

RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR ET DE LA RECHERCHE
SCIENTIFIQUE
UNIVERSITÉ MOHAMED BOUDIAF - M'SILA
FACULTÉ DE TECHNOLOGIE
DÉPARTEMENT DE GENIE ÉLECTRIQUE



Mémoire de fin d'études en vue de l'obtention du diplôme de

MASTER

Spécialité : Energie Renouvelable en Electrotechnique

THEME

**Contrôle d'un aérogénérateur synchrone à
aimants permanents autonome**

Proposé Et Dirigé Par :

MAYOUF Messaoud

Présenté par :

KHALFAOUI Younsse

HALA Mostafa

Année Universitaire 2019-2020



Dédicaces1

وُجد الإنسان على وجه البسيطة، ولم يعيش بمعزل عن باقي البشر وفي جميع

مراحل الحياة، يُوجد أناس يستحقون منا الشكر

وأولى الناس بالشكر هما الأبوان؛ لما لهما من الفضل ما يبلغ عنان السماء؛

فوجودهما سبب للنجاة والفلاح في الدنيا والآخرة.

تحية خاصة إلي الكتكوتة **خلفاوي حنين**

وكل الأصدقاء من قريب أو من بعيد وكل من يعرف **خلفاوي يونس**

خلفاوي يونس



Dédicaces2

وُجد الإنسان على وجه البسيطة، ولم يعيش بمعزل عن باقي البشر وفي جميع

مراحل الحياة، يُوجد أناس يستحقون منا الشكر

وأولى الناس بالشكر هما الأبوان؛ لما لهما من الفضل ما يبلغ عنان السماء؛

فوجودهما سبب للنجاة والفلاح في الدنيا والآخرة.

تحية خاصة إلى كل الأصدقاء من قريب أو بعيد وكل من يعرف **حالة مصطفى**

حالة مصطفى



شكر وتقدير



Remerciements

كن عالما ... فان لم تستطع فكن متعلما، فان لم تستطع فأحب العلماء،

فان لم تستطع فلا تبغضهم.

بعد رحلة بحث وجهد واجتهاد تكلمت لنا بإنجاز هذا البحث، نحمد الله عز وجل على
نعمة التي منا بها علينا فهو العلي التقدير، كما يسعنا إلا أن نخص بأسمى عبارات الشكر

والتقدير

للأستاذ "**مسعود معيوف**" لما قدمه لنا من جهد ونصح ومعرفة طيلة انجاز هذا البحث.

كما نتقدم بجزيل الشائو و الامتنان إلى كل من ساعدنا قريب أو بعيد.

كما لا يفوتنا أن نتقدم بالشكر و التقدير إلى السادة أعضاء اللجنة على قبولهم مناقشة

هذه المذكرة.

Table des matières

DEDICACES1.....	I
DEDICACES2.....	II
REMERCIEMENTS.....	III
TABLE DES MATIERES.....	IV
LISTE DES FIGURES	VII
NOTATIONS DES SYMBOLES.....	X
INTRODUCTION GENERALE:	1
CHAPITRE I : MODELISATION DE LA TURBINE EOLIENNE.....	4
I.1. INTRODUCTION :.....	4
I.2. CONVERSION DE L'ENERGIE EOLIENNE :.....	4
I.2.1. Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique :	4
I.2.2. Loi de Betz :.....	5
I.2.3. La vitesse spécifique ou normalisée (Tip-Speed-Ratio) :.....	6
I.2.4. Coefficient de puissance :.....	7
I.2.5. Coefficient de couple :.....	7
I.2.6. Courbes caractéristiques des turbines éoliennes :	8
I.2.7. Production d'énergie mécanique :.....	9
I.3. MODELISATION DU SYSTEME EOLIEN :.....	10
I.3.1. Introduction :	10
I.3.2. Hypothèses simplificatrices pour la modélisation mécanique de la turbine :	11
I.3.3. Modèle de la turbine :	11
I.3.4. Modèle du multiplicateur :.....	12
I.3.5. Modèle de l'arbre :	13
I.4. STRATEGIES DE COMMANDE DE LA TURBINE EOLIENNE :	13
I.5. SYSTEME DE CONTROLE DE L'AEROTURBINE :.....	15
I.6. METHODES DE RECHERCHE DU POINT MAXIMUM DE PUISSANCE :	15
I.7. MAXIMISATION DE LA PUISSANCE SANS ASSERVISSEMENT DE VITESSE :	16

I.8.	MAXIMISATION DE LA PUISSANCE AVEC ASSERVISSEMENT DE VITESSE :	18
I.8.1.	<i>Conception du correcteur de vitesse</i> :	19
I.9.	COURBES CARACTERISTIQUES DU COEFFICIENT DE PUISSANCE:.....	22
I.10.	RESULTATS DE SIMULATION :	24
I.11.	CONCLUSION	29

CHAPITRE II : MODELISATION ET SIMULATION DE LA GENERATRICE SYNCHRONNE A AIMANTS

PERMANENTS	31	
II.1.	INTRODUCTION :	31
II.2.	MATERIAUX POUR AIMANTS :	33
II.3.	TYPES DES MACHINES SYNCHRONES :	33
II.3.1.	<i>Machines à pôles lisses</i> :	34
II.3.2.	<i>Machine à pôles saillants</i> :	34
II.4.	GENERALITES SUR LES GSAP :	35
II.5.	AVANTAGES ET INCONVENIENTS DE LA GSAP :	35
II.5.1.	<i>Avantage</i> :	35
II.5.2.	<i>Inconvénients</i> :	36
II.6.	TRANSFORMATION INITIALE DE PARK :	36
II.7.	TRANSFORMATION DE PARK ORTHOGONALE (OU TRANSFORMATION DE PARK NORMEE) :	37
II.8.	DECOMPOSITION DE LA TRANSFORMATION PARK NORMEE :	38
II.9.	MODELISATION DE LA MSAP :	38
II.9.1.	<i>Hypothèses simplificatrices</i> :	38
II.9.2.	<i>Equations de la machine électrique généralisée triphasée</i> :	39
II.9.3.	<i>Passage au repère de Park</i> :	39
II.9.4.	<i>Equations magnétiques</i> :	41
II.9.5.	<i>Expression du couple électromagnétique</i> :	42
II.9.6.	<i>Equations mécaniques</i> :	43
II.10.	SIMULATION DE LA GENERATRICE SYNCHRONNE A AIMANTS PERMANENTS :	44
II.10.1.	<i>Fonctionnement à vide</i> :	44
II.10.1.1.	<i>Résultats de simulation</i> :	45
II.10.2.	<i>L'influence d'une charge séparée (R_{ch}, L_{ch})</i> :	46

II.10.2.1. Equations d'état :	47
II.10.2.2. Résultats de simulation :	48
II.10.3. <i>L'influence d'une charge réelle sur une source parfaite</i> :	49
II.10.4. <i>Résultats de simulation</i> :	50
II.11. CONCLUSION :	51
CHAPITRE III : L'ASSOCIATION AEROGENERATEUR - CHARGEUR DE BATTERIE – CHARGE	53
III.1. INTRODUCTION :	53
III.2. MODELISATION DU SYSTEME DE CONVERSION DE L'ENERGIE EOLIENNE :	53
III.2.1. <i>Description du système étudié</i> :	53
III.2.2. <i>Modélisation de l'association Aérogénérateur - Redresseur triphasé à commande par MLI</i> : 54	
III.2.2.1. Introduction :	54
III.2.2.2. Stratégie de commande de la génératrice synchrone à aimants permanents :	55
III.3. CALCULE DU COUPLE ELECTROMAGNETIQUE DE REFERENCE :	56
III.4. COMMANDE EN COUPLE DE LA GSAP :	57
III.4.1. <i>Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents</i> :	57
III.4.2. <i>Synthèse de correcteurs PI des courants I_d I_q</i> :	59
III.4.3. <i>Conception du régulateur PI de la tension V_{dc}</i> :	61
III.5. MODELE CONTINU EQUIVALENT DU CONVERTISSEUR DE PUISSANCE :	63
III.6. LIMITES DE FONCTIONNEMENT DU CONVERTISSEUR MLI :	64
III.7. RESULTATS DE SIMULATION:	66
III.8. CONCLUSION :	69
CONCLUSION GENERALE :	71
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES :	73
ANNEXES	76
RESUME :	79

Liste Des Figures

Chapitre I : Modélisation de la turbine éolienne

FIGURE I - 1 : COLONNE D'AIR ANIMÉE D'UNE VITESSE V	4
FIGURE I - 2 : TUBE DE COURANT AUTOUR D'UNE ÉOLIENNE.	5
FIGURE I - 3 : VITESSE DU VENT V ET VITESSE TANGENTIELLE $\Omega_T R_T$	6
FIGURE I - 4 : COEFFICIENT DE PUISSANCE EN FONCTION DE LA VITESSE SPÉCIFIQUE POUR DIFFÉRENTES VALEURS DE L'ANGLE DE CALAGE	8
FIGURE I - 5 : PUISSANCE THÉORIQUE DISPONIBLE EN FONCTION DE LA VITESSE DE VENT [1]	9
FIGURE I - 6 : REPRÉSENTATION DU SYSTÈME ÉOLIEN [5]	10
FIGURE I - 7 : SCHEMA DU SYSTÈME ÉOLIEN	12
FIGURE I - 8 : CARACTÉRISTIQUES PUISSANCE, VITESSE DU VENT ET VITESSE DE ROTATION [7].....	14
FIGURE I - 9 : CARACTÉRISTIQUES PUISSANCE, VITESSE DE VENT [8]	14
FIGURE I - 10 : CARACTÉRISTIQUES DE L'ÉOLIENNE DANS LE PLAN PUISSANCE, VITESSE DE ROTATION	16
FIGURE I - 11 : COUPLE DE RÉFÉRENCE EN FONCTION DE LA VITESSE DE ROTATION	18
FIGURE I - 12 : SCHEMA BLOC DU CORRECTEUR PI A AVANCE DE PHASE	20
FIGURE I - 13 : SCHEMA BLOC DU CORRECTEUR PI A AVANCE DE PHASE AVEC FONCTION ANTICIPATRICE.....	21
FIGURE I - 14 : SCHEMA BLOC DU CORRECTEUR PI AVEC ANTICIPATION	22
FIGURE I - 15 : COEFFICIENT DE PUISSANCE EN FONCTION DE LA VITESSE SPÉCIFIQUE POUR DIFFÉRENTS ANGLES DE CALAGE. ..	23
FIGURE I - 16 : PROFIL DU VENT.....	24
FIGURE I - 17 : PUISSANCE AÉRODYNAMIQUES POUR LES ANGLES DE CALAGES	25
FIGURE I - 18 : COEFFICIENT DE PUISSANCE POUR LES ANGLES DE CALAGE	25
FIGURE I - 19 : RESULTATS DE SIMULATION SANS ASSERVISSEMENT DE VITESSE	26
FIGURE I - 20 : RESULTATS DE SIMULATION AVEC RÉGULATEUR PI A AVANCE DE PHASE	27
FIGURE I - 21 : RESULTATS DE SIMULATION AVEC RÉGULATEUR PI AVEC ANTICIPATION	28
FIGURE I - 22 : PUISSANCES ÉLECTRIQUES AVEC LES TROIS STRATÉGIES DE CONTRÔLE	29

Chapitre II : Modélisation et simulation de la Génératrice synchrone à aimants permanents

FIGURE II - 1 : SYSTEME EOLIEN BASE SUR LA MSAP	31
FIGURE II - 2 : SYSTEME EOLIEN A COUT MINIMUM	32
FIGURE II - 3 : ROTOR A AIMANTS PERMANENTS.....	33
FIGURE II - 4 : ROTOR A POLES LISSES	34
FIGURE II - 5 : ROTOR A POLES SAILLANTS	34
FIGURE II - 6 : SCHEMA REPRESENTATIF DE LA GSAP [11].	35
FIGURE II - 7 : DECOMPOSITION DE LA TRANSFORMATION DE PARK POUR UN SYSTEME ENERGETIQUE TRIPHASE.	38
FIGURE II - 8 : REPRESENTATION DE LA GENERATRICE A AIMANTS PERMANENTS SUR L'AXE (D,Q).	39
FIGURE II - 9 : PASSAGE DE REPERE NATUREL DU STATOR AU REPERE (D, Q) DE PARK	40
FIGURE II - 10 : CIRCUIT EQUIVALENT DE MSAP – CONVENTION MOTEUR.	41
FIGURE II - 11 : MODELE DE PARK POUR LA GSAP	42
FIGURE II - 12 : SCHEMA BLOC DE LA GENERATRICE A AIMANTS PERMANENTS A VIDE.	44
FIGURE II - 13 : GSAP EN VIDE.	45
FIGURE II - 14 : SCHEMAS BLOC DE LA GENERATRICE A AIMANTS PERMANENTS EN CHARGE.	46
FIGURE II - 15 : GSAP SUR UNE CHARGE SEPARÉE.....	48
FIGURE II - 16 : GSAP CONNECTEE A UNE SOURCE PARFAITE DE TENSION	50

Chapitre III : L'association aérogénérateur - Chargeur de batterie – Charge

FIGURE III - 1: AEROGENERATEUR SYNCHRONE A AIMANTS PERMANENTS DEBITANT SUR UNE BATTERIE.....	54
FIGURE III - 2 : STRUCTURE DE LA CHAINE EOLIENNE ASSOCIEE A UN REDRESSEUR A COMMANDE PAR MLI.	55
FIGURE III - 3 : COMMANDE DE LA GENERATRICE SYNCHRONE A AIMANTS PERMANENTS.	56
FIGURE III - 4: BOUCLE DE REGULATION DE COURANT.....	60
FIGURE III - 5 : STRATEGIES DE COMMANDE EN COUPLE DE GSAP.	61
FIGURE III - 6 : LA BOUCLE DE REGULATION DE LA TENSION V_{DC} PAR REGULATEUR PI.	63
FIGURE III - 7 : SCHEMA COMPLET DE COMMANDE VECTORIELLE DE GSAP ASSOCIEE AU CONVERTISSEUR MLI.....	65
FIGURE III - 8: PROFIL DU VENT	66
FIGURE III - 9 : CHARGE APPLIQUEES.	67
FIGURE III - 10 : TENSION VDC.....	68
FIGURE III - 11: COURANT IQ.....	68
FIGURE III - 12 : COURANT ID.....	69

ANNEXES

ANNEXE A : PARAMETRES DE SIMULATION 76

ANNEXE B : schémas blocs de simulation

FIGURE B - I - 1 : SCHEMA BLOC DE SIMULATION DE TURBINE SANS ASSERVISSEMENT 77

FIGURE B - I - 2 : SCHEMA BLOC DE SIMULATION DE TURBINE AVEC REGULATEUR PI 77

FIGURE B - II -1 : SCHEMA BLOC DE GSAP AVIDE 78

Notations des Symboles	
MS	Machine synchrone
MSAP	Machine synchrone à aimants permanents
GSAP	Génératrice synchrone à aimants permanents
B	Angla de décalage
Ω_{mec}	Vitesse mécanique
η	le rendement aérodynamique
G	rapport de multiplication (Gain)
R	Rayon de la pale
S	Surface balayée par le rotor de l'éolienne
P	Masse volumique de l'air
Λ	Vitesse spécifique ou ration de vitesse, Tip-Speed-Ratio
C_p	Coefficient de puissance de l'éolienne
(d, q)	Indice du repère de Park lié au rotor
$[P(\theta)]$	Matrice de transformation de Park
$[P(\theta)]^{-1}$	Matrice de transformation inverse de Park
MLI	Modulation de largeur d' Impulsion
C_{pmax}	Coefficient de puissance optimal de la turbine
T_t	couple de la turbine éolienne.
CSV	Commande à Structure Variable
PI	Régulateurs classiques (Proportionnelle, Intégrale)
V_a, V_b, V_c	Tension aux phases a, b et c
I_a, I_b, I_c	Courant aux phases a, b et c
Ψ_a, Ψ_b, Ψ_c	flux aux phases a, b et c
R_s	Résistance de chaque enroulement du stator
Ψ_f	Flux des aimants permanents
($V_{sd} V_{sq}$)	Composantes de la tension au stator dans le repère de Park
($I_{sd} . I_{sq}$)	Composantes du courant statorique dans le repère de Park
Ψ_d	Flux selon l'axe d
Ψ_q	Flux selon l'axe q
ω	Vitesse de rotation électrique ($\omega = p.\Omega$)
L_d	Inductance statorique selon l'axe d
L_q	Inductance statorique selon l'axe q
C_{em}	Couple électromagnétique
W_e	Energie emmagasinée dans le circuit magnétique
θ_{geo}	Ecart angulaire de la partie mobile (rotor par rapport au stator)
P	Nombre de paire de pôle

Notations des Symboles

e_{deq}	Termes de découplages
C_m	Le couple moteur appliqué sur la génératrice
J	Moment d'inertie total de la machine
F	f : Coefficient de frottement visqueux
R_{ch}	Résistance de charge
L_{ch}	Inductance de charge
S	Opérateur dérive de Laplace
I_{sd}, I_{sq}	Composant direct du stator dans le repère Park
C_{em-ref}	Couple électromagnétique de référence
V_{dc}	Tension en aval du pont redresseur
U_{bat}	Tension aux bornes de la batterie
I_{dc}	Courant de charge de la batterie
R_{bat}	Résistance interne de la batterie
U_{sabc}	Tensions aux phases a, b et c du stator
I_{sabc}	Courants aux enroulements a, b et c du stator
V_s	Vecteur tension statorique triphasée
I_s	Vecteur courant statorique triphasé
L_s	Inductance d'une phase statoriques
(u_{dw}, u_{qw})	Composantes de la tension de réglage du redresseur MLI
T_e	Constante de temps de la boucle ouverte de régulation de courant
T_f	Constante de temps de la boucle fermée de régulation de courant
K_{CP}	Gain proportionnel de la boucle de régulation de courant
K_{ci}	Gain intégral de la boucle de régulation de courant
K_P	Gain proportionnel de la boucle de régulation de tension
b_1	gain proportionnel
b_0	gain intégral
K_i	Gain intégral de la boucle de régulation de tension
I_{sd-ref}	Courant de référence selon l'axe direct
I_{sq-ref}	Courant de référence selon l'axe en quadrature
P_{ref}	Puissance active de référence



Introduction Générale

Introduction générale:

Sachant que la grande partie du parc éolien actuel est constitué de systèmes raccordés aux réseaux publics, ce qui rend les méthodes conventionnelles de fourniture d'énergie électrique comme l'extension des réseaux et l'utilisation de générateurs diesel trop coûteux et difficiles à implémenter; les technologies renouvelables demeurent capables de générer l'électricité sur place, grâce aux architectures spécifiques de petites éoliennes destinées spécialement aux sites isolés comme l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents dépourvu de système d'excitation. La machine synchrone à aimants permanents est caractérisée par un couple volumique élevé, une inertie très faible et de faibles inductances. Toutes ces caractéristiques offrent à la machine synchrone à aimants permanents des performances intéressantes, un rendement meilleur et une meilleure contrôlabilité, ce qui fait d'elle une sérieuse concurrente de la machine asynchrone.

La régulation de charge des batteries dans les applications de L'énergie éolienne représente le défi le plus important dans les systèmes électriques autonomes dédiés souvent aux sites isolés. Ceci est dû à la nature aléatoire et stochastique des sources des énergies renouvelables d'une part, et l'utilisation irrégulière de l'électricité de l'autre part.

Dans ce cadre, l'apport envisagé par ce mémoire est de concevoir un chargeur de batterie en utilisant des simple régulateurs classiques et stratégie de contrôle pour maintenir la tension des batteries de charge dans les plages de tensions conçues, en dépit et la puissance demandée et les grandeurs météorologiques (vent, température ambiante, ...).

➤ **Structure de mémoire**

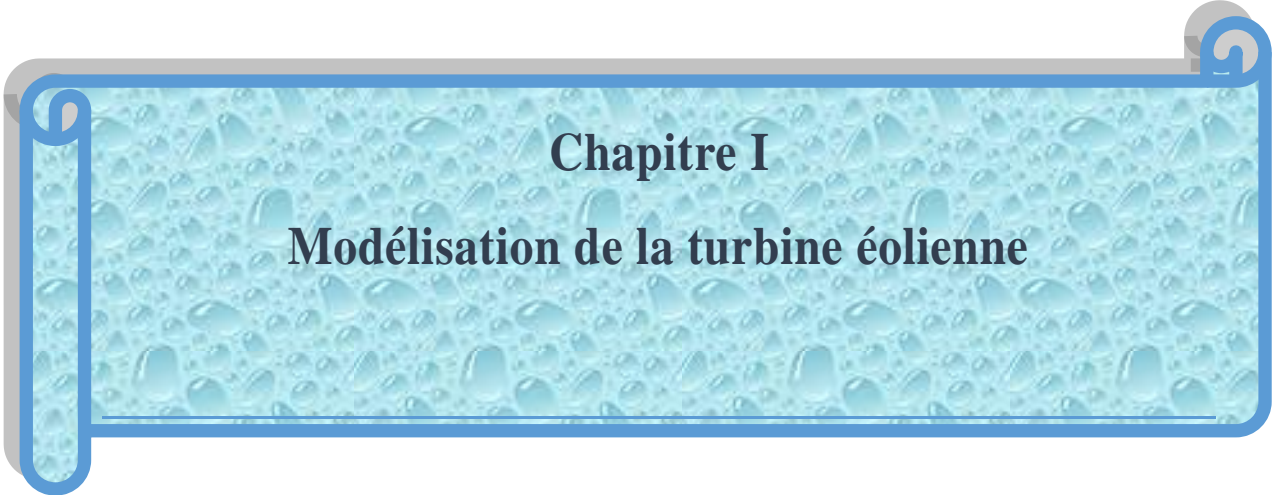
La première partie est la modélisation de la turbine éolienne. puis une méthodologie de contrôle et maximiser la puissance captée MPPT (M.P.P.T : Maximum Power Point Tracking) (méthode de recherche du maximum de puissance), pour cette raison trois modèles ont été utilisés :

- Sans asservissement de vitesse
- Avec asservissement de vitesse (régulateur PI à avance de phase)
- Avec asservissement de vitesse (régulateur PI avec anticipation) .

Le deuxième chapitre abordera la modélisation et simulation d'une génératrice à aimant permanent, il fera l'objet d'une présentation de MSAP, de ses différents structures, de ses avantages et inconvénients, des

types de couple de cette machine et de sa modélisation dans le repère de Park et la simulation de la GSAP à vide et en charge pour observer le fonctionnement ,et la consistance de la machine.

Le dernier chapitre décrit et modélise l'association aérogénérateur - Redresseur triphasé à commande par MLI débitant sur une charge de type batterie. Le convertisseur utilisé dans cette chaîne de conversion d'énergie éolienne est le redresseur triphasé à modulation de largeur des impulsions MLI, parce qu'il offre un control totalement réversible de la puissance instantanée. et on va utiliser en premier lieu des régulateurs classiques de type **PI**.



Chapitre I
Modélisation de la turbine éolienne

Chapitre I : Modélisation de la turbine éolienne

I.1. Introduction :

Une éolienne a pour rôle de convertir l'énergie cinétique du vent en énergie électrique. Ses différents éléments sont conçus pour maximiser cette conversion énergétique et, d'une manière générale, une bonne adéquation entre les caractéristiques couple/vitesse de la turbine et de la génératrice électrique est indispensable. Pour parvenir à cet objectif, idéalement, une éolienne doit comporter :

- un système qui permet de la contrôler mécaniquement (orientation des pâles de l'éolienne).
- un système qui permet de la contrôler électriquement (Machine électrique associée à l'électronique de commande).

Dans cette partie un modèle analytique de la turbine éolienne est décrit ainsi que l'identification des différents paramètres qui régissent le fonctionnement de cette dernière à savoir le coefficient de puissance (C_p), l'angle de calage (β) et la vitesse spécifique du vent (λ)[\[1\]](#).

I.2. Conversion de l'énergie éolienne :

I.2.1. Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique :

La turbine éolienne est un dispositif qui transforme l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. L'énergie cinétique d'une colonne d'air de longueur dx , de section s , de masse volumique ρ , animée d'une vitesse v , (figure I-1) s'écrit [\[2\]](#) :

$$dE_c = \frac{1}{2} \rho s dx v^2 \quad (I-01)$$

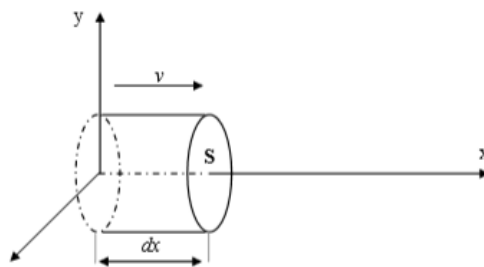


Figure I - 1 : colonne d'air animée d'une vitesse v .

La puissance P_m extraite du volume d'air en mouvement est la dérivée de l'énergie cinétique par rapport au temps. En supposant $dx = vdt$, on déduit l'expression de P_m :

$$P_m = \frac{dE_c}{dt} = \frac{1}{2} \rho s_0 v^3 \quad (\text{I-02})$$

ρ : masse volumique de l'air (en Kg/m^3).

v : vitesse instantanée du vent (en m/s). $dx = vdt$

E_c : En joules

I.2.2. Loi de Betz :

La loi de Betz détermine qu'une éolienne ne pourra jamais convertir en énergie mécanique plus de $\frac{16}{27}$ (ou 59%) de l'énergie cinétique contenue dans le vent. Ce fut l'Allemand Albert Betz qui, en 1929, formula la loi de Betz pour la première fois. Considérons le système de la figure 1-2 qui représente un tube de courant autour d'une éolienne à axe horizontal. V_1 représente la vitesse du vent en amont de l'aérogénérateur et la vitesse V_2 en aval [1].

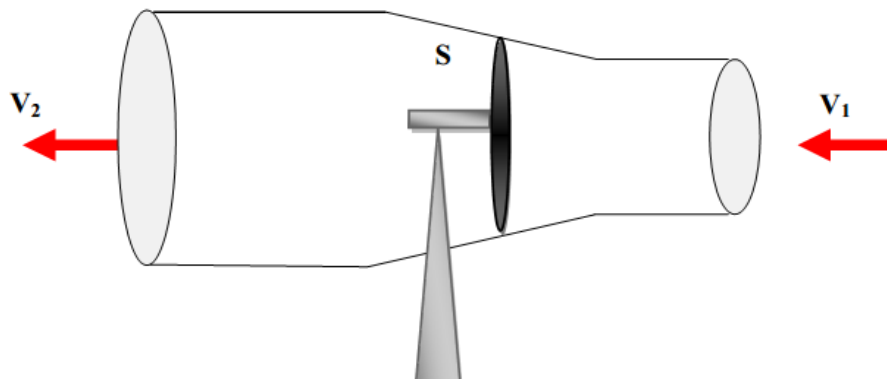


Figure I - 2 : Tube de courant autour d'une éolienne.

