



MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR ET DE  
LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE  
UNIVERSITÉ DE BATNA  
FACULTÉ DES SCIENCES DE L'INGÉNIEUR  
DÉPARTEMENT D'ÉLECTROTECHNIQUE  
Laboratoire des Systèmes Propulsion-Induction Electromagnétiques  
LSP-IE Batna

## Mémoire de Magister

Spécialité : Maîtrise d'Énergie et Énergies Renouvelables

Présenté Par

**MEKKAOUI Naïma**

(Ing., en Électrotechnique)

### Contribution à la Modélisation et à la Commande d'une Mini-Centrale Eolienne à Base de Machines à Induction Simple et Double Alimentée

Dr. A Benoudjit	Professeur	Univ. Batna	Président
Dr. M-S Naït-Saïd	Professeur	Univ. Batna	Rapporteur
Dr. S. Drid	Maître de conférences	Univ. Batna	Co-Rapporteur
Dr. B. Azoui	Professeur	Univ. Batna	Examineur
Dr. A. Menacer	Chargé de cours	Univ. Biskra	Examineur
Dr. A. Makouf	Maître de conférences	Univ. Batna	Examineur

Promo : 2004

## REMERCIEMENTS

Ce travail a été préparé au sein du Laboratoire des Systèmes Propulsion-Induction Electromagnétiques **LSP-IE**, sous la direction du Dr. A. Makouf, de l'université de Batna

Je tiens à exprimer toute ma gratitude au Dr. **Mohamed-Saïd Naït-Saïd**, Professeur à l'Université de Batna, qui a assuré la direction scientifique de ce travail. Au cours de ces deux années, j'ai pu apprécié, d'un encadrement scientifique de qualité. Je lui remercie pour ses conseils pertinents et éclairés, son aide était pour moi d'une importance capitale dans la réalisation de ce travail. Qu'il trouve ici l'expression de ma profonde reconnaissance.

Je tiens aussi à remercier Dr. **S. Drid**, Maître de Conférences habilité à l'Université de Batna, qui a co-encadré et animé l'élaboration de cette thèse. Il a été toujours disponible pour répondre à mes questions, à m'encourager et à m'aider à résoudre les problèmes rencontrés dans ce travail. Qu'il trouve ici, tout mon respect et ma profonde reconnaissance.

J'adresse mes plus vifs remerciements à Monsieur **A. Benoudjit**, Professeur à l'Université de Batna, pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury de ma thèse.

Mes remerciements vont de même aux autres membres de jury examinateurs qui m'ont fait l'honneur de participer au jury pour pouvoir évaluer cette thèse. Il s'agit, en l'occurrence de :

<b>B. Azoui,</b>	Professeur Univ. Batna,	Examineur
<b>A. Menacer,</b>	Docteur Ch. de Cours Univ. Biskra,	Examineur
<b>A. Makouf,</b>	M. de Conf., Dir. Labo LSPIE Univ. Batna,	Examineur

Je remercie également Messieurs A. Guettafi et R. Abdessemed, Professeurs à l'Université de Batna, pour leurs encouragements.

Je voudrais remercier tout particulièrement ma mère et mon frère Amar pour tout ce qu'ils ont fait pour moi. Ils ont fait beaucoup de sacrifices pour moi afin de m'offrir toutes les conditions nécessaires pour que je puisse devenir ce que je suis. Ma reconnaissance envers eux est inexprimable et elle est autant pour mes frères et ma sœur pour leur soutien et leurs encouragements tout au long de mon cursus.

Au dessus de tout, je remercie Dieu Tout Puissant, car ces travaux ne peuvent pas être réalisés sans son aide. Il m'a donné la chance d'avoir des encadrants qui me soutiennent énormément, et de m'accompagner jusqu'au bout dans toutes les épreuves ...

## **DEDICACE**

A la mémoire de mon très chère père

A ma mère

A mes frères, Amar, Salah Eddine, Abdelghani, Mohamed

A ma sœur et son marie

A mon neveu Anes

# SOMMAIRE

## Résumé

### CHAPITRE 0

#### INTRODUCTION GÉNÉRALE

<b>0-1 Contexte de l'Eolien</b>	1
<b>0-2 Objectif du Travail : Génératrices Asynchrones</b>	2
<b>0-3 Structure de la Thèse</b>	3
<b>0-4 Bibliographie</b>	4

### CHAPITRE 1

#### SURVOL SUR LES SYSTEMES EOLIENS

<b>1-1 Introduction</b>	5
<b>1-2 Les caractéristiques du vent et des turbines : aspects aérodynamiques</b>	6
1-2-1 Loi de ABetz –notions théoriques	6
1-2-2 Les différents types d'éolienne	8
1-2-2-1 Eoliennes à axe vertical	9
1-2-2-2 Eoliennes à axe horizontal	11
<b>1-3 Architecture d'une éolienne à axe horizontal</b>	12
1-3-1 Principaux composants d'une éolienne	12
<b>1-4 Stratégies de fonctionnement d'une éolienne</b>	13
1-4-1 Descriptif d'une éolienne	13
1-4-2 Bilan des forces sur une pale	14
1-4-3 Régulation mécanique de la puissance d'une éolienne	17
1-4-3-1 Système à décrochage aérodynamique " <i>stall</i> "	18
1-4-3-2 Système d'orientation des pales " <i>pitch</i> "	18
<b>1-5 Etat de l'art sur la conversion électromécanique</b>	19

1-5-1 Systèmes utilisant la machine asynchrone	19
1-5-1-1 Machine asynchrone à cage d'écureuil	19
1-5-2 Machine asynchrone à rotor bobiné et double alimentation	21
1-5-2-1 Machine asynchrone à double alimentation à énergie rotorique dissipée	22
1-5-2-2 Machine asynchrone à double alimentation – structure de Kramer	23
1-5-2-3 Machine asynchrone à double alimentation – structure de Scherbius avec cycloconvertisseur	23
1-5-2-4 Machine asynchrone à double alimentation – structure de Scherbius avec convertisseurs MLI	24
1-5-3 Systèmes utilisant la machine synchrone	25
1-5-3-1 Machines synchrones à flux radial	27
1-5-3-2 Machines synchrones à flux axial	28
1-5-4 Machines à structures spéciales	28
1-5-4-1 Machine à réluctance variable (MRV) pure	28
1-5-4-2 Machine à réluctance variable (MRV) excitée	29
<b>1-6 Conclusion</b>	29
<b>1-7 Bibliographie</b>	30

## CHAPITRE 2

### **MODELISATION D'UNE MACHINE ASYNCHRONE AUTO-EXCITEE**

<b>2.1 Introduction</b>	32
<b>2.2 Modélisation de la machine asynchrone</b>	33
2-2-1 Présentation de la machine	33
2-2-2 Modélisation triphasée	33
2-2-2-1 Hypothèse de travail	33
2-2-2-2 Mise en Equation de la Machine Asynchrone	34
2-2-2-3 Transformation de Park	36
<b>2.3 Modélisation vectorielle de la génératrice asynchrone</b>	36
2-3-1 Phaseur	36
2-3-2 Modèle MAS 2D dans référentiels séparés	37

2-3-2	Équations MAS 2D dans un référentiel unique d'observation	37
2.3.2.1	Relation de passage entre référentiels	38
2-3-2-2	Equations tension dans le référentiel (d-q)	38
2-3-2-4	Modèle complexe d'une machine asynchrone dans le référentiel commun (d-q)	38
<b>2-4</b>	<b>Auto-amorçage de la génératrice asynchrone à vide (SEIG)</b>	<b>39</b>
2-4-1	Détermination de la valeur des capacités d'auto-amorçage	40
2-4-1-1	Schéma équivalent	40
2-4-1-2	Étude analytique de d'auto-amorçage de la génératrice asynchrone	40
2-4-1-3	Fonctionnement a vide	42
2-4-2	Modélisation de l'auto-amorçage à vide dans le cas non saturé	44
<b>2-5</b>	<b>Auto-amorçage de la génératrice asynchrone en régime de saturation</b>	<b>46</b>
2-5-1	Équations de la génératrice en régime saturé dans le repère ( $\alpha$ - $\beta$ )	47
2-5-2	Résultats de la simulation	48
2-5-2-1	Influence de la capacité sur la tension d'autoamorçage en saturé	50
2-5-2-2	Influence de la vitesse sur la tension d'auto-amorçage en saturé	50
<b>2-6</b>	<b>Génératrice asynchrone alimentant une charge</b>	<b>51</b>
2-6-1	Simulation de l'auto-amorçage en charge résistive	55
2-6-2	Charge mixte R-L	58
2-6-2-1	Simulation de l'auto-amorçage en charge inductive	59
2-6-3	Insertion d'une capacité $C_s$ en série avec la charge	60
2-6-3-1	Simulation de l'auto-amorçage en charge capacitive	61
<b>2-7</b>	<b>Conclusion</b>	<b>62</b>
<b>2-8</b>	<b>Bibliographie</b>	<b>63</b>

## CHAPITRE 3

### MODELISATION & COMMANDE D'UNE

### ÉOLIENNE A BASE D'UNE MACHINE ASYNCHRONE AUTO- EXCITEE

<b>3-1</b>	<b>Introduction</b>	<b>65</b>
<b>3-2</b>	<b>Modélisation de la vitesse du vent</b>	<b>66</b>
<b>3-3</b>	<b>Modélisation de la turbine</b>	<b>67</b>

<b>3-4 Commande scalaire de la SEIG</b>	69
3-4-1 Régulation de la tension de la SEIG	70
3-4-2 Description du Système de régulation	71
3-4-3 Résultats de simulation	72
<b>3-5 Intégration de l'aéroturbine</b>	75
3-5-1 Système isolé (Aéroturbine + SEIG + Système de commande + Charge)	75
3-5-2 Système connecté au réseau (Aéroturbine + SEIG + Réseau)	76
<b>3-6 Conclusion</b>	77
<b>3-7 Bibliographie</b>	77

## CHAPITRE 4

### **MODELISATION & COMMANDE D'UNE MACHINE A INDUCTION DOUBLE ALIMENTEE**

<b>4-1 Introduction</b>	79
<b>4-2 Modélisation de la machine asynchrone (<i>DFIM : Double Fed Induction Machine</i>)</b>	80
4-2-1 Description sommaire de la DFIM	80
4-2-2 Mode de fonctionnement de la DFIM	80
4-2-3 Mise en équation de la DFIG alimentée en tension	81
4-2-3-1 Modèle électromagnétique de la DFIM	82
4-2-3-2 Modèle DFIM en régime permanent	83
4-2-3-3 Calcul des puissances	83
4-2-4 Caractéristiques théoriques de fonctionnement de la DFIG	84
4-2-4-1 Caractéristiques des facteurs de puissance en fonction de l'angle de charge $\delta$	84
4-2-4-2 Caractéristiques des puissances en fonction de l'angle de charge $\delta$	85
4-2-4-3 Caractéristiques de la DFIG en fonction de glissement	88
4-2-5 Discussion des résultats	89
<b>4-3 Commandes vectorielle de la DFIG</b>	90
4-3-1 Principe de la commande à flux orienté	90
4-3-2 Modèle de la DFIG avec orientation du flux statorique	91
4-3-3 Commande directe	94

4-3-4 La commande indirecte	96
4-3-4-1 La commande indirecte en boucle ouverte	97
4-3-4-2 La commande indirecte en boucle fermé	98
4-3-5 Résultats de la simulation	98
4-3-6 Test de robustesse par une variation paramétrique ( $Lcs$ , $Rs$ ).	102
4-3-7 Discussions	104
<b>4-4 Essais avec générateur éolien</b>	104
4-4-1 Résultats de la simulation	105
<b>4-5 Conclusion</b>	106
<b>4-6 Bibliographie</b>	108

## CHAPITRE 5

### **CONCLUSION GENERALE**

<b>5-1 Résumé–Bilan</b>	111
<b>5-2 Apports</b>	113
<b>5-3 Perspectives</b>	114
<b>Annexe A</b>	115
<b>Annexe B</b>	117
<b>Annexe C</b>	120

( 4 )

( )

4 12  
(SEIG)

.SVC

كلمات مفاتيح:

# **INTRODUCTION GENERALE**

## **0.1 Contexte de l'Eolien**

L'homme utilise l'énergie sous forme de chaleur, de lumière ou de mouvement. La maîtrise de l'énergie est donc le moteur de l'activité humaine. Ainsi elle est au coeur de l'avenir de notre société. Autant elle fut un facteur de construction et de création de richesse. D'une part, l'évolution démographique de la planète, implique une progression durable des besoins énergétiques. De plus, la consommation d'énergie, toujours en augmentation, fait réduire les réserves en énergies fossiles (charbon, pétrole, gaz) et rapproche l'échéance de leur épuisement. Cette situation, ajoutée à la conviction grandissante que le changement climatique d'origine humaine est réel et que les émissions de dioxyde de carbone à effet de serre y contribuent grandement. On suscite un nouvel intérêt dans les sources d'énergie renouvelables sans carbone. Il existe plusieurs ressources en énergies renouvelables : l'énergie hydraulique, l'énergie éolienne, l'énergie solaire thermique et photovoltaïque, l'énergie produite par les vagues ainsi que les courants marins, la géothermie et la biomasse. Ces ressources en énergie sont pratiquement inépuisables et propres.

L'énergie éolienne est, parmi les énergies renouvelables, celle qui connaît la croissance la plus rapide au monde. Elle est presque universellement reconnue comme une source d'énergie la plus prometteuse pour produire de l'électricité propre à court et à moyen termes. Et elle contribue à la préservation de l'environnement.

L'électricité éolienne représente moins de 1 % de l'électricité mondiale. Elle est utilisée principalement en Europe (74 % de la puissance mondiale installée en 2003), aux Etats-Unis (17%) et en Asie (8 %, dont 70 % en Inde). La capacité de production d'électricité éolienne installée en Europe était de 29 000 MW en 2003. L'objectif est de la doubler d'ici 2010 [1] et de réaliser 15 % de la production en mer. Par contre, en l'Afrique du Nord, le Maroc dispose d'un potentiel éolien estimé à environ 6 000 MW [3].

L'avenir de l'électricité éolienne passe par une implantation (les parcs éoliens<sup>1</sup>) en mer, à une dizaine de kilomètres au large des côtes- où les vents sont plus réguliers et où on leur reproche moins de gâcher le paysage - sont plus chers que ceux de la terre ferme, mais probablement encore plus rentables à long terme. Le Danemark est à la pointe des expériences en ce domaine. Il possédait en 2003 les trois quarts de la puissance éolienne offshore (les parcs éoliens en mer) installée en Europe [1], [4].

Le Québec pourrait devenir le Danemark de l'Amérique du Nord ou des pays de la Francophonie, étant donné l'abondance sur son territoire d'une ressource énergétique parmi les plus prometteuses au monde. À titre d'exemple les promoteurs du projet éolien Nai Kun de 700 MW, en mer dans le détroit d'Hécate, sur la côte Ouest du Canada, affirment que le coût de l'électricité produite par leur installation de pointe sera le même que celui d'une centrale au gaz naturel moderne [2].

Aucun pays n'est aujourd'hui autonome sur le plan énergétique, qu'il s'agisse de la maîtrise des sources d'énergie ou des techniques de production et de transformation. Le marché de l'énergie reflète l'équilibre stratégique et économique international.

## **0.2 Objectif du Travail : Génératrices Asynchrones**

Le contexte du présent travail s'inscrit dans l'étude d'une génératrice asynchrone, sous ses deux versions, utilisée dans les systèmes éoliens. La machine asynchrone possède une

---

<sup>1</sup>Les éoliennes sont regroupées pour former des parcs d'éoliennes ayant une capacité totale de plusieurs mégawatts

adaptabilité de fonctionner dans des entraînements à vitesse variable, c'est qui est le cas de l'éolien. La première version de cette machine concerne la machine avec rotor à cage dont la magnétisation est apportée par une excitation externe moyennant une batterie de condensateurs, i.e. (*SEIG: Self Excited Induction Generator*). La seconde version de la machine asynchrone concernera l'usage la machine à rotor bobiné, i.e. (*DFIG : Double Fed Induction Generator*), dont la magnétisation est assurée par la contribution des deux armatures de la machine. La *SEIG* a été testée par simulation aussi bien sur site isolé que sur réseau avec une commande scalaire simple utilisant le système (*SVC: Static VAR Compensator*). La *DFIG* a été simulée pour être connectée sur un réseau moyennant une commande vectorielle pour pouvoir contrôler les transferts de puissances, avec l'éventualité de fonctionner à facteur de puissance unitaire. Le choix de la commande vectorielle, avec ses performances reconnues, utilisée pour la deuxième version, est motivé par le fait de préserver la qualité de l'énergie qui devait être présente dans un réseau d'énergie électrique, entre autres avoir un facteur de puissance unitaire.

### 0.3 Structure de la Thèse

Le présent travail est structuré en quatre chapitres:

- Le premier chapitre présente une description du gisement éolien et ses différentes chaînes de conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique. On exposera les différentes associations machines électriques – convertisseurs pouvant être accouplées à une éolienne
- Le deuxième chapitre traite de la modélisation de la machine asynchrone à cage d'écureuil dans le référentiel ( $\alpha-\beta$ ). Avec une représentation vectorielle  $2D$  (complexes). Ensuite les phénomènes d'auto-amorçages de la machine asynchrone seront étudiés avec l'usage des condensateurs dans les deux cas de modèle : linéaire et non linéaire. Nous présentons par la suite une étude par simulation sur l'influence des changements de la vitesse du rotor, des capacités d'excitation, et des charges aux bornes de la génératrice auto-excitée (*SEIG*) sur la tension et le courant produits par le générateur asynchrone.
- Le troisième chapitre est consacré dans sa première partie à la modélisation de l'aérogénérateur par le développement d'un modèle de simulation de l'aéroturbine. Cette dernière décrit la transformation de l'énergie cinétique contenue dans le vent en énergie mécanique par son rotor. Dans la deuxième partie, on présentera le contrôle scalaire de la tension en boucle fermée (*BF*) de la *SEIG* afin de garantir une tension générée constante. Cela étant réalisé par la

commande des compensateurs statiques ( $SVC^2$ ) à base de gradateurs agissant sur une batterie de condensateurs et ayant le rôle de compenser les éventuelles perturbations de la fourniture d'énergie électrique causées par deux grandeurs aléatoires et fluctuantes qui sont le vent et la charge.

- le chapitre quatre présente dans sa première partie la modélisation de la machine asynchrone double alimentée, dans le référentiel ( $d-q$ ) avec une représentation vectorielle  $2D$ . Une étude des caractéristiques de des domaines de fonctionnement de la  $DFIG$  sera notamment exposée. Dans la seconde partie, on introduit un algorithme robuste de commande découplé des puissances active et réactive de la  $DFIG$  sous différentes versions.

Enfin, ce travail sera clôturé par une conclusion générale où il sera exposé un bilan et les perspectives à venir.

## 0.4 Bibliographie

- [1] Philippe Dunsky (Centre Hélios), “Les nouvelles filières d'énergie renouvelable (rapport no 3)”, pour la Commission de l'économie et du travail de l'Assemblée nationale du Québec, mars 1997, 44 pages.
- [2] Stelios Pneumaticos, “Les énergies renouvelables au Canada (rapport)”, Un rapport national de l'Agence internationale de l'énergie (AIE), mars 2002
- [3] B. Taya, L. Chaguer, “Energie éolienne au Maroc”, FIER' 2002 Tétouan - Maroc
- [4] Technologie des Eoliennes, [www.windpower.org](http://www.windpower.org)

---

<sup>2</sup> SVC: Static VAR Compensator

## Chapitre 1

# SURVOL SUR LES SYSTEMES EOLIENS

### 1-1 Introduction

L'énergie éolienne a été déjà utilisée par Hamourabi (fondateur de Babylone) afin d'irriguer la Mésopotamie vers l'an 2000 avant J.-C. La première description écrite de l'utilisation des moulins à vent en Inde date d'environ 400 ans avant J.-C. Les chinois ont également exploité la puissance du vent pour les systèmes de pompage de l'eau. Le début du Moyen Age a vu l'apparition des moulins en Europe avec comme application l'assèchement des lacs et terrains inondés au Pays-Bas ainsi que la moudre de grains. La génération d'énergie électrique par le vent a débuté à la fin du XIX<sup>ème</sup> siècle. Parmi les pionniers, on peut citer Paul La Cour au Danemark qui a associé une dynamo à une éolienne en 1891. Dans les années 1950, Johannes Juul (élève de Paul La Cour) devint aussi un pionnier dans l'utilisation de l'énergie éolienne en construisant les premières éoliennes produisant du courant alternatif [16].

La première crise pétrolière en 1973 contribua à éveiller l'intérêt pour l'énergie éolienne dans plusieurs pays. Ainsi plusieurs pays commencèrent à investir de l'argent pour améliorer notamment la technologie des aérogénérateurs.

L'industrie espagnole de l'énergie éolienne y est allée à fond ces dernières années et elle a remporté des victoires remarquables tant dans la conception que dans la fabrication des aérogénérateurs. Les USA ont notamment lancé en Californie une opération à grande échelle au début des années 1980 en passant de 7MW en 1981 à 386 MW en 1985. En 1991, l'Espagne avait seulement 7 MW de puissance installée; à la fin de 2003, elle cumulait 6 420 MW de puissance installée et se hissait au deuxième rang, qu'elle occupe toujours, de tous les pays du monde en matière de production d'énergie éolienne [1].

Aujourd'hui, les études portent sur l'amélioration de l'aérogénérateur ainsi que sur la chaîne de conversion de l'énergie du vent en énergie électrique exploitable par le réseau. Les premières éoliennes mettent en œuvre une génératrice asynchrone liée aux pales par l'intermédiaire d'une boîte de vitesse, fonctionnent à vitesse fixe et sont directement reliées au réseau (pas d'interface électronique). Cette technologie est surtout employée au Danemark dans les années 1970. Les systèmes les plus récents se dirigent d'une part vers la vitesse variable pour maximiser la puissance captée du vent avec l'insertion d'électronique entre la génératrice et le réseau.

## 1-2 Caractéristiques du vent et des turbines : aspects aérodynamiques

### 1-2-1 Loi de ABetz – notions théoriques

L'énergie éolienne provient de l'énergie cinétique du vent. En effet, si nous considérons une masse d'air,  $m$ , qui se déplace avec la vitesse  $v$ , l'énergie cinétique  $E_c$  de cette masse est :

$$E_c = \frac{1}{2} m V^2 \quad 1-1$$

Si, pendant l'unité de temps, cette énergie pouvait être complètement récupérée à l'aide d'une hélice qui balaie une surface  $S$ , située perpendiculairement à la direction de la vitesse du vent  $V$  représenté sur la (Figure 1-1), la puissance instantanée fournie serait, alors :

$$P_v = \frac{1}{2} \rho S V^3 \quad 1-2$$

$\rho$  : Densité de l'air 1,225 kg.m<sup>-3</sup>

$P_v$  : Puissance incidente sur le rotor

La formule de **Betz** montre que l'énergie maximale susceptible d'être recueillie par un aérogénérateur ne peut dépasser en aucun cas 59% de l'énergie cinétique de la masse d'air qui le traverse par seconde.

$$P_{\max} = \frac{16}{27} P_v = 0.59 P_v \text{ (voir Annexe A)} \quad 1-3$$

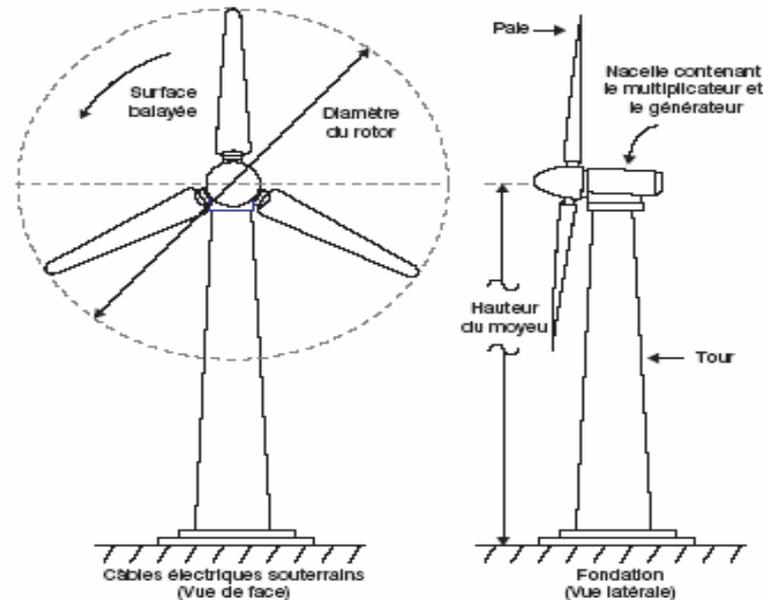


Figure1-1 Schéma d'une éolienne [2].

De cette façon le coefficient de puissance maximal théorique est défini :

$$C_p^{opt} = \frac{P_{\max}}{P_v} = \frac{2 \cdot P_{\max}}{\rho S V^3} = 0,59 \quad 1-4$$

En réalité, jusqu'à présent, seulement 60 à 70% de cette puissance maximale théorique peut être exploitée par les engins les plus perfectionnés. Ce rendement, appelé coefficient de puissance  $C_p$  de l'éolienne. Ce coefficient lie la puissance éolienne  $P_{eol}$  à la vitesse du vent :

$$C_p = \frac{2 P_{eol}}{\rho \cdot S V^3} \quad 1-5$$

La valeur du coefficient de puissance  $C_p$  dépend de la vitesse de rotation de la turbine et peut s'exprimer en fonction de la vitesse spécifique  $\lambda$  (§ 1-3-2), est illustré sur la Figure 1-2 :

$$C_p = C_p (\lambda) \quad 1-6$$

avec :

$$\lambda = \frac{R \Omega}{V}$$

1-7

Où  $\Omega$  est la vitesse linéaire périphérique en bout de pale de l'hélice.

$R \Omega$  : Vitesse de rotation de l'éolienne

$R$  : Rayon de l'aéroturbine

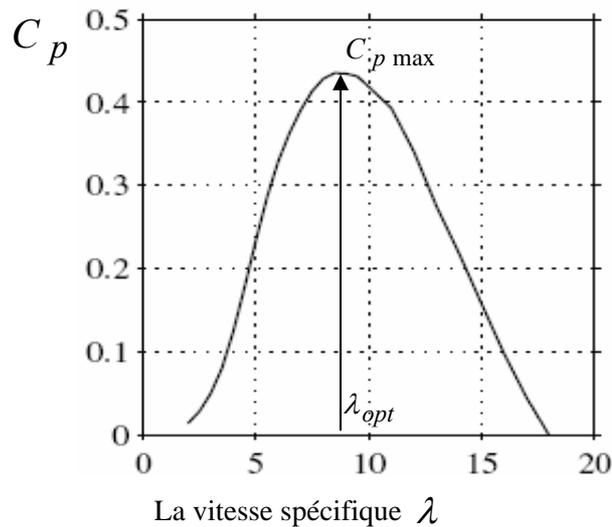


Figure 1-2 Coefficient aérodynamique de puissance [3]  $C_p = f(\lambda)$

### 1-2-2 Les différents types d'éoliennes

Il existe deux types d'éoliennes modernes: celle à axe horizontal dont le rotor ressemble à une hélice d'avion; et l'éolienne à axe vertical dont la forme s'apparente à celle d'un batteur à œuf à l'envers [4]. Dans les deux cas, les éoliennes capturent l'énergie du vent et la transforment en énergie électrique (aérogénérateur) ou mécanique (éolienne de pompage, de sciage, etc), ils sont illustrés sur la Figure 1-3. On peut comparer les différents types de turbines en comparant leurs coefficients aérodynamiques de puissance en fonction de la vitesse normalisée  $\lambda$ .

Les éoliennes à marche lente sont munies d'un grand nombre de pales (entre 20 et 40), Leur coefficient de puissance atteint rapidement sa valeur maximale lors de la montée en vitesse mais décroît également rapidement par la suite. Les éoliennes à marche rapide leur coefficient de puissance atteint des valeurs élevées et décroît lentement lorsque la vitesse augmente sont beaucoup plus répandues et pratiquement toutes dédiées à la production d'énergie électrique. Elles possèdent généralement entre 1 et 3 pales fixes ou orientables pour contrôler la vitesse de rotation.

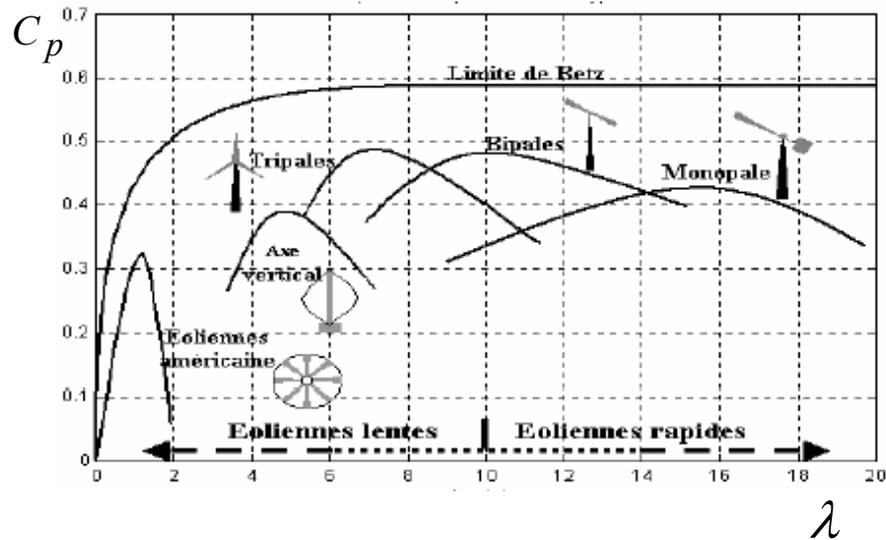


Figure 1-3  $C_p$  En fonction de  $\lambda$  pour différentes turbines [5]

### 1-2-2-1 Eoliennes à axe vertical

Si les capteurs à axe vertical (axe de transmission perpendiculaire au sol) ont été probablement les premiers utilisés, ce type d'éoliennes à axe vertical est très peu répandu et assez mal connue.

Deux principes différents sont utilisés pour ce type de machines, à savoir la traînée différentielle ou la variation cyclique d'incidence.

#### ❖ *La traînée différentielle*

Le principe de mise en mouvement de ce type de machine est le suivant: les efforts exercés par le vent sur chacune des faces d'un corps creux sont d'intensités différentes (Figure1-4). Il en résulte donc un couple moteur, que l'on peut utiliser pour entraîner un générateur électrique ou un autre dispositif mécanique tel qu'une pompe.

L'illustration la plus courante de ce type d'éolienne est le rotor de Savonius (figure1-5), du nom de son inventeur, un ingénieur finlandais qui l'a breveté à la fin des années 1920. Le fonctionnement est ici amélioré par rapport à l'anémomètre par la circulation de l'air rendue possible entre les deux demi-cylindres, ce qui augmente le couple moteur [6].

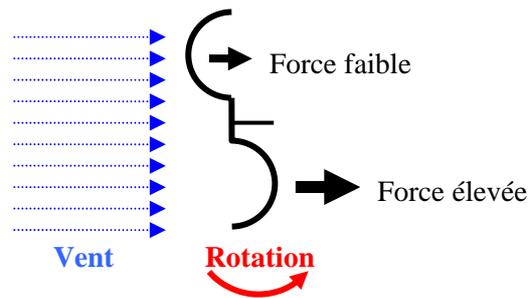


Figure 1-4 Effet du vent sur un corps creux

Le rotor de **Savonius**, étant très simple, présente un intérêt pour les pays très peu industrialisés car il est facile à fabriquer (Figure 1-5). De plus, il démarre à de faibles vitesses de vent, de l'ordre de 2 m/s. Les dimensions des machines à rotor de **Savonius** restent toutefois modestes, 3 à 4 m de hauteur maximale pour des diamètres de 2 m environ.

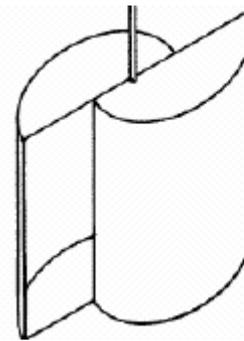


Figure 1-5 Le rotor de Savonius [7]

#### ❖ *Variation cyclique d'incidence*

Le fonctionnement est ici basé sur le fait qu'un profil placé dans un écoulement d'air selon différents angles est soumis à des forces d'intensités et de directions variables. La combinaison de ces forces génère alors un couple moteur. En fait, les différents angles auxquels sont soumis les profils, proviennent de la combinaison de la vitesse propre de déplacement du profil (en rotation autour de l'axe vertical) et de la vitesse du vent. Ce principe de fonctionnement a été breveté au début des années 1930 par le Français **Darrieus**. De tels rotors peuvent être de forme cylindrique, tronconique, parabolique... (Figure1-6).

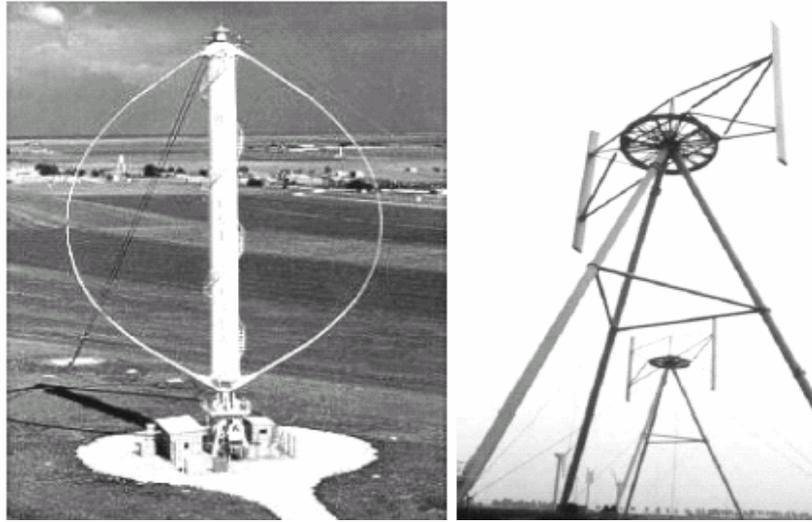


Figure 1-6 Différents types de rotor de Darrieus [7]

Le principal avantage des machines à axe vertical est que le dispositif de génération électrique repose sur le sol, ne nécessitant donc pas l'édification d'une tour. Par ailleurs, une éolienne à axe vertical fonctionne quelle que soit la direction d'où souffle le vent, permettant donc de s'affranchir d'un dispositif d'orientation de la machine [6].

En revanche, le fait qu'une telle éolienne soit érigée près du sol signifie que le capteur d'énergie se situe dans une zone peu favorable, ce qui réduit significativement l'efficacité de la machine. Aujourd'hui, pratiquement les seules éoliennes commerciales sont à axe horizontales.

#### *1-2-2-2 Eoliennes à axe horizontal*

Ces éoliennes sont les descendantes directes des moulins à vent sur lesquels les ailes, faites de voiles tendues sur une structure habituellement en bois, ont été remplacées par des éléments ressemblant fortement à des ailes d'avion (figure 1-7). La portance de ces ailes placées dans le vent ne sert pas ici à sustenter un aéronef mais à générer un couple moteur destiné à entraîner un dispositif mécanique tel qu'une génératrice électrique, une pompe [6]... Ces machines présentent généralement un nombre de pales compris entre 1 et 3 et peuvent développer des puissances élevées (plusieurs mégawatts). Leur axe de transmission est parallèle au sol. Les concepts abordés dans la suite de cette étude se limiteront uniquement au cas des éoliennes à axe horizontal.



