissance et donc les courants injectés dans le réseau. Malgré ces fluctuations, les courants restent globalement stables et bien régulés, ce qui est crucial pour garantir une alimentation de qualité. Les valeurs maximales des courants atteignent environ ± 1200 A, ce qui correspond à la demande de puissance imposée par le vent.

III.8.3 Étude sous Interface Graphique (GUI) réalisée sous MATLAB

Pour analyser et visualiser les différents comportements dynamiques du système électro-énergétique étudié, nous avons développé une interface graphique GUI (Graphical User Interface) sous MATLAB. Cette approche avec le GUIDE de MATLAB nous a permis de :

- Analyser le système étudié après l'application de la commande par mode glissant.
- Effectuer le contrôle du système à partir des régulateurs par mode glissant.
- Visualiser les résultats de la régulation grâce à la simulation du système.
- Tester la stabilité et la robustesse du système face à différentes situations.
- Étudier les différents modes de fonctionnement possibles.

L'interface graphique 'GUI' réalisée sous MATLAB pour exécuter ces opérations est représentée à la Figure III.25.

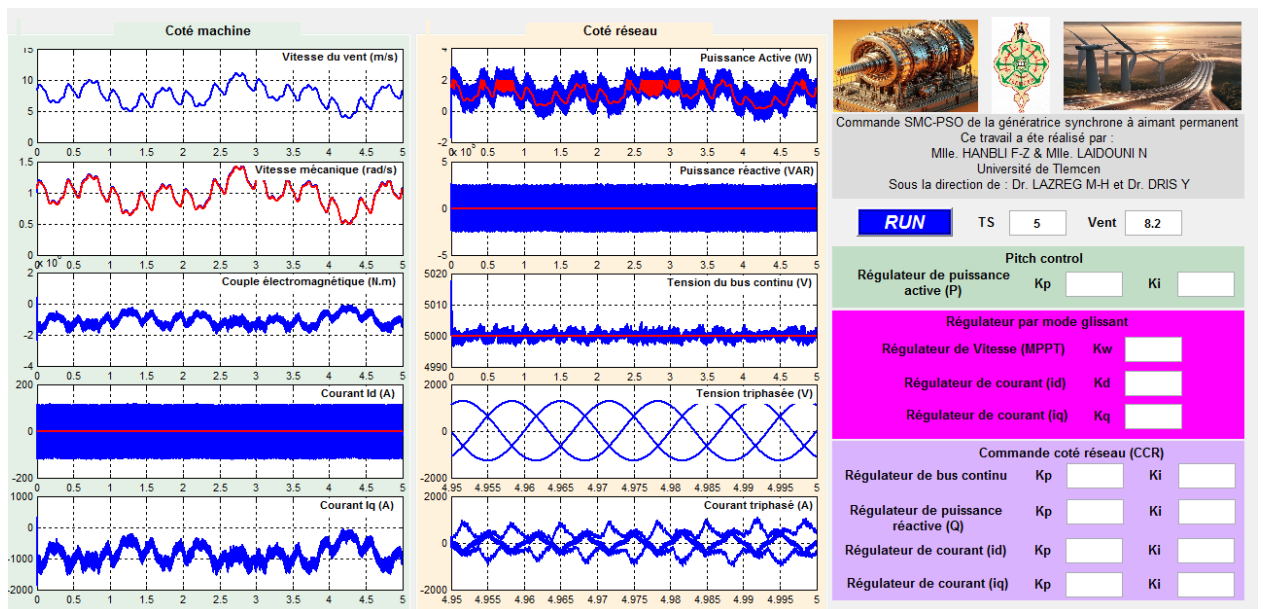


FIGURE III.27 – Interface graphique réalisée sous MATLAB GUIDE

III.9 Test de robustesse de la commande par mode glissant

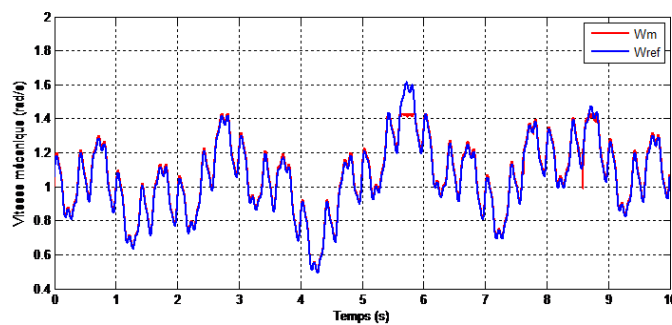


FIGURE III.28 – Evolution de la vitesse mécanique dans le test de robustesse

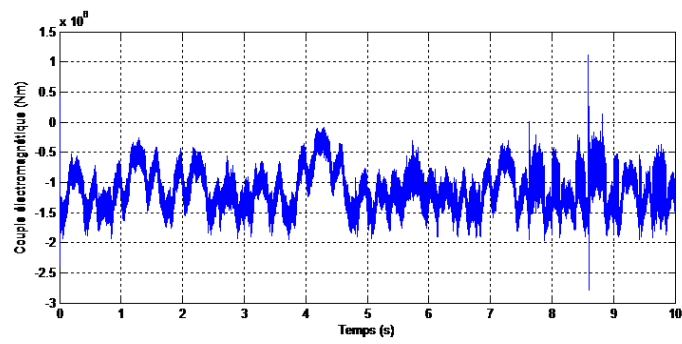


FIGURE III.29 – Evolution du couple électromagnétique dans le test de robustesse

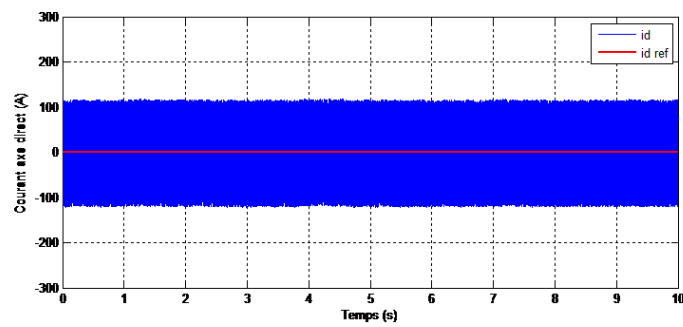


FIGURE III.30 – Evolution du courant i_d dans le test de robustesse

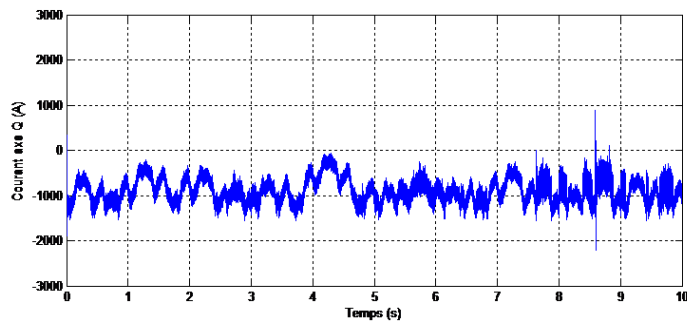


FIGURE III.31 – Evolution du courant i_q dans le test de robustesse

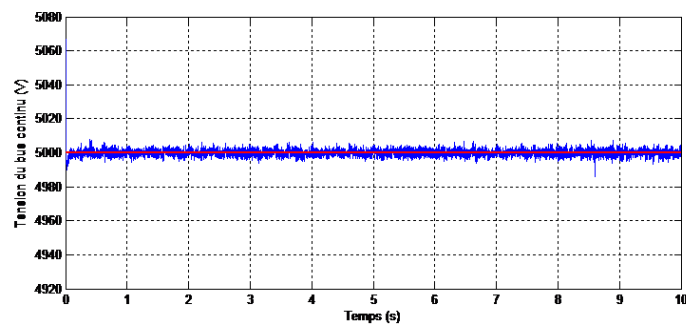


FIGURE III.32 – Evolution de la tension du bus continu V_{dc} dans le test de robustesse

En appliquant la même variation de la résistance statorique que précédemment, la commande par mode glissant démontre une meilleure robustesse. Malgré l'augmentation progressive de R_s , les courants i_d et i_q suivent fidèlement leurs références, et le découplage est globalement préservé. Contrairement à la commande vectorielle classique, la commande par mode glissant reste insensible à cette perturbation paramétrique, grâce à sa structure non linéaire et sa loi de commande conçue indépendamment des paramètres précis de la machine. La tension du bus continu reste également bien régulée, ce qui confirme la robustesse supérieure de cette stratégie.

III.10 Conclusion

Ce chapitre a porté sur l'application de la commande par mode glissant à la régulation de la vitesse (avec suivi MPPT) et des courants statoriques i_d et i_q de la génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP). L'utilisation de la fonction saturation (sat) a permis de réduire le phénomène de chattering tout en assurant robustesse et stabilité. Les résultats obtenus montrent de bonnes performances dynamiques et une bonne réponse aux perturbations, ce qui valide l'efficacité de cette stratégie de commande.

Cependant, le choix du gain K reste un défi, car il influence directement les performances et la stabilité. Une méthode empirique ne suffit pas pour atteindre une optimisation efficace. Le chapitre suivant présentera alors l'optimisation des paramètres, notamment le gain K , en utilisant l'algorithme PSO (Particle Swarm Optimization), afin d'améliorer les performances globales du système.

Chapitre IV

Optimisation des paramètres des contrôleurs par mode glissant à l'aide de l'algorithme PSO

IV.1 Introduction

Le contrôle en mode glissant (Sliding Mode Control - SMC) est reconnu pour sa grande robustesse face aux perturbations externes et aux variations paramétriques, ce qui en fait une méthode largement utilisée dans les systèmes de commande non linéaires. Cependant, cette stratégie de contrôle présente deux limites majeures : d'une part, elle engendre un phénomène d'oscillations hautes fréquences appelé chattering, qui peut détériorer les actionneurs et affecter la performance du système ; d'autre part, le choix des valeurs des gains du contrôleur repose généralement sur une approche empirique, sans fondement théorique précis permettant leur optimisation systématique [31].

Ces deux aspects constituent un frein à l'utilisation plus large du SMC dans des applications industrielles exigeant à la fois précision et fiabilité. Ainsi, il devient nécessaire de proposer une approche capable de réduire le chattering tout en optimisant les paramètres du contrôleur de manière automatique et efficace [32].

Afin de répondre à cette problématique, une solution prometteuse consiste à coupler le SMC à une méthode d'optimisation intelligente telle que l'Optimisation par Essaim de Particules (Particle Swarm Optimization - PSO). Cette dernière s'inspire du comportement collectif des groupes d'animaux, notamment des oiseaux ou des poissons, lors de leurs déplacements coordonnés [33].

L'algorithme PSO a été introduit en 1995 par les Drs Russell Eberhart (ingénieur en électricité) et James Kennedy (socio-psychologue). Il repose sur le principe suivant : chaque particule de l'essaim représente une solution potentielle au problème d'optimisation. Ces particules explorent l'espace de recherche en s'ajustant continuellement grâce à leur propre expérience et à celle des autres membres de l'essaim, ce qui permet de converger vers la solution optimale [34].

Dans le cadre de notre travail, nous appliquons la méthode PSO afin d'optimiser automatiquement les paramètres du contrôleur en mode glissant. Cette approche hybride permet d'améliorer la précision du suivi de trajectoire tout en réduisant significativement le phénomène de chattering. Ainsi, les performances dynamiques du système sont améliorées sans compromettre la robustesse du SMC.

IV.2 Principe de l'optimisation PSO

L'Optimisation par Essaim de Particules (Particle Swarm Optimization - PSO) repose sur l'utilisation d'un ensemble de particules initialement positionnées de manière aléatoire et homogène dans l'espace de recherche. Chaque particule représente une solution potentielle au problème d'optimisation traité [35].

Au cours du processus itératif, chaque particule dispose :

- d'une mémoire, lui permettant de se rappeler la meilleure solution qu'elle ait jamais trouvée (appelée *personal best*),

- et d'une capacité de communication avec les autres particules de son voisinage, ce qui lui permet d'avoir accès à la meilleure solution trouvée par le groupe (appelée global best).

À partir de ces deux informations, chaque particule ajuste sa trajectoire en combinant deux tendances [36] :

1. **Sa propre expérience passée** : elle tend à revenir vers la meilleure position qu'elle a occupée,
2. **L'expérience collective du voisinage** : elle s'oriente également vers la meilleure solution trouvée par ses voisins.

Ainsi, grâce à cet équilibre entre exploration individuelle et exploitation collective , l'essaim converge progressivement vers la solution optimale globale du problème [3][4].

IV.2.1 Mécanismes de déplacement des particules

Le mouvement de chaque particule dans l'espace de recherche est régi par trois composantes fondamentales :

1. **Composante d'inertie** : elle traduit la tendance de la particule à poursuivre son déplacement dans la direction courante. Cette composante permet de contrôler l'exploration globale de l'espace.
2. **Composante cognitive** : elle modélise la mémoire individuelle de la particule, c'est-à-dire sa propension à revenir vers la meilleure solution qu'elle ait trouvée jusqu'à présent (personal best).
3. **Composante sociale** : elle reflète l'influence des autres particules de l'essaim, en orientant la particule vers la meilleure solution trouvée par l'ensemble du groupe (global best).

Ces trois composantes guident chaque particule dans sa recherche de l'optimum global, en équilibrant à la fois l'exploration de nouvelles zones et l'exploitation des solutions déjà découvertes.

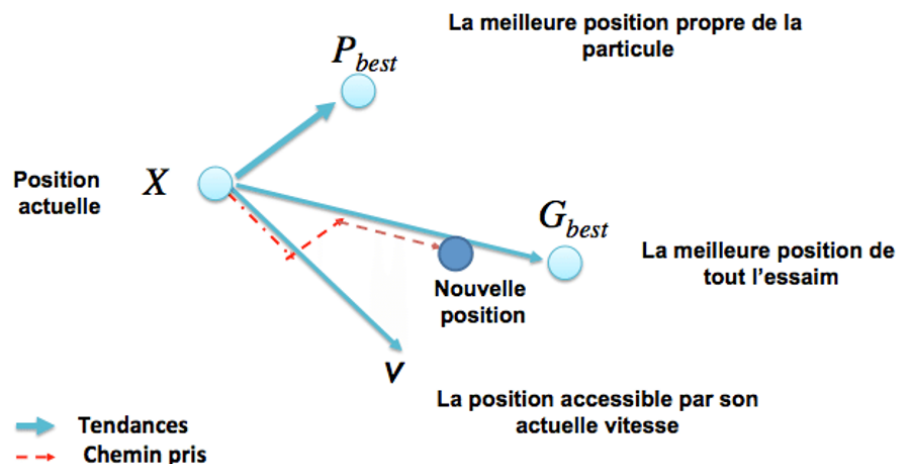


FIGURE IV.1 – Déplacement d'une particule

IV.3 Formulation

Paramètres de base

- x_i : position de la particule i (solution candidate)
- v_i : Vitesse de la particule i .
- $pbest_i$: Meilleure position personnelle trouvée par la particule i
- $gbest$: Meilleure position trouvée par l'ensemble de l'essaim.
- ω : Facteur d'inertie (contrôle l'influence de la vitesse précédente).
- c_1, c_2 : Coefficients d'accélération (poids des influences personnelle et sociale).
- r_1, r_2 : Variables aléatoires uniformes dans $[0, 1]$.