La masse d'air en mouvement traversant ce tube en une seconde est donnée par le produit de la densité d'air, la surface, et la vitesse moyenne [2].

$$m_0 = \frac{\rho s(v_1+v_2)}{2} \quad (\text{I-03})$$

La puissance réelle extraite par le rotor des pales est la différence des puissances du vent en amont et en aval [2]

$$P_m = \frac{m_0(v_1^2 - v_2^2)}{2} \quad (\text{I-04})$$

Soit en remplaçant m_0 par son expression dans (I-4) :

$$P_m = \frac{\rho S (v_1 + v_2)(v_1^2 - v_2^2)}{4} \quad (\text{I-05})$$

La puissance totale théoriquement disponible sur la surface S est extraite sans diminution de vitesse de vent en mettant $v_2 = 0$ dans l'expression (I-5) :

$$P_{mt} = \frac{\rho S v_1^3}{2} \quad (\text{I-06})$$

I.2.3. La vitesse spécifique ou normalisée (Tip-Speed-Ratio) :

On définit la vitesse spécifique ou normalisée λ comme étant le rapport de la vitesse linéaire en bout de pales de la turbine ΩR_t sur la vitesse instantanée de vent V (figure 1-3) et donné par l'expression suivante [3].

$$\lambda = \frac{\Omega_t R_t}{V} \quad (\text{I-07})$$

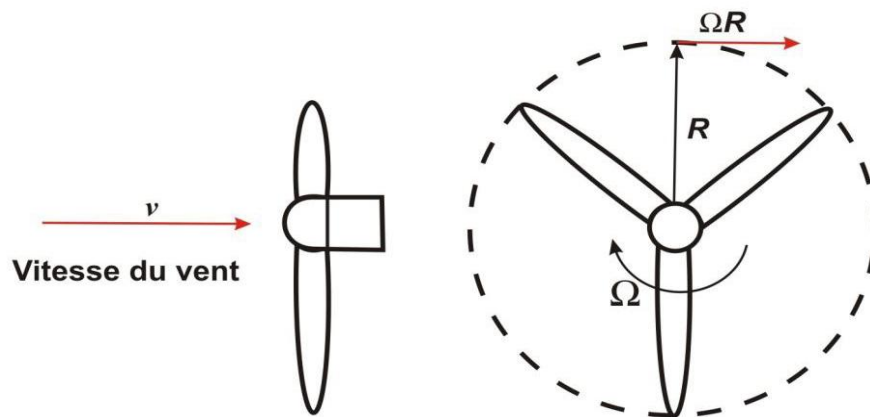


Figure I - 3 : Vitesse du vent V et vitesse tangentielle $\Omega_t R_t$.

R_t : Rayon de la surface balayée en m.

V : Vitesse de vent en m/s.

Ω_t : Vitesse de rotation avant multiplicatrice en rad/s.

I.2.4. Coefficient de puissance :

Le coefficient C_p caractérise le niveau de rendement d'une turbine éolienne. Le rapport entre la puissance extraite du vent et la puissance totale théoriquement disponible [2] [3].

Le coefficient C_p est variable, il est fonction de la vitesse du vent, de la vitesse de rotation de la turbine Ω_t , et les paramètres des pales de la turbine comme l'angle d'incidence et l'angle de calage. Il est souvent représenté en fonction de la vitesse

Spécifique λ . La valeur maximale théorique possible du coefficient de puissance, appelée limite de Betz, est de $\frac{16}{27}$ soit 0.593.

Cette limite n'est en réalité jamais atteinte, et les meilleures machines à axe horizontal, bipale ou tripale, se situent à 60-65% de la limite de BETZ ; on ne récupère globalement que 40% de l'énergie due au vent. On déduit alors le rendement aérodynamique [3] :

$$\eta = \frac{16}{27} C_{pmax} \quad (I-08)$$

C_{pmax} étant la valeur maximale que peut prendre le coefficient de puissance C_p . Cette valeur est associée à une vitesse spécifique nominale λ_{opt} pour laquelle la turbine a été dimensionnée suivant une vitesse de vent nominale V_n et une vitesse de rotation nominale Ω_{tn} [2].

I.2.5. Coefficient de couple :

Le coefficient de couple C_m est assez proche du coefficient de puissance C_p . Il est fort utile afin d'estimer la valeur des couples pour différents points de fonctionnement, notamment à vitesse de rotation Ω_t nulle, ce qui correspond à une valeur de C_p nulle pour une valeur de C_m non nulle [2][3].

En combinant les équations (I-06), (I-07), et (I-08), la puissance mécanique P_m disponible sur l'arbre d'un aérogénérateur peut s'exprimer par :

$$P_m = \frac{1}{2} C_p(\lambda, \beta) \rho \pi R_t^2 V^3 \quad (I-09)$$

Avec :

$$\lambda = \frac{\Omega_t R_t}{V} \quad (I-10)$$

D'où l'expression du couple est la suivante :

$$T_t = \frac{P_m}{\Omega_t} = \frac{P_t P_m}{\lambda v} = \frac{C_p}{\lambda} \frac{1}{2} \pi \rho R_t^3 v^2 \quad (\text{I-11})$$

La valeur du coefficient de couple est déterminée par la formule suivante :

$$C_m = \frac{C_p}{\lambda} = \frac{T_t}{\frac{1}{2} \rho S R_t v^2} \quad (\text{I-12})$$

T_t : couple de la turbine éolienne.

I.2.6. Courbes caractéristiques des turbines éoliennes :

En général, les turbines disposent d'un système d'orientation des pales destiné à limiter la vitesse de rotation. L'allure des coefficients C_p et C_m change donc pour chaque angle de calage β . [2].

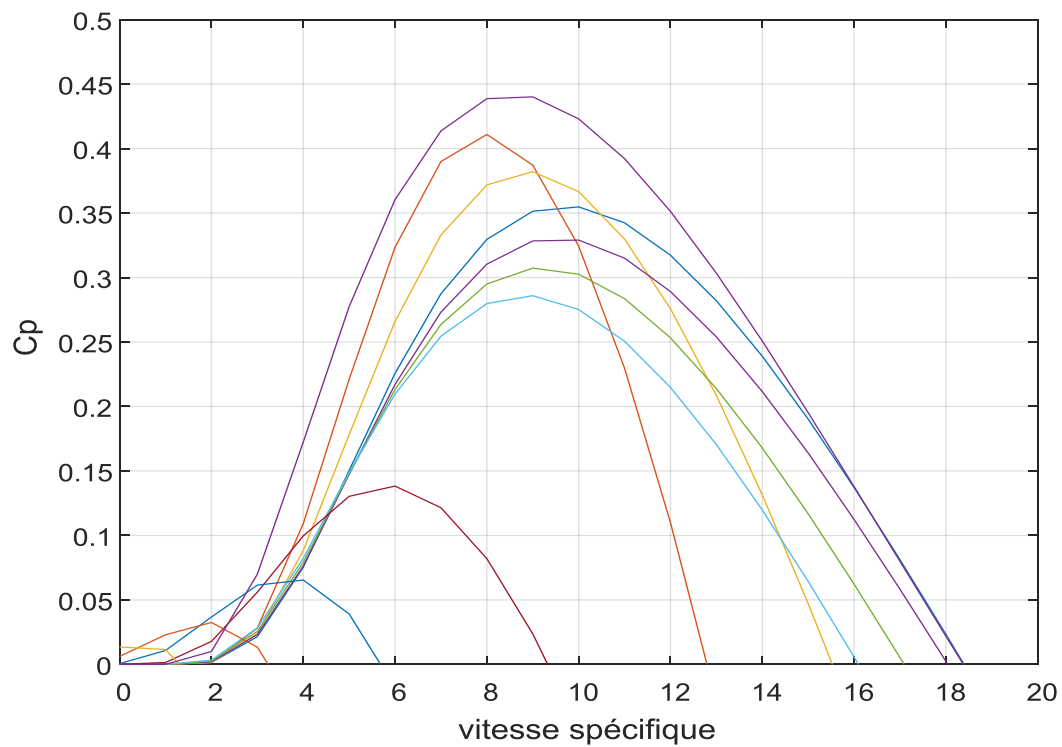


Figure I - 4 : Coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour différentes valeurs de l'angle de calage .

I.2.7. Production d'énergie mécanique :

En tenant compte du rapport du multiplicateur G , et à partir des équations (I-09) et (I-10) l'expression de la puissance mécanique disponible sur l'arbre du générateur peut s'exprimer par :

$$P_m = \frac{1}{2} C_p \left(\frac{\Omega_t R}{GV_1} \right) \rho \pi R^2 V^3 \quad (\text{I-13})$$

Cette expression permet d'établir un réseau de courbes donnant cette puissance en fonction de la vitesse de rotation pour différentes vitesses de vent (figure I-5) [4].

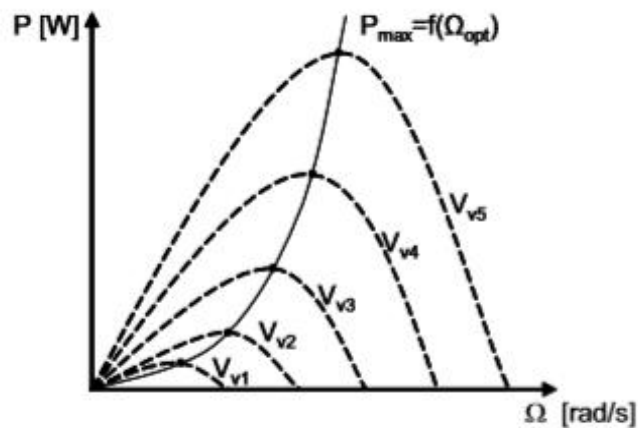


Figure I - 5 : puissance théorique disponible en fonction de la vitesse de vent [1] .

Au regard de la courbe repérée P_M , qui joint les points de puissances maximales, il apparaît que pour pouvoir optimiser le transfert de puissance pour chaque vitesse de vent, la machine devra pouvoir fonctionner à vitesses variables.

Au regard de la courbe repérée P_M , qui joint les points de puissances maximales, il apparaît que pour pouvoir optimiser le transfert de puissance pour chaque vitesse de vent, la machine devra pouvoir fonctionner à vitesses variables.

I.3. Modélisation du système éolien :

I.3.1.Introduction :

Le système de conversion de l'énergie éolienne est un système complexe à cause de la multiplicité des domaines existants, à savoir, le domaine aérodynamique, mécanique, et électrique. Et les facteurs déterminant la puissance mécanique, comme la vitesse du vent, la dimension, et la forme de la turbine.

Un modèle dynamique rassemblant tous ces paramètres est nécessaire pour comprendre le comportement de la turbine, et le recours à la modélisation est devenu une nécessité pour contrôler ces performances et satisfaire les caractéristiques opérationnelles voulues.

Le système mécanique de l'éolienne est composé de quatre organes et peut être représenté comme illustré sur la (figure I-6) [5].

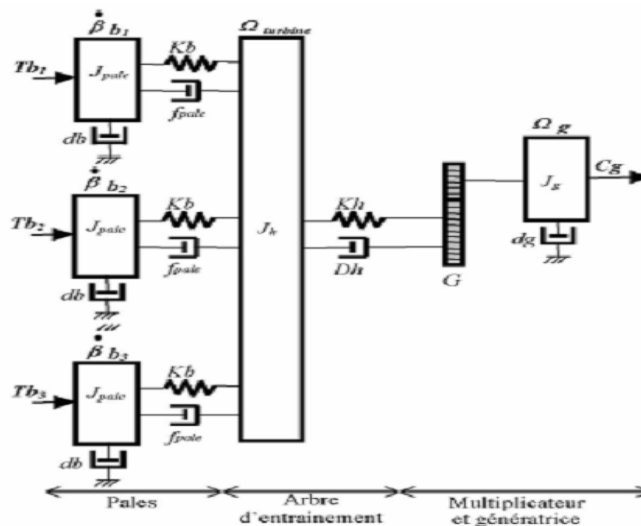


Figure I - 6 : Représentation du système éolien [5] .

1- Trois pales considérées de conception identique et ayant les mêmes paramètres à savoir l'inertie J_{pale} , élasticité K_b , et coefficient de frottement db . Ces pales sont orientables et présentent toutes un même coefficient de frottement par rapport au support f_{pale} . Les vitesses d'orientation de chaque pale sont notées $\dot{\beta} b_1, \dot{\beta} b_2, \dot{\beta} b_3$. Chaque pale reçoit une force T_{b1}, T_{b2}, T_{b3} qui dépend de la vitesse de vent qui lui est appliquée [5].

2- L'arbre d'entraînement des pales est caractérisé par :

- son inertie J_h
- son élasticité k_h
- son coefficient de frottement par rapport au multiplicateur D_h

3- le multiplicateur de vitesse, de gain G .

4- Le rotor de la génératrice possède :

- une inertie J_g
- un coefficient de frottement d_g

Ce rotor transmet un couple C_g à la génératrice électrique et tourne à une vitesse Ω_{mec}

I.3.2. Hypothèses simplificatrices pour la modélisation mécanique de la turbine :

Les modèles les plus fréquemment rencontrés dans le cadre d'étude électromécanique sont relativement simples et obéissent aux hypothèses simplificatrices suivantes :

- ✚ La vitesse du vent est supposée à répartition uniforme sur toutes les pales, ce qui permet de considérer l'ensemble des pales comme un seul et même système mécanique caractérisé par la somme de tous les systèmes mécaniques.
- ✚ Le coefficient de frottement des pales par rapport à l'air (d_b) est très faible et peut être ignoré.
- ✚ Les pertes par frottement du rotor turbine sont considérées négligeables par rapport aux pertes par frottement du côté génératrice.
- ✚ On peut ainsi aboutir à un modèle mécanique plus simple (figure I-6).
- ✚ Le système étudié est composé d'une turbine éolienne comprenant des pales de longueur L entraînant une génératrice à travers un réducteur de vitesse de gain G [1].

I.3.3. Modèle de la turbine :

Les variables d'entrée et sortie de la turbine éolienne peuvent se résumer comme suit :

- ✚ La vitesse du vent qui détermine l'énergie primaire à l'admission de la turbine.
- ✚ Les quantités spécifiques de la machine, résultantes particulièrement de la géométrie du rotor et la surface balayée par les pales de la turbine.
- ✚ La vitesse de la turbine, l'inclinaison des pales, et l'angle de calage.
- ✚ Les quantités de sortie de la turbine sont la puissance ou le couple qui peuvent être contrôlés en variant les quantités d'entrée précédentes. [6]

I.3.4. Modèle du multiplicateur :

La turbine éolienne, en général, tourne à une vitesse nominale de 25 à 40 (*tr/mn*). Le multiplicateur est la liaison entre la turbine et le générateur. Il adapte la vitesse de la turbine éolienne à celle du générateur électrique

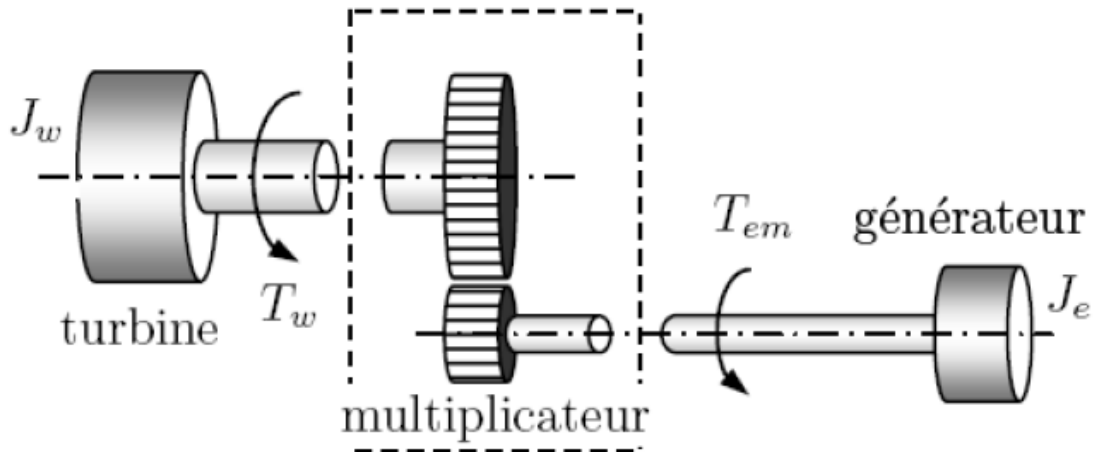


Figure I - 7 : Schéma du système éolien .

$$\Omega_{mec} = G\Omega_{tur} \quad (I-14)$$

Où :

Ω_{mec} : est la vitesse angulaire de rotation de la génératrice (rad /s) ou (tr/mn).

Le couple mécanique de la turbine éolienne est divisé par le rapport de multiplicateur pour obtenir le couple mécanique sur l'arbre du générateur [2].

$$C_{mec} = \frac{1}{G} C_{aer} \quad (I-15)$$

Où : G : rapport de multiplication.

C_{mec} : Couple mécanique sur l'axe du générateur en (N. m).

I.3.5. Modèle de l'arbre :

L'arbre du générateur est modélisé par l'équation suivante :

$$J_T \frac{\partial \Omega_{mec}}{\partial t} = C_T - C_{vis} \quad (I-16)$$

Le couple de frottement visqueux est modélisé par :

$$C_{vis} = f_T \Omega_{mec} \quad (I-17)$$

Où :

J_T : Inertie totale des parties tournantes (Kgm^2).

f_T : Coefficient de frottements visqueux total.

Le couple total de l'éolienne est donné par :

$$C_T = C_{mec} + C_{em} \quad (I-18)$$

C_{em} : Couple électromagnétique de la GSAP.

L'inertie totale est la somme de l'inertie du générateur et de la turbine ramenée au côté

Générateur c'est-à-dire :

$$J_T + \frac{J_{tur}}{G^2} + J_g \quad (I-19)$$

I.4. Stratégies de commande de la turbine éolienne :

Les stratégies de commande des systèmes de génération éoliens de moyenne et grande puissance à vitesses variables et à régulation de puissance « pitch » utilisées notamment pour les aérogénérateurs sont basées sur les deux courbes illustrées sur la (Figure I-8), qui sont déduites des données aérodynamiques de la turbine [7],

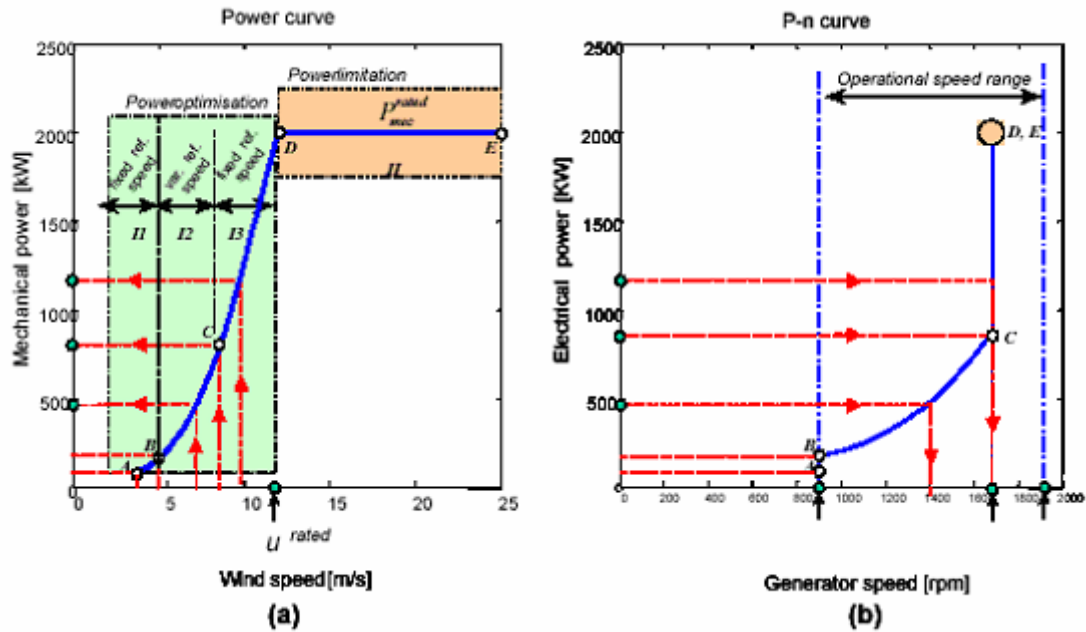


Figure I - 8 : caractéristiques puissance, vitesse du vent et vitesse de rotation [7].

- a) Puissance mécanique en fonction de la vitesse du vent.
- b) Puissance électrique en fonction de la vitesse de rotation de la turbine.

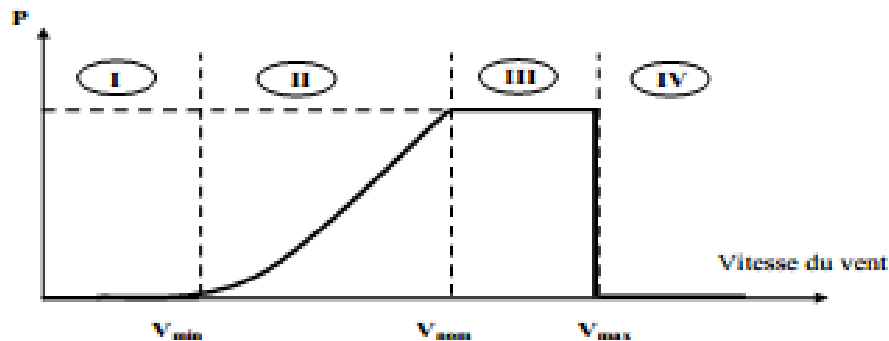


Figure I - 9 : Caractéristiques puissance, vitesse de vent [8].

L'objectif de cette régulation est double, d'une part de protéger l'éolienne par vent fort et d'autre part de délimiter la puissance. En effet, la turbine éolienne est dimensionnée pour fournir une puissance nominale P_n à une vitesse de vent nominale V_{nom} , au delà de cette vitesse les paramètres de la turbine doivent évoluer afin de fournir la puissance nominale et de ne pas produire au-delà d'une vitesse maximale V_{max} qui pourrait endommager la turbine. On peut définir quatre zones de fonctionnement :

- ✚ la zone I : le vent n'est pas suffisant pour faire fonctionner la turbine.
- ✚ la zone II : la puissance fournie par l'arbre va dépendre de la vitesse du vent.
- ✚ la zone III : la vitesse de rotation est maintenue constante par régulation de la vitesse et la puissance P fournie reste égale à P_n .
- ✚ la zone IV : la vitesse de vent est trop importante, pour ne pas détériorer le générateur éolien, les pales de la turbine sont mises en drapeaux ($\beta = 90^\circ$)

I.5. Système de contrôle de l'aéroturbine :

Le contrôle de l'aéroturbine est assuré par deux boucles de régulation, fortement liées :

1. Boucle de régulation de vitesse.
2. Boucle de régulation de puissance.

La première boucle est la boucle principale dans la stratégie d'optimisation de la puissance où la vitesse de rotation est contrôlée par le couple électromagnétique. Dans la stratégie de limitation de puissance, les deux boucles de régulation interviennent.

Quand la vitesse de vent est inférieure à la vitesse nominale, l'angle de calage est maintenu constant à une valeur optimale β_{opt} , tandis que la vitesse de rotation est ajustée par la boucle de régulation de vitesse pour extraire le maximum de la puissance du vent. Lors d'une rafale de vent, la vitesse de rotation va augmenter et peut dépasser la vitesse nominale à cause de la lenteur du système d'orientation des pales qui a une dynamique plus lente que celle de la machine.

Dans ce cas, la boucle de vitesse réagit en augmentant la puissance de référence de la génératrice, et anticipe l'action du dispositif d'orientation des pales en réglant le couple électromagnétique de manière à contrôler la vitesse de rotation dans la zone III [3].

I.6. Méthodes de recherche du point maximum de puissance :

La caractéristique de la puissance optimale d'une éolienne est une courbe non linéaire en forme de «cloche» [9], Pour chaque vitesse du vent, le système doit atteindre sa puissance maximale qui correspond à sa vitesse de rotation optimale.

La (figure I-10) illustre la puissance en fonction de la vitesse de rotation de la turbine de l'éolienne. Chaque courbe en ligne pointillée correspond à une vitesse de vent V_p donnée.

L'ensemble des sommets (points optimaux recherchés) de ces caractéristiques définit la courbe de puissance optimale. L'équation de cette courbe est :

$$P_{opt} = \frac{1}{2} C_p^{opt} (\lambda_{opt}) \rho S V_v^3 \quad (I-20)$$

Pour la zone 2, le fonctionnement idéal du système éolien nécessite l'utilisation de la commande Maximum Power Point Tracking (MPPT). Afin de maximiser la puissance électrique générée, la stratégie utilisée consiste à contrôler le couple électromagnétique pour régler la vitesse. On distingue deux approches possibles :

1. La première, la moins classique, considère que la caractéristique $c_p = f(\lambda)$ n'est pas connue.
2. La deuxième, la plus répandue, suppose que la caractéristique $C_p = f(\lambda)$ soit connue, pour que l'éolienne fonctionne dans des conditions optimales, il est nécessaire de suivre la courbe optimale de puissance pour que l'éolienne soit dans les conditions optimales.

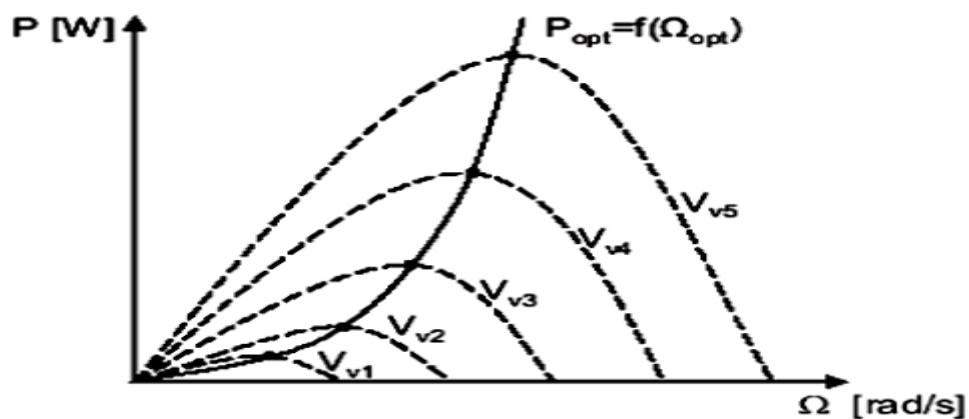


Figure I - 10 : Caractéristiques de l'éolienne dans le plan puissance, vitesse de rotation .

I.7. Maximisation de la puissance sans asservissement de vitesse :

En pratique, une mesure précise de la vitesse du vent est difficile à réaliser. Ceci pour deux raisons :

1. L'anémomètre est situé derrière le rotor de la turbine, ce qui donne une lecture erronée de la vitesse du vent.
2. Ensuite, le diamètre de la surface balayée par les pales étant important (typiquement 70 m pour une éolienne de 1,5 MW), une variation sensible du vent apparaît selon la hauteur où se trouve l'anémomètre. L'utilisation d'un seul anémomètre conduit donc à n'utiliser qu'une mesure locale

de la vitesse du vent qui n'est donc pas suffisamment représentative de sa valeur moyenne apparaissant sur l'ensemble des pales.