Figure 1-7 éoliennes à axe horizontal [5]

### 1-3 Architecture d'une éolienne à axe horizontal

#### 1-3-1 Principaux composants d'une éolienne

Les aérogénérateurs les plus courants sont à axe horizontal (Figure 1-7). Et composés d'un mât, d'un rotor, d'une nacelle, du système de régulation, et du poste de transformation moyenne tension

❖ **Le rotor** fait tourner le mécanisme d'entraînement et le générateur. Les pales doivent être légères, solides et durables, pour résister à l'action des éléments. On les construit habituellement en matériaux composites à base de fibre de verre [6], en plastique renforcé ou en bois. L'éolienne doit aussi être conçue de manière à ce que, par grand vent, le rotor ne tourne pas trop vite. C'est le diamètre des pales qui détermine la quantité d'électricité produite par le système. L'éolienne compte habituellement deux ou trois pales. Le rotor à trois pales réduit les contraintes mécaniques que subit le système, mais son coût est plus élevé [7].

Les rotors à **pas variable** : le mécanisme est presque idéal, car on optimise la vitesse de rotation et la puissance (presque constante), en fonction du vent disponible. Mais un tel dispositif est complexe et coûteux.

Les rotors à **pas fixe** peuvent néanmoins ralentir automatiquement à partir d'une certaine vitesse. La conception des pales conduit à un effet aérodynamique qui réduit l'efficacité du rotor. Cette technologie entraîne néanmoins une variation plus importante des vitesses du rotor et exige de réguler davantage le courant de sortie. En outre, par vents forts, et bien que la turbine ralentisse, les pales, toujours face au vent, exercent de fortes pressions sur la nacelle et le mât [8].

- ❖ **La nacelle** située en haut de la tour et qui comporte toute l'installation de production d'électricité : le multiplicateur, le (ou les) générateur(s), les systèmes de frein et d'orientation de l'éolienne et tous les équipements automatisés d'asservissement de l'ensemble des fonctions de l'éolienne. La nacelle est une structure en acier ou en fonte à laquelle tous ces éléments sont attachés.
- ❖ **La tour** : son rôle est d'une part de supporter l'ensemble rotor + nacelle pour éviter que les pales ne touchent le sol, mais aussi de placer le rotor à une hauteur suffisante, de manière à sortir autant que possible le rotor du gradient de vent qui existe à proximité du sol, améliorant ainsi la captation de l'énergie. La tour cylindrique est une structure en acier d'une hauteur comprise entre 60 et 100 mètres, à l'intérieur de laquelle se trouvent l'échelle d'accès et les câbles électriques de raccordement au réseau [6], [9].

## 1-4 Stratégies de fonctionnement d'une éolienne

### 1-4-1 Descriptif d'une éolienne

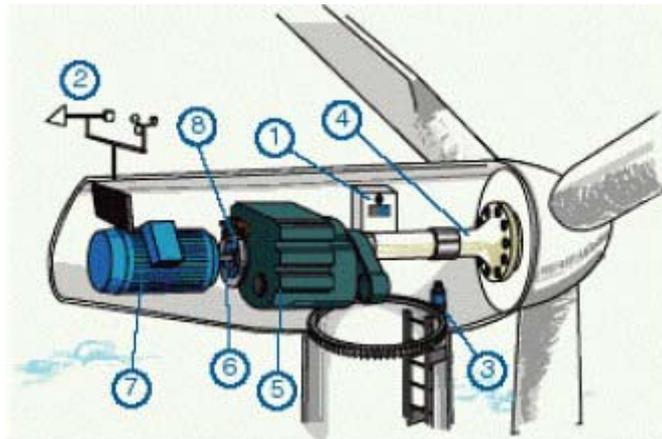


Figure 1-8 Éléments constituant une éolienne [9]

Lorsque le vent devient suffisant (3 à 5 m/s), l'automate (1), renseigné par l'anémomètre et la girouette (2) fixés au sommet de la nacelle, commande au moteur d'orientation (3) de placer l'éolienne face au vent. Le vent entraîne les pales qui font tourner un arbre lent (4). Le multiplicateur (5) augmente la vitesse de rotation et imprime cette accélération à l'arbre rapide (6). Celui-ci transmet le mouvement rotatif au générateur (7) qui produit l'électricité. Le courant ainsi produit descend au sol par des câbles situés dans le fût de l'éolienne. Il est alors transformé pour être injecté au réseau électrique existant. Tous ces éléments sont représentés sur la Figure 1.8 [9].

### 1-4-2 Bilan des forces sur une pale

Une coupe transversale d'une pale d'éolienne est représentée sur la Figure 1-9. On y a dessiné toutes les forces et vitesses mises en jeu. La vitesse relative  $V_r$  est la vitesse du vent incident sur l'élément de pale. Elle est définie par la superposition de la vitesse du vent incident sur le rotor  $V$  et de la vitesse du vent  $-V_\theta$  résultant de la vitesse de rotation  $\Omega$  du rotor [10]. Cette vitesse de vent relative produit deux vecteurs forces perpendiculaire l'une à l'autre sur la section de pale : la force de portance  $P$  perpendiculaire à  $V_r$  et la force de traînée  $T$  parallèle à la direction de  $V_r$ . La force de portance  $P$  est donnée par l'expression :

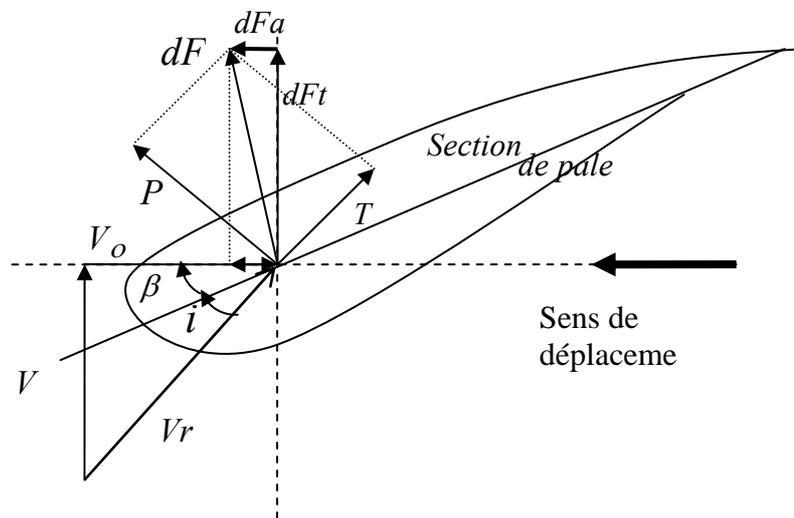


Figure 1-9 : Bilan des forces sur un élément de pale

$$P = \frac{\rho \cdot c}{2} V_r^2 C_z \quad 1-8$$

Où  $c$  est la longueur de la corde du profil,  $\rho$  est la densité de l'air et  $C_z$  est le coefficient de portance.

La force de traînée a pour expression :

$$T = \frac{\rho \cdot c}{2} V_r C_x \quad 1-9$$

$C_x$  étant le coefficient de traînée.

A partir des expressions de la portance et la traînée  $P$  et  $T$ , on calcule les forces de poussée axiale  $dF_a$  et tangentielle  $dF_t$  en fonction des angles  $\beta$  et  $i$  agissant sur un élément de pale pour un régime de fonctionnement donné :

$$\begin{cases} dF_a = P \sin(\beta+i) - T \cos(\beta+i) \\ dF_t = P \cos(\beta+i) + T \sin(\beta+i) \\ \Phi = \beta + i \end{cases} \quad 1-10$$

$\beta$  : Angle de calage des pales d'une éolienne à axe horizontal

$i$  : Angle d'incidence des pales d'une éolienne à axe horizontal

La somme des intégrales sur toutes les pales, des composantes horizontales et verticales des forces de portances et de traînée, permet le calcul de la force de poussée axiale et du couple aérodynamique (couple capté par la turbine) [13]. Ainsi ces expressions sont les suivantes

$$F_a = \sum_{K=1}^{N_p} \int_{R_m}^R dF_a(r) dr \quad 1-11$$

$$C = \sum_{K=1}^{N_p} \int_{R_m}^R dr F_t(r) dr \quad 1-12$$

L'étude de la force de poussée axiale ne fait néanmoins pas partie des objectifs de cette thèse.

$N_p$  est le nombre de pales,  $R$  est le rayon de l'aéroturbine et  $R_m$  est la distance du centre du moyeu au coin de la pale côté moyeu.

Ce couple peut s'obtenir à partir de la puissance captée et de la vitesse de rotation de la turbine

$$C = \frac{P_m}{\Omega} = \frac{\rho \pi R^2 V^3}{2\Omega} C_p = \frac{\rho \pi R^3 V^2}{2 \cdot \lambda} C_p = \frac{\rho \pi R^3 V^2}{2} C_t \quad 1-13$$

$C_t$  Est le coefficient de couple. Le coefficient de puissance et de couple sont liés par la relation :

$$C_p = C_p(\lambda) = \lambda \cdot C_t(\lambda) \tag{1-14}$$

D'où  $\lambda$  et la vitesse spécifique.

La courbe  $C_p(\lambda)$  passe un maximum  $\lambda_{max}$ , compris entre 5 et 16 environ, selon le nombre de pales de la turbine et c'est seulement pour cette valeur que  $C_p$  approche la valeur de 16/27.

On peut définir la notion de rendement aérodynamique de l'éolienne par le rapport :

$$\eta_a = \frac{C_p}{C_p^{max}} = \frac{C_p}{0.593} \tag{1-15}$$

Qui est représentatif de la « qualité aérodynamique » de l'éolienne. La figure 1-10 montre l'évolution du coefficient de puissance  $C_p$  pour des turbines réelles à axe horizontal à 1, 2, 3 et 4 pales, notons que pour la machine tripale, on peut dire que son coefficient de puissance est maximal pour  $\lambda = 7$ , c'est-à-dire une vitesse périphérique en bout de pale égale à 7 fois la vitesse du vent.

C'est pour une telle vitesse normalisée que l'on maximise le rendement aérodynamique. Pratiquement la puissance récupérable ne dépasse pas 60 à 70% de la valeur de maximale (0,59) à cause des divers rendements successifs de la chaîne de conversion [11], [5].

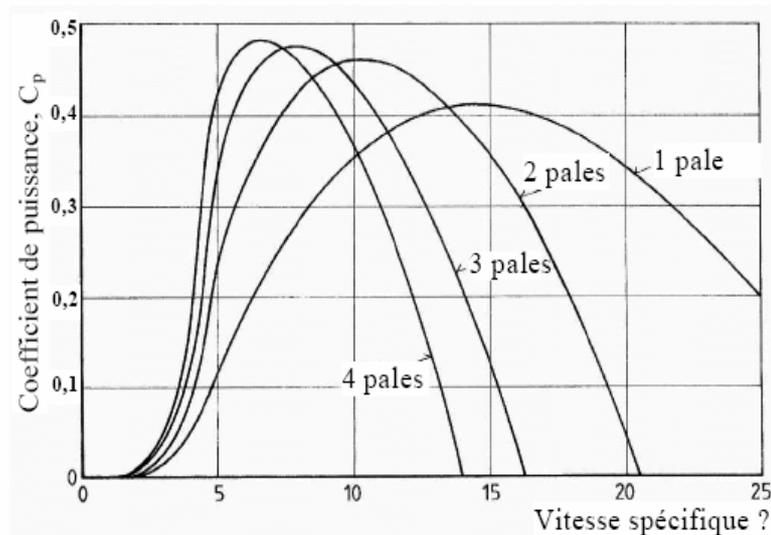


Figure 1-10 Diagramme de la puissance utile sur l'arbre en fonction de la vitesse du vent [11]

### 1-4-3 Régulation mécanique de la puissance d'une éolienne :

Une turbine éolienne est dimensionnée pour développer une puissance nominale  $P_n$  à partir d'une vitesse de vent nominale  $V_n$  (figure 1-11). Pour des vitesses de vents supérieures à  $V_n$ , la turbine éolienne doit modifier ses paramètres aérodynamiques afin d'éviter les surcharges mécaniques (turbines, mat et structure), de sorte que la puissance récupérée par la turbine ne dépasse pas la puissance nominale pour laquelle l'éolienne a été conçue. Il y a d'autres grandeurs dimensionnant :  $V_D$  la vitesse du vent à partir de laquelle l'éolienne commence à fournir de l'énergie et  $V_M$  la vitesse maximale de vent au-delà de laquelle l'éolienne doit être stoppée pour des raisons de sûreté de fonctionnement [12].

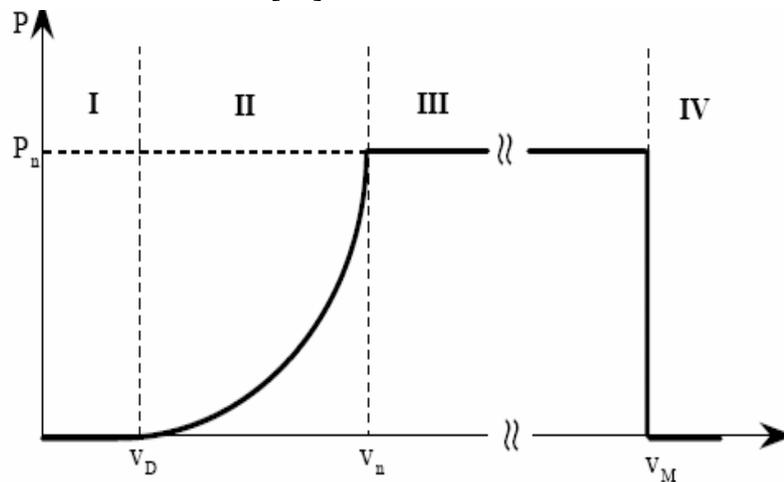


Figure 1-11 caractéristique puissance vitesse d'une éolienne [5]

Les vitesses  $V_D$ ,  $V_n$  et  $V_M$  définissent quatre zones sur le diagramme de la puissance utile en fonction de la vitesse du vent :

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

Il existe deux techniques principales pour cette régulation de puissance : le calage variable (les pales peuvent pivoter autour de leur axe longitudinal afin de réduire la portance et donc le couple

moteur) et le décrochage aérodynamique (la conception des pales induit ce phénomène qui limite l'action du vent quand la vitesse de celui-ci dépasse sa valeur nominale)

1-4-3-1 Système à décrochage aérodynamique "stall"

Le comportement aérodynamique des pales évolue également d'une manière passive selon le rapport entre la vitesse de rotation de la turbine et la vitesse du vent. En effet les pales peuvent être conçues de façon à ce qu'à partir d'une certaine vitesse de vent, la turbulence provoquée par le profil des pales entraîne un décrochage aérodynamique et par suite une décroissance du couple capté par chacune des pales. Ce décrochage dépend notamment de l'angle de calage des pales. Les pales sont fabriquées avec un pas variant suivant la position le long de la pale, permettant ainsi le décrochage aérodynamique qui se produit progressivement d'abord près du rayon moyen puis de plus en plus près de bout de la pale [15].

Ce genre de contrôle passif de la puissance captée par les pales est appelé (stall-régulation) ou (régulation par décrochage aérodynamique).

En 2000, environ 60% des aérogénérateurs utilisaient la régulation «stall» mais les grandes machines d'aujourd'hui utilisent presque en exclusivité le contrôle «pitch» [13].

1-4-3-2 Système d'orientation des pales "pitch"

Ce système de régulation par variation de l'angle de calage « $\beta$ » qui permet d'ajuster la portance des pales à la vitesse du vent pour maintenir une puissance sensiblement constante dans la zone III de vitesses. C'est la régulation par mise en drapeaux, soit augmenter l'angle de calage, ce qui diminue l'angle d'incidence (figure 1-12). Ce système permet également de freiner la turbine si nécessaire [15].

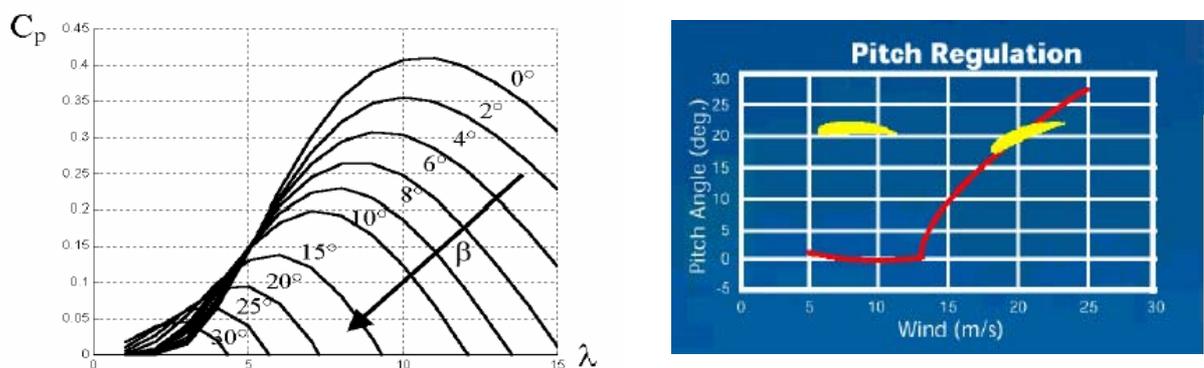


Figure 1-12 : Influence de l'angle de calage sur le coefficient de couple [14]

Il existe des dispositifs mixtes, dits à décrochage actif, « stall actif » dans lesquels un très faible réglage de l'angle de calage associé à un profil de pale optimisé permet d'obtenir un compromis entre complexité du système de réglage et qualité de la courbe de puissance obtenue. Ainsi, l'éolienne fonctionne sur une plage plus large de vitesse du vent.

## **1-5 Etat de l'art sur la conversion électromécanique**

L'énergie cinétique du vent est convertie en énergie mécanique par l'éolienne. Ensuite, la vitesse de rotation de l'éolienne (de 10 à 200 tr/min) est adaptée à celle de la génératrice classique (typiquement de 750 à 3000 tr/min) avec un multiplicateur de vitesse. La génératrice a pour rôle de convertir l'énergie mécanique en énergie électrique. Le générateur peut ensuite être lié directement ou indirectement au réseau. S'il est lié directement au réseau, (Figure 1-13) alors tourne à vitesse «fixe» ou très faiblement variable en jouant sur le glissement de la machine asynchrone [16]. Si le générateur est lié indirectement au réseau, (Figure 1-14) L'introduction de convertisseurs de puissance entre le générateur et le réseau donne lieu à un découplage entre la fréquence du réseau électrique et la vitesse de rotation de la machine électrique. Ce convertisseur autorise le fonctionnement à vitesse variable de ce type de chaîne permettant d'utiliser une machine synchrone, asynchrone ou encore machine spéciale. Ceci entraîne une amélioration du rendement énergétique du système.

La vitesse variable permet également d'améliorer la qualité de la puissance électrique produite, en introduisant de la souplesse dans la réaction du système face aux fluctuations brusques de la vitesse du vent [13].

### ***1-5-1 Systèmes utilisant la machine asynchrone***

#### ***1-5-1-1 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 terme d'entretien et présentent un taux de défaillance très peu élevé.

Une topologie consiste à relier directement une *MAS* à cage d'écureuil au réseau (Figure 1-12) Un multiplicateur est associé à la machine et un banc de condensateurs assure sa magnétisation. La vitesse de rotation peut alors être faiblement variable, limitée par le glissement maximum de la *MAS* [16]. Son principal inconvénient est d'une part l'impossibilité de

fonctionnement à vitesse variable, ce qui réduit la puissance pouvant être puisée du vent et d'autre part les problèmes d'accrochage / décrochage au réseau .

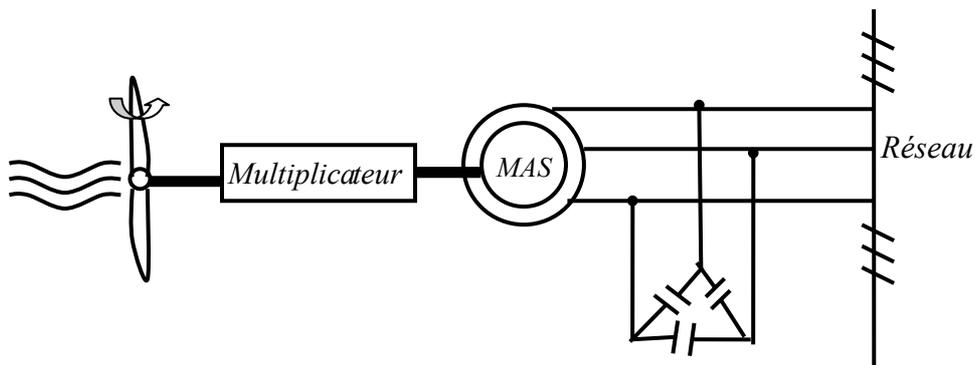


Figure 1-13 Machine asynchrone avec liaison directe au réseau

Dans les années 90, les danois ont rajouté une deuxième machine électrique pour pouvoir faire fonctionner l'éolienne à deux vitesses et ainsi augmenter le rendement énergétique de leurs aérogénérateurs. On dispose ainsi d'un générateur deux en un. Cette disposition est par exemple utilisée sur certaines éoliennes de manière à proposer deux régimes de rotation, l'un rapide en journée, l'autre plus lent pour la nuit [6], ce qui représente une augmentation du poids et de l'encombrement de l'ensemble.

L'introduction de convertisseurs de puissance entre la machine et le réseau permet de découpler la fréquence du réseau et la vitesse de rotation de la machine, et ainsi de faire fonctionner l'aérogénérateur à vitesse variable. Le dispositif de base est représenté sur la Figure 1-14

Les convertisseurs utilisés sont dimensionnés pour la totalité de la puissance échangée entre la machine et le réseau. Ils représentent donc un coût important, des pertes non négligeables (jusqu'à 3% de la puissance nominale de la machine) et entraînent des perturbations qui nuisent au rendement et à la qualité de l'énergie délivrée. De plus, la présence des capacités est indispensable pour fournir l'énergie réactive nécessaire à la magnétisation de la machine. Cette énergie ne peut pas être fournie par le réseau car le redresseur est unidirectionnel. Ces inconvénients ont freiné le développement industriel de cette structure [17].

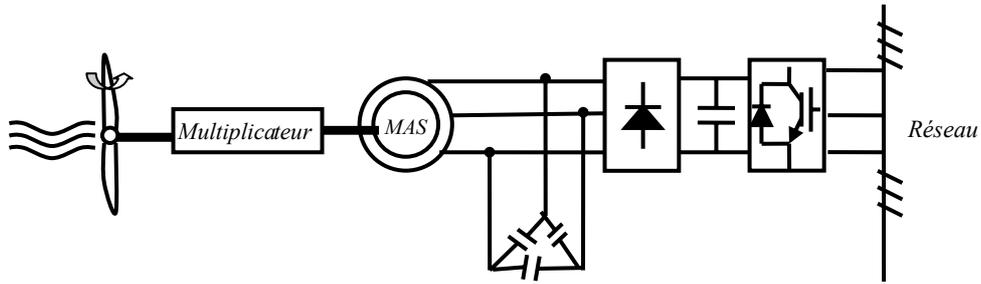


Figure 1-14 Machine asynchrone avec liaison indirecte au réseau

### 1-5-2 Machine asynchrone à rotor bobiné et double alimentation

Comme c'est le cas pour un stator classique, les machines asynchrones à rotor bobiné ont des enroulements logés dans des encoches. Les courants rotor circulent via des anneaux qui glissent contre des balais généralement en carbone montés sur le châssis du générateur (Figure 1-15). Contrairement aux machines à cage directement connectées au réseau, les machines asynchrones à rotor bobiné permettent, par un réglage dynamique du glissement, de s'adapter aux variations de puissance fournies par la turbine, augmentant ainsi le rendement du système.

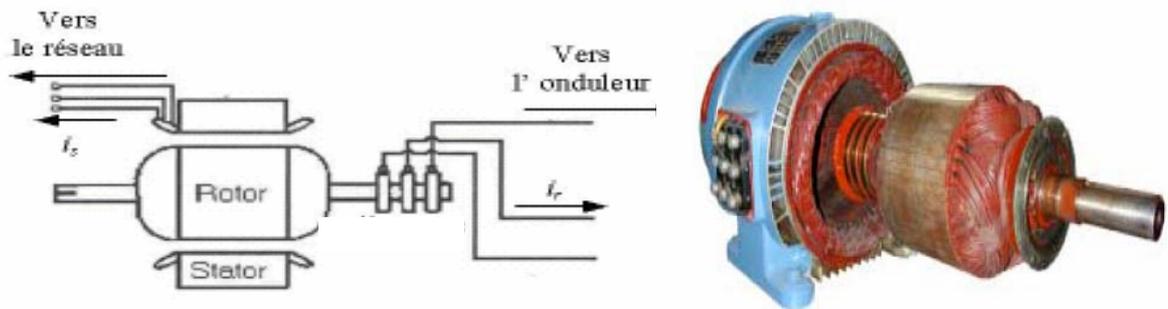


Figure 1-15 Machine à induction à rotor bobiné [18], [19]

Ces machines sont un peu plus complexes que des machines asynchrones à cage avec lesquelles elles ont en commun de nécessiter un multiplicateur de vitesse. Leur robustesse est légèrement diminuée par la présence de système à bagues et balais, mais le bénéfice du

fonctionnement à vitesse variable est un avantage suffisant pour que de très nombreux fabricants (Vestas, Gamesa,...) utilisent ce type de machines.

### 1-5-2-1 Machine asynchrone à double alimentation à énergie rotorique dissipée

La Figure 1-16 montre la technologie (*Optislip de Vestas*) qui permet une variation limitée de la vitesse à environ 10% autour de la vitesse de synchronisme par le changement de la résistance rotor. Outre la plage de variation de vitesse limitée, l'inconvénient de cette solution est la dissipation de la puissance rotor dans les éléments résistifs diminue le rendement du système de conversion [20].

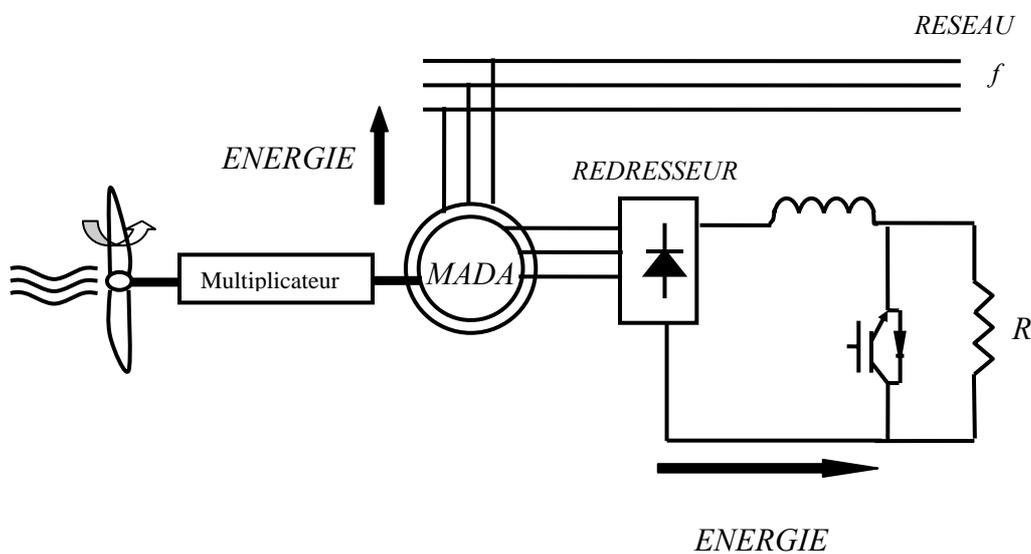


Figure 1-16 MADA avec contrôle du glissement par l'énergie dissipée

Au lieu de dissiper la puissance disponible au rotor par effet joule, on peut récupérer cette puissance en la renvoyant sur le réseau électrique. Ceci améliore le rendement du système. Le convertisseur est dimensionné pour transiter seulement la puissance rotorique, (soit environ 25% de la puissance nominale) pour obtenir un glissement maximal et donc la puissance statorique nominale. C'est un compromis qui mène à une meilleure capture de l'énergie éolienne et à une faible fluctuation de la puissance du côté du réseau [22]. Puisque le convertisseur statique doit seulement traiter la puissance de glissement à faible communication. Dans ce cas, les enroulements du stator sont directement connectés au réseau. Deux options de convertisseur au rotor sont alors utilisées. Dans la première un convertisseur ou la méthode *Scherbius* réalisant les régimes hypo/hyper synchrones. Ce cas favorise le fonctionnement à couple constant. Dans la

seconde option, un convertisseur à deux étages unidirectionnel est utilisé ou qui est appelé méthode **Kramer** ou régime hypo synchrone [21].

#### 1-5-2-2 Machine asynchrone à double alimentation – structure de Kramer

L'ensemble redresseur onduleur est alors dimensionné pour une fraction de la puissance nominale de la machine. Ce dispositif permet de faire varier la plage de conduction des diodes, de rendre variable la puissance extraite du circuit rotorique et donc le glissement de la génératrice asynchrone (Figure 1-17). 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 [23].

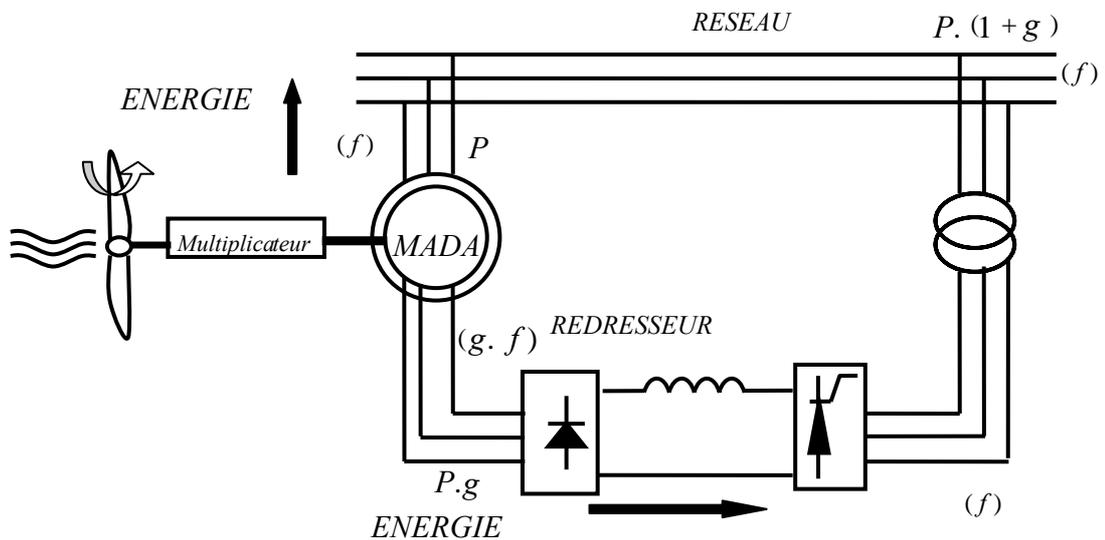


Figure 1-17 MADA, structure Kramer

#### 1-5-2-3 Machine asynchrone à double alimentation – 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 cycloconvertisseur (Figure 1-18), l'ensemble est alors appelé structure de **Scherbius**. Comme le flux de la puissance est bidirectionnel, il est possible d'augmenter ou de diminuer l'énergie de glissement et ainsi faire fonctionner la machine en génératrice ou en moteur [18]. 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 cycloconvertisseur par une structure à deux convertisseurs à **IGBT** commandés en **MLI**.

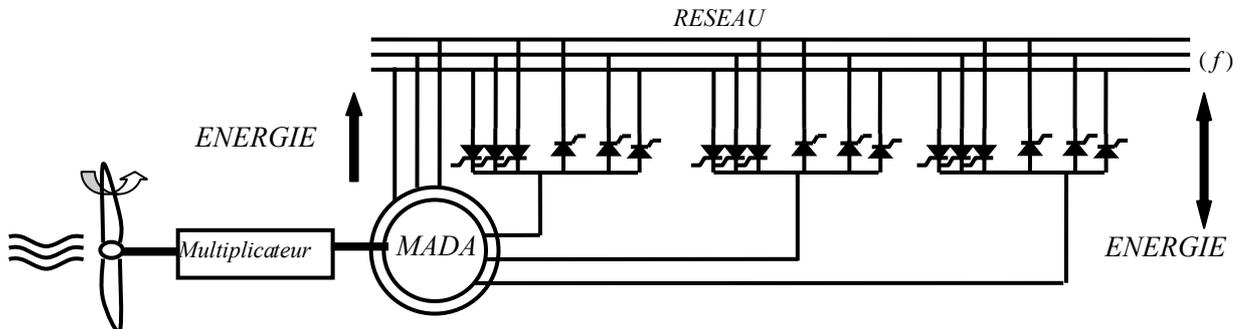


Figure 1-18 MADA, structure de Scherbius avec cycloconvertisseur.

#### 1-5-2-4 Machine asynchrone à double alimentation – structure de Scherbius avec convertisseurs MLI

La figure 1-19 montre une configuration avec la Machine Asynchrone à double Alimentation (MADA) à la particularité de disposer de deux bobinages triphasés au stator et au rotor. L'un est relié directement au réseau et transfère la plus grande partie de la puissance alors que l'autre de moindre puissance permet de faire varier les courants rotoriques d'excitation de la MADA. C'est sur ce bobinage de moindre puissance que le convertisseur de puissance, composé d'un ensemble à deux convertisseurs à **IGBT** commandés en **MLI**, en cascade, est inséré afin de contrôler le flux et la vitesse de rotation de la génératrice asynchrone du côté de la machine et contrôle aussi des puissances actives et réactives transitées du côté du réseau.

Un tel dispositif a l'avantage de fonctionner à vitesse variable en faisant intervenir un convertisseur de faible puissance. 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. La présence d'un convertisseur à MLI peut toutefois entraîner des  $\frac{dv}{dt}$  importants dans les enroulements rotoriques et faire circuler des courants de fréquences élevés dans ces mêmes enroulements [11], [16].

