

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

Université Mohamed Khider – Biskra
Faculté des Sciences et de la technologie
Département : Génie Electrique
Ref :.....



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

Mémoire présenté en vue de l'obtention
Du diplôme de
Magister en Electrotechnique

Option : ELECRTICITE INDUSTRIELLE
Préparée au laboratoire de Génie Electrique de biskra LGEB

Diagnostic des défaillances dans une machine asynchrone utilisée dans une chaine éolienne.

Présenté par :
BOUKHAMKHAM Hassen
Soutenu publiquement le : 23/06/2011

Devant le jury composé de :

Dr. Achour BETKA	Professeur	Président	Université de Biskra
Dr. A/ Hamid BENAKCHA	Maître de Conférences	Directeur de mémoire	Université de Biskra
Dr. Arezki MENACER	Maître de Conférences	Examineur	Université de Biskra
Dr. Said DRID	Maître de Conférences	Examineur	Université de Batna
Dr. Amor BOUREK	Maître de Conférences	Examineur	Université de Biskra

REMERCIEMENTS

Je remercie DIEU le tout puissant de m'avoir donné le courage, la patience et la volonté pour effectuer ce travail.

Je tiens à exprimer mes sincères remerciements à mon promoteur Monsieur BENAKCHA Abdelhamid Maître de conférences à l'Université de Biskra pour avoir suivi et dirigé ce travail. Je tiens aussi à le remercier pour sa disponibilité, son aide, ses suggestions, sa patience et ses encouragements qu'il m'a apportés tout au long de ce travail.

Mes remerciements vont tout particulièrement à Monsieur MENACER Arezki , Maître de conférences à l'Université de Biskra pour son co encadrement et sa disponibilité, son soutien, ses conseils qui ont toujours été très précieux et son suivi durant la préparation du mémoire.

Je suis particulièrement reconnaissant à Monsieur le Président de Jury de m'avoir fait l'honneur de présider ce jury.

Egalement, mes remerciements les plus vifs vont aux membres Jury pour avoir accepté de juger ce travail.

J'exprime aussi mes vifs remerciements au Directeur du laboratoire LGEB de Biskra Monsieur le professeur ZOUZOU Salah Eddine pour les facilités et la mise à disposition des moyens du laboratoire.

Enfin je remercie toute personne ayant participé de près ou de loin à la réalisation de ce travail.

.

DEDICACES

J'ai tout le plaisir à dédier ce travail à :

- mes très chers parents, qui ont veillé sur moi depuis ma naissance jusqu'à ce que je suis. Aujourd'hui, vient mon tour pour vous remercier en leur dédiant ce travail qui est aussi le fruit de leurs sacrifices,
- mon frère Ali et mes sœurs,
- toute ma famille.

NOTATIONS et SYMBOLES

B_s	induction magnétique dans l'entrefer créé par le courant statorique [T].
B_k	induction magnétique dans l'entrefer produite par une maille rotoriques k.
i_a, i_b, i_c	courants des phases statoriques [A].
v_a, v_b, v_c	tensions des phases statoriques [V].
i_{ds}, i_{qs}	composantes biphasées directe et en quadrature du courant statorique [A].
ϕ_s	flux magnétique par pôle créé par le courant statorique [Wb].
ϕ_{rk}	flux principal créé par une maille rotorique [Wb].
ψ_{sa}	flux magnétique total créé par la composante i_a [Wb].
ψ_{qs}, ψ_{ds}	composantes biphasées directe et en quadrature du flux statorique.
F_m	force magnéto motrice de la phase a.
μ_0	perméabilité magnétique du vide [H.m] ⁻¹ .
θ_r	position du rotor [rd].
θ_s	position des grandeurs statoriques [rd].
ω_s	pulsation statorique [rd/s].
ω_r	vitesse électrique de rotation [rd/s].
a	angle électrique entre deux mailles rotoriques.
f_s	fréquence d'alimentation [Hz].
F_e	fréquence d'échantillonnage [Hz].
Δf	fréquence de résolution spectrale [Hz].
[T]	matrice de transformation de Park.
L_p	inductance d'une barre rotorique [H].
L_e	inductance totale de l'anneau de court-circuit [H].
L_{rc}, L_{sc}	inductances cycliques rotorique et statorique respectivement [H].
L_{sp}, L_{sf}	inductances propre statorique et de fuites statoriques respectivement [H].
l	longueur active du circuit magnétique [m].
M_{sr}	mutuelle cyclique entre stator- rotor [H].
M_s	mutuelle entre phases statoriques [H].
N_s	nombre de spires statoriques par phase.
N_r	nombre de barres rotoriques.
R_{bk}	résistance de la barre k [Ω].

R_{fk}	résistance de la barre défailante k [Ω].
R_b	résistance d'une barre rotorique à l'état sain [Ω].
R_s	résistance de l'enroulement statorique [Ω].
R_r	résistance de l'enroulement rotorique [Ω].
R_e	résistance totale de l'anneau de court-circuit [Ω].
s,r	indices stator et rotor, respectivement.
g	glissement.
e	entrefer [m].
i_{bk}	courant dans la barre k [A].
i_{rk}	courant dans la boucle k [A].
i_{ek}	courant dans une portion d'anneau [A].
ie	courant dans l'anneau de court-circuit [A].
σ	coefficient de dispersion de Blondel.
J	moment d'inertie [kgm^2].
C_e	couple électromagnétique [N.m].
P	puissance [W].
p	nombre de paires de pôles.
l(r)	longueur de la corde a la distance r de l'axe de rotation.
CL	coefficient de portance.
CD	coefficient de trainée.
\vec{w}	vitesse résultante du vent [rd/s].
P_m	puissance mécanique [W].
S	surface balayée par l'hélice [m^2].
\vec{U}	vitesse linéaire de la pale [m/s].
\vec{V}	vitesse du vent incident [m/s].
α	facteur d'induction tangentiel de l'écoulement.
α	angle d'incidence [rd].
β	angle de calage des pales [rd].
W_t	vitesse de la turbine [rd/s].
W_{gen}	vitesse d'arbre de la machine asynchrone [rd/s].
ρ	densité d'aire.
C_p	coefficient de puissance.

$d\vec{D}$	force de traînée (drag) [N].
$d\vec{F}_a$	force de poussée axiale [N].
dT_t	couple élémentaire exercé sur chaque tronçon de la pôle [N.m].
G	gain du multiplicateur.
J_{mcc}	inertie du moteur à courant continu [kg.m ²].
K	constante du flux du moteur à courant continu.
f_{mcc}	coefficient de frottement du moteur à courant continu.
k_i	gain de l'action intégrale du régulateur PI.
k_p	gain de l'action proportionnelle du régulateur PI.
M	masse d'aire [kg].

Introduction générale	1
Chapitre I	4
Généralités sur les systèmes éoliens	4
I.1 Introduction	5
I.2 Description et qualités de l'énergie éolienne	5
I.2.1 Définition de l'énergie éolienne	5
I.2.2 Définition d'une éolienne	5
I. 2.3 Principaux composants d'une éolienne	6
I.3 Différents types d'aérogénérateurs	7
I.3.1 Eoliennes à axe vertical	7
I.3.2 Eoliennes à axe horizontal	8
I.4 Conversion de l'énergie du vent	9
I.4.1 Loi de Betz et production de l'énergie mécanique	9
I.4.2 Interaction vent et pâles de la turbine	12
I.6 Régulation mécanique de la puissance d'une éolienne	15
I.6.1 Contrôle par décrochage aérodynamique passif (passive stall)	16
I.6.2 Contrôle par décrochage aérodynamique actif	17
I.6.3 Contrôle par angle de calage variable (pitch control)	18
I.7 Machines électriques utilisées dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne	18
I.7.1 Systèmes éoliens à base de la machine asynchrone	19
I.7.2 Systèmes éoliens à base de la génératrice synchrone	24
I.7 Avantages et inconvénients de l'énergie à base d'éolienne	26
I.7.1 Avantage de l'énergie éolienne	26
I.7.2 Inconvénients de l'énergie éolienne	26
I.8 Conclusion	27
Chapitre II Modélisation et simulation du système éolien	28
II. 1 Introduction	29
II. 2 Description et modélisation du système	30
II. 2.1 Modèle du vent	30
II.3 Système d'orientation des pâles	32
II.4 Emulation par association de la machine à courant continu avec hacheur à quatre quadrants.	33
II.4.1 Modélisation de la machine	33
II.4.2 Alimentation de la MCC avec un hacheur à quatre quadrants	34

II.4.3. Stratégie de commande de la machine	36
II.5 Résultats de simulation	37
II.5.1 Variation de l'angle de calage	37
II .8 Conclusion	41
Chapitre III Modélisation, Simulation, Expérimentation et Diagnostic de la génératrice asynchrone couplée au réseau	42
III.1 Introduction	43
III.2 Présentation des différents défauts dans la machine	43
III.2.2 Court - circuits internes	43
III.2.3 Dissymétrie du rotor	43
III.3 Etude statistique des défauts	44
III.4 Méthodes de diagnostic	44
III.4.1 Méthodes externes	45
III.4.2 Méthodes internes	45
III.4.3 Méthodes inductives	45
III.4.4 Méthodes déductives	45
III.5 Signatures des défauts dans le spectre du courant statorique	45
III.5.1 Cas d'une cassure de barre rotorique	45
III.5.2 Cas d'un défaut statorique	46
III.5.3 Cas d'une dissymétrie du rotor	46
III.5.4 Cas d'un défaut de roulement	46
III.6 Modèle global de la machine asynchrone	47
III.6.1 Calcul des inductances	47
III.6.2 Mise en équation	51
III.7 Modèle réduit de la machine	54
III.7.1 Modèle réduit tenant compte du défaut de cassure de barres	56
III.7.2 simulation du model de la taille réduit en régime moteur	58
III.7.3 Adaptation du modèle réduit pour le fonctionnement en génératrice couplée au réseau	61
III.7.4 Simulation du modèle de taille réduite adapté pour le fonctionnement en génératrice couplée au réseau	61
III.7.5 Résultats des simulations	62
III.8 Mode expérimental	74
Les paramètres de la machine étudiée sont présentés en annexe.	74
II.9 Résultats expérimentaux	74

III.9.1 Fonctionnement de la machine en mode génératrice couplée au réseau	74
III.9.2 Fonctionnement en mode synchrone	75
III.9.3 Fonctionnement de la machine en mode moteur	76
III.9 Conclusion	78
Conclusion générale	79
Annexes	82
ANNEXE A : Caractéristiques des machines électriques	83
ANNEXE B : Synthèse du régulateur proportionnel intégral (PI)	85
Références bibliographiques	88

Introduction générale

Au cours de ces dernières années, la consommation de l'énergie a considérablement augmenté. Les prévisions confirment cette tendance notamment compte tenu du développement industriel et de l'évolution démographique.

Les ressources traditionnelles d'origines principalement fossiles sont, d'une part épuisables et ne peuvent être exploitées que pour quelques décennies et d'autre part, elles produisent des déchets toxiques et radioactifs qui détruisent la nature et mettent en danger la vie humaine. Pour limiter l'utilisation de telles sources d'énergie et subvenir aux besoins en énergie de la société actuelle, il est nécessaire de trouver d'autres solutions plus adaptées. Il y a deux façons d'agir. La première consiste à diminuer la consommation des récepteurs d'énergie, ce qui est difficile, voire impossible à cause de l'industrialisation massive. La deuxième manière consiste à trouver et développer d'autres formes d'énergies dites renouvelables et inépuisables. Parmi celles-ci, on trouve l'énergie éolienne qui semble l'une des plus prometteuses avec un taux de croissance mondial très important.

La production de l'énergie électrique à l'aide des systèmes éoliens se base essentiellement sur les génératrices asynchrones [1]. Dans le domaine de la génération d'énergie couplée au réseau, les machines asynchrones à cage dominant car elles offrent des performances attractives en termes de coût d'investissement, tout particulièrement dans les solutions de base où elles sont directement connectées au réseau [2].

La génératrice asynchrone à cage est largement utilisée dans ce domaine. Cela est dû à sa robustesse, son coût le moins chère du marché et sa fiabilité [2].

La production d'une énergie électrique conforme aux exigences du réseau exige le bon fonctionnement de cette génératrice.

Cependant, nul système n'est à l'abri d'une défaillance. Il faut donc mettre en œuvre des systèmes de surveillance et prévoir des redondances matérielles dans les équipements. Depuis quelques années, grâce à l'évolution des techniques informatiques, il est possible de faire appel aux systèmes de supervision et de diagnostique. Leur rôle est de signaler la présence d'un dysfonctionnement dans le processus.

L'objectif de notre travail, s'articule autour de la modélisation de la génératrice asynchrone couplée au réseau pour la simulation des défauts de nature ruptures des barres rotorique et par le biais des méthodes de traitement de signal, on essaye de faire le pronostique pour l'étude du comportement de la génératrice asynchrone triphasée à cage d'écureuil et de l'aérogénérateur en absence et en présence de défaillances.

Pour présenter ce travail, nous avons organisé le mémoire en trois chapitres.

Le premier chapitre est consacré aux généralités sur les systèmes éoliens. Des rappels et la mise en équations et les concepts physiques régissant le fonctionnement sont donnés. Ces rappels sont suivis par un état de l'art sur la conversion électromécanique à travers les différents types de génératrices utilisées et les convertisseurs qui leur sont associés.

Le deuxième chapitre consiste en la réalisation d'un simulateur (sous environnement MATLAB) de la turbine éolienne. Celui-ci est basé sur l'utilisation de modèle de la machine à courant continu commandée de façon à reproduire le comportement mécanique d'une éolienne. La turbine est modélisée, la variation du couple qu'elle génère est appliquée à cette machine à courant continu.

Le troisième chapitre est consacré à la présentation des modèles de la machine asynchrone tenant compte des défauts de type rupture de barres. En premier lieu, nous présentons le développement du modèle multi enroulements dans une approche analytique. Par l'intermédiaire d'une transformation généralisée, nous introduisons ensuite le modèle diphasé équivalent. Puis on a adapté ce modèle pour un fonctionnement en génératrice couplé au réseau. Enfin, divers tests et résultats de simulation sont présentés en utilisant le modèle réduit du moteur et de la génératrice à l'état sain et avec défaut. L'analyse du défaut est assurée par le biais de l'analyse spectrale du courant, de la vitesse et du couple en utilisant la transformation de Fourier rapide FFT (spectrogramme), pour la validation des tests expérimentaux.

Le travail se termine par une conclusion générale dans laquelle on expose le bilan des principaux résultats obtenus et les perspectives futures pour l'amélioration de ce modeste travail.

Chapitre I

Généralités sur les systèmes éoliens

I.1 Introduction

Depuis ces dernières décennies, la technologie des aérogénérateurs a évidemment évolué. Ceci a permis à l'énergie éolienne de devenir une alternative aux sources d'énergie traditionnelles. Bien que, les aérogénérateurs aient atteint une certaine maturité technique, il leur reste encore une grande marge de progrès technologique [3].

L'éolien contribue à la diversification des sources d'énergie et à la mise en place d'un système de production d'électricité plus décentralisé, plus proche du consommateur. Cette proximité favorise la prise de conscience de ce que représente la production d'électricité et permettra à terme de rendre l'utilisateur plus économe, ce qui est indispensable dans le cadre d'une lutte efficace contre le changement climatique [4].

I.2 Description et qualités de l'énergie éolienne

I.2.1 Définition de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est une énergie renouvelable non dégradée, géographiquement diffuse, et surtout en corrélation saisonnière l'énergie électrique est largement plus demandée en hiver et c'est souvent à cette période que la moyenne des vitesses des vents est la plus élevée). De plus, c'est une énergie qui ne produit aucun rejet atmosphérique ni déchet radioactif. Elle est toutefois aléatoire dans le temps et son captage reste assez complexe, nécessitant des mâts et des pâles de grandes dimensions dans des zones géographiquement dégagées pour éviter les phénomènes de turbulences [3].

I.2.2 Définition d'une éolienne

Un aérogénérateur, plus couramment appelé éolienne, est un dispositif qui transforme une partie de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique disponible sur un arbre de transmission puis en énergie électrique par l'intermédiaire d'une génératrice (figure 1.1) [3].

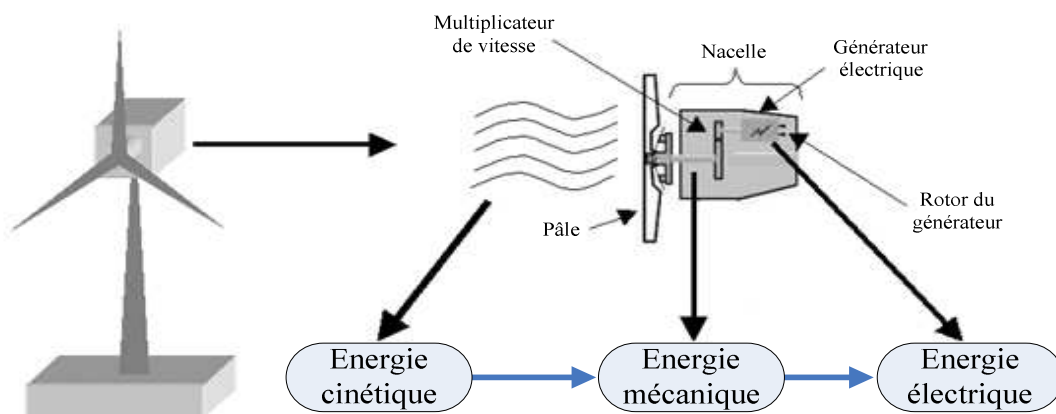


Figure 1.1 : Schéma synoptique de conversion de l'énergie cinétique du vent [3]

I. 2.3 Principaux composants d'une éolienne

La production de l'énergie éolienne repose sur la structure en trois parties de l'éolienne (figure 1.2).

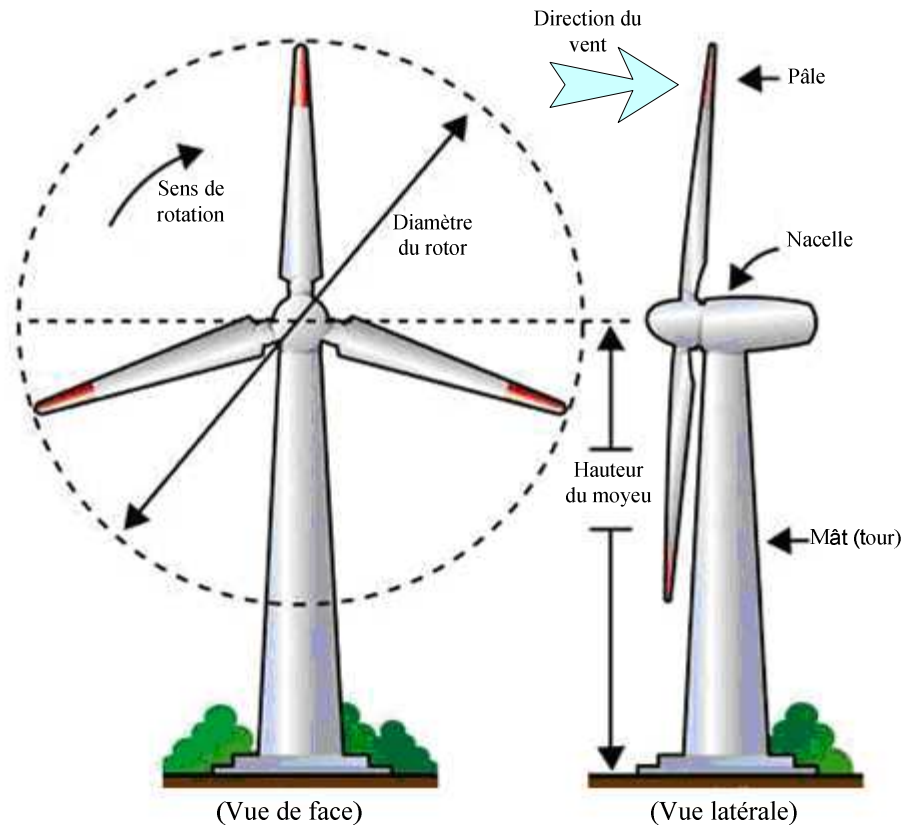


Figure 1.2 : Schéma d'ensemble d'une éolienne [1]

- **le mât ou la tour:** Solidement implanté dans le sol, c'est un tube d'acier, placé le plus haut possible pour bénéficier d'une part du maximum de l'énergie cinétique du vent, et d'autre part pour éviter les perturbations près du sol.
- **Le rotor:** Composé du nez et de l'hélice, qu'on désigne le plus souvent sous le nom de pâles de l'éolienne, construits avec des technologies dérivées de l'aéronautique. L'hélice possède en général trois pâles, plus rarement deux. Les pâles sont aujourd'hui faites de matériaux composites à la fois légers et assurant une rigidité et une résistance suffisantes: polyester renforcé de fibre de verre et/ou fibre de carbone. Leur longueur atteinte actuellement est entre 30 et 55 mètres, soit un diamètre du rotor compris entre 60 et 110 mètres [5].
- **La nacelle:** Située en haut du mât, elle regroupe les équipements mécaniques, permettant de produire l'électricité en couplant la génératrice électrique à l'arbre du rotor.

Les équipements abrités par la nacelle sont :

- **Multiplicateur:** Il sert à adapter la vitesse de la turbine éolienne (arbre lent) à celle de la génératrice électrique (arbre rapide).
- **Système de refroidissement:** Il se compose en général d'un ventilateur électrique pour la génératrice et d'un refroidisseur à l'huile pour le multiplicateur.
- **Génératrice électrique:** C'est l'élément principal qui permet la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique. Elle est en général une machine asynchrone à cage ou à rotor bobiné.
- **Système de commande:** Assure le contrôle et le bon fonctionnement de l'éolienne. Grâce à ce système de supervision et de contrôle, l'éolienne peut être arrêtée automatiquement d'une manière très rapide en cas de nécessité. La sécurité de fonctionnement des éoliennes est ainsi assurée en continu.
- **Système d'orientation des pâles:** Il sert au réglage aérodynamique (régulation de puissance).

I.3 Différents types d'aérogénérateurs

Les solutions techniques permettant de recueillir l'énergie du vent sont très variées. Il existe deux grandes catégories d'éoliennes, qui se réfèrent à la disposition géométrique de l'arbre sur lequel est montée l'hélice: les aérogénérateurs à axe vertical (VAWT) et à axe horizontal (HAWT) [6].

I.3.1 Eoliennes à axe vertical

Les éoliennes à axe vertical sont les premières structures développées pour produire de l'électricité, paradoxalement en contradiction avec le traditionnel moulin à vent à axe horizontal. Elles possèdent l'avantage d'avoir les organes de commande et le générateur au niveau du sol donc facilement accessibles. De nombreuses variantes ont été testées depuis les années vingt, dont beaucoup sans succès, mais deux structures sont parvenues au stade de l'industrialisation [7].

Le rotor de Savonius (du nom de son inventeur, breveté en 1925) dont le fonctionnement est basé sur le principe de traînée différentielle utilisé dans les anémomètres: les efforts exercés par le vent sur chacune des faces d'un corps creux sont d'intensité différente. Il en résulte alors un couple moteur entraînant la rotation de l'ensemble. L'effet est renforcé par la circulation d'air entre deux demi-cylindres qui augmente le couple moteur (figure 1.3)

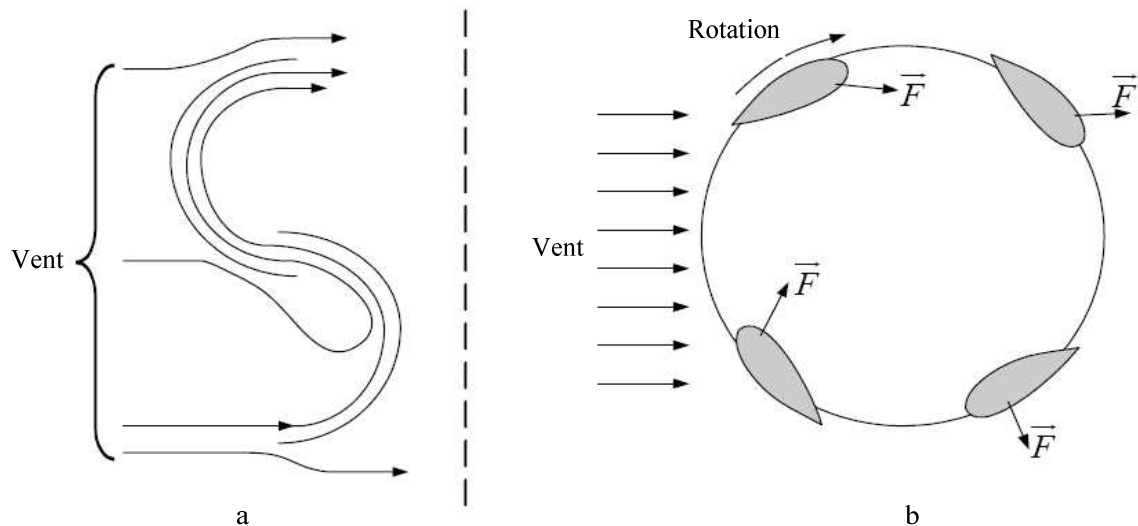


Figure 1.3 : Principe du rotor de Savonius et de conception du système d'incidence variable

Les éoliennes à variation cyclique d'incidence dont la structure la plus répandue est celle de Darrieus (ingénieur français qui déposa le brevet au début des années 30). Leur fonctionnement est basé sur le fait qu'un profil placé dans un écoulement d'air selon différents angles (figure 1.3.b) est soumis à des forces de direction et d'intensité variables. La résultante de ces forces génère alors un couple moteur entraînant la rotation du dispositif. Ces forces sont créées par la combinaison de la vitesse propre de déplacement du profil et de la vitesse du vent. Cela signifie que la rotation du dispositif ne peut pas s'amorcer d'elle-même. Lorsqu'elle est à l'arrêt, l'éolienne doit donc être lancée par un dispositif annexe (montage d'une éolienne Savonius sur le même rotor ou utilisation de la génératrice en moteur) [8].

Même si quelques grands projets industriels ont été réalisés, les éoliennes à axe vertical restent toutefois marginales et peu utilisées voire actuellement abandonnées. En effet la présence du capteur d'énergie près du sol l'expose aux turbulences et au gradient de vent ce qui réduit son efficacité. Elles sont de plus exposées à des problèmes d'aéroélasticité dus aux fortes contraintes qu'elles subissent. Enfin, la surface qu'elles occupent au sol est très importante pour les puissances élevées.

I.3.2 Eoliennes à axe horizontal

Les éoliennes à axe horizontal sont basées sur la technologie ancestrale des moulins à vent. Elles sont constituées de plusieurs pâles profilées aérodynamiquement à la manière des ailes d'avion. Dans ce cas, la portance n'est pas utilisée pour maintenir un avion en vol mais pour générer un couple moteur entraînant la rotation. Le nombre de pâles utilisé pour la production d'électricité

varie classiquement entre 1 et 3, le rotor tripale étant le plus utilisé car il constitue un compromis entre le coefficient de puissance, le coût et la vitesse de rotation du capteur éolien [9]. Ce type d'éolienne a pris le dessus sur celles à axe vertical car elles représentent un coût moins important, sont moins exposées aux contraintes mécaniques et la position du récepteur à plusieurs dizaines de mètres du sol privilégie l'efficacité.

Les concepts abordés dans la suite de cette étude se limiteront uniquement au cas des éoliennes à axe horizontal.

I.4 Conversion de l'énergie du vent

I.4.1 Loi de Betz et production de l'énergie mécanique

On considère le système éolien représenté par la figure (1.4), avec V_1 la vitesse du vent en amont de la turbine éolienne et V_2 la vitesse du vent en aval de la turbine éolienne.

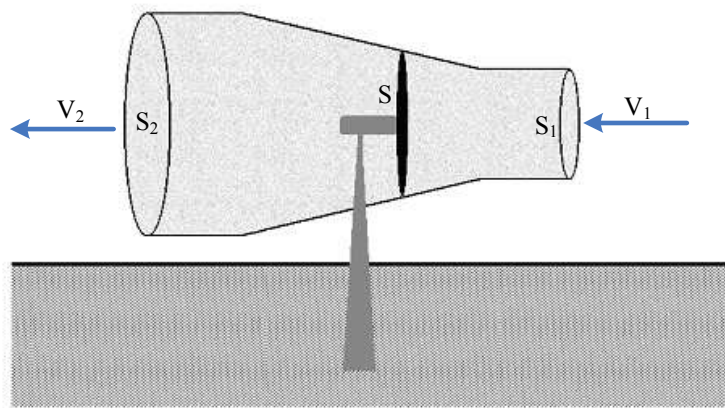


Figure 1.4 : Tube du courant du vent autour d'une éolienne [2].

La vitesse du vent qui traverse le rotor est la moyenne des deux vitesses en amont et en aval de l'éolienne. La masse d'air en mouvement de densité ρ traversant la surface S des pâles en une seconde est:

$$m = \frac{\rho.S.(V_1 + V_2)}{2} \quad (1.1)$$

La puissance P_m alors extraite du vent par le rotor s'exprime comme suit (seconde loi de Newton) :

$$P_m = \frac{m.(V_1^2 - V_2^2)}{2} \quad (1.2)$$

En substituant m de l'équation (1.1) dans (1.2) on obtient l'expression suivante de la puissance extraite du vent:

$$P_m = \frac{1}{4} \cdot \rho \cdot S \cdot (V_1 + V_2) \cdot (V_1^2 - V_2^2) \quad (1.3)$$

Si le vent est non perturbé il traverserait, théoriquement, cette même surface sans diminution de vitesse V_1 , alors la puissance P_{mt} extraite dans ce cas est:

$$P_{mt} = \frac{\rho \cdot S \cdot V_1^3}{2} \quad (1.4)$$

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

$$C_p = \frac{P_m}{P_{mt}} = \frac{\rho \cdot S \cdot (V_1 + V_2) \cdot (V_1^2 - V_2^2)}{2 \cdot \rho \cdot S \cdot V_1^3} \quad (1.5)$$

Ou encore:

$$C_p = \frac{(1 + \frac{V_2}{V_1})(1 - (\frac{V_2}{V_1})^2)}{2} \quad (1.6)$$

Si on représente la caractéristique donnée par l'équation (1.6), on s'aperçoit qu'elle présente un maximum d'ordre $\frac{16}{27} = 0.593$ qui est une limite théorique appelée limite de **Betz**, elle fixe la puissance maximale qu'on peut extraire pour une vitesse de vent donnée.

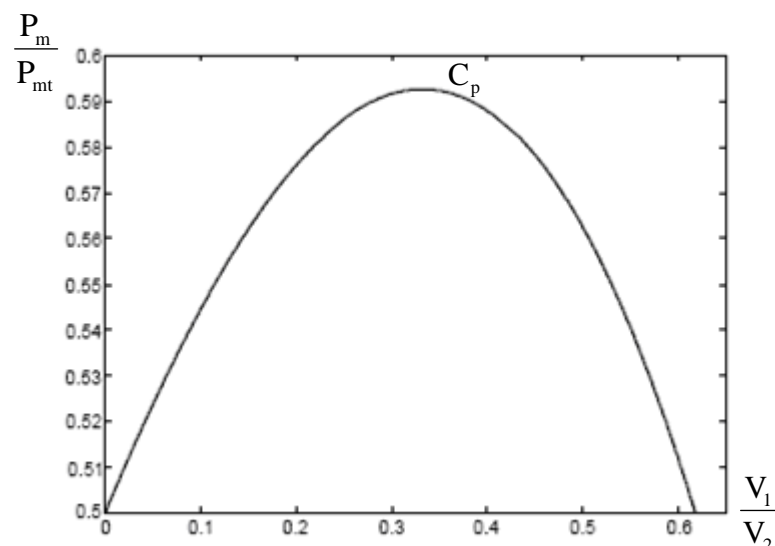


Figure 1.5 : Coefficient de puissance C_p en fonction des rapports du vent

Cette limite n'est en réalité jamais atteinte, chaque éolienne est définie par son propre coefficient de puissance en fonction du rapport λ (vitesse relative) de la vitesse linéaire des pâles et la vitesse du vent (figure 1.6) [3].