Une mesure erronée de la vitesse conduit donc forcément à une dégradation de la puissance captée selon la technique d'extraction précédente. C'est pourquoi la plupart des turbines éoliennes sont contrôlées sans asservissement de la vitesse [10].

Cette seconde structure de commande repose sur l'hypothèse que la vitesse du vent varie très peu en régime permanent. Dans ce cas, à partir de l'équation dynamique de la turbine, on obtient :

$$J \frac{\partial \Omega_{mec}}{\partial t} = C_{mec} = 0 = C_g - C_{em} - C_f \quad (I-21)$$

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

$$C_{em} = C_g \quad (I-22)$$

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

$$C_{em_ref} = \frac{C_{aer_estimate}}{G} \quad (I-23)$$

Sachant que :

$$P_{aer} = C_p P_v = C_p (\rho, \beta) \frac{\rho S V^3}{2} \quad (I-24)$$

Et :

$$C_{aer} = \frac{P_{aer}}{\Omega_{turbine}} \quad (I-25)$$

Alors :

$$C_{aer_estimate} = C_p \cdot \frac{\rho S}{2} \frac{1}{\Omega_{turbine_estimate}} V_{estimate}^3 \quad (I-26)$$

Ainsi :

$$\Omega_{turbine_estimate} = \frac{\Omega_{mec}}{G} \quad (I-27)$$

La mesure de la vitesse du vent apparaissant au niveau de la turbine étant délicate, une estimation de sa valeur peut être obtenue à partir de l'équation suivante :

$$V_{estimée} = \frac{\Omega_{turbin\ estimée}}{\lambda} \quad (I-28)$$

Après calcul et une série de combinaison on aboutit à l'équation suivante :

$$C_{em_ref} = \frac{C_p \rho \pi R^5}{\lambda^3} \frac{\Omega_{mec}^2}{2 G^3} \quad (I-29)$$

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

$$C_{em_ref} = \frac{C_{p_opt}}{\lambda_{cp_opt}^3} \frac{\rho \pi R^5}{2} \frac{\Omega_{mec}^2}{G^3} \quad (I-30)$$

L'expression du couple de référence peut se mettre donc sous la forme suivante :

$$C_{em_ref} = K_{opt} \Omega_{mec}^2 \quad (I-31)$$

Tel que :

$$K_{opt} = \frac{C_{p_opt}}{\lambda_{cp_opt}^3} \frac{\rho \pi R^5}{2 G^3} \quad (I-32)$$

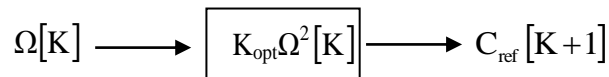


Figure I - 11 : couple de référence en fonction de la vitesse de rotation.

I.8. Maximisation de la puissance avec asservissement de vitesse :

La nature fluctuante du vent engendre des perturbations dans le système de conversion éolien, et crée des variations continues de puissance. De cet effet, il est supposé que le couple électromagnétique développé par la machine est égal à sa valeur de référence quel que soit la puissance générée [5]

$$C_{em} = C_{em-ref} \quad (I-33)$$

Selon l'équation fondamentale de la dynamique permettant de déterminer l'évolution de la vitesse mécanique à partir du couple mécanique total appliqué au rotor, on peut régler cette vitesse à une référence. Ceci est obtenu en utilisant un asservissement adéquat de vitesse pour avoir un couple électromagnétique de référence.

$$C_{em_ref} = C_{ass} * (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (I-34)$$

C_{ass} : Régulateur de vitesse

Ω_{ref} : vitesse de référence

Selon l'équation (1-7), la vitesse de rotation de la turbine est égal à :

$$\Omega_{turbine} = \frac{\lambda v_v}{R} \quad (I-35)$$

La vitesse de référence de la turbine correspond à la valeur optimale de la vitesse spécifique λ_{opt} et le coefficient de puissance maximale Cp_{max} peut se déduire de (I-35) :

$$\Omega_{turbine_ref} = \frac{\lambda_{opt} v_v}{R} \quad (I-36)$$

I.8.1. Conception du correcteur de vitesse :

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

Il doit asservir la vitesse mécanique à sa valeur de référence.

- Il doit atténuer l'action du couple éolien qui constitue une entrée perturbatrice.

Deux correcteurs ont été utilisés dans le développement du modèle, un correcteur Proportionnel Intégral (PI) avec anticipation, et un correcteur proportionnel intégral à avance de phase [5]

.

PI à avance de phase :

Le correcteur considéré a pour expression :

$$C_{em_ref} = \left(\frac{a_1 s + a_0}{\tau s + 1} \right) (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (I-37)$$

a_0 : a_1 et τ sont les paramètres du correcteur à déterminer.

S : est la grandeur de Laplace.

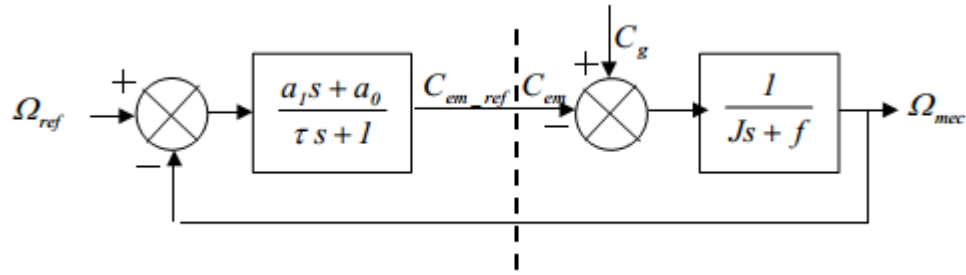


Figure I - 12 : Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase .

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

$$\Omega_{mec} = \mathbf{F}(s)\Omega_{ref} + \mathbf{P}(s)\mathbf{C}_g \quad (\text{I-38})$$

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

$$F(s) = \frac{a_1 s + a_0}{J \cdot \tau s^2 + (f \cdot \tau + J + a_1) \cdot s + a_0 + f} \quad (\text{I-39})$$

Et $P(s)$ est la fonction de transfert de la perturbation C_g

$$p(s) = \frac{\tau s + 1}{J \cdot \tau s^2 + (f \cdot \tau + J + a_1) \cdot s + a_0 + f} \quad (\text{I-40})$$

Dans l'objectif d'atténuer l'action de la perturbation (couple éolien C_g), il faut que le paramètre a_0 soit élevé. Les autres paramètres (a_1 et τ), sont déterminés de manière à avoir une fonction de transfert du 2^{ème} ordre, ayant une pulsation naturelle W_n et un coefficient d'amortissement ζ définis comme suit :

$$w_n = \sqrt{\frac{a_0 f}{j \cdot \tau}} \quad (\text{I-41})$$

$$\zeta = \frac{\tau + J + a_1}{a_0 + f} * \frac{w_n}{2} \quad (\text{I-42})$$

La constante de temps τ permet de régler la pulsation naturelle et donc le temps de réponse de l'asservissement de vitesse (l'amortissement étant unitaire) :

$$a_0 = W_n^2 \cdot J \cdot \tau \quad (\text{I-43})$$

$$a_1 = \frac{2 \cdot \zeta}{W_n} (a_0 + f) - \tau - J \quad (\text{I-44})$$

Le temps de réponse en boucle fermée affecte la valeur de la variation de puissance au moment de l'accrochage au réseau. En effet plus ce dernier est réduit plus la puissance électrique produite est

importante en régime transitoire, autrement dit au démarrage de la génératrice, et réciproquement. Un temps de réponse de 100ms en boucle fermée, choisi pour limiter la génération de puissance au démarrage, est obtenu, en considérant la fonction de transfert anticipatrice suivante :

$$T(s) = \frac{J.\tau s^2 + (f.\tau + J + a_1).s + a_0 + f}{(a_1.s + a_0)\left(\frac{0.05}{3}.s + 1\right)} \quad (\text{I-45})$$

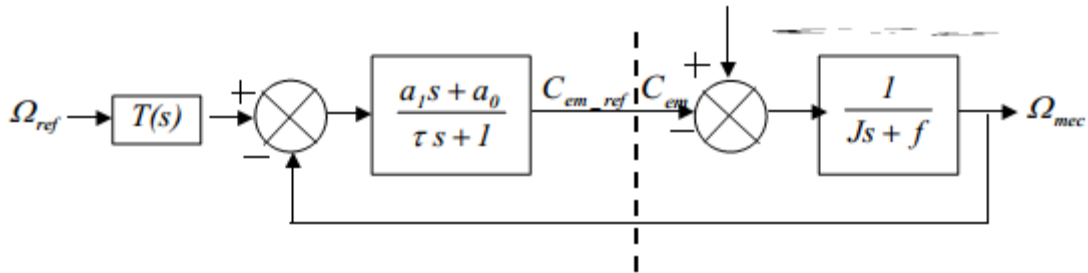


Figure I - 13 : Schéma bloc du correcteur PI à avance de phase avec fonction anticipatrice.

PI avec anticipation :

Dans ce type de correcteur le PI utilisé est standard il est décrit par l'équation suivante :

$$C_{em_ref} = \left(b_1 + \frac{b_0}{s} \right) \cdot (\Omega_{ref} - \Omega_{mec}) \quad (\text{I-46})$$

b_1 : gain proportionnel et b_0 : gain intégral, sont les paramètres du correcteur à déterminer.

La fonction de transfert en boucle fermée est identique à la précédente (I-38)

Avec :

$$F(s) = \frac{b_1 s + b_0}{J.s^2 + (f + b_1).s + b_0} \quad (\text{I-47})$$

$$p(s) = \frac{s}{J.s^2 + (f + b_1).s + b_0} \quad (\text{I-48})$$

Il est donc nécessaire d'augmenter le paramètre b_0 pour atténuer l'action du couple éolien C_g . La pulsation naturelle et le coefficient d'amortissement sont déterminés par :

$$W_n = \sqrt{\frac{b_0}{J}} \quad (\text{I-49})$$

$$\zeta = \frac{f + b_1}{b_0} \cdot \frac{W_n}{2} \quad (\text{I-50})$$

Donc, pour imposer un temps de réponse et un facteur d'amortissement donné, on a :

$$b_0 = W_n^2 \cdot J \quad (\text{I-51})$$

$$b_1 = \frac{2 \cdot b_0 \cdot \zeta}{W_n} - f - J \quad (\text{I-52})$$

Le paramètre b_1 est calculé de manière à obtenir un coefficient d'amortissement unitaire. Un temps de réponse en boucle fermée de 0,1s avec la fonction de transfert anticipatrice (Figure 1.12), donnée selon cette expression :

$$T(s) = \frac{J \cdot s^2 + (f + b_1) \cdot s + b_0}{(b_1 s + b_0) \cdot \left(\frac{0.05}{3} \cdot s + 1\right)} \quad (\text{I-53})$$

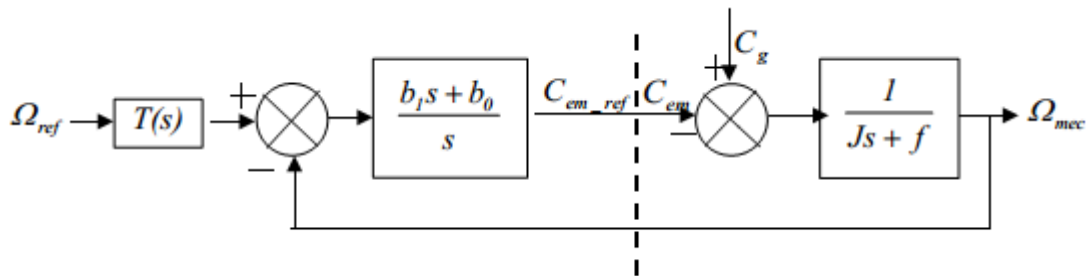


Figure I - 14 : Schéma bloc du correcteur PI avec anticipation .

I.9. Courbes caractéristiques du coefficient de puissance:

La turbine éolienne à axe horizontal utilisée pour la simulation ayant un coefficient de puissance de la formule suivant :

$$C_p(\lambda, \beta) = c_1 \left(\frac{c_2}{\lambda_i} - c_3 \beta - c_4 \right) \exp\left(-\frac{c_5}{\lambda_i}\right) \quad (\text{I-54})$$

Avec :

$$\lambda_i = \left(\frac{1}{\lambda + \beta c_6} - \frac{c_7}{\beta^3 + 1} \right)^{-1} \quad (\text{I-55})$$

Et : $c_1 = 0.39$ $c_2 = 116$ $c_3 = 0.4$ $c_4 = 5$ $c_5 = 0.089$ $c_6 = 0.035$

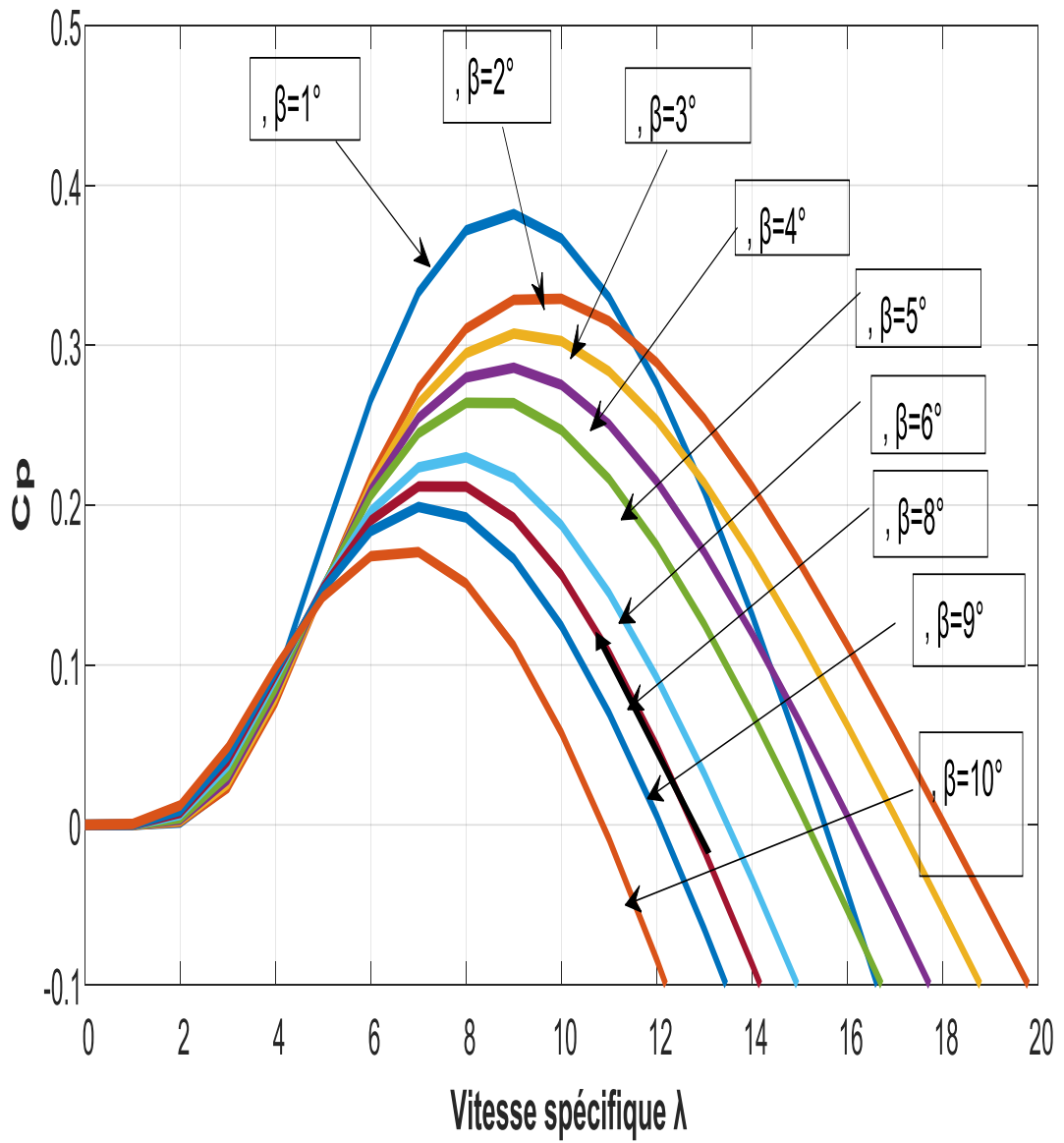


Figure I - 15 : coefficient de puissance en fonction de la vitesse spécifique pour différent angles de calage.

I.10. Résultats de simulation :

La puissance électrique est considérée égale à la puissance électromagnétique en négligeant les pertes électriques, cette puissance est définie par $C_{em} \times \Omega_{mec}$ et s'oppose à la puissance aérodynamique.

Le profil du vent utilisé au cours de simulation est illustré sur la figure I-16

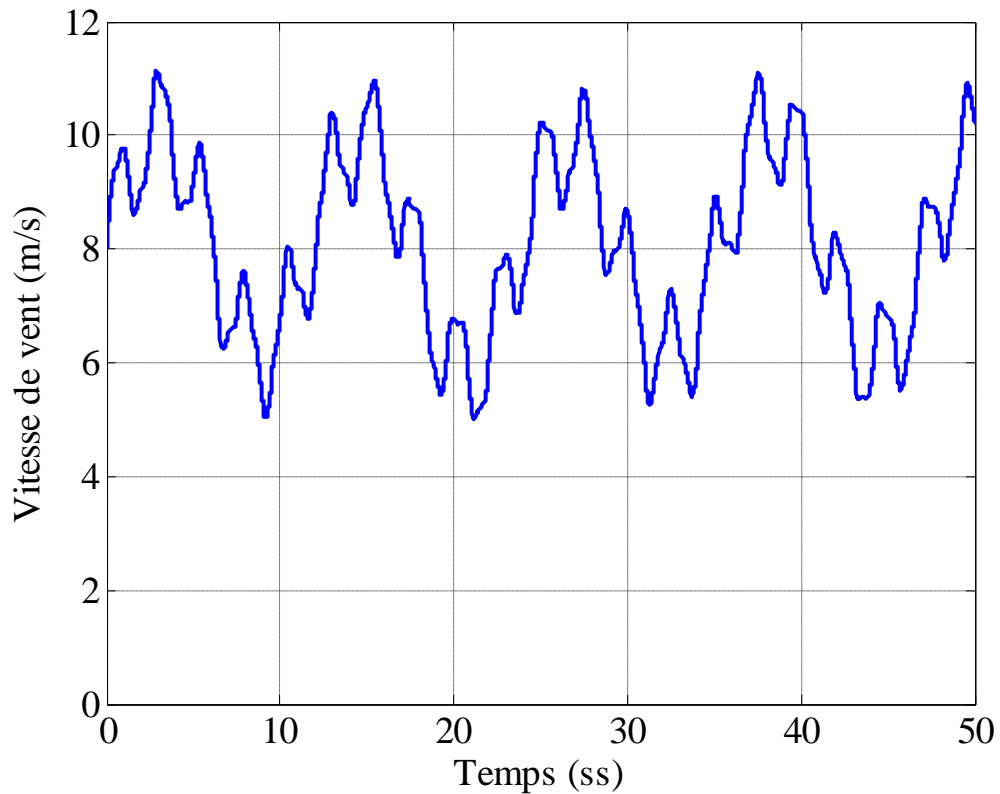


Figure I - 16 : Profil du vent.

Partie 1 :

- En vue de vérifier l'influence de l'angle d'attaque sur le comportement énergétique de la turbine, on va simuler en premier lieu la turbine éolienne sans asservissement de vitesse pour différentes valeurs de l'angle de calage, 2° , 4° , 6° :

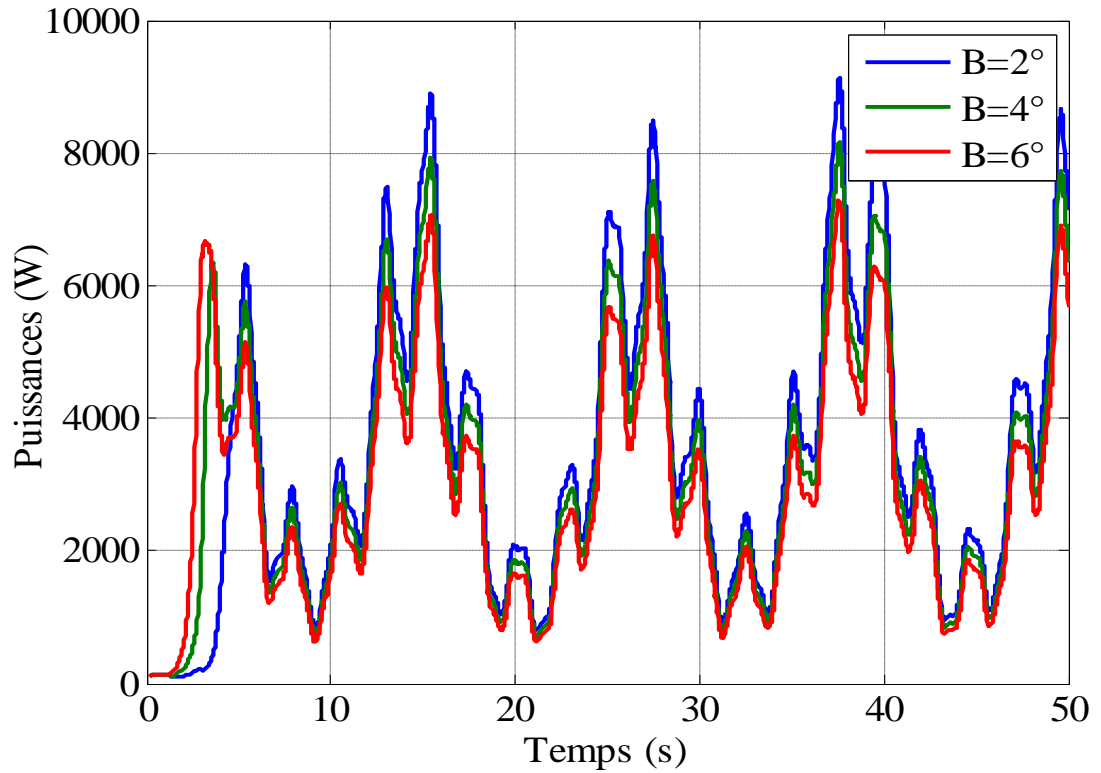


Figure I - 17 : puissance aérodynamiques pour les angles de calages .

$$\beta = 2^\circ \quad \beta = 4^\circ \quad \beta = 6^\circ$$

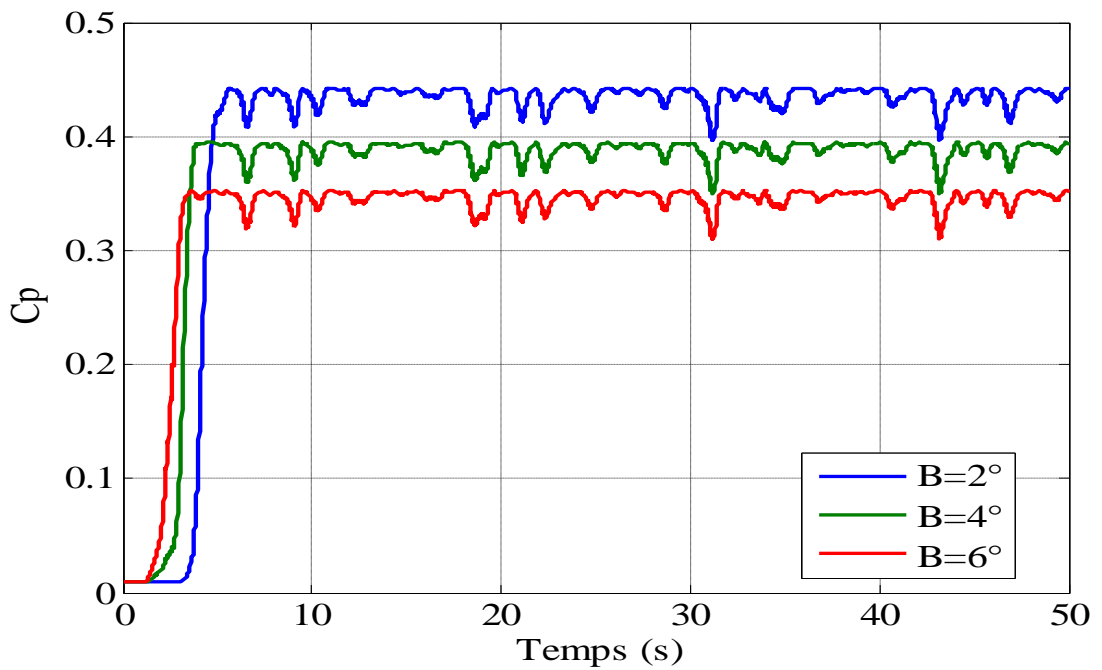


Figure I - 18 : coefficient de puissance pour les angles de calage .

Les résultats de simulation montrent bien l'adaptation des puissances produites avec les variations de la vitesse du vent. L'influence de l'angle de calage est apparente sur les coefficients de puissance et les puissances fournies par la turbine. Etant donné que la surface d'attaque de la turbine est inversement proportionnelle avec l'angle d'attaque. Par conséquent, les puissances fournies sont plus importantes pour les faibles angles à cause des surfaces considérables attaquées par le vent. Les coefficients de puissance ont pratiquement des valeurs optimales.

Partie 2 :

Dans cette partie, on va simuler la turbine éolienne en utilisant les stratégies de contrôle précédentes avec le même profil du vent illustré sur la figure (I-16) et la même valeur de l'angle de calage $\beta = 2^\circ$.

A- Résultats de simulation sans asservissement de vitesse

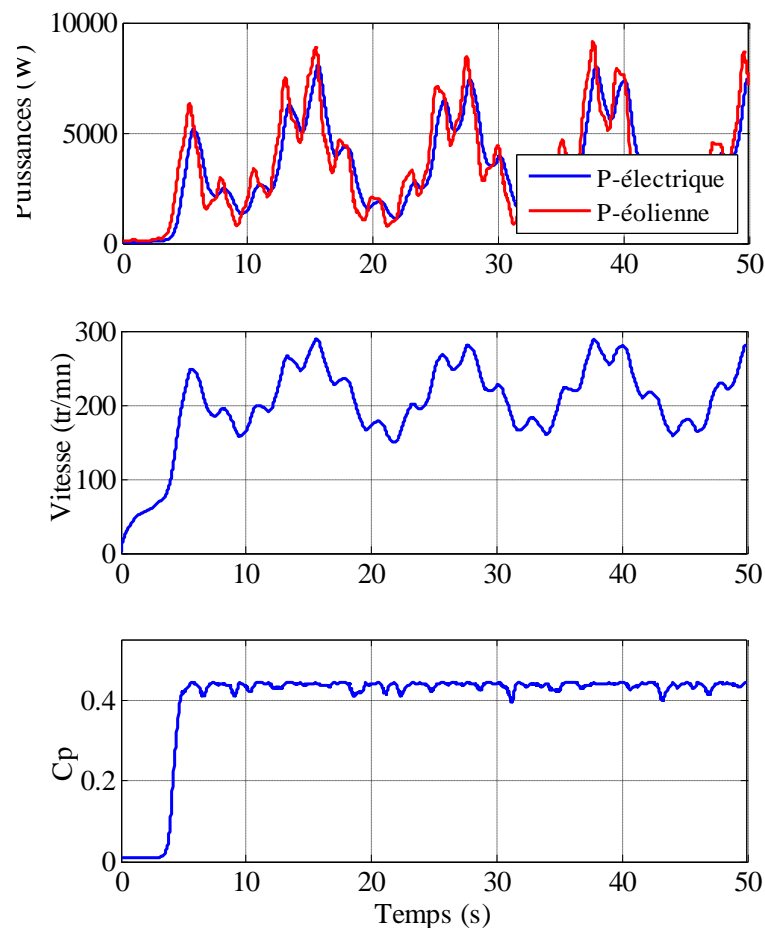


Figure I - 19 : Résultats de simulation sans asservissement de vitesse .