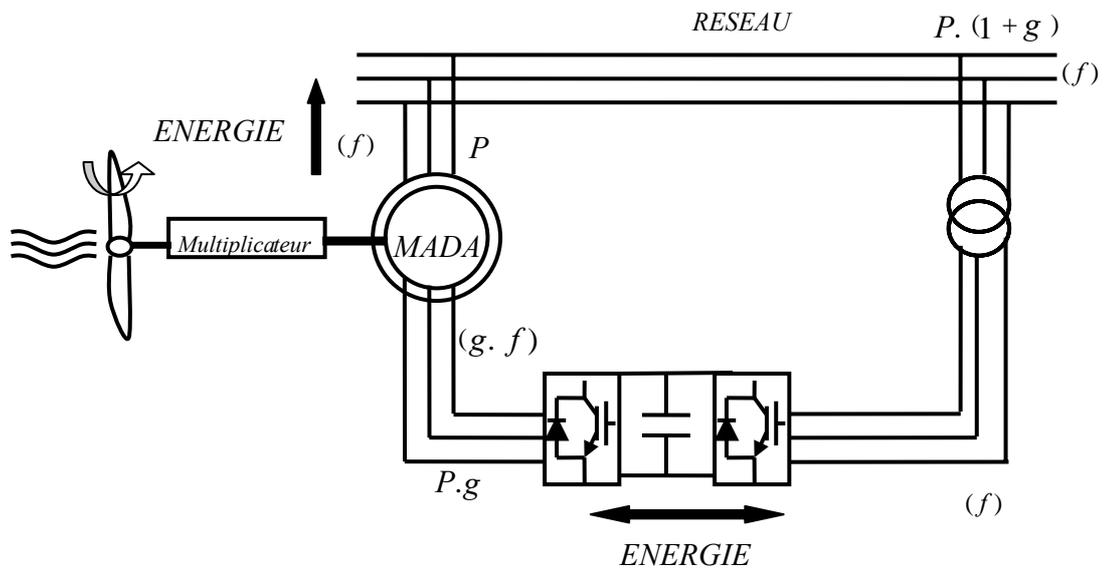


Figure 1-19 MADA, structure de Scherbius avec convertisseurs MLI

Par conséquent, cette structure d'alimentation est la plus intéressante du point de vue coût et performance et qui sera l'objet du chapitre VI

### 1-5-3 Systèmes utilisant la machine synchrone

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 (sans multiplicateur mécanique), pour minimiser la maintenance et accroître la fiabilité.

**Les machines synchrones à rotor bobiné :** font appel, le plus souvent, à une excitatrice associée à un redresseur tournant, pour éliminer tout contact glissant. Le rotor peut être à pôles lisses ou saillants et est généralement équipé de circuits amortisseurs. Pour certaines applications à forte puissance et à grande vitesse (30 MV et 30 000 tr/min par exemple), on utilise un rotor cylindrique massif. Mais il est possible de s'affranchir de l'application à grande vitesse en utilisant une machine synchrone à aimants permanents basses vitesses à grand nombre de paires de pôles [24].

**Les machines synchrones à aimants permanents :** 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. L'avantage d'avoir un bon rendement et un bon couple massique, Les inducteurs à aimants à haute énergie permettent de gagner environ

25% de masse par rapport à ceux de type bobiné [14]. Ces qualités sont contre balancées par un coût plus élevé que la MAS. Le convertisseur de fréquence s'impose. C'est pourquoi les machines à entraînement direct sont toutes à vitesse variable.

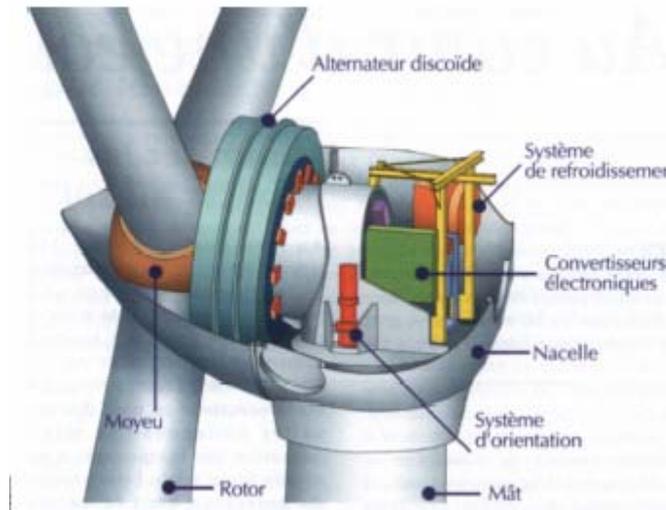


Figure 1-20 Schéma d'une éolienne Enercon à entraînement direct [5].

Mais leur inconvénient principal provient de l'absence de possibilité de réglage du flux d'excitation [24].

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 1-21) [17]. Les frais d'entretien sont alors minimisés ce qui est très intéressant dans les applications éoliennes, en particulier dans les sites difficilement accessibles (*offshore* par exemple). La présence obligatoire de l'électronique de puissance permet enfin une régulation simple de la vitesse de rotation et donc une optimisation énergétique efficace.

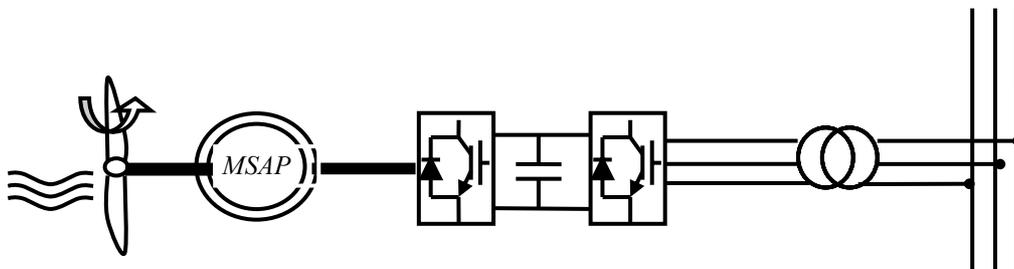


Figure 1-21 Système éolien basé sur la machine synchrone à aimants permanents

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.



Figure 1-22 stator d'un moteur synchrone à aimants permanents [27].

#### 1-5-3-1 Machines synchrones à flux radial

Dans les machines à très grand nombre de pôles et à champ radial (entrefer cylindrique), conduit à des machines creuses, rotor et stator sont constitués de deux couronnes concentriques et d'une structure mécanique de liaison avec l'arbre de transmission (Figure1- 23).

Ce type de machine permet d'avoir de bonnes performances sur une grande plage de variation de la vitesse de rotation. Mais elles sont relativement encombrantes car l'espace intérieur est magnétiquement inoccupé [11], [14].

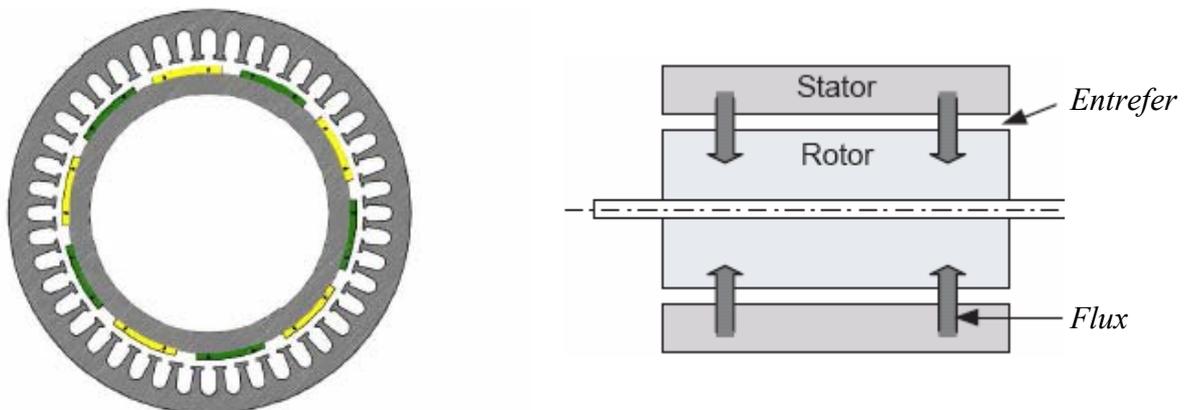


Figure1-23 Machine synchrone a flux radial [16]

### 1-5-3-2 Machines synchrones à flux axial

Des architectures discoïdes ou à champ axial, également à grand nombre de pôles permettent de mieux utiliser l'espace et conduisent globalement à un gain de masse d'environ 15% à ces niveaux de puissance et de vitesse. La figure 1-24 montre une structure de la machine axiale (discoïde). La machine J48 (750 kW) de Jeumont met en oeuvre une génératrice très innovante discoïde à aimants.

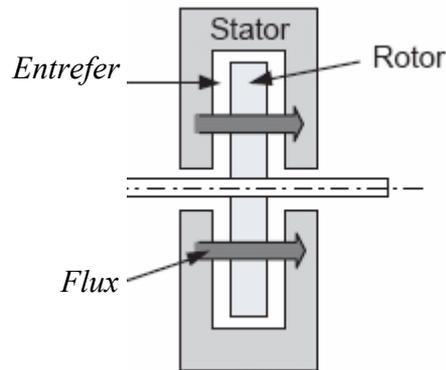


Figure 1-24. Machine synchrone à flux axial [16]

Pour les applications basses vitesses, la structure de la machine axiale reste compacte alors que la machine radiale tend vers une structure creuse. Ceci conduit à un meilleur couple volumique pour la machine à flux axial [25].

Un autre avantage de cette topologie est la possibilité d'assembler plusieurs machines sur un même axe afin d'accroître le couple. Un inconvénient de cette structure est que les forces d'attraction axiale entre le rotor et le stator peut contraindre à des renforcements mécaniques de la structure avec des conséquences sur le poids et le prix.

### 1-5-4 Machines à structures spéciales

Parmi les génératrices à l'étude, plus particulièrement pour les entraînements directs, figurent les machines à réluctance variable pure ou excitée. C'est leur potentiel de faible coût et de robustesse qui conduit à ces recherches [11]. C'est des machines dédiées aux applications éoliennes ou des machines offrant des caractéristiques intéressantes pour la basse vitesse de rotation. On notera que malgré son potentiel, la MRV n'a pas encore trouvé son application dans l'éolien [16].

#### 1-5-4-1 Machine à réluctance variable (MRV) pure

La structure de la MRV dite « pure » est très simple et composée d'un rotor passif et d'enroulements concentriques au stator. Pour un grand nombre de dents, les dents du stator sont regroupées en plots afin de faciliter le bobinage de la machine, on obtient alors une machine à

plots dentés. C'est le principal avantage de cette structure : assurer un fonctionnement basse vitesse (grand nombre de dents) tout en conservant un bobinage réalisable en utilisant une MRV à plots dentés.

#### *1-5-4-2 Machine à réluctance variable (MRV) excitée*

Certaines MRV peuvent intégrer une excitation au rotor ou au stator. Cette excitation est effectuée par un circuit électrique d'excitation ou bien par des aimants permanents. Les machines à aimants peuvent conduire à un gain en puissance contrebalançant le coût des aimants ; à une structure intégrant toujours une excitation [16].

## **1-6 Conclusion**

Une brève description du gisement éolien, a été présentée dans ce chapitre. Quelques notions principales sur les différents types d'éoliennes dans le contexte de la génération électrique mais cette étude se limiteront uniquement au cas des éoliennes à axe horizontal. Nous avons décrit les différents éléments d'une éolienne et les principales techniques adoptées pour la régulation de la puissance aérodynamique recueillie par la turbine (le calage variable ou le décrochage aérodynamique).

La seconde partie du chapitre présente quelques notions principales au sujet de la technologie éolienne : présence ou absence de multiplicateur de vitesse, génératrice asynchrone, génératrice synchrone, génératrice à réluctance variable. Puis nous avons établi une étude sur les deux grandes familles d'éolienne existantes, à savoir les éoliennes à vitesse fixe et les éoliennes à vitesse variable. Le fonctionnement à vitesse variable utilisant une MADA. Dont les enroulements statoriques sont reliés à un réseau électrique triphasé, tandis que les enroulements rotoriques sont connectés à un onduleur de tension permet d'optimiser l'énergie captée par l'éolienne. Ceci donne l'occasion d'utiliser des convertisseurs tels que les transistors IGBT plus petits et donc moins coûteux. L'inconvénient de ce système est la présence de balais au rotor, ce qui demande un travail de maintenance plus important

Pour le fonctionnement à vitesse fixe. La génératrice asynchrone à cage est actuellement la machine électrique dont l'usage est le plus répandu dans la production d'énergie éolienne. Son principal intérêt réside dans l'absence de contacts électriques par balais-collecteurs, ce qui conduit à une structure simple, robuste et facile à construire. On distingue plusieurs utilisations: tout d'abord l'alimentation des sites non raccordés au réseau de façon autonome sur des charges isolées qui correspond à des machines asynchrones à cage d'écureuil auto-excités par un banc

de condensateurs assure sa magnétisation sont de quelques watts à quelques kilowatts. Ce qui fera l'objet du chapitre suivant.

## 1-7 Bibliographie

- [1] T. P. R. Thiebault, "Projet de Conception d'une Eolienne Destinée à Alimenter un Phare Côtier", Le Bourvellec Gwendal Projet Bureau d'Études Licence GMP, 2002/2003.
- [2] Retscreen - analyse de projets d'énergie éolienne, [www.retscreen.net](http://www.retscreen.net)
- [3] A. Petersson, "Analysis, Modelling and Control of Doubly-Fed Induction Generators for Wind Turbines", Thesis of Engineering, Sweden 2003.
- [4] Energie Renouvelable, [www.outilssolaires.com](http://www.outilssolaires.com)
- [5] Systèmes et Applications des Technologies de l'Information et de l'Energie  
[www.satie.ens-cachan.fr](http://www.satie.ens-cachan.fr)
- [6] P. Leconte, M. Rapin, E. Szechenyi, "Eoliennes", Techniques de l'Ingénieur, traité de Génie mécanique, pp. BM 4 640 1 - BM 4 640 21.
- [7] M. Marc Chappell, M. Raj Rangi, "Les systèmes éoliens autonomes ", Centre de technologie énergétique de CANMET. N° Cat. M92-175-1999F
- [8] A. Avignon "l'énergie éolienne", Département Mécanique des Fluides Enseigt Toulouse 99
- [9] Technologie des Eoliennes, [www.windpower.org](http://www.windpower.org)
- [10] G. Cuntty, "Eoliennes et aérogénérateurs", Guide de l'énergie éolienne, Edisud, Aix-en Provence, [2001].
- [11] B. Multon, O. Gergaud, H Ben Ahmed, C. Nichita "État de l'Art dans les Aérogénérateurs Électriques", Lésir Antenne de Bretagne de l'École Normale Supérieure de Cachan, [2002].
- [12] O. Gergaud, "Modélisation énergétique et optimisation économique d'un système de production éolien et photovoltaïque couplé au réseau et associé à un accumulateur", Thèse de doctorat, L'École Normale Supérieure de Cachan, 9 Décembre 2002.
- [13] H. Camblong, "Minimisation de l'Impact des Perturbation d'Origine Eolienne Dans La Génération D'Electricité Par des Aérogénérateurs à Vitesse Variable", Thèse de Docteur Bordeaux, [2003].

- [14] B. Multon, "Les Aérogénérateurs Electrique" Lésir Antenne de Bretagne de l'École Normale Supérieur de Cachan 2004.
- [15] Petites éoliennes, [eole.org/EolMoyF](http://eole.org/EolMoyF)
- [16] L. Moreau, "Modélisation, Conception et Commande de Génératrice à Réductances Variable à Besse Vitesse", Thèse de doctorat, Université de Nantes, 9 Décembre 2005.
- [17] A. Mirecki, "Etude Comparative de Chaînes de Conversion d'Energie Dédiées à une éolienne de petite puissance", Thèse de doctorat, Université de Toulouse 5 Avril 2005.
- [18] S. El Aimani, "Modélisation de Différentes Technologie d'Eoliennes Intégrées dans un Réseau de Moyenne Tension ", Thèse de doctorat, Université de Lille
- [19] Y. Alhassoun, "Etude et Mise en Œuvre de Machines à Aimantation Induite Fonctionnant à Haute Vitesse", Thèse de doctorat, Université de Toulouse 27 Mai 2005.
- [20] M. Djurovic, G. Joksimovic, R. SaveljiC, I Marieic, "Double Fed Induction Generator with Two Pair of Poles", Elektrotehniku fakultet Podgorica, Sever Subotica, Yugoslavia
- [21] S. Drid, "Contribution à la Modélisation et à la Commande Robuste d'une Machine à Induction Double Alimentée à Flux Orienté avec Optimisation de la Structure d'Alimentation", Thèse de doctorat, Université de Batna décembre 2005.
- [22] J. L. Rodriguez-Amenedo, S. Arnalte, J. C. Burgos, "Automatic generation control of a wind farm with variable speed wind turbines", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol.17, No.2, June 2002.
- [23] F. Poitiers, "Etude et Commande de Génératrices Asynchrones pour l'Utilisation de l'Energie Eolienne", Thèse de doctorat, Université de Nantes, 19 Décembre 2003.
- [24] M. Lajoie-Mazenc, P. Viarouge, "Alimentation des Machines Synchrones", Techniques de l'Ingénieur, D 3 630.
- [25] B. Multon, J. Bonal, "Les Entraînements Electromécaniques Directs : Diversité, Contraintes et Solutions", Lésir Antenne de Bretagne de l'École Normale Supérieur de Cachan 4 février 1999.
- [26] J. Hladik, "Energie éolienne chauffage -éolien, production électricité, pompage", Presses de l'université du Québec.
- [27] Amélioration des Rendements des Energies nouvelles. Contrôle & Protection des Eoliennes Modernes, [www.lem.com](http://www.lem.com)

## Chapitre 2

# MODELISATION D'UNE MACHINE ASYNCHRONE AUTO-EXCITEE

### 2-1 Introduction

Les génératrices asynchrones ont la réputation d'être des machines robustes et peu chères. Ce qui explique pourquoi elles sont les plus utilisées actuellement, quelle que soit la taille de l'éolienne [12]. Dans un premier temps, ce chapitre présente la modélisation de la machine asynchrone à cage d'écureuil dans le repère naturel ( $a$ -  $b$ -  $c$ ) et dans le repère de Park ( $d$ -  $q$ ). La représentation vectorielle 2D (complexes) est notamment utilisée afin d'obtenir un modèle de la machine compact et simple à exploiter. Ensuite les phénomènes d'auto-amorçages de la machine asynchrone seront étudiés avec l'usage des condensateurs dans les deux cas de modèle : linéaire et non linéaire.

De plus, en fonctionnement autonome, le système est destiné à alimenter un consommateur isolé. La tension et la fréquence de la génératrice auto-excitée sont directement influencées par la

vitesse du rotor, les capacités d'excitation, et les charges aux bornes. Des simulations sont alors effectuées dans différentes configurations de charges équilibrées [16].

## 2-2 Modélisation de la machine asynchrone

### 2-2-1 Présentation de la machine

Une machine asynchrone à cage est constituée de 2 parties : le stator et le rotor. Le stator, représente la partie statique de la machine. Il est constitué d'un circuit magnétique comportant de multiples encoches à l'intérieur desquelles sont placées 3 bobinages formant l'enroulement triphasé du stator. Le rotor, partie mobile, est formé d'un circuit magnétique où est logé des barres généralement en cuivre ou en aluminium coulé. Ces barres sont reliées entre elles à chaque extrémité par un anneau de court-circuit [1]. Les barreaux visibles sur la Figure (2.1) sont les branches des boucles qui se déplacent à l'intérieur du champ magnétique tournant du stator. Dans une vraie génératrice asynchrone (*GAS*), les barreaux de la cage ne sont pas apparents, car ils sont habillés d'un matériau magnétique qui favorise la formation de pôles magnétiques sur la surface du rotor [10].

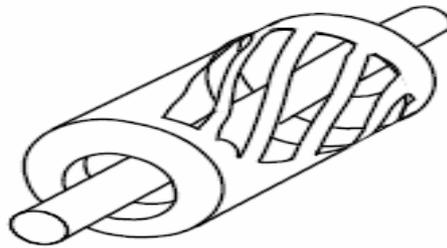


Figure 2.1. Rotor d'un moteur à cage d'écureuil [10]

### 2-2-2 Modélisation triphasée

#### 2-2-2-1 Hypothèse de travail

La modélisation mathématique d'un système complexe, telle la machine, est éventuellement bâtie sur un certain nombre d'hypothèses simplificatrices soigneusement formulées. Plus le nombre de ces hypothèses est grand, plus simple et moins précis sera le modèle [5]. Le bobinage est supposé à répartition sinusoïdale, i.e. *f.m.m.* sinusoïdale, et la machine est considérée bipolaire. Il est considéré négligeables : la saturation, l'effet de la température, le phénomène d'hystérésis, les courants de Foucault et l'effet de peau. Enfin, le régime homopolaire est nul en considérant que le neutre n'est pas relié. Ces considérations signifient entre autres: l'additivité

des flux, la constance des inductances propres, la variation sinusoïdale des inductances mutuelles inter-armature en fonction de la position du rotor [4].

### 2-2-2-2 Mise en Equation de la Machine Asynchrone

Les enroulements des trois phases statoriques et des trois phases rotoriques, assumées comme un bobinage équivalent pour la cage du rotor, dans l'espace peuvent être représentés comme indiqué sur la Figure 2.2. Les phases rotoriques sont court-circuitées sur elles mêmes.  $\theta$ , étant la position absolue du rotor prise entre les axes des phases  $a$  du stator et rotor, respectivement.

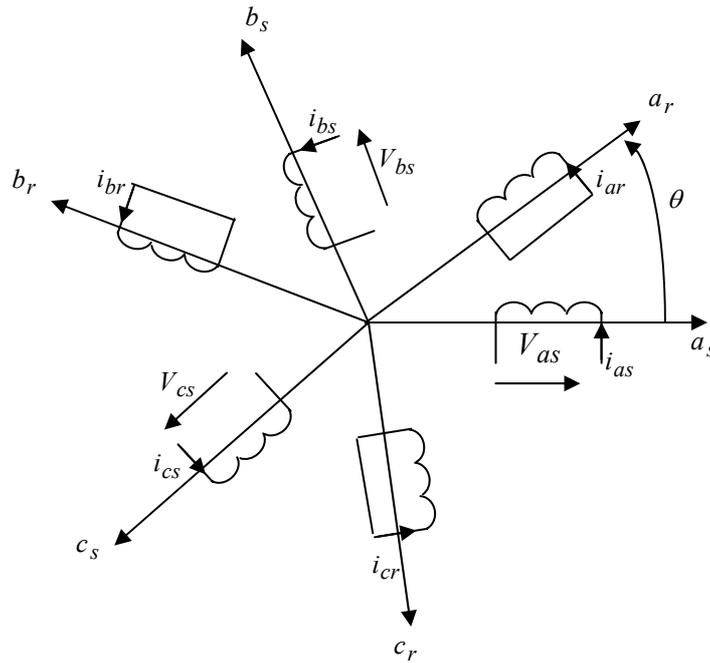


Figure 2.2. Représentation schématique d'une MAS triphasée

La loi de Faraday et la loi d'ohm généralisée permettent écrire les équations des tensions statoriques et rotoriques sous forme matricielle [3]:

$$\begin{cases} [V_s]_{abc} = R_s [I_s]_{abc} + \frac{d}{dt} [\varphi_s]_{abc} \\ [V_r]_{abc} = R_r [I_r]_{abc} + \frac{d}{dt} [\varphi_r]_{abc} = [0 \ 0 \ 0]^T \end{cases} \quad 2-1$$

On spécifie respectivement les vecteurs ou paramètres statoriques par l'indice  $s$  et rotoriques par l'indice  $r$ . Les indices  $abc$  indiquent le triphasé. Les paramètres  $R_s$  et  $R_r$  représentent respectivement les résistances statoriques et rotoriques par phase. Les vecteurs  $[V]$ ,  $[I]$  et  $[\varphi]$  sont les vecteurs tension, courant et flux de chacune des armatures.

Dans le système  $(a, b, c)$ , les relations courant-flux sont données comme suit :

$$\begin{bmatrix} \varphi_{sa} \\ \varphi_{sb} \\ \varphi_{sc} \end{bmatrix} = [L_{ss}] \begin{bmatrix} I_{sa} \\ I_{sb} \\ I_{sc} \end{bmatrix} + [M_{sr}] \begin{bmatrix} I_{ra} \\ I_{rb} \\ I_{rc} \end{bmatrix} \quad 2-2$$

$$\begin{bmatrix} \varphi_{ra} \\ \varphi_{rb} \\ \varphi_{rc} \end{bmatrix} = [L_{rr}] \begin{bmatrix} I_{ra} \\ I_{rb} \\ I_{rc} \end{bmatrix} + [M_{rs}] \begin{bmatrix} I_{sa} \\ I_{sb} \\ I_{sc} \end{bmatrix} \quad 2-3$$

Les matrices  $[L_{ss}]$  et  $[L_{rr}]$ , voir ci-après les expressions 2-4, sont respectivement les matrices inductances statoriques et rotoriques, avec:

- l'inductance propre d'une phase statorique  $l_s$ ,
- l'inductance propre d'une phase rotorique  $l_r$ ,
- l'inductance mutuelle entre deux phases statoriques  $M_s$ ,
- l'inductance mutuelle entre deux phases rotorique  $M_r$ .

$$[L_{ss}] = \begin{bmatrix} l_s & M_s & M_s \\ M_s & l_s & M_s \\ M_s & M_s & l_s \end{bmatrix} \quad [L_{rr}] = \begin{bmatrix} l_r & M_r & M_r \\ M_r & l_r & M_r \\ M_r & M_r & l_r \end{bmatrix} \quad 2-4$$

La matrice inductance mutuelle stator-rotor  $[M_{sr}]$  s'exprime sous la forme matricielle suivante:

$$[M_{sr}] = [M_{rs}]^T = M_0 \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta) & \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \quad 2-5$$

Où  $M_0$  est l'inductance mutuelle maximale lorsque  $\theta = 0$ .

Ainsi, les équations tensions peuvent être réécrites comme:

$$[V_s] = R_s [I_s] + \frac{d}{dt} [[L_{ss}] [I_s] + [M_{sr}] [I_r]]$$

$$[V_r] = R_r [I_r] + \frac{d}{dt} [[L_{rr}] [I_r] + [M_{rs}] [I_s]] = 0_{3 \times 1}$$

Les équations précédentes permettent la modélisation de la machine dans le plan «  $a b c$  ». Elles peuvent être implantées dans un ordinateur. Par contre, vu la complexité de ces équations non linéaires et multi-variables, il est très difficile d'en tirer des stratégies de commande [2].

### 2-2-2-3 Transformation de Park

La transformation de Park est ancienne (1929) et découle de la diagonalisation des matrices inductances statoriques et rotoriques [2]. Cette transformation est constituée d'une transformation linéaire triphasé-diphasé, i.e. le passage biunivoque  $abc-\alpha\beta$ , suivie d'une rotation. Il existe principalement deux transformations  $abc-\alpha\beta$ : Clarke ou Concordia. Celle dite de Clarke conserve l'amplitude des vecteurs mais pas la puissance ni le couple qui devraient être multipliés par le coefficient  $3/2$ . Tandis que celle de Concordia, qui est normée, conserve la puissance mais pas les amplitudes des vecteurs [4]. Le repère  $\alpha\beta$  est rigidement fixe au repère  $abc$  (Figure 2.4), par contre le repère  $dq$  est libre. Ce dernier est repéré par rapport  $\alpha\beta$  par un angle  $\theta_{obs}$ , appelé l'angle de Park ou angle d'observation du référentiel unique de Park [4]. La matrice de transformation de Park modifiée [P] est donnée comme suit [1] :

$$[P] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta_{obs}) & \cos(\theta_{obs} - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_{obs} - \frac{4\pi}{3}) \\ \sin(\theta_{obs}) & \sin(\theta_{obs} - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta_{obs} - \frac{4\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ V_{s0} \end{bmatrix} = [P] \begin{bmatrix} V_{sa} \\ V_{sb} \\ V_{sc} \end{bmatrix} \quad 2-6$$

La transformation inverse est donnée par [11] :

$$[P]^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta_{obs}) & -\sin(\theta_{obs}) \\ \cos(\theta_{obs} - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta_{obs} - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta_{obs} - \frac{4\pi}{3}) & -\sin(\theta_{obs} - \frac{4\pi}{3}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{sa} \\ V_{sb} \\ V_{sc} \end{bmatrix} = [P]^{-1} \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} \quad 2-7$$

Avec,  $\theta_{obs} = \theta_S$  pour le stator et  $\theta_{obs} = \theta_R$  pour le rotor.

## 2-3 Modélisation vectorielle de la génératrice asynchrone.

### 2-3-1 Phaseur

Au stator comme au rotor, les courants triphasés parcourant un enroulement triphasé créent des champs magnétiques pulsatoires triphasés (décalés à  $\pm 120^\circ$ ) dont la superposition génère des champs magnétiques tournants [11].

Un vecteur triphasé  $[x]_3 = [x_a \ x_b \ x_c]^t$  peut être représenté vectoriellement par un vecteur  $\bar{X}$ , appelé phaseur, tels que

$$\bar{x} = K_T [A] [x]_3 = K_T \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ & & \end{bmatrix}}_{[A]} \underbrace{\begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}}_{[x]_3} = K_T (x_a + ax_b + a^2 x_c) \quad 2-8$$

Avec,  $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$  où  $1 + a + a^2 = 0$

$K_T = \sqrt{\frac{2}{3}}$  pour une représentation vectorielle conservant la puissance. [A] est le vecteur espace de position à  $120^\circ$ . On peut généraliser la notion du phaseur (vecteur tournant) pour toutes les grandeurs électriques courant, tension ou flux [11].

### 2-3-2 Modèle de la MAS 2D dans le référentiel séparé

L'application du vecteur position à  $120^\circ$  [A], aux équations flux 2-2 et 2-3 donne ce qui suit :

$$\bar{\varphi}_s = L_{cs} \bar{i}_s + M_c \bar{i}_r \quad 2-9$$

$$\bar{\varphi}_r = L_{cr} \bar{i}_r + M_c \bar{i}_s \quad 2-10$$

Où,  $L_{cs} = l_s - M_s$ ,  $L_{cr} = l_r - M_r$ , sont respectivement les inductances cycliques propres du stator et du rotor.  $M_c = \frac{3}{2} M_0$  est l'inductance cyclique mutuelle stator-rotor.

Avec l'application du même vecteur [A], aux équations tension triphasée, conduit à écrire

$$\bar{v}_s = R_s \bar{i}_s + \frac{d\bar{\varphi}_s}{dt} \quad 2-11$$

$$\bar{v}_r = R_r \bar{i}_r + \frac{d\bar{\varphi}_r}{dt} \quad 2-12$$

### 2-3-2 Équations MAS 2D dans un référentiel unique d'observation

L'intérêt c'est de matérialiser physiquement l'échange d'énergie entre armatures et spécialement la conversion d'énergie qui peut en découler. D'autre part, les grandeurs mesurées dans deux repères seront unifiées à une même mesure [8].

### 2-3-2-1 Relation de passage entre référentiels

Sachant que la norme de  $\bar{x}$  est invariante quelque soit les repères en rotation, on peut écrire les relations de passage suivantes, voir Fig.2.4. ( $d-q$ ) est le référentiel unique, dit de Park.

- Passage stator- $dq$

$$\bar{x}(s) = \bar{x}(dq) e^{j\theta_{obs}} \quad 2-13$$

- Passage rotor- $dq$

$$\bar{x}(r) = \bar{x}(dq) e^{j(\theta_{obs} - \theta)} \quad 2-14$$

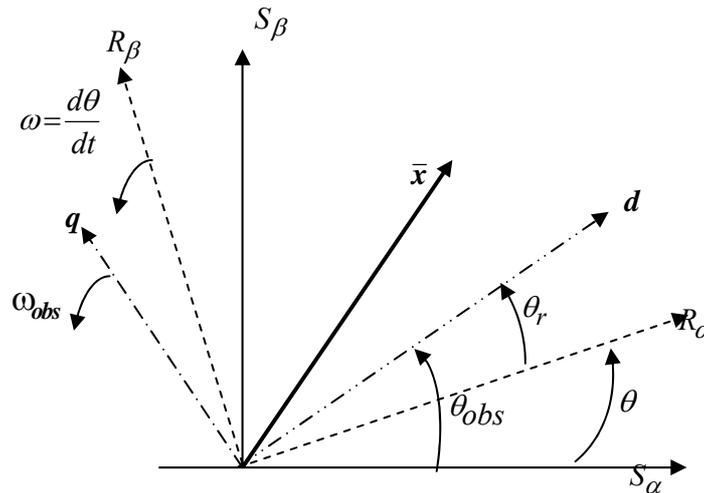


Figure 2.4. Position relative des référentiels.

### 2-3-2-2 Equations tension dans le référentiel ( $d-q$ )

En tenant compte des relations de passages 2-13 et 2-14, les relations des tensions 2-11 et 2-12 s'écrivent dans le référentiel unique d'observation  $d-q$  comme suit :

$$\bar{v}_s = R_s \bar{i}_s + \frac{d\bar{\varphi}_s}{dt} + j\omega_{obs} \bar{\varphi}_s \quad 2-15$$

$$\bar{v}_r = R_r \bar{i}_r + \frac{d\bar{\varphi}_r}{dt} + j(\omega_{obs} - \omega)\bar{\varphi}_r \quad 2-16$$

### 2-3-2-4 Modèle complexe d'une machine asynchrone dans le référentiel commun $d-q$

Les relations 2-9 et 2-10 restent invariantes avec le changement de repères. Celles-ci associées aux équations 2-15 et 2-16 constituent le modèle vectoriel 2D de la machine asynchrone, en posant naturellement  $\bar{v}_r = 0$ . Le choix du repère d'observation est défini selon que :

$$(dq) \equiv (S), \text{ lié au stator, } \omega_{obs} = 0$$

$$(dq) \equiv (R), \text{ lié au rotor, } \omega_{obs} = \omega$$

$$(dq) \equiv (dq), \text{ lié au champ tournant (synchronisme), } \omega_{obs} = \omega_s$$

L'expression du couple électromagnétique et l'équation de mouvement du rotor sont données respectivement par les expressions suivantes :

$$C_{em} = p M_c \Im m(\bar{i}_S \cdot \bar{i}_R^*) \quad 2-17$$

$$\begin{cases} J \frac{d\Omega}{dt} = C_r - C_{em} \\ \Omega = \frac{\omega}{p} \end{cases} \quad 2-18$$

Pour le fonctionnement en génératrice, la réversibilité fait que  $C_r$  et  $C_{em}$  changent de signe et notamment de qualité, dont respectivement le premier devient le couple moteur fourni par l'éolienne et le deuxième devient le couple résistant augmentant avec le débit dans une charge.

#### 2-4 Auto-amorçage de la génératrice asynchrone à vide (SEIG)

Une génératrice synchrone, ou alternateur, est entraînée en fonctionnement normal à sa vitesse de synchronisme (par exemple 1500 tr/ mn pour un 4 pôles). Pour la génératrice asynchrone, elle doit être entraînée au-delà de sa vitesse de synchronisme pour fournir de l'énergie électrique. Démunie du circuit d'excitation autonome comme les alternateurs, la magnétisation de la génératrice asynchrone (à cage d'écureuil) lui est fournie par une batterie de condensateurs correctement dimensionnés pour réaliser les conditions de l'autoamorçage et enfin les entretenir. La présence d'un flux magnétique rémanent dans le fer du rotor est indispensable pour son auto-amorçage (Figure 2.5) [15]. Il est possible, dans ces conditions, d'utiliser une génératrice asynchrone en dehors d'un réseau pour un fonctionnement dit autonome pour pouvoir alimenter une charge isolée.