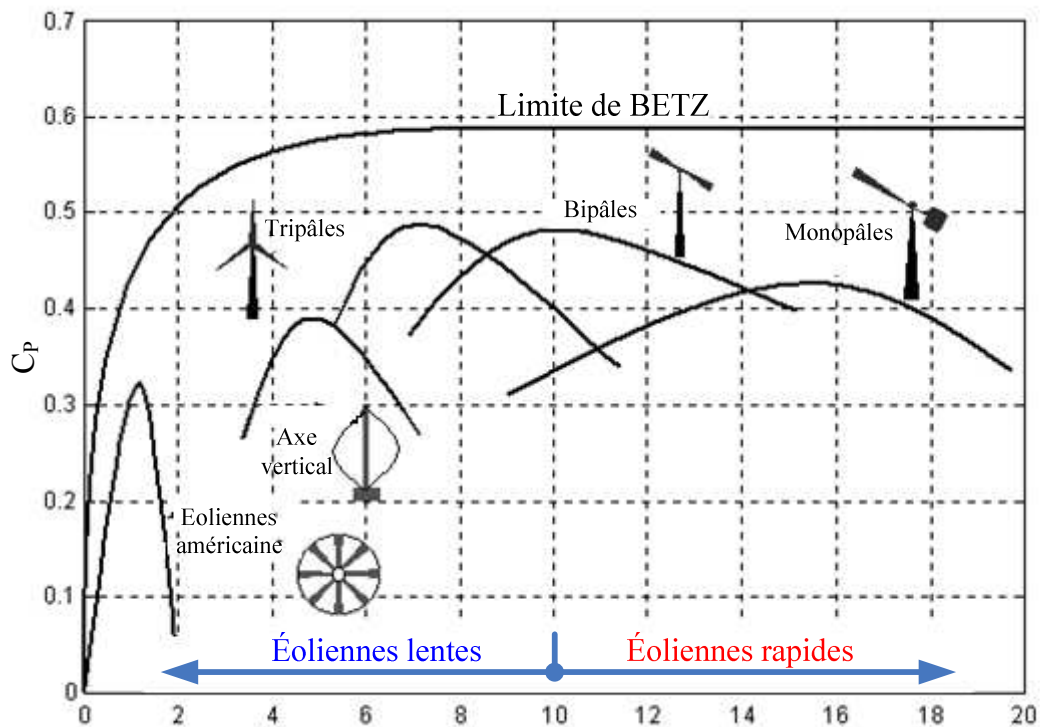


Figure 1.6 : Coefficient de puissance pour différents types d'éoliennes [3].

Par combinaison des équations (1.1), (1.2) et (1.6), la puissance aérodynamique (puissance mécanique disponible au niveau de l'arbre de la turbine) s'exprime comme suit:

$$P_m = \frac{P_m}{P_{mt}} \cdot P_{mt} = C_p \cdot P_{mt} = \frac{1}{2} C_p(\lambda) \cdot \rho \cdot S \cdot V_1^3 \quad (1.7)$$

avec :

$$S = \pi \cdot R^2 \quad (1.8)$$

$$\lambda = \frac{\Omega_t \cdot R}{V_1} \quad (1.9)$$

S: Surface balayée par les pâles.

λ : Vitesse relative.

R: Longueur (rayon) de la pôle.

Ω_t : Vitesse de rotation de la turbine (avant le multiplicateur).

Ainsi l'expression de la puissance aérodynamique extraite du vent est donnée par l'équation suivante:

$$P_m = \frac{1}{2} \cdot C_p(\lambda) \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot V_1^3 \quad (1.10)$$

I.4.2 Interaction vent et pâles de la turbine

L'action de l'air en mouvement va se traduire par des forces appliquées en chaque point de la surface. La forme du profil aérodynamique est décisive dans la conception des pâles, même les changements mineurs dans le profil peuvent considérablement changer la courbe de puissance et le niveau de bruit [10].

La turbine est soumise à la fois au vent incident de vitesse \vec{V} et à un vent relatif de vitesse \vec{U} dirigée dans le sens contraire de vitesse Ω_i de rotation.

$$U = R \cdot \Omega_i \quad (1.11)$$

avec :

U : Vitesse linéaire de la pôle.

Ω_i : Vitesse angulaire de la pôle.

La vitesse résultante \vec{w} du vent s'écrit donc :

$$\vec{W} = \vec{U} + \vec{V} \quad (1.12)$$

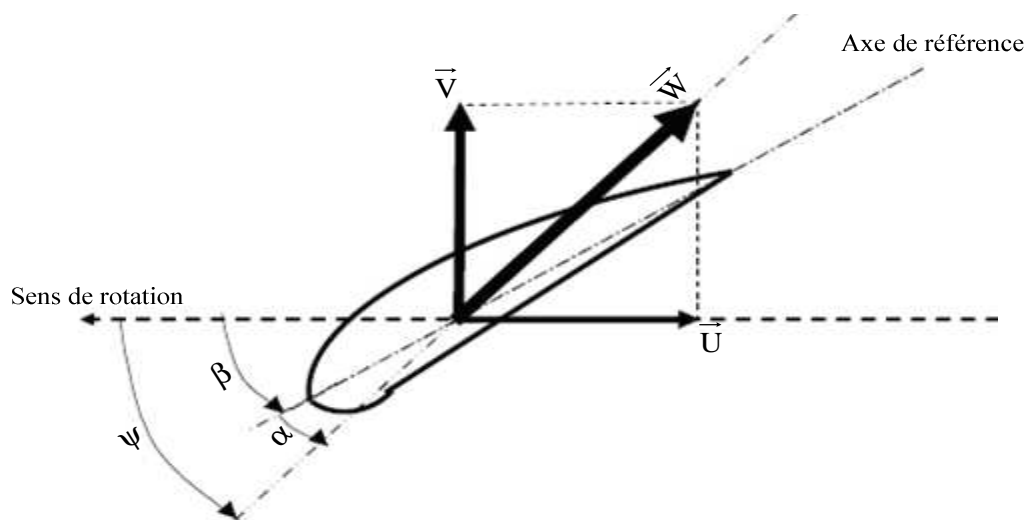


Figure 1.7: Directions du vent sur un tronçon de pale.

La vitesse résultante du vent apparent \vec{w} fait un angle d'attaque ψ avec le plan de rotation. Cet angle s'écrit :

$$\psi = \arctan\left(\frac{V}{U}\right) \quad (1.13)$$

On introduit alors l'angle dit d'incidence, noté " α " entre l'axe de référence de la pôle et la direction du vent apparent:

$$\alpha = \psi - \beta \quad (1.14)$$

L'action du vent relatif sur un profil aérodynamique engendre sur la section de pôle de largeur 'dr' et de longueur de corde 'l' à une distance 'r' de l'axe de rotation une force résultante \vec{dF} .

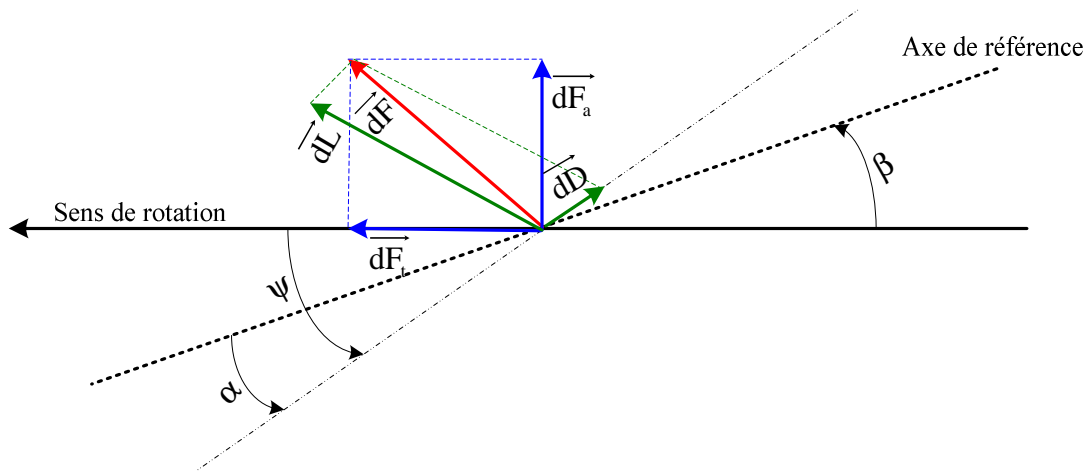


Figure 1.8 : Description des forces appliquées sur un élément de pôle.

On peut décomposer la force résultante \vec{dF} de la manière suivante:

- La portance \vec{dL} , normale à la direction du vent apparent;
- La force de traînée \vec{dD} parallèle à la direction du vent.

On peut aussi la décomposer d'une autre manière;

- La poussée axiale \vec{dF}_a perpendiculaire au plan de rotation;
- La poussée tangentielle \vec{dF}_t dans la direction de rotation.

On déduit aisément les expressions de la poussée axiale et tangentielle en fonction de la portance et de la traînée à partir du schéma de la figure 1.8 on peut écrire [11]:

$$dF_t = dL \cdot \sin(\psi) - dD \cdot \cos(\psi) \quad (1.15)$$

et

$$dF_a = dL \cdot \cos(\psi) + dD \cdot \sin(\psi) \quad (1.16)$$

La force F_a a un angle droit avec le plan de rotation tentant de plier la pôle en arrière contre la tour, tandis que la force F_t agit dans la direction de rotation et fournit un couple moteur. C'est le couple résultant de l'ensemble des forces tangentielles qui va provoquer la rotation de la turbine [10]. Les modules des forces dL et dD s'expriment en fonction de deux coefficients, le coefficient de portance C_L et le coefficient de traînée C_D tel que:

$$dL = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot W^2 \cdot dA \cdot C_L \quad (I.17)$$

et

$$dD = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot W^2 \cdot dA \cdot C_D \quad (I.18)$$

avec:

$$dA = l(r) \cdot d(r) \quad (1.19)$$

dA : Surface du " tronçon " de pôle;

$l(r)$: Longueur de la corde à la distance 'r' de l'axe de rotation;

C_L : Coefficient de portance;

C_D : Coefficient de traînée;

W : Module du vent apparent.

Les coefficients C_L et C_D dépendent fortement de l'angle d'incidence α (figure 1.8). Pour des angles α faibles, l'écoulement de l'air le long de pôle est laminaire et est plus rapide sur l'extrados que sur l'intrados. La dépression qui en résulte à l'extrados crée la portance. C'est cette force qui soulève un avion et qui lui permet de voler. Ici, elle " aspire " la pôle vers l'avant. Si α augmente, la portance augmente jusqu'à un certain point puis l'écoulement devient turbulent. Du coup, la portance résultant de la dépression sur l'extrados disparaît. Ce phénomène s'appelle le décrochage aérodynamique. Cependant, les concepteurs de pôles ne se préoccupent pas uniquement de la portance et du décrochage. Ils prêtent également beaucoup d'attention à la résistance de l'air, appelée aussi dans le langage technique de l'aérodynamique, la traînée. Elle augmente en général si la surface exposée à la direction de l'écoulement de l'air augmente. Ce phénomène apparaîtra ici pour des angles α importants.

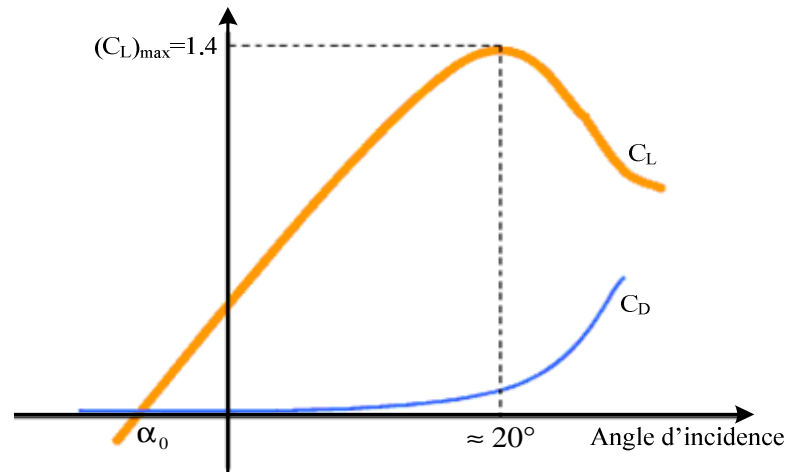


Figure 1.9: Evolution des coefficients de portance et de traînée

L'intégration le long des N_p pâles (généralement $N_p = 3$) des couples élémentaires exercés sur chaque tronçon:

$$dT_t = N_p \cdot r \cdot dF \quad (I.20)$$

permet d'obtenir après calcul le couple T_t puis l'expression de la puissance captée par:

$$P_t = T_t \cdot \Omega_t \quad (I.21)$$

I.6 Régulation mécanique de la puissance d'une éolienne

Le dimensionnement en puissance de l'ensemble de la turbine, du générateur et de toute la mécanique de structure (nacelle, mât) associée est défini pour une vitesse du vent nominale au-delà de laquelle il est nécessaire d'écarter la puissance. Ainsi, la courbe idéale et typique d'un aérogénérateur a l'allure de celle présentée sur la figure (1.10):

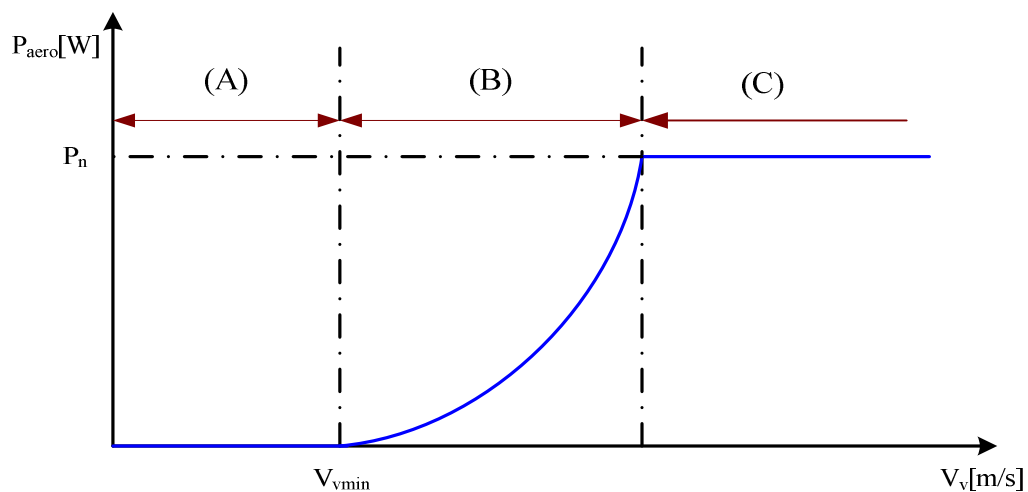


Figure 1.10: Courbe typique de puissance en fonction de la vitesse du vent

La caractéristique de puissance en fonction de la vitesse du vent comporte trois zones distinctes:

- Zone A où $P_t = 0$ (la turbine ne fournit pas de puissance) ;
- Zone B, dans laquelle la puissance fournie sur l'arbre dépend de la vitesse du vent ;
- Zone C, où généralement la vitesse de rotation est maintenue constante par un dispositif de régulation et où la puissance $P_t = P_n$ fournie reste sensiblement égale à P_n [4],[12].

Comme le montrent les expressions des forces (1.17) et (1.18) précédemment données, celles-ci augmentent rapidement avec le vent apparent et la puissance correspondante peut devenir rapidement supérieure à la puissance nominale de la machine. Il faut donc à un moment donné pouvoir limiter le couple. Le réglage du couple, donc de la puissance captée par la turbine, se fait essentiellement par action sur la portance qui dépend principalement de l'angle d'incidence α . Il existe trois méthodes de contrôle qui sont décrites sur la figure (1.11) Elles servent principalement à limiter la puissance captée pour les vents forts mais certaines peuvent également intervenir pour faciliter la mise en rotation de la turbine [5].

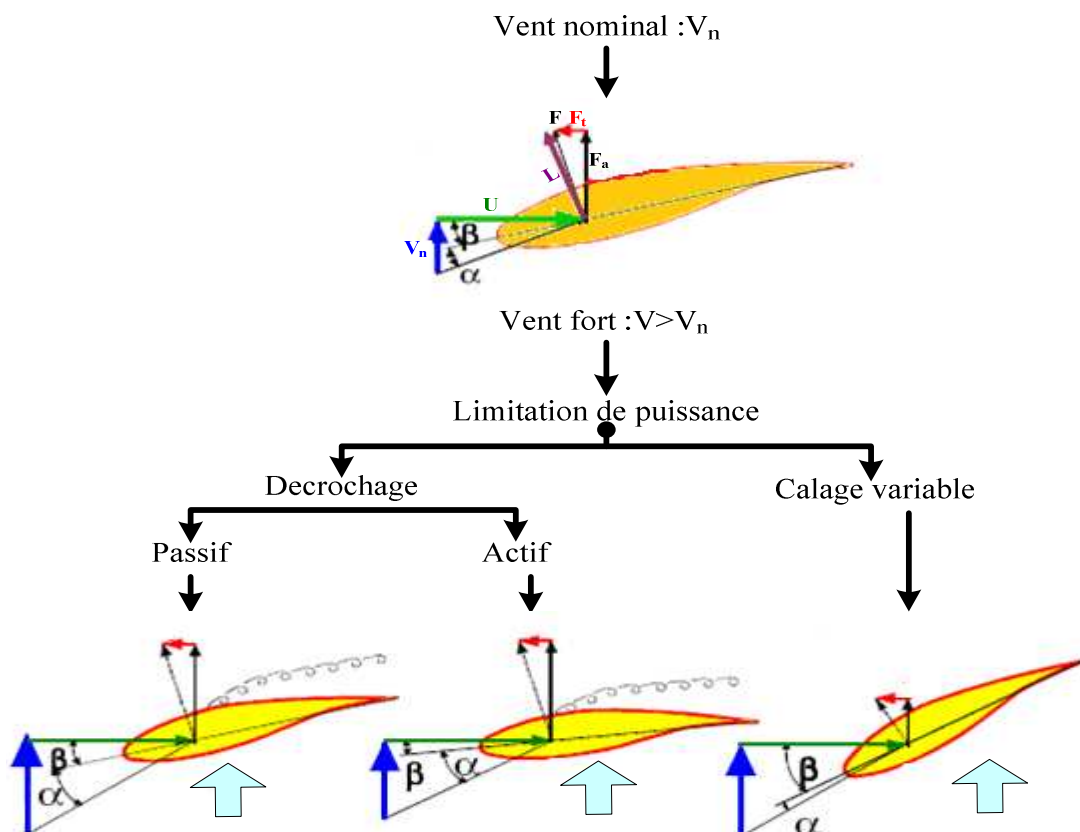


Figure 1. 11: Méthodes de contrôle de la puissance captée par la turbine.

I.6.1 Contrôle par décrochage aérodynamique passif (passive stall)

Ce concept simple et normalement robuste ne fait intervenir aucun système mécanique ou électrique auxiliaire, l'angle de calage β est fixe. L'angle α augmente naturellement avec la vitesse

du vent incident V se si la vitesse de rotation est pratiquement constante. Cette augmentation provoque une augmentation de la traînée (coefficient C_D) et un décrochage progressif de la pôle (figure 1.12). Le couple est maintenu à peu près constant ($\alpha_1 < \alpha < \alpha_2$) jusqu'au décrochage total ($\alpha_3 < \alpha$) (chute brutale de C_L et accroissement important de C_D) où il chute rapidement [11], c.à.d. que la portance résultant de la dépression sur l'extrados disparaît. La puissance est donc bien limitée.

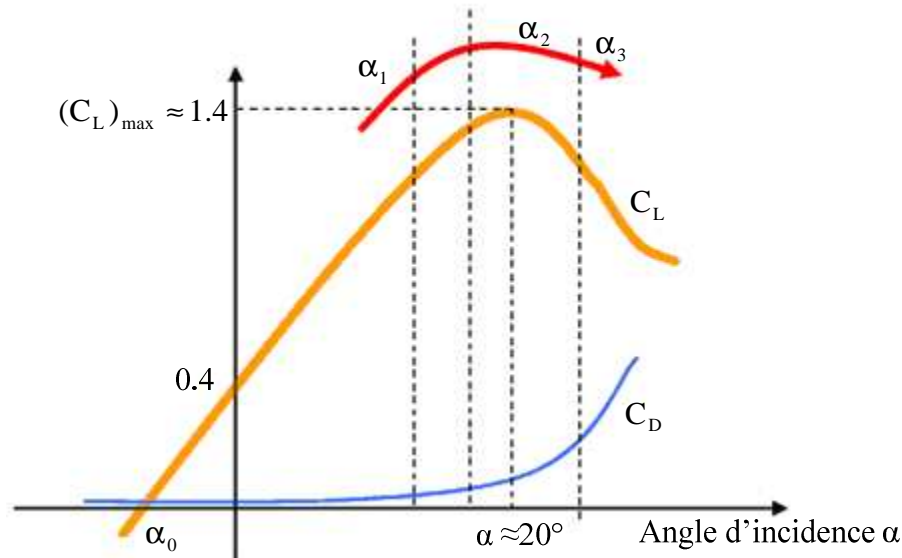


Figure 1. 12: Décrochage aérodynamique passif.

La puissance captée par la turbine est seulement fonction de la vitesse du vent et de la vitesse de rotation. Il n'y a donc aucune possibilité d'adaptation.

I.6.2 Contrôle par décrochage aérodynamique actif

L'angle α peut être augmenté (ou diminué) légèrement par diminution (ou augmentation) de l'angle de calage β de quelques degrés (3° à 5°) [5]. Un très faible réglage de l'angle de calage associé à un profil de pôle optimisé permet d'obtenir un compromis entre la complexité du système de réglage et la qualité de la courbe de puissance obtenue [12].

Le couple est maintenu pratiquement constant jusqu'au décrochage total où il chute rapidement. La puissance peut donc être limitée à sa valeur nominale. Ce type de contrôle présente la possibilité d'adaptation de la turbine aux conditions d'exploitation. Les actionneurs, électriques ou hydrauliques nécessaires, sont de taille réduite. Les mouvements de rotation des pôles restent de faible amplitude. La possibilité de provoquer un décrochage volontairement facilite les conditions de freinage.

L'énergie nécessaire aux actionneurs doit être transmise au moyeu de la turbine; si les actionneurs sont électriques, cela nécessite des contacts glissants bagues/charbons sujets à l'usure et nécessitant un entretien.

1.6.3 Contrôle par angle de calage variable (pitch control)

L'angle α peut être diminué (ou augmenté) fortement par augmentation (ou diminution) de l'angle de calage β de quelques dizaines de degrés (20° à 30° généralement).

Les forces aérodynamiques s'exerçant sur les pâles sont donc ainsi réduites (à la fois pour la portance et pour la traînée) (figure 1.13). Le couple est maintenu pratiquement constant et peut être annulé par mise en drapeau des pâles ($\beta = 90^\circ$). La puissance est donc limitée. Ce principe est la plupart du temps appliqué dans des turbines à vitesse variable.

Dans ce contrôle, la diminution de l'angle d'incidence α jusqu'à une valeur nulle ou négative limite toutes les forces aérodynamiques sur les pâles, ce qui réduit considérablement les efforts à vitesse de vent élevée. Comme la force de poussée axiale est également diminuée, les efforts sur la tour sont réduits. Cet avantage est encore amplifié à vitesse variable puisque l'excès d'énergie pendant une rafale (dont la variation est trop brutale pour que le mécanisme d'orientation puisse compenser les effets) peut être stocké dans l'inertie du rotor par variation de sa vitesse (si le générateur l'accepte) alors que la puissance transmise reste pratiquement constante.

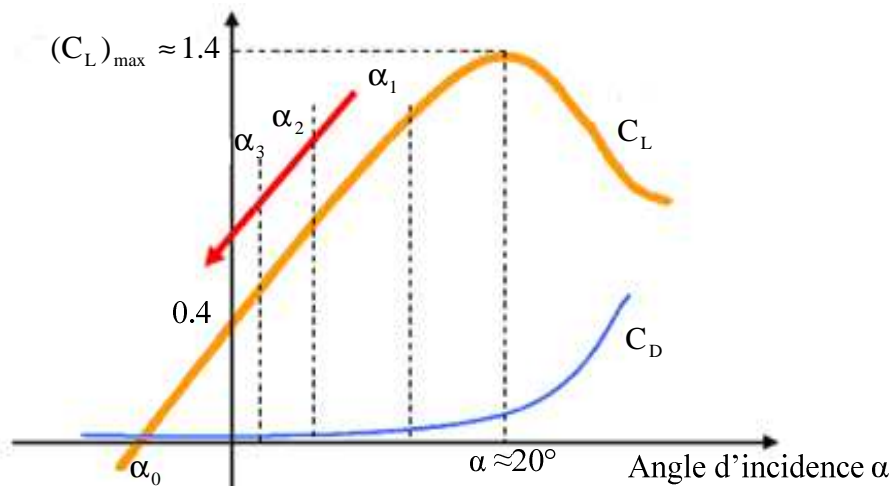


Figure 1. 13: Décrochage par contrôle de l'angle de calage β .

I.7 Machines électriques utilisées dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne

Diverses chaînes de production coexistent pour la production d'électricité par aérogénérateurs. On peut regrouper les générateurs éoliens selon différentes catégories. Ils peuvent être classés selon [5], [12] et [13]:

- La nature du convertisseur électromécanique (machines synchrones, asynchrones, à courant continu, etc...);
- La nature de l'accouplement mécanique (présence du multiplicateur de vitesse ou attaque directe) ;
- Le type de fonctionnement (vitesse fixe ou variable);
- Le type de capteur (à axe horizontal ou vertical);
- Le fonctionnement couplé au réseau ou isolé.

I.7.1 Systèmes éoliens à base de la machine asynchrone

I.7.1.1 Machine asynchrone à cage d'écureuil

Les machines électriques asynchrones sont les plus simples à fabriquer et les moins coûteuses. Elles ont l'avantage d'être standardisées, fabriquées en grande quantité et dans une très grande échelle des puissances. Elles sont aussi les moins exigeantes en termes d'entretien et présentent un taux de défaillance très peu élevé. Dans les aérogénérateurs de dimensions conséquentes (grande puissance et rayon de pâles important), la vitesse de rotation est peu élevée. Or, il n'est pas envisageable de concevoir une génératrice asynchrone lente avec un rendement correct. Il est donc nécessaire d'insérer entre la turbine et la machine asynchrone un multiplicateur mécanique de vitesse. Le changement de la configuration de bobinage du stator (nombres de pôles) et donc l'utilisation des machines de type Dahlander est une solution parfois utilisée (figure 1.14), mais là encore le rendement est loin d'être optimal sur toute la plage de vent. Une autre possibilité consiste à utiliser un variateur de fréquence, mais cette solution est globalement coûteuse (variation de fréquence et multiplicateur de vitesse) et donc très rarement exploitée (figure 1.15). Ces machines peuvent être facilement utilisables dans le petit éolien car la vitesse de rotation des pâles est importante et l'entraînement direct possible. Mais, au delà d'une efficacité énergétique moindre par rapport aux systèmes à fréquence variable, la rigidité de ces chaînes dont on a déjà dit qu'elle occasionne des variations brusques de puissance, ainsi que les problèmes de décrochage du réseau en cas de chute de vent sont leurs principaux inconvénients. Cette configuration fera l'objet d'une étude détaillée dans la suite de ce mémoire.

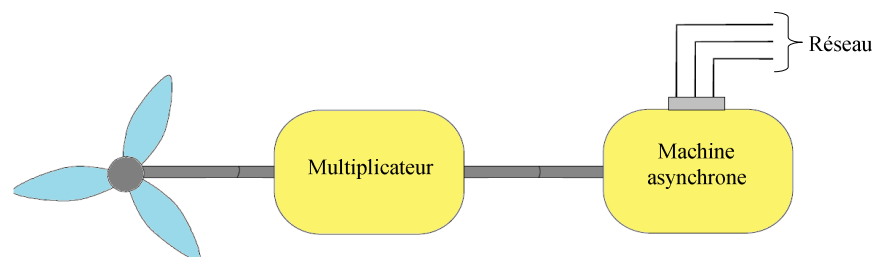


Figure 1.14: Système éolien à base de la machine asynchrone à cage.

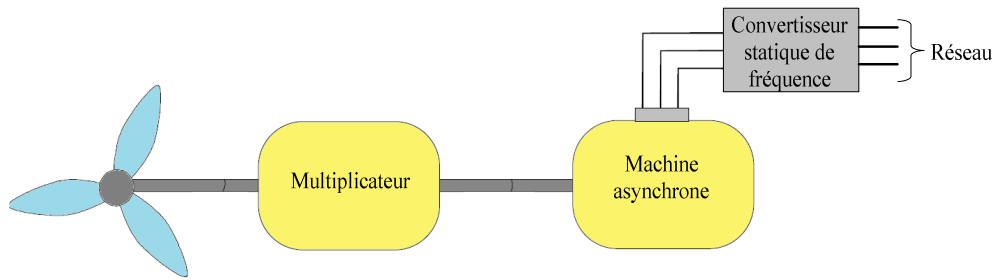


Figure 1.15: Système éolien à base de la machine asynchrone à cage à fréquence variable.

I.7.1.2 Machines asynchrones à double alimentation (MADA) (rotor bobiné)

La machine asynchrone à double alimentation (MADA) avec rotor bobiné présente un stator triphasé identique à celui des machines asynchrones classiques et un rotor contenant également un bobinage triphasé accessible par trois bagues munies de contacts glissants. Intégrée dans un système éolien, la machine a généralement son stator connecté au réseau et l'énergie rotorique varie selon différents systèmes décrits ci-dessous. Les convertisseurs utilisés sont alors dimensionnés pour une fraction de la puissance nominale de la machine. Le surcoût engendré par la présence de bobinages au rotor est alors compensée par l'économie réalisée sur le convertisseur.

I.7.1.3 Machine asynchrone à double alimentation à énergie rotorique dissipée

Cette configuration à vitesse variable est représentée sur la (figure 1.16). Le stator est connecté directement au réseau et le rotor connecté à un redresseur. Une charge résistive est alors placée en sortie du redresseur par l'intermédiaire d'un hacheur à IGBT ou à GTO [14].

Le contrôle de l'IGBT permet de faire varier l'énergie dissipée par le bobinage rotorique et de fonctionner à vitesse variable en restant dans la partie stable de la caractéristique couple/vitesse de la machine asynchrone. Le glissement est ainsi modifié en fonction de la vitesse de rotation du moteur.

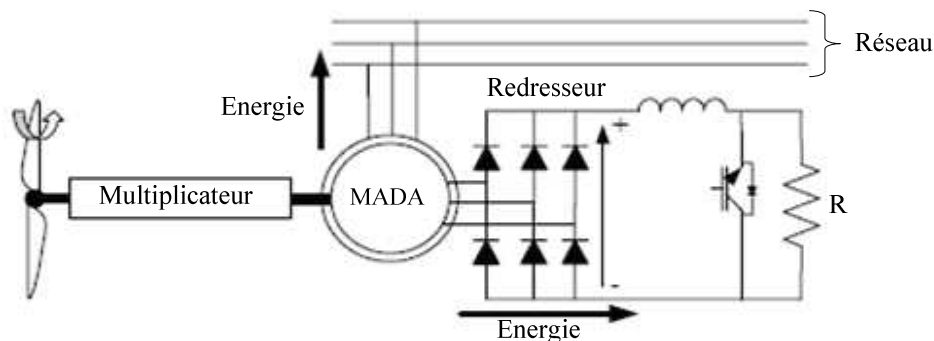


Figure 1.16 : Système éolien à base de MADA avec contrôle du glissement par l'énergie dissipée

Si le glissement devient important, la puissance extraite du rotor est élevée et est entièrement dissipée dans la résistance R , ce qui nuit au rendement du système. De plus, cela augmente la puissance transmise dans le convertisseur ainsi que la taille de la résistance. Le fabricant VESTAS dans son dispositif OPTI-SLIP a mis en œuvre ce système en utilisant des composants qui tournent avec le rotor et une transmission optique des signaux de commande. Les contacts glissants sont ainsi évités. La variation maximale du glissement obtenue dans ce procédé est de 10%.

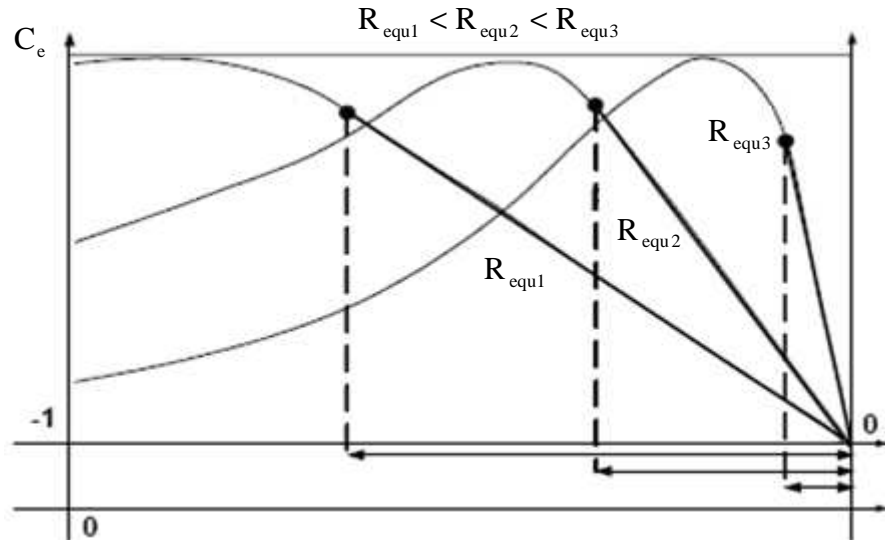


Figure 1.17: Effet de la variation de la résistance rotorique sur le couple électromagnétique

I.7.1.4 Machine asynchrone à double alimentation – structure de Kramer

Dans le but de réduire les pertes d'énergie dues à la structure du système précédent, le hacheur et la résistance sont remplacés par un onduleur qui renvoie l'énergie de glissement vers le réseau (structure de Kramer, figure 1.18) [13].