Formules d'évolution (à chaque itération)

1. Mise à jour de la vitesse :

$$v_i(t+1) = \omega \cdot v_i(t) + c_1 \cdot r_1 \cdot (pbest_i - x_i(t)) + c_2 \cdot r_2 \cdot (gbest - x_i(t)) \quad (IV.1)$$

2. Mise à jour de la position :

$$x_i(t+1) = x_i(t) + v_i(t+1) \quad (IV.2)$$

Algorithme de base (étapes)

1. Initialiser aléatoirement la position et la vitesse de chaque particule.
2. Évaluer la fonction objectif pour chaque particule.
3. Mettre à jour $pbest_i$ si une meilleure position est trouvée.
4. Mettre à jour $gbest$ selon le meilleur $pbest_i$.
5. Mettre à jour les vitesses v_i et les positions x_i .
6. Répéter les étapes 2 à 5 jusqu'au critère d'arrêt.

IV.4 Configuration des paramètres

IV.4.1 Nombre de particules

Le nombre de particules dans un algorithme PSO dépend principalement de [37] :

1. La taille de l'espace de recherche (complexité du problème).
2. Les ressources de calcul disponibles et le temps maximal autorisé.

Il n'existe pas de règle universelle pour fixer ce paramètre. La meilleure approche consiste à :

- Effectuer plusieurs tests empiriques pour acquérir de l'expérience.
- Opter souvent pour un choix initial aléatoire, ajusté par la suite.

IV.4.2 Topologie de voisinage

La topologie de voisinage détermine comment les particules échangent des informations entre elles. Voici les trois principales structures utilisées :

- a. **Topologie en étoile** : Chaque particule est reliée à toutes les autres. L'optimum du voisinage est l'optimum global.
- b. **Topologie en anneau** : Chaque particule est reliée à n particules (en général $n = 3$), c'est la topologie la plus utilisée.
- c. **Topologie en rayon** : Les particules ne communiquent qu'avec une seule particule centrale.

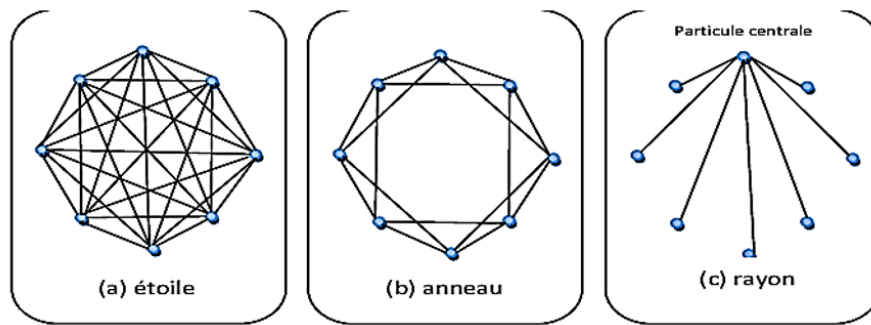


FIGURE IV.2 – Topologies de voisinage

IV.4.3 Coefficients de confiance

Les coefficients c_1 et c_2 de l'équation (IV.3) sont appelés coefficients de confiance. Ils permettent de pondérer les tendances des particules à suivre leur instinct de conservation ou leur panurgisme. Les coefficients r_1 et r_2 sont des variables aléatoires évaluées à chaque itération suivant une loi uniforme sur le domaine $[0, 1]$, et c_1 et c_2 sont des constantes définies par la relation $c_1 + c_2 \leq 4$ [37].

$$\begin{cases} \rho_1 = r_1 \cdot c_1 \\ \rho_2 = r_2 \cdot c_2 \end{cases} \quad (\text{IV.3})$$

IV.4.4 Vitesse maximale et vitesse minimale

Pour assurer un déplacement régulier de la particule, on impose une vitesse maximale, représentée par V_{\max} , ainsi qu'une vitesse minimale, représentée par V_{\min} . Cette mesure vise à empêcher que les particules se déplacent trop rapidement, ce qui pourrait les faire quitter l'espace de recherche. De plus, cela permet de limiter la dispersion des particules, pour éviter qu'une particule passe à côté d'un optimum sans le remarquer.

Pour limiter la vitesse $V(t)$ de la particule P à l'instant t , on utilise cette règle :

$$V_P(t) = \begin{cases} V_{\max} & \text{si } V_P(t) > V_{\max}, \\ V_{\min} & \text{si } V_P(t) < V_{\min}. \end{cases} \quad (\text{IV.4})$$

IV.4.5 Coefficient de constriction

Le coefficient de constriction K dans l'algorithme PSO (Particle Swarm Optimization) est un paramètre clé qui permet de contrôler la convergence des particules en ajustant dynamiquement leurs vitesses. Introduit par Clerc et Kennedy (2002), ce coefficient vise à éviter la divergence des particules tout en maintenant un équilibre entre exploration (diversité) et exploitation (convergence).

$$\kappa = 1 - \frac{1}{\rho} + \frac{\sqrt{\rho^2 - 4\rho}}{2} \quad (\text{IV.5})$$

avec $\rho = \rho_1 + \rho_2 > 4$.

$$\vec{v}_i(t) = \kappa \cdot (\vec{v}_i(t-1) + \rho_1 \cdot (\vec{x}_{\text{pbest}_i} - \vec{x}_i(t)) + \rho_2 \cdot (\vec{x}_{\text{gbest}_i} - \vec{x}_i(t))) \quad (\text{IV.6})$$

Les études de Shi et Eberhart montrent que l'utilisation du coefficient de constriction K dans l'algorithme PSO améliore généralement la convergence sans nécessiter de limite de vitesse explicite (V_{max}). Cependant, dans certains cas, K seul peut s'avérer insuffisant pour atteindre l'optimum global en un nombre d'itérations donné. Pour pallier cette limite, la combinaison du coefficient de constriction avec une vitesse maximale fixée à $\vec{v}_{\text{max}} = \vec{x}_{\text{max}}$ (taille du domaine de recherche) s'est révélée efficace, optimisant ainsi les performances globales de l'algorithme en équilibrant exploration et exploitation.

IV.4.6 Facteur d'inertie

Le facteur d'inertie ω — introduit par SHI et EBERHART — permet de définir la capacité d'exploration de chaque particule en vue d'améliorer la convergence de la méthode. Une grande valeur de ω (> 1) est synonyme d'une grande amplitude de mouvement et donc, in fine, d'exploration globale. À l'inverse, une faible valeur de ω (< 1) est synonyme de faible amplitude de mouvement et donc, d'exploration locale. Fixer ce facteur revient donc à trouver un compromis entre l'exploration locale et l'exploration globale [5].

Choix du facteur d'inertie

Il peut être :

- Constant (souvent entre 0.8 et 1.2),
- Ou décroissant dynamiquement selon le nombre d'itérations pour favoriser d'abord l'exploration puis l'exploitation :

$$\omega(t) = \omega_{\text{max}} - \left(\frac{\omega_{\text{max}} - \omega_{\text{min}}}{t_{\text{max}}} \right) \cdot t \quad (\text{IV.7})$$

Avec $\omega_{\text{max}} = 0.9$ et $\omega_{\text{min}} = 0.4$ en général.

IV.4.7 Initialisation de l'essaim

Il faut définir de manière aléatoire la position initiale et la vitesse des particules en suivant une distribution uniforme sur l'intervalle $[0, 1]$. Cependant, pour garantir une meilleure répartition des particules dans un espace à n dimensions.

IV.4.8 Critères d'arrêt

Bien que l'algorithme PSO soit largement efficace, sa convergence vers l'optimum global n'est pas toujours garantie. Pour éviter une exécution inutilement longue, un critère d'arrêt est généralement implémenté, comme le nombre maximal d'itérations.

L'exécution de l'algorithme doit se poursuivre jusqu'à ce qu'un des critères de convergence suivants soit atteint :

- Le nombre maximal d'itérations $nbIterMax$ a été atteint.
- La fluctuation de la vitesse est presque nulle.
- L'adéquation de la solution est satisfaisante.

IV.5 Organigramme de l'algorithme PSO

1. Initialisation :

- o Définir les paramètres du PSO : taille de l'essaim, dimensions de l'espace de recherche, coefficients d'inertie et d'accélération.
- o Initialiser les positions et vitesses des particules aléatoirement.
- o Définir les positions personnelles ($pbest$) et la position globale ($gbest$).
- o Les particules sont générées en sélectionnant aléatoirement une valeur avec une probabilité uniforme sur l'espace de recherche optimisé $[x_{min}, x_{max}]$.

2. Évaluation de la fonction objectif :

- o Calculer la valeur de la fonction objectif pour chaque particule.
- o Calculer l'erreur quadratique moyenne (MSE).

3. Mise à jour des $pbest$ et $gbest$:

- o Comparer la valeur actuelle de chaque particule avec sa meilleure valeur ($pbest$).
- o Mettre à jour $pbest$ si la nouvelle valeur est meilleure.
- o Comparer les $pbest$ de toutes les particules pour déterminer $gbest$.

4. Mise à jour des vitesses et positions :

- o Calculer la nouvelle vitesse de chaque particule en fonction de sa vitesse précédente, de sa position actuelle, de $pbest$ et de $gbest$.
- o Identifier la particule dans le voisinage avec la meilleure fitness jusqu'à présent, et assigner son index à la variable g .
- o Mettre à jour la position de chaque particule en ajoutant la nouvelle vitesse selon l'équation (IV.6).

5. Critères d'arrêt :

- o Vérifier si le critère d'arrêt est satisfait (par exemple, nombre maximal d'itérations ou convergence de la fonction objectif).

6. Fin :

- o Si le critère d'arrêt est satisfait, terminer l'algorithme ; Sinon, retourner à l'étape 2.

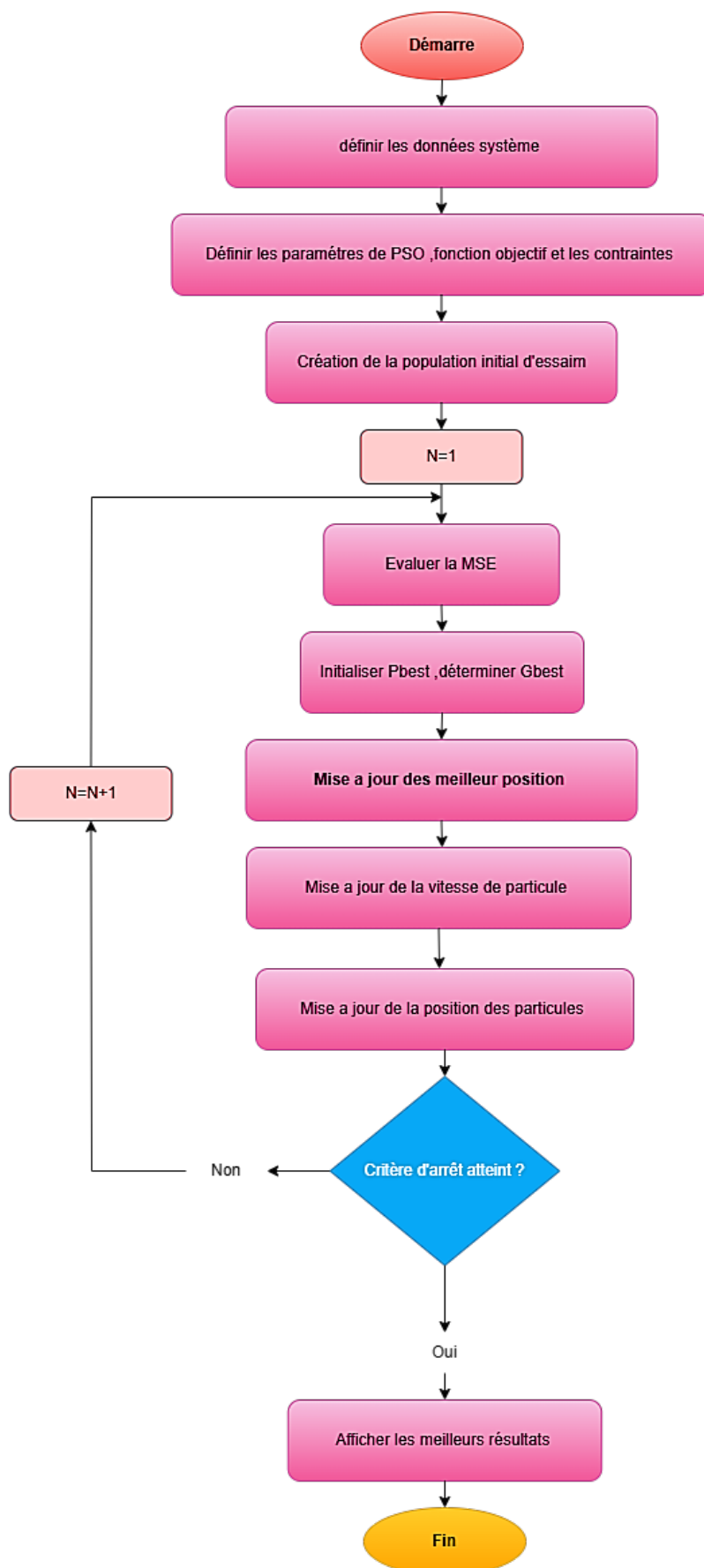


FIGURE IV.3 – Organigramme de la méthode des essais particulaires

IV.5.1 Erreur Quadratique Moyenne (MSE)

L'erreur quadratique moyenne (Mean Squared Error - MSE) est une mesure utilisée pour évaluer la qualité d'un modèle de prédiction. Elle quantifie la différence entre les valeurs prédites par le modèle et les valeurs réelles observées.

$$\text{MSE} = \frac{1}{nT} \sum_{i=1}^n e(K)^2 \quad (\text{IV.8})$$

Où :

- $e(k)$ est la différence entre la valeur de la référence et la valeur réelle sous SMC, définie par $e(k) = (\hat{y}_i - y_i)^2$,
- n est le nombre total d'échantillons,
- T est le temps d'échantillonnage.