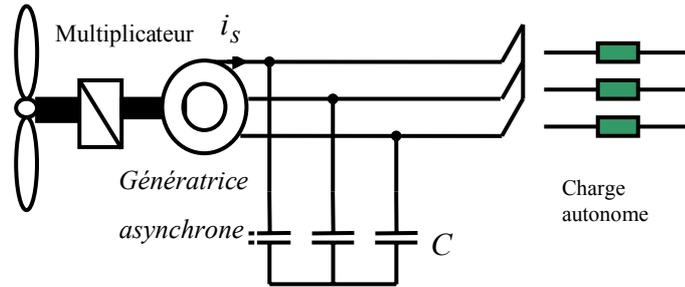


Figure 2.5. Chaîne de conversion éolienne basée sur une génératrice asynchrone auto-amorçée

### 2-4-1 Détermination de la valeur des capacités d'auto-amorçage.

#### 2-4-1-1 Schéma équivalent

En se référant à l'annexe (B), le modèle de la MAS en régime permanent rapporté au stator s'écrit comme. Il en découle le schéma équivalent donné en figure 2.6.

$$\bar{v}_s = (R_s + j\sigma L_{CS} \omega_s) \bar{i}_s + j\omega_s(1-\sigma) L_{CS} \bar{i}_\mu \quad 2-19$$

$$j\omega_s(1-\sigma) L_{CS} \bar{i}_\mu = \frac{R'_r}{g} \bar{i}'_r \quad 2-20$$

$$\bar{i}_s = \bar{i}_\mu + \bar{i}'_r$$

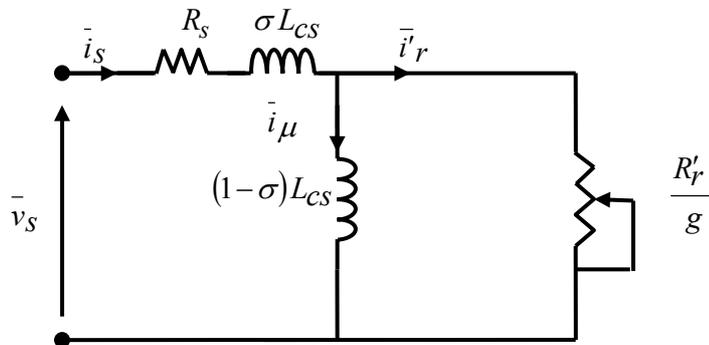


Figure 2.6. Schéma équivalent avec les fuites magnétiques totalisées au stator

#### 2.4.1.2 Étude analytique de l'auto-amorçage de la génératrice asynchrone

Pour ce faire, nous considérons les schémas équivalents suivants où on reconnaîtra la machine et la charge reliée aux bornes AB. Pour isoler la consommation active dans  $R_s$ , on considérera aussi le dipôle A'B'

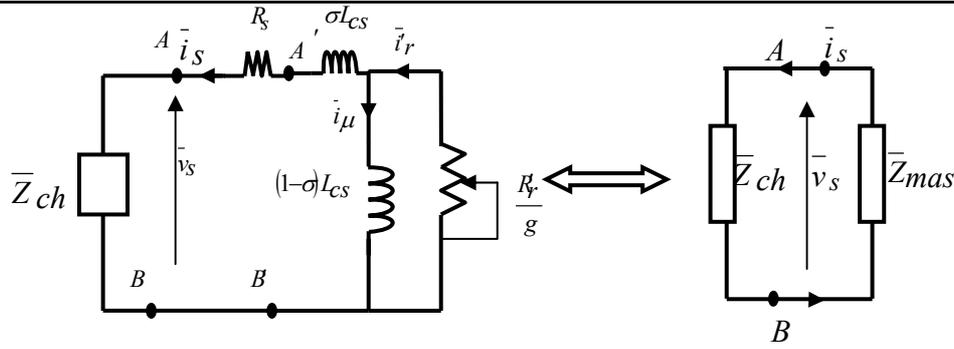


Fig .2.7 Schéma équivalent pour l'auto-amorçage en charge.

Il convient d'écrire, d'après la loi des mailles (Kirrchoff), que:

$$\left(\bar{Z}_{mas} + \bar{Z}_{ch}\right)\bar{i}_s = 0 \quad 2-21$$

donc:

$$\forall \bar{i}_s \quad \bar{Z}_{mas} + \bar{Z}_{ch} = 0 \quad 2-22$$

Ou bien en terme de puissance:

$$\left(\bar{Z}_{mas} + \bar{Z}_{ch}\right)\bar{i}_s \bar{i}_s^* = 0 \quad 2-23$$

$$\bar{Z}_{ch} \bar{i}_s^2 = -\bar{Z}_{mas} \bar{i}_s^2 \Rightarrow \bar{S}_{ch} = -\bar{S}_{mas} \quad 2-24$$

D'où:

$$\begin{aligned} -P_{ch} &= P_{mas} \\ -Q_{ch} &= Q_{mas} \end{aligned} \quad 2-25$$

De (2-24) le signe (-) indique le sens de l'échange l'énergie entre émetteur (générateur) et récepteur (la charge) [20]. En valeur absolue, les puissances échangées entre machine et charge au dipôle  $AB$  restent égales. L'équation (2-22) résume l'aspect d'échange d'énergie entre machine et charge et donc elle sera le point de départ de la suite des développements.

Calcul de  $\bar{Z}_{mas}$  impédance d'entrée de la machine vue par une phase et le neutre

- au dipôle  $AB$ , on a:

$$\bar{Z}_{mas} = R_s + \bar{Z}'_{mas} \quad 2-26$$

- Où  $\bar{Z}'_{mas}$  est l'impédance du dipôle  $A'B'$  ( $R_s$  est considérée du côté charge) :

$$\bar{Z}'_{mas} = j\sigma L_{cs} \omega_s + \frac{j(1-\sigma)L_{cs} \omega_s \frac{R'_r}{g}}{j(1-\sigma)L_{cs} \omega_s + \frac{R'_r}{g}} \quad 2-27$$

L'impédance d'entrée est normalisée comme suit:

$$\forall \omega_s ; \bar{Z}'_{mas} = \frac{\bar{Z}'_{mas}}{L_S \omega_s} = \frac{-\sigma(1-\sigma)L_{CS} \omega_r + j R'_r}{j(1-\sigma)L_{CS} \omega_r + R'_r} \quad 2-28$$

$\bar{z}'_{mas}$  est appelée impédance réduite formulée comme  $\bar{Z}'_{mas} = \alpha_{mas} + j \beta_{mas}$

Que l'on peut formuler similairement comme l'expression de Klosse comme suit :

$$\sigma_{mas} = \frac{(1-\sigma)}{\frac{\omega_r \max}{\omega_r} + \frac{\omega_r}{\omega_r \max}} \quad 2-29$$

$$\beta_{mas} = \frac{\frac{\omega_r \max}{\omega_r} + \sigma \frac{\omega_r}{\omega_r \max}}{\frac{\omega_r \max}{\omega_r} + \frac{\omega_r}{\omega_r \max}} \quad 2-30$$

$$\text{Où, } \omega_r \max = \frac{R'_r}{(1-\sigma) L_{CS}}$$

#### 2-4-1-3 Fonctionnement a vide

L'égalité des puissances, ou échange des puissances dans le dipôle AB dans le cas d'une

charge capacitive pure  $Z_{ch} = \frac{1}{jC\omega}$  (GAS à vide) permet d'écrire :

$$\alpha_{mas} = \frac{R_s}{L_{CS} \omega_s} = -r_s \quad 2-31$$

$$\beta_{mas} = \frac{1}{L_{CS} C \omega_s^2} = z_c \quad 2-32$$

Les pulsations  $\omega_{r1}$  et  $\omega_{r2}$  définissent les points d'intersection de la droite de charge ( $-r_s$ ) avec la caractéristique de l'impédance réduite réelle  $\alpha_{mas}$ . Le domaine dans lequel l'amorçage

aura lieu est déterminé par:  $\omega_r \max < \omega_r < \omega_{r1}$  (voir Figure 2-8a)

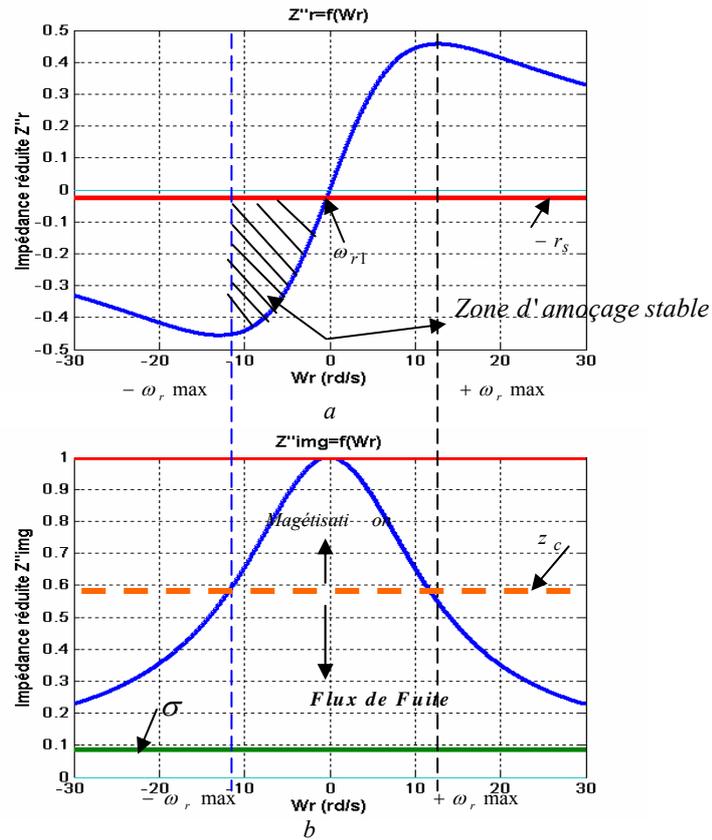


Fig. 2.8 Détermination de la zone d'amorçage de la GAS

- Pour la partie linéaire on a  $\omega_{r1}$

La valeur de glissement  $g_1$  dans lequel l'amorçage aura lieu est donnée comme suit:

$$\omega_r \ll \omega_r \max \Rightarrow g_1 = -\frac{R'_r R_s}{L_{CS}^2 (1-\sigma)^2 \omega_s^2} \quad 2-33$$

$\omega_r \rightarrow 0 \Rightarrow R_s \rightarrow 0 \Rightarrow r_s \rightarrow 0$ . L'intersection sera au synchronisme pure, c'est à partir de ce point que la machine puisse s'amorcer.

- Pour la partie non linéaire on a  $\omega_{r2}$

La valeur de  $g_2$  est donnée comme suit:

$$\omega_r \gg \omega_r \max \Rightarrow g_2 = \frac{R'_r}{R_s} \quad 2-34$$

$\omega_r \rightarrow \infty$  (*charge*  $\infty$ )  $\Rightarrow R_s \rightarrow 0 \Rightarrow g_2 \rightarrow \infty$ . Correspond à un fonctionnement instable.

La figure 2-7-b montre que , pour  $\omega_r \ll \omega_{r\max}$  le fonctionnement stable de la génératrice lorsque la phase de magnétisation est limitée entre la droite de magnétisation ( $Z_c$ ) et la zone

d'excitation maximale ou l'impédance réduite maximale  $\beta_{mas}$  égale un 1  $\Rightarrow \left( \frac{1}{L_{CS} C \omega_s^2} = 1 \right)$ ,

c-a-d  $L_{CS}$  et  $C$  en résonance parfaite.

Pour  $\omega_r \gg \omega_{r\max}$  le fonctionnement instable de la génératrice lorsque la phase de démagnétisation est limitée entre la droite de magnétisation et la zone des fuites ou l'impédance

réduite maximale  $\beta_{mas} = \sigma \Rightarrow \frac{1}{\sigma L_{CS} C \omega_s^2} = 1$  c-a-d  $\sigma L_{CS}$  et  $C$  en résonance parfaite; donc

toute la puissance réactive du condensateur est dissipée dans les inductances de fuite [20].

#### 2-4-2 Modélisation de l'auto-amorçage à vide dans le cas non saturé

Les équations des tensions statoriques et rotoriques rapportées au référentiel fixe du stator, présentées en notation complexe, d'une génératrice auto amorcée, en tenant compte de la tension aux bornes du condensateur sont données comme suit :

$$\begin{cases} -\bar{v}_s = R_s \bar{i}_s + \frac{d\bar{\phi}_s}{dt} \\ 0 = R_r \bar{i}_r + \frac{d\bar{\phi}_r}{dt} + j(-\omega)\bar{\phi}_r \\ \bar{\phi}_s = L_{CS} \bar{i}_s + M_C \bar{i}_r \\ \bar{\phi}_r = L_{Cr} \bar{i}_r + M_C \bar{i}_s \\ \frac{d}{dt} \bar{v}_s = \frac{1}{C} \bar{i}_s \end{cases} \quad 2-35$$

La résolution numérique du système (2-35) donne pour la tension d'auto-amorçage à vide

(Fig.2.9 b). Et le courant de phase a l'allure de la (Fig. 2.9 a).

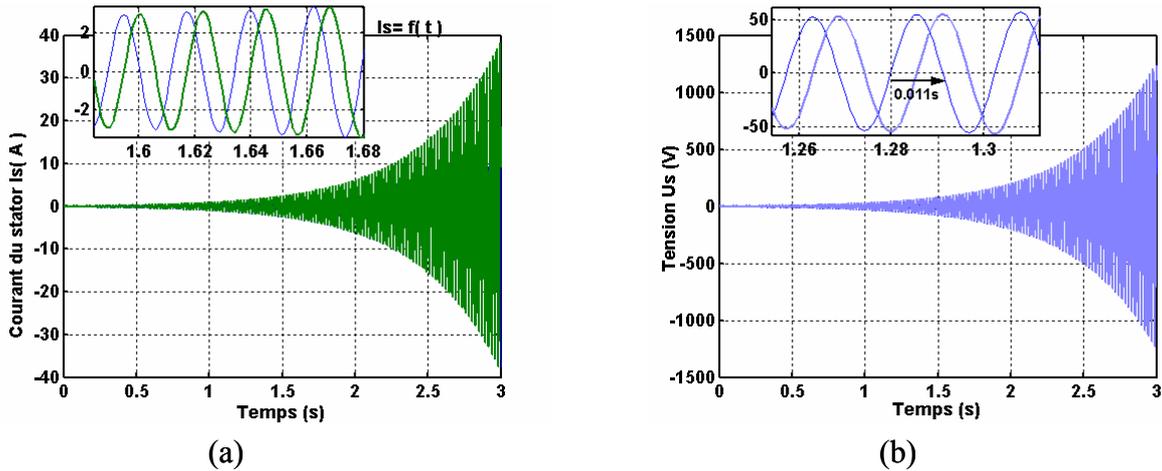


Fig. 2.9. a - Courant d'amorçage en linéaire pour  $C > \frac{1}{L_{CS} \omega_S^2}$

b- Tension d'amorçage en linéaire

A partir de la Figure 2.9 on constate que les grandeurs statorique ( $V_s$  et  $I_s$ ) évoluent d'une façon exponentielle et indéfinie, d'où l'écart de fréquence et de 1.96% Hz. Car la caractéristique de magnétisation ne présente pas de coude de saturation et donc il ni peut avoir une intersection avec la caractéristique externe du condensateur. Cela est du essentiellement à l'hypothèse de la non saturation du circuit magnétique.

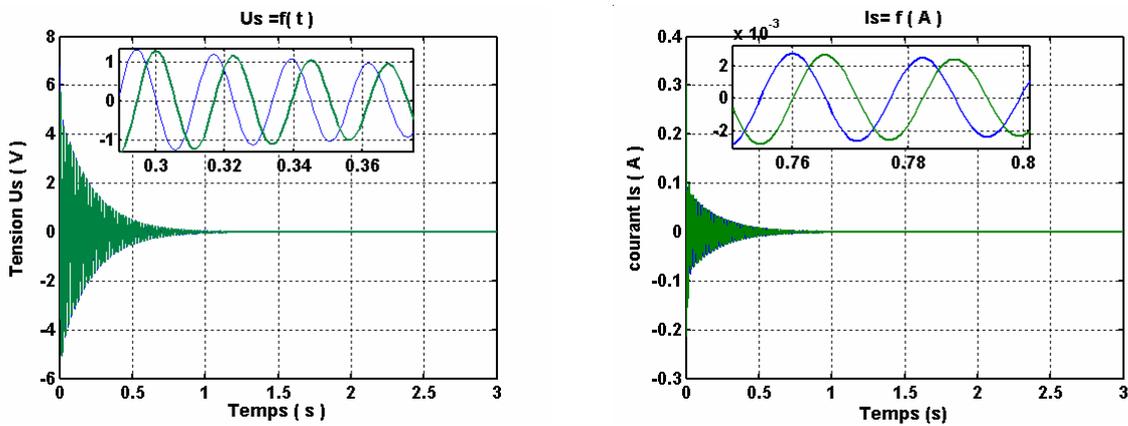


Fig. 2.10. Tension et le courant d'amorçage en linéaire pour  $C = \frac{1}{L_{CS} \omega_S^2}$

Si la valeur du condensateur est telle que  $C = \frac{1}{L_{CS} \omega_S^2}$  La tension et le courant après tentative à l'oscillation décroissent rapidement puis s'annulent, donc il n'y a pas d'amorçage possible.

Par conséquent, l'auto-amorçage n'a lieu que pour certaine valeur du condensateur telle que

$$C > \frac{1}{L_{cs} \omega_s^2}$$

qui traduit par l'accroissement non limité des grandeurs statorique, donc le régime

de fonctionnement de la machine est instable, soit donc la machine s'amorce mais en tension diverge ! Il est bien évident que la tension aux bornes de la machine sera dans la réalité limitée par un phénomène non linéaire de la saturation de la machine dont il faudrait en tenir compte.

## 2-5 Auto-amorçage de la génératrice asynchrone en régime de saturation

Le modèle linéaire de la génératrice asynchrone n'est pas donc réel et le fonctionnement correct de la génératrice est redevable à la prise en compte de la saturation du circuit magnétique de la machine [6].

Les inductances peuvent varier largement selon l'état du flux dans les différentes parties internes de la machine. Ainsi, il est plus indiqué qu'elle soit reconsidérée différemment par un système d'équations différentielles avec des paramètres non linéaire caractérisant les modes saturées. En outre, il faudrait alors trouver un modèle qui permet de décrire la variation de ces inductances en fonction du courant [8], [7]. Deux cas peuvent se présenter, soit utiliser le comportement de l'expression du flux en fonction du courant  $\phi = \phi(i_m)$  ou bien celle de l'inductance en fonction du courant  $M = M(i_m)$ , les allures sont indiquées sur la Figure 2.11 suivent.

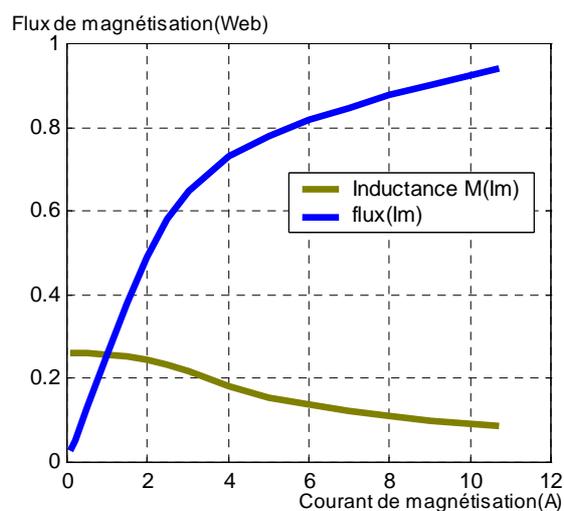


Fig. 2.11. Variation du flux et de l'inductance en fonction du courant de magnétisation

Dans les deux cas la formulation analytique de ces deux courbes pour l'ensemble des points pose un problème. Nous nous choisis de travailler avec l'expression du flux, car elle caractérise mieux l'état magnétique de la machine. La caractéristique de la courbe de magnétisation  $\phi = \phi(i_m)$  dont les paramètres est déterminée directement à partir des données expérimentales. Cette courbe se compose en plus de la partie linéaire, d'une partie dite coude et autre dite de saturation, c'est cette partie qui va limiter les grandeurs de la génératrice comme illustré dans la Figure 2.12.

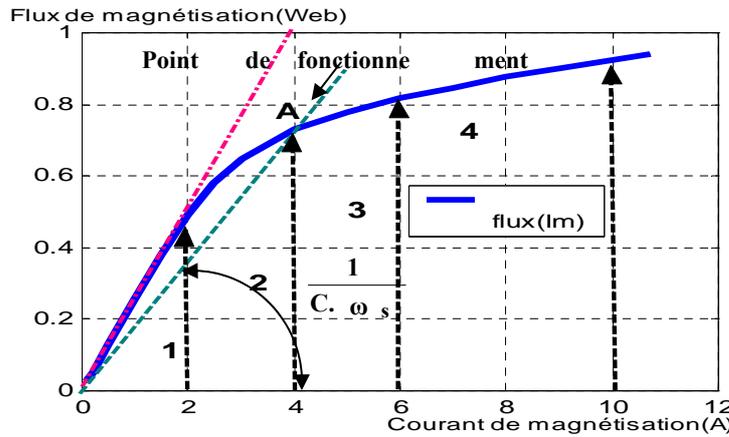


Fig. 2.12. Caractéristique de la courbe de magnétisation

1. Zone linéaire
2. Zone du coude de saturation
3. Zone de saturation
4. Zone de très forte saturation

#### 2-5-1 Équations de la génératrice en régime saturé dans le repère $(\alpha-\beta)$

$$-\bar{v}_s = R_s \bar{i}_s + \frac{d\bar{\phi}_s}{dt} \quad 2-36$$

$$0 = R_r \bar{i}_r + \frac{d\bar{\phi}_r}{dt} + j(-p\Omega)\bar{\phi}_r$$

$$\begin{aligned} \bar{\phi}_s &= L_{cs} \bar{i}_s + M \bar{i}_r = (l_{\sigma s} + M) \bar{i}_s + M_c \bar{i}_r = M_c \bar{i}_\mu + l_{\sigma s} \bar{i}_s \\ \bar{\phi}_r &= L_{cr} \bar{i}_r + M \bar{i}_s = M_c \bar{i}_\mu + l_{\sigma r} \bar{i}_r \end{aligned} \quad 2-37$$

Où  $l_{\sigma s}$ ,  $l_{\sigma r}$  sont respectivement les inductances de fuites du stator et du rotor

$$d'ou' \left\{ \begin{array}{l} \bar{i}_s = \frac{\bar{\phi}_s - \phi_\mu}{l_s} \\ \bar{i}_r = \frac{\bar{\phi}_r - \bar{\phi}_\mu}{l_r} \\ \frac{d}{dt} v_s = \frac{1}{C} \bar{i}_s \end{array} \right. \quad 2-38$$

avec

$$\bar{\phi}_\mu = M_c \bar{i}_\mu \quad \text{où} \quad \bar{\phi}_\mu = f(\bar{i}_\mu) \quad 2-39$$

le rotor tournait à la vitesse du champ magnétique à vide il n'y aurait plus de courant induit donc plus de couple donc :

$$\bar{i}_r \cong 0 \Rightarrow i_\mu = \bar{i}_s = \bar{i}_{s0}$$

$l_{\sigma s} \ll L_{cs}$  , puisque le flux de fuite ne sature pas, dont le trajet est complètement dans l'aire donc constante [7]. On obtient :

$$\begin{aligned} M_c &= M_c (i_\mu) \Rightarrow L_{cs} = L_{cs} (i_\mu) \\ \bar{\phi}_{s0} &= M_c (\bar{i}_\mu) = L_{cs} (\bar{i}_{s0}) \end{aligned} \quad 2-40$$

### 2-5-2 Résultats de la simulation

La figure. 2.14 montre les résultats de la simulation du processus de l'auto-amorçage à vide d'une génératrice asynchrone en régime saturée. La machine étant à vide et est entraînée par l'éolienne, il y a apparition d'une tension à ses bornes amorcées par un champ rémanent. Dans un fonctionnement non autonome, la tension statorique n'est plus imposée et donc il faut fournir à la machine la puissance réactive suffisante pour sa magnétisation à l'aide d'une batterie de condensateur. D'où l'interaction des deux phénomènes (rémanence et magnétisation des condensateurs) entraîne l'amorçage de la machine jusqu'au point de fonctionnement (A) en régime permanent présenté sur la figure 2.10 [17]. L'observation de ces courbes montre aisément que deux caractéristiques internes ainsi que la caractéristique externe du condensateur, peuvent modifier l'emplacement du point de fonctionnement sur la caractéristique de magnétisation.

L'auto-amorçage est simulé pour le cas où la machine est entraînée à 1337.4 tr/min à vide et magnétisée par les capacités d'auto-excitation de 64μF. Les figures 2.14a, 2.14b, 2.14c,

représentent respectivement les courbes de la tension et du courant statorique en valeur maximale et en alternatif, ainsi que le courant de magnétisation et le courant du rotor en valeur maximale

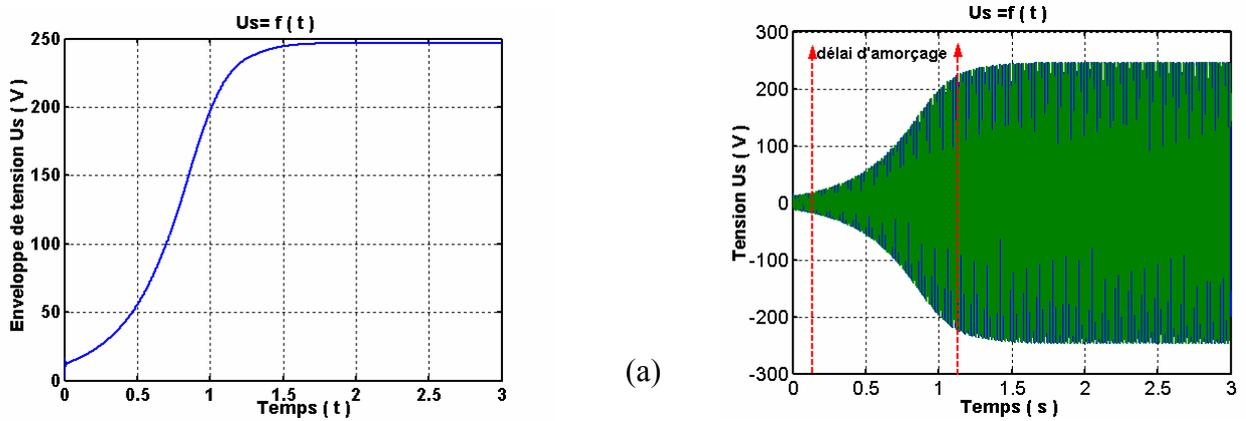


Fig. 2.14a. Tension auto-amorçage à vide

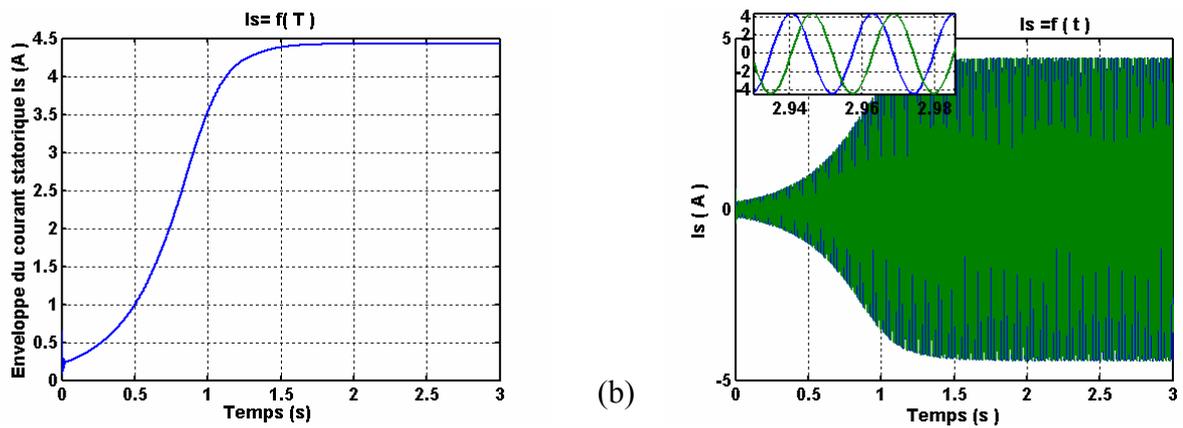


Fig. 2.14b. Courant auto-amorçage à vide

Nous remarquons que la tension et le courant statorique croissent d'une façon exponentielle dans la zone de la non saturation puis elles convergent vers une valeur fixe dans la zone saturée. Le délai d'amorçage jusqu'au régime permanent est de l'ordre de 1s. Les amplitudes des tensions et des courants statoriques obtenues en régime permanent sont égales à 247.1V et 4.4 A, avec une fréquence de 44.58Hz.

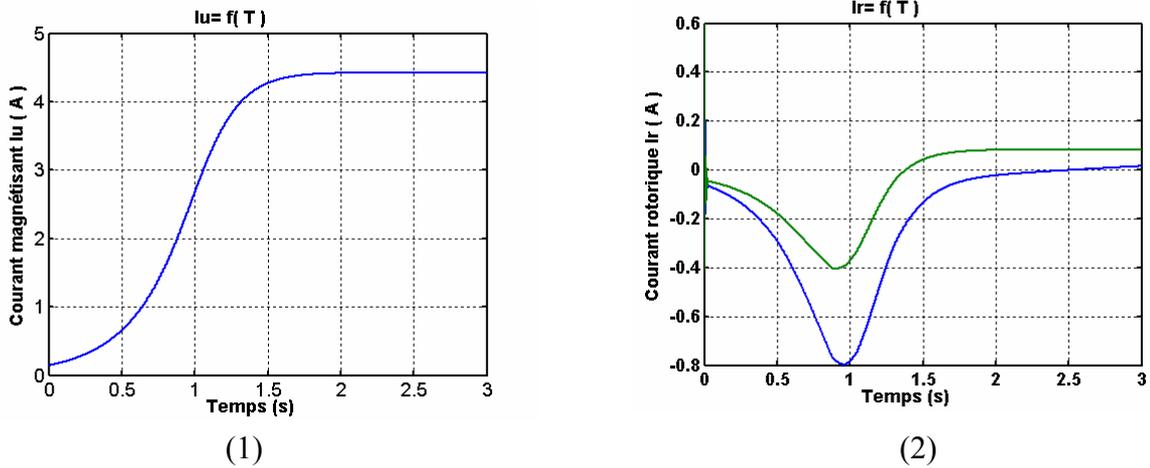


Fig. 2.14c. 1- Courant magnétisant à vide  
2- Courant rotorique à vide

L'allure du courant de magnétisation donnée dans la figure 2.14c-1, montre que la tension et le courant dans leurs évolutions suivent la forme du courant de magnétisation, le courant rotorique donnée dans la figure 2.14c-2 est négligeable à vide.

2-5-2-1 Influence de la capacité sur la tension d'autoamorçage en saturé

Les résultats de simulation illustrée dans la figure 2.15 présentent l'évolution de la tension au lorsque l'excitation nécessaire à l'auto-amorçage varie par la variation du condensateur. On constate que l'augmentation et la diminution de la valeur de la capacité influe sur le transitoire de la tension se traduisant par son augmentation pour  $C > 64\mu F$ , et sa diminution pour  $C < 64\mu F$ . Par contre cette variation n'a pas beaucoup d'effet sur la fréquence de la tension, seulement la vitesse en contribue davantage.

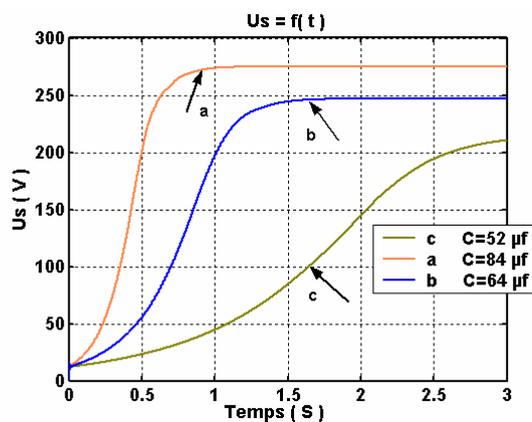


Fig.2.15. Influence de C sur la tension d'auto-amorçage

2-5-2-2 Influence de la vitesse sur la tension d'auto-amorçage en saturé

La vitesse a une influence directe sur la tension, pour un même courant magnétisant, la relation

$$E' = E \frac{n'}{n}$$

montre que lorsque la vitesse est proportionnelle avec la tension. Ce qui est illustré dans la figure 2.16 [6].

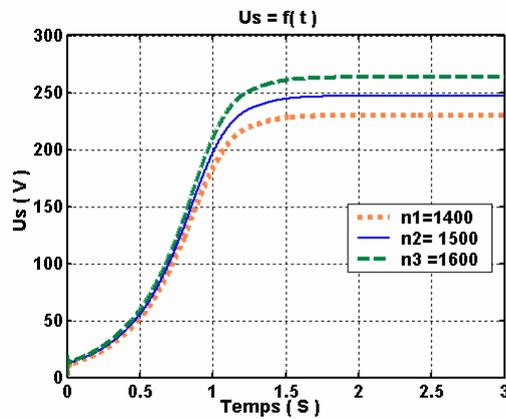


Fig. 2.16. Influence de la vitesse sur la tension d'auto-amorçage

De part la relation 2-49 donnée ci-après, la fréquence est linéairement liée à la vitesse [13].

$$f_s = \frac{n.p}{60} (g \cong 0) \tag{2-41}$$

### 2-6 Génératrice asynchrone alimentant une charge

Dés que la génératrice atteint la vitesse de synchronisme et qu'elle peut produire de l'énergie elle est alors connectée à une charge [14]. Le schéma équivalent pour l'auto-amorçage en charge purement résistive  $R$  est représenté par la figure 2.17.