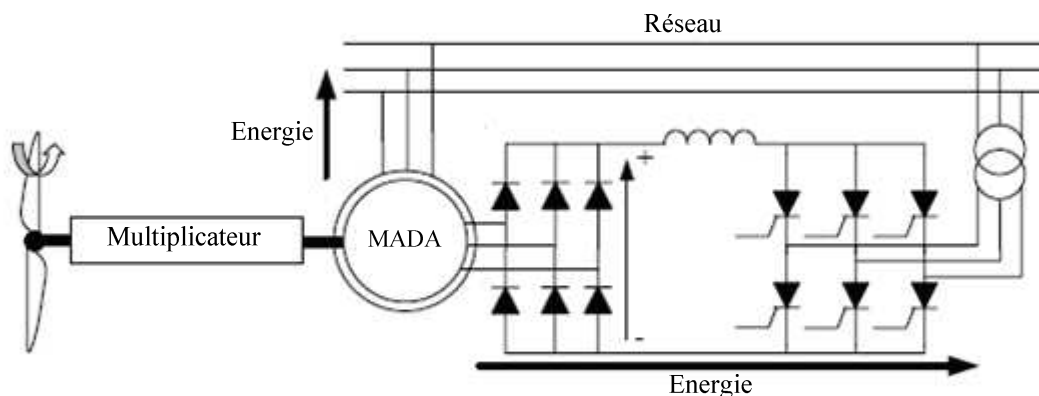


Figure 1.18: Commande de la MADA avec la structure Kramer

L'ensemble redresseur-onduleur est alors dimensionné pour une fraction de la puissance nominale de la machine. Ce système est avantageux s'il permet de réduire la taille du convertisseur

par rapport à la puissance nominale de la machine. Afin de respecter cette contrainte, le glissement est maintenu inférieur à 30%. L'utilisation de thyristors pour l'onduleur nuit au facteur de puissance ; de plus le redresseur est unidirectionnel (transfert d'énergie uniquement du rotor de la machine vers le réseau) donc le système ne peut produire de l'énergie que pour des vitesses de rotation supérieures au synchronisme. Cette solution n'est plus utilisée au profit de la structure de Scherbius avec convertisseurs à IGBT.

I.7.1.5 Machine asynchrone à double alimentation utilisée avec la structure de Scherbius avec cycloconvertisseur.

Afin d'autoriser un flux d'énergie bidirectionnel entre le rotor et le réseau, l'association redresseur-onduleur peut être remplacée par un cyclo convertisseur (figure 1.19), l'ensemble est alors appelé structure de Scherbius.

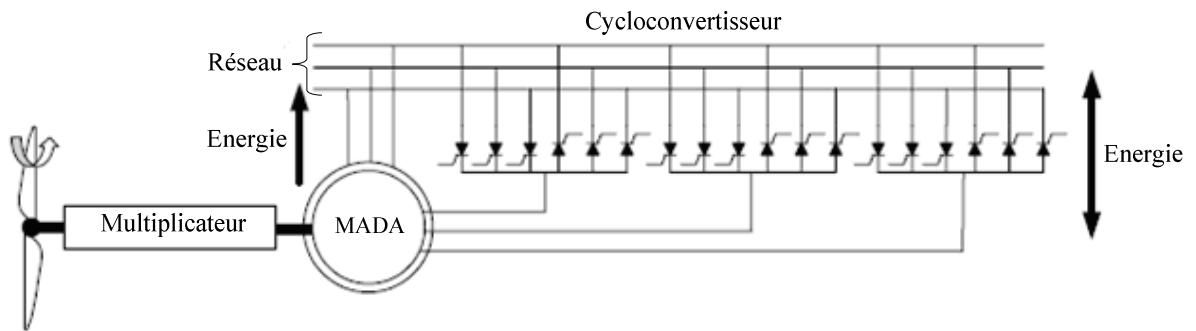


Figure 1.19 : Structure de Scherbius utilisant le cyclo convertisseur

La plage de variation de vitesse est doublée par rapport à la structure de la figure (1.18). En effet si la variation du glissement doit rester inférieure à 30% pour maintenir l'efficacité du système, cette variation peut être positive (fonctionnement hypo synchrone) ou négative (fonctionnement hyper synchrone).

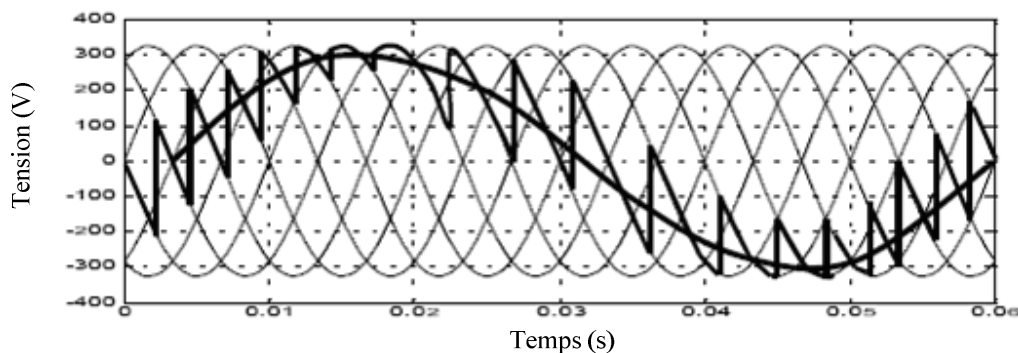


Figure 1.20 : Principe de fonctionnement du cyclo convertisseur.

Le principe du cyclo convertisseur est de prendre des fractions des tensions sinusoïdales du réseau afin de reproduire une onde de fréquence inférieure (figure 1.20). Son utilisation génère par conséquent des perturbations harmoniques importantes qui nuisent au facteur de puissance du dispositif. Les progrès de l'électronique de puissance ont conduit au remplacement du cyclo convertisseur par une structure à deux convertisseurs à IGBT commandés en MLI.

I.7.1.6 Machine asynchrone à double alimentation – structure de Scherbius avec convertisseurs à MLI

La configuration (figure 1.21) a les mêmes caractéristiques que la structure de Scherbius avec cyclo convertisseur. Toutefois les interrupteurs utilisés ici (transistors IGBT) peuvent être commandés à l'ouverture et à la fermeture et leur fréquence de commutation est plus élevée que celle des GTO [14]. L'utilisation de ce type de convertisseur permet d'obtenir des allures de signaux de sortie en modulation de largeur d'impulsions dont la modularité permet de limiter les perturbations en modifiant le spectre fréquentiel du signal (rejet des premiers harmoniques non nuls vers les fréquences élevées).

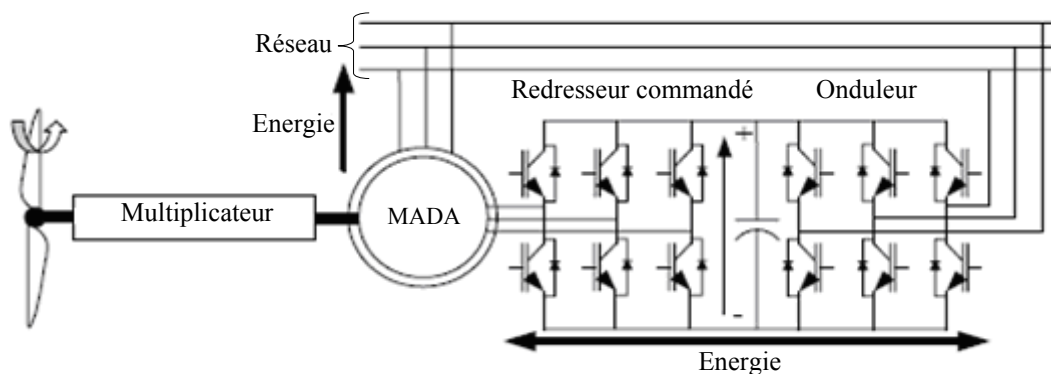


Figure 1.21 : Structure de Scherbius utilisant le convertisseur à MLI

La structure du dispositif et la philosophie de fonctionnement sont semblables à celle de la MADA de type brushless. Toutefois, malgré la présence de contacts glissants qui doivent être entretenus et remplacés périodiquement, la conception de cette machine est plus conventionnelle et plus simple que la machine brushless (un seul bobinage au stator, un autre au rotor). Plusieurs études récentes, confirmées par des réalisations industrielles, montrent la viabilité de ce dispositif dans un système éolien à vitesse variable. La bi-directionnalité du convertisseur rotorique autorise les fonctionnements hyper et hypo synchrone et le contrôle du facteur de puissance côté réseau.

Si le glissement reste inférieur à $\pm 30\%$ autour du synchronisme, le convertisseur est alors dimensionné pour un tiers de la puissance nominale de la machine et ses pertes représentent moins de 1% de cette puissance. De plus, le fonctionnement hyper synchrone permet de produire de l'énergie du stator vers le réseau mais également du rotor vers le réseau. La puissance totale ainsi

produite peut alors dépasser la puissance nominale de la machine et le facteur de puissance de l'ensemble peut être maintenu unitaire. La présence d'un convertisseur à MLI peut toutefois entraîner des dV/dt importants dans les enroulements rotoriques et faire circuler des courants de fréquences élevées dans ces mêmes enroulements.

I.7.2 Systèmes éoliens à base de la génératrice synchrone

Les machines asynchrones présentent le défaut d'imposer la présence d'un multiplicateur de vitesse. Elles sont en effet bien adaptées à des vitesses de rotation relativement importantes et un couple insuffisant pour un couplage mécanique direct sur les voilures éoliennes. Par contre, les machines synchrones sont connues pour offrir des couples très importants à dimensions géométriques convenables. Elles peuvent donc être utilisées en entraînement direct sur les turbines éoliennes. Les systèmes de ce type possèdent aussi leurs défauts. Les machines synchrones à rotor bobiné demandent un entretien régulier de système des bagues et balais. Le circuit d'excitation de l'inducteur demande la présence du réseau et une fourniture de la puissance réactive. Les sites isolés ne sont adaptés à ces génératrices qu'en présence d'une batterie de condensateurs ou d'une source de tension indépendante. Par contre, la possibilité de réglage de l'inducteur de ces machines offre un moyen supplémentaire d'ajustement du point de fonctionnement énergétique. Le couplage direct sur le réseau est proscrit car étant beaucoup trop rigide. Une électronique de puissance s'impose pour toutes les applications utilisant ce type de machine qui sont donc à vitesse variable [3]. Mais, contrairement aux génératrices MADA, la chaîne de conversion placée sur le stator doit être dimensionnée pour la totalité de la puissance du système de production. 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 (champs 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 à double alimentation. Les systèmes de ce type ont un taux de défaillance jugé faible grâce à la suppression de certaines sources de défauts : suppression du multiplicateur de vitesse et du système de bagues et balais pour les génératrices à aimants (figure 1.22). Les frais d'entretien sont alors minimisés ce qui est très intéressant dans les applications éoliennes, en particulier dans les sites difficilement accessibles. La présence obligatoire de l'électronique de puissance permet enfin une régulation simple de la vitesse de rotation et donc une optimisation énergétique efficace [3].

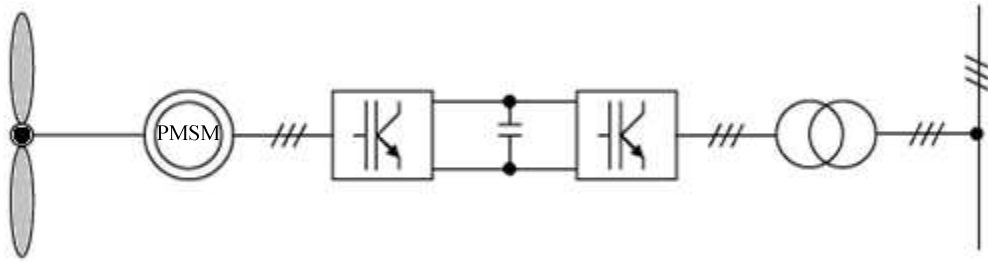


Figure 1.22 : Système éolien à base de la machine synchrone à aimants permanents.

Une autre solution (figure 1.23) est le redressement à diodes placé directement derrière la génératrice. L'optimisation de la gestion énergétique n'est alors possible que si l'excitation est réglable [3].

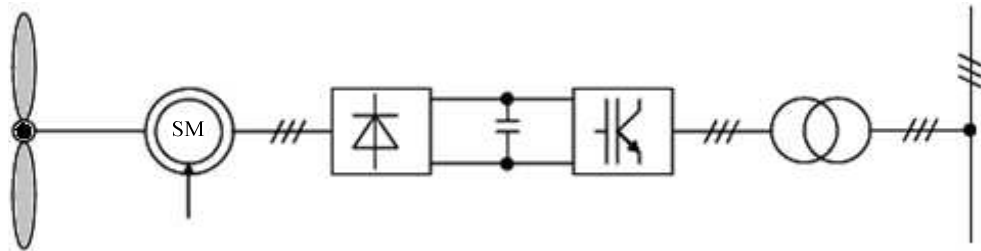


Figure 1.23 : Système éolien à base de la machine synchrone et du redresseur à diodes.

Les systèmes de très petite puissance peuvent être simplifiés radicalement. En choisissant judicieusement les paramètres (paramètres machine et tension continue) du système représenté sur la (figure 1.23), un système à vitesse non constante, à coût minimum et énergétiquement assez performant peut être obtenu [14].

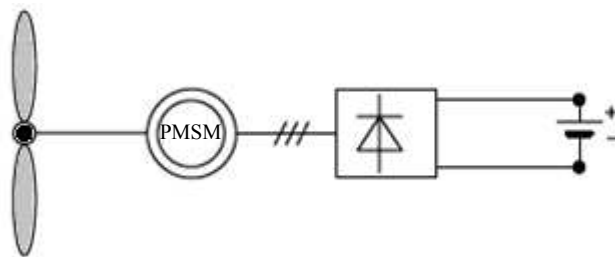


Figure 1.23 : Système éolien à coût minimum.

I.7 Avantages et inconvénients de l'énergie à base d'éolienne

La croissance de l'énergie éolienne est évidemment liée aux avantages de l'utilisation de ce type d'énergie. [8].

I.7.1 Avantage de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est:

- avant tout une énergie propre et qui respecte l'environnement;
- une énergie renouvelable, c'est à dire que, contrairement aux énergies fossiles, les générations futures pourront toujours en bénéficier;
- n'est pas non plus une énergie à risque comme l'énergie nucléaire et ne produit évidemment pas de déchets radioactifs dont on connaît la durée de vie;
- son exploitation n'est pas un procédé continu puisque les éoliennes en fonctionnement peuvent facilement être arrêtées, contrairement aux procédés continus de la plupart des centrales thermiques et nucléaires;
- source locale qui répond aux besoins locaux en énergie. Ainsi les pertes en lignes dues aux longs transports d'énergie sont moindres;
- moins chère entre les énergies renouvelables;
- elle est très intéressante pour les pays en voie de développement. Elle répond au besoin urgent d'énergie qu'ont ces pays pour se développer. L'installation d'un parc ou d'une turbine éolienne est relativement simple.

I.7.2 Inconvénients de l'énergie éolienne

Mêmes s'ils ne sont pas nombreux, l'éolien a quelques inconvénients :

- Le bruit : Le bruit aérodynamique quant à lui est lié à la vitesse de rotation du rotor, et celle-ci doit donc être limitée;
- la qualité de la puissance électrique : la source d'énergie éolienne étant stochastique, la puissance électrique produite par les aérogénérateurs n'est pas constante. La qualité de la puissance produite n'est donc pas toujours très bonne;
- la réception des ondes hertziennes peut être perturbée, ce qui provoque une image bruitée sur les récepteurs de télévision ainsi les parcs éoliens produisent des interférences avec les radars et en particulier avec les radars météorologiques;
- l'impact visuel reste néanmoins un thème subjectif.

Jusqu'à présent, le pourcentage de ce type d'énergie dans le réseau était faible, mais avec le développement de l'éolien, notamment dans les régions à fort potentiel de vent, ce pourcentage

n'est plus négligeable. Ainsi, l'influence de la qualité de la puissance produite par les aérogénérateurs augmente et par conséquent, les contraintes des gérants du réseau électrique sont de plus en plus strictes.

I.8 Conclusion

Ce premier chapitre nous a permis de faire un aperçu général sur les systèmes éoliens. On a commencé par des définitions concernant l'énergie éolienne, les composants et les différents types d'une éolienne. Après ce rappel et descriptif des notions élémentaires, on est passé à la conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique puis la conversion électromécanique où on a présenté et évalué les différentes configurations électriques qui sont utilisées dans le domaine éolien. L'évaluation a été faite sur la base des principales exigences d'un système de conversion d'énergie éolienne.

Dans le chapitre suivant, nous allons développer et simuler un modèle de la turbine éolienne basé sur une machine à courant continu qui nous permettra par la suite d'entraîner n'importe quelle génératrice éolienne.

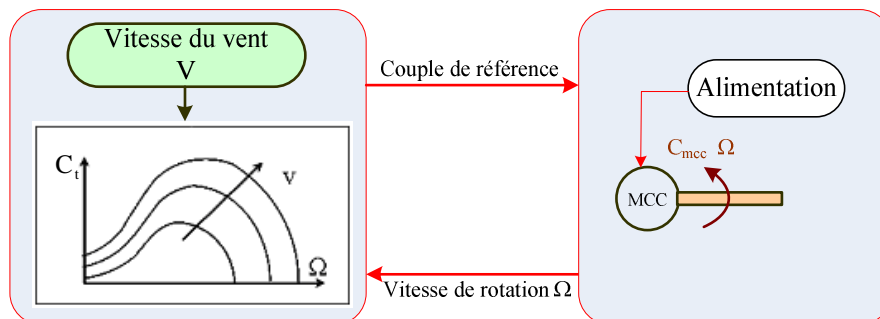
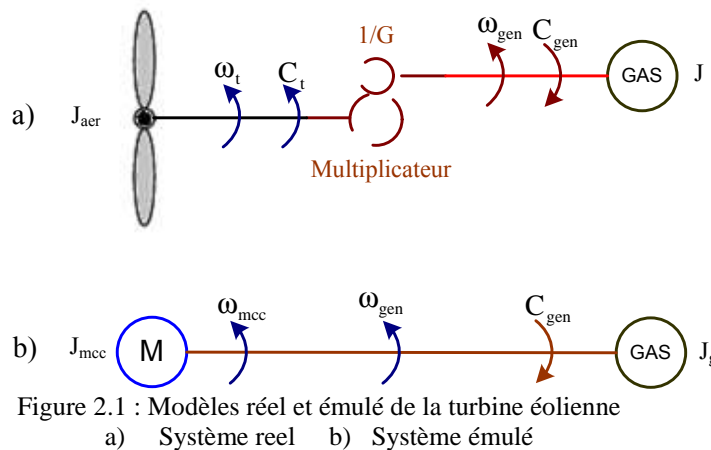
Chapitre II

Modélisation et simulation du système éolien

II. 1 Introduction

L'entraînement d'une machine électrique par un système éolien constitue une chaîne de conversion complexe dans laquelle le couple mécanique, présent sur l'arbre de transmission, dépend de la vitesse du vent et de l'éventuelle présence d'un dispositif d'orientation des pâles. Le vent étant par nature imprévisible et présentant des variations importantes, le couple résultant présente des ondulations dont il est nécessaire de tenir compte dans l'étude de la génération d'électricité par éolienne [3].

Ce chapitre est consacré aux étapes de la réalisation d'un simulateur de la turbine éolienne (sous l'environnement Matlab/Simulink) basé sur le principe de la commande d'une machine à courant continu. Pour cela on remplace les pâles, l'arbre lent, le multiplicateur et l'arbre rapide par une machine à courant continu commandée en couple afin de reproduire le comportement réel de la turbine éolienne (figure 2.1). Tout d'abord, nous présentons brièvement la modélisation individuelle de chaque élément de cet émulateur: modèle de la turbine éolienne, machine à courant continu et sa commande. Nous terminerons par la simulation de l'ensemble du modèle réalisé comme suit : les variations du vent sont appliquées au modèle de la turbine dont les variations du couple sont appliquées en référence à une machine à courant continu (figure 2.2).



II. 2 Description et modélisation du système

II. 2.1 Modèle du vent

Le vent représente la source de l'énergie électrique produite par l'éolienne. Tout en étant l'entrée et la raison d'être du système éolien, Il est également la perturbation principale. Le vent est une grandeur stochastique même si certaines de ses caractéristiques sont déterministes. On ne peut pas le représenter par des expressions exclusivement déterministes. Ce sont avant tout les paramètres statistiques qui le définissent. La vitesse du vent en un point peut être décomposée en deux composantes: une moyenne variant lentement, et l'autre avec des fluctuations tel que:

$$V(t) = V_0 + V_t(t) \quad (2.1)$$

avec:

V_0 : Valeur moyenne de la composante lente.

$V_t(t)$: Fluctuations provoquées par les turbulences.

Il existe trois niveaux de vent suivant la valeur moyenne [8]:

- Vent faible pour ($6 < V_0 < 12\text{m/s}$).
- Vent moyen ($12 < V_0 < 18\text{m/s}$).
- Vent fort ($V_0 > 18\text{m/s}$).

Les fluctuations de la vitesse du vent doivent être traitées statistiquement. L'écart type décrit la variabilité du vent et il est défini comme suit:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{\Delta t} \int_{t_0 - \frac{\Delta t}{2}}^{t_0 + \frac{\Delta t}{2}} V(t)^2 dt} \quad (2.2)$$

Il a été démontré expérimentalement que seul la composante lente introduit dans la production du couple au niveau de la pôle. Pour corriger l'effet de la composante de turbulence, on introduit un filtre passe bas (figure 2.3).

La valeur de la constante de temps dépend du diamètre du rotor et également de l'intensité de la turbulence du vent et de la vitesse moyenne du vent ($\tau = 4\text{s}$) [15].

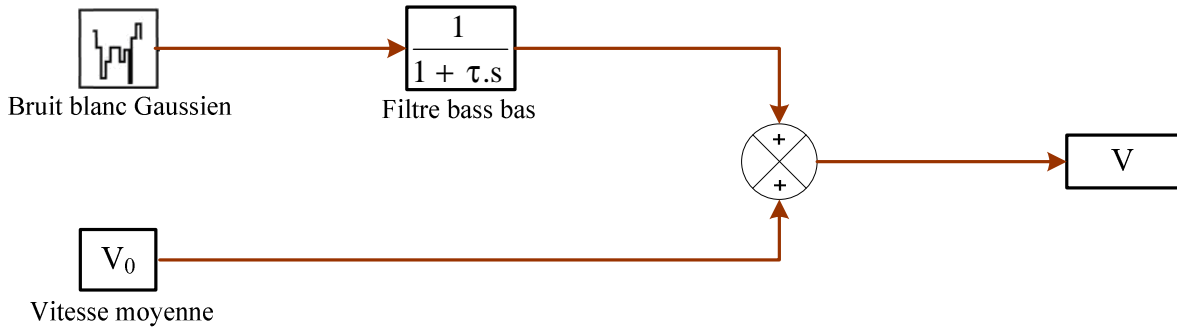


Figure 2.3 : Schéma synoptique de reconstruction du vent

II. 2.2 Modélisation de la turbine de l'éolienne :

Considérons une turbine éolienne munie des pâles de longueur R et qui entraîne une génératrice à travers un multiplicateur de gain de vitesse G (figure 2.4).

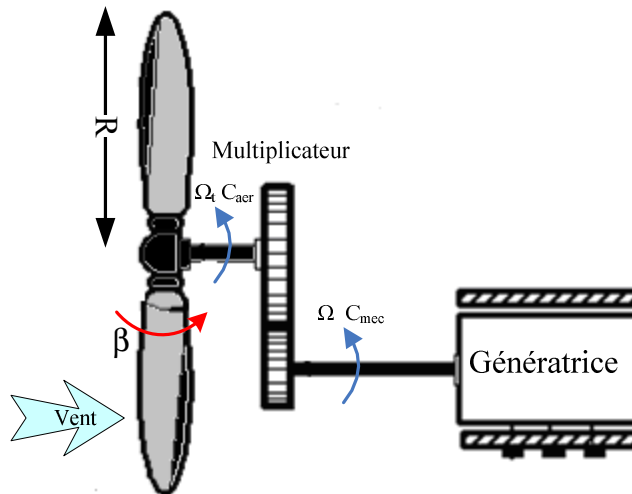


Figure 2.4 : Schéma fonctionnel de la turbine éolienne.

L'expression de la puissance aérodynamique extraite du vent et disponible au niveau de l'arbre lent (avant le multiplicateur) est donnée par l'équation (1.10). L'expression du couple aérodynamique est alors :

$$P_m = \frac{1}{2} \cdot C_p \cdot \left(\frac{\Omega_t \cdot R}{V_1} \right) \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot V_1^3 \tag{2.3}$$

avec :

$$\Omega_t = G \cdot \Omega \tag{2.4}$$

Et l'expression du couple mécanique est donc:

$$C_{\text{mec}} = \frac{C_{\text{aer}}}{G} = \frac{1}{2} \cdot C_p \cdot \left(\frac{\Omega_t \cdot R}{V_1} \right) \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot V_1^3 \cdot \frac{1}{\Omega_{\text{mec}}} \quad (2.5)$$

Le coefficient de puissance C_p est une caractéristique bien spécifique pour chaque éolienne. Pour une éolienne de puissance de 1.5 KW son expression est la suivante [16].

$$C_p(\lambda, \beta) = (0.3 - 0.0167 \cdot \beta) \cdot \sin \left[\frac{\pi \cdot (\lambda + 1)}{10 - 0.3 \cdot \beta} \right] - 0.00184 \cdot (\lambda - 3) \cdot \beta \quad (2.6)$$

Comme il a été présenté au chapitre I, le coefficient C_p présente un maximum qui ne dépasse pas la limite de **Betz** qui est de 0.59.

A partir des équations (2.3) à (2.6), on peut déduire le schéma bloc du modèle de la turbine correspondant à la (figure 2.5).

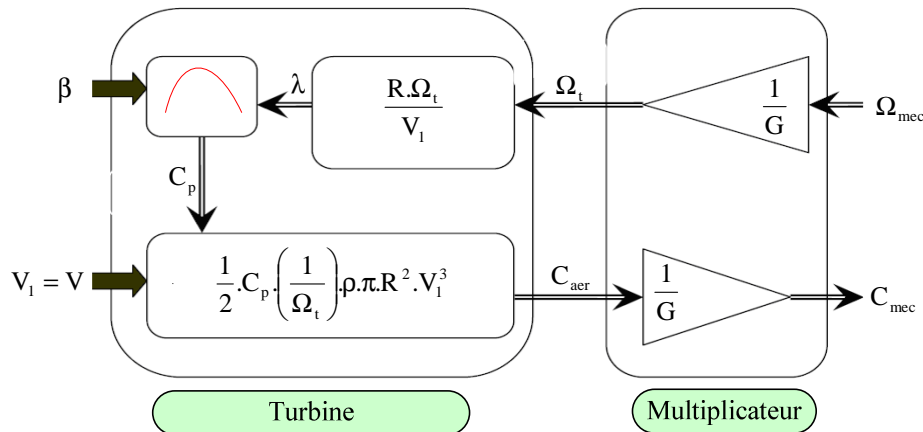


Figure 2.5 : Schéma bloc du modèle de la turbine.

Le modèle de la figure 2.5 génère le couple aérodynamique qui est appliqué au multiplicateur. Les entrées de la turbine sont la vitesse du vent, l'angle d'orientation des pâles et la vitesse de rotation de la turbine. Le modèle du multiplicateur transforme la vitesse mécanique et le couple aérodynamique respectivement en vitesse de la turbine et couple mécanique.

II.3 Système d'orientation des pâles

Le système d'orientation des pâles peut être un système hydraulique ou électrique avec machine à courant continu. Le but de ce système est d'asservir la position des pâles suivant une référence. Dans ce cas, ce système asservi peut être représenté par une fonction de transfert du premier ordre du type:

$$F(p) = \frac{\beta}{\beta_{\text{ref}}} = \frac{1}{1 + \tau_B \cdot p} \quad (2.7)$$

La figure 2.5 représente le modèle de la turbine de l'éolienne où on remplace l'entrée β par la fonction de transfert donnée par l'équation 2.7.

II.4 Emulation par association de la machine à courant continu avec hacheur à quatre quadrants.

Les hacheurs, associés aux machines à courant continu, sont de nos jours très largement utilisés dans les systèmes d'entraînement électrique [8]. La machine à courant continu est réversible, elle fonctionne en moteur si le couple et la vitesse sont de même signe et en génératrice si le couple et la vitesse sont de signes contraires. Le hacheur à quatre quadrants est lui aussi réversible car la valeur moyenne de la tension peut être positive ou négative suivant le rapport cyclique imposé, ceci quelque soit le signe de la valeur moyenne du courant.

Du point de vue méthodologique, la commande du moteur à courant continu est très importante. Il reste l'actionneur le plus employé (même si on sait que sa part du marché diminue).

II.4.1 Modélisation de la machine

Le modèle électrique équivalent de la machine à courant continu à excitation séparée est donné selon la figure (2.6) [17].

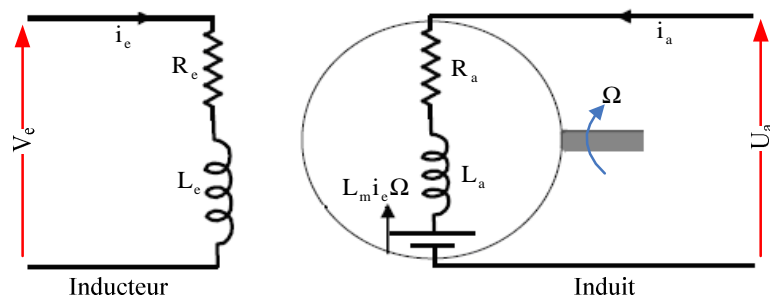


Figure 2. 6: Modèle électrique de la machine à courant continu à excitation séparée

Les équations électriques de la machine sont:

- pour le circuit d'excitation

$$V_e = R_e \cdot i_e + L_e \cdot \frac{di_e}{dt} \quad (2.8)$$

- pour le circuit d'induit

$$U_a = R_a \cdot i_a + L_a \cdot \frac{di_a}{dt} + L_m \cdot i_e \cdot \Omega \quad (2.9)$$

L'équation mécanique est donnée par :

$$j_{mcc} \cdot \frac{d\Omega}{dt} = L_m \cdot i_e \cdot i_a - f_{mcc} \Omega - C_r \quad (2.10)$$

avec:

C_r : couple résistant;

f_{mcc} : coefficient de frottement;

j_{mcc} : moment d'inertie.

Dans notre cas, la machine est à excitation séparée, le flux créé par le bobinage inducteur est donc constant. On a alors:

$$\phi_e = L_m \cdot i_e = K \quad (2.11)$$

A partir des équations électriques (induit) et mécanique, le schéma bloc du modèle de la machine à courant continu est établi (figure 2.7):

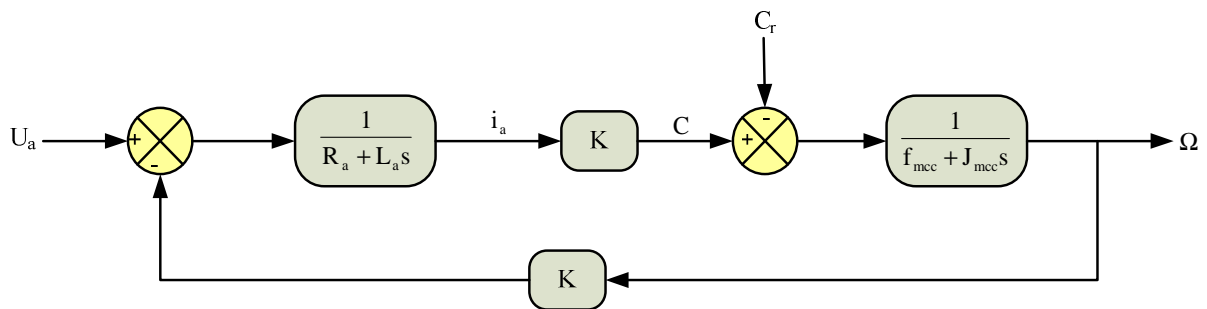


Figure 2.7 : Schéma bloc de la MCC à flux constant.

II.4.2 Alimentation de la MCC avec un hacheur à quatre quadrants

Le hacheur à quatre quadrants a une structure en H et est à commande complémentaire (figure 2.8). Il permet un fonctionnement dans les quatre quadrants du plan vitesse – couple, (figure 2.9)

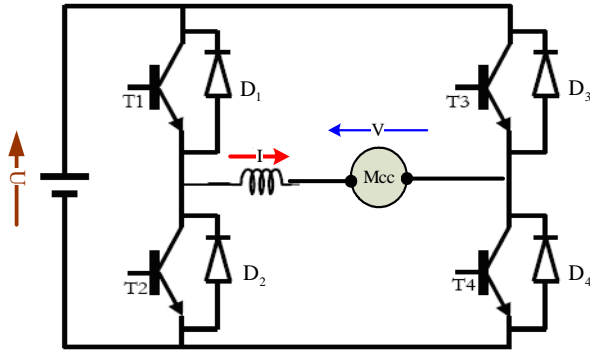


Figure 2.8 : Schéma d'un hacheur à quatre quadrants

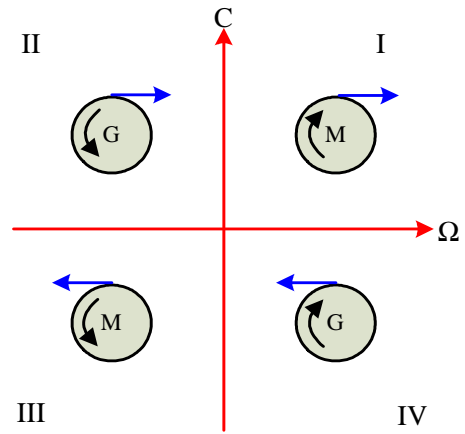


Figure 2. 9: Fonctionnement de la machine dans les quatre quadrants

Les principaux modes de fonctionnement sont résumés comme suit :

- Dans l'intervalle $[0, \alpha T]$: Les deux transistors qui conduisent sont T_1 et T_4 . La tension de sortie du convertisseur dans ce cas est alors: $V = U$.
- Dans l'intervalle $[\alpha T, T]$: Les deux transistors qui conduisent sont T_2 et T_3 . La tension de sortie du convertisseur dans ce cas est alors: $V = -U$.