Les résultats de simulation montrent que la vitesse et la puissance électrique en régime permanent ont une bonne adaptation aux variations de la vitesse du vent, Le coefficient de puissance se stabilise proche de sa valeur maximale avec un retard d'une durée de 5 (S).

B- Résultats de simulation avec asservissement de vitesse :

✚ B-1 Régulateur PI avec avance de phase :

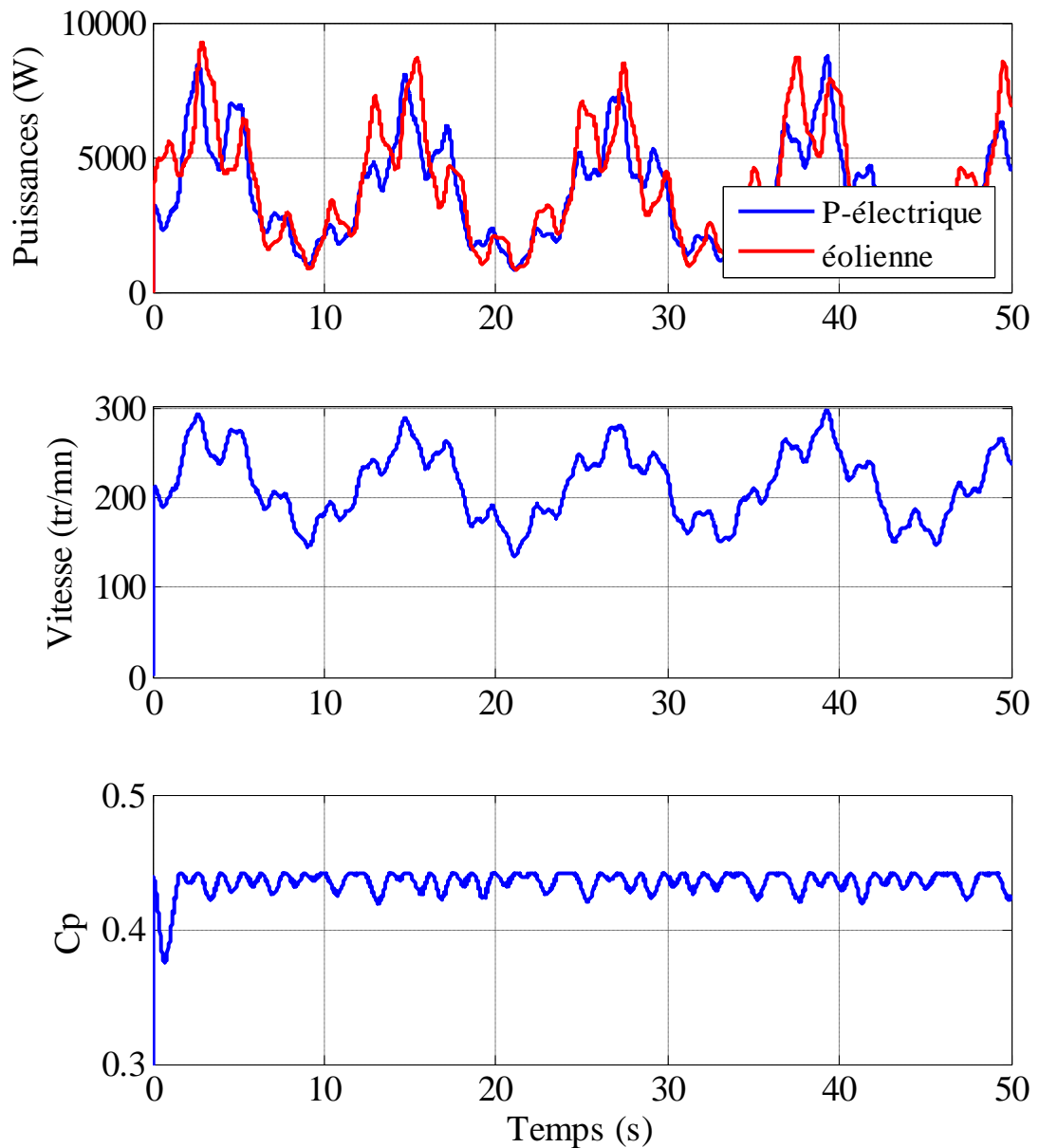
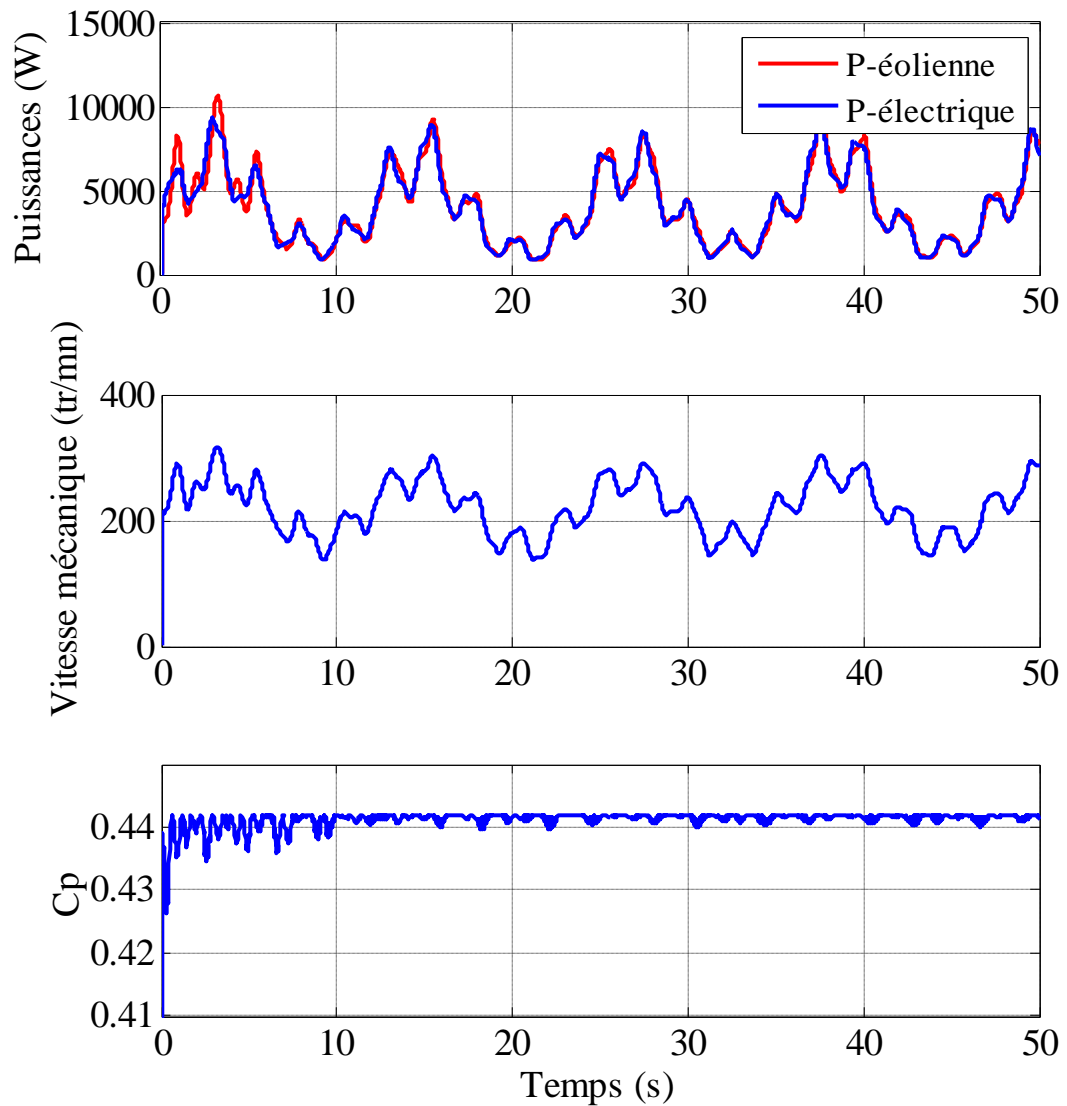


Figure I - 20 : Résultats de simulation avec régulateur PI à avance de phase .

La figure I-20 montre que la puissance électrique obtenue est légèrement supérieur à celle obtenue dans la stratégie précédente. L'allure du coefficient de puissance montre l'amélioration de l'optimisation en termes de temps de réponse.

B-2 Régulateur PI avec anticipation :**Figure I - 21** : Résultats de simulation avec régulateur PI avec anticipation .

Pour la correction par un PI avec anticipation, elle montre une nette amélioration avec contrôle très dynamique par rapport aux autres stratégies.

La figure I-21 montre une comparaison entre les puissances obtenues pour toutes les stratégies de commande étudiées et pour le même profil du vent.

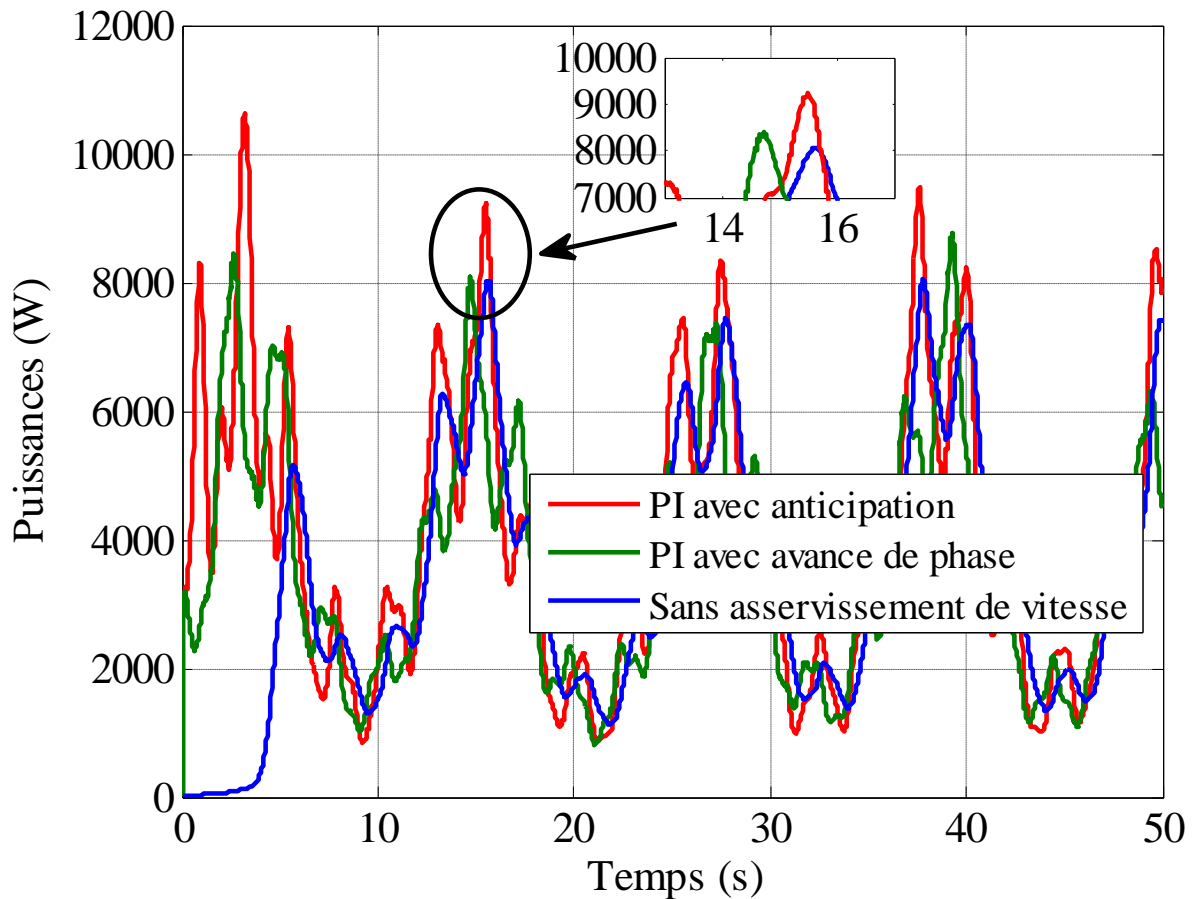


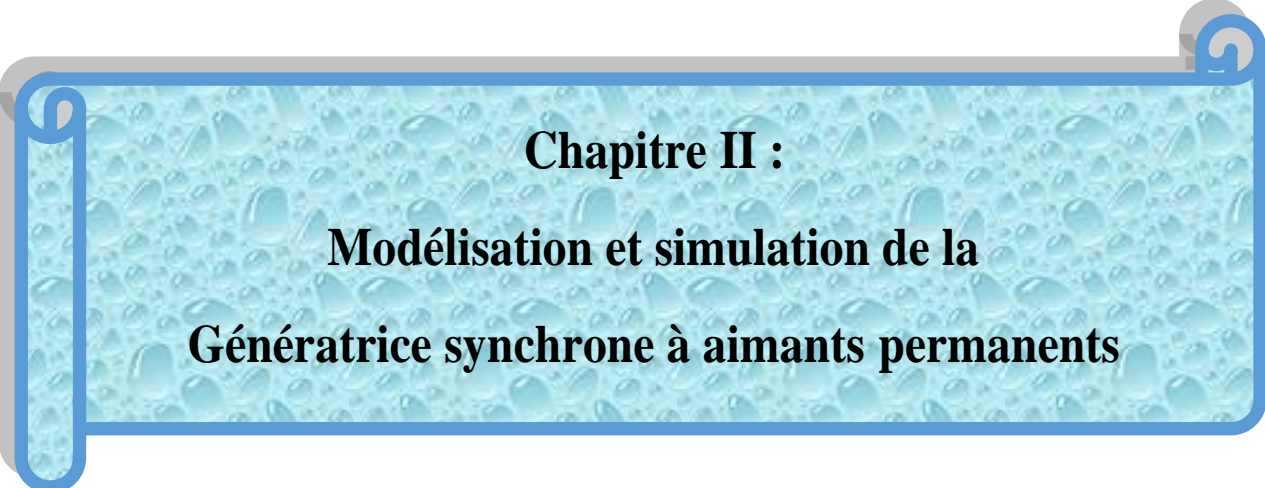
Figure I - 22 : Puissances électriques avec les trois stratégies de contrôle .

I.11. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons expliqué le principe de la conversion d'énergie cinétique du vent en énergie mécanique, et les différentes stratégies de contrôle de la turbine éolienne à vitesse variable. Ainsi son comportement aérodynamique d'est bien déterminé. En posant des hypothèses simplificatrices un modèle des agrégats mécaniques de la turbine a été construit. Deux correcteurs pour le contrôle de la turbine sont calculés :

1. PI à avance de phase.
2. PI avec anticipation.

Dans le chapitre suivant, nous allons modéliser la génératrice synchrone à aimants permanents, pour l'intégrer dans le model global de notre structure.



Chapitre II :
Modélisation et simulation de la
Génératrice synchrone à aimants permanents

Chapitre II : Modélisation et simulation de la génératrice synchrone à aimants permanents

II.1. Introduction :

Le développement des matériaux magnétiques a permis la construction de machines synchrones à aimants permanents à des coûts qui deviennent compétitifs. Les machines de ce type sont à grand nombre de pôles et permettent de développer des couples mécaniques considérables. Il existe plusieurs concepts de machines synchrones à aimants permanents dédiées aux applications éoliennes, des machines de construction standard (aimantation radiale) aux génératrices discoïdes (champ axial), ou encore à rotor extérieur. Le couplage de ces machines avec l'électronique de puissance devient de plus en plus viable économiquement. Ce qui en fait un concurrent sérieux des génératrices asynchrones.

Les systèmes de ce type ont un taux de défaillance faible grâce à la suppression du multiplicateur de vitesse et du système balais-bagues pour les génératrices à aimants (**Figure II-1**) [11].

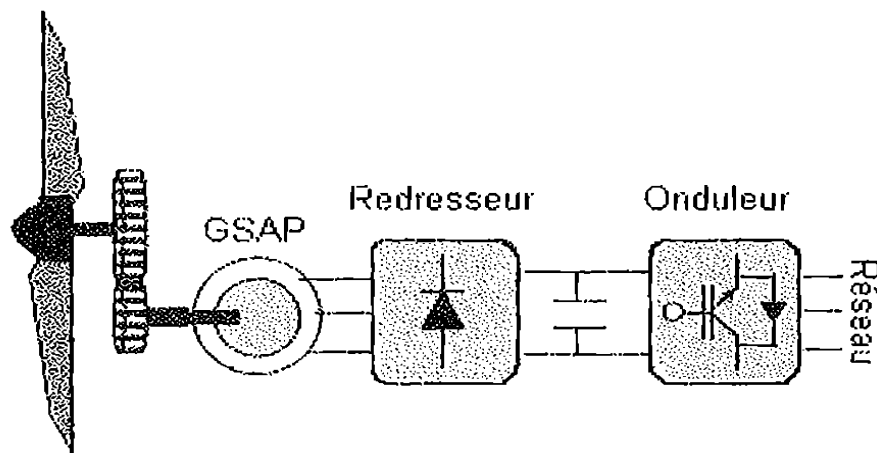


Figure II - 1 : Système éolien basé sur la MSAP .

Les problèmes liés à la maintenance sont ainsi minimisés ce qui les rend très attractifs dans les applications éoliennes, en particulier dans les sites d'accès difficile. La présence obligatoire de l'électronique de puissance permet aussi une régulation simple de la vitesse de rotation et, par conséquent, une optimisation énergétique efficace.

Les systèmes de très petite puissance peuvent être simplifiés en choisissant judicieusement les paramètres, particulièrement, ceux de la machine, (**Figure II-1**). On peut développer ainsi un système éolien à vitesse variable assez performant et à coût minimum.

La GSAP est caractérisée par un couple volumique élevé, une inertie très faible et de faibles inductances. Toutes ces caractéristiques offrent à la génératrice des performances élevées, un rendement important et une meilleure contrôlabilité. Le modèle de Park pour la GSAP.

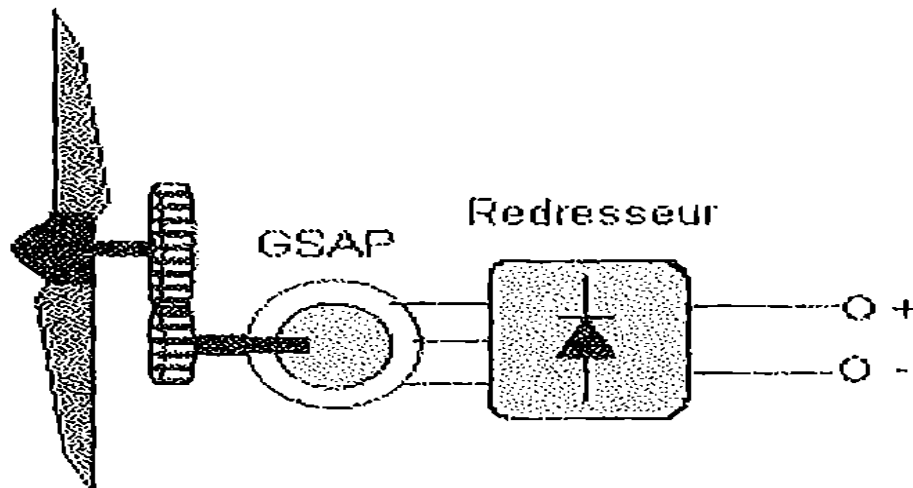


Figure II - 2 : Système éolien à coût minimum .

En utilisant la convention génératrice ; on inverse le sens des courant i_d et i_q , dans le repère de Park et le modèle de la GSAP ainsi obtenu peut s'écrire sous la

Forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} U_{sd} = -R_s i_{sd} - L_d \frac{d}{dt} i_{sd} \\ U_{sq} = -R_s i_{sq} - L_q \frac{d}{dt} i_{sq} - \omega_r L_d i_{sd} + \omega_r \psi_f \\ C_c = \frac{3}{2} P [(L_q - L_d) i_{sd} i_{sq} + \psi_f] \\ C_m - C_c - F_\Omega = J \frac{d\Omega}{dt} \end{array} \right. \quad (\text{II-1})$$

Avec C_m : couple moteur appliqué sur a génératrice.

Cette machine comporte comme toutes les autres machines triphasées un stator bobiné .Mais, dans ce cas-là (MSAP) le rotor est remplacé par des aimants, et ceci présente l'avantage d'éliminer le système balai bague, les pertes rotoriques ainsi que la présence d'une source d'alimentation afin de fournir le courant d'excitation.

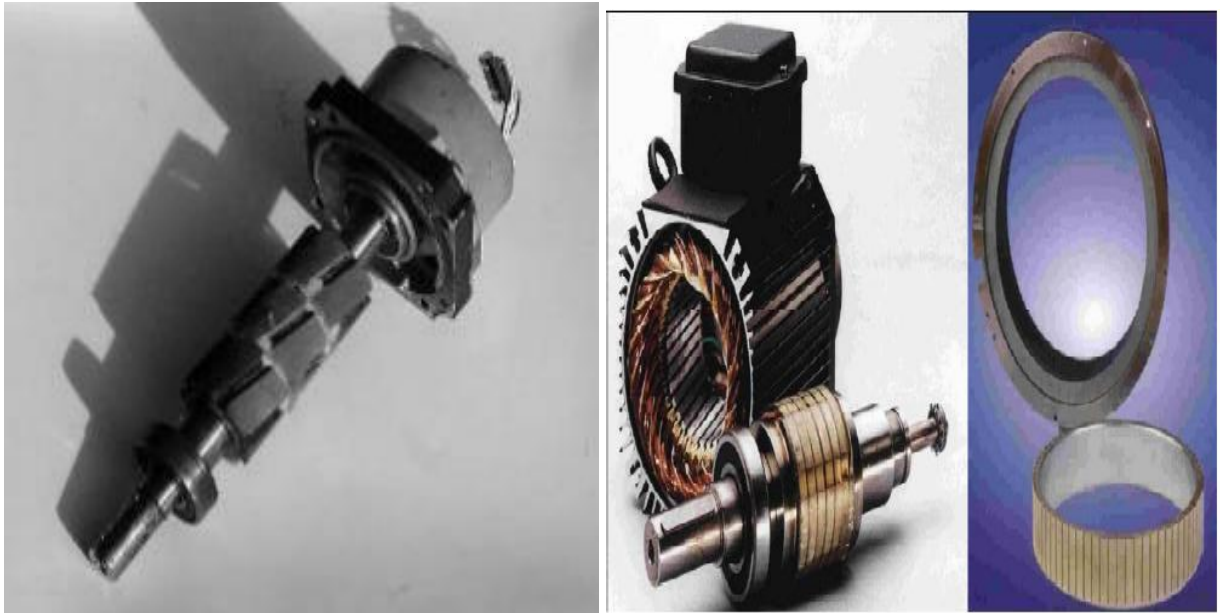


Figure II - 3 : Rotor à aimants permanents.

II.2. Matériaux pour aimants :

On peut distinguer trois grandes catégories de matériaux utilisés pour la réalisation des aimants :

- ✚ **Les alnico** : sont les alliages de fer, d'aluminium, de nickel et de cobalt. Leur champ rémanent est élevé, mais leur excitation coercitive est faible, leur part de marché est assez réduite et leur coût est moyen.
- ✚ **Les ferrites** : sont des composés d'oxyde de ferrique et d'oxyde de strontium ou de baryum, leur champ rémanent n'est pas très élevé, mais leur excitation coercitive est importante, leur faible coût fait que les ferrites occupent aujourd'hui la majorité du marché des aimants.
- ✚ **Les composés de cobalt et de terres rares** : ces matériaux ont d'excellentes performances techniques, leur champ rémanent et leur excitation coercitive sont élevés, leur inconvénient reste le coût important (par exemple le samarium) [12] .

II.3. Types des machines synchrones :

Le rotor d'une machine synchrone se présente sous deux formes distinctes définissant ainsi deux familles de machines, à pôles lisses et à pôles saillants.

II.3.1. Machines à pôles lisses :

Ce type de machines est caractérisé par un bobinage inducteur réparti dans des encoches fraisées dans la masse du rotor cylindrique, ces machines sont destinées à fonctionner à grande vitesse de rotation, elles sont à entrefer constant.

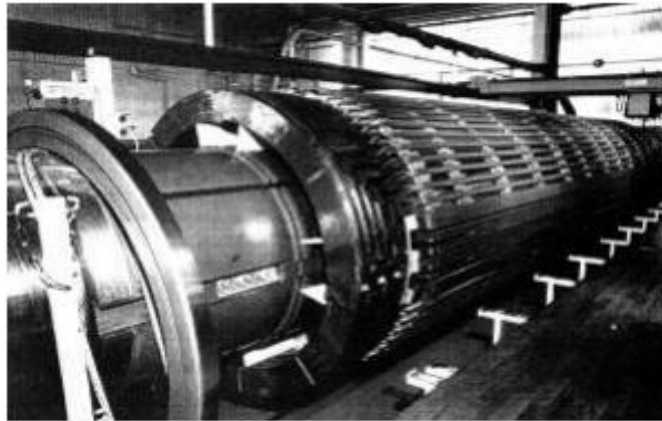


Figure II - 4 : Rotor à pôles lisses

II.3.2. Machine à pôles saillants :

Cette forme d'exécution est réalisable pour toute vitesse de rotation synchrone et toute puissance, ce type de machines comporte souvent hormis l'enroulement inducteur placé sur les pôles. Un enroulement logé dans des encoches circulaires semi-fermées disposées à la surface de l'épanouissement polaire, cet enroulement est appelé amortisseur.

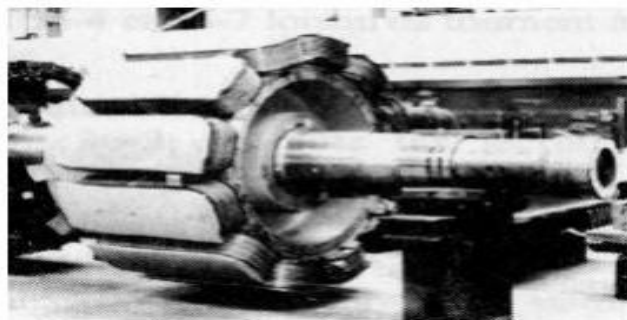


Figure II - 5 : Rotor à pôles saillants .