Selon la figure IV.3 , après avoir déterminé les valeurs initiales de la taille de la population et de la vitesse initiale des particules, PSO calcule les paramètres de la commande par mode glissant pour chaque particule et évalue la MSE. Ensuite, en fonction de la valeur de la MSE, la meilleure position de chaque particule est calculée et la meilleure particule parmi toutes les particules de la population est sélectionnée. Ce processus est itéré jusqu'à ce que le nombre maximal d'itérations spécifié soit atteint. La meilleure particule qui correspond à la MSE minimale à la dernière itération présente les paramètres optimaux de la commande par mode glissant [31].

IV.5.2 Organigramme de l'optimisation PSO pour K_d

L'algorithme Particle Swarm Optimization (PSO) est utilisé pour optimiser le gain K_d dans le cadre de la commande par mode glissant [32]. Voici les étapes détaillées :

IV.5.2-a Modélisation du système

La dynamique du courant direct I_{sd} est donnée par :

$$\dot{S}(I_{sd}) = \dot{I}_{sd\text{ref}} - \dot{I}_{sd} \quad (\text{IV.9})$$

$$\dot{I}_{sd} = \dot{I}_{sd\text{ref}} + \frac{R_s}{L_d} \cdot I_{sd} - p \cdot \Omega \cdot \frac{L_q}{L_d} \cdot I_{sq} - \frac{1}{L_d} V_{sd} \quad (\text{IV.10})$$

La tension statorique $V_{sd\text{ref}}$ est obtenu par :

$$V_{sd\text{ref}} = V_{sd\text{eq}} + V_{sdN} \quad (\text{IV.11})$$

où :

$$V_{sd\text{eq}} = L_d \left[\dot{I}_{sd\text{ref}} + \frac{R_s}{L_d} \cdot I_{sd} - p \cdot \Omega \cdot \frac{L_q}{L_d} \cdot I_{sq} \right] \quad (\text{IV.12})$$

et

$$V_{sdN} = K_d \cdot \text{sat}(S(I_{sd})) \quad \text{avec } K_d > 0. \quad (\text{IV.13})$$

IV.5.2-b Initialisation

- Définir les paramètres du système : R_s, L_d, L_q, p, Ω .
- Définir les données d'entrée : $I_{sd}, I_{sq}, I_{sd_{ref}}, V_{sd_{refexp}}$ (mesures expérimentales).
- Normaliser $V_{sd_{refexp}}$.
- Définir les bornes de K_d : $lb = 10, ub = 1000$.
- Définir les paramètres PSO : Taille de la population : $n_{Pop} = 50$, Nombre d'itérations : $n_{iter} = 100$, Coefficients d'accélération cognitive ($c_1 = 2$), Coefficient d'accélération sociale ($c_2 = 2$), Facteur d'inertie ($w = 0.9$).

IV.5.2-c Initialisation de l'essaim

- Générer aléatoirement les positions et vitesses des particules dans l'espace de recherche.
- Calculer la valeur de la fonction objective pour chaque particule.

IV.5.2-d Évaluation de la fonction objective

- Pour chaque particule, calculer la valeur de la fonction objectif (par exemple, l'erreur quadratique moyenne MSE).

IV.5.2-e Mise à jour des meilleures positions

- Mettre à jour la meilleure position personnelle $pbest$ de chaque particule.
- Identifier la meilleure position globale $gbest$ parmi toutes les particules.

IV.5.2-f Mise à jour des vitesses et positions

- Calculer la nouvelle vitesse de chaque particule en fonction de sa position actuelle, de $pbest$ et de $gbest$.
- Mettre à jour la position de chaque particule.

IV.5.2-g Critère d'arrêt

- Vérifier si le critère d'arrêt est satisfait (par exemple, nombre maximal d'itérations ou convergence de la fonction objectif).

IV.5.2-h Fin

- Si le critère d'arrêt est satisfait, terminer l'algorithme.
- Sinon, retourner à l'étape 4 (Mise à jour des meilleures positions).

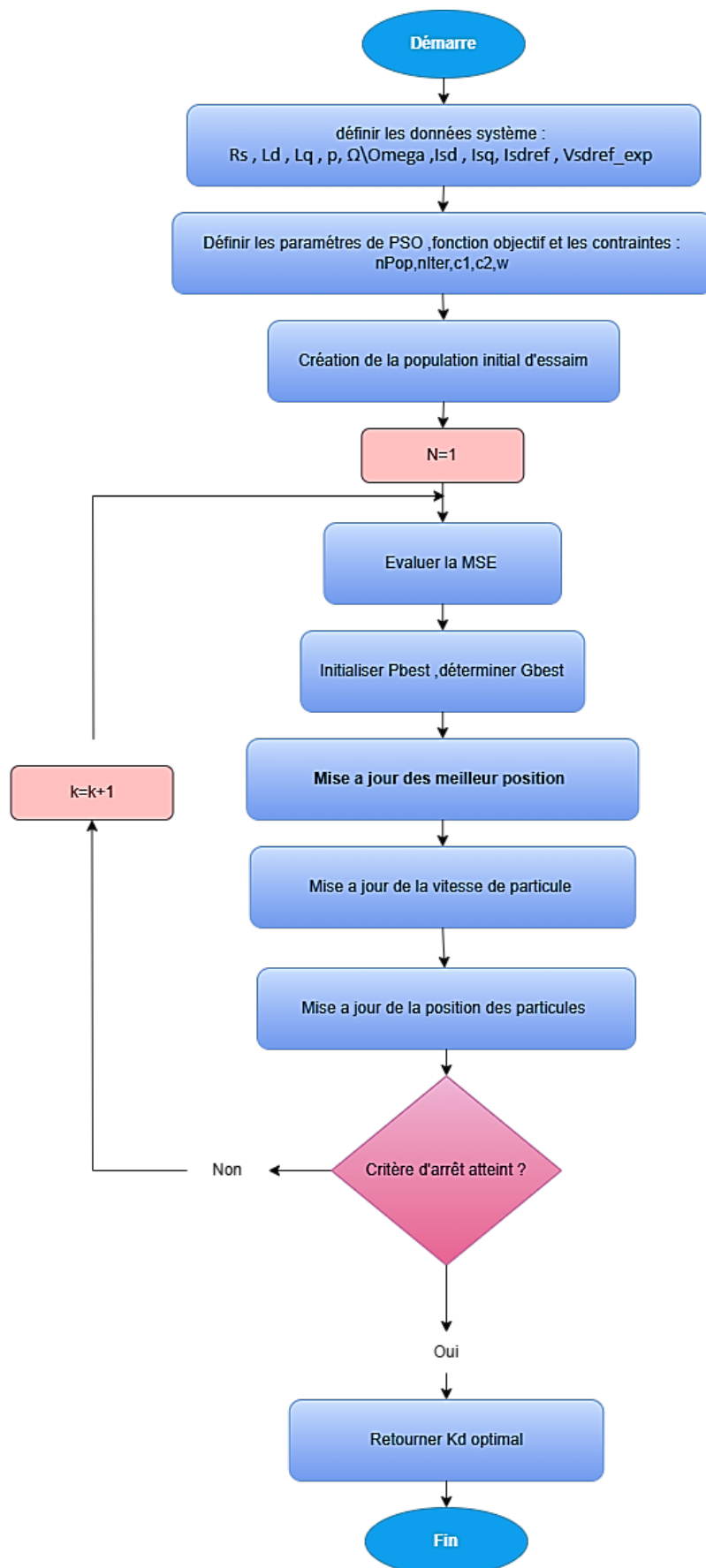


FIGURE IV.4 – Organigramme de l'optimisation PSO pour K_d

IV.5.2-i Tableau des paramètres PSO

Les paramètres de l'algorithme PSO varient selon le gain à optimiser (K_d , K_q , K_Ω). Voici les valeurs utilisées :

Paramètres de PSO	K_d optimisé	K_q optimisé	K_Ω optimisé
Taille de la population	50	20	50
Nombre d'itérations	100	100	200
Coefficient d'accélération cognitive	2	1	0.9
Coefficient d'accélération sociale	2	2	1.5
Facteur d'inertie	0.9	0.7	1.5

TABLE IV.1 – Paramètres PSO pour différents gains

La figure IV.5 représente la structure générale de l'application de la commande par mode glissant optimisée par la technique PSO appliquée à la génératrice synchrone à aimant permanent.

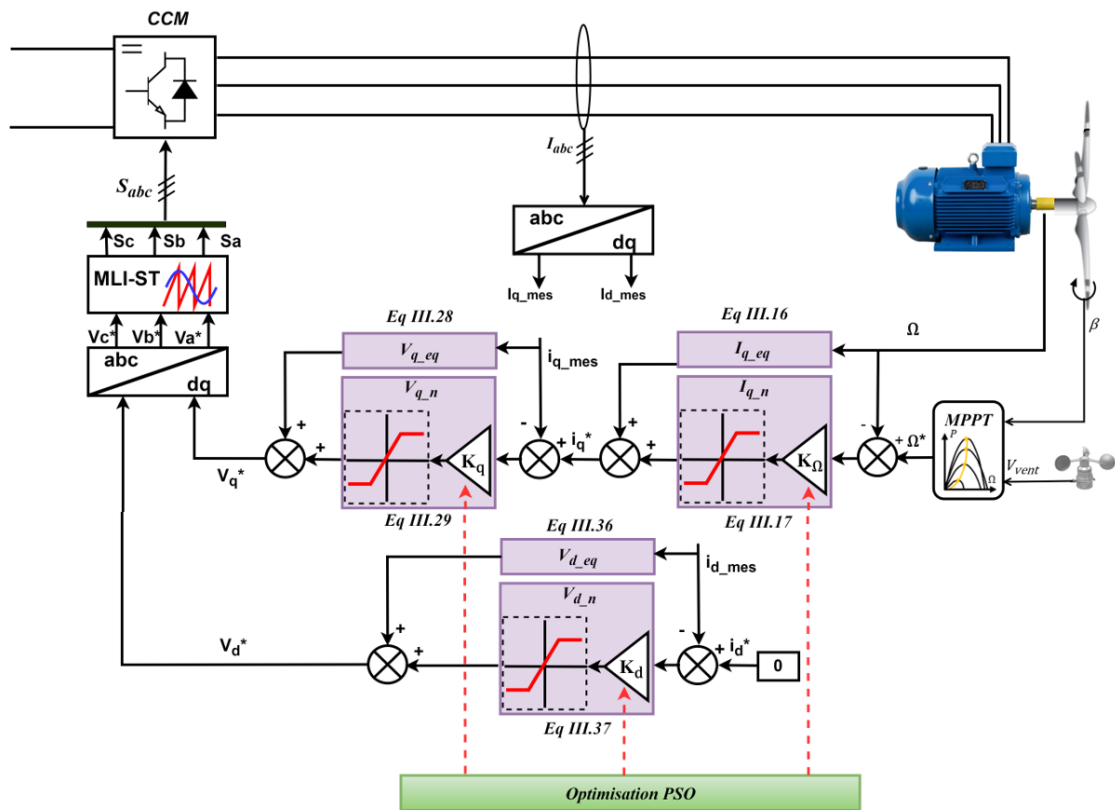


FIGURE IV.5 – Schéma global de la commande par mode glissant avec PSO de la GSAP

IV.6 Résultats de simulation

IV.6.1 Profil du vent fixe

Les simulations présentées dans ce chapitre ont été réalisées sous le même scénario que celui utilisé dans le chapitre 2 (voir figure II.11), incluant un profil de vent fixe, une consigne de vitesse générée par la stratégie MPPT, et des perturbations réseau typiques, en utilisant des conditions identiques afin d'évaluer objectivement l'amélioration apportée par la commande par mode glissant optimisée par PSO.