La tension moyenne à la sortie de ce convertisseur est alors donnée comme suit:

$$V_m = \frac{1}{T} \left[\int_0^T U(t) dt = \frac{1}{T} \cdot \int_0^{\alpha T} U(t) dt + \int_{\alpha T}^T -U(t) dt \right] \tag{2.12}$$

α : rapport cyclique

On obtient :

$$V_m = (2\alpha - 1) \cdot U \tag{2.13}$$

Les différentes configurations possibles que peut avoir une machine à courant continu associée à un hacheur à quatre quadrants avec la forme de tension et du courant correspondants sont présentées par la figure (2.10).

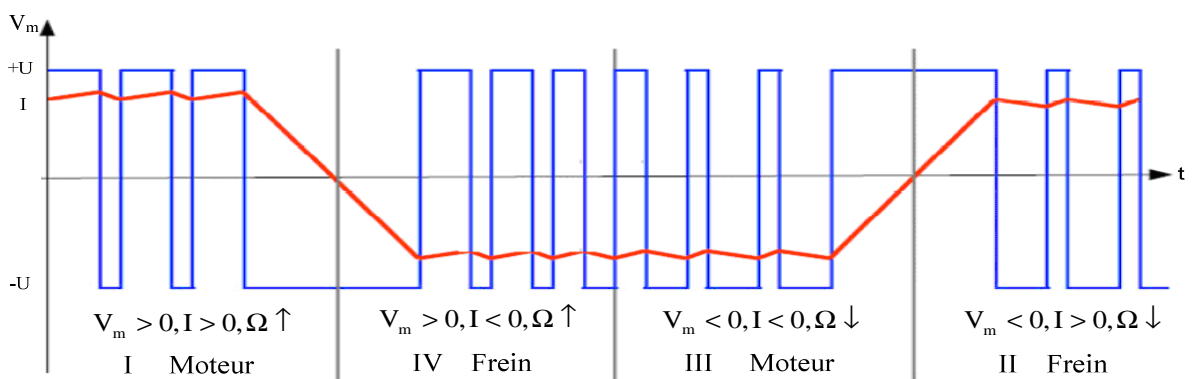


Figure 2. 10: Formes de la tension et du courant de la machine à courant continu

Les différentes configurations des interrupteurs du hacheur à quatre quadrants sont les suivantes

Configuration I :

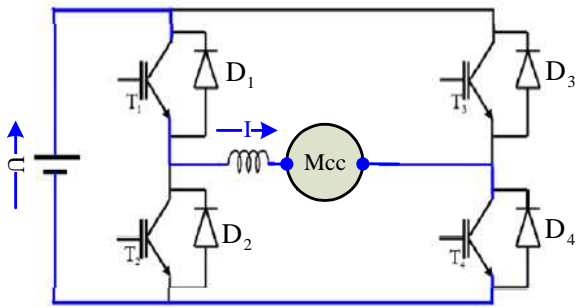


Figure 2.11 : T₁ et T₄ conduisent.

Configuration II :

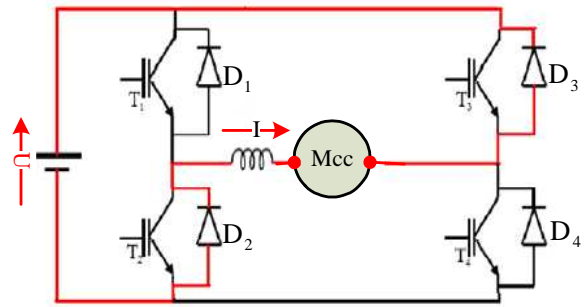


Figure 2.12 : D₂ et D₃ conduisent.

Configuration III

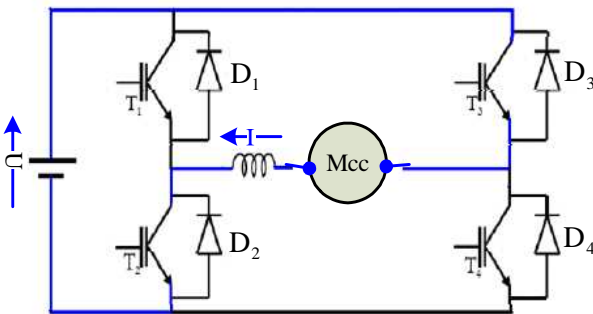


Figure 2.13 : T₂ et T₃ conduisent

Configuration IV

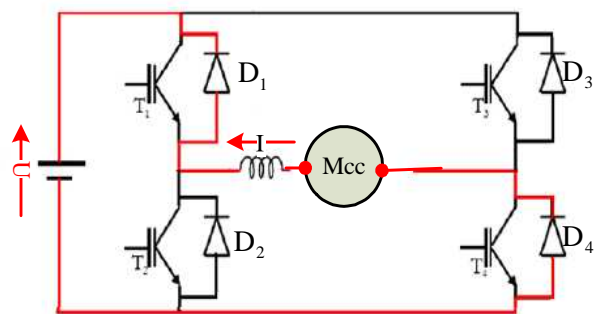


Figure 2.14 : D₁ et D₄ conduisent

II.4.3. Stratégie de commande de la machine

La machine à courant continu possède des performances de régulation exceptionnelles grâce à sa constitution et à son principe de fonctionnement. Il est caractérisé par la position en quadrature du champ produit par l'inducteur et l'induit. Il en résulte un couple proportionnel au produit vectoriel du flux par le courant d'induit.

$$C_e = K.I_a \tag{2.14}$$

La machine est commandée en couple, le couple de référence C_{ref} à laquelle on souhaite asservir le courant (image du couple) de la machine provient du modèle de l'émulateur donné par la figure (2.2).

Le régulateur de courant utilisé pour la commande en couple de la machine à courant continu est e type proportionnel intégral, car il est simple et rapide à synthétiser et à mettre en œuvre (annexe B).

II.5 Résultats de simulation

Après la modélisation des différents composants de l'émulateur de la turbine de l'éolienne, une simulation est réalisée en considérant le fonctionnement de l'éolienne à vide, (aucun couple résistant et aucune génération de puissance).

II.5.1 Variation de l'angle de calage

- Pour différentes vitesses du vent et un angle de calage considéré, $\beta = 0^\circ$.

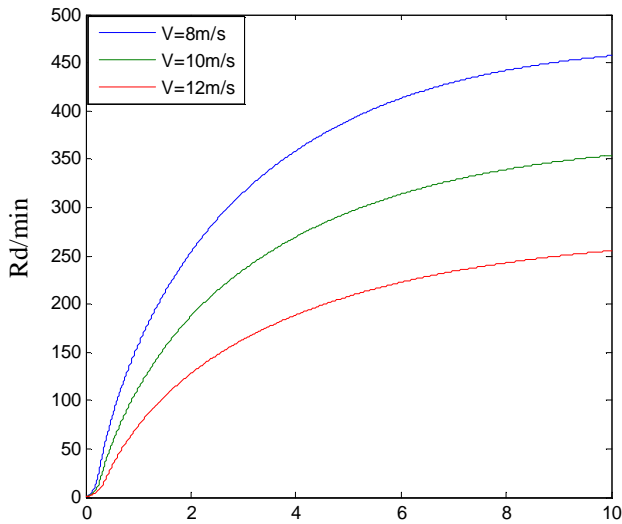


Figure 2.15: Vitesse de la turbine pour $\beta = 0^\circ$

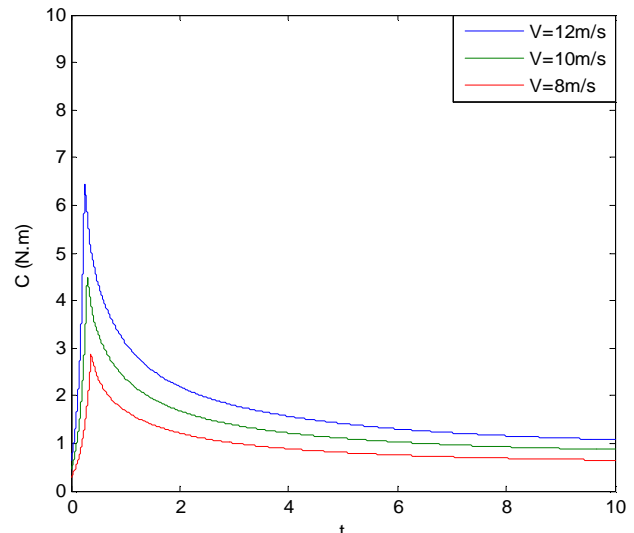


Figure 2.16: Evolution du couple de la turbine pour $\beta = 0^\circ$

- Différentes vitesses de vent et un angle de calage considéré, $\beta = 2^\circ$.

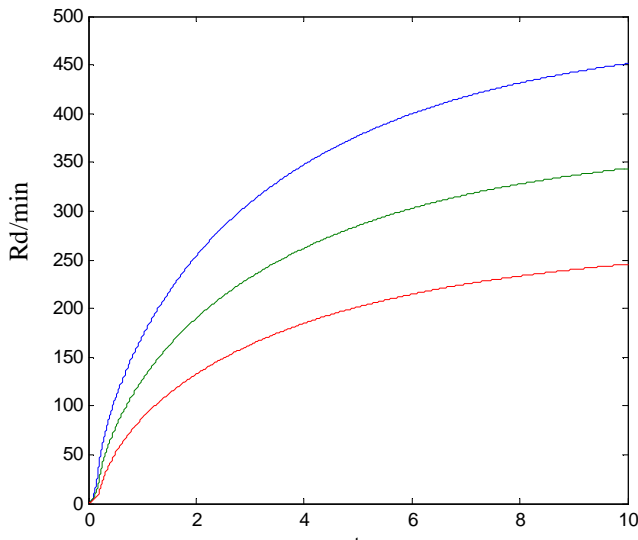


Figure 2.17: Vitesse de la turbine pour $\beta = 2^\circ$

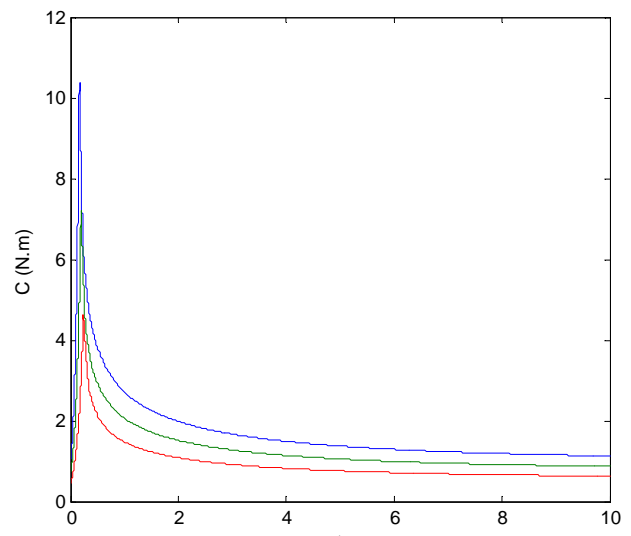
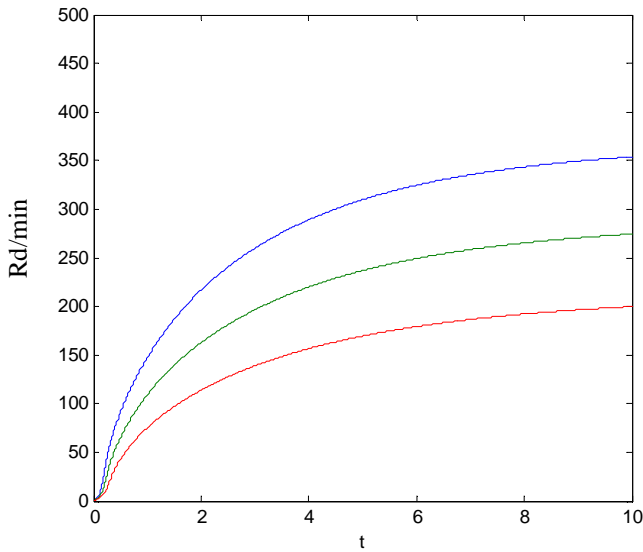
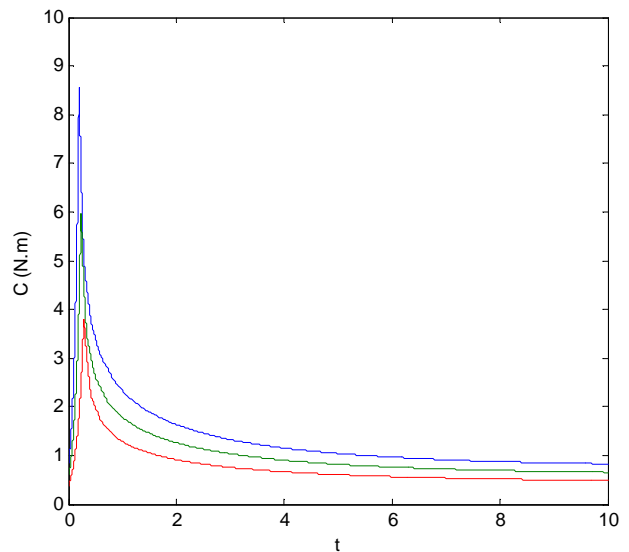


Figure 2.18: Evolution du couple de la turbine pour $\beta = 2^\circ$

- Différentes vitesses du vent et un angle de calage considéré, $\beta=6^\circ$.

Figure 2.19: Vitesse de la turbine pour $\beta=6^\circ$ Figure 2.20: Evolution du couple de la turbine pour $\beta=6^\circ$

D'après les résultats on constate qu'une augmentation de la vitesse du vent s'accompagne d'une augmentation au niveau du couple mécanique fourni par la turbine [figures (2.16-18 et 20)]. Par conséquent d'une accélération plus importante résulte une vitesse de rotation de la turbine proportionnelle à celle du vent [figures (2.15-17 et 19)]. Cette proportionnalité n'est juste que dans la zone II de la courbe typique de puissance [figure (1.10)] (zone de simulation).

Le pic au niveau de l'allure du couple mécanique représente le point où le rendement de la conversion énergétique est maximal, c'est-à-dire la valeur max du coefficient de la puissance $C_{p\max}$.

La variation d'angle de calage β provoque une augmentation de la valeur du couple max mais à certaine valeur de β ($\beta > 6^\circ$), la valeur du couple max diminue, c'est là où un décrochage aérodynamique à avoir lieu.

- Différents angles de calage et une vitesse fixe $V=12\text{m/s}$

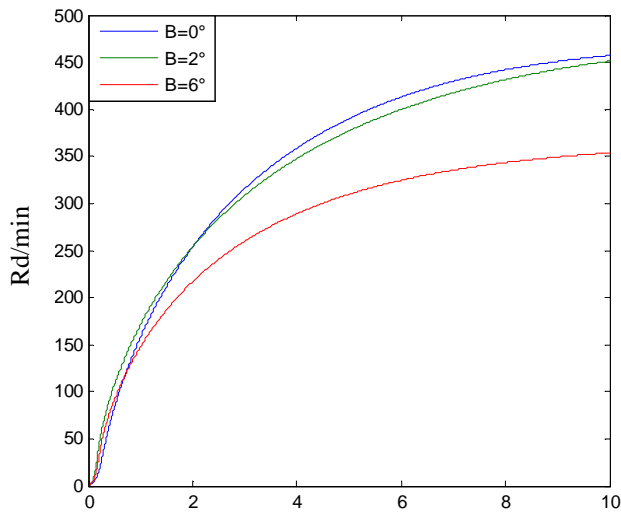


Figure 2.21: Evolution de la vitesse de la turbine pour $V = 12\text{m/s}$

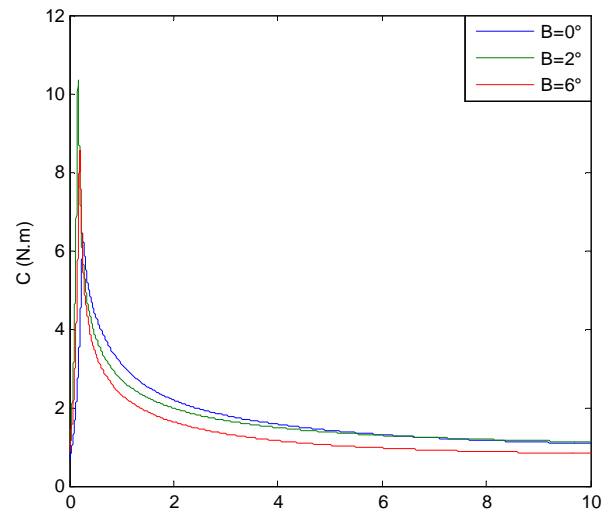


Figure 2.22: Evolution du couple de la turbine pour $V=12\text{m/s}$

- Différents angles de calage et une vitesse fixe $V=10\text{m/s}$

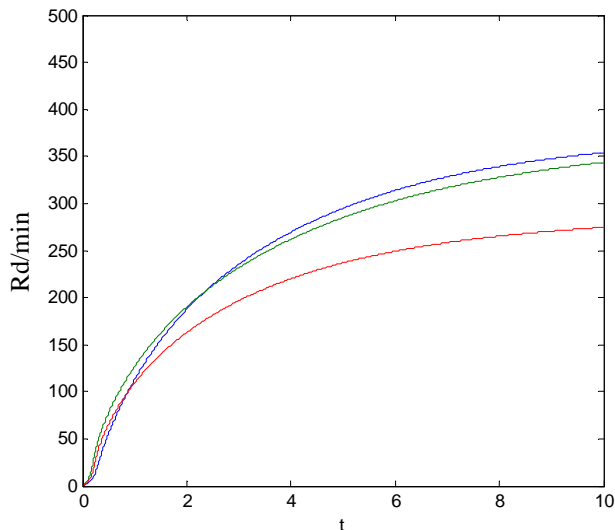


Figure 2.23: Evolution de la vitesse de la turbine pour $V = 10\text{ m/s}$

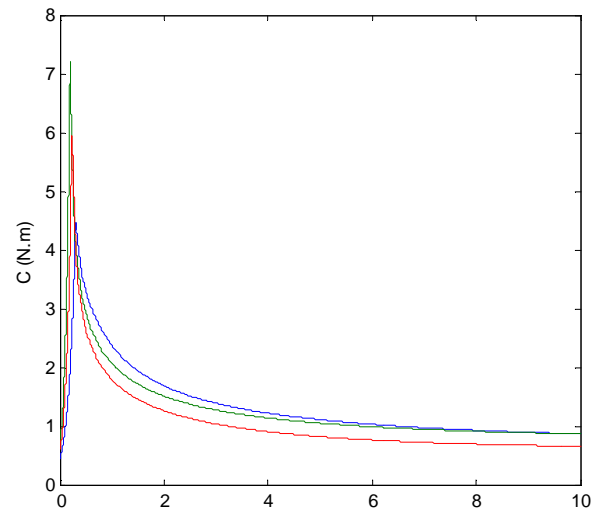


Figure 2.24: Evolution du couple de la turbine pour $V=10\text{m/s}$

D'après les résultats présentés dans les figures (2.21 à 24), on voit que pour les basses vitesses, l'augmentation d'angle de calage provoque une bonne dynamique au niveau de la turbine grâce au couple important développé. Par contre, concernant le fonctionnement à grande vitesse où les petits angles de calage sont plus efficaces.

L'application du profil du vent présenté dans la figure (2.25), permet d'avoir la réponse du système éolien est représentée par les figures (2.26 à 29).

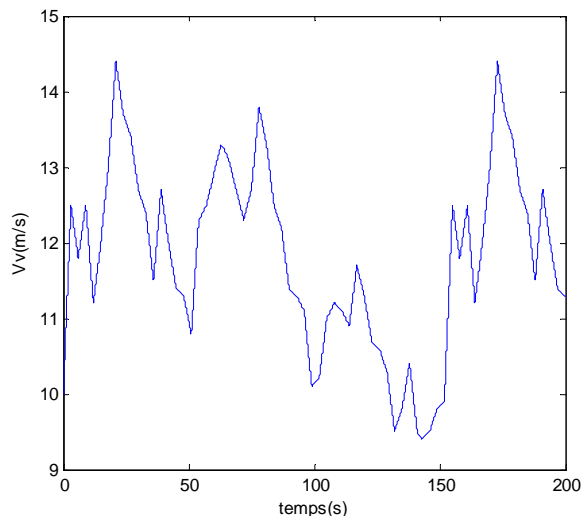


Figure 2.25: profil du vent appliqué à la turbine.

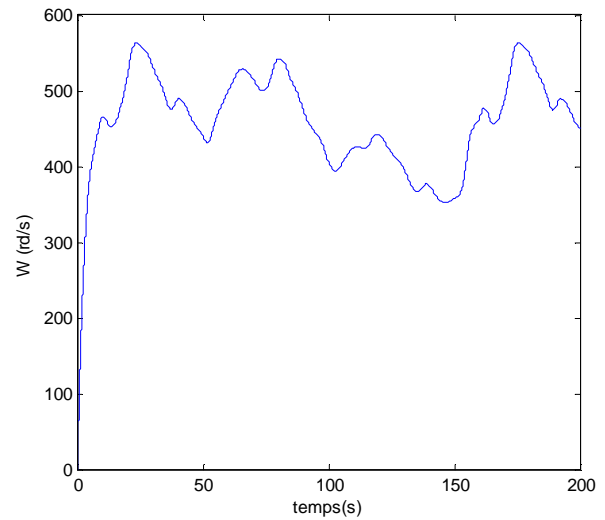


Figure 2.26: Vitesse de la MCC (tr/min)

L'application du modèle du vent donné par la figure (2.25), permet de représenter les l'allure de variation de la vitesse de rotation de la machine à courant continu figure (2.26) et le coefficient de puissance C_p , figure (2.27).

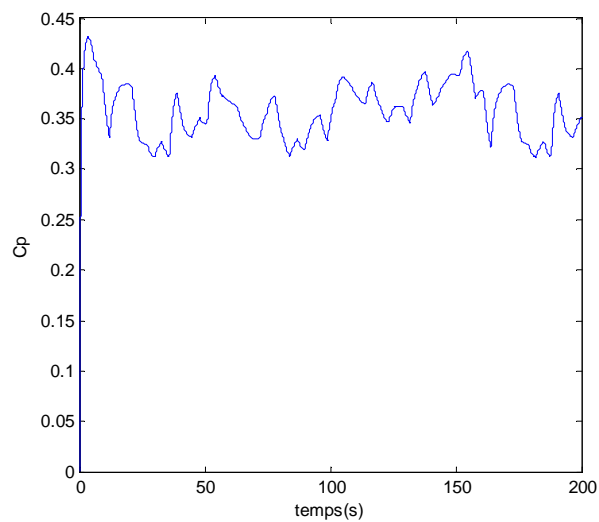


Figure 2.27: Variation du coefficient de puissance

La valeur du coefficient de puissance n'atteigne pas à la valeur théorique maximale déclarée par Betz (0,59) comme il est représenté par la figure (2.27)

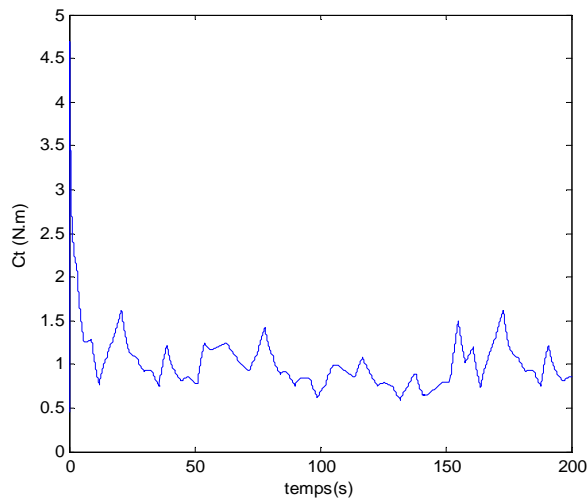


Figure 2.28: Couple de référence généré par la turbine

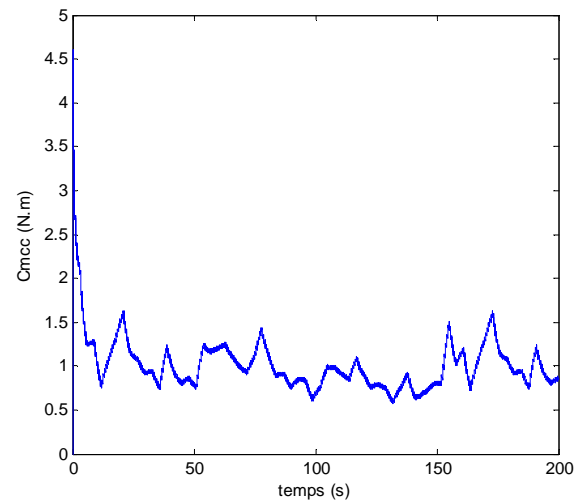


Figure 2.29: Couple mesuré produit par le moteur à courant continu

On constate que le couple mesuré suit très bien les variations du couple de référence qui lui a été imposé par le modèle de la turbine éolienne figures (2.28 et 29), ce qui montre l'efficacité du régulateur proportionnel intégral en termes de poursuite de trajectoires.

II.8 Conclusion

Ce chapitre nous a permis de décrire les étapes de modélisation d'une turbine éolienne dans le but d'entraîner une machine à courant continu destinée à reproduire les variations de couple et de vitesse d'une éolienne. Nous avons d'abord établi un modèle permettant de reproduire des variations de la vitesse du vent. Elles sont ensuite appliquées à un modèle de la turbine qu'on a établi. Le couple obtenu est alors imposé comme référence à une machine à courant continu.

Les résultats de la simulation, concernant le couple de la machine (le courant absorbé) et la vitesse de rotation, ont montré que la machine à courant continu, associée au modèle de la turbine, reproduit parfaitement les variations qu'impose un vent d'une manière réelle.

Chapitre III

Modélisation, Simulation, Expérimentation et Diagnostic de la génératrice asynchrone couplée au réseau

III.1 Introduction

La surveillance est un moyen de garantir le bon fonctionnement des systèmes. Le diagnostic est une partie de la surveillance qui a pour objectif de trouver la cause des dysfonctionnements.

Dans la première partie de ce chapitre, on décrit les défaillances les plus courantes pouvant apparaître dans la machine asynchrone ainsi que les différentes méthodes utilisées pour les diagnostiquer. Ces défaillances peuvent provoquer des pannes et par conséquent des arrêts intempestifs préjudiciables au bon fonctionnement du système ainsi qu'à la sécurité des personnes.

La mise au point d'une procédure de diagnostic à base de modèles analytiques pour la machine asynchrone recouvre un certain nombre de problèmes qui doivent être résolus. L'un de ces problèmes, de loin le plus délicat, est le problème de la synthèse de modèles décrivant le comportement de la machine. Dans la deuxième partie de ce chapitre on représente le modèle de la machine asynchrone qui tient en compte les défauts rotoriques (cassures des barres) et par le biais d'une analyse spectrale FFT, on essaiera de faire une analyse pour la détection du défaut.

III.2 Présentation des différents défauts dans la machine

Des études statistiques nous révèlent que certaines pannes sont plus fréquentes que d'autres. Parmi les pannes majeures, nous trouvons les pannes ci-dessous [18].

III.2.1 Cassures de barres et de portions d'anneaux de la cage rotorique

La détection de ces défaillances est difficile car lors de leur apparition, la machine continue de fonctionner. Ces défauts ont par ailleurs un effet cumulatif. Le courant que conduisait une barre cassée, se répartit sur les barres adjacentes. Ces barres sont alors surchargées, ce qui conduit à leur rupture et ainsi de suite jusqu'à la rupture d'un nombre suffisamment important de barres pour provoquer l'arrêt de la machine. Elles provoquent aussi une dissymétrie de répartition des courants au rotor et des à-coups de couple, ce qui va générer des vibrations et l'apparition de défauts mécaniques [19].

III.2.2 Court - circuits internes

Un court-circuit entre phases provoquerait un arrêt net de la machine. Cependant, un court-circuit au bobinage près du neutre ou entre spires n'a pas un effet aussi radical. Il conduit à un déséquilibre de phases, ce qui a une répercussion directe sur le couple [19].

III.2.3 Dissymétrie du rotor

Celui-ci provoque une variation dans l'entrefer de la machine, une répartition non homogène des courants dans le rotor et le déséquilibre des courants statoriques. Le déséquilibre des efforts sur les barres génère un couple global non constant [20].

III.3 Etude statistique des défauts

Une étude statistique, effectuée en 1988 par une compagnie d'assurance allemande de systèmes industriels sur les pannes des machines asynchrones de moyenne puissance (de 50 kW à 200 kW) a donné les résultats représentés sur la figure (3.1) [21].

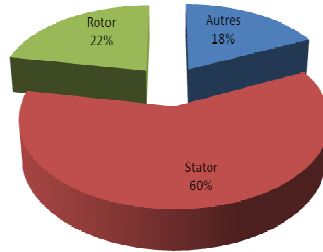


Figure 3.1: Proportions des défauts.

D'autre part les mêmes études montrent qu'entre 1973 et 1988, les pannes au stator sont passées de 78% à 60% et au rotor de 12% à 22%. Ces variations sont dues à l'amélioration des isolants sur cette période. La répartition des pannes dans les différentes parties du moteur pour deux plages de puissance est comme suit:

	50 kW < P < 100 kW	100 kW < P < 1MW
Enroulements statoriques	51%	13%
Défauts rotoriques	22%	8%
Autres	10%	34%
Couplage mécanique	9%	4%
Roulements	8%	41%

Tableau 3.1 : Répartition des pannes dans les machines Asynchrones

Les contraintes mécaniques sont plus grandes pour les machines à grande puissance ce qui explique le taux élevé des pannes dues aux roulements. Celles-ci exigent une maintenance mécanique accrue.

III.4 Méthodes de diagnostic

La connaissance et le raisonnement sont deux éléments clés dans la solution d'un problème. D'après *Puppe* [9], le diagnostic est, au niveau conceptuel, une distribution systématique des symptômes en diverses catégories de défauts. Par rapport à la connaissance et au raisonnement deux grandes classes de méthodes de diagnostic existent:

- Méthodes externes et internes: ces méthodes reposent sur la connaissance du modèle. Les méthodes externes se basent sur la connaissance issue de l'expertise humaine (méthode

externe), tandis que les méthodes internes dépendent de la connaissance obtenue à partir de modèles mathématiques du système.

- Méthodes inductives et déductives: le type de raisonnement utilisé dans la résolution du problème constitue la principale caractéristique de ces méthodes.

III.4.1 Méthodes externes

Le principe de causalité établit que: "les mêmes causes dans les mêmes conditions auront les mêmes effets". Les méthodes externes de diagnostic supposent qu'aucun modèle n'est disponible pour décrire les relations de cause à effet. La seule connaissance repose sur l'expertise humaine acquise par apprentissage [22].

III.4.2 Méthodes internes

La connaissance du modèle permet de décrire les relations de cause à effet. Ces méthodes requièrent une connaissance approfondie du fonctionnement sous la forme de modèles mathématiques. Ces méthodes utilisent un modèle pour reproduire le comportement (prédictions) du système. Les écarts sont obtenus par la comparaison des sorties et des prédictions [22].

III.4.3 Méthodes inductives

Ces méthodes de diagnostic correspondent à une approche montante en avant. Il s'agit de trouver le défaut à partir de ses effets sur le système. Ces méthodes utilisent un mécanisme de raisonnement en avant qui a pour objectif d'interpréter les symptômes ainsi que leurs combinaisons afin de trouver le défaut [23].

III.4.4 Méthodes déductives

Le raisonnement en arrière est la principale caractéristique de ces méthodes. A partir d'une connaissance a priori du défaut, la méthode déductive doit trouver quels sont les effets dans le système. Une vérification des "effets trouvés" par rapport aux "effets possibles" permet de confirmer ou d'infirmer l'existence du défaut, ce qui justifie notre raisonnement [23].

III.5 Signatures des défauts dans le spectre du courant statorique

III.5.1 Cas d'une cassure de barre rotorique

La cassure de barre est l'un des défauts les plus fréquemment rencontrés au rotor. La simulation du courant permet d'identifier les signatures de ce défaut afin de prévoir les anomalies générées dans la machine. Les courants des phases statoriques sont toujours déphasés d'un angle de 120° , cependant, la cassure de barres peut engendrer des ondulations de l'amplitude des courants. L'amplitude de cette

oscillation croit avec le nombre de barres cassées. Notons aussi que lorsqu'une barre est cassée, il est bien connu qu'un traitement approprié des signaux du courant fait apparaître des composantes dans leurs spectres aux fréquences [24]:

$$f = f_s (1 \pm 2kg), \quad k = 1, 2, \dots \quad (3.1)$$

III.5.2 Cas d'un défaut statorique

Les défauts statoriques les plus courants sont la mise en court-circuit d'une ou plusieurs spires de son bobinage, la fréquence caractéristique de ce défaut d'après [25] est:

$$f_{cs} = \left\{ \frac{n}{P} (1 - g) \pm k \right\} \quad (3.2)$$

avec :

$n=1, 2, 3, \dots$ et $k=1, 3, 5, \dots$;

P : nombre de paires de pôles;

g : glissement.