II.4. Généralités sur les GSAP :

Le développement de nouvelles structures électromécaniques de conversion associant machines et convertisseurs statiques ont permis d'étendre le domaine d'application des machines électriques à vitesse variable au moteur synchrone à aimants permanents.

Les aimants permanents procurent un certain nombre d'améliorations et avantages (inertie faible ; couple élevé,...) Aux machines synchrones, par rapport aux autres type de machines (à courant continu, synchrone à excitation électrique et asynchrone).

L'apparition d'aimants performants et le développement des composants d'électronique de puissance sont les raisons qui ont poussé un bon nombre de chercheurs et industriels à se lancer dans des investigations dans le domaine des associations convertisseur statique machine synchrone à aimants permanents[11].

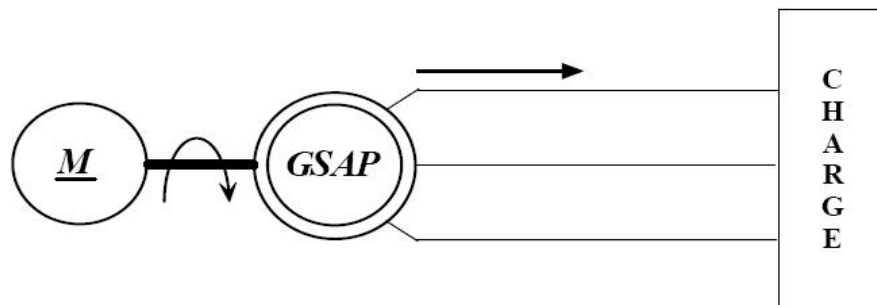


Figure II - 6 : Schéma représentatif de la GSAP [11].

II.5. Avantages et inconvénients de la GSAP :

II.5.1. Avantage :

L'apparition d'aimants performants et le développement des composants d'électronique de puissance sont les raisons qui ont poussé un bon nombre de chercheurs et industriels à se lancer dans des investigations dans le domaine des associations convertisseurs statiques-machines synchrones à aimants permanents. Grace aux avantages qu'ils présentent, les machines synchrones à aimants permanents se sont répondues dans des domaines de plus en plus nombreux, parmi ses avantages on peut citer[4] :

- ✚ L'excitation de la machine synchrone à aimants permanents permet la suppression des contacts glissants ou des dispositifs à diodes tournants, ce qui permet la réduction de maintenance et facilite le travail de la machine.
- ✚ Les moteurs à rotor bobiné sont limités par des problèmes de refroidissement à cause des difficultés liées à l'apport du fluide dans un système tournant. Par contre les inducteurs à aimants permanents sont plus intéressants sur ce plan à cause de l'absence des pertes d'excitation, alors que le stator peut être refroidi facilement par un fluide.
- ✚ Un grand nombre de pôles et une très grande vitesse. L'utilisation des aimants permanents dans les machines électriques pour la production de

Flux présente plusieurs avantages :

- ✓ Pertes Joule d'inducteur nulles.
- ✓ Une grande facilité de refroidissement. car les pertes sont localisées au stator.
- ✓ Un rendement plus élevé.
- ✓ La suppression des frottements des balais sur le collecteur.
- ✓ La diminution des problèmes de maintenance

II.5.2. Inconvénients :

Le principal inconvénient réside dans la difficulté de réglage du flux d'inducteur et de ce fait la commande du moteur est effectuée par action extérieure.

II.6. Transformation initiale de Park :

Un changement de variables simple qui exprime une transformation des variables triphasées des éléments d'un circuit énergétique « X » à un système de référence arbitraire, En écriture matricielle, on peut écrire :

$$[X_{dqh}] = [P_0(\Psi)][X_{abc}] \quad (\text{II-2})$$

$$P_0 = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} \cos(\Psi) & \cos(\Psi - 2\pi/3) & \cos(\Psi - 4\pi/3) \\ -\sin(\Psi) & -\sin(\Psi - 2\pi/3) & -\sin(\Psi - 4\pi/3) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{pmatrix} \quad (\text{II-3})$$

$$[X_{dqh}]^t = [x_d x_q x_h], [X_{abc}]^t = [x_a x_b x_c], \Psi = \int_0^t \omega(\xi) d\xi + \Psi(\xi) \quad (\text{II-4})$$

Où x_h est la composante homopolaire associée au système triphasé $\omega = d\Psi/dt$ et ξ est une variable fictive d'intégration.

La transformation inverse est définie par :

$$[X_{abc}] = [P_0(\Psi)]^{-1} [X_{dqh}] \quad (\text{II-5})$$

Avec :

$$[P_0(\Psi)]^{-1} \begin{bmatrix} \cos(\Psi) & -\sin(\Psi) & 1 \\ \cos(\Psi - 2\pi/3) & -\sin(\Psi - 2\pi/3) & 1 \\ \cos(\Psi - 4\pi/3) & -\sin(\Psi - 4\pi/3) & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{II-6})$$

II.7. Transformation de Park orthogonale (ou transformation de Park normée) :

Pour que la transformation ci-dessus soit orthogonale, c'est à dire une transformation qui conserve la puissance, on doit vérifier l'égalité mathématique :

$$[P(\Psi)]^{-1} = [P(\Psi)]^t \quad (\text{II-7})$$

$$\text{Donc, il faut choisir } k_1 = \sqrt{1/3} \text{ et } k_0 = 1/\sqrt{2} \quad (\text{II-8})$$

La transformation finale, adoptée dans notre travail, dite de Park sera :

$$[P(\Psi)] = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\Psi) & \cos(\Psi - 2\pi/3) & \cos(\Psi - 4\pi/3) \\ -\sin(\Psi) & -\sin(\Psi - 2\pi/3) & -\sin(\Psi - 4\pi/3) \\ 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} \end{bmatrix} \quad (\text{II-9})$$

Puisque cette transformation est orthogonale, la matrice inverse est égale à la transposée

$$[P_0(\Psi)]^{-1} \begin{bmatrix} \cos(\Psi) & -\sin(\Psi) & 1/\sqrt{2} \\ \cos(\Psi - 2\pi/3) & -\sin(\Psi - 2\pi/3) & 1/\sqrt{2} \\ \cos(\Psi - 4\pi/3) & -\sin(\Psi - 4\pi/3) & 1/\sqrt{2} \end{bmatrix} \quad (\text{II-10})$$

II.8. Décomposition de la Transformation Park normée :

Lorsque la valeur zéro est attribuée à l'angle de rotation Ψ , la transformation orthogonale de Park, ainsi particularisée, porte le nom « transformation de Concordia », $[C]$, et les axes (d,q) sont habituellement désignés par (α, β)

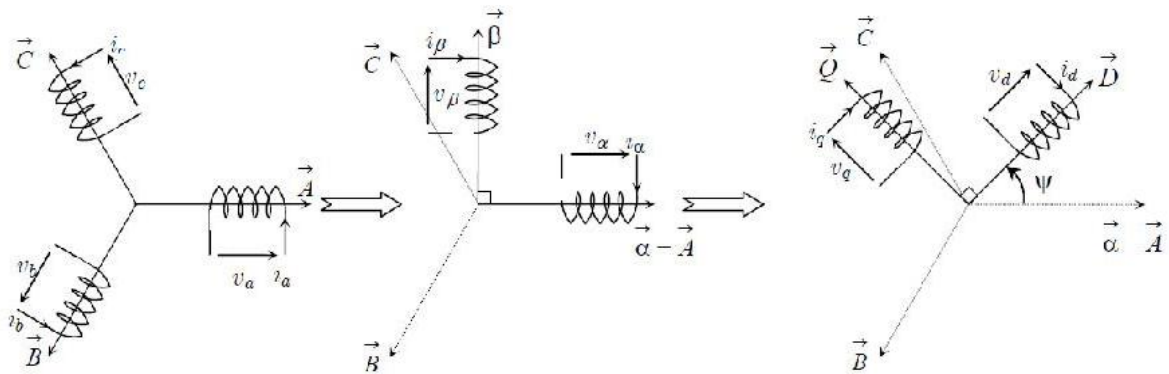


Figure II - 7 : Décomposition de la transformation de Park pour un système énergétique triphasé.

II.9. Modélisation de la MSAP :

Le modèle diphasé de la MSAP s'effectue par une transformation du repère triphasé réel en un repère diphasé fictif, qui n'est en fait qu'un changement de base sur les grandeurs physiques (tensions, flux, et courants), il conduit à des relations indépendantes de l'angle θ et à la réduction d'ordre des équations de la machine. La transformation la plus connue par les électrotechniciens est celle de Park, Le repère (d, q) peut être fixé au stator, au rotor ou au champ tournant, présente la MSAP en modèle vectoriel (modèle de Park).

Le modèle mathématique de la machine synchrone à aimants permanents obéit à certaines hypothèses simplificatrices [5].

II.9.1. Hypothèses simplificatrices :

- ✚ L'absence de saturation dans le circuit magnétique
- ✚ La distribution sinusoïdale de le FMM créée par les enroulements du stator
- ✚ L'hystérésis est négligée avec les courants de Foucault et l'effet de peau.
- ✚ L'effet d'encoche est négligeable.
- ✚ La résistance des enroulements ne varie pas avec la température.

II.9.2. Equations de la machine électrique généralisée triphasée :

Les équations électriques des machines électriques dans un repère fixe lié au stator sont décrites par

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_a \\ \Psi_b \\ \Psi_c \end{bmatrix} \quad (\text{II-11})$$

$[V_a V_b V_c]^t$: Vecteur tension de phases statorique.

$[i_a i_b i_c]^t$: Vecteur courant de phases statorique.

$[\Psi_a \Psi_b \Psi_c]^t$: Vecteur des flux totaux traversant les bobines statorique.

R_s : la résistance des phases statorique.

Les enroulements Statorique de la machine synchrone considérée sont connectés en étoile à neutre isolé, d'où la somme instantanée des courants statiques est nulle, et il n'y a pas de courant homopolaire. Par conséquent, s'il existe une composante homopolaire de tension ou flux, elle n'intervient pas dans le couple ,Le comportement de la machine est donc représenté par deux variables indépendantes[13].

II.9.3. Passage au repère de Park :

Afin de simplifier le modèle dynamique de la machine, on applique un changement de repère. Cette transformation mathématique, transforme les trois bobines statorique fixes déphasées de $2\pi/3$ en deux bobines fictives équivalentes déphasées de $\pi/2$ et situées sur le rotor (**Figure II-9**).

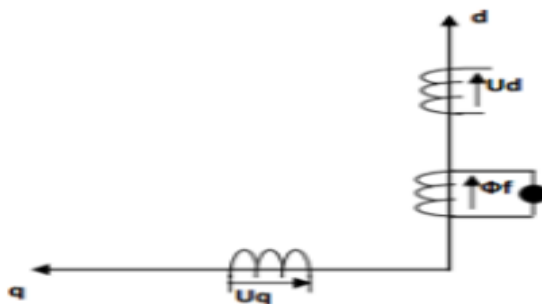


Figure II - 8 : Représentation de la génératrice à aimants permanents sur l'axe (d,q).

Les deux bobines d et q, tournent avec le rotor, produisant le même effet que les trois bobines fixes. Les variations exprimées dans ce nouveau repère (d, q), nous permettent de passer de repère naturel au repère de Park, et d'avoir ainsi un modèle relativement simple de la machine[14].

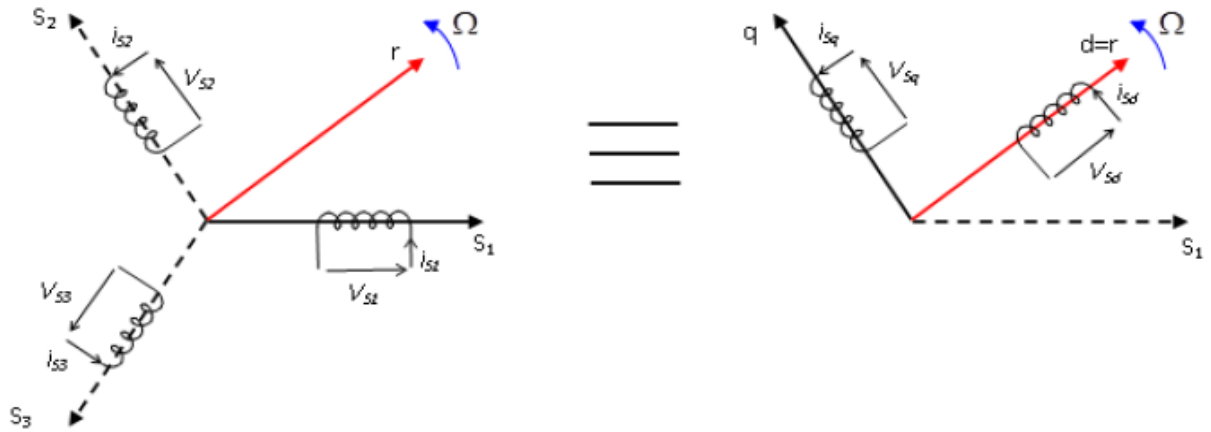


Figure II - 9 : Passage de Repère naturel du stator au repère (d, q) de Park .

En appliquant la transformation de Concordia T32 défini par (II-12):

$$\begin{bmatrix} X_\alpha \\ X_\beta \end{bmatrix} = T_{32}^t \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix} \text{ Avec : } T_{32} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \quad (\text{II-12})$$

Le variable x peut être v, i ou Ψ .

On obtient :

$$\begin{bmatrix} V_\alpha \\ V_\beta \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_\alpha \\ \Psi_\beta \end{bmatrix} \quad (\text{II-13})$$

En appliquant la transformation de Park au système d'équations (II-13), on peut exprimer tous les vecteurs dans un repère lié au rotor. Si θ est l'angle électrique désignant la position du rotor par rapport au stator, nous avons :

$$\begin{bmatrix} V_d \\ V_q \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_q \end{bmatrix} + \theta P \left(\frac{\pi}{2} \right) \begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_q \end{bmatrix} \quad (\text{II-14})$$

$$\text{Où : } \begin{bmatrix} X_d \\ X_q \end{bmatrix} = P(-\theta) \begin{bmatrix} X_\alpha \\ X_\beta \end{bmatrix} \text{ et } p(\theta) = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta \\ \sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix} \quad (\text{II-15})$$

V_d, V_q, i_d et V_q sont les composantes directe et en quadrature de tension et de courant.

Ψ_d et Ψ_q sont les composantes directe et en quadrature du flux.

II.9.4. Equations magnétiques :

Dans les machines synchrones à répartition sinusoïdale des conducteurs, Ψ_d et Ψ_q sont fonctions linéaires des courants i_d et i_q :

$$\begin{cases} \Psi_d = L_d I_d + \Psi_f \\ \Psi_q = L_q I_q \end{cases} \quad (\text{II-16})$$

L_d et L_q sont les inductances directe et en quadrature, et elles sont supposées indépendantes de θ . Ψ_f représente le flux des aimants. En remplaçant les expressions des flux dans l'équation (II-14), on aboutit à :

$$\begin{bmatrix} V_d \\ V_q \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \omega p \left(\frac{\pi}{2} \right) \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_d \\ e_q \end{bmatrix} \quad (\text{II-17})$$

Où $\omega = p\Omega$, p étant le nombre de paires de pôles et Ω la vitesse angulaire du rotor.

e_d et e_q sont les composantes directe et en quadrature de f.e.m. données par :

$$\begin{cases} e_d = 0 \\ e_q = p\Psi_f\Omega \end{cases} \quad (\text{II-18})$$

Les circuits électriques équivalents de la MSAP peuvent être représentés comme suit :

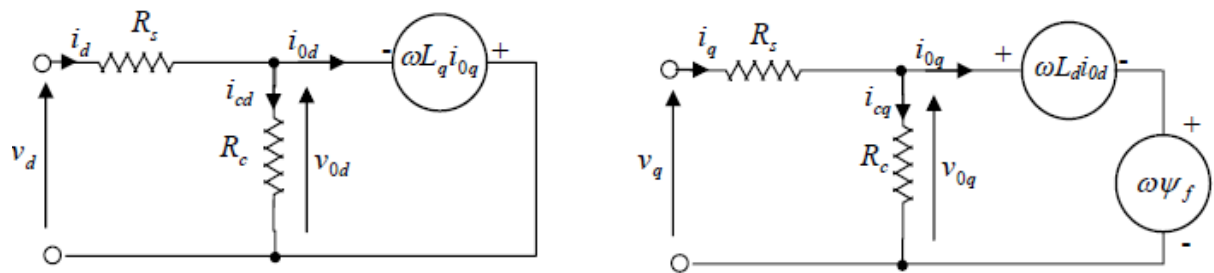


Figure II - 10 : circuit équivalent de MSAP – convention moteur.

En utilisant la convention génératrice ; on inverse le sens des courants i_d et i_q dans les repères de Park (Figure II-10), et le modèle de la génératrice synchrone à aimants permanents ainsi obtenu peut s'écrire sous la forme [15]:

$$\begin{cases} V_d = -R_s I_d - L_d \frac{d}{dt} I_d + \omega L_q I_q \\ V_q = -R_s I_q - L_q \frac{d}{dt} I_q - \omega L_d I_q + \omega \Psi_f \end{cases} \quad (\text{II-19})$$

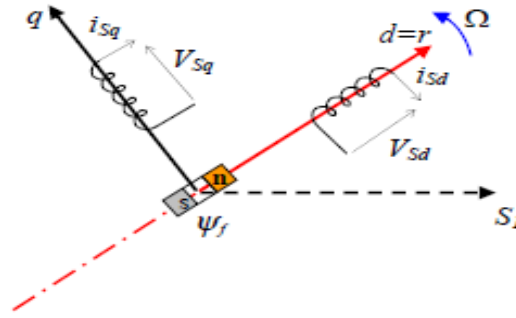


Figure II - 11 : Modèle de PARK pour la GSAP .

II.9.5. Expression du couple électromagnétique :

Le couple électromagnétique C_{em} est exprimé par la dérivée partielle de stockage d'énergie électromagnétique par rapport à l'angle géométrique de rotation du rotor [5]:

$$C_{em} = \frac{dW_e}{d\theta_{geo}} = p \frac{dW_e}{d\theta_e} \quad (\text{II-20})$$

dW_e : Energie emmagasinée dans le circuit magnétique.

θ_{geo} : Ecart angulaire de la partie mobile (rotor par rapport au stator).

p : Nombre de pair de pôle.

L'expression de la puissance transmise dans le repère de Park est donnée par [5]:

$$p(t) = \frac{3}{2} (V_d I_d + V_q I_q) \quad (\text{II-21})$$

En remplaçant V_d , V_q par leurs expressions, on aura :

$$p(t) = \frac{3}{2} \left[-R_s (I_d^2 - I_q^2) - \left(I_d \frac{d\Psi_d}{dt} + I_q \frac{d\Psi_q}{dt} \right) + \frac{d\theta}{dt} (\Psi_d I_q - \Psi_q I_d) \right] \quad (\text{II-22})$$

$\frac{3}{2} [-R_s (I_d^2 - I_q^2)]$: Représente la puissance dissipée en pertes Joule dans les enroulements du stator [5].

$\frac{3}{2} \left(I_d \frac{d\Psi_d}{dt} + I_q \frac{d\Psi_q}{dt} \right)$: Représente la variation de l'énergie magnétique emmagasinée dans les enroulements du stator [5].

$\frac{3}{2} \left[\frac{d\theta}{dt} (\Psi_d I_q - \Psi_q I_d) \right]$: Représente la puissance électromagnétique [5].

Sachant que :

$$p\Omega = \omega \text{ et } p_e = C_{em} \cdot \Omega \quad (\text{II-23})$$

L'expression du couple électromagnétique peut être exprimé par [5]:

$$C_{em} = \frac{3}{2} p (\Psi_d I_q - \Psi_q I_d) \quad (\text{II-24})$$

Après affectation des opérations nécessaires, on peut écrire [5] :

$$C_{em} = \frac{3}{2} p [(L_q - L_d) I_d I_q + I_q \Psi_f] \quad (\text{II-25})$$

II.9.6. Equations mécaniques :

La dynamique de la machine est donnée par l'équation mécanique suivante :

$$C_m - C_{em} - f\Omega = J \frac{d\Omega}{dt} \quad (\text{II-26})$$

Avec :

C_m : Le couple moteur appliqué sur la génératrice.

$f\Omega$: Le couple de frottement.

J : moment d'inertie total de la machine.

f : coefficient de frottement visqueux.

II.10. Simulation de la génératrice synchrone à aimants permanents :

II.10.1. Fonctionnement à vide :

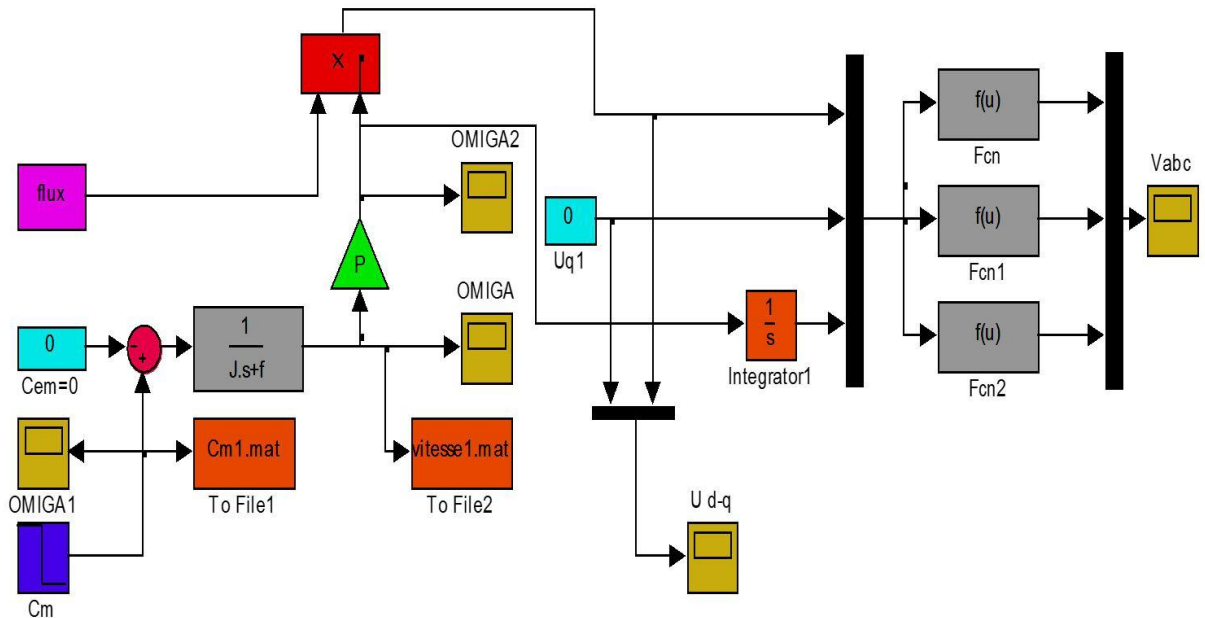


Figure II - 12 : Schéma bloc de la génératrice à aimants permanents à vide.

- Le fonctionnement à vide est caractérisé par des courants nuls :

$$\begin{cases} i_{sd} = 0 \\ i_{sq} = 0 \end{cases} \quad (II-27)$$

- Les expressions des tensions et celle du couple deviennent :

$$\begin{cases} U_{sd} = 0 \\ U_{sq} = \omega_r \psi_f \\ C_c = 0 \end{cases} \quad (II-28)$$

II.10.1.1. Résultats de simulation :

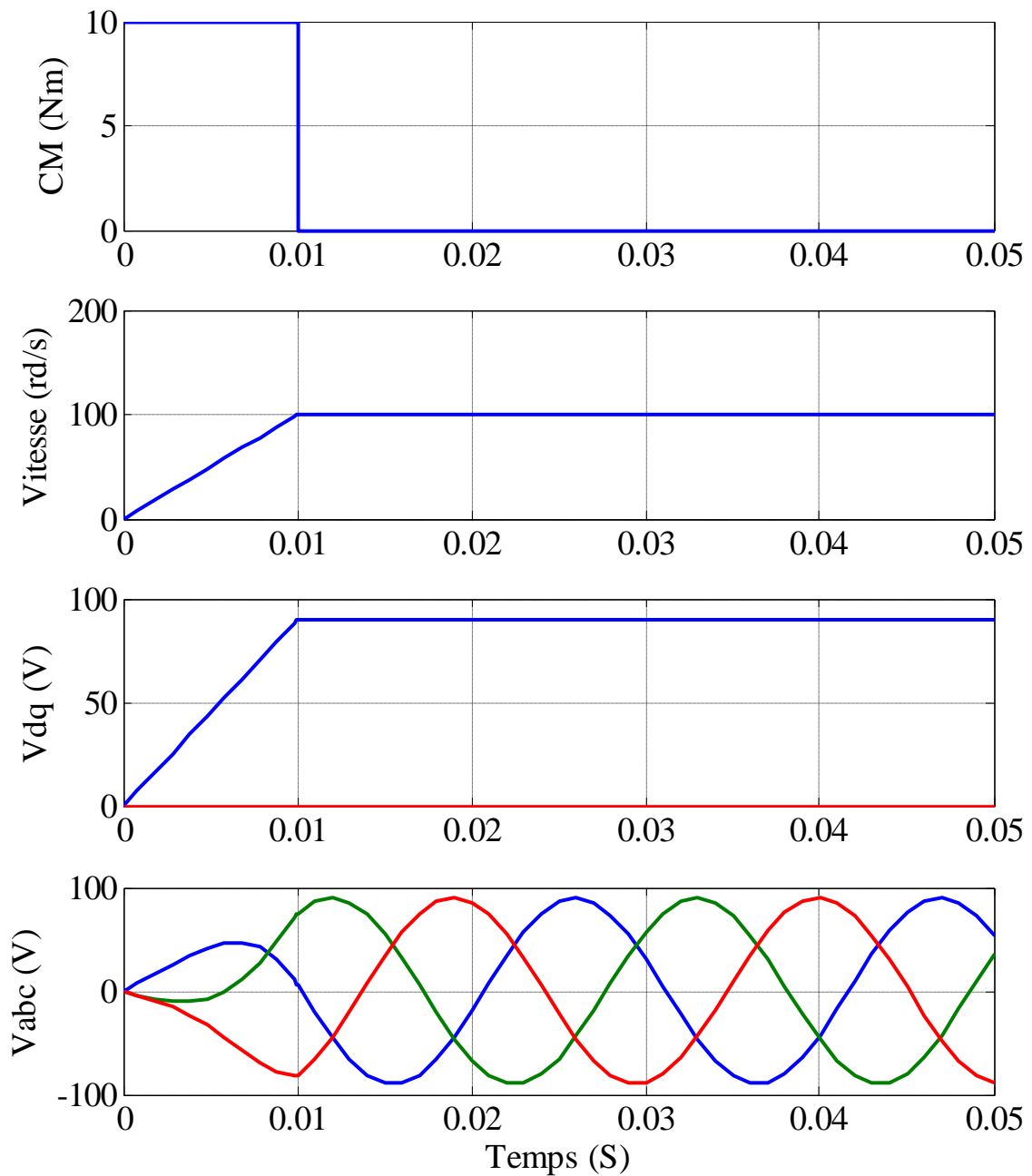


Figure II - 13 : GSAP en vide.