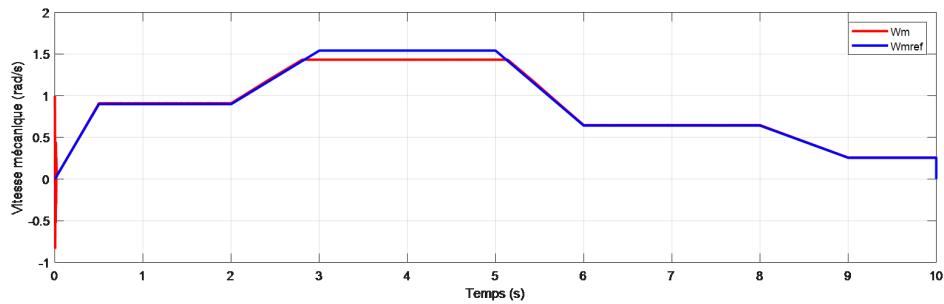


FIGURE IV.6 – Vitesse mécanique

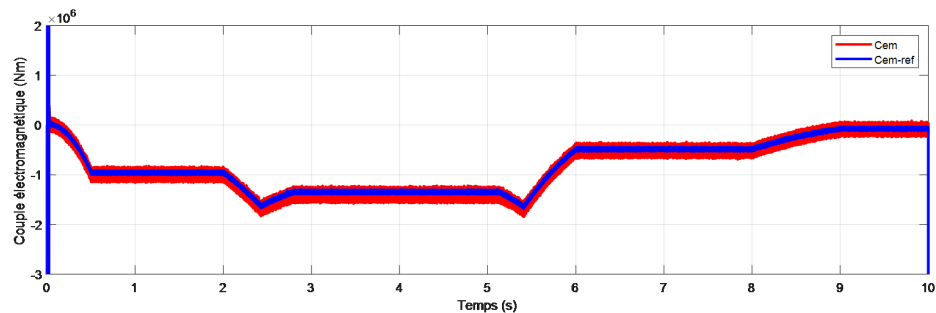


FIGURE IV.7 – Couple électromagnétique

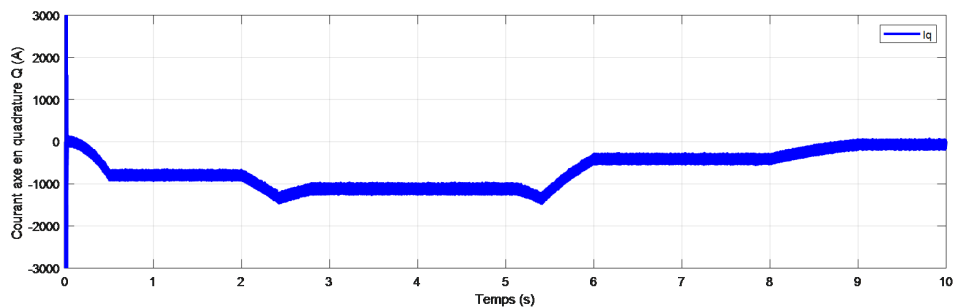


FIGURE IV.8 – Courant I_q

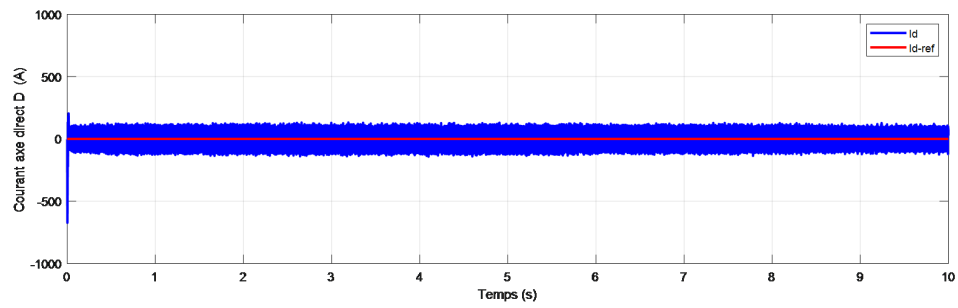


FIGURE IV.9 – Courant I_d

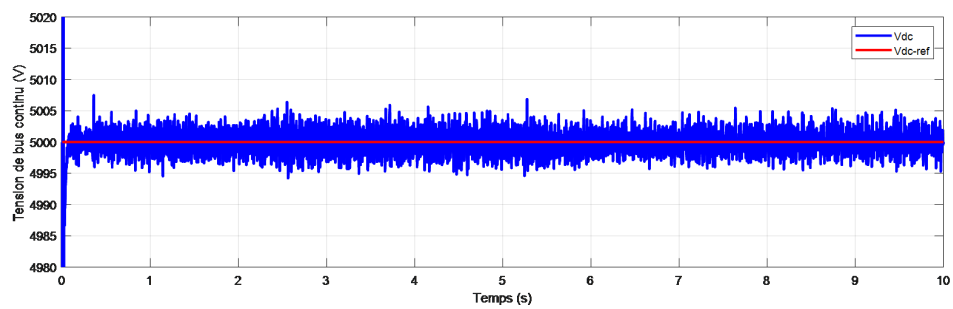


FIGURE IV.10 – Tension V_{dc}

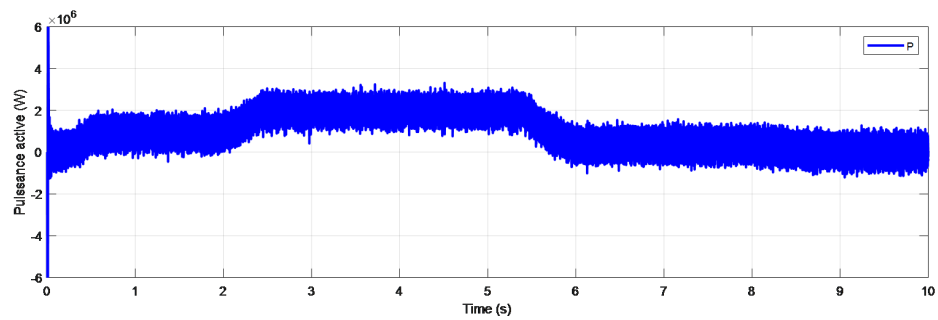


FIGURE IV.11 – Puissance active

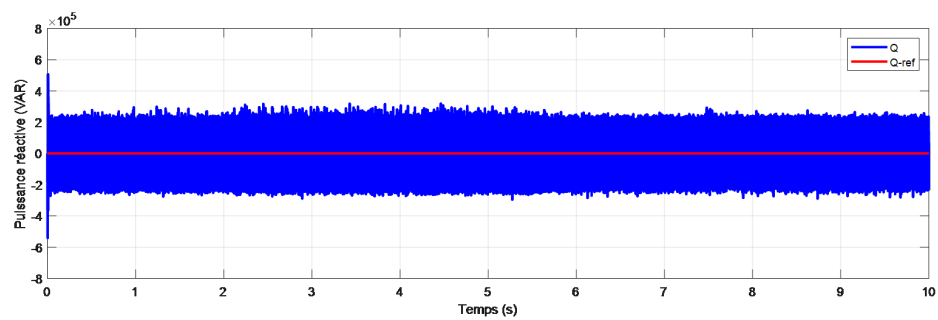


FIGURE IV.12 – Puissance réactive

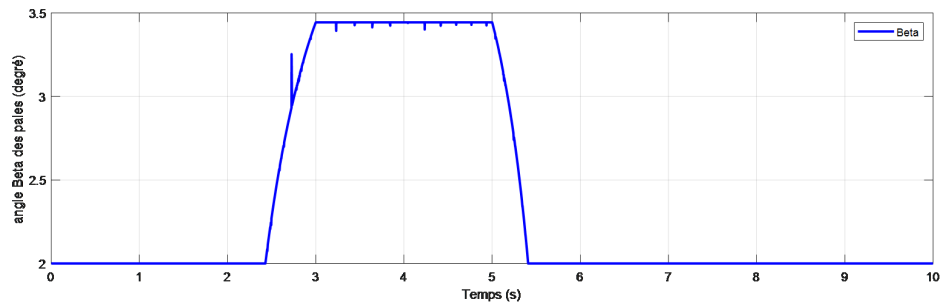


FIGURE IV.13 – Angle de calage β

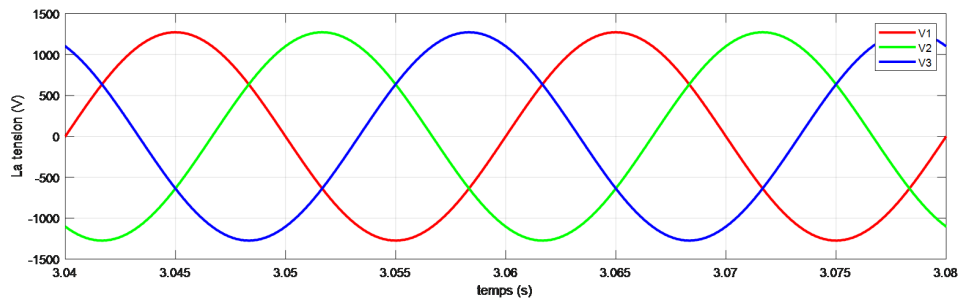


FIGURE IV.14 – Tensions triphasée V_{abc}

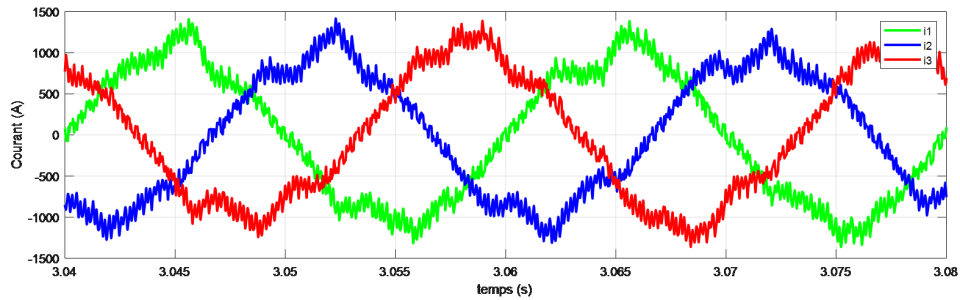


FIGURE IV.15 – Courant triphasée I_{abc}

La vitesse mécanique ω_m (figure IV.6) suit avec une grande précision sa valeur de référence imposée malgré les variations importantes du vent. On constate que le système réagit rapidement aux changements brusques de la vitesse du vent, notamment entre $t = 3s$ où elle passe de 6 m/s à 12 m/s , sans présenter de dépassement ni d'oscillations significatives. La convergence vers la consigne est rapide et stable, ce qui montre la robustesse du contrôleur SMC optimisé par PSO. Lorsque la vitesse du vent diminue progressivement après $t = 8s$, la vitesse mécanique s'ajuste également de manière fluide, confirmant la bonne adaptation du système à tous les régimes de fonctionnement. Avec une limitation de ω_m grâce à Pitch control pour protéger notre génératrice. Cela démontre la capacité du système à maintenir un point de fonctionnement optimal même dans des conditions changeantes et imprévues.

Le couple électromagnétique C_{em} (figure IV.7) évolue en suivant étroitement sa valeur de référence imposée par le contrôleur. Malgré les variations abruptes de la vitesse du vent,

le couple ajuste instantanément ses valeurs pour garantir une réponse rapide et stable. Les légères oscillations observées autour de la référence restent minimales et dans des limites acceptables, ce qui prouve la stabilité globale du système. En particulier, lors de la montée brutale du vent à $t = 3s$, le couple répond immédiatement pour maintenir la puissance désirée, illustrant ainsi la coordination entre la commande du générateur et les variations de charge dues au vent.

Le courant en quadrature I_q (figure IV.8) est directement lié à la production du couple électromagnétique et donc à la puissance active extraite par la génératrice. Ce courant suit avec précision les variations de la demande en couple, ce qui reflète une coordination bien maîtrisée entre les différentes grandeurs commandées. Lorsque la vitesse du vent augmente à $t = 3s$, le courant I_q s'ajuste immédiatement pour fournir la puissance nécessaire, confirmant une réponse dynamique rapide. De même, lors de la baisse successive du vent entre 5s et 10s, le courant diminue proportionnellement, assurant ainsi une exploitation rationnelle de l'énergie disponible.

Le courant en direct I_d (figure IV.9) reste proche de sa référence I_{d-ref} pendant toute la simulation, ce qui montre une bonne régulation du flux magnétique. Malgré les variations du vent, sa stabilité est maintenue, confirmant la robustesse du contrôleur SMC-PSO face aux perturbations externes.

La tension du bus continu V_{dc} (figure IV.10) reste stable autour de sa référence (5000 V) malgré les variations du vent, ce qui montre une régulation efficace. Le système réagit rapidement aux perturbations sans des fluctuations, grâce à la robustesse de la commande SMC-PSO. Le pitch control joue un rôle clé dans cette stabilité en limitant la puissance mécanique captée par la turbine lors des vents forts, évitant ainsi toute surcharge électrique ou instabilité dans le bus DC.

La puissance active P (figure IV.11) varie en fonction de la disponibilité de l'énergie éolienne captée par la turbine. Elle suit logiquement les variations de la vitesse du vent, en augmentant lorsque le vent accélère (notamment à $t = 3s$) et en diminuant lorsque le vent ralentit (après $t = 5s$). Le système réussit à extraire au maximum la puissance disponible sans dépasser les limites imposées par la sécurité mécanique ou électrique. Cela démontre la capacité du contrôleur SMC-PSO à adapter la production d'énergie aux conditions réelles tout en maintenant la stabilité du système.

La puissance réactive Q suit sa référence Q_{ref} (figure IV.12) avec une bonne précision malgré les variations du vent. Elle s'ajuste rapidement aux changements brusques de vitesse (notamment à $t = 3s$) et diminue proportionnellement lors des baisses successives entre 5s et 10s, ce qui montre une gestion efficace et stable de la puissance réactive.

L'angle β (figure IV.13) varie pour limiter la puissance captée par la turbine lors des vents forts. À $t = 3s$, il augmente de 2 à 3.5 quand le vent passe de 6 m/s à 12 m/s. Il revient progressivement à sa valeur initiale lorsque le vent diminue. Cette adaptation rapide montre l'efficacité du contrôleur SMC-PSO dans la gestion énergétique.

Les tensions phase à phase V_1, V_2, V_3 (figure IV.14) présentent un profil sinusoïdal équilibré. Leur amplitude et fréquence de 50Hz restent stables malgré les variations du vent. Et Aucun déséquilibre critique n'a été observé, garantissant une bonne qualité d'énergie. Cela reflète une régulation efficace assurée par le contrôleur SMC-PSO.

Les courants phase à phase I_1, I_2, I_3 (figure IV.15) présentent un profil sinusoïdal synchronisé avec les tensions. Leur amplitude varie selon la charge, mais reste dans des limites

acceptables et aucune surintensité n'a été observée, ce qui protège les composants du système. Cela montre la capacité du contrôleur SMC-PSO à gérer les variations dues au vent.

IV.6.2 Profile du vent variable

Les simulations présentées ont été réalisées sous le même scénario que celui utilisé dans la figure II.22), incluant un profil de vent variable, en utilisant des conditions identiques afin d'évaluer objectivement l'amélioration apportée par la commande par mode glissant optimisée par PSO.