III.5.3 Cas d'une dissymétrie du rotor

Les fréquences proches du fondamental sont données d'après [26] par la relation:

$$f_{ext} = \left\{ 1 \pm n \left(\frac{1 - g}{P} \right) \right\} f_s \quad (3.3)$$

avec :

f_{ext} : fréquence d'excentricité

$n = 1, 2, 3, \dots, n \in \mathbb{N}$

g : glissement

P : nombre de paire de pôles

f_s : fréquence d'alimentation

III.5.4 Cas d'un défaut de roulement

Puisque les éléments roulants du roulement supportent le rotor, quelque soit les défauts dans les roulements, ils vont produire des mouvements radiaux entre le rotor et le stator dans la machine. Par conséquent, des variations d'entrefer génèrent dans le courant statorique des raies spectrales de fréquences:

$$f_{roul} = |f_s \pm k.f_v| \quad (3.4)$$

où :

$k=1, 2, \dots$;

f_v : fréquences caractéristiques des vibrations.

Les fréquences caractéristiques des vibrations (f_b , $f_{b.int}$ ou $f_{b.ext}$) dépendent de l'élément du roulement affecté par un défaut et sont liées aux paramètres physiques du roulement.

III.6 Modèle global de la machine asynchrone

Le rotor de la machine asynchrone à cage est assimilé à un enroulement polyphasé, chaque maille étant constituée de deux barres adjacentes et de deux portions d'anneau en court circuit. Ce modèle considère que le rotor est constitué d'autant de phases que de barres et les courants circulant dans les portions d'anneau de court circuit représentent les courants des phases rotoriques [27],[28] (figure 3.2).

Le circuit statorique est constitué d'un enroulement triphasé considéré sain et de constitution symétrique pour permettre d'avoir une force magnétomotrice sinusoïdale dans l'entrefer. Ce modèle permet de nous renseigner sur le comportement de la machine en cas de rupture totale ou partielle de barres rotoriques avec ou sans rupture de portion d'anneau [26].

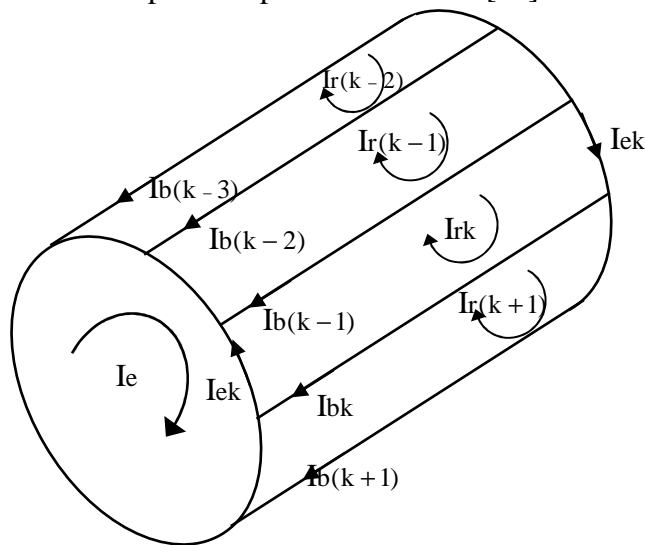


Figure 3.2: Structure de la cage du rotor

III.6.1 Calcul des inductances [26],[29] et [22]

III.6.1.1 inductances statoriques

On suppose que les enroulements statoriques sont régulièrement distribués autour de la périphérie de l'entrefer de telle sorte que l'induction résultante puisse être considérée comme sinusoïdale. Dans ce cas, l'expression de la F.m.m par phase sera:

$$F_m(\theta) = \frac{2 \cdot N_s \cdot I_s}{P \cdot \pi} \cdot \cos(P\theta) \quad (3.5)$$

θ : angle électrique décrivant une position dans l'espace.

L'induction créée dans l'entrefer est donnée par:

$$B_s(\theta) = \frac{\mu_0 \cdot N_s \cdot I_s}{e \cdot P \cdot \pi} \cos(P\theta) \quad (3.6)$$

Par conséquent, le flux magnétique dans l'entrefer est obtenu par l'intégration de l'expression (3.6) autour d'un intervalle polaire le long de la machine:

$$\phi_s = \iint_s B_s \cdot ds = \int_{-\frac{\pi}{2P}}^{\frac{\pi}{2P}} B_s \cdot R \cdot l \cdot d\theta \quad (3.7)$$

On obtient:

$$\phi_s = \frac{4}{\pi} \cdot \mu_0 \cdot \frac{N_s}{e \cdot P^2} \cdot R \cdot l \cdot I_s \quad (3.8)$$

Le flux total traversant l'enroulement de la phase 'a' dû au courant i_a est:

$$\psi_{sa} = N_s \cdot \phi_s = N_s \cdot I_s \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot N_s \cdot R \cdot l}{e \cdot P^2 \cdot \pi} \int_{-\frac{\pi}{2P}}^{\frac{\pi}{2P}} \cos(P\theta) \cdot d\theta = L_{sp} \cdot I_a \quad (3.9)$$

L'inductance principale (magnétisante) de la phase statorique 'a' est donc donnée par:

$$L_{sp} = L_{ms} = \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot N_s \cdot R \cdot l}{e \cdot P^2 \cdot \pi} \quad (3.10)$$

Le flux de fuite est donné par:

$$\phi_{fs} = L_{fs} \cdot I_s \quad (3.11)$$

L'inductance totale de la phase 'a' est égale à la somme de l'inductance de magnétisation et l'inductance de fuite:

$$L_{as} = L_{sp} + L_{fs} \quad (3.12)$$

Puisque les enroulements statoriques sont symétriques, les inductances propres des trois phases sont considérées égales : ($L_{as} = L_{bs} = L_{cs} = L_s$).

L'inductance mutuelle entre les phases statoriques est définie par la relation suivante:

$$M_s = -\frac{L_{sp}}{2} \quad (3.13)$$

III.6.1.2 Inductances rotoriques

La modélisation du rotor est illustrée par le schéma électrique équivalent par maille donné par la figure (3.2). Le rotor a été décomposé en circuits élémentaires (mailles) constitués de deux barres reliées à chaque extrémité par deux portions d'anneaux. Cette topologie de circuits rotoriques nous permettra d'envisager la rupture de n'importe quelle barre ou de portion d'anneau.

La figure (3.2) représente en fonction de θ l'allure de l'induction magnétique supposée radiale produite par une maille rotorique dans l'entrefer. On remarque que contrairement au stator, elle ne peut se ramener au fondamental de sa décomposition en série de *Fourier* [29].

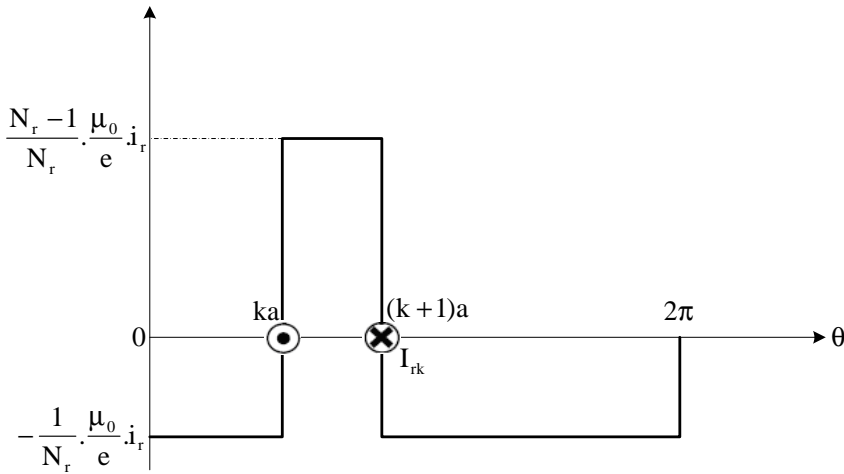


Figure 3.2: Induction magnétique produite par la maille 'k' du rotor

Chaque maille rotorique, considérée comme une bobine à une seule spire, parcourue par un courant i_{rk} , est le siège d'un flux principal exprimé par:

$$\phi_{rk} = \int_0^l dz \int_{ka}^{(k+1)a} \left(\frac{N_r - 1}{N_r} \cdot \frac{\mu_0}{e} \cdot R \cdot i_{rk} \right) \cdot d\theta = \frac{N_r - 1}{N_r^2} \cdot \mu_0 \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot R \cdot l}{e} \cdot i_{rk} \quad (3.14)$$

L'inductance principale d'une maille rotorique est:

$$L_{rp} = \frac{N_r - 1}{N_r^2} \cdot \mu_0 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{e} \cdot R \cdot l \quad (3.15)$$

L'inductance totale de la $k^{\text{ème}}$ maille rotorique est égale à la somme de son inductance principale, des inductances de fuites des deux barres et des inductances de fuites de deux portions d'anneaux de court circuit fermant la maille k .

$$L_{rr} = L_{rp} + 2.L_b + 2.L_e \quad (3.16)$$

Les mailles rotoriques sont magnétiquement couplées par l'intermédiaire du flux rotorique d'entrefer. Le flux traversant la $j^{\text{ème}}$ maille, produit par le courant i_{rk} circulant dans la maille k est donné par:

$$\phi_{rjrk} = \int_0^1 dz \cdot \int_{j_a}^{(j+1)a} \left(-\frac{1}{N_r} \cdot \frac{\mu_0}{e} \cdot R \cdot i_{rk} \right) \cdot d\theta \quad (3.17)$$

D'après l'équation (3.17), l'inductance mutuelle entre mailles rotoriques non adjacentes est exprimée par la relation:

$$M_{rr} = -\frac{1}{N_r^2} \cdot \frac{2\pi\mu_0}{e} R.l \quad (3.18)$$

L'inductance mutuelle entre la $k^{\text{ème}}$ maille et les mailles adjacentes est donnée par:

$$M_{rk(k-1)} = M_{rk(k+1)} = M_{rr} - L_p \quad (3.19)$$

III.6.1.3 Inductance mutuelle stator-rotor

L'induction produite par la bobine de la phase 'n' dans la $k^{\text{ème}}$ maille rotorique est donnée par :

$$B_{msr} = \frac{2\mu_0 \cdot N_s \cdot I_s}{e.P.\pi} \cos\left(P\theta - n \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.20)$$

Avec : $n = (1, 2, 3)$

Le flux traversant la maille 'k' est donné par:

$$\phi_{rka} = \int_{ka}^{(k+1)a} B_{msr} \cdot R \cdot d\theta \quad (3.21)$$

On obtient:

$$\phi_{rka} = \frac{2\mu_0}{\pi.e.P} \cdot N_s \cdot R.l.I_s \left[\frac{1}{P} \sin\left(P\theta - n \frac{2\pi}{3}\right) \right]_{ka}^{(k+1)a} \quad (3.22)$$

L'inductance mutuelle entre la phase 'a' du stator et la maille rotorique est:

$$M_{rka} = -M_{sr} \cos(p\theta - n \frac{2\pi}{3} + ka) \quad (3.23)$$

avec :

$$M_{sr} = \frac{4\mu_0 \cdot N_s \cdot R \cdot l}{\pi \cdot e \cdot P^2} \cdot \sin\left(\frac{a}{2}\right)$$

et

$a = P \frac{2\pi}{N_r}$: angle électrique entre deux mailles rotoriques.

III.6.2 Mise en équation

Nous utilisons une transformation de *Clarke* pour passer des grandeurs triphasées statoriques (a, b, c) aux grandeurs diphasées (α, β). Nous pouvons effectuer la simulation avec deux repères distincts pour le stator et le rotor.

Pour alléger le temps de calcul, on élimine l'angle θ de la matrice de couplage en choisissant le repère le plus adéquat et qui est celui du rotor. Dans ce repère, toutes les grandeurs ont une pulsation $g\omega_s$ en régime permanent. Cette caractéristique peut être utilisée pour l'analyse de rupture de barres rotoriques dans la machine par l'observation du courant I_{ds} .

III.6.2.1 Equations des tensions au stator

On écrit pour l'ensemble des phases statoriques:

$$[V_{sabc}] = [R_s] \cdot [I_{sabc}] + \frac{d}{dt} [\phi_{sabc}] \quad (3.24)$$

Après transformation et rotation, les équations électriques dans le repère rotorique s'écrivent :

$$V_{sdq} = R_s \cdot i_{sdq} + \omega_r \cdot [J_2] \cdot \phi_{sdq} + \frac{d\phi_{sdq}}{dt} \quad (3.25)$$

et :

$$J_2 = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\Phi_{sdq} = \begin{bmatrix} L_{sc} & 0 \\ 0 & L_{sc} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{i}_{ds} \\ \dot{i}_{qs} \end{bmatrix} - M_{sr} \cdot \begin{bmatrix} \dots & \cos(j\alpha) & \dots \\ \dots & \sin(j\alpha) & \dots \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{i}_{r0} \\ \vdots \\ \dot{i}_{rj} \\ \vdots \\ \dot{i}_{r(N_r-1)} \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

avec : $j \in [0, N_{(r-1)}]$

III.6.2.2 Equations de tensions au rotor [30]

Le rotor à cage peut être représenté par la figure (3.3) en considérant la $k^{\text{ème}}$ position des barres :

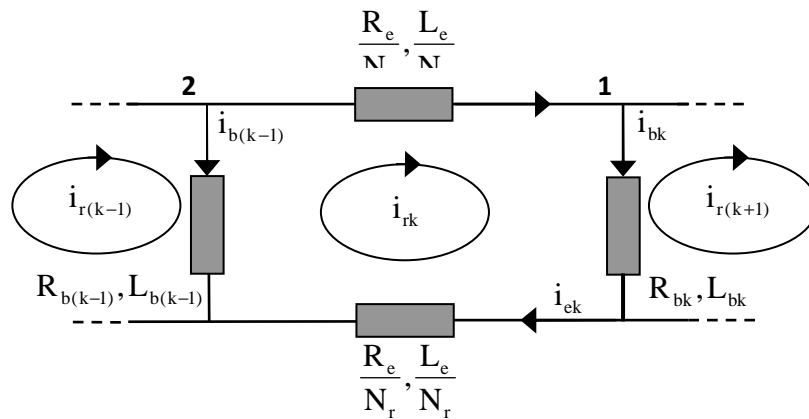


Figure 3.3: Schéma électrique équivalent des mailles rotoriques

avec :

I_{rk} : courant de la maille k ,

I_{bk} : le courant de la barre k .

Pour le nœud n° 1:

$$I_{bk} = I_{rk} - I_{r(k+1)} \quad (3.27)$$

Pour le nœud n° 2:

$$I_{b(k-1)} = I_{r(k-1)} - I_{rk} \quad (3.28)$$

L'équation électrique relative à la maille k est:

$$0 = \frac{R_e}{N_r} - R_{b(k-1)} \cdot [I_{r(k-1)} - I_{rk}] + \frac{R_e}{N_r} \cdot [I_{rk} - I_e] + R_{bk} \cdot [I_{rk} - I_{r(k+1)}] + \frac{d\phi_{rk}}{dt} \quad (3.29)$$

Cette équation devient donc:

$$0 = \frac{R_e}{N_r} I_{rk} - R_{b(k-1)} I_{b(k-1)} + \frac{R_e}{N_r} \cdot [I_{rk} - I_e] + R_{bk} \cdot I_{bk} + \frac{d\phi_{rk}}{dt} \quad (3.30)$$

Le flux induit dans la maille rotorique est donné par :

$$\begin{aligned} \phi_{rk} = & \left(L_{tp} + 2L_p + \frac{2L_e}{N_r} \right) \\ & + M_{tr} \sum_{j=0, j \neq k}^{N_r-1} L_{ij} - L_b (I_{r(k-1)} + I_{r(k+1)}) - \frac{3}{2} M_{sr} (i_{ds} \cos(k\alpha) + i_{qs} \sin(k\alpha)) - \frac{L_e}{N_r} i_e \end{aligned} \quad (3.31)$$

avec : $k \in [0, N_r - 1], k \in N$

On remarquera le facteur 3/2 par rapport à l'équation statorique à cause de la transformation de Clark. Il faut compléter le système d'équations des circuits du rotor par celle de l'anneau de court-circuit. On a alors:

$$\frac{R_e}{N_r} \cdot \sum_{k=0}^{N_r-1} I_{rk} + \frac{L_e}{N_r} \sum_{k=0}^{N_r-1} \frac{d}{dt} \cdot I_{rk} - R_e I_e - L_e \frac{d}{dt} \cdot I_e = 0 \quad (3.32)$$

Le système complet

$[L] \cdot \frac{d[I]}{dt} = [V] - [R][I]$ devient:

$$\begin{bmatrix} L_{sc} & 0 & \vdots & \dots & \dots & \dots & \dots & -M_{sr} \cos \alpha & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & L_{sc} & \vdots & \dots & \dots & \dots & \dots & -M_{sr} \sin \alpha & \dots & \dots & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \vdots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \vdots & \vdots & \vdots & L_{tp} + 2\frac{L_e}{N_r} + 2L_b & M_{tr} - L_b & M_{tr} & \dots & M_{tr} & M_{tr} - L_b & \vdots & \frac{L_e}{N_r} & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & M_{tr} - L_b & L_{tp} + 2\frac{L_e}{N_r} + 2L_b & M_{tr} - L_b & M_{tr} & \dots & M_{tr} & \vdots & \vdots & \vdots \\ -\frac{3}{2} M_{sr} \cos \alpha & -\frac{3}{2} M_{sr} \sin \alpha & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & M_{tr} - L_b & M_{tr} & \dots & M_{tr} & M_{tr} - L_b & L_{tp} + 2\frac{L_e}{N_r} + 2L_b & \vdots & \frac{L_e}{N_r} & \vdots \\ \dots & \dots & \vdots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \vdots & \frac{L_e}{N_r} & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \frac{L_e}{N_r} & \vdots & L_e \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ \vdots \\ I_{r0} \\ \vdots \\ I_{ij} \\ \vdots \\ I_{r(N_r-1)} \\ \vdots \\ I_e \end{bmatrix} =$$

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ \dots \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R_s & -\omega L_{sc} & \vdots & \dots & \dots & \dots & -M_{sr} \omega \sin \alpha & \dots & \dots & \vdots & 0 \\ -\omega L_{sc} & R_s & \vdots & \dots & \dots & \dots & -M_{sr} \omega \cos \alpha & \dots & \dots & \vdots & 0 \\ \dots & \dots & \vdots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \vdots & \dots \\ 0 & 0 & \vdots & -\frac{2R_e}{N_r} + R_{b0} + R_{b(N_r-1)} & -R_{b0} & 0 & 0 & \dots & -R_{b(N_r-1)} & \vdots & -\frac{R_e}{N_r} \\ 0 & 0 & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \vdots & 0 & -R_{b(k-1)} & \frac{2R_e}{N_r} + R_{bk} + R_{b(k-1)} & -R_{bk} & 0 & \dots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \vdots & -R_{b(N_r-1)} & 0 & 0 & -R_{b(N_r-2)} & -\frac{2R_e}{N_r} + R_{b(N_r-2)} + R_{b(N_r-1)} & \dots & \vdots & -\frac{R_e}{N_r} \\ \dots & \dots & \vdots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \vdots & \dots \\ 0 & 0 & \vdots & -\frac{R_e}{N_r} & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \vdots & -R_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ \vdots \\ I_{r0} \\ \vdots \\ I_{ij} \\ \vdots \\ I_{r(N_r-1)} \\ \vdots \\ I_e \end{bmatrix} =$$

(3.33)

Le couple électromagnétique est obtenu par dérivation de la co-énergie:

$$C_{em} = \frac{3}{2} \cdot P [i_{sdq}]^t \frac{\delta}{\delta \theta} \begin{bmatrix} \cdots & -M_{sr} \cos(\theta + k\alpha) & \cdots \\ \cdots & -M_{sr} \sin(\theta + k\alpha) & \cdots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vdots \\ I_{rk} \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

L'équation du couple électromagnétique a pour expression:

$$C_{em} = \frac{3}{2} \cdot P \cdot M_{sr} \left\{ i_{ds} \sum_{k=0}^{N_r-1} I_{rk} \sin k\alpha - i_{qs} \sum_{k=0}^{N_r-1} I_{rk} \cos k\alpha \right\} \quad (3.35)$$

On ajoute les équations mécaniques afin d'avoir la vitesse ω et la position angulaire du rotor θ .

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \omega = \frac{1}{J} (C_{em} - C_r - K_0 \cdot \omega) \\ \frac{d}{dt} \theta = \omega \end{cases} \quad (3.36)$$

III.7 Modèle réduit de la machine

La représentation d'état du modèle fait apparaître un système d'ordre très élevé car il est constitué des équations des tensions des phases statoriques et des phases rotoriques et des équations électromécaniques. Nous avons appliqué une transformation de *Park* étendue au système rotorique de manière à transformer ce système à N_r phases en un système (d, q). [26]

Nous pouvons définir un vecteur d'état $[X]$ qui, après l'application de cette matrice de transformation, donnera:

$$[X_{odqs}] = [T_{3 \times 3}(\theta_s)] [X_{abcs}] \Rightarrow [X_{abcs}] = [T_{3 \times 3}(\theta_s)]^{-1} \cdot [X_{odqs}] \quad (3.37)$$

$$[X_{odqr}] = [T_{3 \times N_r}(\theta_r)] [X_{abcr}] \Rightarrow [X_{abcr}] = [T_{3 \times N_r}(\theta_r)]^{-1} \cdot [X_{odqr}] \quad (3.38)$$

avec:

$$[T_{3 \times N_r}(\theta_r)] = \frac{2}{N_r} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{2} & \cdots & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \\ \cos(\theta_r) & \cdots & \cos(\theta_r - k.P. \frac{2\pi}{N_r}) & \cos(\theta_r - (N_r - 1)k.P. \frac{2\pi}{N_r}) \\ -\sin(\theta_r) & \cdots & -\sin(\theta_r - k.P. \frac{2\pi}{N_r}) & -\sin(\theta_r - (N_r - 1)k.P. \frac{2\pi}{N_r}) \end{bmatrix} \quad (3.39)$$

et

$$[\mathbf{T}_{3 \times N_r}(\theta_r)]^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & \cos(\theta_r) & -\sin(\theta_r) \\ 1 & \cos(\theta_r - k.P. \frac{2\pi}{N_r}) & -\sin(\theta_r - k.P. \frac{2\pi}{N_r}) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \cos(\theta_r - (n-1)k.P. \frac{2\pi}{N_r}) & -\sin(\theta_r - (n-1)k.P. \frac{2\pi}{N_r}) \end{bmatrix} \quad (3.40)$$

Soit pour la partie statorique:

$$[\mathbf{V}_s] = [\mathbf{R}_s][\mathbf{I}_s] + \frac{d}{dt} \{[\mathbf{L}_s][\mathbf{I}_s]\} + \frac{d}{dt} \{[\mathbf{M}_{sr}][\mathbf{I}_{rk}]\} \quad (3.41)$$

L'application de la transformation donne:

$$\begin{aligned} [\mathbf{V}_{odqs}] &= \{[\mathbf{T}(\theta_s)][\mathbf{R}_s][\mathbf{T}(\theta_s)]^{-1}\}[\mathbf{I}_{odqs}] + \{[\mathbf{T}(\theta_s)][\mathbf{L}_s][\mathbf{T}(\theta_s)]^{-1}\} \frac{d}{dt} [\mathbf{I}_{odqs}] \\ &+ \left\{ [\mathbf{T}(\theta_s)][\mathbf{L}_s] \frac{d}{dt} [\mathbf{T}(\theta_s)]^{-1} \right\} \cdot [\mathbf{I}_{odqs}] + \{[\mathbf{T}(\theta_s)][\mathbf{M}_{sr}][\mathbf{T}_{3 \times N_r}][\mathbf{T}(\theta_r)]^{-1}\} \frac{d}{dt} [\mathbf{I}_{odqr}] \\ &+ \left\{ [\mathbf{T}(\theta_s)] \frac{d}{dt} \{[\mathbf{M}_{sr}][\mathbf{T}_{3 \times N_r}][\mathbf{T}(\theta_r)]^{-1}\} \right\} \cdot [\mathbf{I}_{odqr}] \end{aligned} \quad (3.42)$$

Pour la partie rotorique:

$$[\mathbf{V}_r] = [\mathbf{R}_r][\mathbf{I}_{rk}] + \frac{d}{dt} \{[\mathbf{L}_r][\mathbf{I}_{rk}]\} + \frac{d}{dt} \{[\mathbf{M}_{sr}][\mathbf{I}_s]\} \quad (3.43)$$

Nous obtenons de la même façon:

$$\begin{aligned} [\mathbf{V}_{odqr}] &= \{[\mathbf{T}(\theta_r)][\mathbf{R}_r][\mathbf{T}(\theta_r)]^{-1}\}[\mathbf{I}_{odqr}] + \{[\mathbf{T}(\theta_r)][\mathbf{L}_r][\mathbf{T}(\theta_r)]^{-1}\} \frac{d}{dt} [\mathbf{I}_{odqr}] \\ &+ \left\{ [\mathbf{T}(\theta_r)][\mathbf{M}_{sr}] \frac{d}{dt} [\mathbf{T}(\theta_r)]^{-1} \right\} \cdot [\mathbf{I}_{odqr}] + \left\{ [\mathbf{T}(\theta_r)] \frac{dy}{dx} [\mathbf{M}_{sr}][\mathbf{T}(\theta_s)]^{-1} \right\} \frac{d}{dt} [\mathbf{I}_{odqs}] \end{aligned} \quad (3.44)$$

En choisissant un référentiel lié au rotor et après simplifications, nous obtenons un modèle de taille réduite pour la machine asynchrone:

$$\begin{bmatrix} L_{cs} & 0 & -\frac{N_r}{2}M_{sr} & 0 & \vdots & 0 \\ 0 & L_{cs} & 0 & -\frac{N_r}{2}M_{sr} & \vdots & 0 \\ -\frac{3}{2}M_{sr} & 0 & L_{dqr} & 0 & \vdots & 0 \\ 0 & -\frac{3}{2}M_{sr} & 0 & L_{dqr} & \vdots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \vdots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & L_e \end{bmatrix} \cdot \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{dr} \\ I_e \end{bmatrix} =$$

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_s & -\omega L_{cs} & 0 & \frac{N_r}{2}\omega M_{sr} & \vdots & 0 \\ -\omega L_{cs} & R_s & -\frac{N_r}{2}\omega M_{sr} & 0 & \vdots & 0 \\ 0 & 0 & R_{ddr} & 0 & \vdots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_{qqr} & \vdots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \vdots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & R_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{dr} \\ I_e \end{bmatrix} \quad (3.45)$$

avec :

$$\begin{cases} L_{dqr} = L_{rp} - M_{rr} + \frac{2L_e}{N_r} + 2L_e(1 - \cos \alpha) \\ R_{dqr} = 2 \cdot \frac{R_e}{N_r} + 2R_b(1 - \cos \alpha) \end{cases} \quad (3.46)$$

III.7.1 Modèle réduit tenant compte du défaut de cassure de barres

La procédure la plus simple, pour faire croître de façon significative la valeur de la barre incriminée, consiste à additionner à la matrice des résistances rotoriques $[R_r]$ une nouvelle matrice $[R'_r]$ où chaque élément caractérise la défaillance de la barre d'indice k . En utilisant la matrice de transformation étendue, nous obtenons une matrice d'ordre 2 pour le rotor. La matrice de défaut rotorique s'écrit:

$$[\mathbf{R}'_r] = \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & \dots \\ \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots & \dots \\ \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots & \dots \\ \vdots & \dots & \vdots & \vdots & \vdots & \dots \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & \dots \\ 0 & \dots & \mathbf{R}'_{bk} & -\mathbf{R}'_{bk} & 0 & \dots \\ 0 & \dots & -\mathbf{R}'_{bk} & \mathbf{R}'_{bk} & 0 & \dots \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & \dots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & 0 & \dots \end{bmatrix} \quad (3.47)$$

En appliquant la matrice de transformation étendue de *Park*, la matrice de défaut rotorique s'écrit:

$$[\mathbf{R}_{rfdq}] = [\mathbf{T}(\theta_r)][\mathbf{R}_{rf}][\mathbf{T}(\theta_r)]^{-1} = [\mathbf{T}(\theta_r)]\{[\mathbf{R}_r] + [\mathbf{R}'_r]\}[\mathbf{T}(\theta_r)]^{-1} \quad (3.48)$$

Ou encore:

$$[\mathbf{R}_{rfdq}] = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{rdd} & \mathbf{R}_{rdq} \\ \mathbf{R}_{rqd} & \mathbf{R}_{rqq} \end{bmatrix} \quad (3.49)$$

où les quatre termes de cette matrice sont:

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{R}_{rdd} = 2.\mathbf{R}_b(1 - \cos \alpha) + 2\frac{\mathbf{R}_e}{\mathbf{N}_r} + \frac{2}{\mathbf{N}_r}(1 - \cos \alpha)\sum_k \mathbf{R}_{bfk}(1 - \cos(2k-1).\alpha) \\ \mathbf{R}_{rdq} = -\frac{2}{\mathbf{N}_r}(1 - \cos \alpha)\sum_k \mathbf{R}_{bfk}(1 - \sin(2k-1).\alpha) \\ \mathbf{R}_{rqd} = -\frac{2}{\mathbf{N}_r}(1 - \cos \alpha)\sum_k \mathbf{R}_{bfk}(1 - \sin(2k-1).\alpha) \\ \mathbf{R}_{rqq} = 2.\mathbf{R}_b(1 - \cos \alpha) + 2\frac{\mathbf{R}_e}{\mathbf{N}_r} + \frac{2}{\mathbf{N}_r}(1 - \cos \alpha)\sum_k \mathbf{R}_{bfk}(1 - \cos(2k-1).\alpha) \end{array} \right. \quad (3.50)$$

L'indice 'k' caractérise la barre cassée.

Nous disposons maintenant d'un modèle ramené à l'ordre 5 pour la partie électrique. Les équations régissant le fonctionnement du moteur asynchrone avec ou sans défauts au rotor deviennent:

$$\begin{bmatrix} L_{cs} & 0 & -\frac{N_r}{2} M_{sr} & 0 & \vdots & 0 \\ 0 & L_{cs} & 0 & -\frac{N_r}{2} M_{sr} & \vdots & 0 \\ -\frac{3}{2} M_{sr} & 0 & L_{dqr} & 0 & \vdots & 0 \\ 0 & -\frac{3}{2} M_{sr} & 0 & L_{dqr} & \vdots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \vdots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & L_e \end{bmatrix} \cdot \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{dr} \\ I_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_s & -\omega L_{cs} & 0 & \frac{N_r}{2} \omega M_{sr} & \vdots & 0 \\ -\omega L_{cs} & R_s & -\frac{N_r}{2} \omega M_{sr} & 0 & \vdots & 0 \\ 0 & 0 & R_{ddr} & R_{dqr} & \vdots & 0 \\ 0 & 0 & R_{qdr} & R_{qqr} & \vdots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \vdots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & R_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{dr} \\ I_e \end{bmatrix} \quad (3.51)$$

Pour la partie mécanique, après l'application de la transformation généralisée sur l'expression du couple, on obtient:

$$C_e = \frac{3}{2} P \cdot \frac{N_r}{2} M_{sr} (I_{ds} \cdot I_{qr} - I_{qs} \cdot I_{dr}) \quad (3.52)$$

La sous-matrice, relative à la résistance rotorique, est un bon indicateur de la présence d'un défaut. En effet, en cas de défaut R_{rdd} et R_{rqd} ne sont plus égaux comme c'est le cas pour la machine saine. En outre, les termes R_{rdq} et R_{rqd} prennent une valeur non nulle, ce qui témoigne de la présence d'un défaut au rotor [20], [23] et [29].

III.7.2 simulation du model de la taille réduit en régime moteur

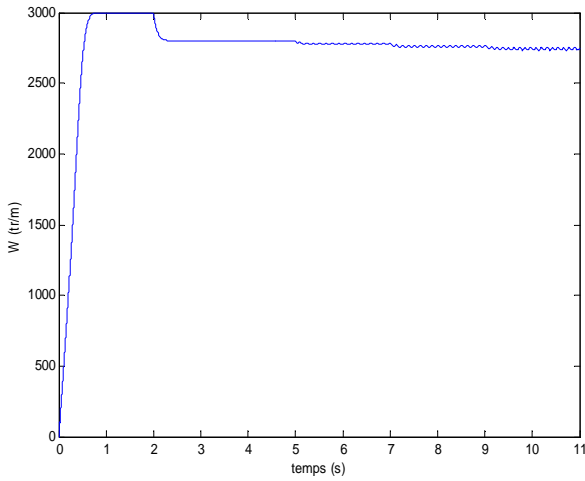
Les paramètres de la machine utilisée en simulation sont donnés en annexe B.