On fait lancer la génératrice par un couple moteur égale à 10Nm pour une durée de 10(ms), Puis, on la laisse tourner librement. Etant donné que le frottement considéré dans ce cas est Nul, on constate que la vitesse est stabilisée à une valeur de 100 (rad/s), alors que les tensions des phases sont parfaitement sinusoïdales en régime stable, avec une valeur crête proche de 95(V) et une fréquence proche de 50(HZ).

II.10.2. L'influence d'une charge séparée (R_{ch} , L_{ch}) :

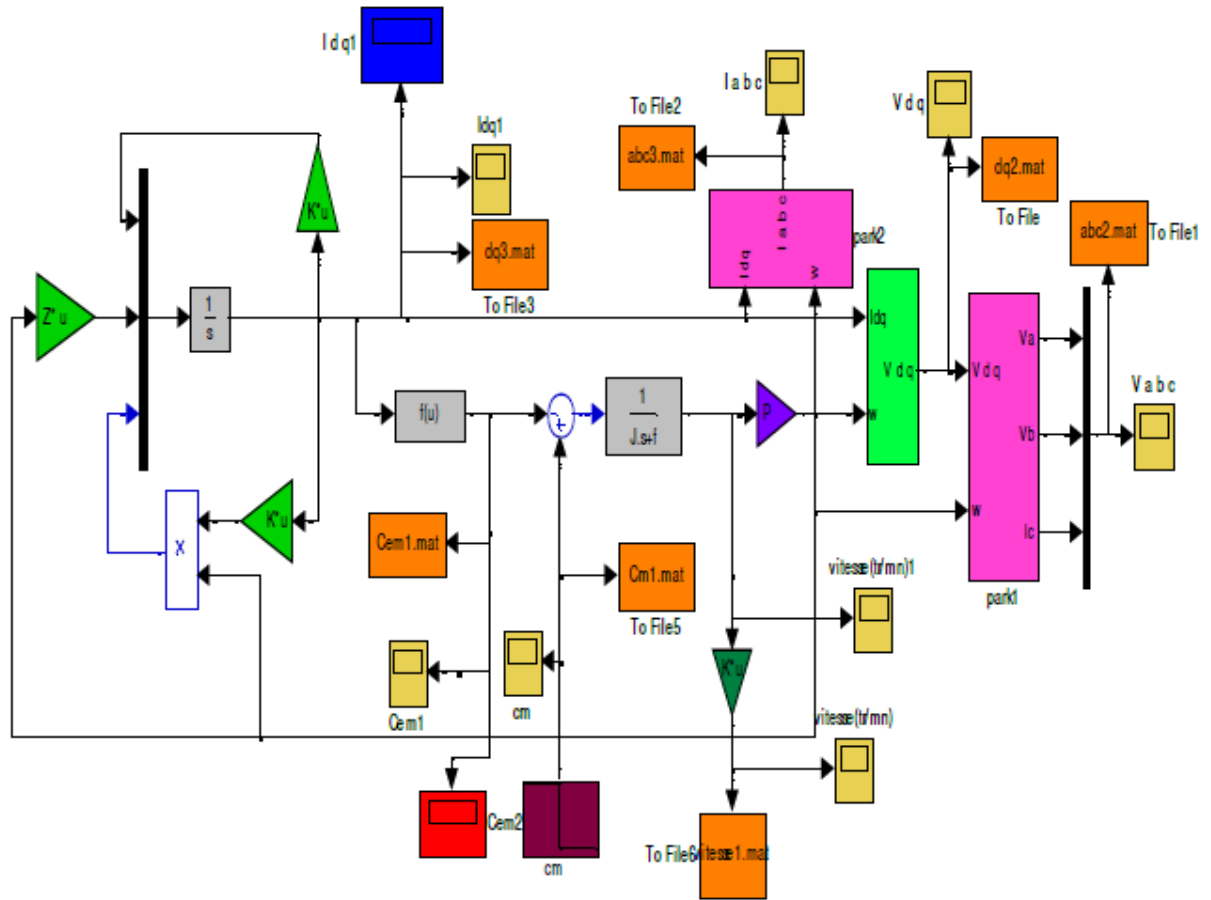


Figure II - 14 : Schémas bloc de la génératrice à aimants permanents en charge.

La génératrice alimente dans ce cas une charge électrique (R_{ch} , L_{ch}). D'une part, ces grandeurs électriques sont définies par les équations (II-18) :

$$\begin{cases} V_d = -R_s I_d - L_d \frac{d}{dt} I_d + \omega L_q I_q \\ V_q = -R_s I_q - L_q \frac{d}{dt} I_q + \omega L_d I_d + \omega \Psi_f \end{cases} \quad (II-29)$$

D'autre part, l'application des tensions V_d et V_q sur la charge donne:

$$\begin{cases} V_d = R_{ch} I_d - L_{ch} \frac{d}{dt} I_d - \omega L_{ch} I_q \\ V_q = -R_{ch} I_q - L_{ch} \frac{d}{dt} I_q + \omega L_{ch} I_d \end{cases} \quad (II-30)$$

En remplaçant les expressions de V_d et V_q dans (II-29), on aura le système suivant :

$$\begin{cases} 0 = -(R_s + R_{ch})I_d - (L_d + R_{ch})\frac{d}{dt}I_d + \omega(L_q + L_{ch})I_q \\ 0 = -(R_s + R_{ch})I_q - (L_q + L_{ch})\frac{d}{dt}I_q - \omega(L_d + R_{ch})I_d + \omega\Psi_f \end{cases} \quad (\text{II-31})$$

En introduisant la transformée de LAPLACE dans les équations ci-dessus, elles deviennent :

$$\begin{cases} SI_d = \frac{1}{L_d + L_{ch}} [-(R_s + R_{ch})I_d + \omega(L_q + L_{ch})I_q] \\ SI_q = \frac{1}{L_q + L_{ch}} [-(R_s + R_{ch})I_q + \omega(L_d + R_{ch})I_d + \omega\Psi_f] \end{cases} \quad (\text{II-32})$$

Considérons le flux d'excitation ψ_f comme grandeur de commande, et les courants I_d, I_q

Comme variables d'état.

II.10.2.1. Equations d'état :

On cherche à obtenir un système d'équations sous forme d'équations d'état:

$$[x] = [A][x] + [B][v] \quad (\text{II-33})$$

$$[x] = [i_d \ i_q]^t, [v] = [0 \ \psi_f]^t \quad (\text{II-34})$$

Les équations (3-36), peuvent s'écrire sous la forme matricielle (II-31).

$$\begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s + R_{ch}}{L_d + L_{ch}} & \omega \frac{L_q + L_{ch}}{L_d + L_{ch}} \\ -\omega \frac{L_d + L_{ch}}{L_q + L_{ch}} & -\frac{R_s + R_{ch}}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \omega \Psi_f \end{bmatrix} \quad (\text{II-35})$$

On peut écrire les matrices [A] et [B] sous la forme :

$$[A] = \begin{bmatrix} -\frac{R_s + R_{ch}}{L_d + L_{ch}} & 0 \\ 0 & -\frac{R_s + R_{ch}}{L_q + L_{ch}} \end{bmatrix} + \omega \begin{bmatrix} 0 & \frac{L_q + L_{ch}}{L_d + L_{ch}} \\ \frac{L_d + L_{ch}}{L_q + L_{ch}} & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{II-36})$$

$$[B][V] = \omega \frac{1}{L_q + L_{ch}} \begin{bmatrix} 0 \\ \Psi_f \end{bmatrix} \quad (\text{II-37})$$

II.10.2.2. Résultats de simulation :

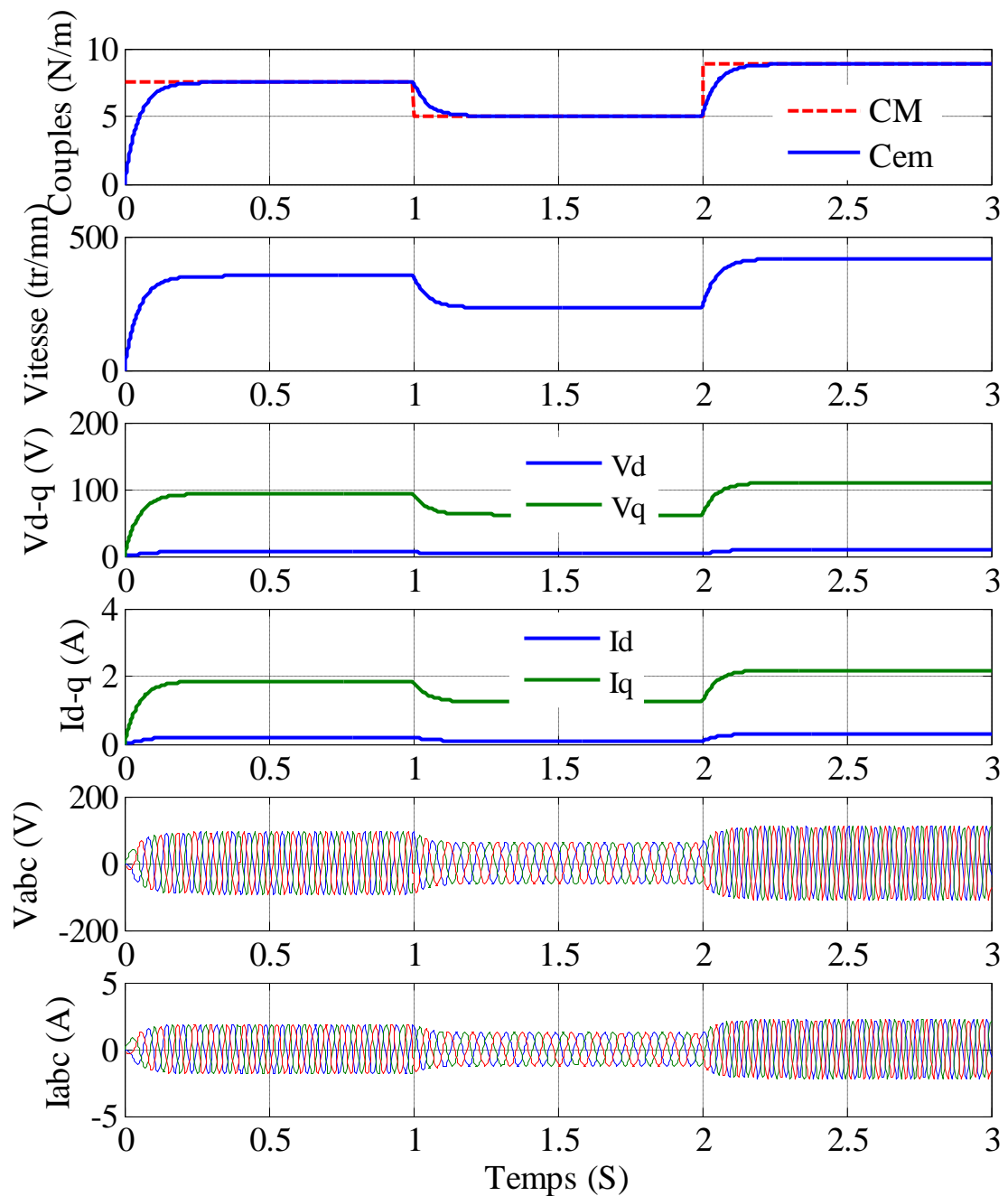


Figure II - 15 : GSAP sur une charge séparée.

Pour déduire l'effet de la charge électrique sur le comportement de la génératrice en Fonction de la puissance mécanique fournie, deux couples moteurs différents sont appliqués. On constate sur la figure (II-12) que la vitesse de la génératrice est faible et Loin de celle de synchronisme, ce qui traduit par des faibles fréquences de tension et courant. Ceci est expliqué par le fait que le couple Moteur appliqué est insuffisant.

En diminuant le couple moteur de 6.28 (Nm), à 4.2 (Nm), la vitesse mécanique varie de 277(tr/mn) jusqu'à 185(tr/mn). La tension et le courant diminuent Respectivement de 77.17 (V), à 51.6 (V), et de 1.54 (A), à 1.03 (A). Il est clair donc, que la Puissance électrique de la charge est directement liée à la puissance mécanique fournie.

II.10.3. L'influence d'une charge réelle sur une source parfaite :

On cherche à obtenir un système d'équations sous forme d'équation d'état :

$$\frac{d}{dt}[x] = [A][x] + [B][v] \quad (\text{II-38})$$

$$\frac{d}{dt}[y] = [C][x] + [D][v] \quad (\text{II-39})$$

Avec :

$$[x] = [I_d I_q]^t [v] = [V_d V_q \Psi_f]^t \quad (\text{II-40})$$

Les équations (II-31), peuvent s'écrire sous la forme matricielle (II-39):

$$\begin{bmatrix} I_{dS} \\ I_{qS} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_d} & w \frac{L_q}{L_d} \\ -w \frac{L_d}{L_q} & -\frac{R_s}{L_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{L_q} & w \frac{1}{L_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_d \\ V_q \\ \Psi_f \end{bmatrix} \quad (\text{II-41})$$

On peut écrire les matrices [A] et [B] sous la forme :

$$[A] = [A_1] + w[A_2] \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_d} & 0 \\ 0 & -\frac{R_s}{L_q} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & \frac{L_q}{L_d} \\ -\frac{L_d}{L_q} & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{II-42})$$

$$[B] = [B_1] + w[B_2] \begin{bmatrix} -\frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{L_q} & 0 \end{bmatrix} + w \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{L_q} \end{bmatrix} \quad (\text{II-43})$$

II.10.4. Résultats de simulation :

Connectée à une source parfaite de tension de valeur efficace de 100(V), on a appliqué à la génératrice un couple moteur aléatoire et suffisant égale à 23 (Nm), à l'instant $t=0$ (S). Après un instant de 1(S), on diminue ce couple jusqu'à 14 (Nm), avant de l'augmenter à nouveau à une valeur 27(Nm) à l'instant $t=2$ (s). On constate que la vitesse, le couple électromagnétique, et les courants statoriques ont pratiquement les mêmes formes d'allures, et sont stables en régime permanent.

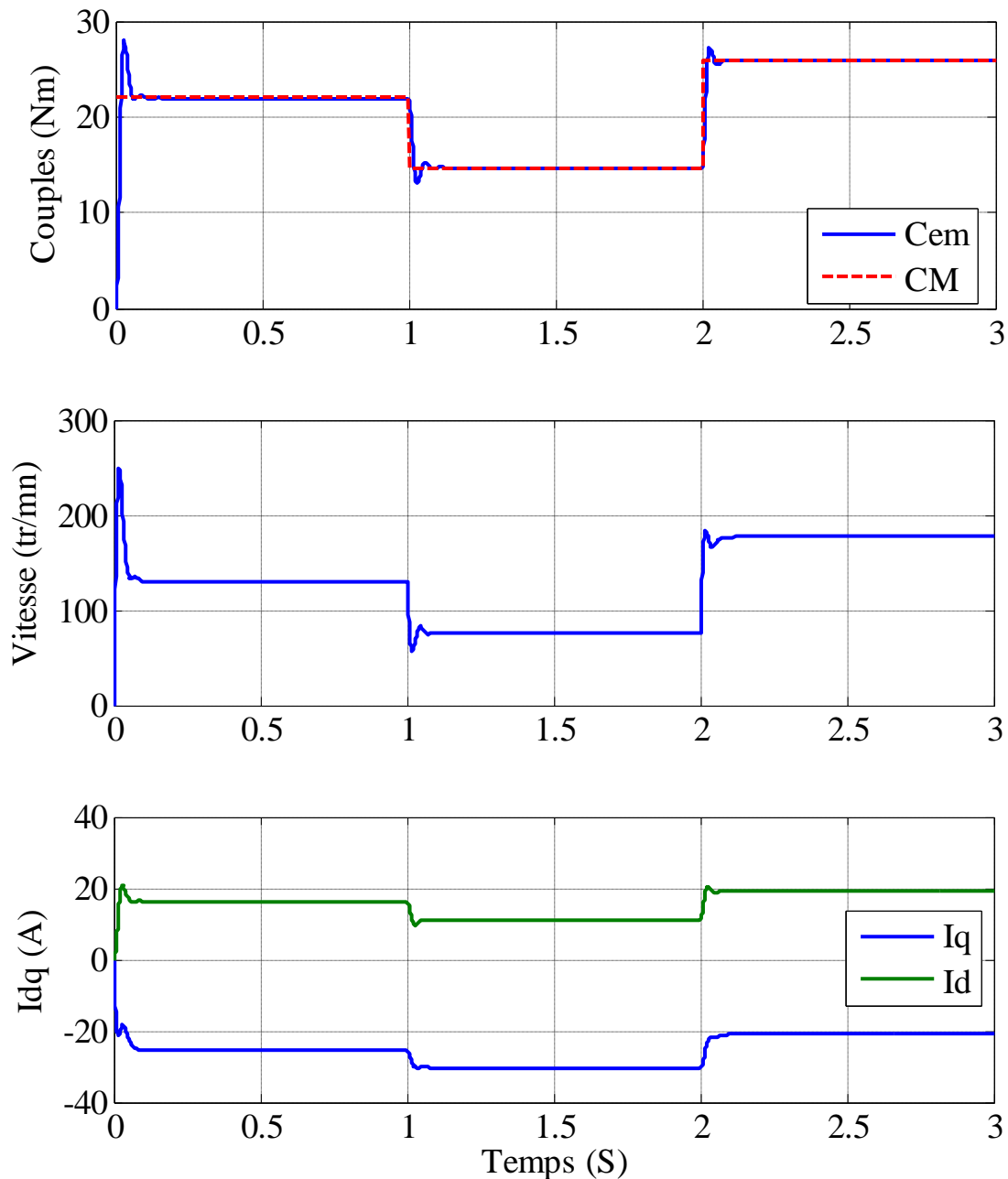


Figure II - 16 : GSAP connectée à une source parfaite de tension .

II.11. Conclusion :

Ce chapitre a été consacré à la modélisation et la simulation de la génératrice synchrone à aimants permanents. Après avoir présenté les types des aimants permanents, les caractéristiques des matériaux utilisés, la description de la machine synchrone à aimants permanents et les différentes structures rencontrées, nous avons établie, en premier lieu, les différentes équations de la machine électrique triphasée dans sa structure générale, avant d'arriver à un modèle définitif de la génératrice synchrone à aimants permanents utilisée au cours de ce travail. Ce modèle a été validé par des résultats de simulation à vide, en charge, et raccordé à une source parfaite de tension. Dans le chapitre suivant, on va raccorder l'aérogénérateur synchrone à aimants permanents avec une charge séparée via un chargeur de batterie.

Chapitre III

L'association aérogénérateur - Chargeur de batterie – Charge

Chapitre III : L'association aérogénérateur - Chargeur de batterie – Charge

III.1.Introduction :

La production de l'énergie électrique par les éoliennes a pour un seul objectif c'est de générer une tension de valeur efficace et fréquence fixes quel que soit la vitesse du vent et/ou la charge connectée. Pour arriver à atteindre notre objectif qui est de maintenir la tension constante à la sortie du redresseur, il existe plusieurs techniques de commande afin de pouvoir résoudre le problème. Dans ce chapitre on s'intéressera à la commande classique qui consiste à ramener le comportement de la génératrice synchrone à aimant permanents à un comportement similaire à celui de la machine à courant continu qui est considéré comme étant la machine la plus simple à commander, où nous allons détailler la méthode de commande vectorielle.

III.2.Modélisation du système de conversion de l'énergie éolienne :

III.2.1. Description du système étudié :

La structure du système étudié est illustrée sur la (figure III.1.) Elle est composée de l'association aérogénérateur - Redresseur triphasé à commande par MLI débitant sur une charge de type batterie.

Le convertisseur utilisé dans cette chaîne de conversion d'énergie éolienne est le redresseur triphasé à modulation de largeur des impulsions MLI, parce qu'il offre un control totalement réversible de la puissance instantanée. L'association du redresseur à commande par MLI avec l'aérogénérateur synchrone à aimants permanent permet un autopilotage direct du générateur en contrôlant les grandeurs électromécaniques tel que le couple ou la vitesse de rotation de la génératrice.

R : Représente la résistance de charge considérée.

i_R : Le courant consommé par de la charge.

i_{dc} : Le courant sortant du redresseur commandé.

i_c : Le courant de charge de la batterie.

Le chargeur de batterie composé par le redresseur à commande par MLI et le système de contrôle, fonctionne pour maintenir en permanence la tension de batterie constante en dépit de la vitesse de vent et la charge actuelle.

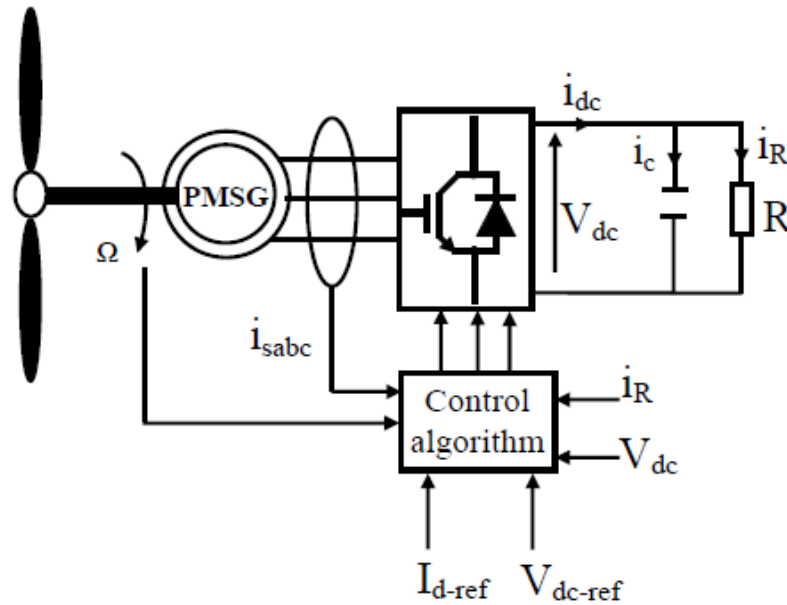


Figure III - 1: Aérogénérateur synchrone à aimants permanents débitant sur une batterie.

III.2.2. Modélisation de l'association Aérogénérateur - Redresseur triphasé à commande par MLI :

III.2.2.1. Introduction :

Parmi les convertisseurs les plus utilisés dans les chaînes de conversion d'énergie éolienne est le redresseur triphasé à modulation de largeur des impulsions MLI, parce qu'il offre un control totalement réversible de la puissance instantanée. L'association du redresseur à commande par MLI avec l'aérogénérateur synchrone à aimants permanent permet un autopilotage direct du générateur en contrôlant les grandeurs électromécaniques tel que le couple C_{em} ou la vitesse de rotation de la génératrice Ω [16], [17].

Les inconvénients de cette structure reposent sur la complexité du montage qui comporte trois bras complets donc six interrupteurs et la commande nécessitant généralement un capteur mécanique de position. De plus, ce montage est survolteur et la tension du bus continu doit être supérieure à la tension composée de la génératrice obtenue à vitesse de rotation (vent) maximale [18], [16].

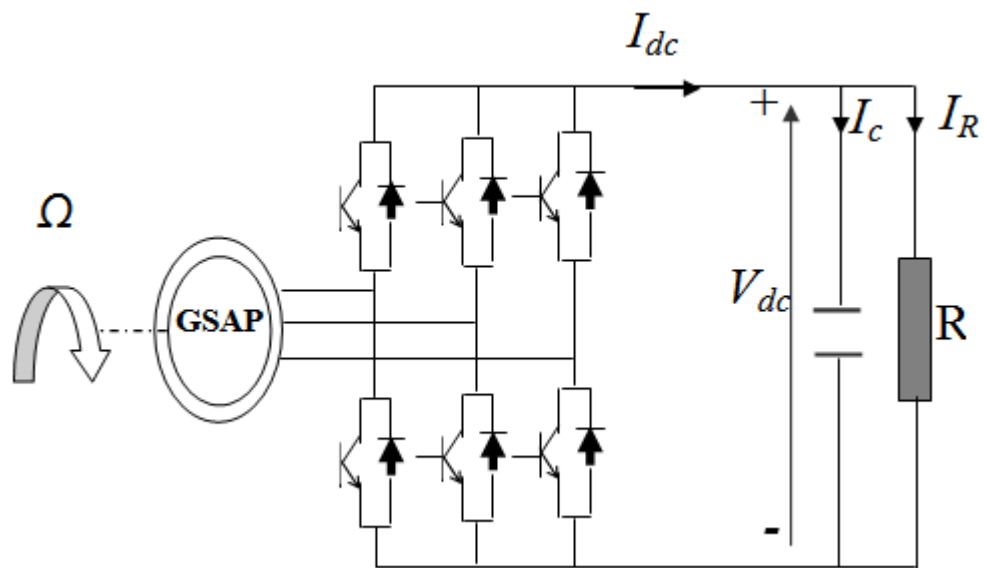


Figure III - 2 : Structure de la chaîne éolienne associée à un Redresseur à commande par MLI.

III.2.2.2. Stratégie de commande de la génératrice synchrone à aimants permanents :

La (figure III.3) illustre les fonctions de la commande de la **GSAP** qui sont:

- 1- Calcule du couple électromagnétique de référence
- 2- Commande vectorielle de la GSAP
- 3- Conception des régulateurs
- 4- Contrôle du convertisseur MLI.