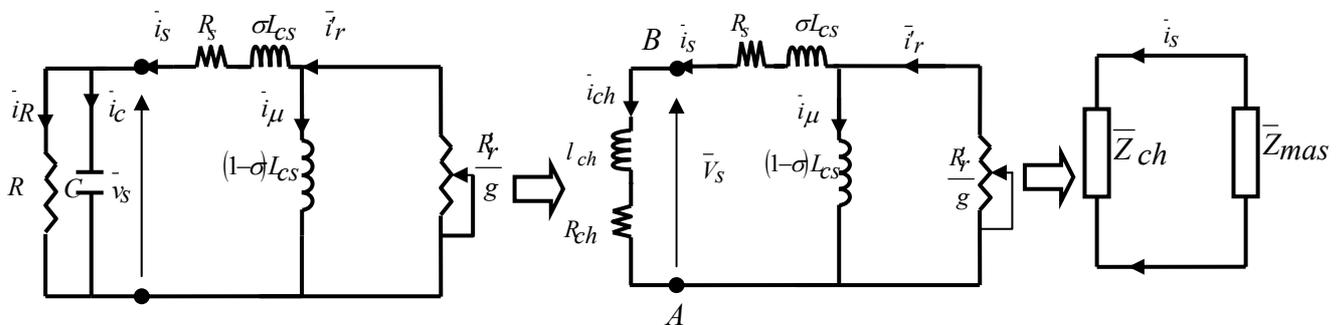


Fig. 2.17 Schéma équivalent pour l'auto-amorçage en charge résistive

Dans cette représentation, les éléments  $\bar{Z}_{ch}$  et  $\bar{Z}_{mas}$  peuvent être exprimés en fonction des éléments du schéma équivalent classique :

$$\bar{Z}_{mas} = R_s + j\sigma L_{CS} \omega_s + \frac{j(1-\sigma)L_{CS} \omega_s \frac{R'_r}{g}}{j(1-\sigma)L_{CS} \omega_s + \frac{R'_r}{g}} \quad 2-42$$

$$\bar{Z}_{ch} = R_{ch} + jX_{ch} = \frac{X_c^2 R}{R^2 + X_c^2} + j \left( -\frac{X_c R^2}{R^2 + X_c^2} \right) \quad 2-43$$

$$X_c = \frac{1}{C \omega_s}; \quad X_{ch} = l_{ch} \omega_s$$

Considérons que  $\bar{Z}_{ch} = R_{ch} + jX_{ch} = R_{ch} + j l_{ch} \omega_s$

Avec:

$$\bar{Z}_{ch} = \frac{R}{1+(RC \omega_s)^2} - j \frac{R^2 C \omega_s}{1+(RC \omega_s)^2} \quad 2-44$$

Pour  $l_{ch} > 0$   $\bar{Z}_{ch}$  est inductive

$l_{ch} < 0$   $\bar{Z}_{ch}$  est capacitive

$$\begin{cases} \bar{Z}_{mas} = -\bar{Z}_{ch} \\ \bar{Z}_{mas} = R_s + \alpha_{mas} L_{CS} \omega_s + j \beta_{mas} L_{CS} \omega_s = -R_{ch} + j l_{ch} \omega_s \end{cases} \quad 2-45$$

D'où

$$\alpha_{mas} = - \left( \frac{R}{1+(RC \omega_s)^2} + R_s \right) \frac{1}{L_{CS} \omega_s} \quad 2-46$$

$$\beta_{mas} = \frac{R^2 C}{\left( 1+(RC \omega_s)^2 \right) L_{CS}} = \frac{l_{ch}}{L_{CS}} \quad 2-47$$

La GAS (GAS: *Génératrice asynchrone*) maintient son amorçage lors de la variation de la charge résistive connectée à ses bornes, si seulement si:

$$-\frac{1-\sigma}{2(L_{CS}\omega_S)} \left\langle - \left( \frac{R}{1+(RC\omega_S)^2} + R_S \right) \frac{1}{L_{CS}\omega_S} \right\rangle - r_S \quad 2-48$$

$$\frac{1+\sigma}{2(L_{CS}\omega_S)} \left\langle \frac{R^2 C}{(1+(RC\omega_S)^2)L_{CS}} \right\rangle \leq 1 \quad 2-49$$

Pour caractériser la magnétisation de la GAS, il reste à déduire la résistance  $R$  de l'expression (2-49) on a:

$$R \leq \sqrt{\frac{L_{CS}}{C} \left( \frac{1}{1-L_{CS}C\omega_S^2} \right)} \quad 2-50$$

Avec:

$$0.800 \langle L_{CS}C\omega_S^2 \rangle \leq 1$$

La détermination des glissement  $g_1$  et  $g_2$ , ce fait de la même façon que dans le paragraphe (§2.4.1.3) on aboutit à

$$g_1 = g = -\frac{(R_S + R_{ch})R'_r}{M^2 \omega_S^2} \text{ Pour } \omega_r \ll \omega_r \text{ max} \quad 2-51$$

$$g_2 = g_{ch} = -\frac{R'_r}{(R_S + R_{ch})} \text{ Pour } \omega_r \gg \omega_r \text{ max} \quad 2-52$$

Le glissement de charge  $g_{ch}$  est maximal lorsque  $(R_S + R_{ch})$  est minimal, cela entraîne une diminution du champs tournant statorique, et l'impédance  $\alpha_{mas}$  devient inductive. Cette diminution affecte la stabilité de la GAS.

Comme on peut le voir sur la figure 2.19, pour  $R < 70 \Omega$ , il y a pas d'intersection entre la caractéristique  $\alpha_{mas}$  et la droite de charge  $\left( -\frac{(R_{ch} + R_S)}{L_{CS}\omega_S} \right)$ .

Il convient de charger la GAS de façon à ce que la droite définie par  $\left( \frac{L_{ch}}{L_{CS}} \right)$  est située dans la

zone d'amorçage stable limiter par la droite d'excitation maximale et par la droite de magnétisation, pour des résistances de charge ( $80 \Omega < R < 210 \Omega$ ). Dans ce cas là, la GAS garde son amorçage (figure 2.18). Sinon la GAS est désamorçée pour des résistances de charge

( $R < 70 \Omega$ ), où la droite de charge  $\left( \frac{L_{ch}}{L_{CS}} \right)$  est située dans la zone des fuites (figure 2.19).

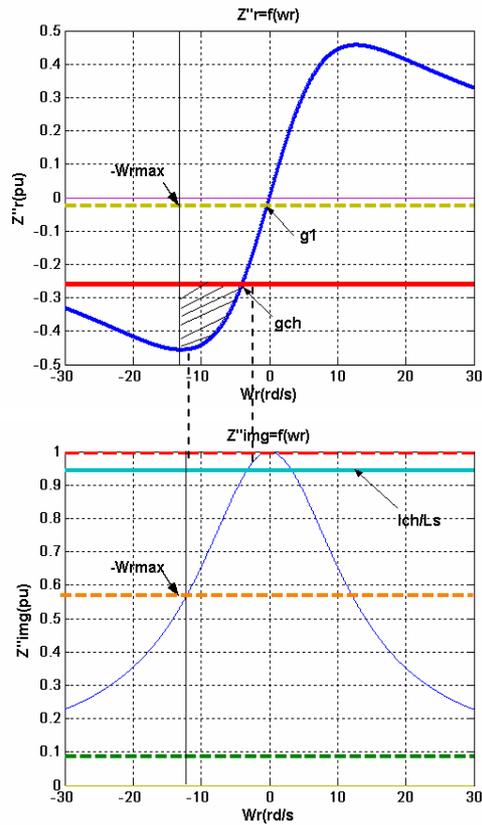


Fig. 2.18 Détermination de la zone d'amorçage de la GAS pour  $70 < R < 250 \Omega$

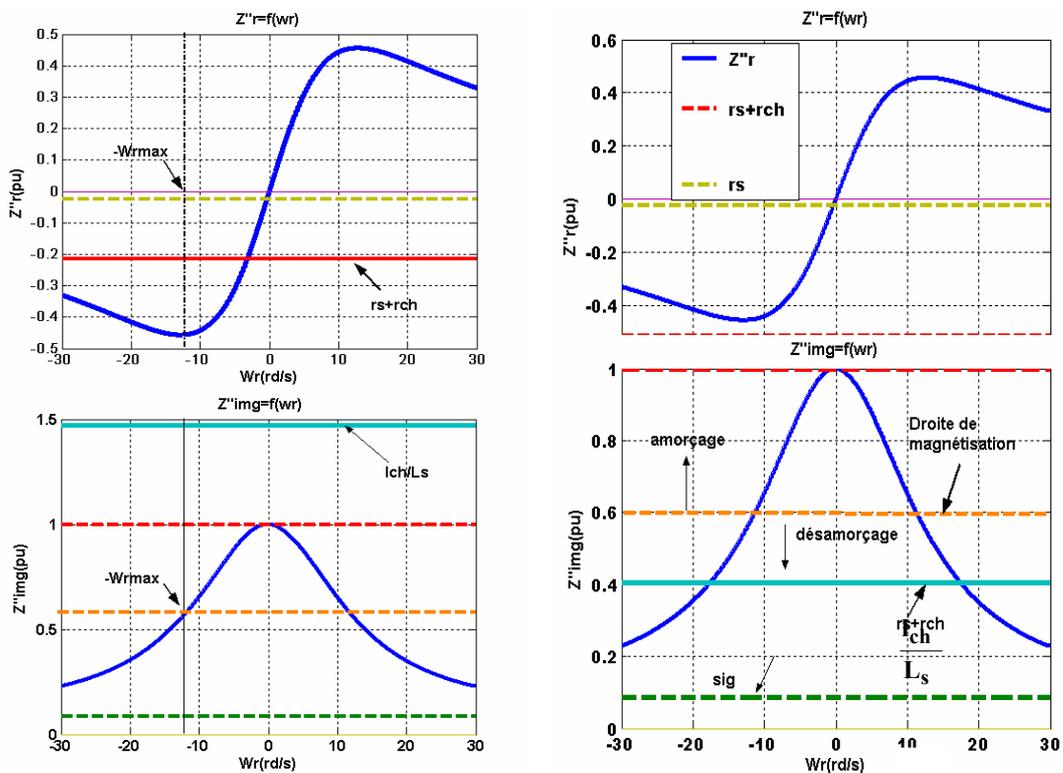


Fig. 2.19 Détermination de la zone de désamorçage de la GAS pour  $R > 250$  et  $R < 70$

2-6-1 Simulation de l'auto-amorçage en charge résistive.

Le principe est le même qu'à vide, sauf que les équations supplémentaires vont changer comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{i}_c = \bar{i}_s - \bar{i}_{ch} \\ \frac{d\bar{v}_s}{dt} = \frac{1}{C}\bar{i}_c \\ \bar{i}_{ch} = \frac{\bar{v}_s}{R} \end{array} \right. \quad 2-53$$

$i_{ch}$  : Le courant de charge.

La simulation de la GAS avec la prise en compte du système 2-53 donne les résultats suivants.

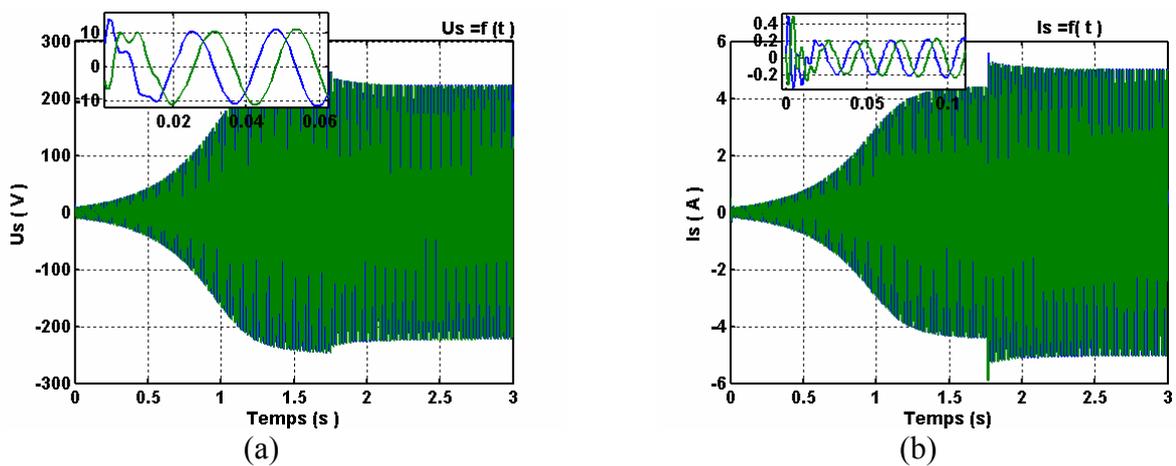


Fig. 2.20. (a) Tension auto-amorçage en charge résistive  
 (b) courant de ligne

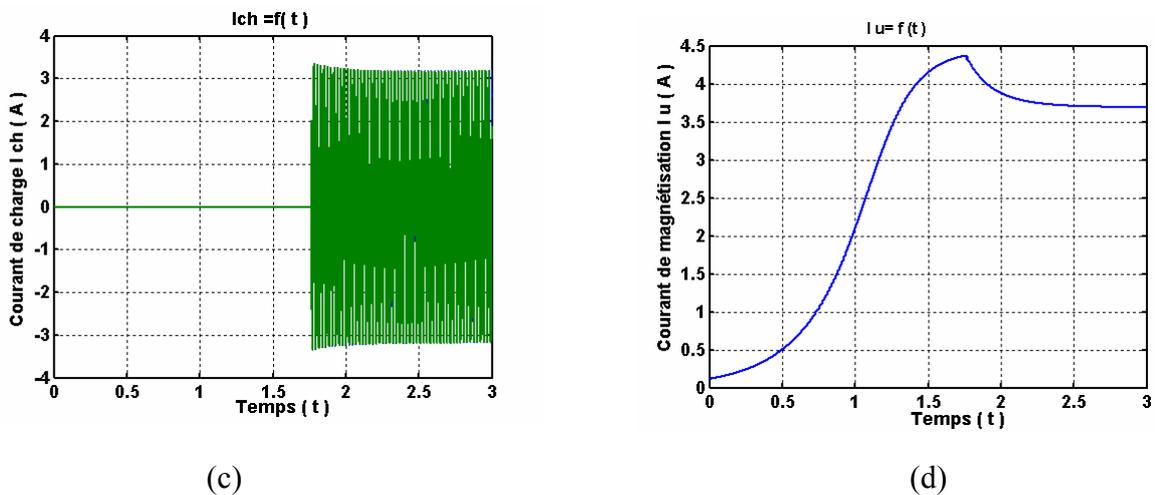


Fig. 2.21. (c) courant traversant la charge  
 (d) courant magnétisant

Les résultats de simulation sont illustrés dans les figures 2.20 et 2.21. Le tableau 2-1 récapitule les valeurs de la tension et de la fréquence pour les différentes valeurs de  $R$ . On constate une diminution de la tension et de la fréquence de la génératrice asynchrone à l'instant d'introduction de la charge résistive. Le courant de la ligne augmente pour fournir le courant de charge, par contre le courant magnétisant diminue de la même façon que la tension.

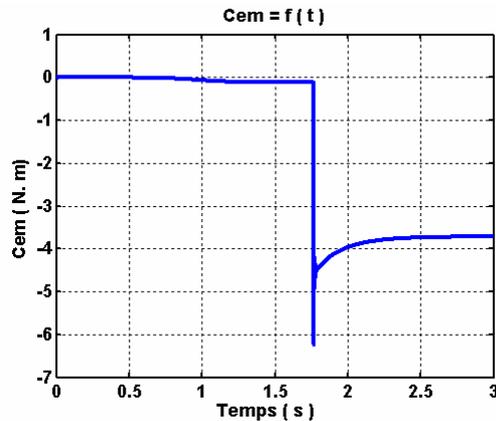


Fig. 2.22. Couple électromagnétique

Le couple électromagnétique transite d'un état stable à vide à un état stable défini par la charge Figure 2.22

Résistance R	170Ω	100Ω	70Ω	20Ω
Tension à vide	247.1V	247.1V	247.1V	247.1V
Tension générée en charge	238.2V	230.8V	223.1V	1.751V
Fréquence de la tension en charge	43.85Hz	43.47Hz	42.73Hz	40Hz
Variation de tension $\frac{(V_{vide} - V_{charge})}{V_{vide}}$	3.6%	6.59%	9.7%	99.29%
Variation de fréquence $\frac{(F_{vide} - F_{charge})}{F_{vide}}$	1.6%	2.48%	4.14%	10.27%

Tableau 2-1 : Effet de la connexion d'une charge résistive sur une MAS auto-excitée

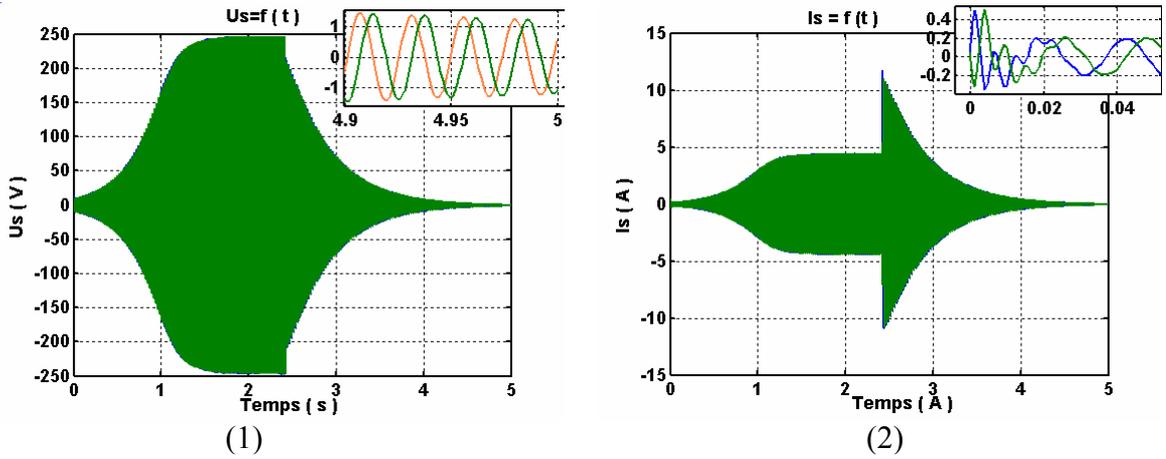


Fig. 2.23a. (1) Tension auto-amorçage en charge critique  
(2) courant de ligne

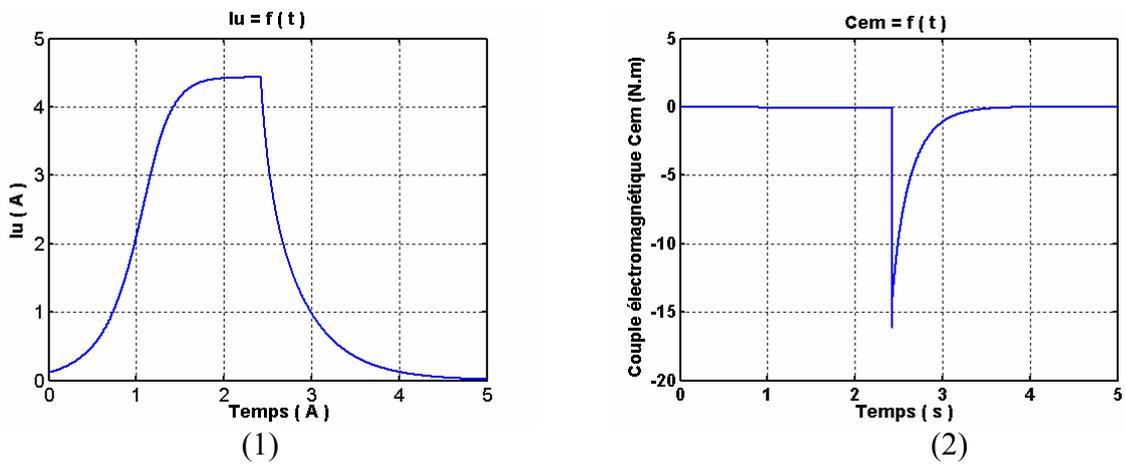


Fig. 2.23b. (1) : Couple électromagnétique en charge critique  
(2) : Courant de magnétisation

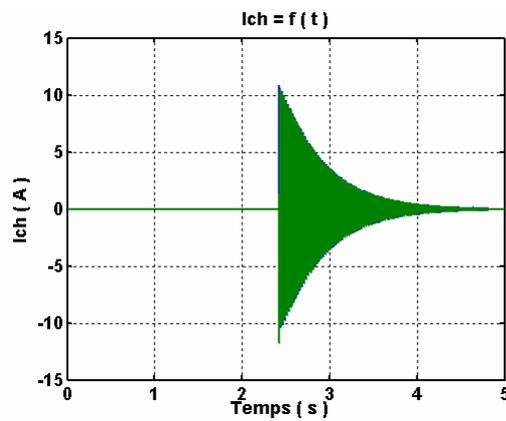


Fig. 2.23c. : Courant de charge traversant une charge critique

On constate sur la figure 2.23 que pour une charge critique, la variation de tension est d'environ 99.29 % et la variation de fréquence de 10.27%. Ce qui conduit au désamorçage de la GAS suivi d'un court circuit causé par cette charge qui nécessite un contrôle.

### 2-6-2 Charge mixte R-L

La charge R-L est le condensateur C, sont placée en parallèle sur les terminaux du stator. L'impédance de la charge est alors.

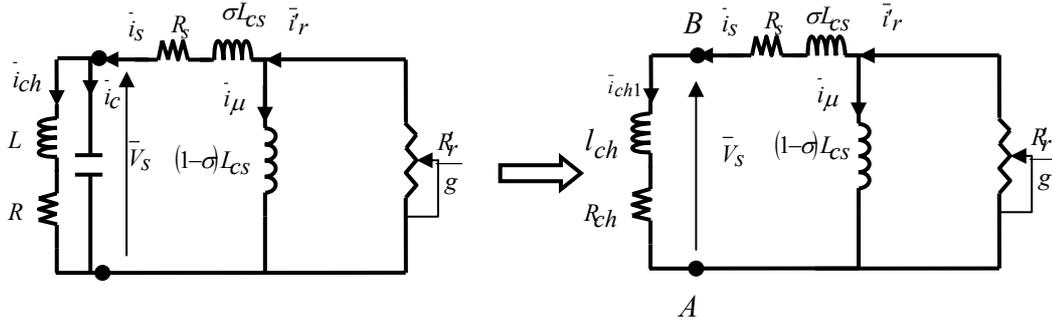


Fig. 2.24. Schéma équivalent pour l'auto-amorçage en charge inductive.

$$\bar{Z}_{ch} = R_{ch} + j X_{ch} = \frac{X_c^2 R}{R^2 + (X_L - X_c)^2} + j \left( -\frac{X_c (R^2 + X_L (X_L - X_c))}{R^2 + (X_L - X_c)^2} \right) \quad 2-54$$

$$X_L = L \omega_s \text{ et } X_c = \frac{1}{C \omega_s}$$

L'étude analytique de l'amorçage de la génératrice asynchrone en cas d'une charge inductive est faite de la même manière que dans la section 2.6. Et à partir de l'expression (2-54), on obtient:

$$\alpha_{mas} = Z''_r = - \left( \frac{X_c^2 R}{R^2 + (X_L - X_c)^2} + R_s \right) \frac{1}{L_{cs} \omega_s} \quad 2-55$$

$$\beta_{mas} = Z''_{img} = \frac{I_{ch}}{L_{cs}} = \frac{X_c (R^2 + X_L (X_L - X_c))}{L_{cs} \omega_s (R^2 + (X_L - X_c)^2)} \quad 2-56$$

L'auto amorçage de la génératrice est liée aux conditions suivantes:

$$-\frac{1-\sigma}{2(L_{cs} \omega_s)} \left( \frac{X_c^2 R}{R^2 + (X_L - X_c)^2} + R_s \right) \frac{1}{L_{cs} \omega_s} \left( -r_s \right) \quad 2-57$$

$$\frac{1+\sigma}{2(L_{CS}\omega_s)} \left\langle \frac{X_c(R^2+X_L(X_L-X_c))}{(R^2+(X_L-X_c)^2)L_{CS}\omega_s} \right\rangle \leq 1 \quad 2-58$$

A partir de l'équation (2-58), on peut déduire la valeur de la réactance  $X_L$  on a donc:

$$X_c > X_L \quad 2-59$$

De ce fait, l'énergie réactive fournie par le condensateur doit être supérieur à l'énergie demandée par la charge et la génératrice

À partir des expressions (2-57) et (2-58) et (2-59), on peut conclure que de la génératrice reste amorcée. Si seulement si, la charge a un caractère capacitif (Figure 2.25).

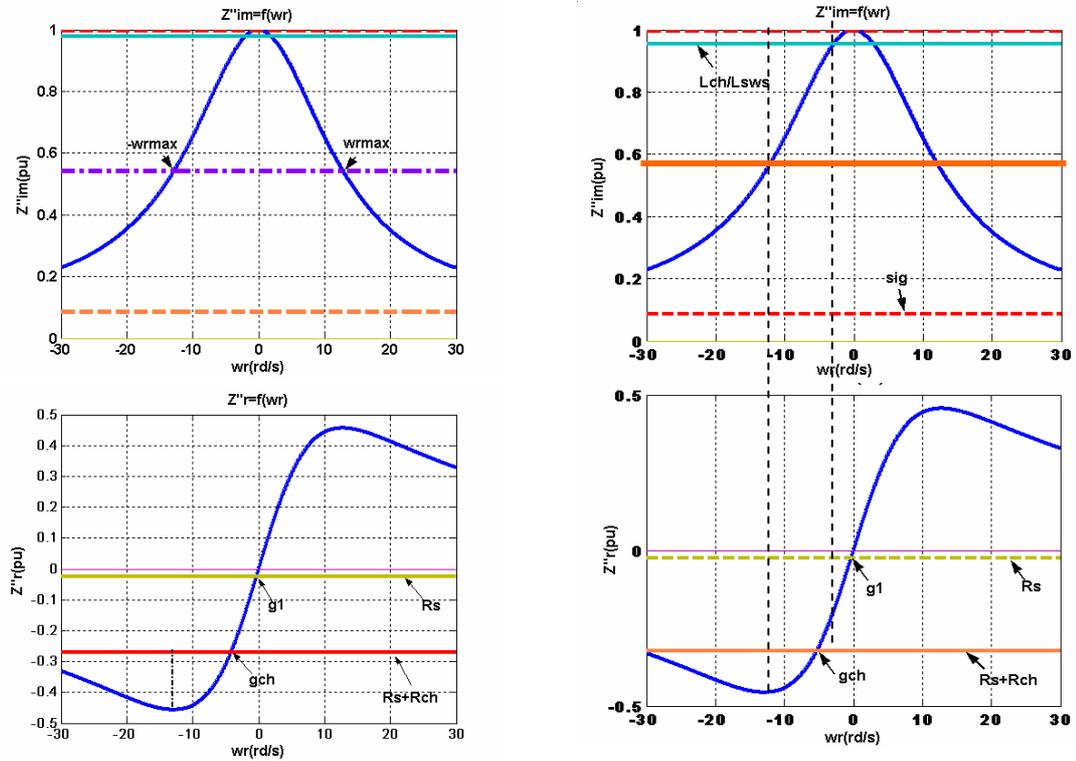


Fig. 2.25. Détermination de la zone d'amorçage de la GAS pour  $R > 250$  et  $R < 70$  et  $X_c > X_L$

### 2-6-2-1 Simulation de l'auto-amorçage en charge inductive.

On procède de la même manière pour arriver aux équations qu'on doit ajouter au système (2-53) :

$$\begin{cases} L \frac{d\bar{i}_{ch}}{dt} = \bar{v}_s - R\bar{i}_{ch} \\ \bar{i}_{ch} = i_{\alpha ch} + j i_{\beta ch} \end{cases}$$

2-60

Capacité $C$	58 uF	60 uF	70 uF
Inductance $L$	35 mH	49 mH	59 mH
Résistance $R$	170 $\Omega$	170 $\Omega$	170 $\Omega$
Tension à vide	234.2 V	238 V	253.7 V
Tension générée avec inductance	183.6 V	192.4 V	232.9 V
Fréquence de la tension avec inductance	43.47 Hz	43.85 Hz	44.24 Hz
Variation de tension $\frac{(V_{vide} - V_{charge})}{V_{vide}}$	21.6%	19.1%	8.2%
Variation de fréquence $\frac{(F_{vide} - F_{charge})}{F_{vide}}$	2.49%	1.63%	0.76%

Tableau 2-2 : Effet de la connexion d'une charge mixte (R-L) sur une MAS auto-excitée

Les résultats donnés dans le tableau 2-2 sont obtenus lorsqu'on fait varier la capacité et l'inductance de la charge tout en maintenant la partie réelle de la charge constante (170  $\Omega$ ) avec une vitesse d'entraînement constant.

Ces résultats montrent que, la variation de tension en fonction de la charge est d'environ 16 % et la variation de fréquence de 1.6%. La connexion d'une charge inductive est consommatrice d'énergie réactive, dont elle diminuera le courant d'excitation qui est fourni par le condensateur. Cette diminution du courant signifie moins de flux, ce qui nuit à la magnétisation de la machine car ce sont les capacités qui doivent donner la puissance réactive qu'elles produisent entre la machine et les inductances.

### 2-6-3 Insertion d'une capacité $C_s$ en série avec la charge.

Cette approche ("short-shunt connexion") permet de diminuer la chute de tension de la charge. Le rôle des capacités parallèles reste le même. Mais les capacités en séries servent de régulateurs. De plus, en fonctionnement autonome, le système est destiné à alimenter un consommateur isolé. Cela suppose que la charge n'est pas forcément équilibrée et qu'elle est variable dans le temps [12].

2-6-3-1 Simulation de l'auto-amorçage en charge capacitive

La charge est constituée d'une résistance  $R$  en série avec une capacité  $C_s$ , montées en parallèle avec le condensateur d'excitation  $C$ .

La tension aux borne de la charge est donnée par :

$$\bar{v}_s = R\bar{i}_{ch} + \frac{1}{C_s} \int \bar{i}_{ch} dt \quad 2-61$$

En dérivant cette équation on a :

$$\frac{d\bar{v}_s}{dt} - R \frac{d\bar{i}_{ch}}{dt} = \frac{1}{C_s} \bar{i}_{ch} \quad 2-62$$

Aux équations (2-61) et (2-62), on doit les ajouter le système (2-43). Les résultats de simulation sont présentés par les figures ci-dessous.

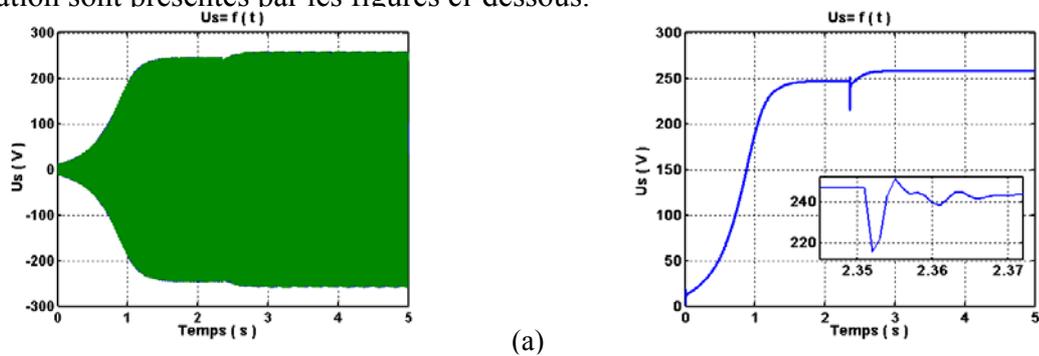
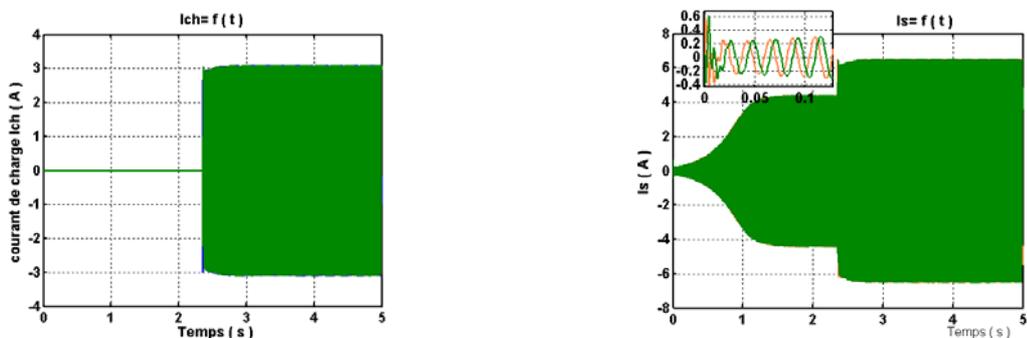


Figure. 2.26a. Tension l'ors de l'insertion du condensateur.



(b) Figure. 2.26b. (b) : Courant traversant la charge RC. (c) : Courant de ligne

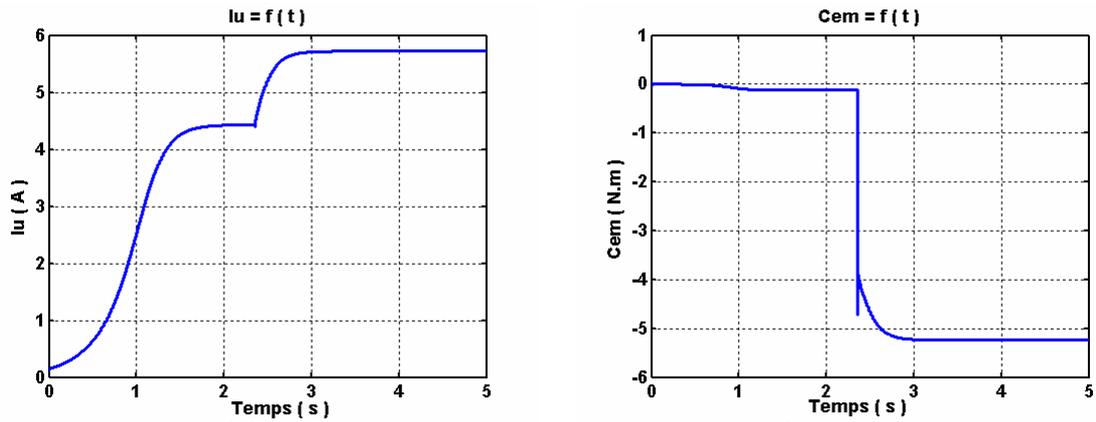


Fig. 2.26c. (d) : Courant magnétisant  
(e) : Couple électromagnétique

Sur la figure 2-26, un essai est réalisé en simulation avec insertion de capacités ( $C=10\mu\text{F}$ ) en série avec une charge résistive ( $R=70\Omega$ ) pour une même capacité excitation. Une augmentation de tension, du courant et du couple électromagnétique développée par la (SEIG)<sup>1</sup>, de plus le courant de charge est élevé, ce qui implique que la puissance réactive qu'elle génère est élevée. Cela permet de maintenir un niveau de magnétisation pratiquement constant dans la machine, donc une tension constante.

## 2-7 Conclusion

Dans ce chapitre, il a été présenté la modélisation et la simulation numérique de la génératrice auto excitée dans le cas d'un fonctionnement autonome. D'où les grandeurs statoriques ne sont plus imposées et il faut fournir à la machine la puissance réactive nécessaire à sa magnétisation. Les deux cas linéaire et non linéaire par rapport à la caractéristique de magnétisation sont présentés. Les grandeurs statoriques sont directement influencées par la variation de la vitesse du rotor de l'éolienne, les capacités d'excitation, et les charges connectées à la machine. Les variations de la tension et de la fréquence lors des impacts de charge enregistrés sont dues aux écarts de vitesse dus et/ou éventuellement à l'imprécision du dispositif d'orientation des pales de l'éolienne [17].

Dans ce cas de fonctionnement autonome, la vitesse de rotation de la machine doit être fixée dans une plage restreinte afin de maintenir une fréquence des grandeurs statoriques proches de 50 Hz. En outre l'augmentation de la charge avec une vitesse fixe, cause une chute de tension et un écart de fréquence, il est indispensable de régler la tension et la fréquence sur les bornes de la

<sup>1</sup> Self Exited Induction Generator

(SEIG) afin de fournir une énergie électrique de bonne qualité aux charges connectées. De ce fait, deux voies peuvent être entreprises :

La première voie consiste à connecter, en plus des capacités en parallèles, d'autres capacités en série avec la charge permettent de diminuer la chute de tension. Mais les augmentations du courant de stator devraient être observées pour ne pas excéder le courant nominal du stator [16].

La seconde voie consiste à développer un système de contrôle, en utilisant l'électronique de puissance, qui réglera la tension et la fréquence produites dans une grande plage de vitesse. Ce qui fera l'objet du chapitre suivant.