Les figures ci-dessous, présentent les résultats obtenus par simulation du modèle réduit .

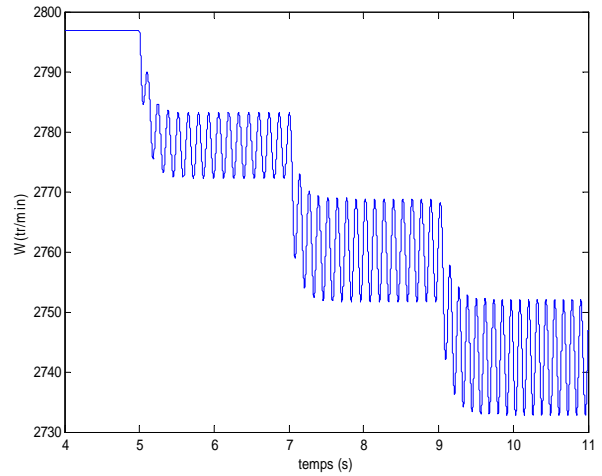
La simulation du modèle du moteur asynchrone avec un rotor sain et en présence des défauts est montrée le couple électromagnétique par la courbe de la figure(3.4.c.d),La vitesse est présentée à la figure (3.4.a.b).

Le courants statorique est représenté sur les figures (3.4.e.f).

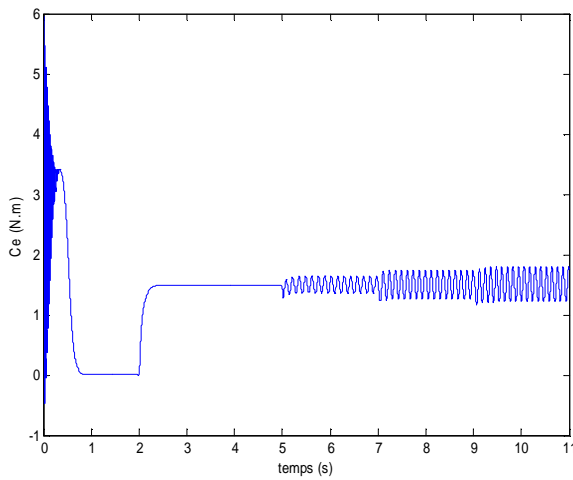
Toutes les courbes correspondent bien à un fonctionnement normal d'un moteur asynchrone.



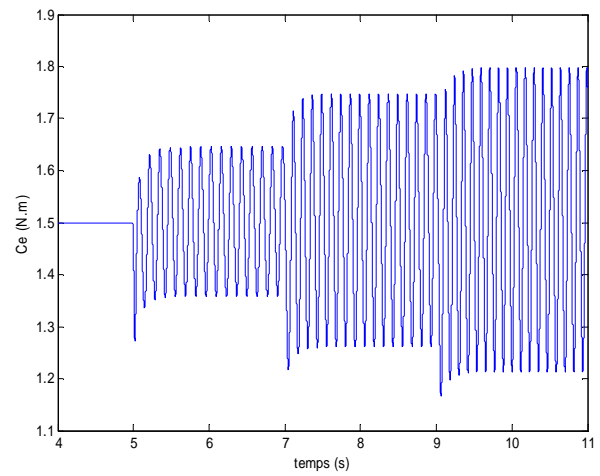
a): Vitesse de rotation (tr/m).



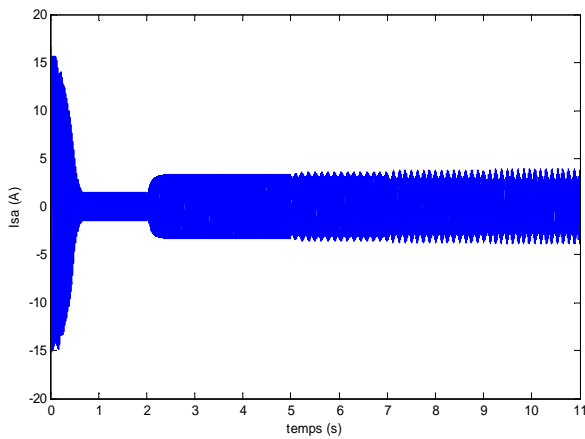
b): Zoom de la vitesse de rotation.



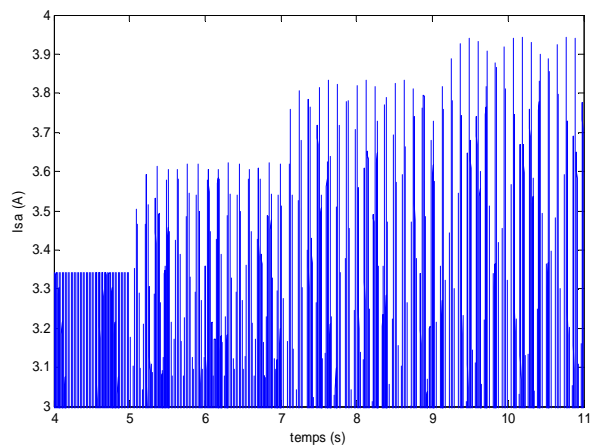
c): Couple électromagnétique (N.m)



d): Zoom du couple électromagnétique



e): Courant statorique (A)



f): Zoom du courant statorique

Figure.3.4 : Simulation du modèle réduit fonctionnant moteur pour le cas de cassure de trois barres adjacentes (1, 2 et 3) à partir de $t=5,7$ et $9s$

- **Analyse du spectre du courant statorique**

Lors de la rupture de barre, il est difficile d'analyser directement le courant statorique. Ce dernier ne présente en effet qu'une petite modulation (figure 3.4.e et figure 3.4.f).

L'analyse par FFT permet de mettre en évidence les raies présentées dans le spectre de signal.

Nous présentons les résultats de simulation relatifs à l'analyse par FFT du courant statorique en régime permanent à charge nominale dans les figures qui suit

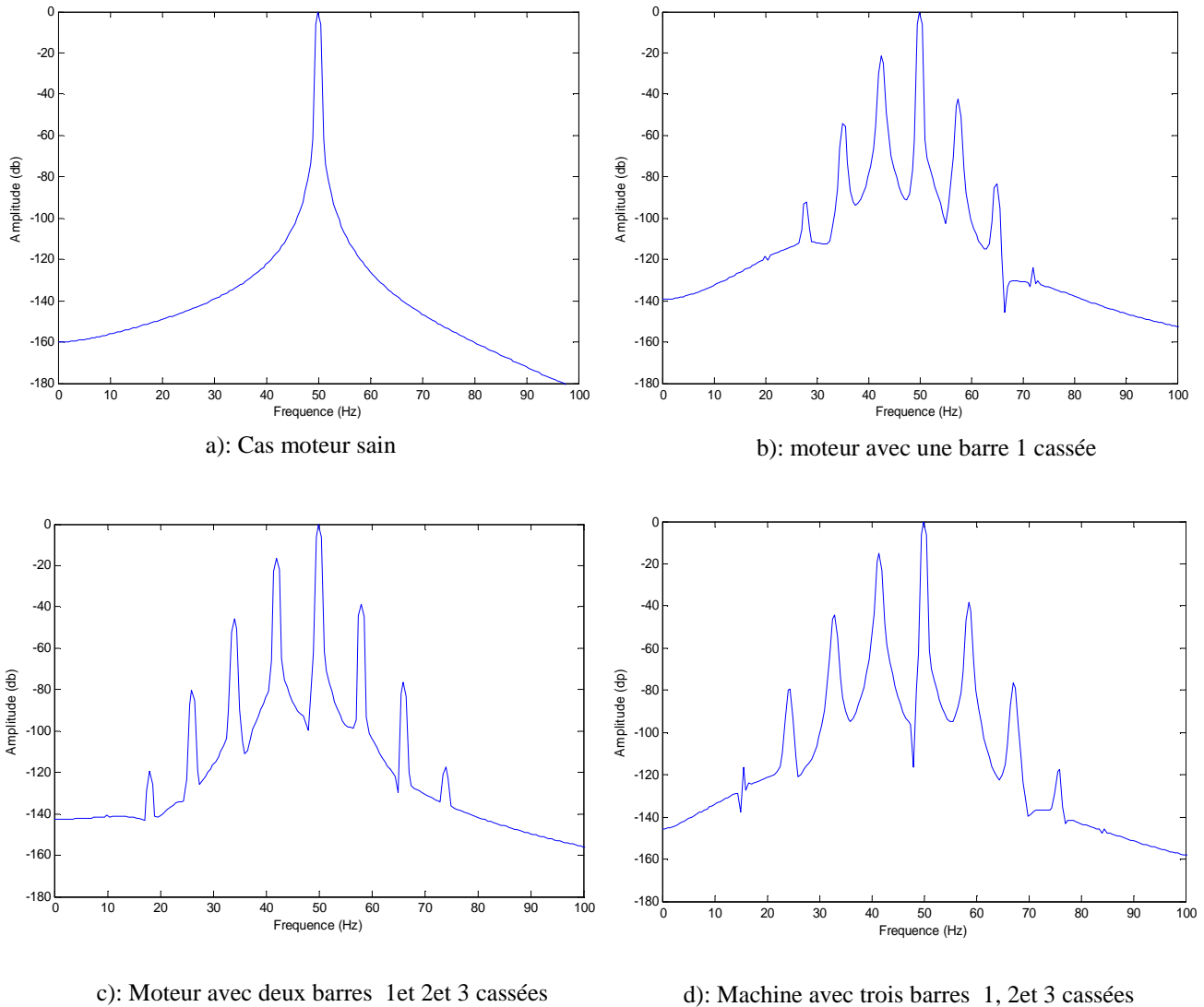


Figure 3.5 Spectre du courant statorique

a) état sain; b) cassure d'une barre ; c) cassure de deux barres adjacentes 1 et 2 ; c) cassure de trois barres adjacentes.

Le tableau 3.2, présente une synthèse des effets du nombre de barres cassées sur les amplitudes de la composante (1+2kg)fs du courant statorique.

Etat du moteur	Fréquence (Hz)					
	(1-6g)fs	(1-4g)fs	(1-2g)fs	(1+2g)fs	(1+4g)fs	(1-6g)fs
1 barre cassée	-92.25	-55.79	-21.43	-42.09	-83.55	-123.8
2 barres adjacentes	-80.23	-45.63	-16.61	-38.64	-76.6	-117.4
3 barres adjacentes	-79.14	-44.92	-15.11	-38.45	-76.63	-116.28

Tableau 3.2: Amplitude des composantes (1+ 2kg).fs (dB) pour différents nombre de barres cassées

III.7.3 Adaptation du modèle réduit pour le fonctionnement en génératrice couplée au réseau

La génératrice asynchrone en fonctionnement autonome ne produit pas sa propre énergie d'excitation. Pour cette raison, il faudra lui rapporter cette énergie par une batterie de condensateurs connectés en parallèle au bobinage statorique. Par contre, dans le cas du couplage au réseau alternatif, cette énergie est directement tirée de celui - ci.[36]

La seule différence entre le fonctionnement moteur et génératrice est donc au niveau du couple résistant qui est négatif en fonctionnement en génératrice.

Le couplage de la génératrice au réseau exige l'entraînement de cette dernière à la vitesse de synchronisme puis on réalise un couplage à l'aide d'un contacteur électrique en respectant l'ordre des phases et l'amplitude de courant produit. On peut également coupler la machine directement au réseau, elle démarre automatiquement comme moteur et dès que sa vitesse dépasse celle du synchronisme elle fonctionne en génératrice, figure (3.6.a), [31], [32] et [33] .

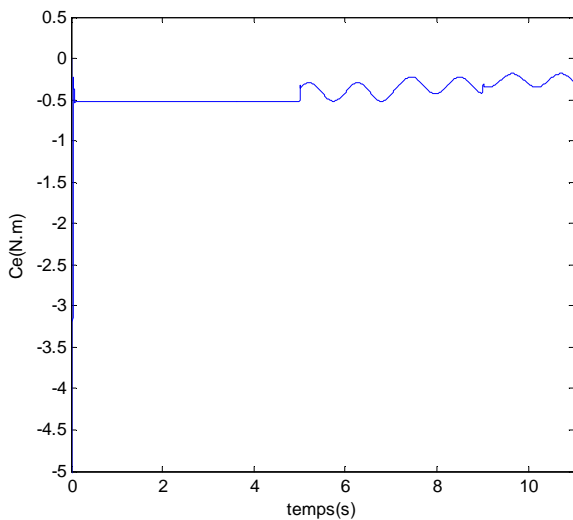
III.7.4 Simulation du modèle de taille réduite adapté pour le fonctionnement en génératrice couplée au réseau

Une fois le modèle de la génératrice à cage établi, nous pouvons aborder sa simulation. Cela permet de mettre en évidence le comportement de la génératrice asynchrone dans les cas d'un rotor sain et défaillant.

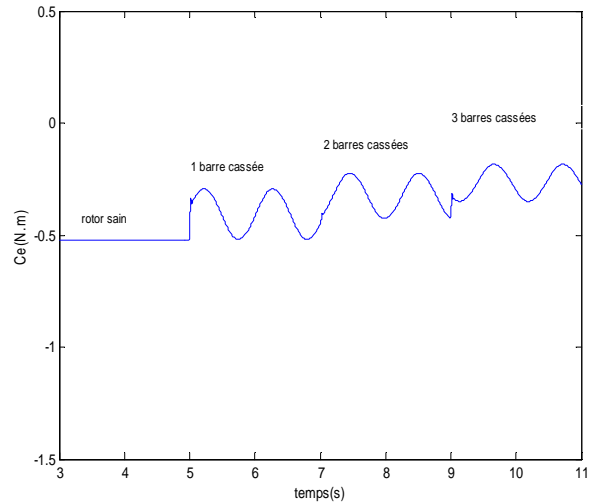
III.7.5 Résultats des simulations

III.7.5.1 Simulation du modèle de la génératrice couplée au réseau en fonctionnement à vitesse fixe

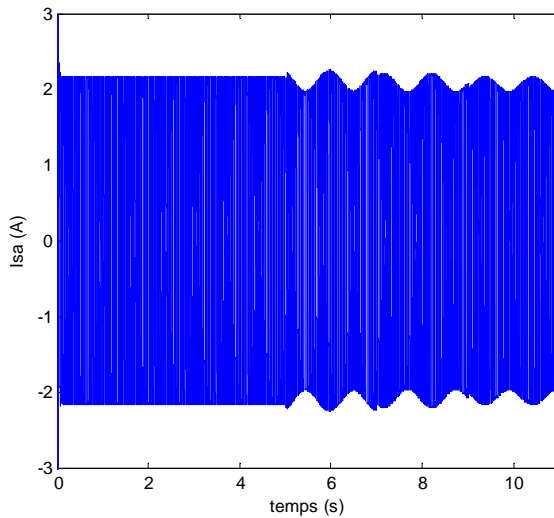
Les simulations suivantes sont réalisés dans le cas où la génératrice est entraînée à une vitesse extérieure supérieure à la vitesse de synchronisme ($\omega_r = 317.14$ rd/min).



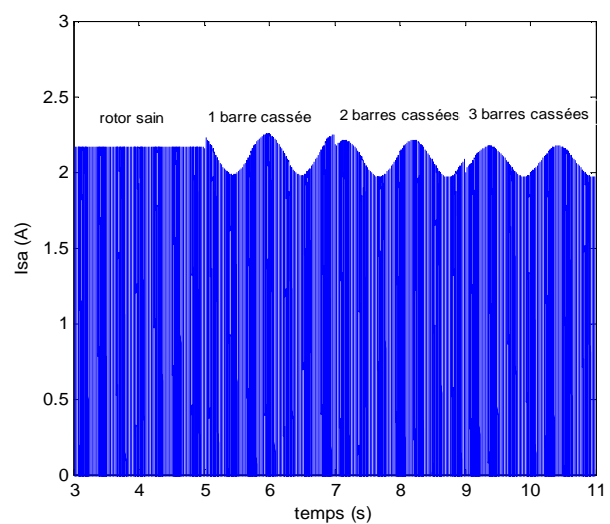
a): Couple électromagnétique (N.m)



a.1): Zoom du couple électromagnétique



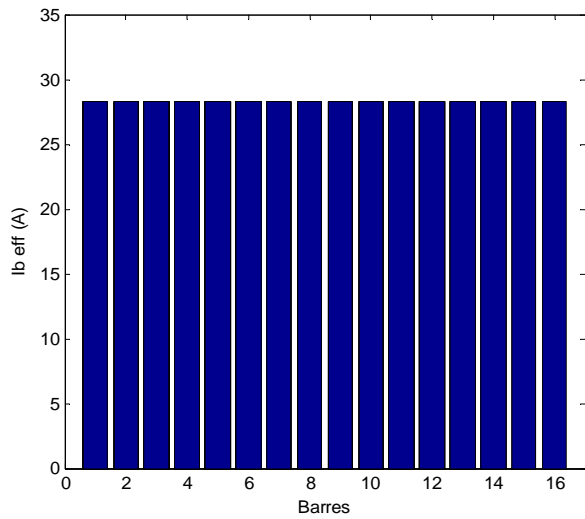
b): Courant statorique (A)



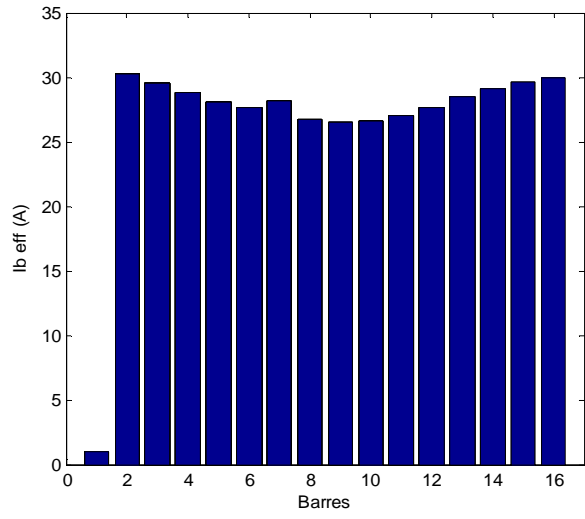
b.1): Zoom du courant statorique

Figure 3.6: Simulation du modèle réduit avec défaut de trois cassures des barres adjacentes '1, 2 et 3' aux instants $t = 5, 7$ s et 9 s

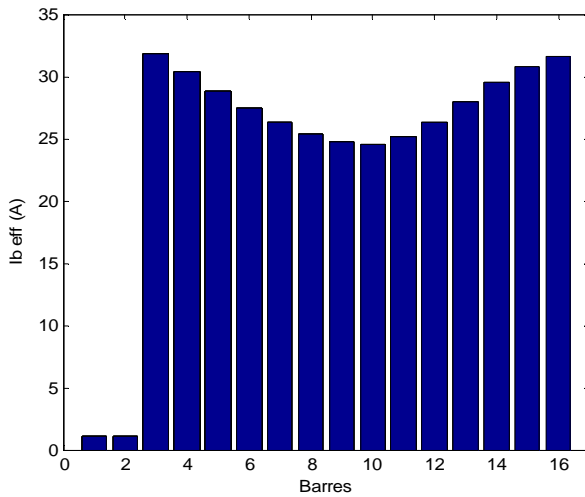
Pour voir l'influence des cassures des barres rotoriques sur les valeurs des courants des barres il est nécessaire de les visualiser. Pour cette raison, on les présente à l'aide d'un histogramme (figure (3.7)).



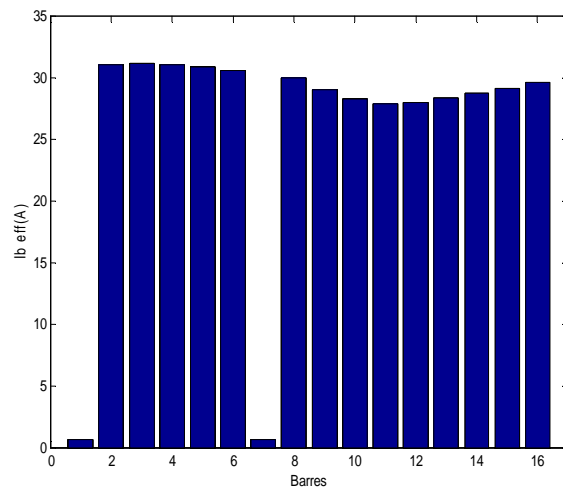
a): Valeurs efficaces des courants des barres en fonctionnement sain



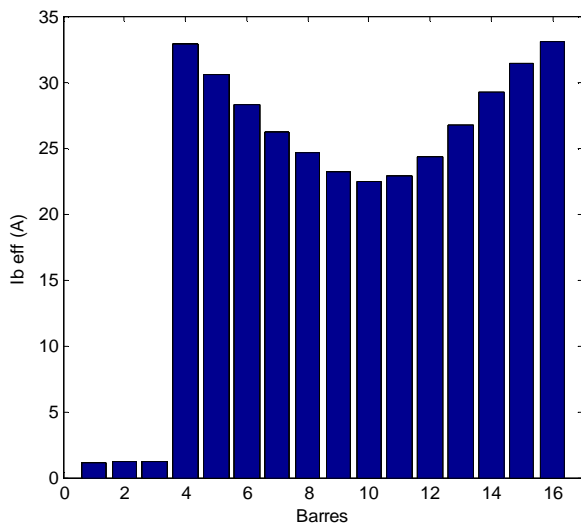
b): Valeurs efficaces des courants des barres avec une barre 1 cassée



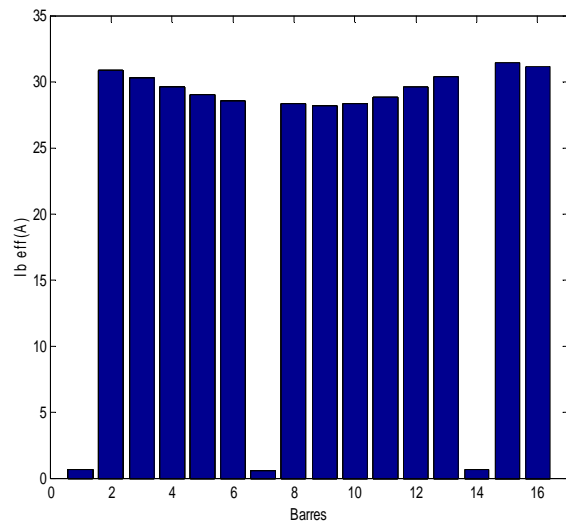
c): Valeurs efficaces des courants des barres avec deux cassures des barres (1 et 2)



d): Valeurs efficaces des courants des barres avec deux cassures des barres (1 et 7)



e): Valeurs efficaces des courants des barres avec 3 cassures des barres (1, 2 et 3)



e): Valeurs efficaces des courants des barres avec 3 cassures des barres (1, 7 et 14)

Figure.3.7 : Valeurs efficaces des courants des barres rotorique

Cette dernière représentation figure (3.7) donne une information claire sur l'état de la machine puisque le défaut de cassure se traduit directement par une diminution des valeurs efficaces des courants des barres (figure 3.7.a-3.7.d), en général et particulièrement par une baisse importante dans le courant des barres cassées. Malgré l'efficacité de cette représentation, elle reste difficile à réaliser en pratique à cause du mouvement du rotor qui ne permet pas de mesurer les courants rotoriques. Il est donc préférable de travailler avec les grandeurs statoriques (figure 3.6). Cette représentation fait apparaître l'influence des défauts sur le couple (figure 3.6.a) et le courant statorique (figure 3.6.b). Il est clair que l'analyse directe de l'amplitude du courant est difficile et qu'il est, par conséquent, plus judicieux de traiter le signal afin d'en ressortir des données plus représentatives. C'est donc en utilisant la transformée de Fourier Rapide (FFT) que nous allons pouvoir mettre en évidence des critères plus représentatifs comme l'apparition de raies de fréquences $(1 \pm 2k) \cdot f_s$ à proximité du fondamental.

III.7.5.2 Analyses des défauts en fonctionnement en génératrice

Pour effectuer le diagnostic dans une installation, les opérateurs de maintenance analysent un certain nombre de paramètres, tel que la température, le bruit, les vibrations,... En s'appuyant sur leur expérience, ces symptômes ne sont que la manifestation flagrante d'une modification des caractéristiques temporelles et fréquentielles d'un certain nombre de grandeurs mesurables. L'analyse spectrale du signal est utilisée pour détecter des défaillances dans les machines électriques, en particulier les ruptures de barres au rotor, la dégradation des roulements, les excentricités, les court circuits dans les bobinages. Les méthodes d'analyse spectrale sont principalement utilisées dans les machines directement alimentées par le réseau et fonctionnant en régime permanent.

- **Analyse du spectre du courant statorique**

L'appariation du défaut se manifeste dans le courant statorique par la modulation de son amplitude à la fréquence $2gfs$. Nous avons visualisé le courant statorique en régime permanent à l'état sain (figure 3.8.1), et avec une barre cassée (figure 3.8.2). D'après ces figures, on constate qu'il est difficile d'analyser directement le courant statorique car, il est clair que l'ordre des grandeurs de la modulation est relativement faible. Seule la représentation fréquentielle du signal du courant statorique donne des renseignements précieux sur sa composition.

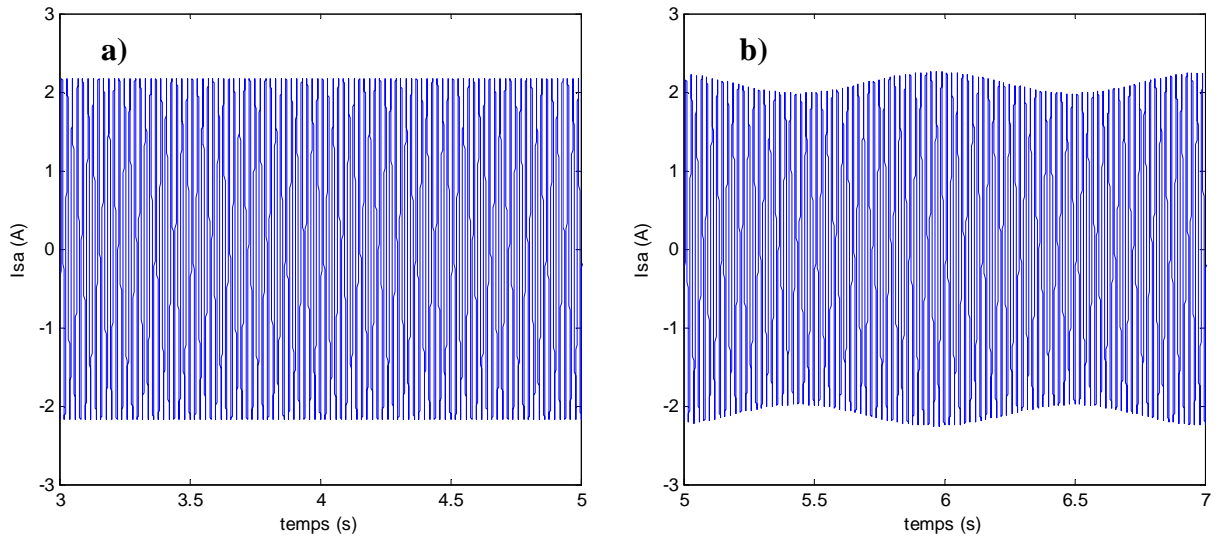
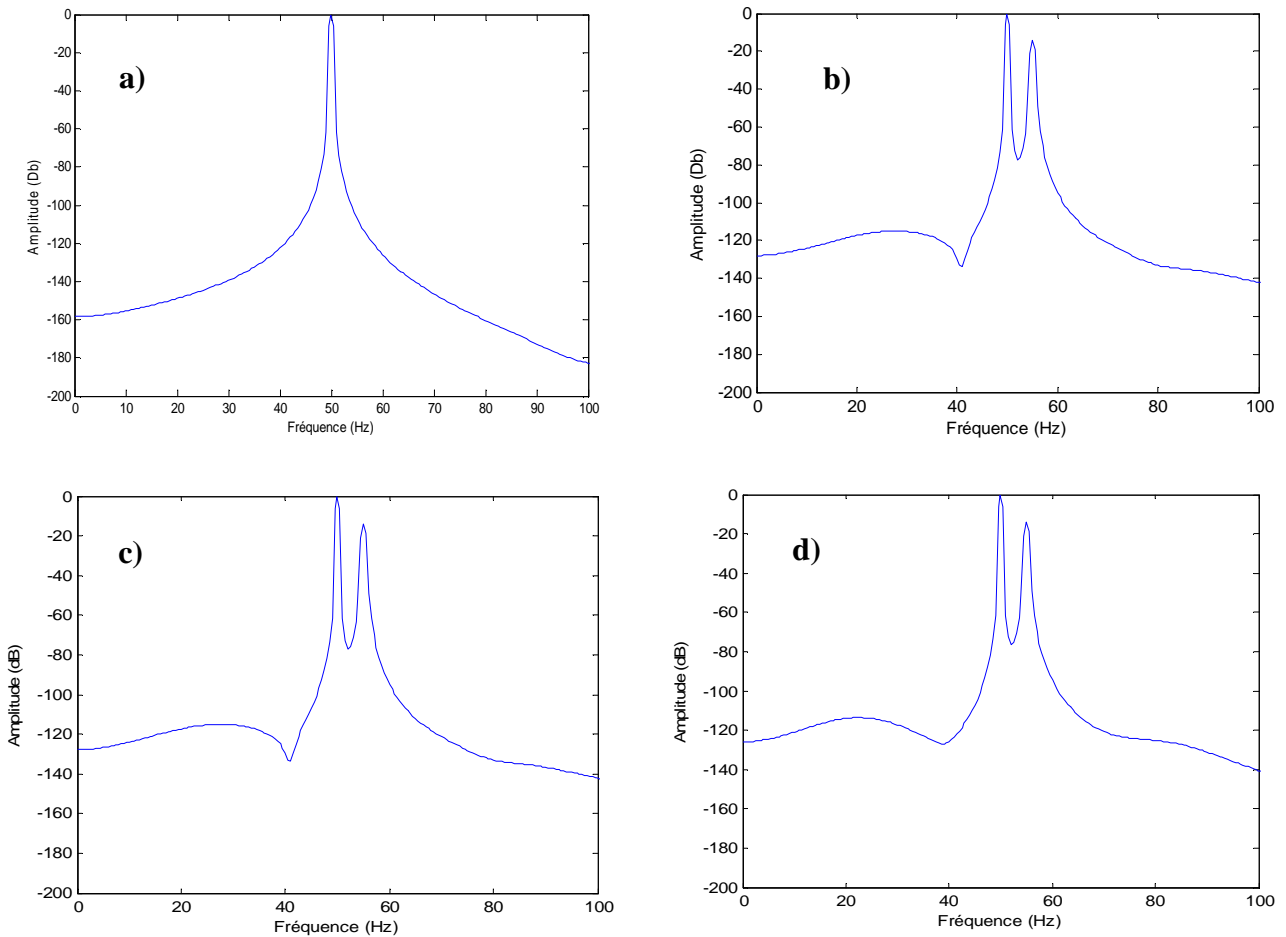


Figure 3.8 : Courant statorique de la génératrice
 a) Etat sain ; b) avec défaut d'une cassure de barre.

L'analyse spectrale du courant statorique à l'état sain ne révèle qu'une seule raie à la fréquence du réseau $f=50$ Hz (figure 3.9.a). L'analyse en présence du défaut (figure 3.9.b) permet, cependant, de visualiser l'existence de ce dernier par l'apparition d'une raie de fréquence $(2g+1)f_s$. L'amplitude de la raie reflète le nombre de barres cassées, le tableau (3.2) résume cette proportion.



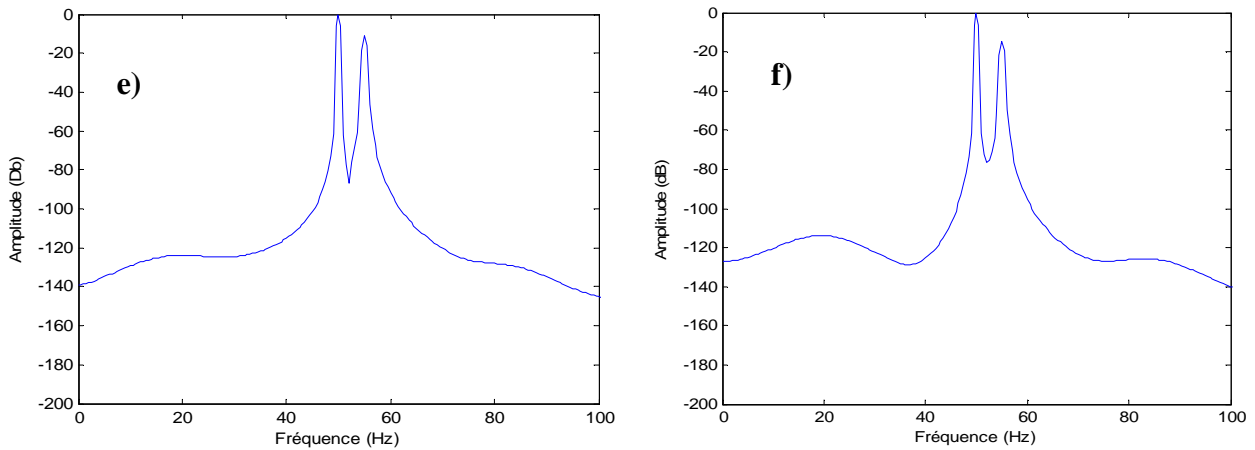


Figure 3.9: Spectre du courant statorique

- a) Etat sain; b) Cassure d'une barre ; c) Cassure de deux barres adjacentes 1 et 2 ;
 d) Cassure de deux barres éloignées; e) Cassure de trois barres adjacentes ; f) Cassure de trois barres éloignées.