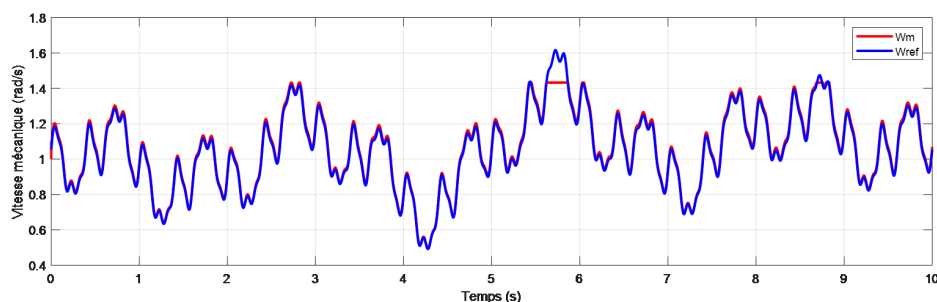


FIGURE IV.16 – Vitesse mécanique

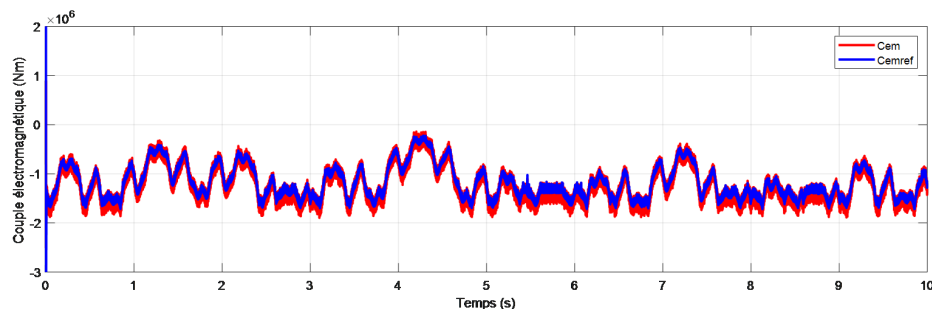


FIGURE IV.17 – Couple électromagnétique

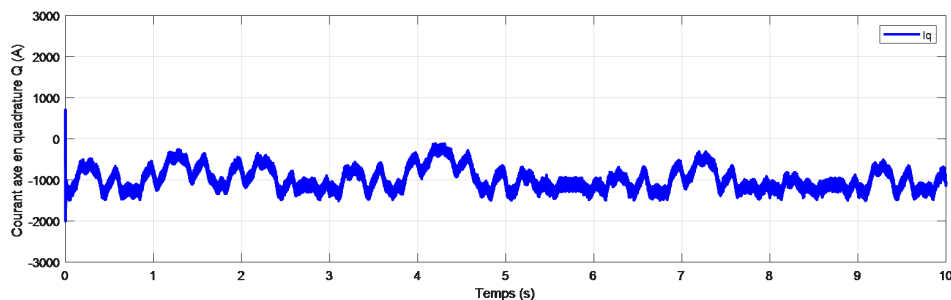


FIGURE IV.18 – Courant I_q

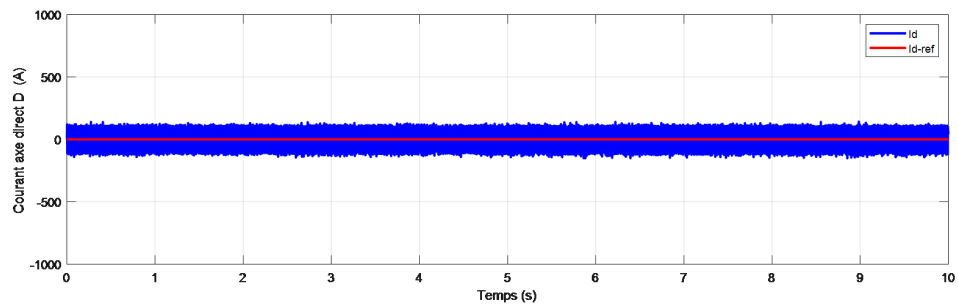


FIGURE IV.19 – Courant I_d

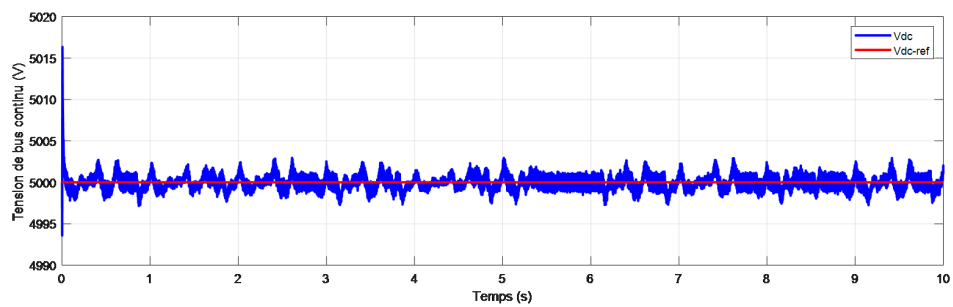


FIGURE IV.20 – Tension V_{dc}

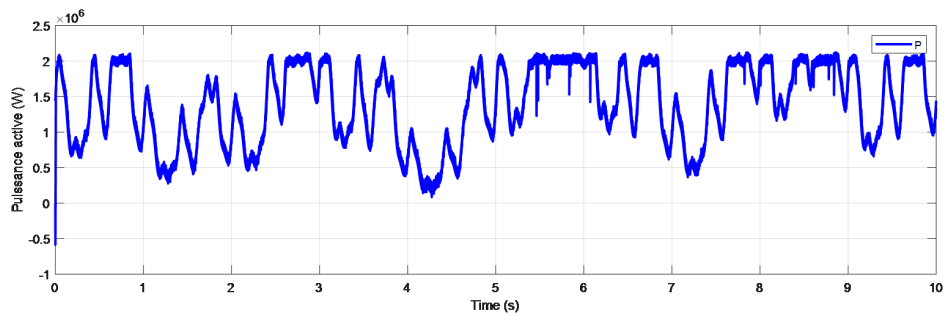


FIGURE IV.21 – Puissance active

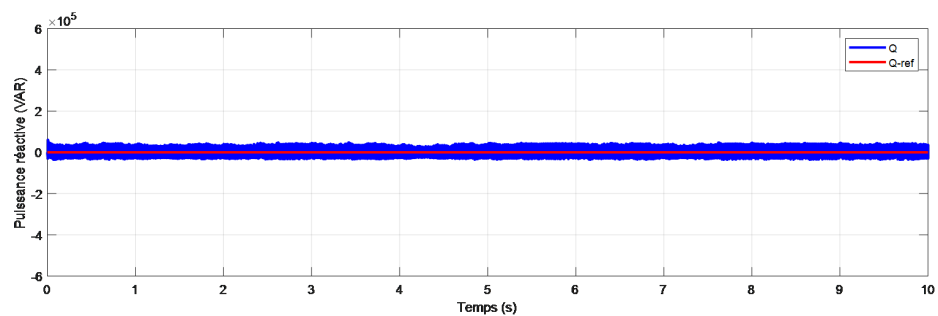


FIGURE IV.22 – Puissance réactive

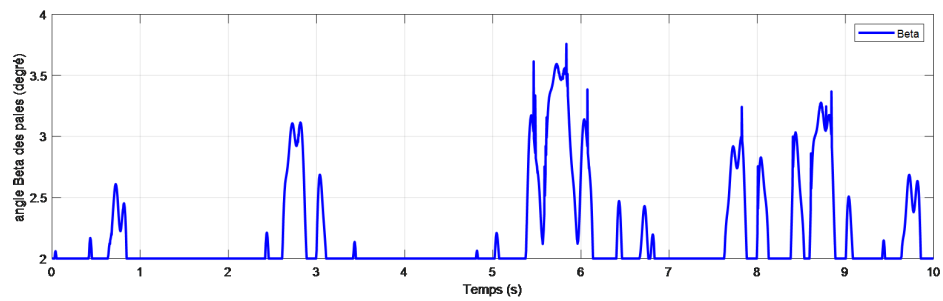


FIGURE IV.23 – Angle de calage β

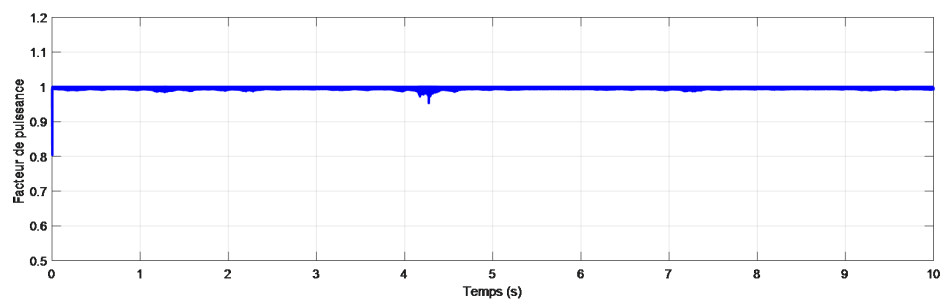


FIGURE IV.24 – Facteur de puissance $\cos(\varphi)$

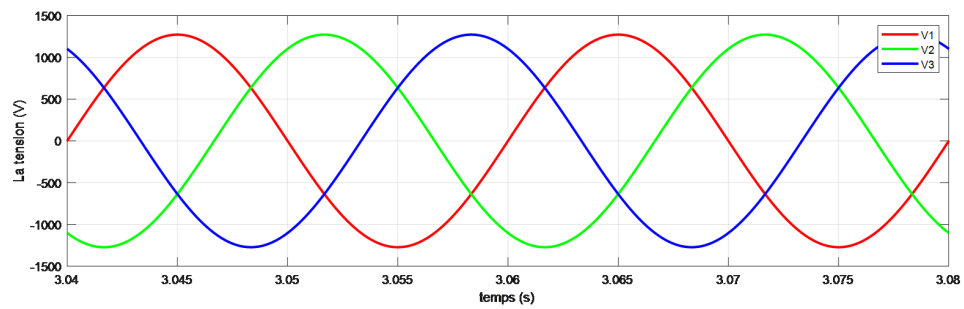


FIGURE IV.25 – Tensions triphasée $Vabc$

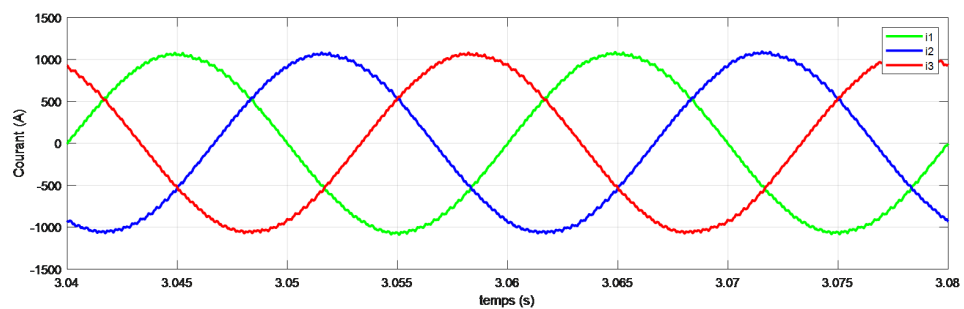


FIGURE IV.26 – Courant triphasée $Iabc$

Malgré les variations importantes du vent, la vitesse mécanique ω_m (figure IV.16) suit avec précision sa valeur de référence entre $t = [5.6-6 \text{ s}]$, une augmentation brutale de la

vitesse du vent provoque une surcharge temporaire, où la vitesse atteint environ 1.4 rad/s, dépassant légèrement sa consigne. Afin d'éviter toute surcharge mécanique ou thermique, le système de pitch control intervient efficacement en augmentant l'angle β des pales, ce qui réduit la puissance captée et ramène progressivement la vitesse vers sa valeur désirée. En parallèle, l'algorithme PSO joue un rôle fondamental en permettant un ajustement optimal des paramètres du contrôleur SMC, ce qui contribue à réduire considérablement les ondulations autour de la consigne et à améliorer la qualité globale de la réponse dynamique.

Le couple électromagnétique C_{em} (figure IV.17) suit sa référence malgré les variations importantes du vent. Entre $t = [5.6 - 6 \text{ s}]$, une augmentation brusque du vent provoque une surcharge temporaire, avec une montée du couple jusqu'à environ $-1.5 \cdot 10^6 \text{ Nm}$. Le système de pitch control intervient rapidement en augmentant l'angle Beta pour limiter la puissance captée et ramener le couple à sa valeur nominale. L'optimisation par PSO a permis de réduire les ondulations autour de la consigne et d'améliorer la stabilité dynamique. Grâce à cela, le contrôleur SMC-PSO montre une grande robustesse face aux perturbations externes.

Le courant en quadrature I_q (figure IV.18) suit les variations de la vitesse du vent pour gérer la puissance active. Il s'ajuste rapidement aux changements brusques, comme vers $t = 0 \text{ s}$, où il atteint environ 1000 A .et Les ondulations restent limitées grâce à l'optimisation par PSO, assurant une bonne stabilité. Ainsi que La commande SMC-PSO montre une réponse rapide et précise, confirmant sa robustesse face aux perturbations.

Le courant en direct I_d (figure IV.19) est maintenu très proche de zéro $I_{d-ref} = 0$ malgré les variations du vent. Les petites oscillations autour de zéro sont normales et restent dans des limites acceptables. Cette régulation précise permet de minimiser le flux magnétique parasite et d'optimiser le couple produit. L'optimisation par PSO a permis de stabiliser la réponse et de réduire les ondulations autour de la consigne.

La tension DC V_{dc} (figure IV.20) reste très proche de sa valeur de référence ($V_{dc-ref} = 5000\text{V}$) pendant toute la simulation. Malgré les variations continues du vent, la tension DC s'ajuste rapidement aux perturbations externes, avec des fluctuations mineures autour de la consigne. Ces ondulations sont dues principalement aux incertitudes paramétriques ou aux perturbations induites par le profil de vent variable, mais elles restent contrôlées grâce à l'optimisation par PSO.

La puissance active P (figure IV.21) suit avec précision les variations continues de la vitesse du vent. Lorsque le vent atteint des valeurs élevées, le système de pitch control intervient rapidement pour limiter la puissance active générée à la valeur nominale de 2 MW. Cette limitation est réalisée par un ajustement dynamique de l'angle β des pales, ce qui réduit la surface exposée au vent et permet de maintenir une production d'énergie stable. Grâce à l'optimisation des paramètres du contrôleur SMC par l'algorithme PSO, les oscillations autour de la référence de 2 MW sont considérablement réduites, assurant une réponse rapide, précise et sans dépassements significatifs.

La puissance réactive Q (figure IV.22) suit avec précision sa référence pendant toute la simulation, ce qui traduit une régulation efficace du facteur de puissance. Les fluctuations observées autour de la consigne restent minimales et n'altèrent pas le bon fonctionnement global du système. L'optimisation par l'algorithme PSO a permis de réduire de manière significative les ondulations autour de la référence.

L'angle β (figure IV.23) varie entre 2 et 3.5 pour s'adapter aux variations du vent. Il augmente lors des vents forts pour limiter la puissance captée, et revient à 2 quand le vent

diminue. Cette gestion assure une protection contre les surcharges et maintient la stabilité du système. Le pitch control coordonne efficacement ces ajustements grâce au contrôleur SMC-PSO.

Le facteur de puissance $\cos(\varphi)$ (figure IV.24) reste proche de 1 malgré les variations du vent. Il montre des fluctuations mineures, mais reste stable dans des limites acceptables. Cela reflète une exploitation efficace de l'énergie éolienne et une qualité de puissance élevée. Le pitch control limite les surcharges pour maintenir un facteur de puissance optimal.

Les tensions triphasée (figure IV.25) présentent un comportement sinusoïdal parfaitement équilibré, ce qui est conforme au fonctionnement attendu d'une génératrice synchrone triphasée. Les amplitudes restent constantes et les fréquences stables (50Hz), même en présence de variations continues du vent. Cela montre une bonne régulation de la tension de sortie et une absence de déséquilibres critiques pouvant affecter la qualité de l'énergie injectée au réseau.

Les courants triphasée (figure IV.26) suivent un profil sinusoïdal synchronisé avec les tensions correspondantes. Ils varient en réponse aux changements de la demande en puissance active liée au vent. L'utilisation de l'algorithme PSO a permis de supprimer considérablement les ondulations autour des valeurs nominales, garantissant une exploitation rationnelle de l'énergie disponible.

IV.6.3 Étude sous Interface Graphique 'GUI' réalisée sous MATLAB

Pour analyser et visualiser les différents comportements dynamiques du système électro-énergétique étudié, nous avons développé une interface graphique GUI (Graphical User Interface) sous MATLAB. Cette approche avec le GUIDE de MATLAB nous a permis de :

- Analyser le système étudié après l'application de la commande par mode glissant optimisée par PSO.
- Effectuer le contrôle du système à partir des régulateurs par mode glissant.
- Optimiser les paramètres des gains par PSO.
- Visualiser les résultats de la régulation grâce à la simulation du système.
- Tester la stabilité et la robustesse du système face à différentes situations.
- Étudier les différents modes de fonctionnement possibles.