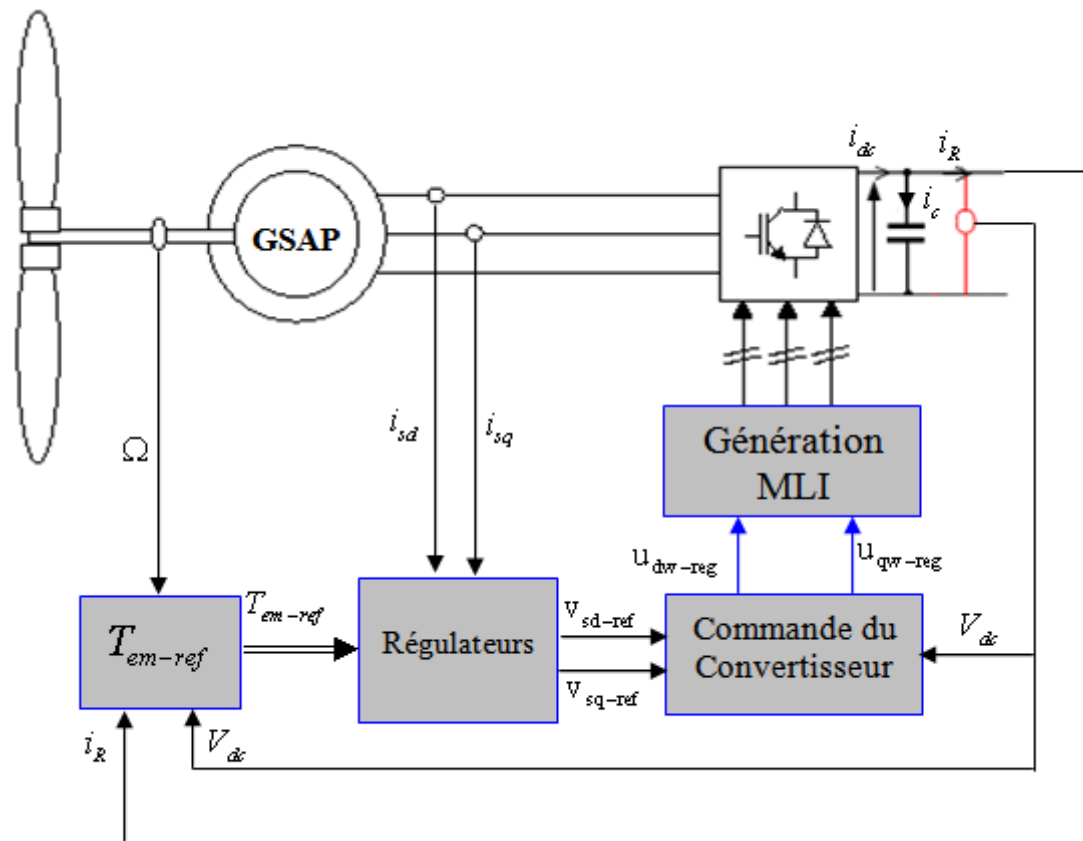


Figure III - 3 : Commande de la génératrice synchrone à aimants permanents.

III.3. Calcul du couple électromagnétique de référence :

L'objectif des régulateurs utilisés est de contrôler la tension de la batterie V_{dc} . En considérant la tension de référence de la batterie, et puisque le condensateur associé ne consomme pas du réactif, le courant i_c n'a qu'une composante inductive. Il est possible d'exprimer la puissance active de référence par la formule :

$$P_{ref} = V_{dc} \cdot i_{dc} = V_{dc} \cdot i_R = \frac{V_{dc}^2}{R} \quad (\text{III-01})$$

En négligeant les différentes pertes, l'expression du couple électromagnétique de référence peut s'écrire sous la forme :

$$C_{em-ref} = \frac{P_{ref}}{\Omega} \quad (\text{III-02})$$

III.4. Commande en couple de la GSAP :

III.4.1. Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents :

La commande vectorielle est une méthode qui traite la technique de contrôle des machines alternatif. Son principe consiste à éliminer le couplage entre l'inducteur et l'induit en dissociant le courant statorique en deux composantes (I_{ds} , I_{qs}) en quadrature dans un référentiel lié au champs tournant de façon que l'une des composantes (I_{qs}) commande le couple et l'autre (I_{ds}) commande le flux, ce qui permet d'obtenir un fonctionnement comparable à celui d'une machine à courant continu, à excitation séparée [19].

La commande de la génératrice est basée sur un pilotage vectoriel classique avec capteur de position. Le champ magnétique d'excitation dans une machine synchrone est produit par le rotor. Ce champ magnétique tourne avec une vitesse angulaire égale à la vitesse de rotation électrique $p\Omega$. Un autre champ magnétique tournant est appelé la réaction de l'induit est produit par les enroulements de stator.

La vitesse de rotation est liée à la pulsation du champ tournant par la relation:

$$\Omega = \frac{\omega}{p} \quad (\text{III-03})$$

Où p est le nombre de paires de pôles de la machine. Si on suppose un fonctionnement de la machine à vide et sans pertes, seul le flux magnétique d'excitation apparaît. La commande vectorielle classique consiste à aligner un des deux axes du repère de Park, généralement l'axe direct (d) selon ce vecteur tournant composé par le champ d'excitation [20].

Lorsque la machine est chargée, une réaction d'induit apparaît et déplace le flux d'excitation. Le couple électromagnétique et la vitesse de rotation dépendent donc des courants statorique et du flux magnétique. Comme nous avons vu dans le chapitre 1, le modèle de la machine synchrone à aimants permanents dans le repère de Park est donné par les équations différentielles:

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s I_{sd} + \frac{d\psi_{sd}}{dt} - \omega\psi_{sq} \\ V_{sq} = R_s I_{sq} + \frac{d\psi_{sq}}{dt} + \omega\psi_{sd} \end{cases} \quad (\text{III-04})$$

$$\text{Avec: } \begin{cases} \psi_{sd} = L_{sd} i_{sd} + \psi_f \\ \psi_{sq} = L_{sq} i_{sq} \end{cases} \quad (\text{III-05})$$

L'expression du couple électromagnétique est donnée par :

$$C_{em} = \frac{3}{2} P [\psi_{sd} i_{sq} - \psi_{sq} i_{sd}] \quad (\text{III-06})$$

Pour une machine synchrone à pôles lisse on a :

$$L_{sd} = L_{sq} = L_s \quad (\text{III-07})$$

En passant en écriture complexe on a :

$$\underline{v}_s = R_s \underline{i}_s + L_s \cdot \frac{d\underline{i}_s}{dt} + j(\omega \underline{\psi}_s) \quad (\text{III-08})$$

A vide, les courants sont nuls:

$$\underline{i}_s = \underline{i}_{sd} = \underline{i}_{sq} = 0 \quad (\text{III-09})$$

Donc:

$$\underline{v}_s = j(\omega \underline{\psi}_s) \quad (\text{III-10})$$

Et:

$$\psi_s = \psi_{sd} = \psi_f \quad (\text{III-11})$$

Alors:

$$\underline{v}_s = \underline{E}_0 = \underline{v}_{sq} \quad (\text{III-12})$$

La force électromotrice de la génératrice est donnée par :

$$E_0 = \omega \psi_f = p \cdot \Omega \psi_f \quad (\text{III-13})$$

Parmi les stratégies de commande vectorielle appliquées à une machine synchrone, celle qui consiste à imposer une référence du courant direct (I_{sd}) à zéro est la plus répondeue. Ce choix est justifié dans le but d'éviter la démagnétisation des aimants permanents due à la réaction d'armature selon l'axe (d) [15].

Le couple électromagnétique est donné donc par l'expression :

$$C_{em} = \frac{3}{2} P \cdot \psi_f i_{sq} \quad (\text{III-14})$$

L'expression du courant de référence i_{sq} est donnée donc par:

$$i_{sq-ref} = \frac{2}{3 \cdot p \cdot \psi_f} C_{em-ref} = \beta \cdot C_{em-ref} \quad (\text{III-15})$$

$$\beta \text{ est un constant donné par : } \beta = \frac{2}{3 \cdot p \cdot \psi_f} \quad (\text{III-16})$$

A flux d'excitation émis par les aimants, il est donc possible de réguler le couple électromagnétique en contrôlant le courant i_{sq} tandis que le courant i_{sd} est asservi à zéro.

III.4.2. Synthèse de correcteurs PI des courants Id Iq :

On propose de mettre en œuvre en premier lieu des régulateurs de type PI dans la structure de commande. Les équations du modèle mathématique de la machine synchrone à aimants permanents peuvent être écrites par la forme :

$$\begin{cases} V_{sd}(p) = R_s \cdot I_{sd}(p) + P \cdot L_s \cdot I_{sd}(p) - \omega \cdot \psi_{sq}(p) \\ V_{sq}(p) = R_s \cdot I_{sq}(p) + P \cdot L_s \cdot I_{sq}(p) + \omega \cdot \psi_{sd}(p) \end{cases} \quad (\text{III-17})$$

Les termes de couplage en $E_{dq} = \omega \cdot \psi_{sdq}$ sont considérés comme des perturbations mesurables. La fonction de transfert de la machine peut s'écrire sous la forme :

$$G_s(p) = \frac{1}{R_s + L_s p} = \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1 + T_e \cdot p} \quad (\text{III-18})$$

$$G_s(p) = \frac{I_{sd,q}(p)}{V_{sd,q}(p) + E_{d,q}(p)} \quad (\text{III-19})$$

Avec la constante de temps électrique:

$$T_e = \frac{L_s}{R_s} \quad (\text{III-20})$$

Les boucles de régulation se présentent alors sous la forme du schéma donné sur la (figure.III.4), (Le schéma est identique pour la boucle de courant dans l'axe(q)).

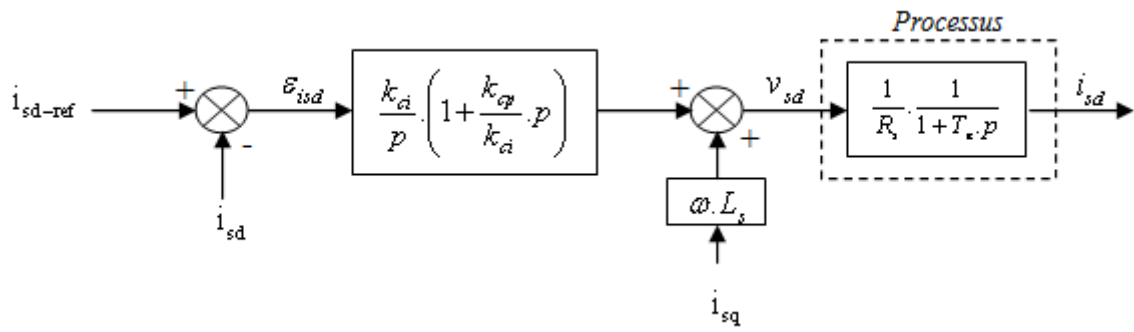


Figure III - 4: Boucle de régulation de courant.

En boucle ouverte la fonction de transfert est donnée par :

$$G_o(p) = \frac{k_{ci}}{p} \left(1 + \frac{k_{cp}}{k_{ci}} \cdot p \right) \cdot \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1 + T_e \cdot p} \quad (\text{III-21})$$

Les paramètres du régulateur sont déterminés par la méthode de la compensation du pôle en boucle ouverte. Ainsi, les constantes de temps sont égales à :

$$T_0 = T_e = \frac{k_{cp}}{k_{ci}} \quad (\text{III-22})$$

En boucle fermée, la fonction de transfert devient :

$$G(p) = \frac{G_o(p)}{1 + G_o(p)} = \frac{1}{1 + \frac{R_s}{k_{ci}} \cdot p} = \frac{1}{1 + T_f \cdot p} \quad (\text{III-23})$$

En boucle fermée la constante de temps T_f est donc égale à :

$$T_f = \frac{R_s}{k_{ci}} \quad (\text{III-24})$$

Alors :

$$k_{ci} = \frac{R_s}{T_f} \quad (\text{III-25})$$

Le coefficient proportionnel k_{cp} se déduit donc des expressions précédentes :

$$k_{cp} = \frac{L_s}{T_f} \quad (\text{III-26})$$

La (figure III.5) illustre la stratégie de commande en couple, elle comporte les boucles de régulation de courants et le découplage des tensions.

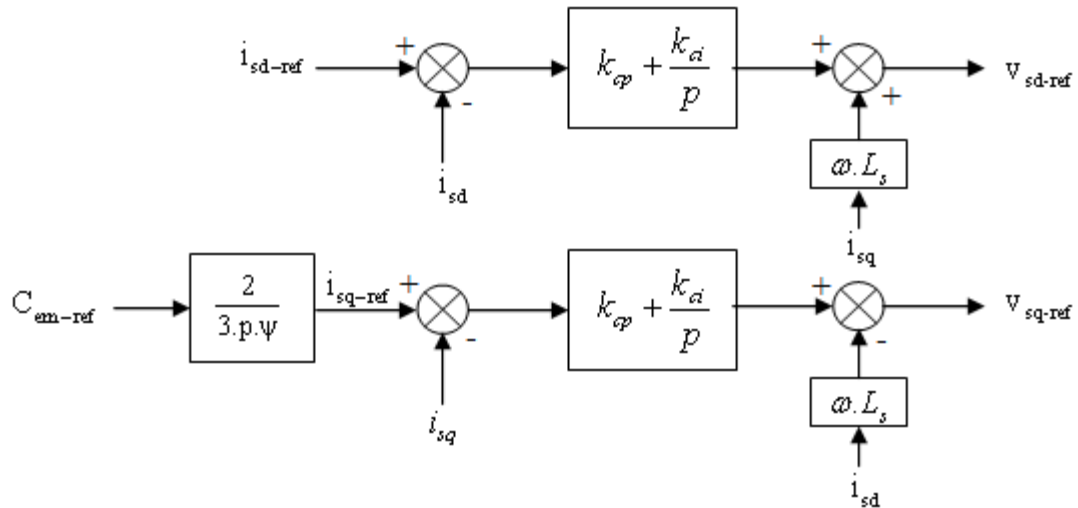


Figure III - 5 : stratégies de commande en couple de GSAP.

Les tensions de références générées v_{sd} , v_{sq} sont utilisées en suite dans la modélisation du redresseur à commande par MLI.

III.4.3. Conception du régulateur PI de la tension Vdc :

$$I_{dc} = I_c + I_R \quad (\text{III-27})$$

$$I_{dc} = c \frac{dV_{dc}}{dt} + I_R \quad (\text{III-28})$$

$$I_{dc} = c \frac{dV_{dc}}{dt} + \frac{V_{dc}}{R} \quad (\text{III-29})$$

$$I_{dc}(s) = c \left(s + \frac{1}{Rc} \right) V_{dc}(s) \quad (\text{III-30})$$

$$\frac{V_{dc}(s)}{I_{dc}(s)} = \frac{1}{c \left(s + \frac{1}{Rc} \right)} \quad (\text{III-31})$$

$$FTBO = \left(K_p + \frac{K_i}{s} \right) \left(\frac{1}{c(s + \frac{1}{Rc})} \right) \quad (\text{III-32})$$

$$FTBO = \left(\frac{K_p s + K_i}{s} \right) \left(\frac{1}{c(s + \frac{1}{Rc})} \right) \quad (\text{III-33})$$

$$FTBO = \frac{K_p (s + \frac{K_i}{K_p})}{cs(s + \frac{1}{Rc})} \quad (\text{III-34})$$

En utilisant la méthode de compensation du pole, on aura :

$$\frac{K_i}{K_p} = \frac{1}{Rc} \quad (\text{III-35})$$

La fonction de transfert n boucle fermée est donc :

$$FTBF = \frac{\frac{K_p}{cs}}{\frac{K_p}{cs} + 1} = \frac{K_p}{K_p + cs} = \frac{1}{1 + \frac{c}{K_p}s} = \frac{1}{1 + T_f s} \quad (\text{III-36})$$

Alors:

$$\frac{c}{K_p} = T_f \quad (\text{III-37})$$

$$\begin{cases} K_p = \frac{c}{T_f} \\ \frac{K_i}{K_p} = \frac{1}{Rc} \end{cases} \quad (\text{III-38})$$

$$K_i = \frac{1}{Rc} \cdot K_p \quad (\text{III-39})$$

$$K_i = \frac{1}{Rc} \cdot \frac{c}{T_f} \quad (\text{III-40})$$

$$K_i = \frac{1}{R.T_f} \quad (\text{III-41})$$

La boucle de régulation de la tension V_{dc} :

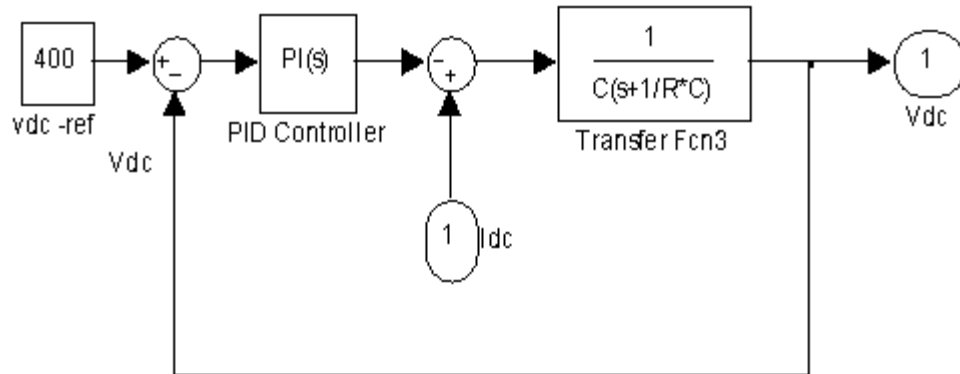


Figure III - 6 : La boucle de régulation de la tension V_{dc} par régulateur PI.

III.5. Modèle continu équivalent du convertisseur de puissance :

Les éléments du système global étudié étant de natures différentes. La génératrice et le réseau sont des systèmes continus, tandis que les convertisseurs sont de natures discrètes. Pour tels systèmes, le développement de modèle continu équivalent est plus pratique pour l'analyse du comportement dynamique et la synthèse des régulateurs [21].

L'utilité essentielle de cette modélisation réside dans la limitation du temps de simulation, ce qui permet d'étudier le comportement dynamique global des éoliennes en considérant les fluctuations du vent sur une grande période. Cependant, le modèle continu équivalent ne permet pas de prédire les harmoniques de courant et de tension, puisque la fréquence de commutation des semi-conducteurs n'est pas prise en compte [22].

Les tensions simples modulées par le redresseur à commande par MLI dans le repère de Park (v_{sd} et v_{sq}) dépendent des tensions de réglage du convertisseur u_{dw-reg} et u_{qw-reg} par les relations[5]:

$$v_{sd} = u_{dw-reg} \cdot \frac{u_{bat}}{2} \quad (\text{III-42})$$

$$v_{sq} = u_{qw-reg} \cdot \frac{u_{bat}}{2} \quad (\text{III-43})$$

u_{dw-reg} et u_{qw-reg} sont les composantes : directe et quadrature des tensions de réglage du convertisseur.

Les tensions simples modulées sont données par [5]:

$$\begin{pmatrix} v_{s1} \\ v_{s2} \end{pmatrix} = P[(\psi)]^{-1} \cdot \begin{pmatrix} v_{sd} \\ v_{sq} \end{pmatrix} \quad (\text{III-44})$$

$P[(\psi)]^{-1}$ est la matrice transposée de la matrice de Park en deux dimensions définie par :

$$[P(\psi)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{pmatrix} \cos(p.\psi) & \cos(p.\psi - \frac{2.\pi}{3}) \\ -\sin(p.\psi) & -\sin(p.\psi - \frac{2.\pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (\text{III-45})$$

Le courant modulé par le convertisseur a pour expression [23] [5]:

$$i_{dc} = \frac{1}{2} \cdot (u_{dw-reg} \cdot i_{sd} + u_{qw-reg} \cdot i_{sq}) \quad (\text{III-46})$$

i_{sd} et i_{sq} sont les composantes directe et en quadrature des courants à l'entrée du redresseur [5]:

$$\begin{pmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \end{pmatrix} = P[(\psi)] \cdot \begin{pmatrix} i_{s1} \\ i_{s2} \end{pmatrix} \quad (\text{III-47})$$

III.6.Limites de fonctionnement du convertisseur MLI :

Le redresseur à commande par MLI étant de nature survolteur, son bus continu doit être de tension suffisamment haute pour assurer le pilotage de la génératrice à vitesse (Fem) maximale. L'association machine synchrone – redresseur MLI à six interrupteurs – batterie, doit satisfaire un niveau de tension du bus continu suffisamment élevé pour que la commande de la machine puisse être réalisée. Dans le cas des fortes valeurs de la vitesse du vent, la tension aux bornes de la génératrice devient élevée selon la vitesse de rotation comme l'indique l'équation (II-49).

$$E_{ab}^{max} = \sqrt{3} p . \Omega . \psi_f \quad (\text{III-48})$$

La condition de commandabilité du redresseur définie par la relation (III-50), impose le minimum de la tension du côté du bus continu en fonction de la tension composée maximale aux bornes de la machine [5].

$$U_{bat} \geq E_{ab}^{max} \quad (\text{III-49})$$

Alors:

$$U_{bat} \geq \sqrt{3} p \cdot \Omega \cdot \psi_f \tag{III-50}$$

En supposant que le système travaille au point optimal, alors la vitesse optimale de rotation en fonction de la vitesse du vent est définie par l'équation (III-52). La tension minimale du bus continu peut être ainsi déterminée en fonction de la vitesse du vent [2] :

$$U_{bat} \geq \sqrt{3} p \cdot \psi_f \cdot \frac{\lambda_{opt}}{R} \cdot V_v \tag{III-51}$$

Cette tension qui fait l'hypothèse d'un fonctionnement à l'optimum ($\lambda = \lambda_{opt}$), doit être dimensionnée au-delà de cette valeur calculée pour avoir une marge de manœuvre dans le cas de dépassements temporaires de la vitesse du vent, et pour tenir compte des chutes de tension dans les interrupteurs du convertisseur. La tension de batterie choisie dans notre cas est 400v.

Le schéma complet de commande vectorielle de GSAP associée au convertisseur MLI est représenté sur la (figure III.7)

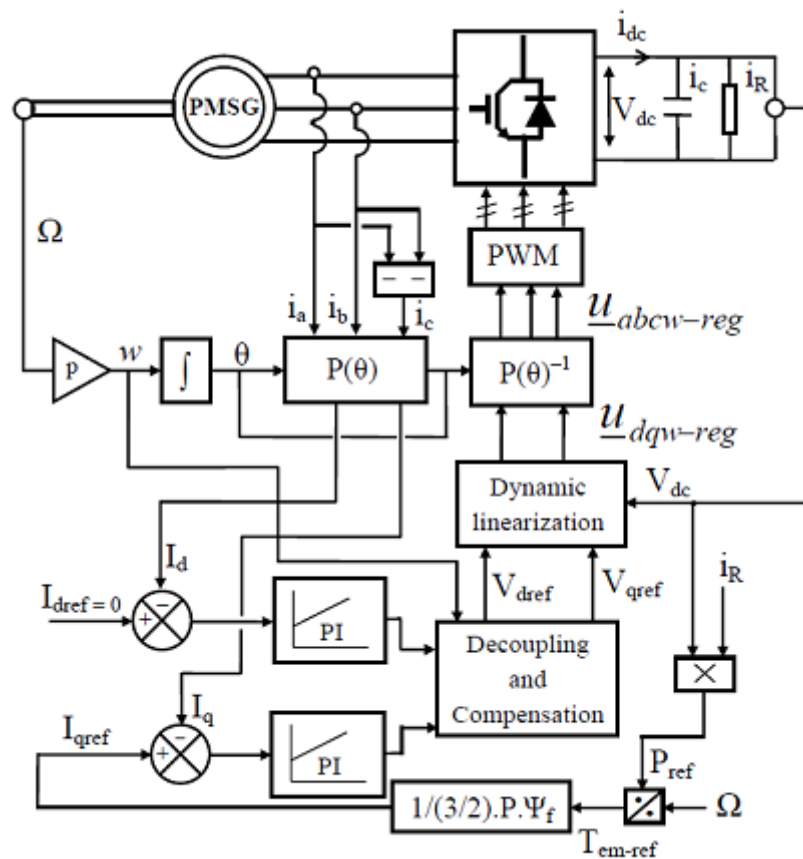


Figure III - 7 : Schéma complet de commande vectorielle de GSAP associée au convertisseur MLI.

III.7. Résultats de simulation:

Pour évaluer les performances des deux régulateurs utilisés, le modèle de simulation est soumis aux variations instantanées des deux paramètres :

- ❖ La vitesse du vent
- ❖ La charge

Durant la simulation tendue sur une période de 14 seconds, on va appliquer l'allure aléatoire du vent illustré sur la figure III.8. La charge initiale est fixée à la valeur $R1=200\Omega$ entre l'instant $t=1s$ et l'instant $t=8s$. En vue de visualiser l'influence de la charge sur les grandeurs électriques du système, et estimer ainsi nos régulateurs PI, on applique une charge plus grande que la première, $R2=1000\Omega$. On remarque que l'influence de la vitesse du vent, et par conséquent, la vitesse de rotation du générateur est insignifiante sur la tension continue de la batterie V_{dc} qui reste proche de la tension de référence 400V, à l'exception de quelques harmoniques négligeables. Par contre, on remarque que la variation de charge affecte nettement la tension redressée avec un dépassement avoisinant 20% (500 v) avant de se stabilise à la valeur de référence. Une variation de charge affecte la valeur de la puissance demandée, directement liée à la tension V_{dc} , et donc la composante du courant statorique I_q qui directement lié au couple électromagnétique de la génératrice. Les courants statoriques I_d , et I_q suivent leurs références avec des harmoniques remarquables.

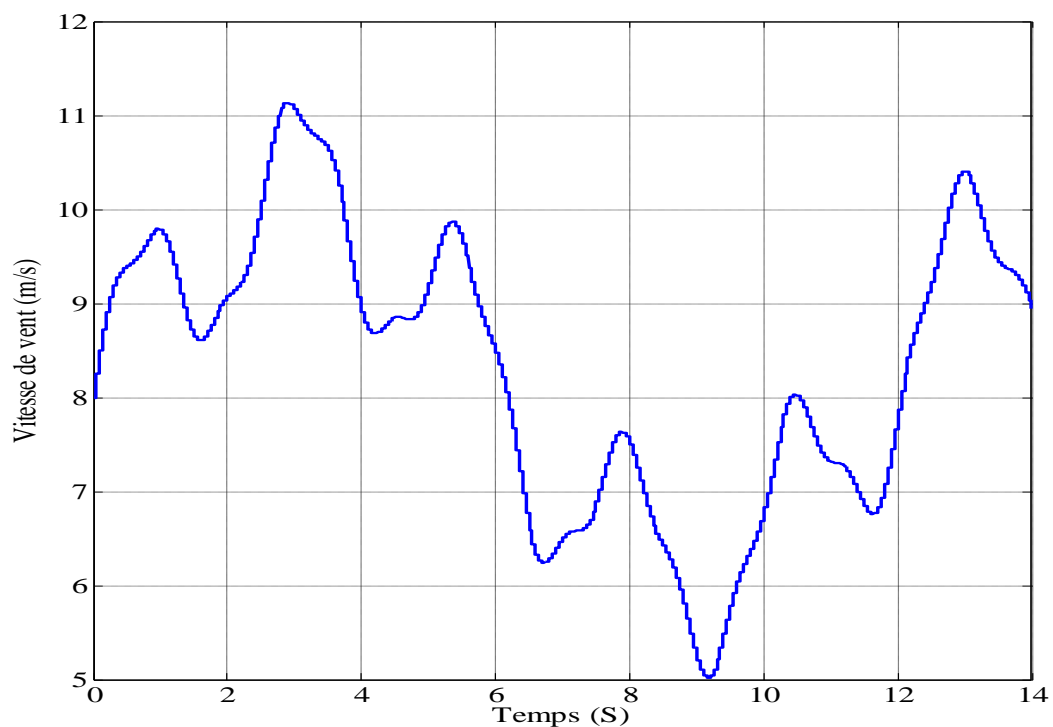


Figure III - 8: Profil du vent .