Le tableau 3.3 présente une synthèse des effets du nombre de barres cassées sur l'amplitude de la composante $(1+2g).f_s$ du courant statorique.

Fréquence (Hz)	$(1+2g)f_s$
Etat de la génératrice	Amplitude de courant de la phase statorique (dB).
1 barre cassée	-14.08
2 barres adjacentes cassées	-11.13
3 barres adjacentes cassées	-11.06
2 barres espacées cassées	-13.74
3 barres espacées cassées	-13.26

Tableau 3. 3 : Amplitude de la composante $(1+2g).f_s$ (en dB) en fonction du nombre de barres cassées

- **Analyse du spectre du couple électromagnétique**

D'après la figure (3.10), on constate que la présence des harmoniques $2g.f_s$ est un signe de l'existence d'un défaut de cassure de barre et les amplitudes des raies indiquent son degré de sévérité.

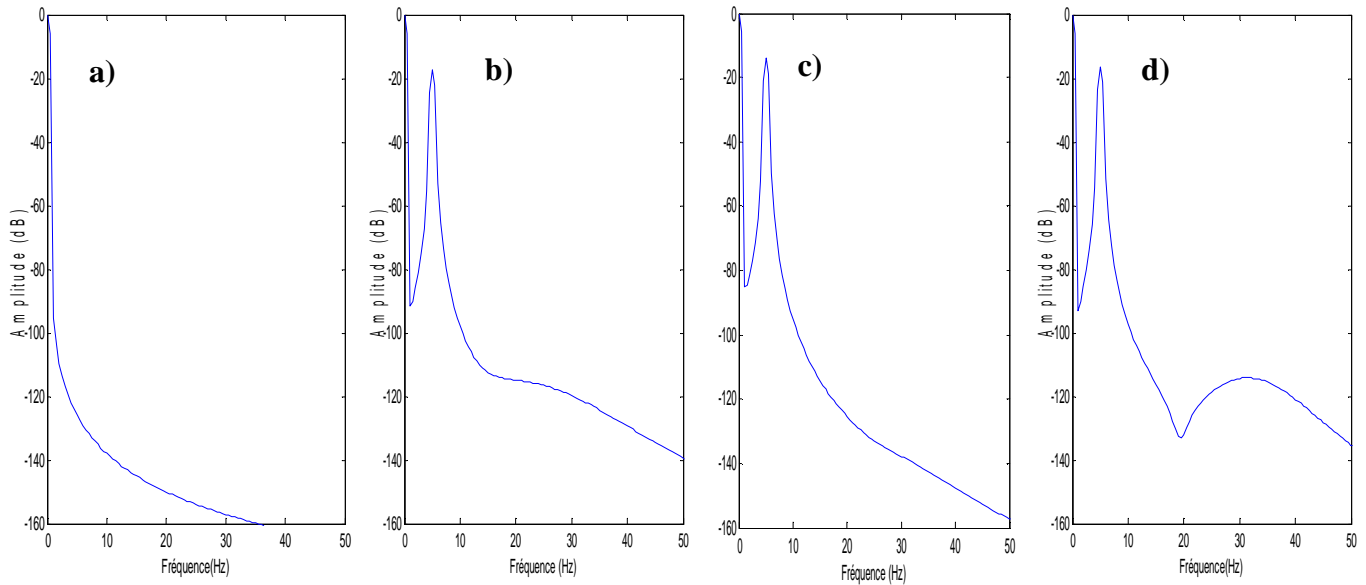


Figure 3.10: Spectre du couple électromagnétique de la génératrice :

a) cas sain, **b)** avec une barre cassée, **c)** avec deux barres cassées, **d)** avec trois barres cassées

On remarque aussi que le spectre du couple donne des informations sur l'état de la génératrice. L'amplitude du spectre traduit la sévérité du défaut (nombre des barres cassées). Le tableau 3.2 présente une synthèse des effets du nombre de barres cassées sur l'amplitude de la composante $2g.f_s$ du couple électromagnétique.

Fréquence (Hz)	$2g.f_s$
Etat de la génératrice	Amplitude du couple électromagnétique statorique (dB).
1 barre cassée	-17.25
2 barres adjacentes cassées	-13.88
3 barres adjacentes cassées	-13.31

Tableau 3.4 : Amplitude de la composante $2g.f_s$ (en dB) en fonction du nombre de barres cassées.

L'entraînement de la génératrice avec une vitesse fixe permet seulement la visualisation de l'harmonique d'ordre $(2g+1).f_s$ dans le spectre du courant (figure 3.9) et d'ordre $2gf_s$ dans le spectre du couple (figure 3.10). Cela est dû à une modulation à une fréquence constante égale à $2gf_s$ du courant statorique ($g = \text{constant}$).

III.7.5.3 Simulation du fonctionnement de la génératrice couplée au réseau entraînée par un système éolien.

On simule un couplage direct de l'éolienne modélisée dans le chapitre II à la génératrice utilisée par [34], [35]. Les résultats obtenus sont représentés ci - dessous:

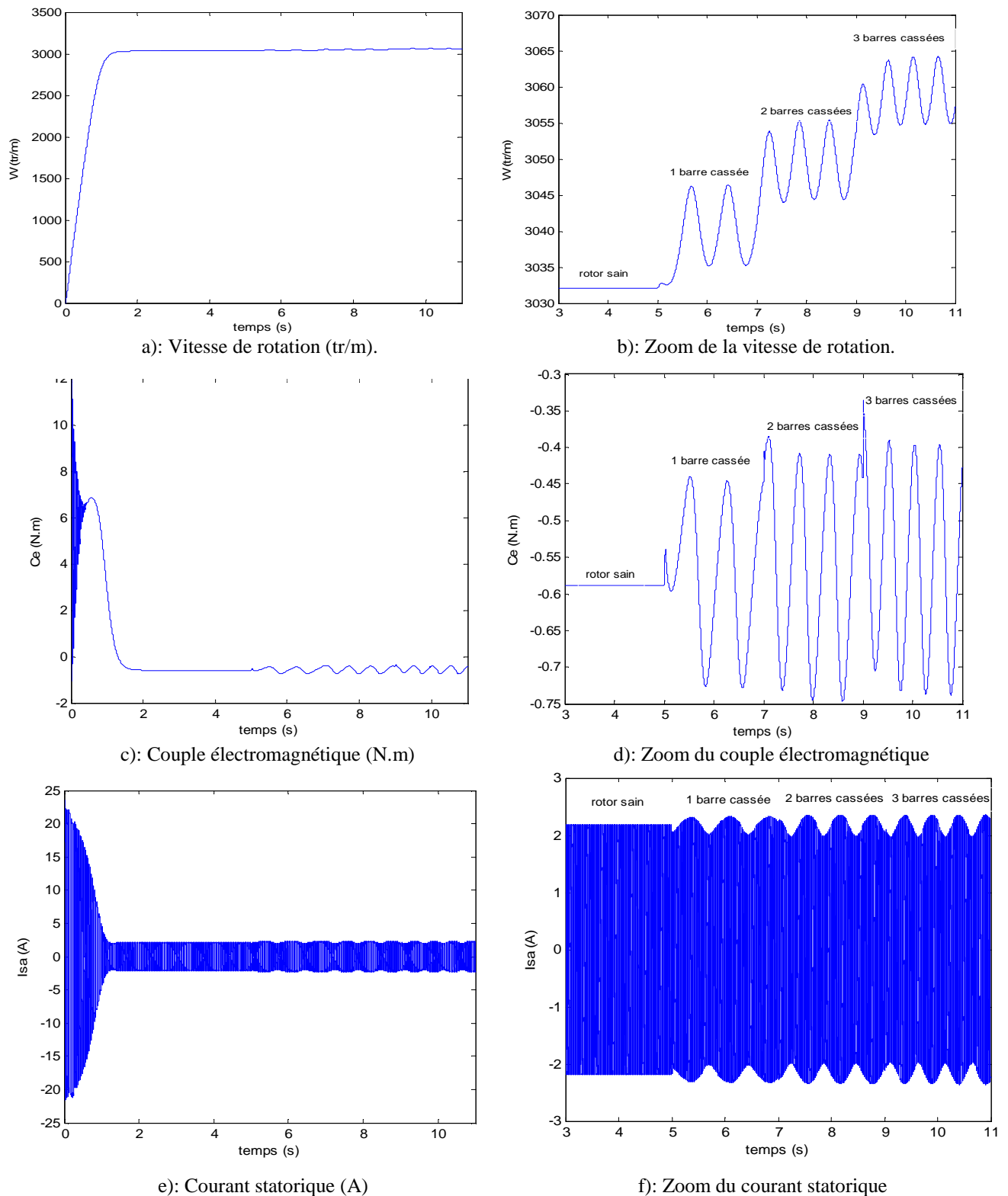
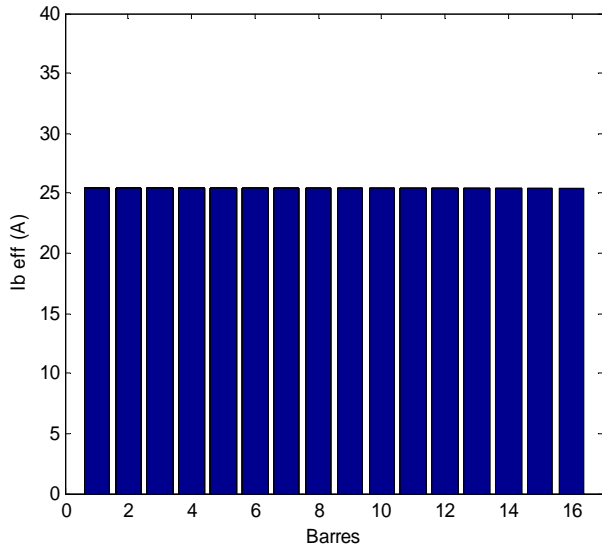


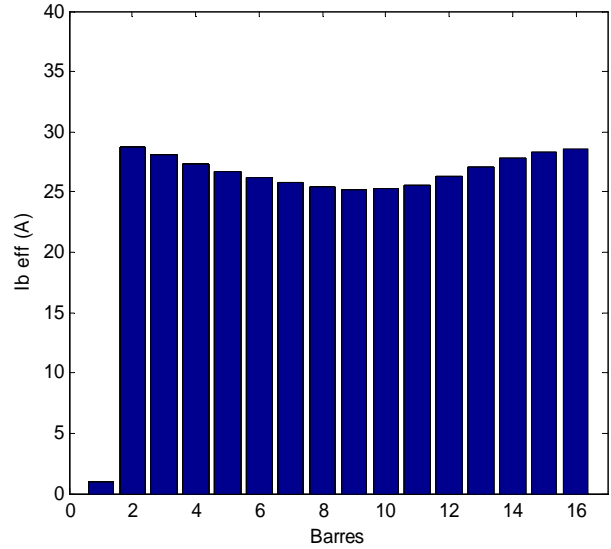
Figure.3.11 : Simulation du modèle réduit associé à la turbine pour le cas de cassure de trois barres adjacentes (1, 2 et 3) à partir de t=5, 7 et 9s

La figure 3.11.b montre que la vitesse de rotation de la chaîne augmente à chaque fois que le nombre des barres cassées augmente par contre dans le fonctionnement moteur la vitesse diminue figure 3.4.b.

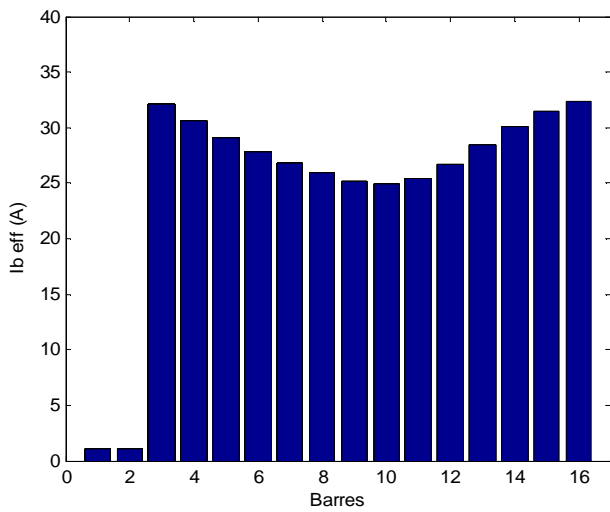
Les valeurs efficaces des courants des barres sont représentées sur la figure (3.12).



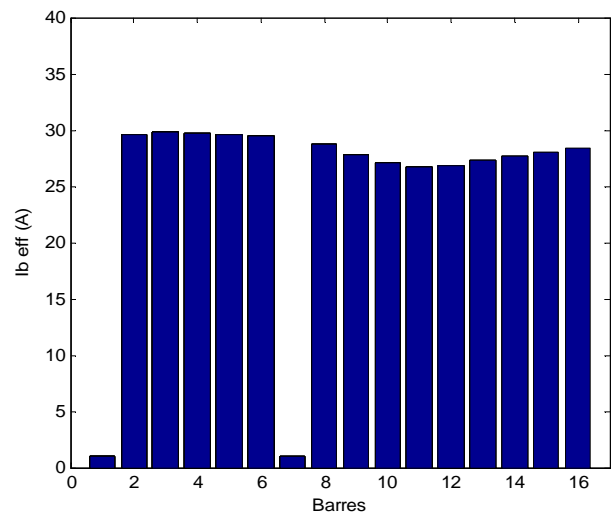
a): Fonctionnement sain de la génératrice.



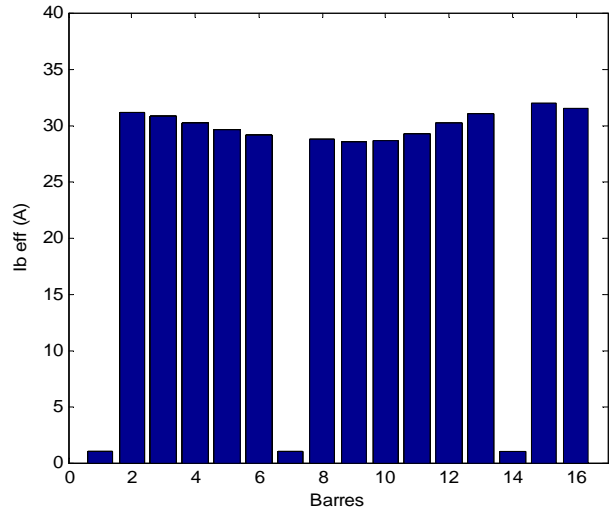
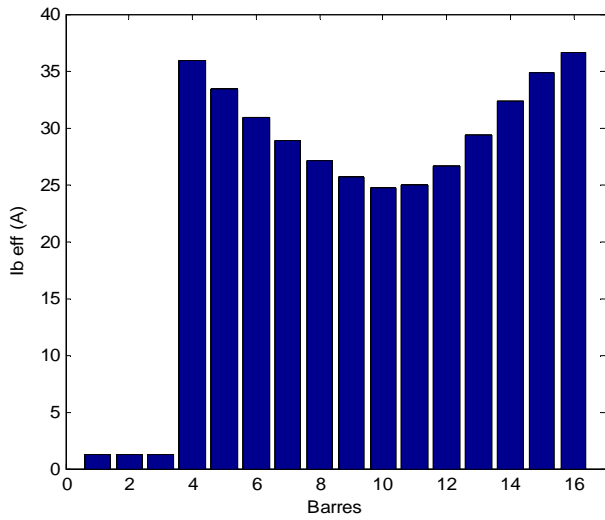
b): Génératrice avec une barre cassée



c): Génératrice avec deux barres adjacentes cassées 1 et 2



d): Génératrice avec deux barres éloignées cassées 1 et 7

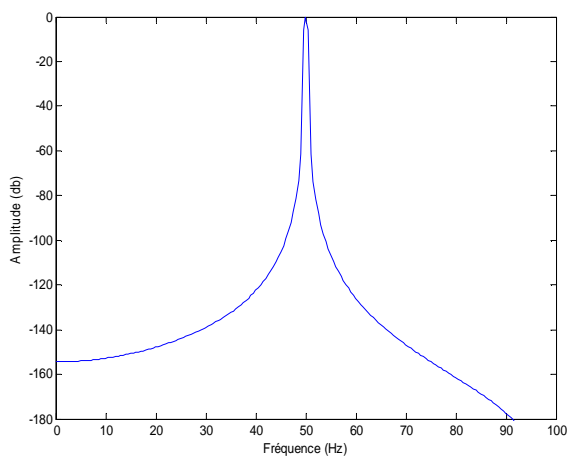


e): Génératrice avec trois barres adjacentes cassées 1, 2 et 3

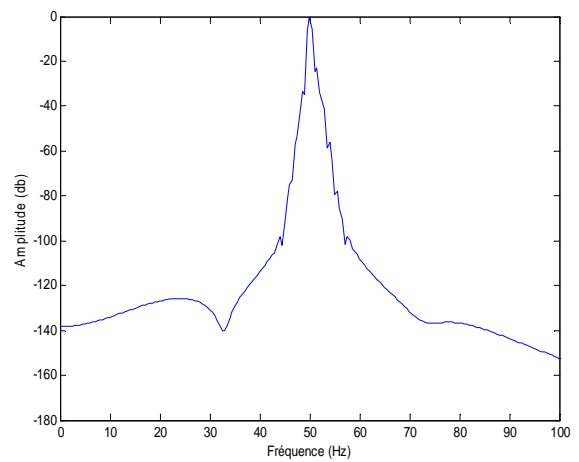
f): Génératrice avec trois barres éloignées cassées 1, 7 et 14

Figure 3.12: Valeurs efficaces des courants des barres rotoriques.

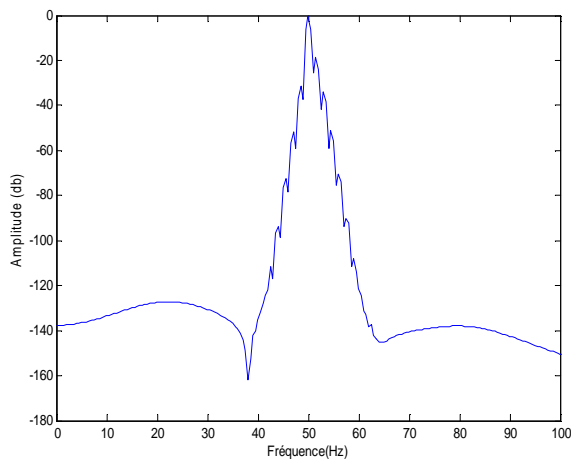
• **Analyse du spectre du courant statorique**



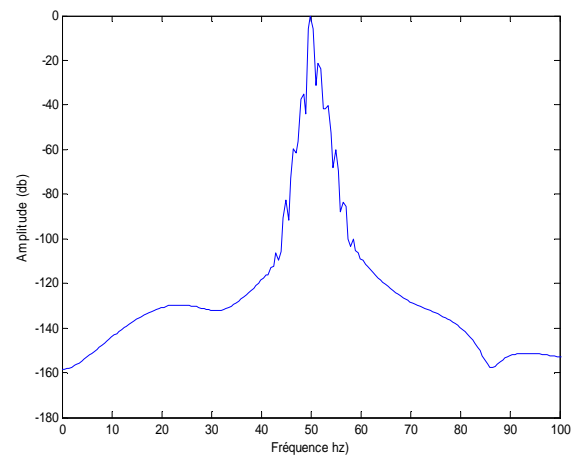
a): Cas machine saine



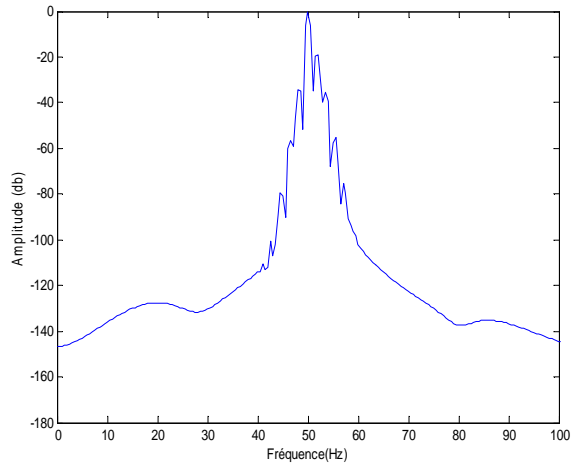
b): Machine avec la barre 1 cassée



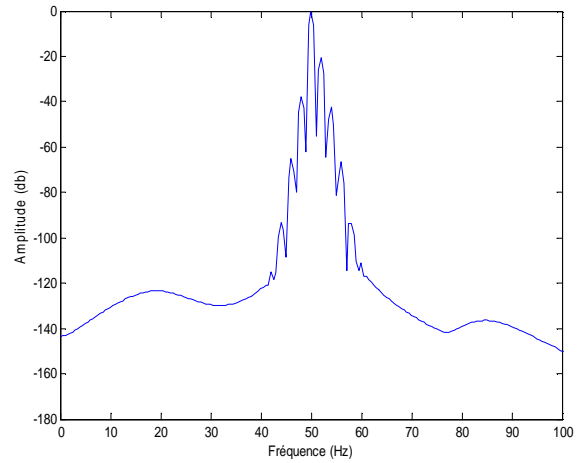
c): Machine avec 2 barres 1 et 2 cassées



d): Machine avec barres 1 et 7 cassées



e): Machine avec trois barres 1, 2 et 3 cassées



f): Machine avec trois barres 1, 7 et 14 cassées

Figure 3.13: Spectre du courant statorique

Le tableau 3.5 présente une synthèse des effets du nombre de barres cassées sur les amplitudes de la composante $(1+2k)fs$ du courant statorique.

Etat de la génératrice	Fréquence (Hz)			
	$(1-4g)fs$	$(1-2g)fs$	$(1+2g)fs$	$(1+4g)fs$
1 barre cassée	-44.34	-33.26	-22.83	-56.23
2 barres adjacentes cassées	-51.66	-31.29	-18.67	-33.68
3 barres adjacentes cassées	-59.14	-34.32	-18.90	-35.47
2 barres espacées cassées	-59.41	-35.29	-21.29	-40.34
3 barres espacées cassées	-64.93	-37.83	-20.68	-42.43

Tableau 3.5: Amplitude des composantes $(1+2k)fs$ (dB) pour différents nombre de barres cassées

• Analyse spectrale du couple et de la vitesse de rotation

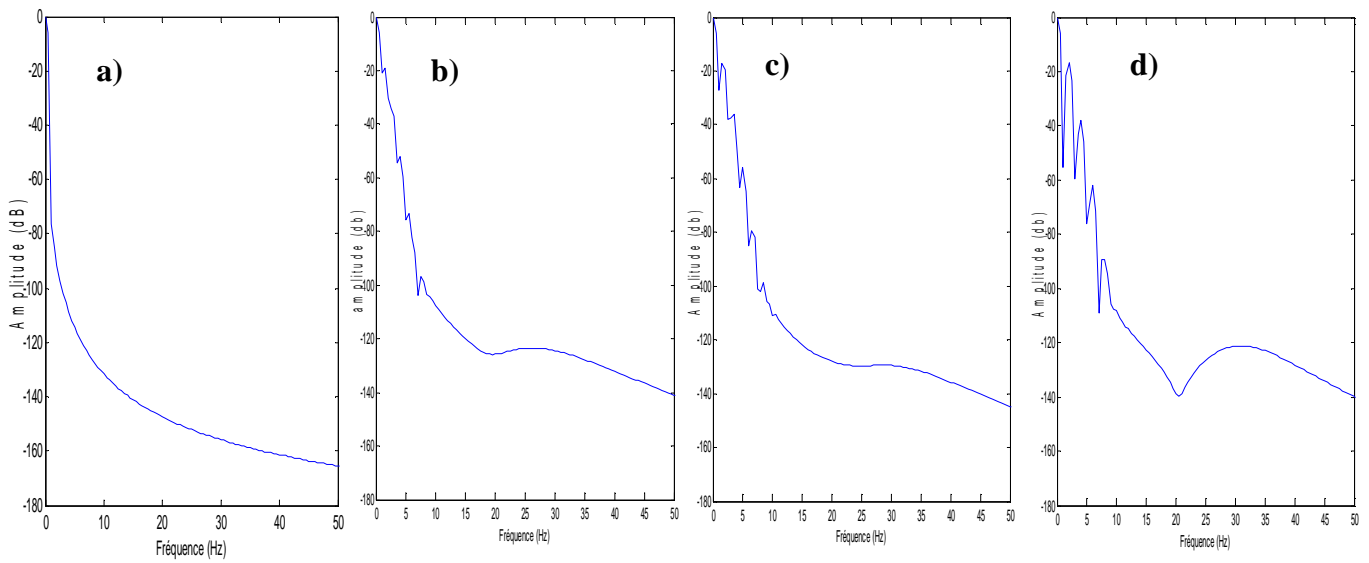


Figure 3.14: Spectre du couple électromagnétique pour:

a) génératrice saine, b) génératrice avec une barre cassée, c) Deux barres cassées, d) Trois barres cassées.

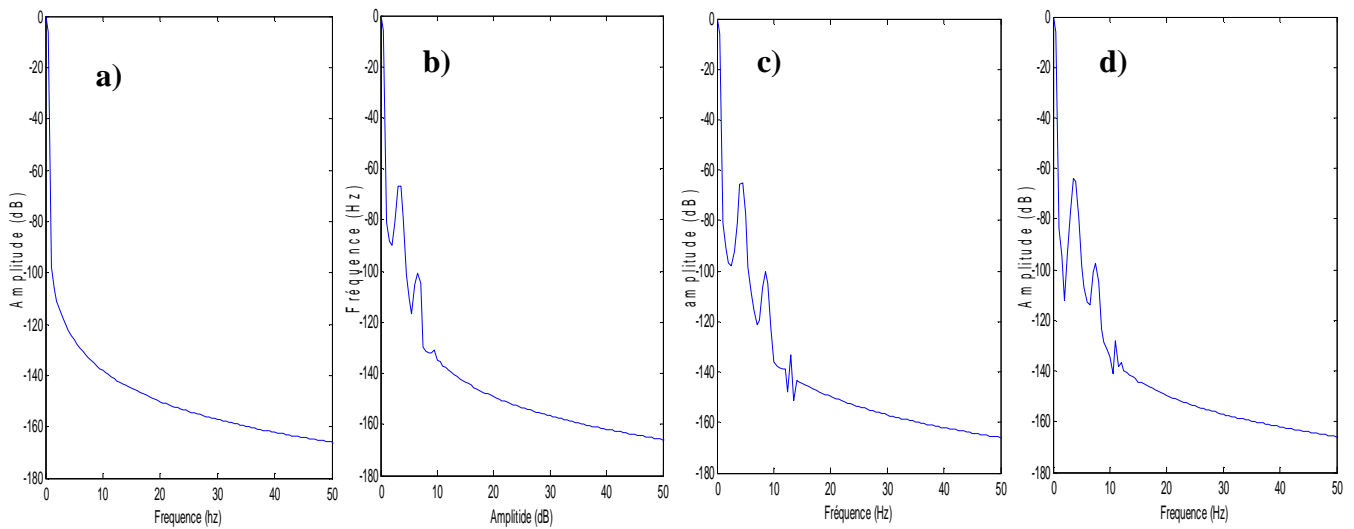


Figure 3.15: Spectre de la vitesse de rotation.

a) génératrice saine, b) Une barre cassée, c) Deux barres cassées, d) Trois barres cassées

Les tableaux 3.6 et 3.7 présentent une synthèse des effets du nombre de barres cassées sur les amplitudes du couple électromagnétique et de la vitesse de rotation respectivement.

Etat de la génératrice	Fréquence (Hz)		
	2gfs	4gfs	6gfs
1 barre cassée	-19.15	-52.03	-73.5
2 barres cassées	-17.51	-36.11	-55.80
3 barres cassées	-16.25	-38.10	-62.16

Tableau 3.6: Amplitude du couple électromagnétique (dB) en fonction du nombre de barres cassées

Etat de la génératrice	Fréquence (Hz)		
	2gfs	4gfs	6gfs
1 barre cassée	-66.46	-100.7	-131
2 barres cassées	-64.07	-97.32	-108.1
3 barres cassées	-65.21	-100.5	-133.2

Tableau 3.7 : Amplitude de la vitesse de rotation (en dB) en fonction du nombre de barres cassées

- **Influence du nombre de barres cassées sur le fonctionnement du système éolien**

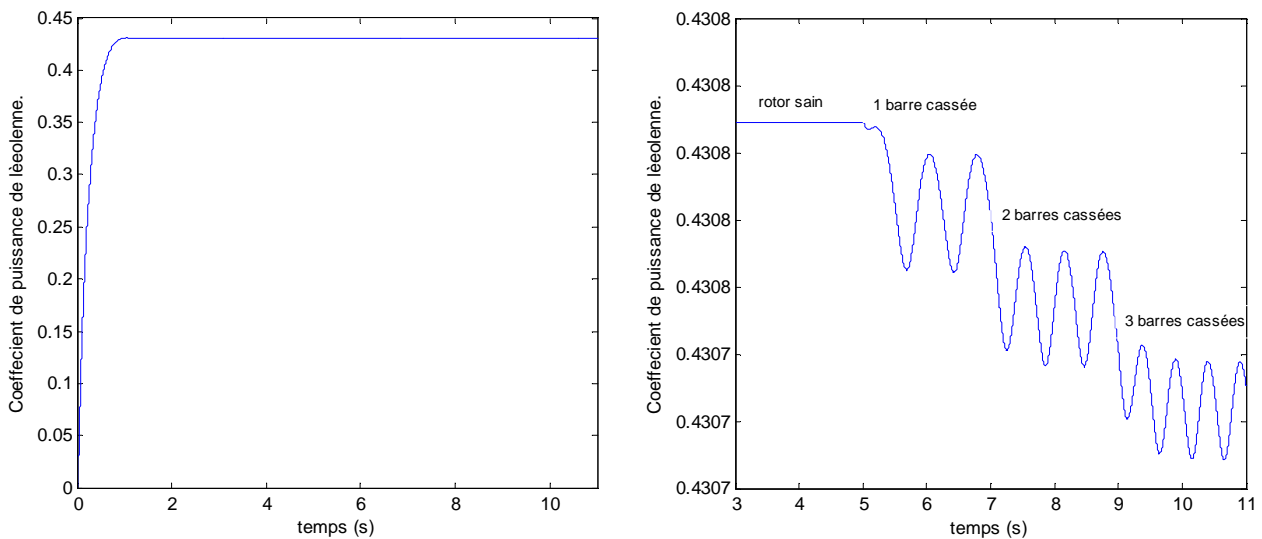


Figure3.16: Evolution du coefficient de puissance en fonction du nombre des barres cassées

La variation du coefficient de puissance au niveau de la turbine induit une variation de la puissance fournie par cette dernière et, par conséquent, la présence des fluctuations au niveau du couple de la turbine, ce qui provoque des vibrations mécaniques sur tout l'ensemble du système.

La légère variation du coefficient de puissance se traduit par une légère diminution du couple de la turbine, par rapport à la variation considérable du couple électromagnétique figure 3.11.d et par conséquent la différence entre le couple de la turbine et le couple électromagnétique augmente, se qui explique l'augmentation au niveau de la vitesse de rotation de la chaîne éolienne figure 3.11.b.

III.8 Mode expérimental

Des essais expérimentaux ont été exploités en fonctionnement de la machine asynchrone en mode moteur, au synchronisme et en hyper synchronisme avec et sans défaut rotorique.

Le banc est composé d'un moteur à courant continu pour l'entraînement de la machine asynchrone couplé à une autre machine asynchrone non alimentée dans le but de mesurer la fréquence d'entraînement.

Les diverses acquisitions des courants statoriques sont réalisées par le biais d'une carte Dspace 1104, par le biais de capteurs de courant.

Les paramètres de la machine étudiée sont présentés en annexe.

II.9 Résultats expérimentaux

III.9.1 Fonctionnement de la machine en mode génératrice couplée au réseau

Pour réaliser ce mode de fonctionnement, on couple la machine au réseau pour un fonctionnement moteur puis on adapte l'alimentation d'excitation de la machine à courant continu pour assurer une vitesse d'entraînement égale à 315.17 rad/s correspond au régime hyper synchrone

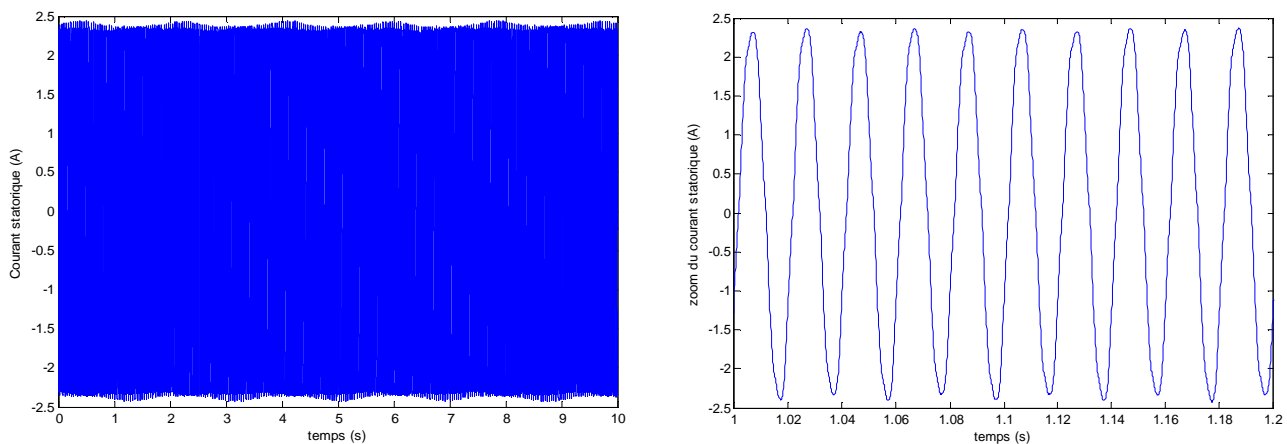


Figure 3.17: Courant statorique de la génératrice en mode hyper synchrone.