L'interface graphique 'GUI' réalisée sous MATLAB pour exécuter ces opérations est représentée à la Figure IV.27.

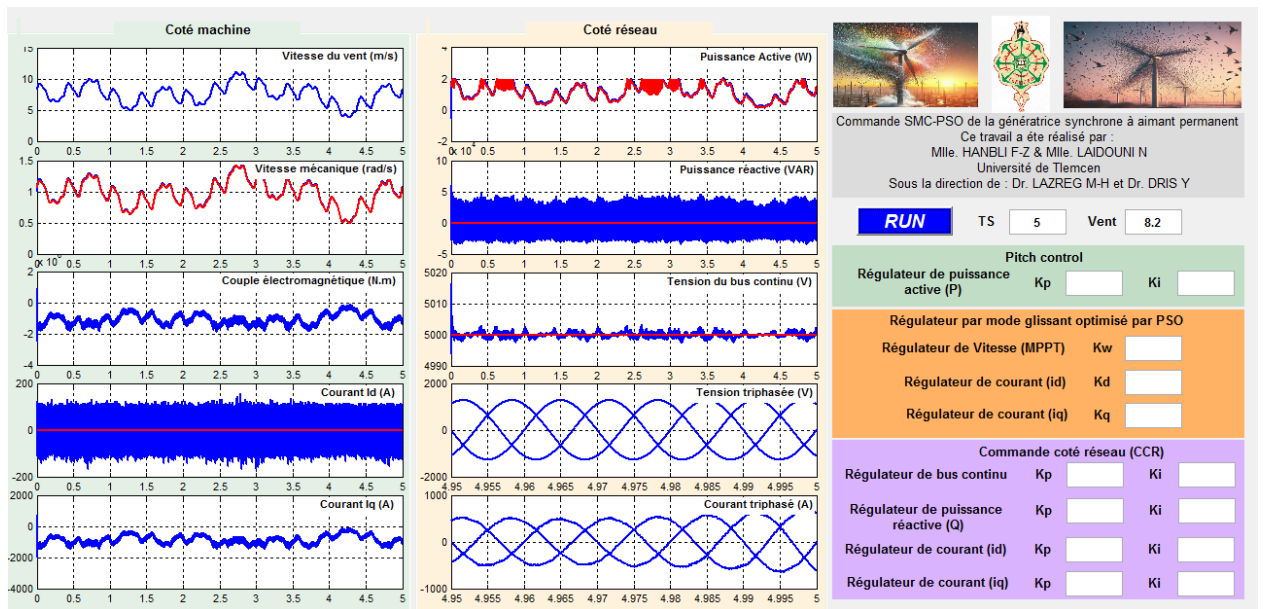


FIGURE IV.27 – Interface graphique réalisée sous MATLAB GUIDE

IV.7 Test de robustesse de la commande par mode glissant optimisée par PSO

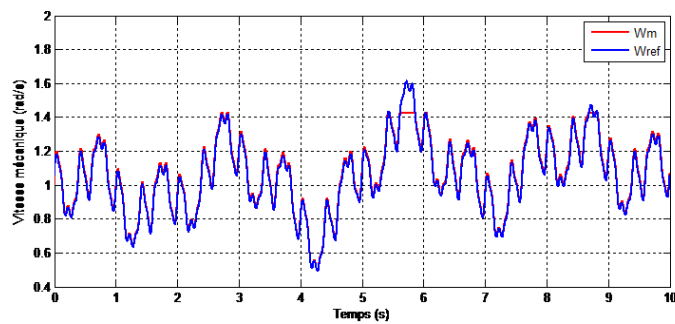


FIGURE IV.28 – Evolution de la vitesse mécanique dans le test de robustesse

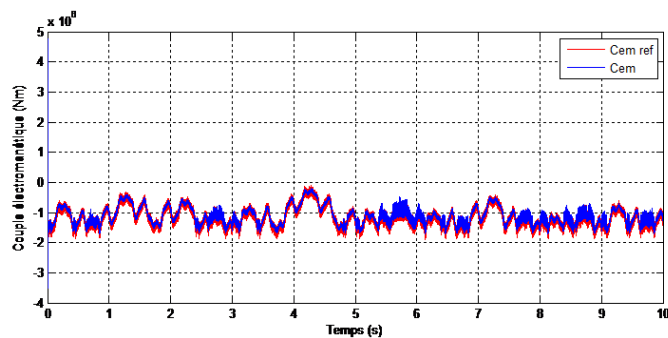


FIGURE IV.29 – Evolution du couple électromagnétique dans le test de robustesse

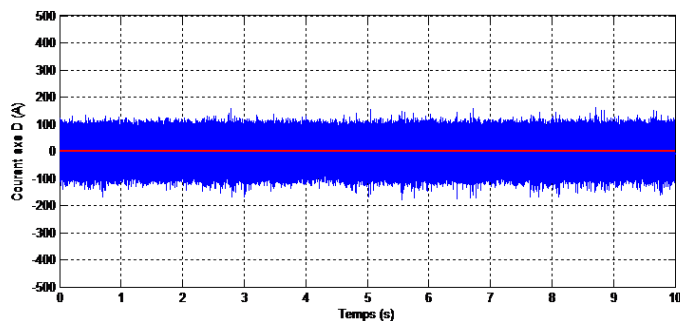


FIGURE IV.30 – Evolution du courant i_d dans le test de robustesse

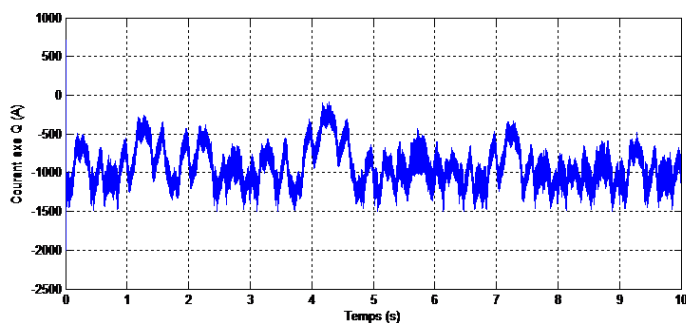


FIGURE IV.31 – Evolution du courant i_q dans le test de robustesse

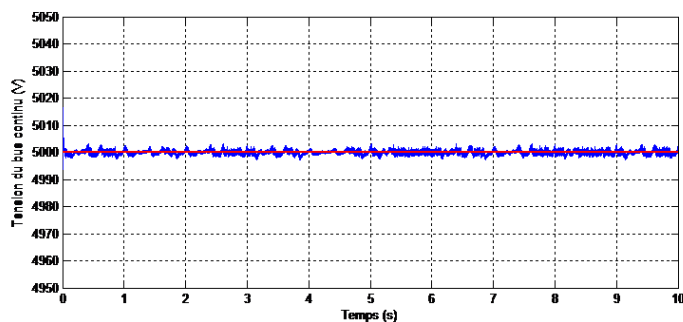


FIGURE IV.32 – Evolution de la tension du bus continu V_{dc} dans le test de robustesse

Avec la commande par mode glissant optimisée par l'algorithme PSO, les performances se trouvent encore améliorées face à la variation de la résistance statorique. L'optimisation des gains permet une convergence plus rapide des courants vers leurs références, tout en réduisant le phénomène de chattering. Même avec une augmentation de 100 % de R_s , la commande maintient un découplage efficace, une réponse dynamique stable, et une régulation fiable de la tension du bus continu. Ces résultats confirment l'efficacité du PSO dans le réglage optimal de la loi de commande, renforçant ainsi la robustesse globale du système.

IV.8 Etude comparative

Les résultats de simulation présentés ont été obtenus en utilisant le **même profil de vent** et les **mêmes conditions opératoires** que celles de la (figure II.22), permettant ainsi une comparaison directe entre les stratégies de commande étudiées : la commande vectorielle (*FOC*), la commande par mode glissant (*SMC*) et sa version optimisée via l'algorithme d'essaim de particules (*SMC-PSO*). Cette approche uniforme des tests garantit une évaluation objective des performances dynamiques, de la stabilité et de la robustesse de chaque stratégie, tout en facilitant l'interprétation des améliorations apportées par l'optimisation proposée.

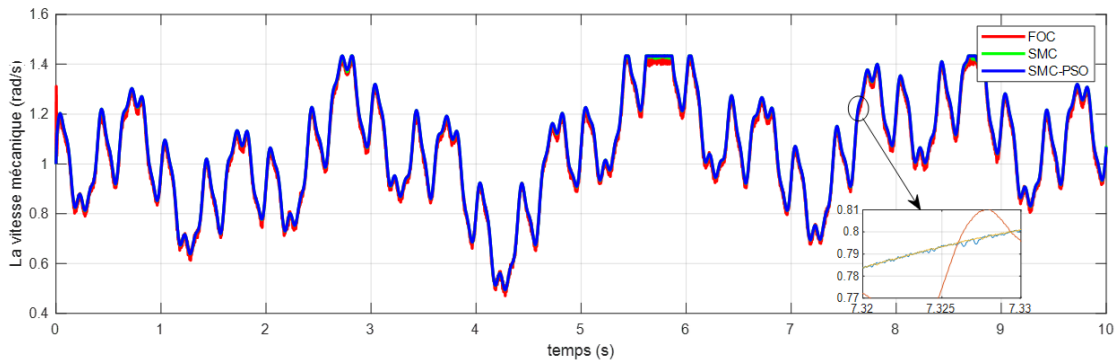


FIGURE IV.33 – Comparaison de la vitesse mécanique

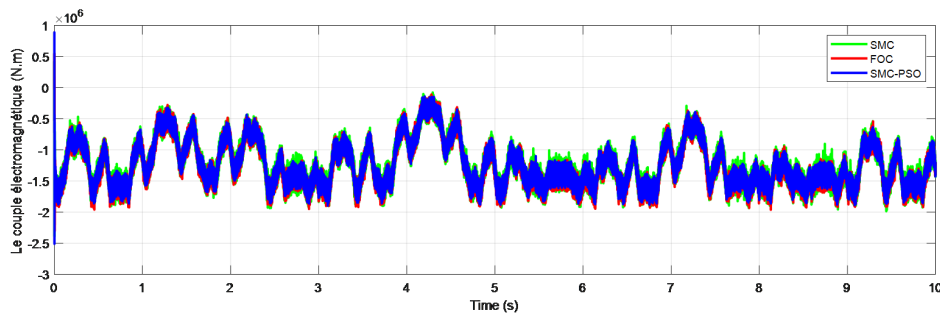


FIGURE IV.34 – Comparaison du couple électromagnétique

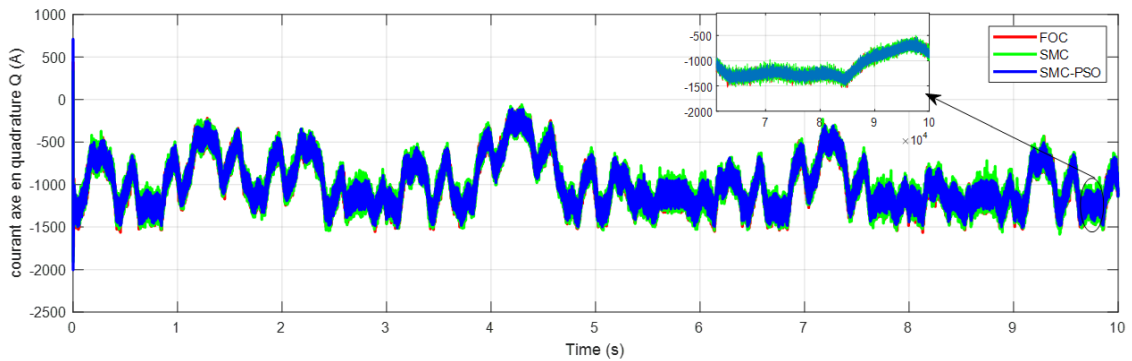


FIGURE IV.35 – Comparaison du courant I_q

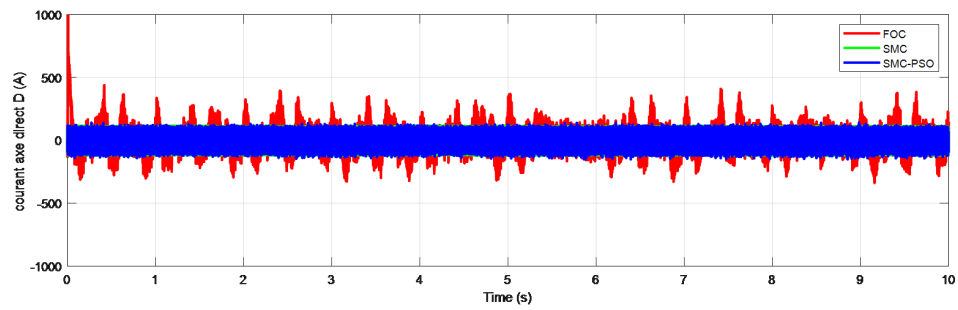


FIGURE IV.36 – Comparaison du courant I_d

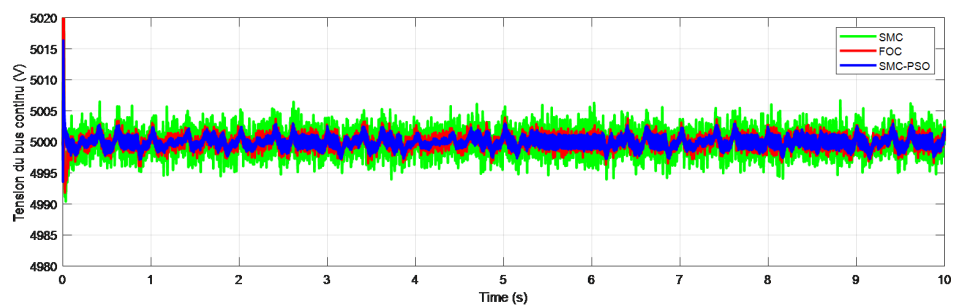


FIGURE IV.37 – Comparaison de la tension V_{dc}

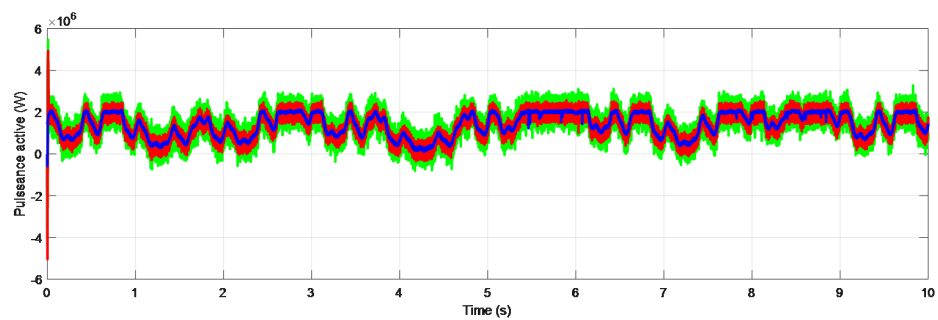


FIGURE IV.38 – Comparaison de la puissance active

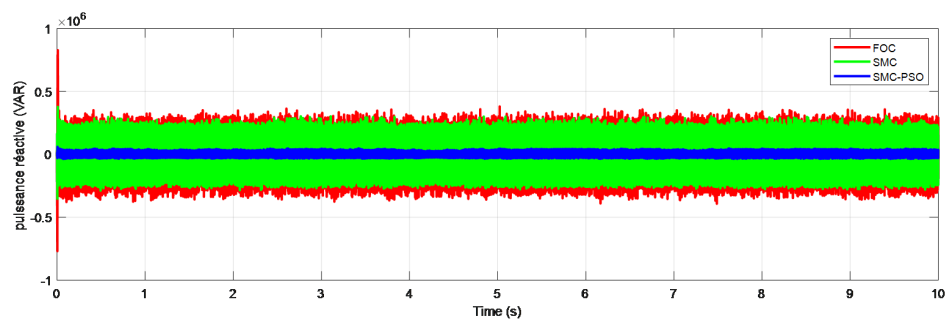


FIGURE IV.39 – Comparaison de la puissance réactive

L'évolution de la vitesse mécanique ω_m (figure IV.33), au démarrage (0 à 2 s), on observe