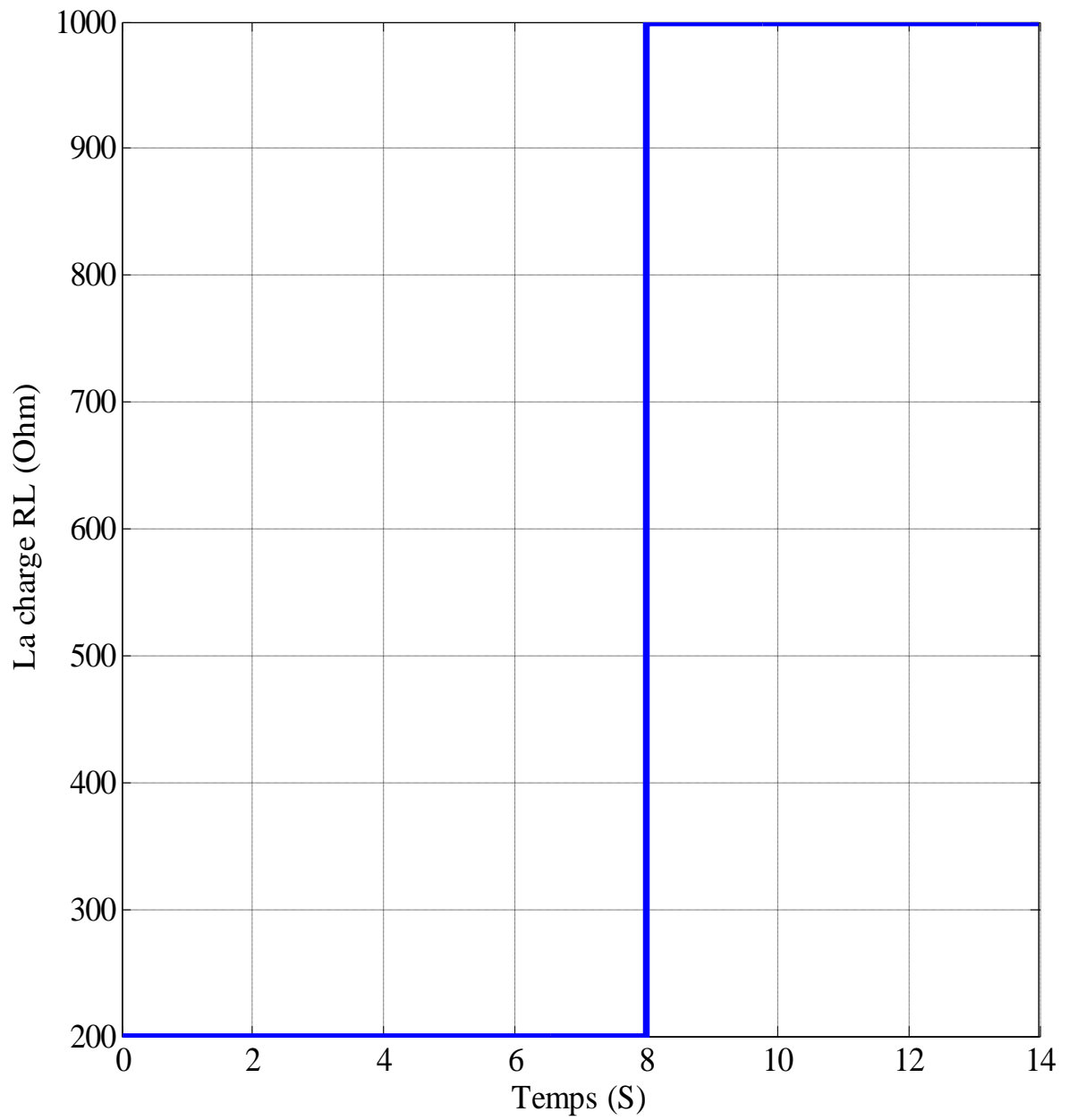


Figure III - 9 : charge appliquées.

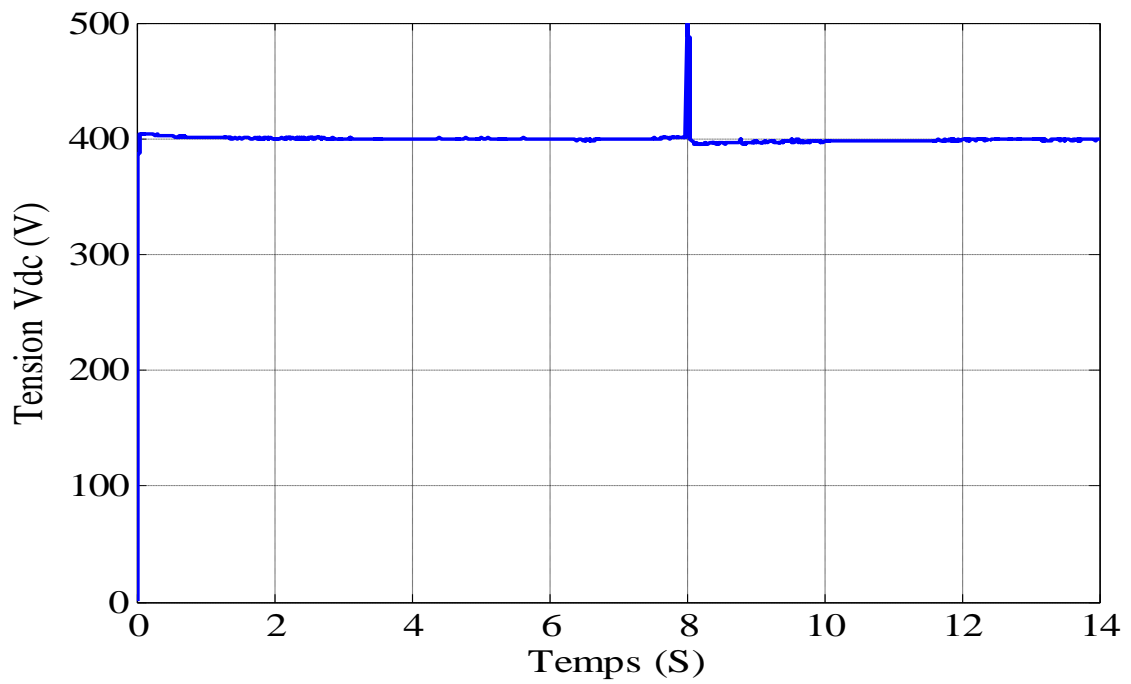
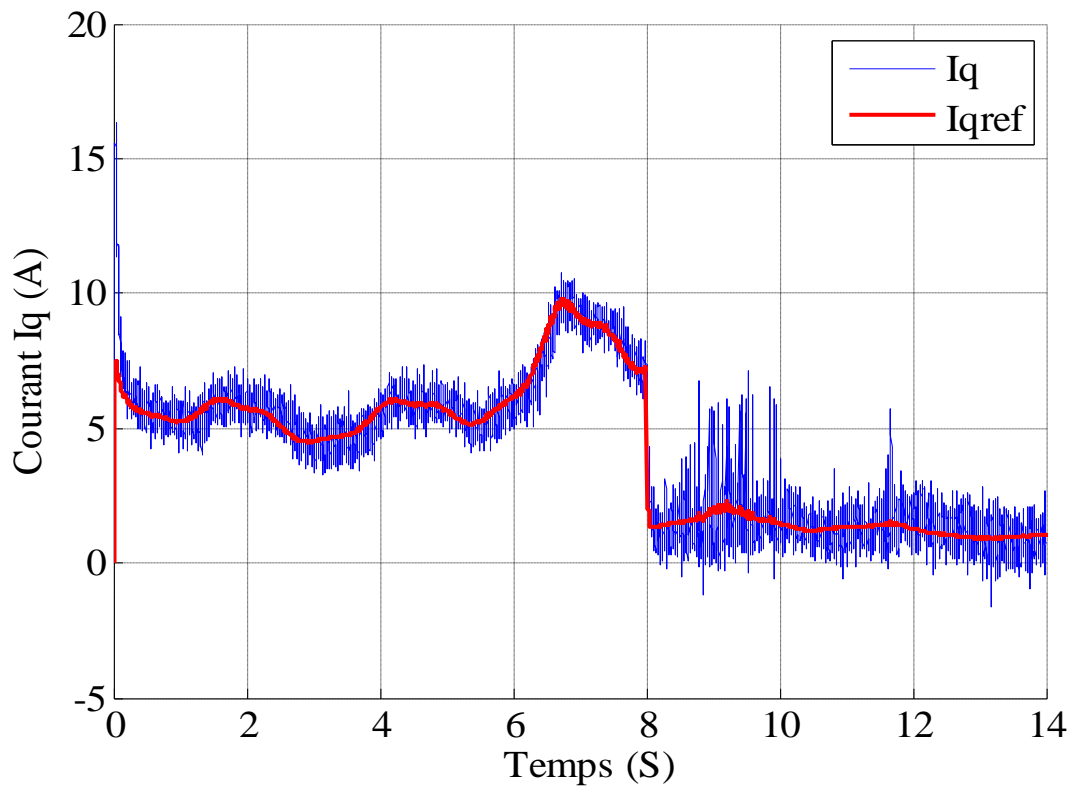


Figure III - 10 :Tension Vdc.

Figure III - 11: Courant I_q .

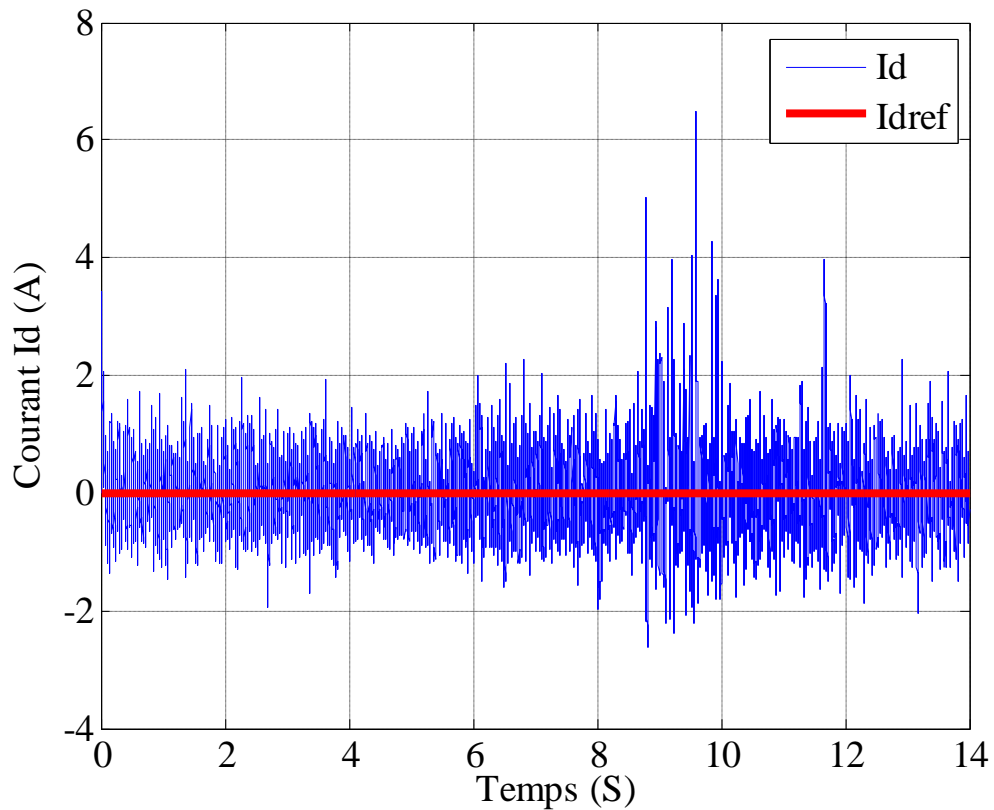


Figure III - 12 : Courant Id.

III.8. Conclusion :

Dans ce chapitre on a étudié l'influence de la variation de la vitesse et de la charge, en appliquant la commande vectorielle sur la génératrice synchrone à aimants permanents en utilisant des régulateurs classiques de type PI. On a d'abord présenté le principe de cette commande et sa description. Puis, on a élaboré et appliqué le modèle de la commande vectorielle. Enfin, on a présenté et discuté les résultats de la simulation. On a conclu que cette dernière est peu sensible à la variation de la vitesse contrairement à la variation de la charge où elle est très influencée.



Conclusion Générale

Conclusion Générale :

Ce mémoire présente une modélisation et contrôle d'un système éolien à vitesse variable à base d'un générateur synchrone à aimants permanents, qui débite sur une charge séparée via un chargeur de batterie. L'apport envisagé avec ce travail est de concevoir un chargeur de batterie, en utilisant des régulateurs adéquats, et une stratégie de contrôle, permettant de maintenir une tension continue constante, en dépit des variations de la vitesse de vent et la charge.

Après avoir déduit les caractéristiques aérodynamiques principales de la turbine, les différentes zones de fonctionnement et les stratégies de contrôle utilisées ont été présentées. La zone particulière, où la maximisation de l'énergie extraite du vent est effectuée a été détaillée. Les algorithmes de maximisation de puissance ont été validés par des résultats de simulation.

Le deuxième chapitre a traité les généralités sur la machine synchrone et on s'est focalisé plus précisément sur le choix des machines synchrones à aimants permanents qui apparaît comme une solution technologique pertinente. Dans la dernière partie de ce chapitre, nous avons traité la modélisation de la machine synchrone à aimants permanents en se basant sur les équations électriques et mécaniques régissant son comportement dynamique. Puis modèle de la GSAP a été par les résultats de simulation à vide, avec charge séparée, et raccordé sur une source parfaite de tension.

Enfin, une modélisation a été élaborée des différents éléments de la chaîne éolienne selon une structure de conversion d'énergie choisie constituée d'une machine synchrone à aimants permanents, pilotée par le stator par un convertisseur contrôlé par MLI, un bus continu placé en aval de ce convertisseur, garde par un control adéquat une tension constante.



**REFERENCES
BIBLIOGRAPHIQUES**

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES :

- [1] **P. Leconte, M. Rapin, E. Széchenyi**, « Éoliennes », Techniques de l'Ingénieur, BM 4 640.
- [2] **Dr. Gary L. Johnson** « Wind Energy Systems », Chapter 4-Wind Turbine Power, Nov, 2001
- [3] **Guy Cuntz** « Eoliennes et aérogénérateurs, guide de l'énergie éolienne », © Edisud, Aixen- Provence, 2001, www.edisud.com
- [4] **A. B. Raju, K. Chatterjee, B. G. Fernandes** « A Simple Maximum Power Point Tracker for Grid connected Variable Speed Wind Energy Conversion System with Reduced Switch Count Power Converters », 0-7803-7754-0/03/\$17.00 ©2003 IEEE
- [5] **Mayouf Messaoud** « la modélisation de l'aérogénérateur synchrone à aimant permanent », thèse de magister de l'université de Batna, 13-02-2008.
- [6] **A.M. El Refaie, T.M. Jahns, D.W. Novotny** « Analysis of Surface Permanent Magne Machines with Fractional Slot Concentrated Windings », IEEE Transactions on Energy Conversion 2006.
- [7] **A.Parviainen, A.Piispanen**, « “Axial Flux Induction Electrical Machine”», World Wilde Patent, Patent Number 3048723; 2008.*
- [8] **V.Courtecuisse** « Supervision d'une centrale multi source à base d'éoliennes et de stockage d'énergie connectée au réseau électrique. », Thèse Doctorat de l'école nationale supérieure d'arts et métiers. Spécialité : Génie Electrique. 20 Novembre 2008.
- [9] **A. MIRECKI** « Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance », Thèse de doctorat de L'institut national polytechnique de Toulouse le 5 avril 2005.
- [10] **P.R.Johansen, D.Patterson, C.O'Keefe, J.Swenson** « The use of an axial flux permanent magnet in wheel direct drive in an electric bicycle », World Renewable Energy Conference, Perth, Australia, 2001, vol.22,n°123, pp 151-157.
- [11] **Rachid Abdessemed** « Modélisation Et Simulation Des Machine Electrique » Un Livre ,
- [12] **BELABED Mohammed ,BENYAHIA Tariq** « Étude d'une chaîne de conversion d'énergie éolienne à base d'une génératrice synchrone à aimants permanents.» Mémoire de Fin d'Etudes en vue de l'obtention du diplôme de Master (LMD) un i v e r s i t e d r . t a h a r m o u l a y d e s a ï d a

- [13] **B. N. Mobarkah**, « Commande vectorielle sans capteur mécanique des machines synchrones à aimants : Méthodes, Convergence, Robustesse, Identification 'en ligne' des paramètres », thèse de doctorat de l'Université de Téhéran, Iran. Décembre 2001
- [14] **F.Poitier**. « étude et commande de génératrice asynchrone pour l'utilisation de l'énergie éolienne. » thèse de doctorat de l'université de NANTE ,2003
- [15] **Gabriel-Octavian Cimuca**, «Système inertiel de stockage d'énergie associé à des générateur éoliens »,Thèse doctorat de l'école nationale supérieure d'arts et métiers, centre de Lille, France, N° ordre: 2005-27
- [16] **S. Vijayalakshmi , Saikumar .S, Saravanan .S,R.V.Sandip, V. Sridhar**, «Modeling and control of a Wind Turbine using Permanent Magnet Synchronous Generator»,International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST), Vol. 3 No. 3 March 2011
- [17] **M.Yin, G. Li, M. Zhou, C. Zhao**, «Modeling of the Wind Turbine with a Permanent Magnet Synchronous Generator for Integration» 1-4244-1298-6/07/2007 IEEE.
- [18] **M.Adem**, « Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance ». thèse de doctorat de l'institut national polytechnique de Toulouse.Avril 2005.
- [19] **A. Cimpoeru**, «Encoderless Vector Control of PMSG for Wind Turbine Applications» Thèse de Master, 2010,Université d' Aalborg , Institut des Technologies d'Energie.
- [20] **W. Kaewjinda1, M. Konghirun2**, «Vector Control Drive of Permanent Magnet synchronous Motor Using Resolver Sensor», ECTI Transactions on Electrical Eng, Electronics, and Communications vol.5, no.1 February 2007
- [21] **S. El Aimani, B. Fran ,cois, B. Robyns**, « Modélisation de générateurs éoliens à vitesse variable Connectés à un bus continu commun» Forum International sur les Energies Renouvelables, FIER 2002, T'etouan, Maroc, 8-10 mai 2002.
- [22] **S. El Aimani**, « Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension », thèse de doctorat de l'école centrale de Lille (ECL) , 2005.
- [23] **D.Morales, J.C. Vannier**, «Unit Sizing of Small Hybrid Renewable Energy Conversion Systems under Uncertainty», Proc. of the International Conference on Electric Machines, Poland, 2004



ANNEXES

ANNEXES

ANNEXE A : Paramètres de simulation .

<i>Elément de la chaîne de Conversion éolienne</i>	<i>Valeur numérique</i>	<i>Signification</i>
<i>Turbine éolienne</i>	$\rho=1.08$	Masse volumique de l'air (Kg/m^3)
	$R=3$	Rayon de l'éolienne (m)
	$G=1$	Gain du multiplicateur de vitesse
	$\Omega_0=20$	Vitesse initiale (rd/s)
<i>Génératrice synchrone A aimants permanents</i>	$Pn=10$	Puissance nominale (Kw)
	$Rs=3$	Résistance statorique (Ω)
	$L_d=0.035$	Inductance statorique selon l'axe d (H)
	$L_q=0.035$	Inductance statorique selon l'axe q (H)
	$\psi_f = 0.3$	Flux des aimants permanents (Wb)
	$P=6$	Nombre de paires de pôles
	$J=0.001$	Inertie de l'ensemble turbine et génératrice ($Kg.m^2$)
<i>Redresseur</i>	$L_{sr}=0.001$	Inductance entre génératrice et redresseur (H)
<i>Bus continu</i>	$U_{dc}=400$	Tension nominale du bus continu (V)
	$C=33$	Capacité équivalente (μf)

ANNEXE B : schémas blocs de simulation

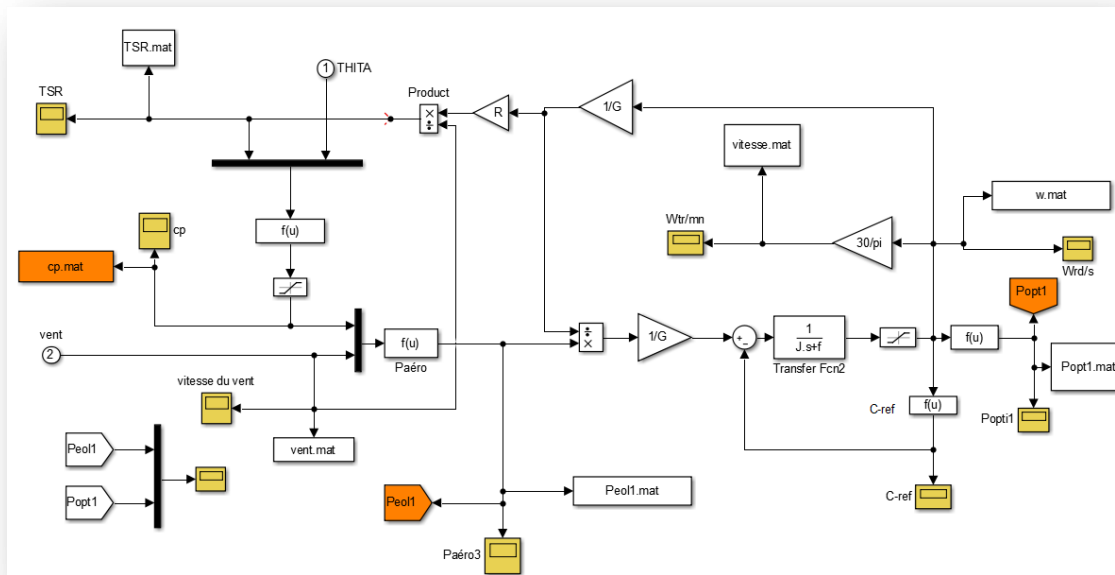


Figure B - I - 1 : schéma bloc de simulation de turbine Sans asservissement .

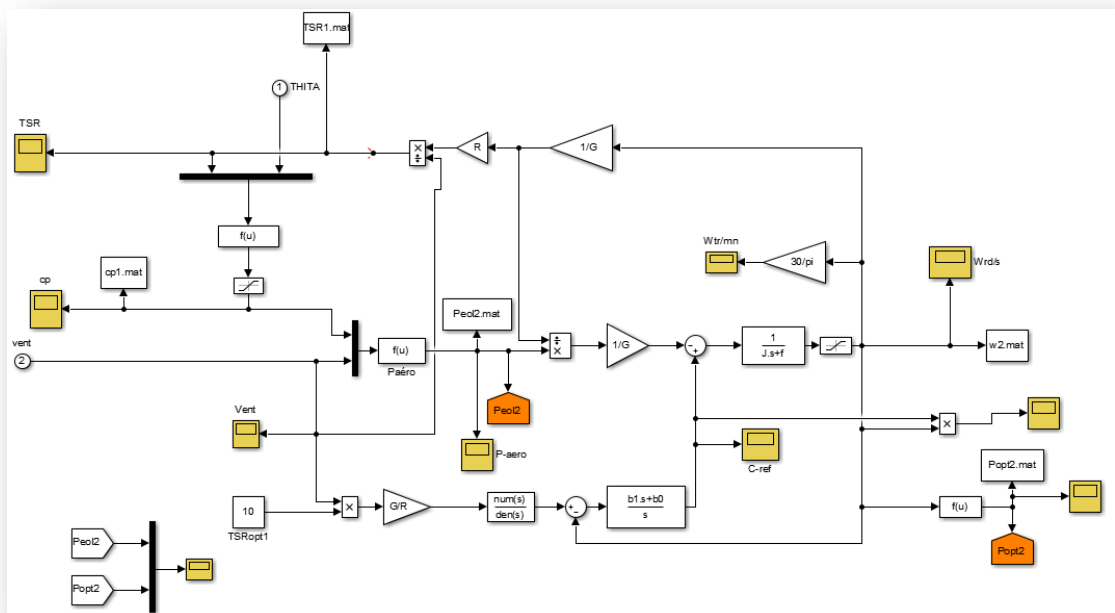


Figure B - I - 2 : schéma bloc de simulation de turbine avec régulateur PI .

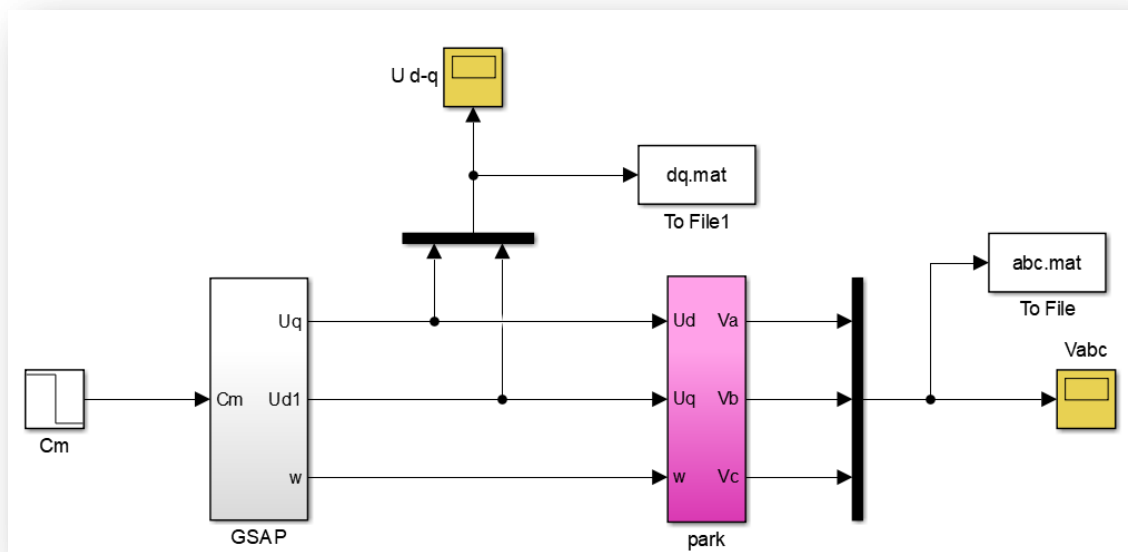


Figure B - II -1 : schéma bloc de GSAP a vide .

Résumé :

Ce mémoire présente une modélisation et contrôle d'un système éolien à vitesse variable à base d'un générateur synchrone à aimants permanents, qui débite sur une charge séparée via un chargeur de batterie. L'apport envisagé avec ce travail est de concevoir un chargeur de batterie, en utilisant des régulateurs adéquats, et une stratégie de contrôle, permettant de maintenir une tension continue constante, en dépit des variations de la vitesse de vent et la charge.

ملخص

يقدم هذا العمل تقنية من تقنيات إنتاج الطاقة الكهربائية انطلاقاً من أنظمة تحويل طاقة الرياح المتوسطة والكبيرة في المناطق المعزولة، ويتكون هذا النظام من توربينات الرياح متغيرة السرعة مربوطة بمولد متزامن ذو مغناطيس دائمة ومقوم كهربائي للتحكم وتحسين الطاقة الناتجة في البطارية.