La comparaison entre le courant obtenu par simulation (figure 3.11-f) et le courant expérimental (figure 3.17) montre une analogie des amplitudes, et on remarque la présence des fluctuations au niveau des amplitudes du courant statorique provoqué par ce mode de fonctionnement, les fluctuations d'amplitude sont observables pour les deux cas.

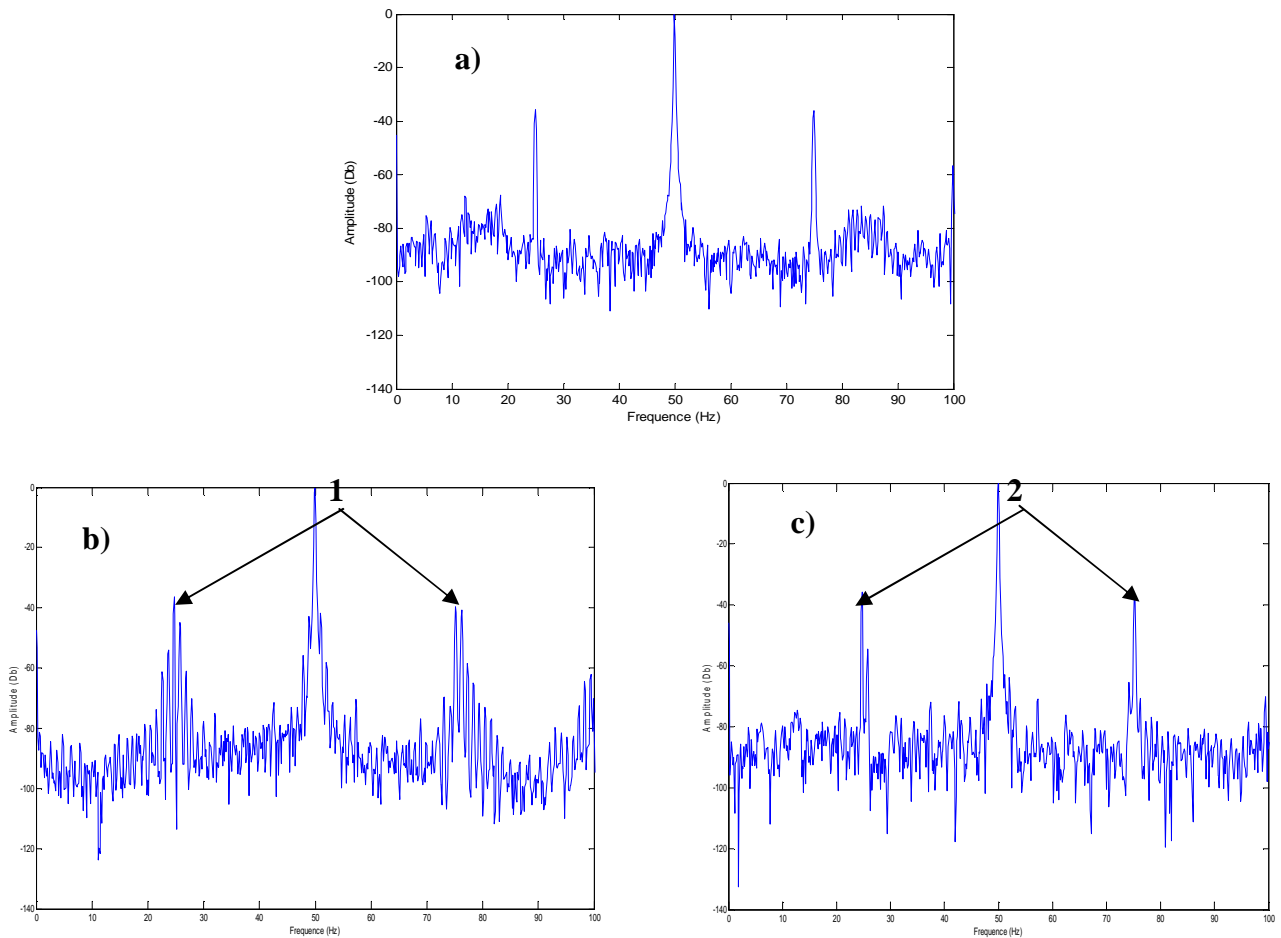


Figure 3.18: Spectre du courant statorique
 a) génératrice saine b) cassure de deux barres adjacentes, c) cassure de deux barres éloignées.

L'analyse spectrale du courant statorique (figure 3.18) montre bien l'effet de la présence du défaut figures (3.18, b et c) qui se traduit par l'apparition des raies de défaut vis-à-vis du fondamental provoqué par la variation de l'amplitude de courant statorique .

NB : Les raies présentés par les flèches 1 et 2 correspondent au défaut d'excentricité du rotor .

III.9.2 Fonctionnement en mode synchrone

Ce mode est réalisé par la diminution de la vitesse d'entraînement de la machine a courant continu ce qui permet d'avoir un fonctionnement synchrone de la machine asynchrone (glissement nul).

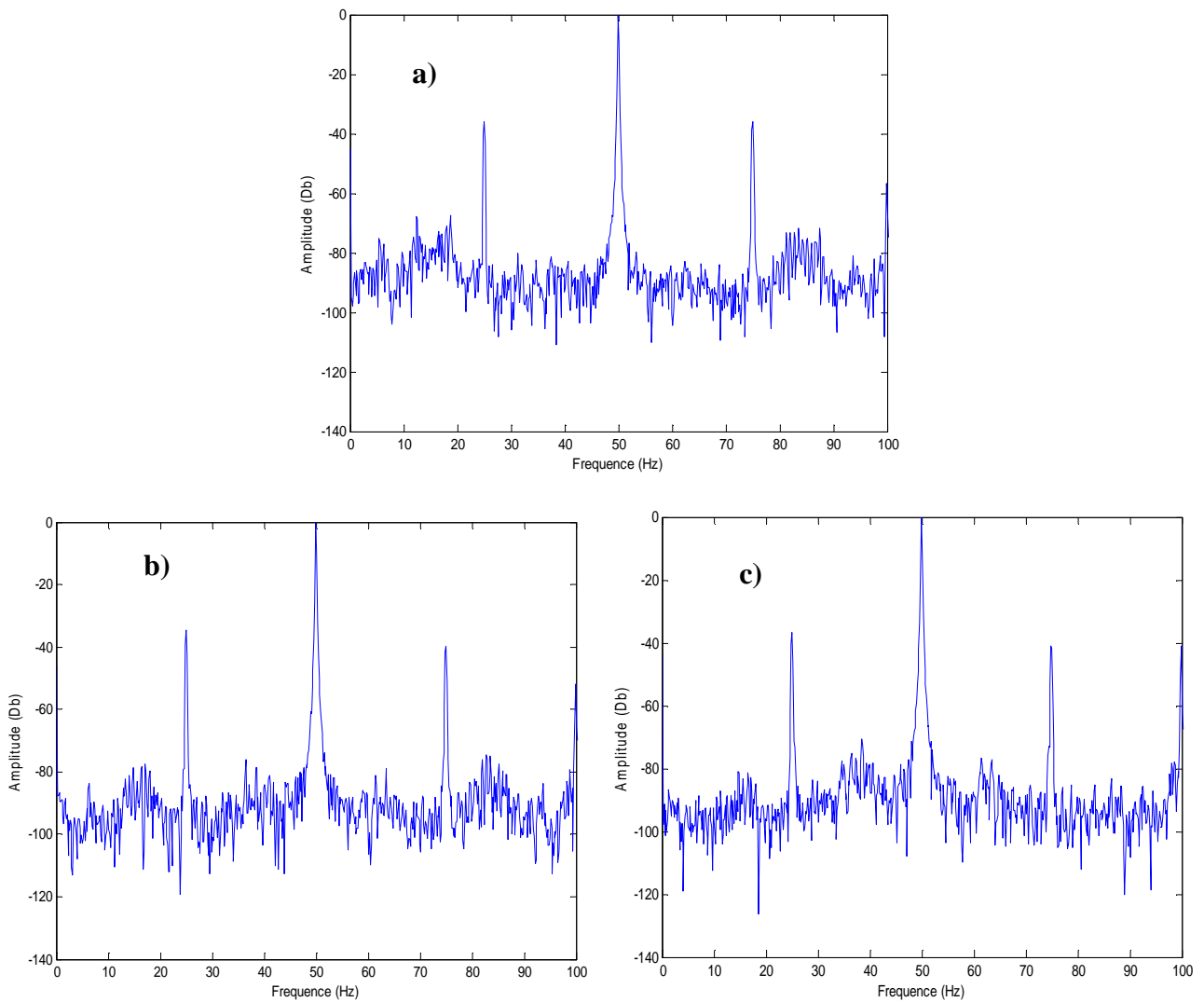


Figure 3.19: Spectre du courant statorique
 a) machine saine b) deux barres adjacentes, c) deux barres éloignées.

Dans ce mode de fonctionnement l'effet du défaut rotorique (figure 3.19 b et c) ne se manifeste pas par la présence des raies vis-à-vis le fondamental cela s'explique par l'effet du glissement nul conformément à la relation $(2kg+1).fs$. La signature de défaut des cassures de barres n'est pas réalisable dans ce mode de fonctionnement.

III.9.3 Fonctionnement de la machine en mode moteur

En diminuant encore la vitesse d'entraînement de la machine à courant continu pour avoir un fonctionnement moteur de la machine asynchrone.

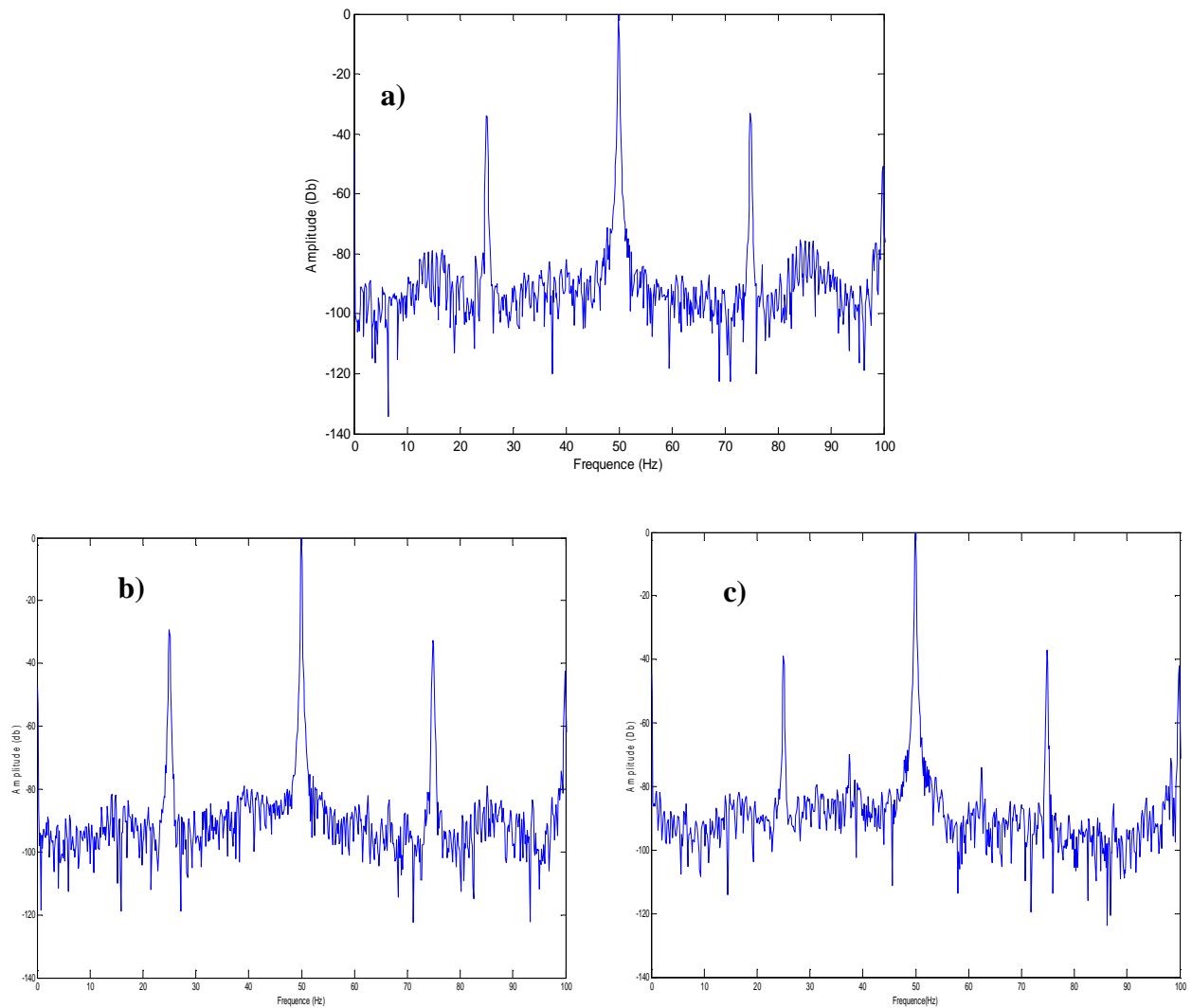


Figure 3.20: Spectre du courant statorique
 b) moteur sain b) deux barres adjacents, c) deux barres éloignées.

On remarque en fonctionnement moteur que la présence du défaut de cassure des barres (figure 3.20, a et b) se traduit par la présence des raies vis-à-vis la fondamentale correspond à la relation $f=(1 \pm kg)fs$.

III.9 Conclusion

L'analyse spectrale du courant statorique dans le cas d'une génératrice par un vent fixe fait apparaître les défauts de cassure de barres rotoriques par la présence de raies à fréquence $(2k+1).f_s$. L'amplitude de ces raies en (dB) donne des informations directes sur la sévérité du défaut en fonction du nombre de barres cassées. On peut encore justifier la présence des défauts par l'analyse spectrale du couple et de la vitesse de rotation (apparition de raies de fréquence $(2k).f_s$). Il en est de même pour le courant. L'amplitude ne reflète pas la sévérité des défauts donc c'est la vitesse de l'aérogénérateur qui influe sur l'amplitude des raies.

La prédétermination des amplitudes des raies pour différentes vitesses et pour différents cas de ruptures de barres peut permettre de préciser la sévérité des défauts.

Les résultats expérimentaux confirment la forme du courant statorique obtenue par simulation. L'analyse spectrale de cette dernière montre bien la présence des raies correspondant aux fréquences des défauts de cassure de barres.

Les résultats expérimentaux confirment l'étude de la signature de défaut réalisée en mode générateur, les légères différences sont dues à la présence naturelle de l'excentricité du rotor en mode expérimentale ainsi aux hypothèses simplificatrices considérées en simulation.

Conclusion générale

L'utilisation de l'énergie éolienne a tendance à se généraliser ces dernières années à cause de son importance et parce qu'elle est considérée comme une énergie renouvelable. Les génératrices asynchrones à cage couplées au réseau jouent un rôle important dans la génération de l'énergie électrique.

Le travail présenté dans ce mémoire s'inscrit dans le cadre du diagnostic des défauts rotoriques dans les génératrices asynchrones à cage couplées au réseau et utilisées dans les systèmes éoliens.

Dans Le premier chapitre nous avons étudié les concepts fondamentaux concernant la chaîne de conversion éolienne. Les différents composants d'une turbine éolienne ont été présentés et expliqués en premier lieu, puis un état de l'art sur les différentes associations machines électriques convertisseurs statiques pouvant être accouplées à une éolienne a été dressé pour expliquer la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique tout en montrant les avantages et les inconvénients de chaque dispositif.

Le deuxième chapitre a consisté à décrire les étapes de modélisation d'une turbine éolienne dans le but d'entraîner une machine à courant continu destinée à reproduire les variations de couple d'une éolienne. Dans un premier temps nous avons généré un modèle permettant de reproduire les variations de la vitesse du vent en se basant sur des paramètres statistiques qui les définissent. Nous avons appliqué ensuite ces variations à un modèle de turbine basé sur les équations donnant le couple éolien en fonction de la densité de l'air, du coefficient de puissance de l'éolienne, de la vitesse du vent et de la longueur d'une pale. Nous avons présenté les résultats de simulation numérique de la commande du modèle de la turbine. Ces résultats viennent montrer que le couple mécanique et la vitesse de rotation obtenus à la sortie de l'émulateur sont fluctuants et suivent les variations du vent appliqué au modèle de la turbine.

Dans le troisième chapitre nous avons présenté de manière générale les différents défauts qui peuvent altérer le bon fonctionnement de la machine asynchrone ainsi que les notions de base sur le diagnostic. Nous avons cité les défauts qui peuvent se produire au niveau du rotor et du stator. Dans la deuxième partie de ce chapitre nous avons exploité le modèle d-q de faible dimension qui a permis l'étude de la machine asynchrone présentant un défaut rotorique comme la rupture de barre ou d'anneau. Le premier modèle utilisé prend en considération la structure de la cage d'écureuil. Il permet à partir d'une transformation de *Park* généralisée de réduire l'ordre du système à quatre pour la partie électrique. Ce modèle,

simple, conduit à un gain notable en termes de temps de calcul tout en permettant de simuler le comportement de la machine avec défaillances de types cassures de barres rotoriques et de portions d'anneau. En partant d'un système d'ordre élevé, lié au nombre de barres rotoriques, nous avons présenté l'apparition d'un défaut par un changement significatif des résistances de la sous-matrice liée au rotor. Le modèle obtenu permet de simuler efficacement les défauts de cassure de barres et de suivre aussi l'évolution des grandeurs externes (couple, courant,...). Nous avons ensuite adapté ce dernier modèle pour un fonctionnement en génératrice couplée au réseau.

Nous avons essayé, à travers une simulation numérique de la rupture de barres, d'expliquer les observations (oscillations, modulation du courant statorique et génération des raies à $(1 \pm 2k) \cdot f_s$ autour de la fréquence fondamentale) sur les grandeurs électrique (couple électromagnétique) et mécanique (vitesse) caractérisant ce défaut. L'influence de ce défaut sur les performances de la turbine, qui se traduit par une baisse de la puissance produite, est également étudiée. Il s'est avéré que la détection est plus aisée sur le courant statorique que sur la vitesse ou sur le couple. Cette constatation s'explique en partie par le fait que, le courant statorique est plus facile à mesurer avec précision. Nous avons donc restreint notre étude à l'analyse spectrale du courant statorique. Nous avons utilisé la méthode basée sur la transformation de *Fourier* classique. Le contenu spectral obtenu a permis de restituer les phénomènes prévus par la théorie (la présence des composantes à $(1 \pm 2k) \cdot f_s$ après la naissance du défaut).

Nous avons montré également l'évolution des fréquences liées au défaut en fonction de sa gravité et pour différents modes d'entraînement de la génératrice.

Enfin, dans le cadre plus général du diagnostic complet de la machine, il faudrait tester la capacité des techniques utilisées dans le cas où l'on serait confronté à d'autres types de défaillances. Il serait également intéressant de réfléchir à des méthodes de surveillance et les combiner efficacement. Ceci permettrait l'étude des différents symptômes observés avec différentes méthodes avant la prise de décision (y a-t-il panne ou pas ?). Cela pourrait donc réduire l'incertitude sur la décision finale.

Annexes

ANNEXE A : Caractéristiques des machines électriques

A.1-Paramètres de la génératrice utilisée

P: puissance nominale 1.1 kW;

V : tension du réseau 220/380 V;

f_s : fréquence du réseau 50 Hz;

p: nombre de paires de pôles (p=1);

R: rayon du rotor 35.75 mm;

L: longueur du rotor 65 mm;

e: entrefer moyen 2.5 mm;

R_s : résistance statorique 7.58 Ω ;

R_b : résistance d'une barre rotorique 0.00015 Ω ;

R_e : résistance de l'anneau de court-circuit 0.00015 Ω ;

L_{sf} : inductance de fuite statorique 26.5 mH;

L_b : inductance de fuite d'une barre rotorique 0.1 μ H;

L_e : inductance de fuite de l'anneau de court-circuit 0.1 μ H;

f_t : coefficient de frottement 0.000 Nms;

J: moment d'inertie 0.0054 kg.m²;

N_r : nombre de barres 16;

N_s : nombre de spires par phase 160.

A.2 Caractéristiques de la machine à courant continu

Les caractéristiques de la machine à courant continu sont données sur le tableau suivant :

Puissance nominale 1 kW;

Vitesse nominale 2100 tr/min;

Courant nominal 6.2 A;

Tension nominale 220 V;

Tension d'excitation 200 V.

A.3 paramètres de la machine à courant continu

R_a : résistance d'induit 5.2Ω ;

L_a : inductance d'induit 0.036 H ;

F : coefficient de frottements $7.10^{-4} \text{ N.m.s}^{-1}$;

J_{mcc} : moment d'inertie $9.8*10^{-1} \text{ kg.m}^2$;

K : constante de couple 0.82 Nm/A .

A.4 paramètres de la turbine

Puissance nominale 2.5 (kW) ;

Gain du multiplicateur 25 ;

Moment d'inertie $7 \text{ (kg.m}^2\text{)}$;

Rayon de la turbine 4.5 (m) .

ANNEXE B : Synthèse du régulateur proportionnel intégral (PI)

Après avoir présenté les paramètres de la machine à courant continu, nous allons, dans cette annexe, développer la synthèse du régulateur proportionnel-intégral (PI) utilisé pour la commande de la machine à courant continu.

Le régulateur PI est un régulateur rapide et simple à mettre en œuvre. La figure suivante montre une boucle fermée du régulateur avec la machine à courant continu.

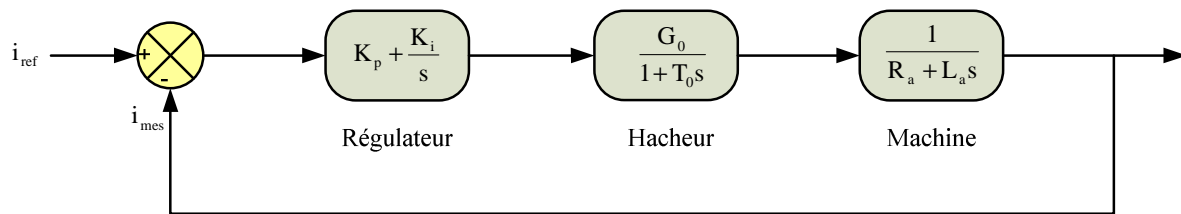


Figure B.1: Schéma bloc de la MCC régulée par un PI

Avec :

K_i : Gain intégral ;

K_p : Gain proportionnel ;

G_0 : Gain du convertisseur (hacheur) ;

T_0 : Constante de temps du convertisseur ;

R_a : Résistance d'induit de la machine ;

L_a : Inductance d'induit de la machine.

La fonction de transfert en boucle ouverte est donnée par:

$$FTBO = \left(K_p + \frac{K_t}{s} \right) \left(\frac{1}{R_a + L_a s} \right)$$

$$FTBO = \frac{K_t \left(1 + \frac{K_p}{K_i} s \right)}{s} \cdot \frac{G_0}{1 + T_0 s} \cdot \frac{1}{R_a + \frac{L_a}{R_a} s}$$

Afin d'éliminer le zéro présent sur la fonction de transfert, nous choisissons la méthode de compensation de pôles pour la synthèse du régulateur, ce qui se traduit par l'égalité suivante :

$$\frac{K_p}{K_t} = \frac{L_a}{R_a}$$

La fonction de transfert en boucle ouverte devient alors :

$$FTBO = \frac{K_i}{s} \cdot \frac{G_0}{1 + T_0 s}$$

La fonction de transfert en boucle fermée s'exprime alors par:

$$FTBF = \frac{FTBO}{1 + FTBO} = \frac{\frac{G}{s \cdot (1 + T_0 \cdot s)}}{1 + \frac{G}{s \cdot (1 + T_0 \cdot s)}}$$

avec :

$$G = \frac{G_0 \cdot K_t}{R_a}$$

$$FTBF = \frac{G}{s \cdot (1 + T_0 \cdot s) + G} = \frac{G}{T_0 \cdot s^2 + s + G}$$

Cette fonction de transfert est du second ordre et est de la forme :

$$FTBF = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2 \cdot \xi \cdot \omega_n \cdot s + \omega_n^2}$$

avec :

$$\omega_n^2 = \frac{G}{T_0} \text{ et } \xi = \frac{1}{2\sqrt{GT_0}}$$

Le gain de la fonction de transfert est optimal pour un amortissement $\xi = 0.7$.

$$\xi = 0.7 \Leftrightarrow \frac{1}{2\sqrt{GT_0}} = 0.7$$

D'où

$$G = \frac{T_0}{2}$$

on obtient alors le système suivant:

$$\begin{cases} \frac{G_0 \cdot K_t}{R_a} = \frac{T_0}{2} \\ \frac{K_p}{K_i} = \frac{L_a}{R_a} \end{cases}$$

Les expressions des gains intégral et proportionnel du régulateur sont :

$$\begin{cases} K_t = \frac{T_0}{2G_0} R_a \\ K_p = \frac{T_0}{2G_0} L_a \end{cases}$$

Références bibliographiques

Références bibliographique

- [1] X.Guillaud, A.Bouscayron, "Commande d'un système éolien". Ecole d'été Lille 2005.
- [2] Bernard MULTON Energies. Energie électrique : les enjeux. Ecole Normale Supérieure de Cachan 24 – 11 -2004.
- [3] Frédéric Poitiers, "Etude et commande des génératrices asynchrone pour l'utilisation de l'énergie éolienne: machine asynchrone à cage autonome et machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau", Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique de Nantes 19 – 12 – 2003.
- [4] S. El-Aimani, "Modélisation de Différentes Technologies d'Eoliennes Intégrées dans un Réseau de Moyenne Tension", Thèse de Doctorat d'Etat en Electronique et Génie Electrique, Ecole Centrale de Lille (ECL), Décembre 2004.
- [5] N. Laverdure, "Sur l'Intégration des Générateurs Eoliens dans les Réseaux Faibles ou Insulaires", Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, décembre 2005.
- [6] S. Schreck, "Advanced Wind Turbine Program Next Generation Turbine Development Project", Subcontract Report, National Renewable Energy Laboratory /SR-500-38752 May 2006.
- [7] O. V. Thorsen, M. Dalva, "A survey of fault on induction motors in offshore oil industry, gas terminals, and oil refineries", IEEE Trans. On Industry Application Vol 31m n°5, September 1995.
- [8] AKEL Fethi, "ETUDE ET REALISATION D'UN EMULATEUR DE TURBINE EOLIENNE" , thèse de magister, école militaire polytechnique ,Algerie2009.
- [9] F. Puppe, "Systematic introduction to expert systems", chap1, pp 1-26, U.S.A, Springe-Verlang.
- [10] Henrik Stiesdal, "The Wind Turbine Components and Operation" , special issue of the Bonus-Info, Autumn 1999.
- [11] V.Akhmatov, "Analysis of Dynamic Behaviour of Electric Power Systems with Large Amount of Wind Power" , PhD Thesis, Electric Power Engineering, Technical University of Denmark, April 2003.

- [12] J. A. Baroudi, V. Dinavahi, A. M. Knight, "A Review of Power Converter Topologies for Wind Generators" , Renewable Energy 32 (2007) 2369–2385.
- [13] D. Gourières, "ENERGIE EOLIENNE: Théorie, conception et calcul pratique des installations", EYROLLES, Paris 1982
- [14] S. Heier, "Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems", Publications John Wiley & Sons, ISBN 0-471-97143-X, 1998.
- [15] MAKKAOUI Naima, "Contribution a la modélisation et la commande d'une mini centrale éolienne à base de machines à induction simple et double alimentée", mémoire de magister, université de Batna ,2004 .
- [16] T. Ghennam, E.M.Berkouk, B.François, L.Belhadji, K.Merouani, "Les concepts fondamentaux d'une chaîne de conversion éolienne". UER-ELT, EMP
- [17] C. Benoudjit, "Etude pour la conception d'un banc d'essais pour énergie éolienne" mémoire de magistère de l'université de Batna, juin 2004.
- [18] Report, "Report of large motor reliability survey of industrial and commercial installations, Part I and Part II" , IEEE Trans. On Industry Applications. Vol.2.2, n°4, Jul/Aug. 1985.
- [19] T. Boumagoura, "Recherche de signature électromagnétique des défauts dans une machine asynchrone et synthèse d'observateurs en vue du diagnostic", thèse de doctorat, l'école doctorale d'électrotechnique de Lyon 2001.
- [20] Rezzoug.A, Hubert R, Abed .A, "Un modèle du moteur asynchrone à cage dédié à la simulation et au diagnostic" , Université Henri Poincaré Nancy1, Note de cours 2003.
- [21] Allianz "Présentation des avaries. Machines électriques tournantes", Cahier des préventions. CP2, 1988.
- [22] R. KECHIDA, "Utilisation du Contrôle Direct du Flux Statorique et du Filtre de Kalman en Vue du Contrôle Direct du Couple (DTC) d'un Moteur Asynchrone : Application au Diagnostic des Défauts", mémoire de magister , Centre Universitaire d'El-oued Institut de Sciences et Technologie,2010.
- [23] A. Abed, "Contribution à l'Etude et au Diagnostic de la Machine Asynchrone", Thèse de Doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy-1, mars 2002.

- [24] Eduard Mujadi, Jesus Sallan , Mariano Sanz, Charles P. Butterfield, "Investigation of Self Excited Induction Generators for wind turbine application", IEEE Industry Application Conference 34 IAS Annual Meeting, 3-7 October 1999 Arizona USA.
- [25] Pedro Vicente Jover Rodríguez, Marian Negrea, Antero Arkkio, "A simplified scheme for induction motor condition monitoring", science direct Mechanical Systems and Signal Processing 22 (2008) 1216–1236, 28 November 2007.
- [26] A. Menacer, "Contribution à l'identification des paramètres et des états d'une machine à induction pour diagnostic et développement de commande robuste: robustesse vis-à-vis de défauts", thèse de doctorat, université de Batna, Dec 2007.
- [27] P. Vas, F. Filippeti, G. Franceschini, C. Tassoni, "Transient modelling oriented to diagnostics of induction machines with rotor asymmetries", in proc. ICEM'94, pp 62-67, 1994.
- [28] S.T. Manolas, J. Tegopoulos, M. Papadopoulos, "Analysis of squirrel cage induction motors with broken rotor bars", in proc. ICEM'96, Vol 3, pp 19-23, Vigo, Spain, 1996.
- [29] Baghli, "Contribution à la commande de la machine asynchrone, utilisation de la logique floue, des réseaux de neurones et des algorithmes génétiques", Thèse de doctorat, université Henri Poincaré, Nancy, Jan 1999.
- [30] A. Menacer, M.S. Nait Said, A.H. Benakcha, S. Drid, "Stator Current Analysis of Incipient Fault Into Asynchronous Motor Rotor Bars Using Fourier Fast Transform", Journal of Electrical Engineering, Vol. 5-6, 2004, pp 122-130, Slovakia.
- [31] M. Orabi and T. Ninomiya, "Operating Performance of Induction Generator Connected to Utility Grid during Grid Separation", IEEE, International Symposium on Industrial Electronics, 'ISIE2004', Vol. 2, pp. 1315 – 1320, Ajaccio, France, May 4 - 7, 2004.
- [32] D. Rekioua, K. Idjdarene T. Rrekioua, and A. Tounzi, "An approach for the modelling of an autonomous induction generator taking into account the saturation effect" Emer. Elec. Pow. Syst. Int. J., vol. 4, no. 1, pp. 1–25, Dec. 2005.
- [33] S. Mekhtoub¹, R. Ibtouen¹ et S. Bacha, "Analyse dynamique des générateurs éoliens lors d'un creux de tension du réseau", Laboratoire de Recherche en Electrotechnique, 'LRE' Ecole Nationale Supérieure Polytechnique, Algérie.
- [34] S. Heier, "Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems", Publications John Wiley & Sons, ISBN 0-471-97143-X, 1998.

- [35] R. Casimir, "Diagnostic des défauts des machines asynchrones par reconnaissance des formes" , Thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lyon, Décembre 2003.
- [36] K. Idjdarene 1, D. Rékioua 1, T. Rekioua 1 et A. Tounzi, "Contrôle d'une éolienne en fonctionnement autonome basée sur une génératrice asynchrone", article JCGE'08 LYON, 16 et 17 décembre 2008 .