que la commande vectorielle (FOC) suit la consigne de manière relativement douce, mais avec un léger retard, ce qui est typique d'une commande linéaire. Le SMC classique, quant à lui, présente des oscillations hautes fréquences (chattering) autour de la consigne, surtout pendant les phases transitoires, ce qui traduit une régulation instable et une réponse rapide mais imprécise. Ces oscillations, variant entre 0.6 rad/s et 1.4 rad/s , peuvent générer des pertes supplémentaires et affecter la qualité globale du système. La commande SMC-PSO, en revanche, montre une nette amélioration : les oscillations sont fortement atténuées, et la vitesse se stabilise rapidement autour de 1 rad/s , même après 6 secondes, lors de la chute brutale du vent. Cela souligne l'efficacité de l'optimisation via PSO à réduire le chattering, à améliorer la robustesse du contrôleur, et à garantir une meilleure adaptation aux variations du vent variable.

Le couple électromagnétique (figure IV.34) montre des différences notables entre les stratégies de commande. Le SMC classique présente des oscillations hautes fréquences (chattering) dès le démarrage ($0\text{--}2 \text{ s}$), variant entre -3.10^6 Nm et $+3.10^6 \text{ Nm}$, ce qui affecte la qualité de la régulation. En régime permanent ($2\text{--}6 \text{ s}$), ces oscillations persistent, soulignant les limites du contrôleur non optimisé. La commande FOC offre une réponse plus douce et stable, mais avec un léger retard au démarrage. En revanche, la commande SMC-PSO réduit efficacement le chattering, stabilise le couple autour de 2.10^6 Nm et améliore la réponse dynamique après 6 secondes lors de la variation du vent. Ces résultats confirment que l'optimisation via PSO permet d'atténuer les effets indésirables du mode glissant classique tout en maintenant sa robustesse.

La figure IV.35 montre une nette amélioration de la stabilité du courant en quadrature i_q lorsque la commande par mode glissant (SMC) est utilisée par rapport à la commande vectorielle (FOC), avec une réponse plus rapide et moins sensible aux perturbations. L'optimisation des gains via l'algorithme PSO permet en outre de réduire davantage les oscillations, assurant ainsi un suivi plus précis de la consigne et une meilleure robustesse face aux variations du vent.

Le courant direct i_d (figure IV.36) sous commande SMC classique présente des oscillations importantes (chattering) dès le démarrage ($0\text{--}2 \text{ s}$), variant entre 500 A et $+500 \text{ A}$, ce qui traduit une régulation instable. En régime permanent ($2\text{--}6 \text{ s}$), ces fluctuations persistent, affectant la qualité du contrôle. La commande FOC assure une meilleure stabilité avec des écarts limités à environ 50 A , confirmant une réponse plus douce et précise. Avec la commande SMC-PSO, le courant i_d reste très proche de zéro (10 A) pendant toute la simulation grâce à l'optimisation via PSO, ce qui améliore l'efficacité énergétique et réduit les pertes joule dans la machine.

La tension V_{dc} (figure IV.37) reste globalement stable autour de 5000 V , mais les comportements varient selon la stratégie de commande. Avec le SMC classique, on observe des oscillations hautes fréquences ($4995\text{--}5005 \text{ V}$) dues au chattering, surtout pendant les phases transitoires ($0\text{--}2 \text{ s}$) et après 6 secondes, où le vent chute brusquement. Ces oscillations peuvent nuire à la stabilité du convertisseur DC/AC. La commande FOC offre une meilleure régulation, avec des fluctuations mineures (5 V) tout au long de la simulation. La commande SMC-PSO, grâce à l'algorithme PSO, réussit à atténuer fortement le chattering, limitant les écarts à 2 V autour de 5000 V , même face aux variations rapides du vent. Cela démontre que l'optimisation via PSO améliore significativement la précision et la robustesse de la commande.

La puissance active P (figure IV.38) montre des différences claires entre les trois commandes (FOC, SMC, SMC-PSO) sous un profil de vent variable. Le SMC classique (vert) présente des oscillations hautes fréquences (chattering) dès le démarrage, variant entre $1.8MW$ et $2.2MW$, ce qui traduit une régulation instable. La commande FOC (rouge) assure une meilleure stabilité, avec des fluctuations mineures autour de $2MW$, mais reste moins rapide en régime transitoire. La commande SMC-PSO (bleu) réussit à réduire efficacement le chattering, stabilisant la puissance autour de $2MW$ avec des écarts très faibles ($50kW$), même après 6 secondes, lors de la variation brutale du vent. Ces résultats soulignent l'intérêt de l'optimisation via PSO pour améliorer la qualité de la puissance injectée et renforcer la robustesse du système face aux variations du vent.

La puissance réactive Q (figure IV.39) montre des différences claires entre les commandes. Le SMC classique présente des oscillations importantes (2.10^6VAR) dès le démarrage (0–2 s) dues au chattering, ce qui traduit une régulation instable. En régime permanent (2–6 s), ces fluctuations persistent, affectant la qualité énergétique. La commande FOC assure une meilleure stabilité avec des écarts limités à 50.10^3VAR , sans chattering notable. La commande SMC-PSO, quant à elle, stabilise efficacement la puissance réactive autour de $0VAR$, avec des écarts minimes (10.10^3VAR) même après 6 secondes, lors de la variation du vent. Cela souligne l'efficacité de l'optimisation via PSO à atténuer le chattering et améliorer la maîtrise du facteur de puissance.

IV.9 Conclusion

Ce chapitre a permis d'exposer les fondements théoriques ainsi que les étapes pratiques d'une approche innovante combinant la commande par mode glissant et l'optimisation par essaim de particules (PSO), appliquée au contrôle d'une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP) dans un système éolien.

La commande par mode glissant s'est révélée être une stratégie robuste, particulièrement adaptée aux systèmes non linéaires tels que les machines synchrones à aimants permanents. Elle présente une grande résistance aux perturbations externes et aux incertitudes paramétriques grâce à sa nature discontinue et à son principe de surface glissante bien définie.

Cependant, le réglage manuel des gains K_d , K_q et K_ω peut s'avérer complexe et peu optimal sans une méthode systématique d'ajustement.

L'utilisation de l'algorithme PSO (*Particle Swarm Optimization*) a permis de surmonter cette difficulté en automatisant l'optimisation des paramètres de la commande. En explorant efficacement l'espace de recherche, l'algorithme PSO a convergé vers des valeurs optimales des gains, minimisant l'erreur entre les grandeurs mesurées et les consignes via une fonction objectif basée sur l'*Erreur Quadratique Moyenne* (MSE).

Cette approche SMC-PSO offre donc une solution performante et robuste pour l'optimisation automatique des lois de commande dans les systèmes éoliens, garantissant une meilleure stabilité, un suivi précis des consignes et une adaptation rapide aux variations de vitesse du vent.

Conclusion générale

Malgré les avancées technologiques réalisées dans le domaine des énergies renouvelables, les systèmes éoliens restent confrontés à des défis en matière de stabilité, de robustesse et d'efficacité énergétique, dus notamment aux variations imprévisibles de la vitesse du vent, aux incertitudes paramétriques et aux perturbations réseau.

Dans ce contexte, notre projet intitulé "Commande robuste d'une génératrice synchrone à aimant permanent utilisée dans une chaîne éolienne" s'est focalisé sur l'étude et la simulation de différentes stratégies de commande appliquées à une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), afin d'identifier la méthode la plus adaptée pour garantir une réponse rapide, une bonne qualité d'injection au réseau et une extraction optimale de l'énergie éolienne. Après avoir modélisé l'ensemble du système — comprenant la turbine, la GSAP et les convertisseurs côté machine et réseau — nous avons comparé les performances de la commande vectorielle (FOC), de la commande par mode glissant (SMC) et de sa version optimisée par l'algorithme PSO.

Les résultats obtenus montrent que la commande vectorielle assure un bon contrôle en régime stable, mais reste limitée face aux perturbations interne. Cependant, la commande par mode glissant a démontré une grande robustesse, mais souffre du phénomène de chattering, réduit efficacement grâce à l'optimisation par PSO.

Enfin, l'intégration du pitch control avec la stratégie MPPT a permis d'assurer une gestion optimale de la puissance mécanique captée sous différents régimes de vent. Ainsi, cette étude valide l'efficacité de l'approche hybride SMC-PSO comme solution prometteuse pour les systèmes éoliens modernes, ouvrant des perspectives encourageantes vers :

- La validation expérimentale des techniques de commandes appliquées dans ce travail.

- L'application des techniques d'intelligence artificielle telque la logique floue et le réseau de neurone artificiel.

- L'application d'autre techniques d'optimisation telque l'algorithme génétique (GA), grey wolf optimization (GWO), Artificial bee colony (ABC), ...

Bibliographie

- [1] M. Mansouri, M. Bey, S. Hassaine, M. Larbi, T. Allaoui, and M. Denai, "Genetic algorithm optimized robust nonlinear observer for a wind turbine system based on permanent magnet synchronous generator," *ISA Transactions*, vol. 129, no. B, pp. 230–242, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.isatra.2022.02.004>.
- [2] M. Toriki, M. Asy'ari, and A. Musyafa, "Enhanced performance of pmsg in wecs using mppt – fuzzy sliding mode control," *Journal Européen des Systèmes Automatisés*, vol. 54, no. 1, pp. 85–96, 2021. <https://doi.org/10.18280/jesa.540110>.
- [3] M. Khan and M. Hossain, "Neural network-based control for wind turbine system with pmsg : A case study for hafar al-batin," *Arabian Journal for Science and Engineering*, vol. 47, p. 14969–14981, 2022. <https://doi.org/10.1007/s13369-022-07003-0>.
- [4] G. T. Jayapraksh and P. Francis, "Wind energy conversion system-based pmsg for maximum power tracking and grid synchronization using adaptive fuzzy logic control," *Journal of applied research and technology*, vol. 20, no. 6, pp. 703–717, 2022. <https://doi.org/10.22201/icat.24486736e.2022.20.6.1256>.
- [5] R. Ma, X. G. Y. Zhang, and J. Gui, "Pmsg offshore wind power system control using smc and adrc with fast svpwm in complicated environment," *Electrical Engineering*, vol. 105, no. 5, pp. 2751–2767, 2023. <https://doi.org/10.1007/s00202-023-01847-x>.
- [6] R. Gao and Z. Gao, "Pitch control for wind turbine systems using optimization, estimation and compensation," *Renewable Energy*, vol. 91, pp. 501–515, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2016.01.057>.
- [7] B. Boukhezzer and H. Siguerdidjane, "Comparison between linear and nonlinear control strategies for variable speed wind turbines," *Control Engineering Practice*, vol. 18, no. 12, pp. 1357–1368, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.conengprac.2010.06.010>.
- [8] E. H. Dursun and A. A. Kulaksiz, "Second-order sliding mode voltage-regulator for improving mppt efficiency of pmsg-based wecs," *International Journal of Electrical Power Energy Systems*, vol. 121, p. 106149, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2020.106149>.
- [9] M. H. LAZREG, Y. DRIS, F. Z. HANBLI, N. LAIDOUNI, and A. Bouazaoui, "High-performance mppt of permanent magnet synchronous generators using sliding mode control," *The First National Conference on Renewable Energies and Advanced Electrical Engineering NC-REAEE'25, University of M'Sila*, Mai 06-07th, 2025.
- [10] P. V. Minh, "Control for wind turbine system using pmsg when wind speed changes," *International Journal of Electrical and Electronics Research*, vol. 12, no. 2, pp. 520–528, 2024. <https://doi.org/10.37391/IJEER.120225>.
- [11] L. Pan and S. Chengpeng, "Wind energy conversion systems analysis of pmsg on offshore wind turbine using improved smc and extended state observer," *Renewable Energy*, vol. 161, pp. 149–161, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2020.06.057>.
- [12] Y. DRIS, "Etude d'une ferme hybride (éolienne-système photovoltaïque) utilisant de nouvelles topologies," *Thèse de doctorat 3ème Cycle en électrotechnique, université de Tlemcen*, 2022.