## 2.8 Bibliographie

- [1] F. Morand, "Techniques d'observation sans capteur de vitesse en vue de la commande des machines asynchrones", Thèse de doctorat, L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, janvier 2005.
- [2] A. Cuniere, "machine asynchrone", Lycée Pierre de Coubertin Chaussée de Paris 77100 Meaux.
- [3] S. Canat, J. Faucher, "Simulation temporelle d'un démarrage d'une machine asynchrone à cage", LEEI/ENSEEIH/INP Toulouse BP 7122 2, Rue Camichel 31071 Toulouse Cedex7.
- [4] L. Baghli, "Modélisation et Commande de la Machine Asynchrone", IUFM de Lorraine – UHP, 2005
- [5] Y. Amara, "Contribution à la conception et à la commande des machines synchrones à double excitation Application au véhicule hybride", Thèse de doctorat, L'université Paris XI, décembre 2001.
- [6] A. Bellamoudi, "étude et simulation d'un système de conversion d'énergie électrique à base d'une machine asynchrone", Thèse de Magister, Université de Batna, 1996.
- [7] S. Mektoub, "Machines asynchrone en régime saturé", Thèse de doctorat, ENP Alger, 1995.
- [8] N. Naït –Saïd, "Contribution à l'identification et à la commande de la machine à induction", Thèse de Doctorat, Université de Batna, juin 2003.
- [9] S. Drid, "Contribution à la Modélisation et à la Commande Robuste d'une Machine à Induction Double Alimentée à Flux Orienté avec Optimisation de la Structure d'Alimentation", Thèse de doctorat, Université de Batna, décembre 2005.
- [10] R. P. Bouchard, et G. Olivier, "Conception de moteurs asynchrones triphasés", Éditions de l'École Polytechnique de Montréal, 1997.

- [11] C. Canudas, "Modélisation contrôle vectoriel et DTC", Paris, Hermès Sciences publication, 2000.
- [12] Fonctionnement d'un générateur asynchrone, <http://www.eole.org/SitIngF.htm>.
- [13] Y. Zidani, and M. Naciri, "A Numerical Analytical Approach for the optimal Capacitor used for the Self Excited Induction Generator", IEEE Transactions on Energy Conversion, 2001, pp 216-220.
- [14] La génératrice de l'éolienne, [www.windpower.org](http://www.windpower.org).
- [15] K. Idjdarene, D. Rekioua et D. Aouzellag, "Modélisation et Simulation d'une Chaîne de Conversion à Energie Eolienne Basée sur une Génératrice Asynchrone en Fonctionnement Autonome", 3rd Conference on Electrical Engineering 04 - 06 October 2004, pp 297 -300.
- [16] D. Seyoum, C. Grantham, and M.F. Rahman, "The Dynamic Characteristics of an Isolated Self-Excited Induction Generator Driven by a Wind Turbine", IEEE Transactions on industry application, vol. 39, no. 4, July/August 2003.
- [17] F. Poitiers, "Etude et Commande de Génératrices Asynchrones pour l'Utilisation de l'Energie Eolienne", Thèse de doctorat, Université de Nantes, 19 Décembre 2003.
- [18] A. Fouillé, "Electrotechnique à l'usage des ingénieurs, Tome 2", Ecole nationale supérieure d'Ingénieur Arts et Métiers, édition Dunod France.
- [19] Andreas Petersson, "Analysis, Modeling and Control of Doubly-Fed Induction Generators for Wind Turbines", Department of Electric Power Engineering Chalmers University of Technology, Sweden 2003
- [20] M.S. Naït-Saïd, "Modélisation Vectorielle d'une Machine à Courant Alternatif ", Notes de Cours éditées à Université de Batna, Avril 2006.

## Chapitre 3

# MODELISATION & COMMANDE D'UNE ÉOLIENNE A BASE D'UNE MACHINE ASYNCHRONE AUTO- EXCITEE

### 3-1 Introduction

Les générateurs d'induction auto-excitée (*SEIG : Self Excited Induction Generator*) sont considérés de plus en plus dans les applications autonomes des systèmes éoliens. La *SEIG* est située entre deux grandeurs aléatoires et fluctuantes qui sont le vent et la charge électrique, d'où la vitesse du vent est la grandeur d'entrée du système de conversion d'énergie éolienne et qui devient de ce fait une importante variable à modéliser car la précision des simulations en dépendra de la qualité de son modèle qui lui sera consacré la première partie de ce chapitre.

Le phénomène d'auto-excitation est en revanche difficile à maîtriser car les variations de charge influence directement sur les valeurs de la tension et la fréquence délivrées. Cela a été largement présenté dans le chapitre précédent. Pour surmonter cet inconvénient il faut contrôler la tension du coté du stator, par un simple contrôle scalaire de la tension du stator, afin de contrôler l'excitation de la *SEIG* par un compensateur (*SVC : Stator Voltage Compensator*) pour

une éventuelle utilisation dans un site isolé, ce qui sera traité dans la deuxième partie du présent chapitre.

Une stratégie de régulation sera finalement choisie pour l'utilisation de la *SEIG* dans un système éolien fonctionnant à vitesse fixe connectée à des charges variantes, ensuite il sera connecté directement au réseau sans régulation. Des simulations seront alors réalisées dans les différentes configurations de charges équilibrées

### 3-2 Modélisation de la vitesse du vent

Le vent est la raison d'être des aérogénérateurs. L'énergie cinétique contenue dans le vent est transformée en partie en énergie mécanique par la turbine, puis en énergie électrique par le générateur. Il est donc une importante variable à modéliser car la précision des simulations dépendra de la qualité de son modèle. Une des méthodes les plus utilisées pour modéliser le vent est la caractéristique spectrale de **Van Der Hoven**. D'où, la grandeur de la vitesse du vent peut être décomposée en deux composantes:

- La composante turbulente du vent est un processus aléatoire stationnaire (ne varie pas avec la vitesse moyenne du vent)
- La composante lente; c'est la moyenne de la vitesse du vent varient régulièrement sur de plus longues périodes dans un site donné.

De nombreux travaux sur la modélisation du vent ont été réalisés [6], sur des sites réels ont montré que la turbulence augmente avec la moyenne de la vitesse du vent [13]. En effet, [7] a proposé d'utiliser la partie de basse fréquence du spectre de Van der Hoven pour générer une série temporelle du vent moyen. Pour avoir un processus non stationnaire de la composante de turbulence avec une vitesse moyenne du vent constant.

L'un des principes retenu consiste de générer une série temporelle de la vitesse du vent à partir d'un bruit blanc gaussien en entrée, Pour ce faire, la vitesse du vent va être décomposée en deux composantes qui correspondent respectivement à la composante lente  $v_0$  (vitesse moyenne=cst) et la composante de turbulence  $v_t(t)$  (bruit blanc gaussien).

$$v(t) = v_0 + v_t(t) \quad 3-1$$

Il a été démontré expérimentalement dans [8] que seules les composantes basses fréquences du vent incident se retrouvaient dans le couple total produit par les pales. Par contre, l'aéroturbine filtre les fluctuations hautes fréquences [6,8]. On reconstitue à cet effet un filtre passe bas à la

composante de turbulence afin que celle-ci reproduise une caractéristique plus proche de la réalité dont la fonction de transfert est donnée [9]

$$H_f = \frac{1}{1 + \tau_s s} \quad 3-2$$

La valeur de la constante de temps dépend du diamètre du rotor et également de l'intensité de turbulence du vent et de la vitesse du vent moyenne ( $\tau = 4s$ , [9]).

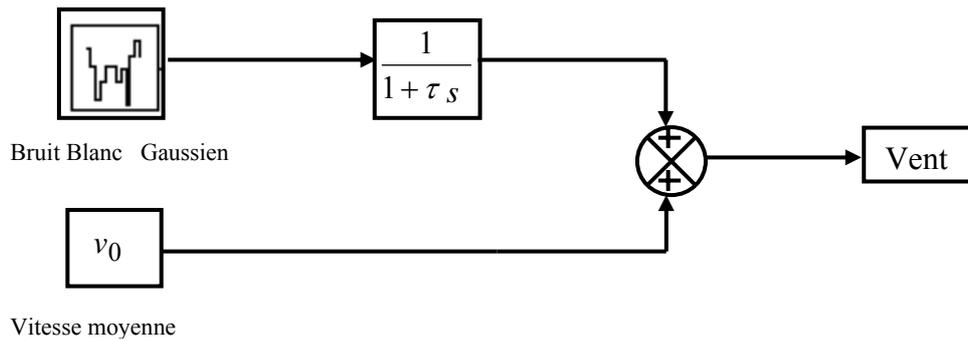


Fig. 3.1 Synoptique de reconstruction du vent

### 3-3 Modélisation de la turbine

La modélisation de la turbine consiste à modéliser la puissance et le couple développés par la turbine qui sont donnés par les relations suivantes:

$$P_m = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3 C_p \quad 3-3$$

$$C = \frac{P_m}{\Omega} = \frac{\rho \pi R^3 v^2}{2} C_t \quad 3-4$$

Généralement les articles présentent le coefficient  $C_p$  par des graphiques. Le coefficient  $C_p$  est différent d'une turbine à l'autre, et est généralement fournie par le fabricant et peuvent être utilisées pour définir une approximation mathématique. En effet, celle-ci a été développée dans la littérature pour calculer le coefficient  $C_p$ . La modélisation peut se faire avec une approximation polynomiale d'ordre N [10]

$$C_p(\lambda) = a_0 + \sum_{i=1}^N a_i \lambda^i \quad 3-5$$

Dans ce sens. Nous avons donc choisi de modéliser une éolienne de 4 kW. C'est un modèle tripale dont la longueur d'une pale est de 3 m et le rapport du multiplicateur de vitesse est de 5,4. D'où, le coefficient  $C_p$  est donné par la formule suivante [12] :

$$C_p = 7.95633 \cdot 10^{-5} \lambda^5 - 17,375 \cdot 10^{-4} \lambda^4 + 9,86 \cdot 10^{-3} \lambda^3 - 9,4 \cdot 10^{-3} \lambda^2 + 6,38 \cdot 10^{-2} \lambda + 0.001$$

3-6

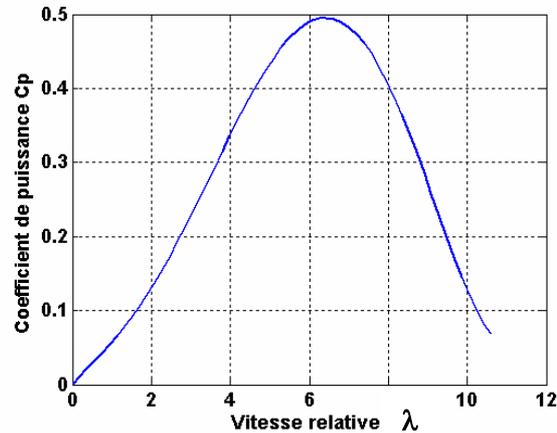


Fig. 3.2 Caractéristique du coefficient de puissance en fonction de la vitesse relative  $\lambda$

La valeur maximale du coefficient  $C_p$  est 0,495 correspond à  $\lambda = 6,4$

A partir de l'équation (3-6), le modèle de la puissance mécanique développé par la turbine  $P_m$  dépend seulement de la vitesse de rotation et de la vitesse du vent.

$$P_m = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3 C_p(\lambda)$$

3-7

La figure suivante représente la puissance mécanique en fonction de la vitesse du rotor de la turbine obtenue avec un polynôme d'ordre 5 pour différentes valeurs de la vitesse du vent

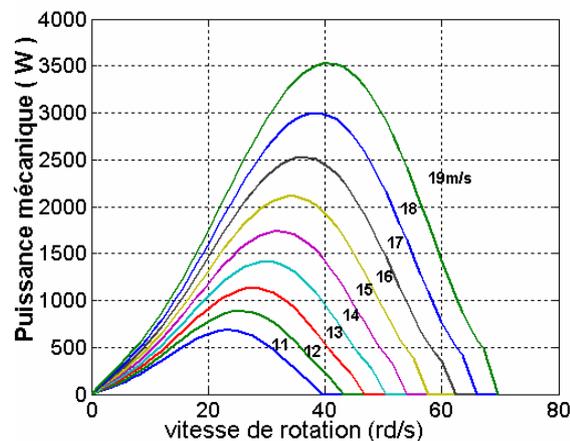


Fig. 3.3 les Caractéristiques de la puissance mécanique en fonction de la vitesse de rotation du rotor de la turbine

A partir de cette figure nous constatons que lorsque la vitesse du vent augmente la puissance mécanique maximale augmentent aussi.

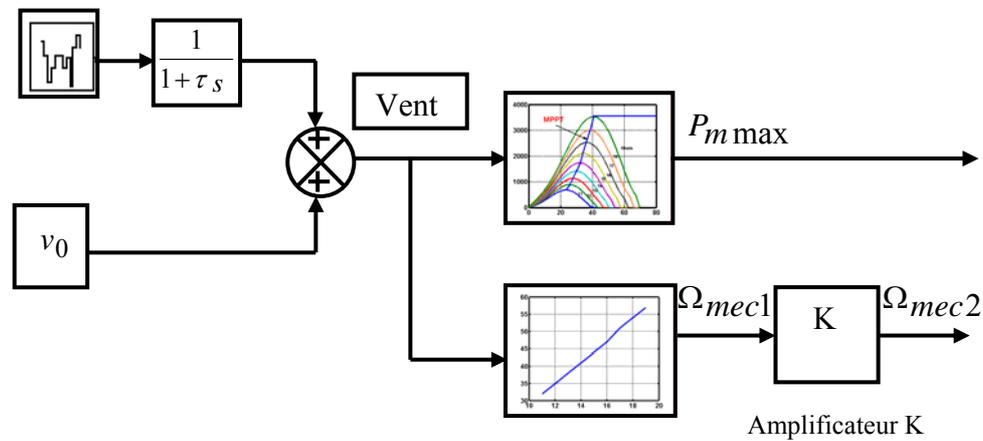


Fig. 3.4 Le synoptique global du modèle de aéro turbine

$\Omega_{mec2}$  : La vitesse mécanique générée par l'aéroturbine afin d'entraîner la génératrice asynchrone auto-excitée à vitesse fixe. De façon à générer de la puissance électrique soit sur un site isolé (fonctionnement autonome) ou connecté au réseau, sujet qui sera traité au dernier paragraphe de ce chapitre

$P_{mmax}$  : c'est la puissance de référence générée par l'aéroturbine selon un algorithme de maximisation de la puissance (**M.P.P.T.**). Ensuite elle est imposée à la DFIG. Afin de la contrôler par un contrôle vectoriel. Puis elle est transférée au réseau directement par le stator de la machine, qui sera donc l'objet du chapitre quatre.

### 3-4 Commande scalaire de la SEIG

Les systèmes utilisant des convertisseurs d'électronique de puissance à technologie avancée (commandables tant à la conduction qu'à la coupure), peuvent réaliser les fonctions de réglage de la puissance réactive, de la tension et de la fréquence. Ils peuvent aussi participer à la répartition de la production et fonctionner sur un site isolé pour autant que la source primaire soit présente (vent-soleil) et que le générateur soit de type asynchrone pour ce qui est de l'autonomie. Pour la commande de ces aérogénérateurs, on distingue les commandes scalaires et vectorielles. Pour le cas de la commande scalaire, un contrôle précis de la vitesse n'est pas nécessaire et une simple

commande Volt/Hz est suffisante. Dans ce cas, l'amplitude de la tension statorique varie de façon proportionnelle avec la fréquence fondamentale [1,2].

### 3-4-1 Régulation de la tension de la SEIG

Nous regroupons ici quelques études où nous pouvons trouver une partie concernant la régulation de la tension de la SEIG, qui ont été proposées dans la littérature.

- Nous trouverons dans l'article de **G. V. JAYARAMAIAH** [4], une étude sur la régulation de tension d'un SEIG triphasée, lors de la variation soudaine de la charge. Les enroulements statoriques de cette machine est connecte à un onduleur de tension et le rotor est entraînée par l'éolienne à vitesse variable. Il propose une stratégie de commande, comportant deux contrôleurs de type **PI**, le premier est désigné pour le réglage de la tension continue et le second pour le réglage de tension de charge. La sortie des régulateurs donne lieu des courants (fondamental) direct et en quadratique qui sont respectivement les composantes du courant de référence d'un comparateur du courant par hystérésis pour la commande des interrupteurs de l'onduleur (redresseur) afin de maintenir la tension constante aux bornes de la SEIG à vide et en charge. Donc le système de régulation de la tension est adaptatif à la condition de la charge variante
- Une étude est présentée par **A. Kuperman, R. Rabinovici** [3] sur la régulation de la tension de la SEIG triphasée, lors des variations de la charge et de la vitesse. Les enroulements statoriques sont connectes à un redresseur en parallèle et le rotor est entraînée par une vitesse variable. Il a proposé dans son article deux genres d'excitation l'une est fixe et obtenue par un banc de condensateur nécessaire à la magnétisation de la machine à vide et l'autre est variable servant à la régulation de la tension en cas des perturbations causées par des variations de charge et de vitesse. L'excitation variable est assurée donc par un redresseur contrôler avec la méthode (MLI) vectorielle, reliée à des inductances, jouant le rôle d'émulateur de capacité (capacitance émulated). D'où, les grandeurs de commande agissent sur les interrupteurs commandables du redresseur sont les sorties de deux régulateurs de type **PI**, le premier permet le contrôle de la tension fondamentale du redresseur d'amplitude variables. Et le second permet le contrôle de la tension du côté du bus continu pour la maintenir constante. Les résultats de simulation des courant de phase du stator, de la charge et du condensateur, ainsi que, la tension de la phase du stator sont bien entendu très satisfaisants. Grâce, ou rôle que présente

l'émulateur de condensateur comme un compensateur d'énergie réactive envers les creux et les surtensions causées par des variations de la charge et de la vitesse.

- L'étude de **T. Ahmed** [5] est très proche de la configuration que nous souhaitons étudier, le rotor de sa *SEIG* triphasé est entraîné par une éolienne à vitesse- variable et le stator connecté sur une charge inductive permettant d'obtenir un fonctionnement purement autonome. La stratégie de contrôle de la tension aux terminaux du stator lors des variations de vitesse non souhaitées induit des perturbations dans la tension générée. L'auteur propose une méthode de compensation d'énergie réactive en utilisant un compensateur statique (*SVC*: Static VAR Compensator) qui se compose d'un gradateur sur charge purement inductive (*TCR*: Thyristor controlled reactor) en parallèle avec des bancs de condensateurs commutables (*TSC* : Thyristor Switched Capacitors), de façon à créer une source d'énergie réactive variable avec un banc de condensateurs à excitation fixe. Un régulateur du type *PI* est utilisé dans le système du contrôle en boucle fermée afin de régler la tension produite aux terminaux de la *SEIG*. Des résultats expérimentaux obtenus à partir d'une *SEIG* triphasée de 2 kW sont en concordance avec la simulation, ce qui atteste les performances du contrôle proposé.

### **3-4-2 Description du Système de régulation**

La figure 3.5 présente le schéma bloc global du modèle simplifié, pour le contrôle scalaire de tension de la *SEIG* basé sur un compensateur statique *SVC* qui se compose par des bancs de condensateurs commutables (*TSC* : Thyristor Switched Capacitors), avec un seul régulateur du type *PI*. Donc, la commande, est réalisée en boucle fermée pour contrôler la tension statorique lors des variations de la charge et de la vitesse.

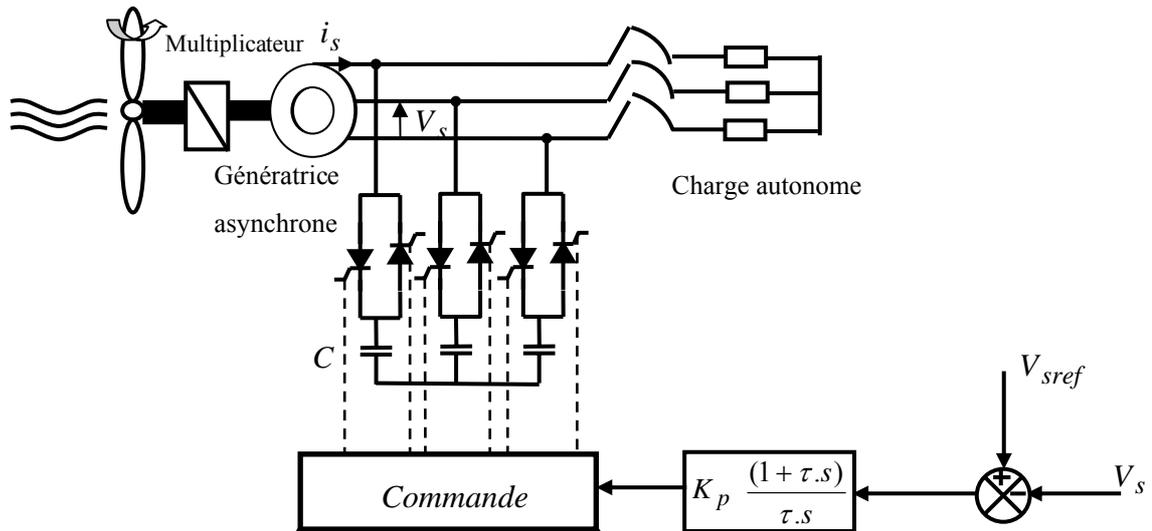


Fig. 3.5 Le schéma du contrôle de tension de la SEIG.

### 3-4-3 Résultats de simulation

Les résultats de simulation de la commande scalaire de la tension aux bornes de la SEIG par un régulateur de type PI en BF sont donnés ci-après. En fait, les signaux de commande générés par ce régulateur commutent les interrupteurs d'un compensateur (SVC) qui se comporte comme un condensateur variable, de façon à créer une source d'énergie réactive variable nécessaire à l'excitation de la génératrice asynchrone lorsque des perturbations sont causées par la vitesse du vent et par la variation de la charge. Dans ce paragraphe, on va simuler le comportement de la génératrice asynchrone en commande bouclée à différentes vitesses du rotor. Le profil de vitesse du rotor est comme suit : A  $t=0$  s, un échelon de vitesse de 140rd/s est appliqué, puis à  $t=5$  s un échelon de 160rd/s ( $t=5s$ ) lui succéda. Plus tard à  $t=10s$ , un autre échelon de 150rd/s est appliqué. L'application d'une charge  $R-L$  de  $400+j100$  VA étant réalisée à partir de  $t = 5s$ , après un démarrage à vide. Les conditions de simulation considérées sont:  $V_{sref} = 250V$  50Hz, les coefficients du PI sont  $K_p=0.013$   $K_i=0.005$ . L'horizon de simulation est de 15 s. Sur les figures 3.6, on enregistre les constatations suivantes :

- À vide à 140 rd/s, pour  $0 \leq t \leq 5s$ , le mode de fonctionnement de la génératrice est hyposynchrone et l'auto-amorçage aboutit après de 1 s. La tension et le courant statoriques évoluent sans dépassement.
- Pour  $5 \leq t \leq 10$  s, la SEIG est chargée avec une charge inductive ( $400+j100$ ) VA tout en faisant augmenter de vitesse jusqu'à 20 rd/s, soit une consigne de 160 rd/s. Par conséquent, l'amplitude de la tension du stator enregistre un pic 320 V, alors qu'elle était à 250 rd/s.

- Pour  $10 \leq t \leq 15$  s, la SEIG débite sur une même charge avec une diminution de vitesse jusqu'à 150 rd/s à  $t=10$ s. Ce changement de vitesse entraîne une diminution de l'amplitude de la tension de **250 V** à **225 V** et fait décroître l'énergie réactive du système (SEIG + charge) pendant une 1s.

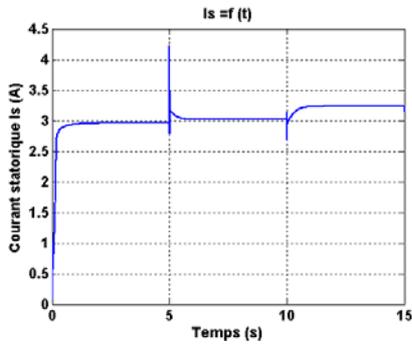


Fig.3.6. a) allure de l'enveloppe du courant statorique

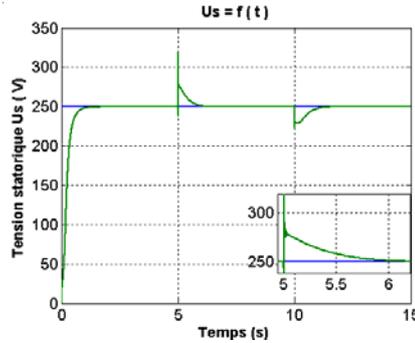


Fig.3.6. b) allure de l'enveloppe de la tension statorique

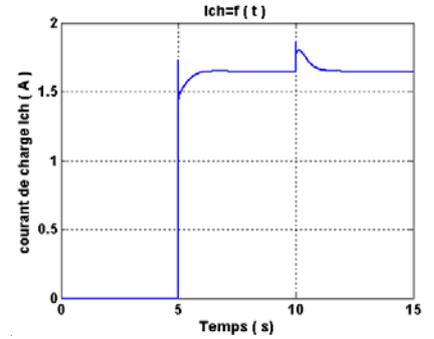


Fig.3.6. c) allure de l'enveloppe du courant de charge

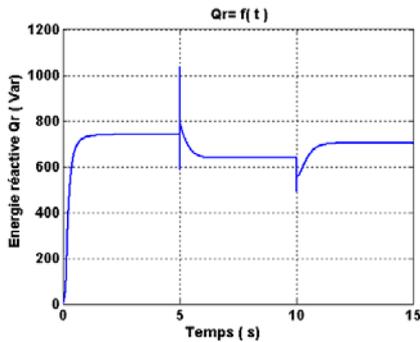


Fig.3.6. d) allure de la puissance réactive statorique

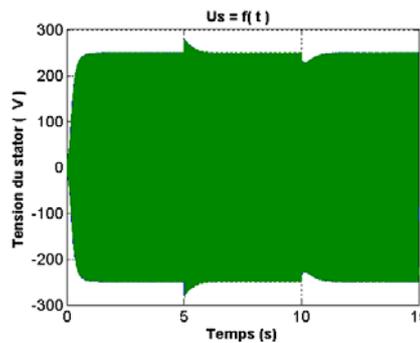


Fig.3.6. e) allure de la tension statorique

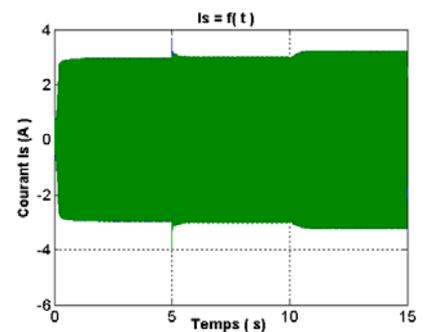


Fig.3.6. f) allure du courant statorique

Dans la seconde partie, on va simuler le comportement de la génératrice dans les mêmes conditions de variation de la vitesse avec un accroissement important de la charge inductive. Les résultats de simulation sont illustrés dans les figures 3.7 (a), (b) et (c) et duquel on fait varier  $P_{ch}$  (la puissance active de la charge) et on fixe la valeur de  $Q_{ch}$  ( $Q_{ch} = 300 \text{Var}$ ). On enregistre les constatations suivantes :

- Pour  $400 \leq P_{ch} \leq 1180 \text{W}$ , une diminution de la tension et de la puissance réactive de la génératrice asynchrone à l'instant  $t=5$ s de l'introduction de la charge, d'où le régulateur réussit d'injecter un courant réactif dans le système pour rejeter la perturbation imposée par l'augmentation de la charge en permettant ainsi à l'amplitude de la tension ( $V_s$ ) de suivre sa référence sans dépassement.

- Pour  $1180 \leq P_{ch} \leq 1500W$  la génératrice s'emballé, parce que l'énergie produite est insuffisante pour couvrir toute la puissance active  $P_{ch}$  demandée par la charge. Donc, le mode de fonctionnement de la *SEIG* est instable sur la figure 3.7e.

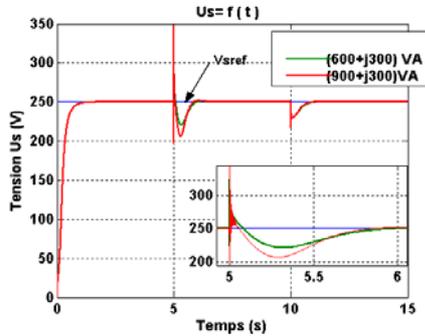


Fig.3.7. a) allure de l'enveloppe de la tension statorique pour des charges variantes

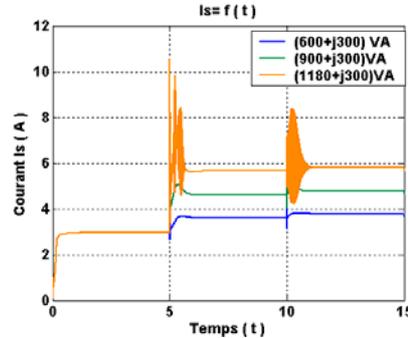


Fig.3.7. b) allure de l'enveloppe du courant statorique pour des charges variantes

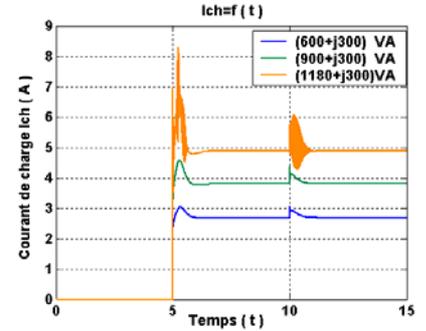


Fig.3.7. c) allure de l'enveloppe du courant de charge pour des charges variantes

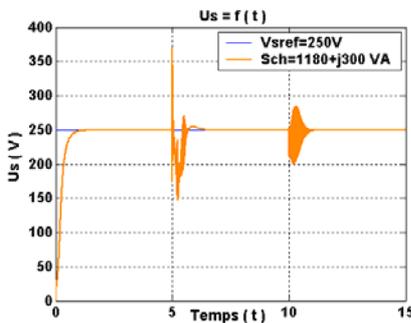


Fig.3.7. d) allure de l'enveloppe de la tension statorique à la limite d'amorçage

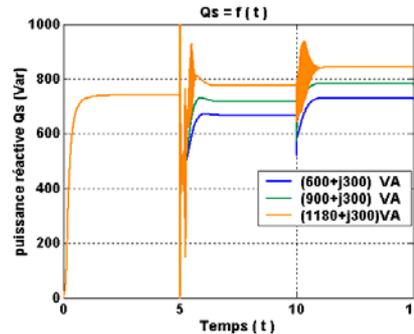


Fig.3.7. e) allure de la puissance réactive pour des charges variantes

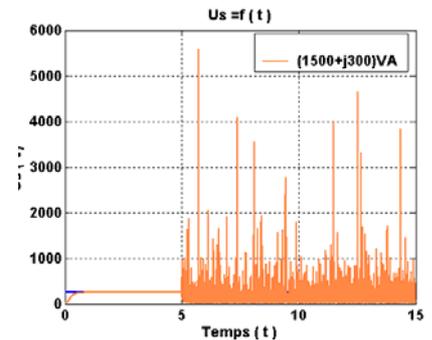


Fig.3.7. f) allure de l'enveloppe de la tension statorique pour une charge critique

Les résultats de simulation illustrés dans la figure 3.8 (a), (b), d'une génératrice débitant sur une charge purement inductive avec  $P_{ch}$  ( $P_{ch}=7W$ ) constante et  $Q_{ch}$  variable, on constate donc que :

- Pour  $Q_{ch} < 650Var$ , Le système de régulation de la tension a prouvé son efficacité en utilisant le compensateur (*SVC*) avec un régulateur *PI* en *BF*, envers les conditions de la charge inductive variable. En effet, la *SEIG* fonctionne à une tension constante à vide et en charge. Cela est dû à la rapidité de cette méthode de régulation, à compenser les chutes de tension et à permettre la circulation d'un courant équilibré dans le système (*SEIG* + charge).

- Pour  $Q_{ch} \geq 650\text{VAR}$  la génératrice se désamorce. Parce que la totalité d'énergie réactive que dispose le compensateur (SVC) est absorbée par la charge et puis elle contribue à la dé-excitation de la SEIG.

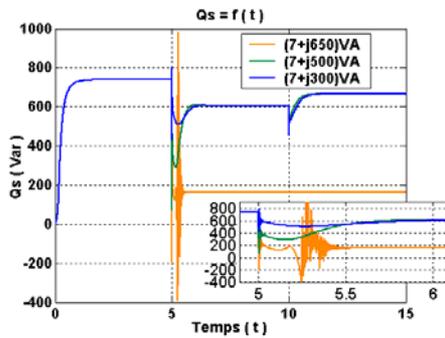


Fig.3.8. a) allure de puissance statorique pour des charges purement inductives

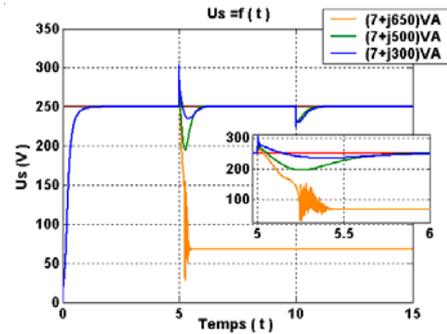


Fig.3.8. b) allure de l'enveloppe de la tension statorique pour des charges purement inductives

### 3-5 Intégration de l'aéroturbine

#### 3.5.1 Système isolé (Aéroturbine + SEIG + Système de commande + Charge)

La simulation est réalisée avec une génératrice auto-excitée directement connectée à un aéroturbine à régulation stall (à calage fixe), c'est à dire qu'on a fait fonctionner l'aérogénérateur à vitesse fixe afin de maintenir un niveau de magnétisation, qui soit quasiment constant dans la machine donc une tension constante. Ce système est destiné à alimenter un consommateur isolé. Cela suppose que la charge n'est pas forcément équilibrée et qu'elle est variable dans le temps, et on adoptera la même stratégie de commande scalaire de tension de la SEIG.

Les résultats de simulation illustrés dans les figures 3.9(a),(b) et (c), décrivent le comportement de l'aérogénérateur envers le changement de la charge. On a considéré une plage de variation de charge qui va de  $200+j150\text{ VA}$  ( $t=5\text{s}$ ) jusqu'à  $450+j150\text{ VA}$  à  $t=10\text{s}$  et après on augmente une autre fois la consigne jusqu'à  $850+j150\text{ VA}$  à  $t=13\text{s}$ , avec une vitesse entraînement constante de  $156.6\text{rd/s}$  correspondant à une vitesse du vent  $V = 16\text{ m/s}$ . Nous constatons en observant la figure 3.9a plus la charge est importante plus la chute de tension aux bornes du stator est importante. Malgré cela, la commande réussit à réguler la tension et à rejeter la perturbation qui due au changement de la charge inductive. Donc Le système de régulation de la tension est adaptif à la condition de la charge variable.

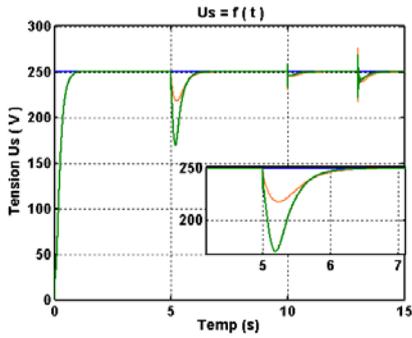


Fig.3.9. a) allure de l'enveloppe de la tension statorique pour des charges variantes

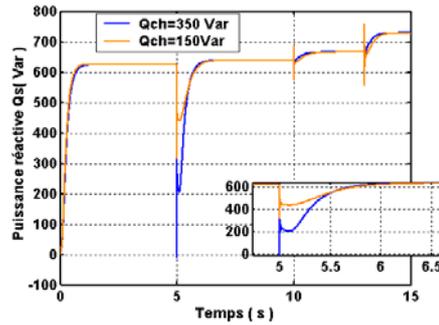


Fig.3.7. b) allure de la puissance réactive pour des charges variantes

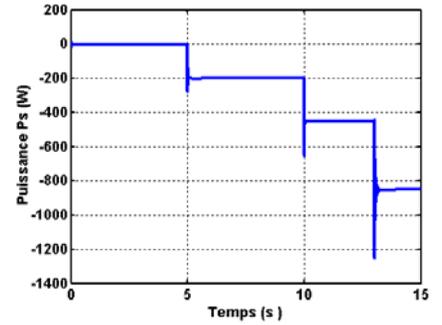


Fig.3.7. c) allure de la puissance active

### 3-5-2 Système connecté au réseau (Aéroturbine + SEIG + Réseau)

La simulation est réalisée sans les convertisseurs et avec la machine directement connectée au réseau électrique, une fois que la vitesse de synchronisme est atteinte. De ce fait le système produira de l'énergie, sinon notre générateur consommera du courant, et ferait un très gros ventilateur [11] ! Les résultats de simulation sont illustrés dans les figures 3.10, dont les constats :

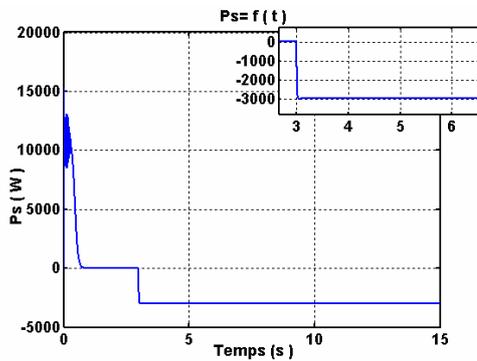


Fig.3.10. a) allure de la puissance active générée par le système éolien injectée au réseau

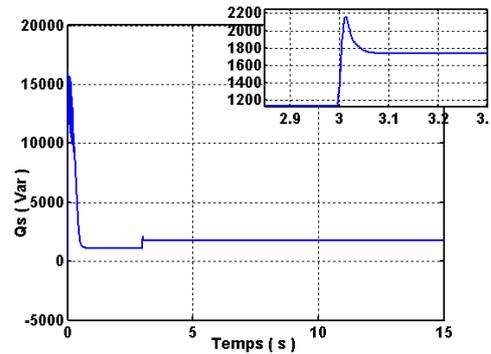


Fig.3.10. b) allure de la puissance réactive absorbée par le système éolien

On constate que à  $t = 3s$  on augmente la consigne de la vitesse jusqu'à 167.4 rd/s correspondant à une vitesse du vent  $V = 17$  m/s. afin que la génératrice puisse débiter de la puissance active dans le réseau sur lequel elle est branchée. Par contre, elle consomme de la puissance réactive, ceci entraîne une diminution du rendement énergétique du système. Qui nécessite le contrôle de la puissance réactive.

### 3-6 Conclusion

La phase de modélisation représente la partie la plus importante dans la première partie de ce chapitre. Le modèle de simulation de l'aérogénérateur est modulaire. Le module « Interaction Vent – Turbine » décrit la vitesse du vent incident sur les pales de l'aéroturbine et la transformation de l'énergie cinétique contenue dans ce vent, en énergie mécanique par ces mêmes pales. Vu que la plupart des aérogénérateurs sont équipés d'un générateur asynchrone à cage d'écureuil, Ce type de générateur consomme de la puissance réactive. Comme nous avons vu dans la deuxième partie de ce chapitre que le contrôle scalaire de la tension aux bornes du stator de la *SEIG* a prouvé son efficacité en utilisant le compensateur (*SVC*) avec un régulateur *PI* en *BF*, envers les conditions variables de la charge et de la vitesse. En effet, la *SEIG* continue à fonctionner à une tension constante régulée.

En dernier lieu, la simulation est faite sur un modèle de la *SEIG* entraînée à vitesse constante par l'intermédiaire du modèle de la turbine, ce système est destiné à alimenter un consommateur isolé auquel nous avons appliqué un simple contrôle scalaire de la tension du stator afin de maintenir un niveau de magnétisation constante dans la machine et de rejeter les perturbations causées par une charge autonome variable. Ensuite ; cette machine est connectée directement au réseau électrique, la vitesse de rotation doit rester pratiquement constante sinon elle consomme de la puissance réactive du réseau.

Mais la commande scalaire qu'on vient d'étudier peut être considérée valable dans des applications de charges autonomes à performances moyennes, particulièrement dans les cas des aérogénérateurs autonomes. En terme d'amélioration de performances pour des aérogénérateurs connectés aux réseaux, il sera plus adéquat d'utiliser la machine asynchrone à rotor bobiné dont le rotor est contrôlé via un convertisseur permettant de contrôler le transfert de puissance entre le stator et le réseau par une commande découplée des puissances active et réactive. Ce qui fera l'objet du chapitre suivant.

### 3.7 Bibliographie

[1] M. Tarbouchi, "Commande par Linéarisation Exacte d'une Machine Asynchrone en Régime Dé fluxé", Thèse de Doctorat, Université de Laval septembre 97, France

- [2] I. Etxeberria-Otadui, "Sur les Systèmes de l'Electronique de Puissance Dédies à la Distribution Électrique – Application à la Qualité de l'Energie", Thèse de Doctorat, Université de Grenoble septembre 2003, France
- [3] A. Kuperman and R. Rabinovici, "A Capacitor Emulating Solid-State Voltage Regulator for Autonomous Induction Generators", Technical Report, Ben-Gurion University of the Negev, Beer-Sheva, Israel, 2003
- [4] G. V. Jayaramaiah and B. G. Femandes, "Analysis of Voltage Regulator for a 3 - $\phi$  Self-Excited Induction Generator Using Current Controlled Voltage Source Inverter", IEEE Transactions on Energy Conversion, pp.1404- 1408.
- [5] T. Ahmed and O. Noro, "Minimum Excitation Capacitance Requirements for Wind Turbine Coupled Stand- Alone Self-Excited Induction Generator with Voltage Regulation Based on SVC, IEICEAEEE INTELEC'OS, Oct. 19-23,2003
- [6] H. Camblong "Minimisation de l'Impact des Perturbation d'Origine Eolienne Dans La Génération D'Electricité Par des Aérogénérateurs à Vitesse Variable", Thèse De Docteur Bordeaux, 2003
- [7] C. Nichita, D. Luca, B. Dakyo, E. Ceanga, "Large Band Simulation of the Wind Speed for Real-Time Wind Turbine Simulators", IEEE Transactions on Energy Conversion, 2002, Vol. 17(4), pp. 523- 529.
- [8] Leithead, W. E. "Effective Wind Speed Models for Simple Wind Turbine Simulations", 14th British Wind Energy Association Conference Proceedings, 1992, pp 321-326.
- [9] J. G. Slootweg, and W. L. Kling, "Representing Wind Turbine Electrical Generating Systems in Fundamental Frequency Simulations" IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 18, no. 4, Décembre 2003
- [10] E. J. Sambatra, "Simulation d'une chaîne de conversion d'énergie éolienne à base d'une génératrice synchrone à aimants permanents pour un site isolé", JCGE'03, Saint-Nazaire, 5 et 6 juin 2003
- [11] Comment Transformer un Moteur Asynchrone en Générateur Asynchrone ! [www.windpower.org](http://www.windpower.org),
- [12] F. Poitiers, "Etude et Commande de Génératrices Asynchrones pour l'Utilisation de l'Energie Eolienne", Thèse de doctorat, Université de Nantes, 19 Décembre 2003.
- [13] V. Rogez, "Modélisation Simplifiée de Sources de Production Décentralisée pour des Etudes de Dynamique des Réseaux. Application à l'Intégration d'une Production Eolienne dans un Réseau de Distribution Insulaire", Thèse de Doctorat, Université d'Artois décembre 2004, France

## Chapitre 4

# MODELISATION & COMMANDE D'UNE MACHINE A INDUCTION DOUBLE ALIMENTEE

### 4-1 Introduction

Les éoliennes à base des génératrices asynchrones double alimentée (*DFIG* : *Double Fed Induction Generator*) fonctionnent à vitesse variable. Ce type de fonctionnement permet d'augmenter le rendement énergétique, et d'améliorer la qualité de l'énergie électrique produite, par rapport aux éoliennes à vitesse fixe. C'est l'introduction des convertisseurs de puissance entre le générateur et le réseau qui donne lieu à un découplage entre la fréquence du réseau électrique et la vitesse de rotation de la machine électrique.

En premier lieu, ce chapitre présente la modélisation de la machine asynchrone double alimentée, dans le référentiel ( $d-q$ ) avec une représentation vectorielle en 2D. Une étude des caractéristiques des domaines de fonctionnement de la *DFIG* sera notamment exposée.

Dans un second lieu, on introduit un algorithme robuste de commande découplé des puissances active et réactive de la *DFIG* sous différentes versions. Des résultats de simulations seront aussi exposés.

## **4-2 Modélisation de la machine asynchrone (*DFIM* : *Double Fed Induction Machine*)**

### **4-2-1 Description sommaire de la *DFIM***

La *DFIM* a une double accessibilité au stator et au rotor. Dans son fonctionnement, elle s'apparente au fonctionnement de la machine synchrone avec une vitesse constante du fait de l'imposition des fréquences aux deux armatures et le caractère asynchrone est lié à la différence de vitesse par rapport aux champs statorique et rotorique. Sa magnétisation est donnée par la contribution des deux armatures alimentées par des sources à courant alternatif. Ce fonctionnement peut être éventuellement résumé par le terme de "machine synchrone à excitation alternative".

### **4-2-2 Mode de fonctionnement de la *DFIM***

La *DFIM* est parfaitement contrôlable grâce au convertisseur de puissance bidirectionnelle reliée aux enroulements rotoriques, comme illustré dans la figure 4.1. De ce fait, la *DFIM* peut fonctionner en moteur ou en générateur aux vitesses hypo synchrone et hyper synchrone. On distingue quatre modes de fonctionnement opérationnels de la *DFIM*. Ces modes peuvent être compris à travers la figure 4.2, où  $\mathbf{P}_s$ ,  $\mathbf{P}_r$  et  $\mathbf{P}_m$  étant respectivement la puissance délivrée au réseau (ou fournie par le réseau), la puissance transitant par le rotor et la puissance mécanique [1-7]. Les différents modes de fonctionnement de la *DFIM* sont illustrés dans la figure 4.2, où la convention suivante est adoptée : flèche de  $\mathbf{P}_{s,r}$  dirigée vers l'armature est comptée négativement ou absorption de puissance, et inversement (flèche  $\mathbf{P}_{s,r}$ ) est comptée positivement ou fourniture de puissance.

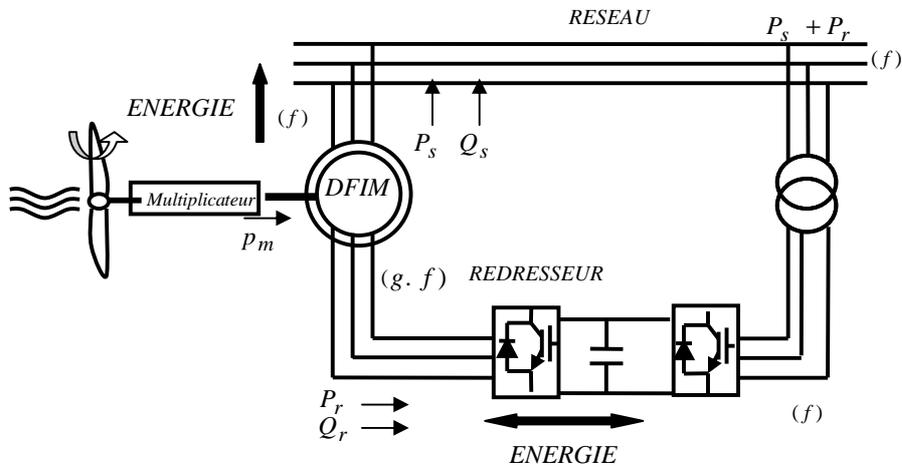


Fig. 4.1 Le contrôle de l'écoulement de puissances statorique à travers le circuit rotorique.

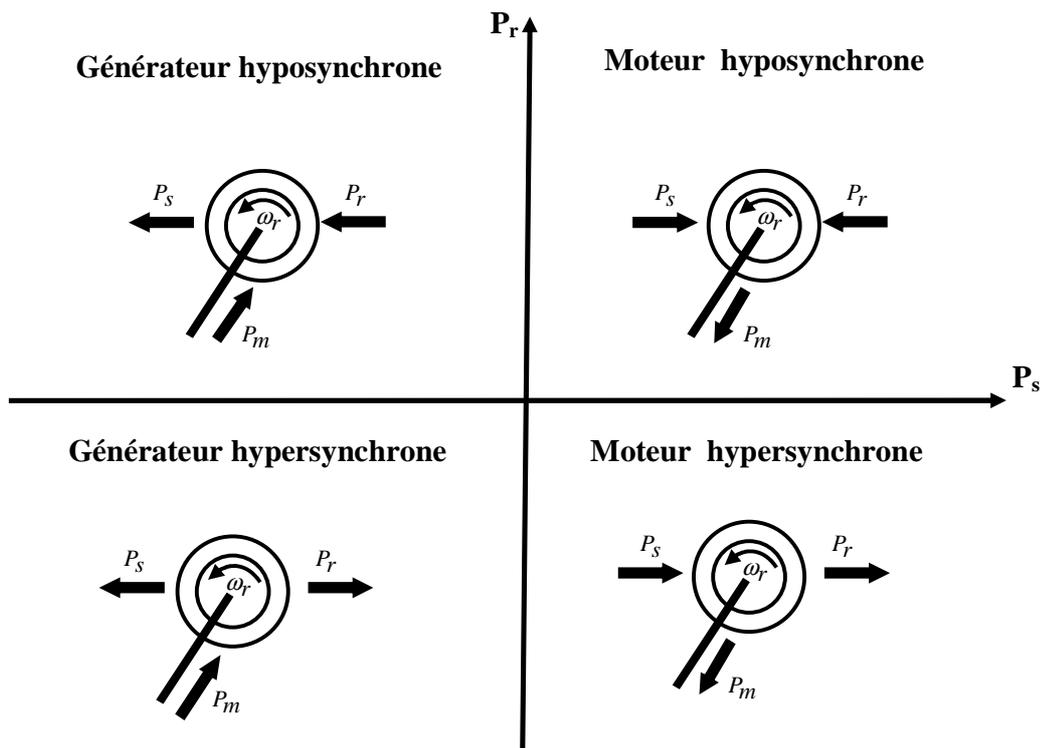


Fig. 4.2 Illustration des différents modes de Fonctionnement de la DFIM

#### 4-2-3 Mise en équation de la DFIG alimentée en tension

En respectant les hypothèses simplificatrices classiques, exposées dans le chapitre 2, le modèle mathématique de la machine asynchrone à double alimentation (*DFIM*) est équivalent au modèle de la machine asynchrone à cage avec l'accessibilité cette fois-ci au rotor et dont les tensions ne sont plus nulles. Le diagramme de la figure 4.3 illustre les positions relatives des référentiels et fait distinguer le fonctionnement en génératrice (Fig. 4.3a) ou en moteur (Fig. 4.3b) de la *DFIM* selon le sens de  $\delta$  par rapport à  $\omega_s$ .  $\delta$  considéré positif pour le fonctionnement moteur et négatif pour le fonctionnement générateur (DFIG) [5]. L'angle  $\delta$ , ou *angle de charge*, est défini comme l'angle entre les deux *sources d'alimentation*, et montre une similarité du fonctionnement de la *DFIM* avec celle de la machine synchrone. Dans la figure 4.6, on y distingue les notations suivantes :

- $\theta_s, \theta_r$  : Positions du référentiel synchrone par rapport au stator et au rotor, respectivement
- $\theta$  : Position absolue du rotor
- $\theta_c$  : Position du vecteur  $\bar{V}_r$  par rapport au rotor

De la figure 5, les expressions suivantes peuvent en être déduites

$$\theta_r = \theta_c + \delta \quad 4-1$$

$$\theta = \theta_s - \theta_r \quad 4-2$$

$$\omega = \frac{d\theta}{dt} = \omega_s - \omega_c - \frac{d\delta}{dt} \quad 4-3$$

où  $\omega_c$  : pulsation d'alimentation rotorique.

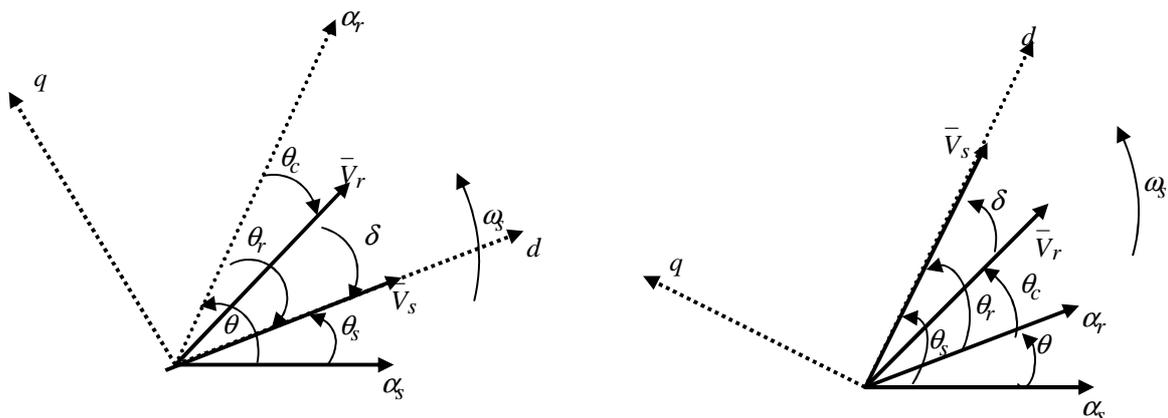


Fig. 4.3 Diagramme vectoriel de la machine à double alimentation  
 a- en régime de générateur (*DFIG*) ( $\delta < 0$ ).  
 b- en régime de moteur (*DFIM*) ( $\delta > 0$ ).

## 4-2-3-1 Modèle électromagnétique de la DFIM

En tenant compte de  $\delta$ , le modèle DFIM donné dans le référentiel synchrone, s'exprime comme suit:

$$\begin{cases} V_s e^{j0} = R_s \bar{i}_s + jL_{cs} \cdot \omega_s \cdot \bar{i}_s + jM_c \omega_s \bar{i}_r + \frac{d}{dt} (L_{cs} \bar{i}_s + M_c \bar{i}_r) \\ V_r e^{j\delta} = R_r \bar{i}_r + jL_{cr} \cdot \omega_s \cdot \bar{i}_r + jM_c g \cdot \omega_s \bar{i}_s + \frac{d}{dt} (L_{cr} \bar{i}_r + M_c \bar{i}_s) \end{cases} \quad 4-4$$

$V_s$  et  $V_r$  sont les valeurs efficaces des tensions statoriques et rotoriques

## 4-2-3-2 Modèle DFIM en régime permanent

En régime permanent, les termes faisant intervenir les dérivées des nombre complexes associés aux courants statoriques et rotoriques disparaissent, donc nous pouvons écrire [1]:

$$\begin{cases} V_s e^{j0} = R_s \bar{i}_s + jL_{cs} \cdot \omega_s \cdot \bar{i}_s + jM_c \omega_s \bar{i}_r \\ V_r e^{j\delta} = R_r \bar{i}_r + jL_{cr} \cdot \omega_s \cdot \bar{i}_r + jM_c g \cdot \omega_s \bar{i}_s \end{cases} \quad 4-5$$

Le glissement est dans ce cas défini par [2]:

$$g = \frac{\omega_c}{\omega_s} \quad 4-6$$

## 4-2-3-3 Calcul des puissances

Les puissances dans les armatures (stator et rotor) de la DFIG sont déterminés comme suit

$$\begin{cases} P_{s,r} = \Re(\bar{V}_s i_s^*) \\ Q_{s,r} = \Im(\bar{V}_s i_s^*) \end{cases} \quad 4-7$$

$$\begin{cases} P_g = -g P_s \\ Q_g = -g Q_s \end{cases} \quad 4-8$$

Où,  $P_{s,r}, Q_{s,r}$  : Puissances active et réactive du stator et du rotor, respectivement.

$P_g, Q_g$  : Puissances active et réactive dites de glissement, respectivement.

En annexe C, un complément d'information concernant les expressions des puissances de glissement sera donné.

À partir de 4-7 et 4-8, on peut déduire les expressions des facteurs de puissances (simples et globale) comme suit :

$$\text{Simple statorique,} \quad \cos(\varphi_s) = \frac{P_s}{S_s} \quad 4-9$$

$$\text{Simple rotorique,} \quad \cos(\varphi_r) = \frac{P_g}{S_g} \quad 4-10$$

$$\text{Global,} \quad \cos(\varphi) = \frac{(P_s + P_r)}{\sqrt{(P_s + Q_s)^2 + (P_r + Q_r)^2}} \quad 4-11$$

#### **4-2-4 Caractéristiques théoriques de fonctionnement de la DFIG**

Ces caractéristiques théoriques du fonctionnement de la *DFIG* sont obtenues par simulation numérique de son modèle lorsqu'elle est alimentée simultanément au stator et au rotor avec des tensions décalées par l'angle de charge. Cette simulation, réalisée sous MATLAB 6.5, consiste à résoudre le système d'équations (4-5) donné par le modèle de la *DFIG* en régime permanent. Dès lors, les expressions des puissances statoriques et rotoriques sont déduites des équations, 4-7, 4-8.

En mode générateur, c'est la machine à double alimentation qui représente la charge. Dans ce qui suit, nous nous sommes intéressés à étudier l'influence des paramètres imposés par le déplacements du point de fonctionnement de la machine réalisant un facteur de puissance unitaire au stator. Ces paramètres en question sont: le glissement  $g$ , la valeur efficace des tensions rotoriques et le déphasage des tensions  $\delta$ .

##### **4-2-4-1 Caractéristiques des facteurs de puissance en fonction de l'angle de charge $\delta$**

###### **a) Effet de la variation de $g$ sur les facteurs de puissance statorique et rotorique**

Les résultats de simulation illustrés dans la figure 4.4 montrent qu'en faisant varier l'angle de charge  $\delta$  avec  $V_r$  constante ( $V_r = 15V$ ) et  $g$  paramétré en augmentation, et dans la mesure où  $g$  est imposé à la machine, alors le facteur de puissance globale de la *DFIG* diminue au même titre que le facteur de puissance statorique représentant la puissance prépondérante. On remarque que le facteur de puissance rotorique est de signe contraire jouant le rôle d'un récepteur.

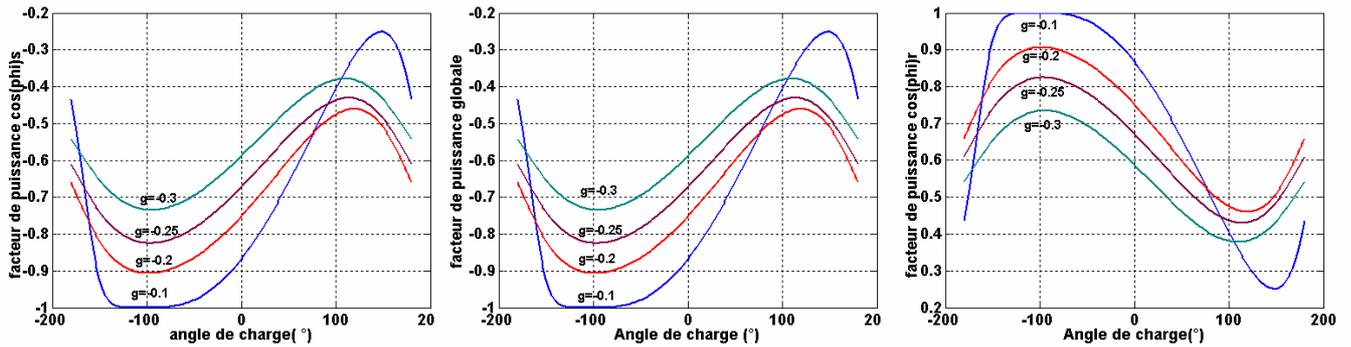


Fig. 4.4 Variation des facteurs de puissances en fonction de l'angle de charge ( $\delta$ ), avec  $V_r=15V$  et  $g$  variable.

*b) Effet de la variation de  $V_r$  sur ces facteurs de puissance*

À partir des résultats de simulation illustrés dans la figure 4.5, on constate que le choix de  $g=0.1$  et  $V_r = 15V$  offre à la machine la possibilité de fonctionner avec un facteur de puissance unitaire côté stator dans une large plage de variation de l'angle de charge ( $\delta \in [-125^\circ - 80^\circ]$ )

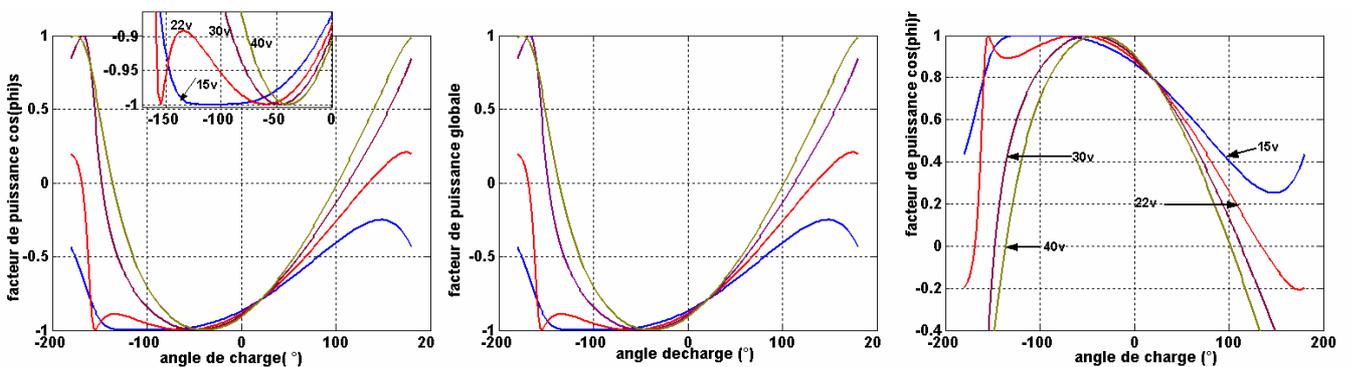
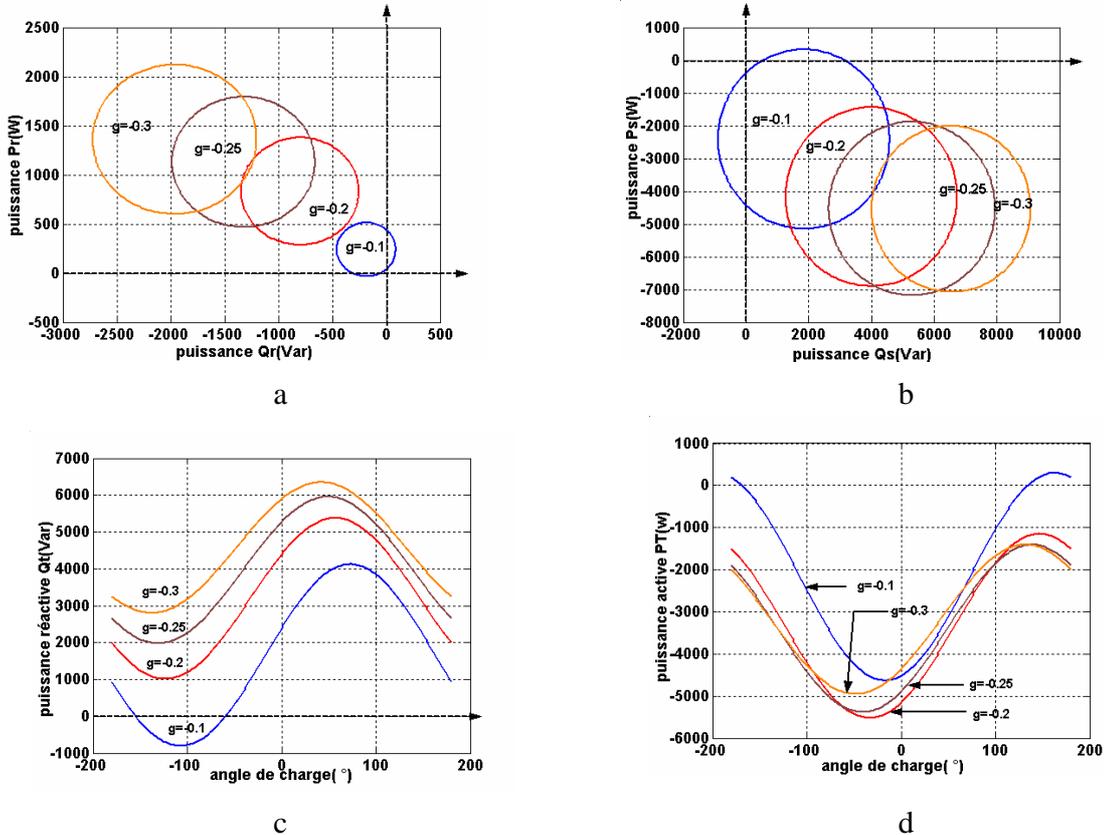


Fig. 4.5 Variation des facteurs de puissances en fonction de l'angle de charge ( $\delta$ ), avec  $g=0.1$  et  $V_r$  variable.

4-2-4-2 Caractéristiques des puissances en fonction de l'angle de charge  $\delta$ c) Effet de la variation de  $g$  sur les puissances active et réactive de la DFIGFig. 4.6 Variation des puissances en fonction de l'angle de charge ( $\delta$ ), avec  $g$  variable et  $V_r = 2V$ .

- Diagramme de puissance rotorique
- Diagramme de puissance statorique
- Caractéristique de la puissance active de la DFIG  $P_T$ - angle de charge
- Caractéristique de la puissance réactive de la DFIG  $Q_T$ - angle de charge

Les résultats illustrés dans la figure 4.6 montrent que l'augmentation de la valeur du glissement  $g$  entraîne une augmentation de la puissance de glissement ( $P_g > 0$ ), pour une tension  $V_r$  constante. Cette puissance  $P_g$  est définie comme étant une puissance transmise par le stator est réabsorbée par le rotor. Donc, on peut constater que le mode fonctionnement de la DFIG pour ( $P_g > 0$ ) et  $g < -0.1$  est entièrement convergé vers le fonctionnement en mode hypo synchrone. Donc on peut conclure que le choix adopté antérieurement ( $g = -0.1$  et  $V_r = 22V$ ) est intéressant pour un fonctionnement dans les trois quadrants : moteur hypo synchrone, générateur en hyper synchrone ou hypo synchrone.

d) Effet de la variation de  $V_r$  sur les puissances active et réactive de la DFIG

Sur les figures 4.7-a, b, nous avons présenté les variations des puissances actives et réactives statorique et rotorique de la DFIG en fonction de l'angle de charge  $\delta$  pour quatre tension injectées au rotor 15V, 22V, 30V et 40V avec un glissement constant  $g=-0.1$ . Les figures 4.10-c,d présentent les digrammes circulaires des puissances paramétrés par  $\delta$  pour les mêmes tensions rotoriques et le même glissement donnés précédemment.

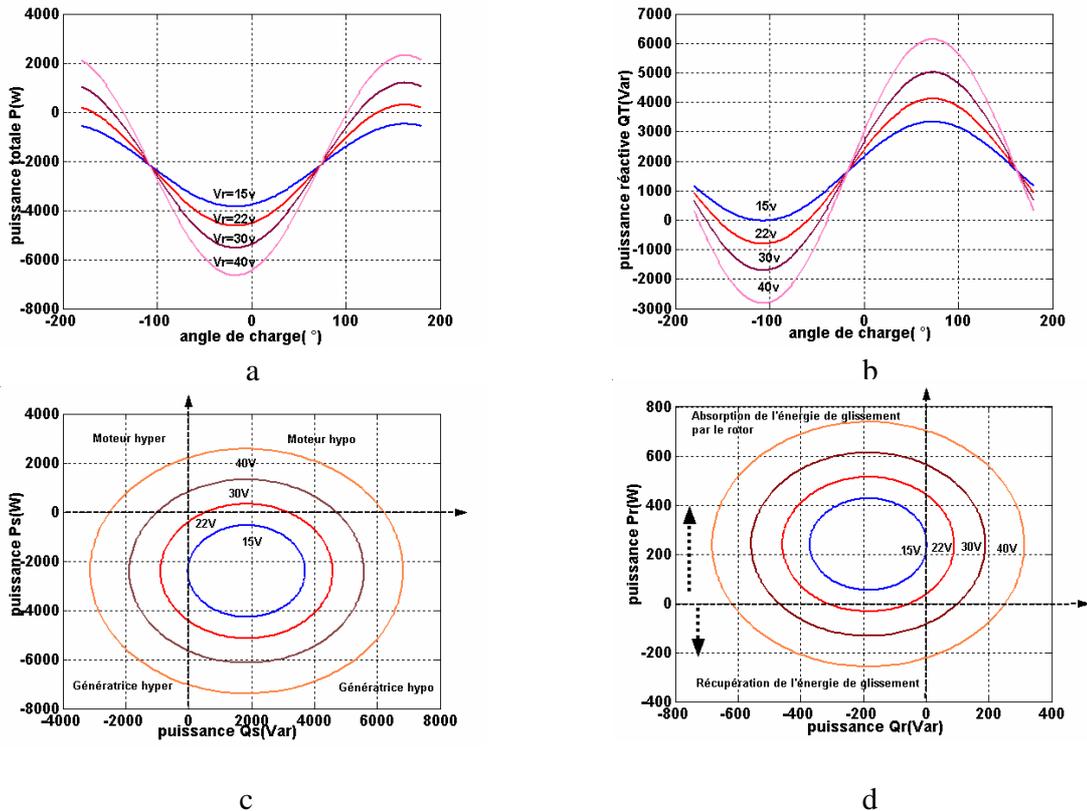


Fig. 4.7 Variation des puissances en fonction de l'angle de charge ( $\delta$ ), avec  $V_r$  variable et  $g=-0.1$ .

- Caractéristique de la puissance active de la DFIG  $P_T$ - angle de charge
- Caractéristique de la puissance réactive de la DFIG  $Q_T$ - angle de charge
- Diagramme de puissance statorique
- Diagramme de puissance rotorique

Nous pouvons constaté que l'augmentation du niveau de tension rotorique va dans le sens non seulement de l'amélioration de l'énergie active mais aussi de l'énergie réactive renvoyées sur le réseau par les enroulements statoriques de la DFIG dans une zone de variation de l'angle de charge ( $\delta \in [-105^\circ -40^\circ]$ ). Ceci est avantageux par rapport aux résultats donnés antérieurement avec  $g$  variable, autrement dit, on a tendance à contrôler les transferts de puissances active et réactive

statoriques envoyées sur le réseau, en agissant sur l'amplitude de la tension du rotor. En outre, le choix convenable de ces tensions injectées au rotor 22V, 30V et 40V, offre la possibilité à la machine de fonctionner dans les quatre quadrants: générateur ou moteur, en hyper synchrone ou hypo synchrone.