- [13] E. H. Dursun, H. Koyuncu, and A. A. Kulaksiz, "A novel unified maximum power extraction framework for pmsg based wecs using chaotic particle swarm optimization derivatives," *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol. 24, no. 1, pp. 158–170, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.jestch.2020.05.005>.
- [14] D. Kumar and K. Chatterjee, "A review of conventional and advanced mppt algorithms for wind energy systems," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 55, pp. 957–970, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.11.013>.
- [15] D. Parmar and A. Giri, "Integration of field-oriented and steady-state linear kalman filter control in pmsg-based grid-connected system for improving voltage control and power balance operation," *Electrical Engineering*, 2024, <https://doi.org/10.1007/s00202-024-02456-y>.
- [16] M. H. LAZREG, Y. DRIS, F. Z. HANBLI, and N. LAIDOUNI, "Sliding mode control design for permanent magnet synchronous generators-based wind turbines," *3rd International Conference on Trends in Advanced Research, Turkey*, April 04-05, 2025.
- [17] S. Tripathi, U. Singh, S. Singh, N. Rai, Himani, and A. Srivastava, "Hardware-in-the-loop testing of grid-tied pmsg-based wind power generation system with optimum pi parameters," *e-Prime - Advances in Electrical Engineering, Electronics and Energy*, vol. 5, p. 100282, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.prime.2023.100282>.
- [18] N. Mughees, M. H. Jaffery, and M. Jawad, "A new predictive control strategy for improving operating performance of a permanent magnet synchronous generator-based wind energy and superconducting magnetic energy storage hybrid system integrated with grid," *Journal of Energy Storage*, vol. 55, no. B, 2022 <https://doi.org/10.1016/j.est.2022.105515>.
- [19] R. E. Quintal-Palomo, M. Flota-Bañuelos, A. Bassam, R. Peón-Escalante, F. Peñuñuri, and M. Dybkowski, "Post-fault demagnetization of a pmsg under field oriented control operation," *IEEE Access*, vol. 9, pp. 53838–53848, 2021. [doi:10.1109/ACCESS.2021.3070531](https://doi.org/10.1109/ACCESS.2021.3070531).
- [20] A. Halmous, Y. Oubbati, and M. Lahdeb, "Control optimization of grid-connected pmsg wind turbine with oobo algorithm and cascade pi-pid controller," *Electrical Engineering*, 2024. <https://doi.org/10.1007/s00202-024-02401-z>.
- [21] B. Majout, H. E. Alami, H. Salime, N. Z. Laabidine, Y. E. Mourabit, S. Motahhir, M. Bouderbala, M. Karim, and B. A. Bossoufi, "Review on popular control applications in wind energy conversion system based on permanent magnet generator pmsg," *Energies*, vol. 15, no. 17, p. 6238, 2022. <https://doi.org/10.3390/en15176238>.
- [22] D. E. GHOURAF, "Optimisation par les algorithmes genetiques pour l'adaptation de la commande robuste h dans le controle automatique d'excitation des generateurs synchrones puissants," *Thèse de Doctorat en sciences, Université de Sidi Bel Abbes*, 2017.
- [23] Y. Mousavi, G. Bevan, I. B. Kucukdemiral, and A. Fekih, "Sliding mode control of wind energy conversion systems : Trends and applications," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 167, p. 112734, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2022.112734>.

- [24] F. Wang, Q. Mei, and X. Xin, "Discrete sliding mode control method for particle swarm optimization-based brushless dc motor of electric vehicle," *Journal of Vibroengineering*, vol. 25, no. 5, pp. 1025–1039, 2023. <https://doi.org/10.21595/jve.2023.22978>.
- [25] B. Kelkoul and A. Boumediene, "Stability analysis and study between classical sliding mode control (smc) and super twisting algorithm (sta) for doubly fed induction generator (dfig) under wind turbine," *Energy*, vol. 214, p. 118871, 2021, <https://doi.org/10.1016/j.energy.2020.118871>.
- [26] M. Abolvafaei and S. Ganjefar, "Maximum power extraction from a wind turbine using second-order fast terminal sliding mode control," *Renewable Energy*, vol. 139, pp. 1437–1446, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2019.03.044>.
- [27] S. Lee and K. Chun, "Adaptive sliding mode control for pmsg wind turbine systems," *Energies*, vol. 12, no. 4, pp. 595–601, 2019. <https://doi.org/10.3390/en12040595>.
- [28] A. M. Osman and F. Alsokhiry, "Sliding mode control for grid integration of wind power system based on direct drive pmsg," *IEEE Access*, vol. 10, pp. 26567–26579, 2022. [doi:10.1109/ACCESS.2022.3157311](https://doi.org/10.1109/ACCESS.2022.3157311).
- [29] W. Du and H. Wang, "Small-signal stability of a single grid-connected pmsg system," *Power Electronics and Power Systems. Springer, Chapter*, p. 15–112, 2023. https://doi.org/10.1007/978-3-031-35343-7_2.
- [30] M. H. Lazreg and A. Bentaallah, "Sensorless fuzzy sliding-mode control of the double-star induction motor using a sliding-mode observer," *ELEKTROTEHNIŠKI VESTNIK*, vol. 85, no. 4, pp. 169–176, 2018.
- [31] A. Eskandari and E. A. R. Vatankhah, "Optimization of wind energy extraction for variable speed wind turbines using fuzzy backstepping sliding mode control based on multi objective pso," *Ocean Engineering*, vol. 285, no. 2, p. 115378, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2023.115378>.
- [32] M. H. Anssari, M. Badamchizadeh, and S. Ghaemi, "Designing of a pso-based adaptive smc with a multilevel inverter for mppt of pv systems under rapidly changing weather conditions," in *IEEE Access*, vol. 12, pp. 41421–41435, 2024. [doi:10.1109/ACCESS.2024.3377925](https://doi.org/10.1109/ACCESS.2024.3377925).
- [33] Sathisha, A. Kareem, and G. Aithal, "Particle swarm optimization based super twisting sliding mode controller mppt algorithm design for solar pv system," *Tuijin Jishu/Journal of Propulsion Technology*, vol. 44, no. 4, pp. 4003–4015, 2023. <https://doi.org/10.52783/tjjpt.v44.i4.1598>.
- [34] M. K. Kanthi and D. M. Abraham, "Particle swarm optimization based sliding mode controllers for electric vehicle onboard charger," *Computers Electrical Engineering*, vol. 96, no. A, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.compeleceng.2021.107502>.
- [35] F. Pace, A. Santilano, and A. Godio, "A review of geophysical modeling based on particle swarm optimization," *Surv Geophys*, vol. 42, p. 505–549, 2021. <https://doi.org/10.1007/s10712-021-09638-4>.
- [36] J. Mérida, L. T. Aguilar, and J. Dávila, "Analysis and synthesis of sliding mode control for large scale variable speed wind turbine for power optimization," *Renewable Energy*, vol. 71, pp. 715–728, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2014.06.030>.

- [37] L. Hu, F. Xue, Z. Qin, J. Shi, W. Qiao, W. Yang, and T. Yang, "Sliding mode extremum seeking control based on improved invasive weed optimization for mppt in wind energy conversion system," *Applied Energy*, vol. 248, pp. 567–575, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2019.04.073>.

Annexe

Les différentes simulations réalisées lors de ce travail ont été faites à l'aide du logiciel MATLAB et son outil de simulation SIMULINK

Les conditions adoptées lors des simulations sont les suivantes :

TABLE 2 – Conditions de simulation

Type	Variable-step
Ode45 (Runge Kutta ordre 45)	
Variable-step Size(fundamental sample time)	0.0001
Tasking mode for periodic sample time	auto
Version MATLAB	2023a

TABLE 3 – Paramètres de la turbine

Paramètre	valeur
f_v	0.001
J	10^4
R_p	0.9
G	1
ro	1.22
C_{pMax}	0.35
LandaOP	7.07

TABLE 4 – Paramètre de simulation de GSAP

Paramètre	Valeur	unité
Puissance nominale	$P = 2$	MW
l'inductance sur l'axe d	$L_d = 4.229.10^{-3}$	H
l'inductance sur l'axe q	$L_q = 4.229.10^{-3}$	H
Résistance des enroulements statorique	$R_s = 6.25.10^{-3}$	Ω
Nombre de pôles	$p = 75$	
Flux des aimants	$\varphi_f = 11.1464$	Wb
Coefficient de frottement	$F=0.0006$	Nm
Fréquence nominale statorique	$f = 50$	50Hz

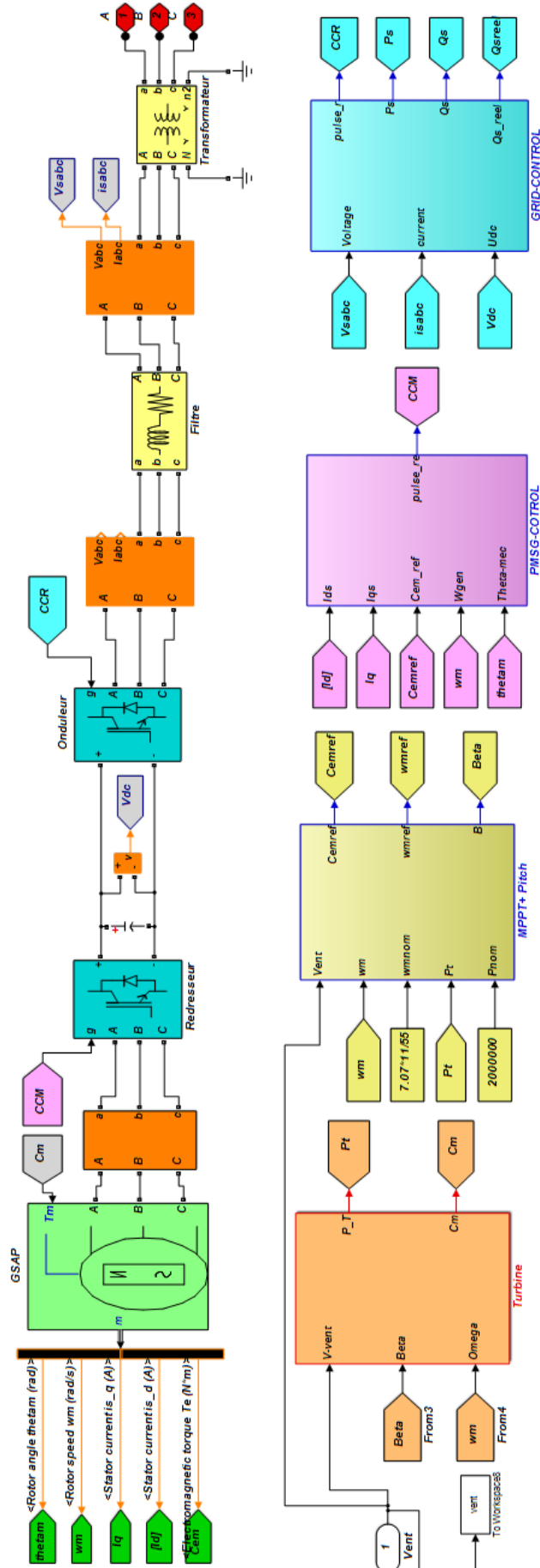


Schéma bloc de simulation par MATLAB de la commande appliqué à la GSAP

Commande robuste d'une génératrice synchrone à aimant permanent (GSAP) utilisée dans une chaîne éolienne

Résumé

Dans le cadre de ce projet de fin d'études, nous avons étudié et simulé différentes stratégies de commande appliquées à un système éolien basé sur une génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), afin d'assurer une meilleure stabilité, robustesse et efficacité énergétique sous des conditions de vent fixe et variables. Le système comprend une turbine éolienne couplée à une GSAP, connecté au réseau électrique via deux convertisseurs. Les commandes testées incluent la commande vectorielle (FOC), la commande par mode glissant (SMC) ainsi que sa version optimisée par l'algorithme PSO pour réduire le phénomène de chattering. En outre, le contrôle de pitch a été intégré avec la stratégie MPPT pour une gestion optimale de la puissance extraite. L'ensemble des simulations a été réalisé sous MATLAB/Simulink. Les résultats obtenus montrent que la commande SMC-PSO offre de meilleures performances en termes de suivi de consigne, rejet de perturbations et qualité d'injection au réseau, comparée aux autres méthodes, ce qui en fait une solution prometteuse pour les systèmes éoliens modernes.

Mots clés

Génératrice synchrone à aimants permanents (GSAP), commande vectorielle, commande par mode glissant (SMC), algorithme PSO, pitch control, MPPT, système éolien.

Robust Control of a Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG) Used in a Wind Energy System

Abstract

As part of this end-of-study project, we studied and simulated different control strategies applied to a wind energy conversion system based on a Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG), with the aim of improving its stability, robustness, and energy efficiency under both fixed and variable wind conditions. The system consists of a wind turbine coupled with a PMSG, connected to the electrical grid through two power converters. The tested control strategies include the Field-Oriented Control (FOC), the Sliding Mode Control (SMC), and its optimized version using the PSO algorithm to reduce the chattering phenomenon. In addition, pitch control was integrated with the MPPT strategy for optimal management of the extracted power. All simulations were carried out using MATLAB/Simulink. The obtained results show that the SMC-PSO control approach offers better performance in terms of tracking accuracy, disturbance rejection, and grid power quality, making it a promising solution for modern wind energy systems.

Keywords

Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG), Field-Oriented Control (FOC), Sliding Mode Control (SMC), PSO algorithm, pitch control, MPPT, wind energy system.

التحكم المقاوم في مولد متزامن ذو مغناطيس دائم مستخدم ضمن سلسلة تحويل طاقة ربحية

الملخص

في إطار مشروع نهاية الدراسة، قمنا بدراسة ومحاكاة استراتيجيات مختلفة للتحكم المطبقة على نظام طاقة رياح يعتمد على مولد متزامن ذي مغناطيسات دائمة (GSAP)، وذلك بهدف ضمان استقرار أفضل، ومتانة عالية، وكفاءة طاقوية تحت ظروف رياح ثابتة ومتحولة. يتكون النظام من توربين موصول بمولد متزامن ذي مغناطيسات دائمة، ومربوط بالشبكة الكهربائية عبر محولين. تشمل استراتيجيات التحكم التي تم اختبارها كلاً من التحكم الشعاعي، والتحكم بالانزلاق، بالإضافة إلى نسخته المحسنة باستخدام خوارزمية السرب الجزيئي (PSO) بهدف تقليل ظاهرة الاهتزاز. علاوة على ذلك، تم دمج نظام التحكم بزواوية الريش (Pitch control) مع استراتيجية التتبع الأقصى للقدرة (MPPT) لتحقيق إدارة مثلى للطاقة المستخرجة. تم تنفيذ جميع عمليات المحاكاة باستخدام برنامج MATLAB/Simulink. وقد أظهرت النتائج أن التحكم SMC-PSO يقدم أداءً أفضل من حيث تتبع المرجع، ورفض الاضطرابات، وجودة حقن الطاقة في الشبكة، مقارنة بالطرق الأخرى، مما يجعله حلاً واعداً لأنظمة طاقة الرياح الحديثة.

الكلمات المفتاحية

مولد متزامن ذو مغناطيسات دائمة (GSAP)، التحكم الشعاعي، التحكم بالانزلاق (SMC)، خوارزمية السرب الجزيئي (PSO)، التحكم بزواوية الريش، نظام طاقة الرياح.