#### 4-2-4-2 Caractéristiques de la DFIG en fonction de glissement.

Les figures 4.8-a et 4.8-b présentent respectivement les facteurs de puissances rotorique et global en fonction du glissement. Les figures de 4.9-a, à 4.9-d montrent les différentes puissances actives et réactives des deux armatures en fonction du glissement. Les figures 4.10-a et 4.10-b exposent respectivement le diagramme du cercle des puissances et la puissance statorique en fonction de la vitesse. Toutes les courbes données dans cette section sont paramétrées avec les différentes valeurs de l'angle de charge  $\delta$  ( $-60^\circ$ ,  $-90^\circ$ ,  $-120^\circ$ ,  $-135^\circ$ ,  $-180^\circ$ ), la tension injectée au rotor étant  $V_r = 22V$ .

Sur les figures 4.8-4.10, on a constaté que l'angle de charge permet de déplacer les caractéristiques des puissances et des facteurs de puissances du mode de fonctionnement de l'hypo à l'hyper synchrone. En effet, l'angle de charge  $\delta < -90^\circ$  correspond à un fonctionnement hypo synchrone et hyper synchrone pour  $\delta > -90^\circ$ . L'angle  $\delta = -90^\circ$  correspond au synchronisme. De ce fait, on peut conclure que le comportement de la DFIG est ici semblable à celui de la machine synchrone. On peut remarquer qu'à vide, la DFIG joue le rôle d'un compensateur d'énergie réactive, ce qui est bien illustré par la variation de l'énergie réactive en fonction du glissement.

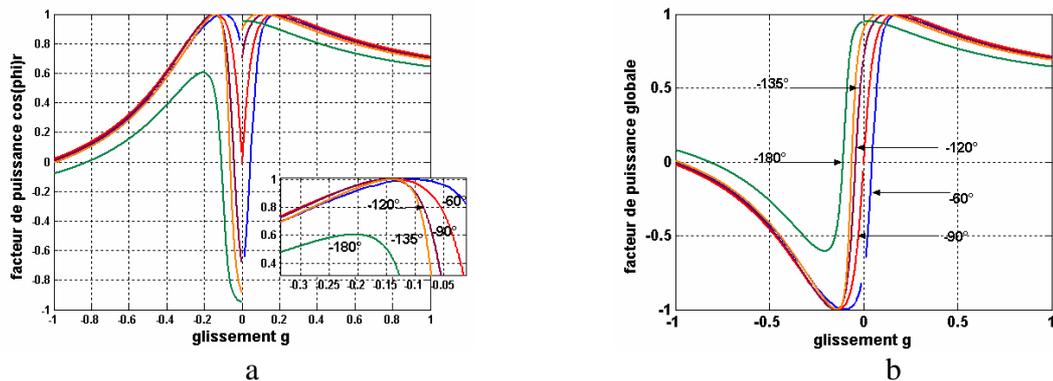


Fig. 4.8 Variation des facteurs de puissances en fonction de (g), avec  $V_r = 22V$  et  $\delta$  variable

(a) Caractéristiques  $\cos(\phi_r)$ -glissement ; (b) Caractéristiques  $\cos(\phi)$ -glissement

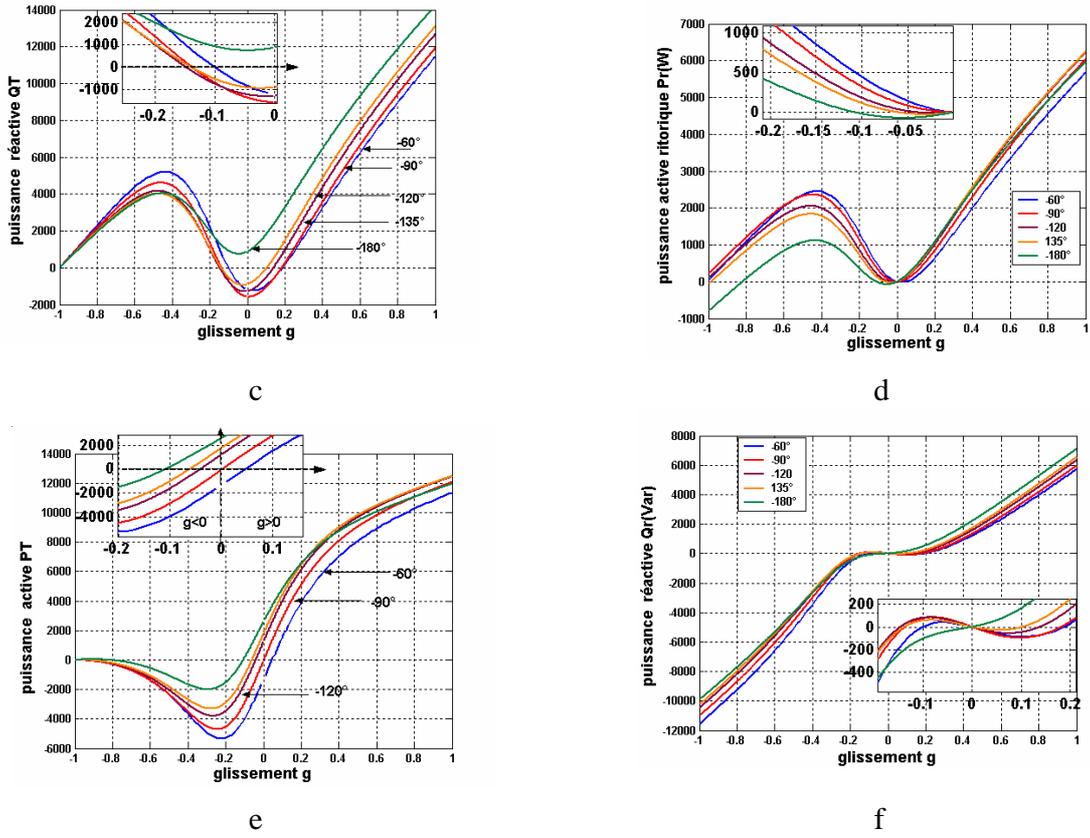


Fig. 4.9 Variation des puissances en fonction de  $(g)$ , avec  $V_r = 22V$  et  $(\delta)$  variable.

- c. Caractéristiques de la puissance réactive de la *DFIG* QT- glissement
- d. Caractéristiques de la puissance active de la *DFIG* PT- glissement
- e. Caractéristiques de la puissance réactive rotorique -glissement
- f. Caractéristiques de la puissance active rotorique - glissement

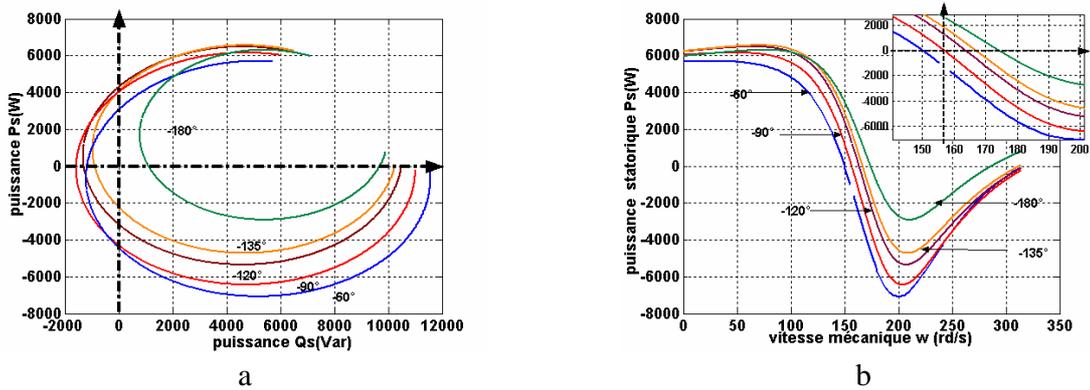


Fig. 4.10 Diagramme des cercles de puissances (a) et Puissance statorique en fonction de la vitesse (b), avec  $V_r = 22V$  et  $\delta$  variable

#### 4-2-5 Discussion des résultats

D'après les résultats de simulation exposés ci-dessus, on peut tirer les constatations suivantes:

- ❖ On constate qu'en fixant la tension du rotor avec accroissement du glissement, le fonctionnement de la *DFIG* domine davantage le mode hypo synchrone.
- ❖ On a tendance à contrôler les transferts de puissances active et réactive statoriques envoyées sur le réseau en agissant sur l'amplitude de la tension du rotor. Ces tensions imposées au circuit rotorique doivent être réduites (de l'ordre de 10-22%) par rapport aux grandeurs statoriques.
- ❖ On constate qu'en fixant la tension du rotor et en agissant sur l'angle de charge, la vitesse de la *DFIG* peut être réglée en hyper et en hypo synchronisme. En revanche, les valeurs données à l'angle de charge sont pratiquement imposées par la charge indépendamment de la vitesse et de l'amplitude des tensions rotorique comme c'est le cas de la machine synchrone.

Afin de garantir un fonctionnement optimal de la *DFIG* avec un facteur de puissance unitaire. Dans les deux modes de fonctionnement hypo et hyper synchrone. On fait, appel à une stratégie de commande qui permet un découplage entre les puissances statoriques active et réactive, cette stratégie de commande fera l'objet de partie suivante de ce chapitre.

### 4-3 Commandes vectorielle de la DFIG

La technique du contrôle vectoriel repose sur une loi de commande conduisant à une caractéristique de réglage similaire à celle d'une machine à courant continu à excitation séparée. Pour le cas du contrôle vectoriel de la *DFIG*, il sera question de maîtriser les échanges d'énergie et notamment les transferts de puissances active et réactive envoyées sur le réseau. Pour le cas de ce travail, le référentiel (d, q) est callé sur le flux statorique. La commande concerne, bien entendu, les puissances renvoyées sur le réseau, donc du côté du stator (convention générateur) et par conséquent le rotor sera considéré comme un organe de commande (convention récepteur).

#### 4-3-1 Principe de la commande à flux orienté

Dans ce travail, il sera exposé le développement de la commande vectorielle à flux statorique orienté de la *DFIG*. Ainsi, comme il est montré dans la figure 4.11, le flux sera callé sur l'axe *d* et

la tension du stator sur l'axe  $q$ , cette dernière contrainte est favorable pour disposer d'un modèle de commande simplifié.

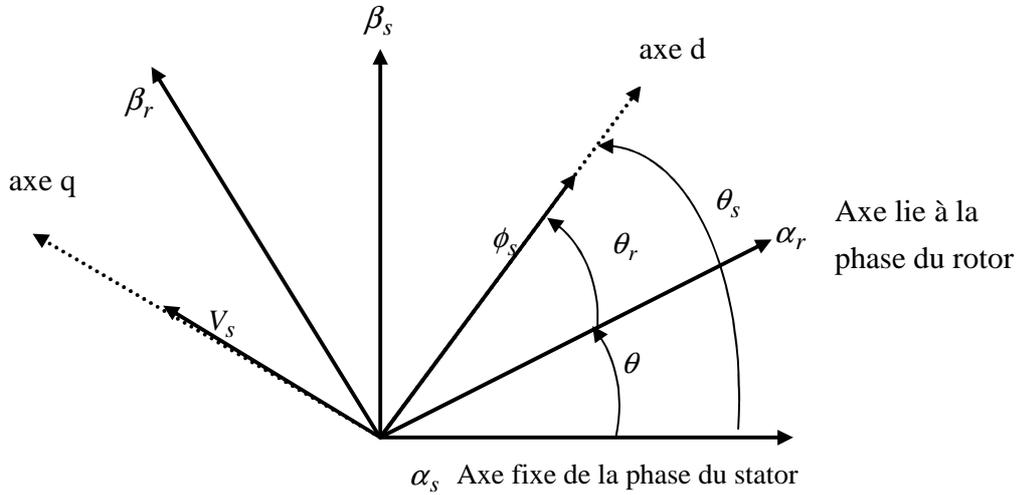


Fig. 4.11 Orientation de l'axe d sur le flux statorique.

#### 4-3-2 Modèle de la DFIG avec orientation du flux statorique

Le modèle biphasé équivalent de la DFIM exprimé dans le référentiel (d,q) est donné par le système d'équations différentielles suivant:

$$\begin{cases} V_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d\phi_{sd}}{dt} - \omega_s \phi_{sq} \\ V_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d\phi_{sq}}{dt} + \omega_s \phi_{sd} \\ V_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d\phi_{rd}}{dt} - (\omega_s - \omega) \phi_{rq} \\ V_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d\phi_{rq}}{dt} + (\omega_s - \omega) \phi_{rd} \end{cases} \quad 4-12$$

Avec:

$$\begin{cases} \phi_{sd} = L_{cs} i_{sd} + M_c i_{rd} \\ \phi_{sq} = L_{cs} i_{sq} + M_c i_{rq} \\ \phi_{rd} = L_{cr} i_{rd} + M_c i_{sd} \\ \phi_{rq} = L_{cr} i_{rq} + M_c i_{sq} \end{cases} \quad 4-13$$

Et le couple électromagnétique est:

$$C_{em} = p \frac{M_c}{L_{cs}} (\phi_{sd} i_{rq} - \phi_{sq} i_{rd}) \quad 4-14$$

Les puissances active et réactive du coté statorique sont données par les expressions suivantes:

$$\begin{cases} P = \Re(\overline{V}_s i_s^*) = V_{sd} i_{sd} + V_{sq} i_{sq} \\ Q = \Im(\overline{V}_s i_s^*) = V_{sq} i_{sd} - V_{sd} i_{sq} \end{cases} \quad 4-15$$

La contrainte d'orientation du flux statorique permet d'écrire  $\phi_{qs} = 0$  et  $\phi_{ds} = \phi_s$  (avec l'hypothèse d'un flux statorique constant). Ainsi l'expression (4-14) du couple se réduit 4-16

$$C_{em} = p \frac{M_c}{L_{cs}} (\phi_s i_{rq}) \quad 4-16$$

À partir de (4-13), on obtient les expressions suivantes

$$\begin{cases} i_{ds} = -\frac{M_c}{L_{cs}} i_{dr} + \frac{\phi_s}{L_{cs}} \\ i_{qs} = -\frac{M}{L_{cs}} i_{qr} \end{cases} \quad 4-17$$

Si l'on néglige la résistance du stator, ce qui est une hypothèse valable pour les machines de moyennes et grandes puissances utilisées dans l'énergie éolienne [11]. En tenant compte de l'orientation du flux et de la tension du stator (valeur constante, imposé par le réseau) selon la figure 4.11, on peut récrire d'après les deux premières équations du système (4-12) ce qui suit:

$$\begin{cases} V_{ds} = \frac{d\phi_s}{dt} = 0 \\ V_{qs} = \omega_s \phi_s = V_s \end{cases} \quad 4-18$$

$$\phi_s = \frac{V_s}{\omega_s} \quad 4-19$$

En injectant (4.19) dans (4.13), on aura

$$\begin{cases} \phi_{dr} = L_{cr} \sigma i_{dr} + \frac{M_c V_s}{L_{cs} \omega_s} \\ \phi_{qr} = L_{cr} \sigma i_{qr} \end{cases} \quad 4-20$$

En remplaçant les expressions (4-18) et (4-19) dans (4-15), on obtient

$$\begin{cases} P_s = -V_s \frac{M_c}{L_{cs}} i_{qr} \\ Q_s = -V_s \frac{M_c}{L_{cs}} i_{dr} + V_s \frac{\phi_s}{L_{cs}} = -V_s \frac{M_c}{L_{cs}} i_{dr} + \frac{V_s^2}{L_{cs} \omega_s} \end{cases} \quad 4-21$$

Il ressort de l'expression (4.21) que le contrôle des puissances active et réactive au stator est découplé. La puissance active au stator produite par la machine est contrôlée par la composante  $i_{qr}$ .

Si la tension et la fréquence sont imposés par le réseau, la puissance réactive peut être contrôlée par la composante  $i_{dr}$  et éventuellement contrôlée à zéro pour obtenir un facteur de puissance unitaire au stator.

En remplaçant (4.17) dans les expressions des tensions rotoriques dans le système d'équations (4-12) on a:

$$\begin{cases} V_{dr} = R_r i_{dr} + L_{cr} \sigma \frac{di_{dr}}{dt} - g \omega_s L_{cr} \sigma i_{qr} \\ V_{qr} = R_r i_{qr} + L_{cr} \sigma \frac{di_{qr}}{dt} - g \omega_s L_{cr} \sigma i_{dr} + g \frac{M_c V_s}{L_{cs}} \end{cases} \quad 4-22$$

D'après (4-22), la commande vectorielle de la *DFIG* revient alors à contrôler les deux puissances  $P_s$  et  $Q_s$  par les composantes  $V_{dr}$  et  $V_{dq}$ . A Partir des équations 4-21 et 4-22, on peut établir le schéma bloc de la *DFIG*.

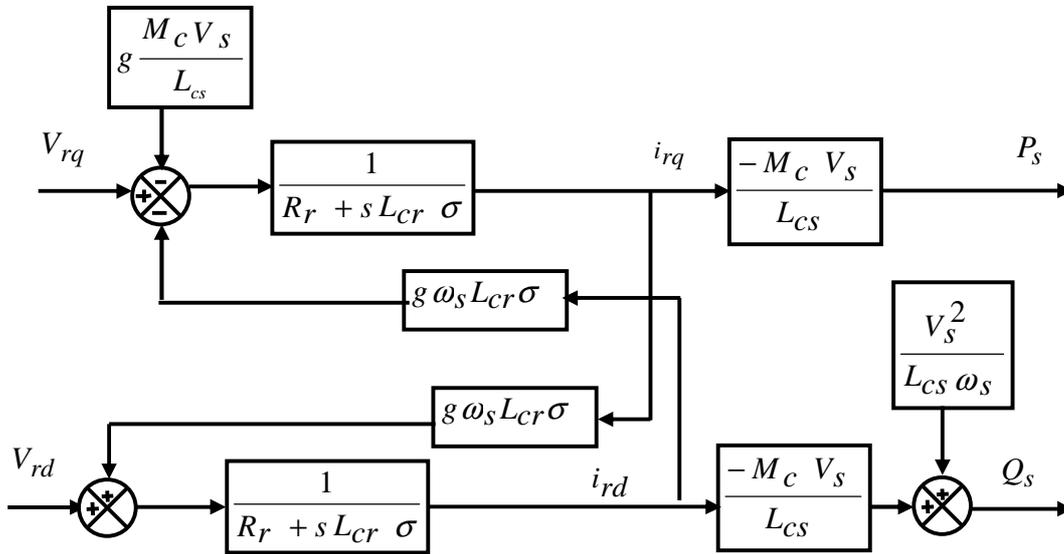


Fig. 4.12. Schéma bloc de la *DFIG* sous les contraintes du flux et de la tension orientés

Si l'on observe le schéma de la Figure 4.12, on s'aperçoit que les courants rotoriques sont liés aux puissances actives et réactives par le terme  $\frac{M_c V_s}{L_{cs}}$ . Le modèle (4-22) est non linéaire à cause des termes de couplages  $g\omega_s L_{cr}\sigma i_{qr}$  et  $g\omega_s L_{cr}\sigma i_{dr}$ . Les termes de couplage considérés sont souvent considérés comme des perturbations à compenser pour obtenir une commande découplée, i.e. en éliminant les interactions entre la commande des puissances directe et en quadrature.

Pour réaliser la commande bouclée, des régulateurs classiques de type *PI* sont utilisés. Ce type de régulateur assure une erreur statique nulle grâce à l'action intégrale tandis que la rapidité de la réponse est établie par l'action proportionnelle [4]. Une structure par boucles imbriquées sera

utilisée pour pouvoir contrôler séparément les puissances  $Q_s$  et  $P_s$ . A cet effet, deux modes de contrôle différentes sont proposées:

### 4-3-3 Commande directe

Dans le contrôle vectoriel direct, l'idée sur la régulation consiste à contrôler indépendamment et directement les puissances  $P_s$  et  $Q_s$  de la *DFIG*, dans lequel on négligera les termes de couplages. Le schéma de la figure 4.13 présente le principe de la commande dite directe.

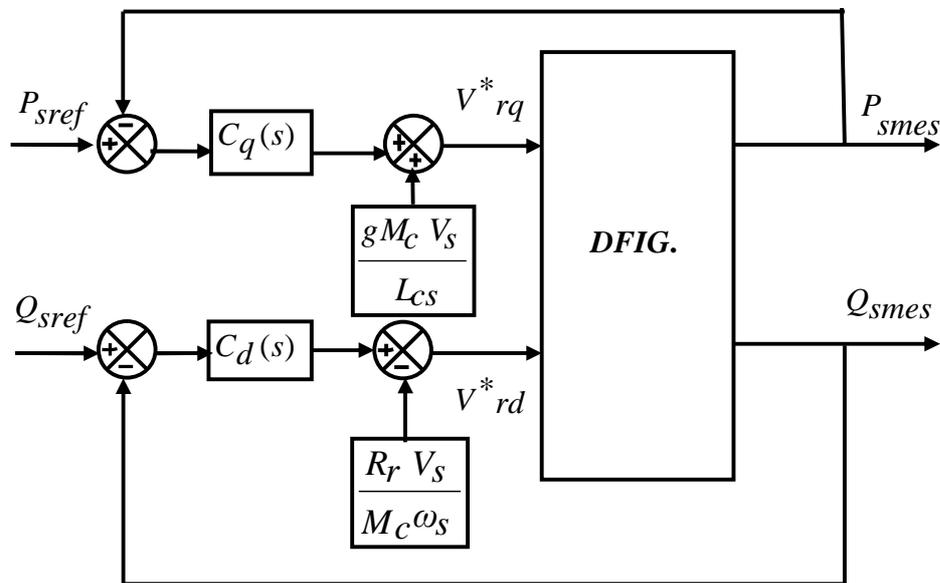


Fig. 4.13 Schéma de principe de la commande directe

Afin de linéariser le modèle de la machine et de pouvoir le contrôler correctement, un découplage par addition des termes de compensation  $g \frac{M_c V_s}{L_c s}$  et  $\frac{V_s R_r}{M_c \omega_s}$  est effectué [11], comme présenté sur la figure 4.13. Le contrôle des puissances sera linéairement réalisé via les régulateurs  $C_q(s)$  et  $C_d(s)$  tels que indiqués la figure 4.13 et détaillés sur la figure 4.14. Les expressions des régulateurs sont des *PI*. La synthèse des régulateurs est réalisée par la technique par compensation de pôle(s) de la fonction de transfert en boucle ouverte (*BO*). Les fonctions de transfert en boucle fermée (*BF*) seront du premier ordre. Ci-après, des développements sont donnés.

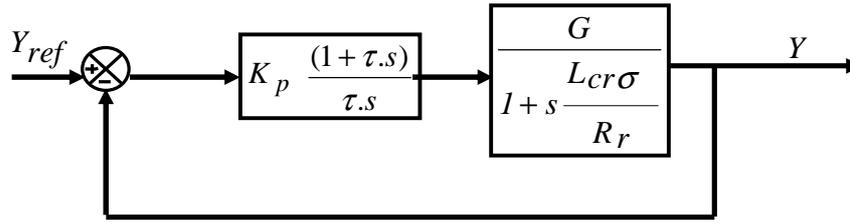


Fig. 4.14. Schéma bloc d'un système régulé par un PI

$$\text{Sans compensation, } FTBO = \frac{K_p (1 + \tau.s)}{\tau.s} \cdot \frac{G}{1 + s \cdot \frac{L_{cr}\sigma}{R_r}} \quad 4-23$$

$$\text{Avec } G = \frac{M_c V_s}{L_{cs} R_r} \text{ et } \tau = \frac{K_p}{K_i}$$

$$\text{Avec compensation, } FTBO = \frac{K_p \cdot G}{\tau.s} \quad 4-24$$

$$FTBF = \frac{1}{1 + s\tau_{BF}} \quad \text{avec, } \tau_{BF} = \frac{\tau}{K_p \cdot G} \quad 4-25$$

Avec  $\tau_{BF}$  est le temps de réponse du système que l'on se fixe à 10ms [11], correspondant à une valeur suffisamment rapide pour l'utilisation faite sur l'éolienne et où les variations du vent sont peu rapides et les constantes de temps mécanique sont importantes.

A partir de (4-25) on peut déterminer ;  $K_p$  et  $K_i$

$$K_p = \frac{1}{\tau_{BF}} \frac{\sigma_{cr} L_{cs}}{M_c V_s}$$

$$K_i = \frac{1}{\tau_{BF}} \frac{R_r L_{cs}}{M_c V_s}$$

Cette même méthode de synthèse de correcteurs sera utilisée par la suite.

La grandeur essentielle à contrôler avec une grande dynamique est la puissance active, car elle permettra à la machine de fonctionner à sa puissance maximale afin d'obtenir un bon rendement de l'ensemble du système. Cependant, il est aussi nécessaire de bien contrôler la puissance réactive de sorte que sa consigne sera maintenue nulle pour réaliser un facteur de puissance unitaire côté stator.

#### 4-3-4 La commande indirecte

Afin d'améliorer la commande précédente, on introduit un algorithme de commande indirecte des puissances active et réactive de la *DFIG* en fonction des courants rotoriques, d'où les termes de couplage  $g \omega_s L_r \sigma i_{qr}$  et  $g \omega_s L_r \sigma i_{dr}$  considérés comme étant des perturbations non négligeables, et seront compensés. La commande, ainsi découplée, est réalisée au moyen de régulateurs *PI*. Il existe deux méthodes de découplage en boucle ouverte et en boucle fermée pour contrôler les puissances statorique. En boucle ouverte, les puissances ne sont pas contrôlées (ou *P-BO*) et elles le deviennent en boucle fermée (ou *i-BF*).

##### 4-3-4-1) La commande indirecte en boucle ouverte

Le schéma de l'ensemble commande bloc découplage machine est illustré sur la figure 4.15. Dans cette méthode, le découplage se fait au niveau des sorties des régulateurs en courants rotoriques sans aucun retour au système, en imposant les tensions de références  $V_{rd}^*$  et  $V_{rq}^*$  qui conviennent. De ce fait, la commande par boucle imbriquée (interne) qui contrôle le courant  $\bar{i}_r$  est alors appliquée à la *DFIG* pour des raisons de sécurité de fonctionnement [4]. En outre, la commande indirecte sans bouclage de puissance (en boucle ouverte) permet de contrôler séparément les courants  $i_{rd}$  et  $i_{rq}$  en boucle fermée et les puissances  $P_s$  et  $Q_s$  en boucle ouverte.

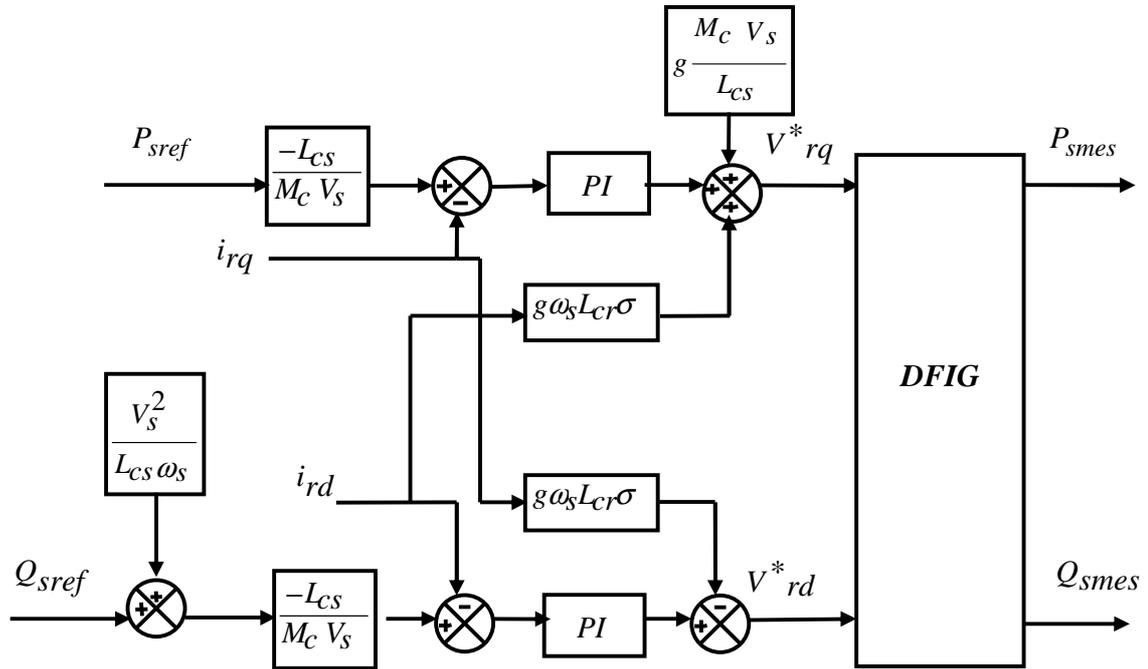


Fig. 4.15 Schéma de la commande indirecte P-BO & i-BF

4-3-4-2) La commande indirecte en boucle fermé

Dans cette méthode, le découplage se fait au niveau des sorties des régulateurs en courant rotorique avec un retour du système. Qui permet le réglage des puissances, on distingue donc, une commande par boucle en cascade de la puissance et du courant rotorique pour chaque axe, puisqu'elle permet de contrôler séparément les courants  $i_{rd}$  et  $i_{rq}$  et les puissances  $Q_s$  et  $P_s$  en boucle fermé(ou P-BF). Le schéma simplifié de l'ensemble commande-bloc découplage-machine [4-12] est illustré sur la figure (4.16).

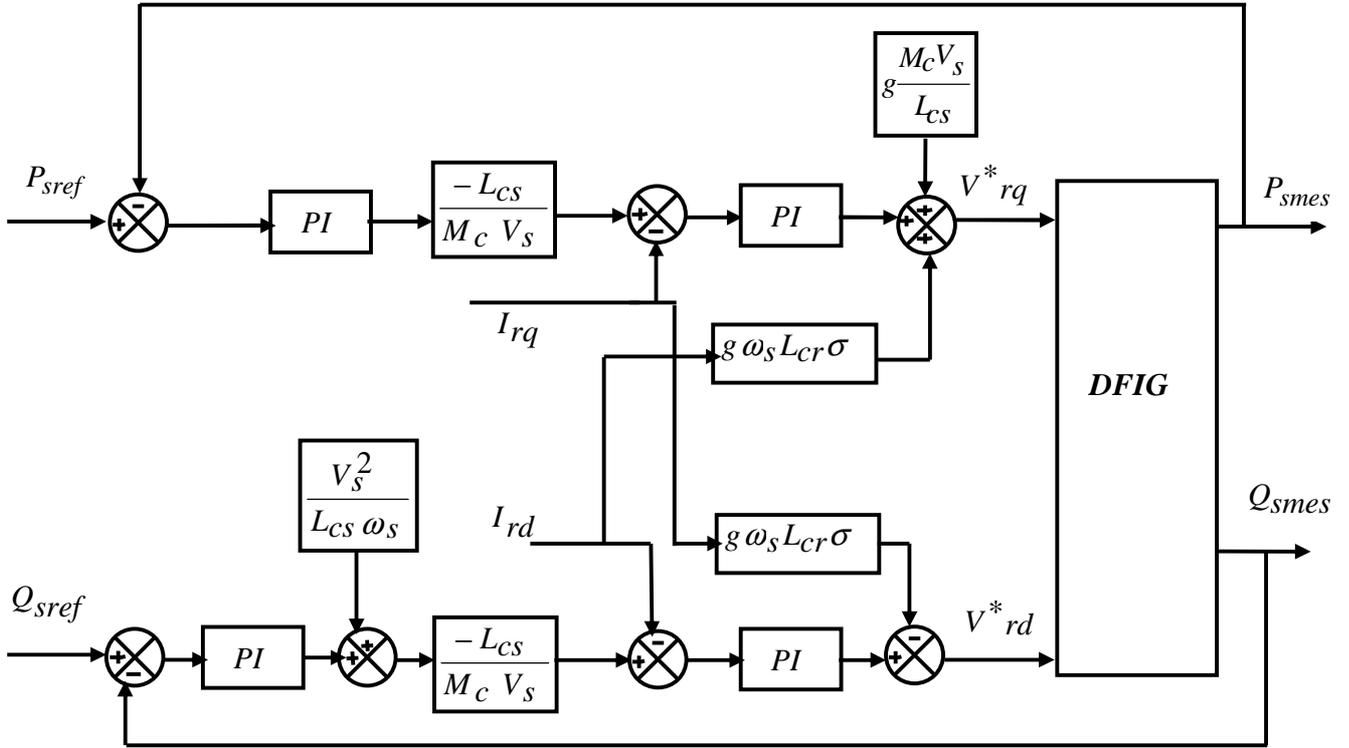


Fig. 4.16 Schéma de la commande indirecte P-BF&i-BF

#### 4-3-5 Résultats de la simulation

La simulation de la commande directe et indirecte de la *DFIG* à 4 kW (paramètres donnés en Annexe B), a été implantée sous MATLAB/Simulink.

On a procédé aux essais suivant pendant une durée de 5s avec  $Q_{sref} = 0Var$

- Pour  $t = 0s$  : La consigne de la vitesse est fixée à 157 rd/s et la consigne de la puissance active est nulle.
- Pour  $1s \leq t \leq 2s$  :  $\Omega_{reff}$  est fixée à 160 rd/s et  $P_{sref} = -1000W$
- Pour  $2s \leq t \leq 3s$  :  $\Omega_{reff}$  est fixe à 165 rd/s, est  $P_{sref} = -2000W$
- Pour  $3s \leq t \leq 5s$  :  $\Omega_{reff}$  est fixe à 170 rd/s, est  $P_{sref} = -3500W$

Les échelons de  $P_s$ ,  $\Omega$  et  $Q_s$  sont imposés à la génératrice. D'autre part, la référence de puissance réactive est fixée à zéro pour avoir un facteur de puissance unitaire au stator. Les résultats de la simulation commande directe sont résumés dans la figure 4.17 et qui montrent bien la convergence des variables mesurés ( $P_{smes}$ ,  $Q_{smes}$ ) vers les variables références ( $P_{sréf}$ ,  $Q_{sréf}$ ). Par contre, on peut remarquer des oscillations qui sont dues à l'effet des variations de  $\Omega$  sur  $P_s$  et sur  $Q_s$ , ainsi que de  $P_s$  sur  $Q_s$ . De ce fait, les deux puissances sont couplées avec des fortes oscillations pendant le régime transitoire. Par contre, les résultats obtenus par la méthode  $P$ - $BO$  &  $i$ - $BF$ , qui sont illustrés par les différentes courbes de la figure 4.18, sont jugés bon en régime permanent. En terme, de réduction des oscillations de forte amplitude en régime transitoire et d'améliorer le découplage entre les deux puissances, qui sont présentes dans la commande précédente. D'où, les paramètres des correcteurs sont calculés de la même façon que celles présentées antérieurement, dont les paramètres de ces régulateurs sont donnés dans l'Annexe B.

D'autre part, les résultats obtenus par la méthode  $P$ - $BF$  &  $i$ - $BF$ , qui sont illustrés par les différentes courbes de la figure 4.19 sont plus performants que la commande précédente les échelons de références de puissances imposées à la  $DFIG$  sont bien suivis et sans dépassement avec faibles oscillations en régime transitoire, de plus le couplage entre les deux puissances est très faible, De ce fait, nous reteindrons la commande indirecte pour la suite de nos travaux.

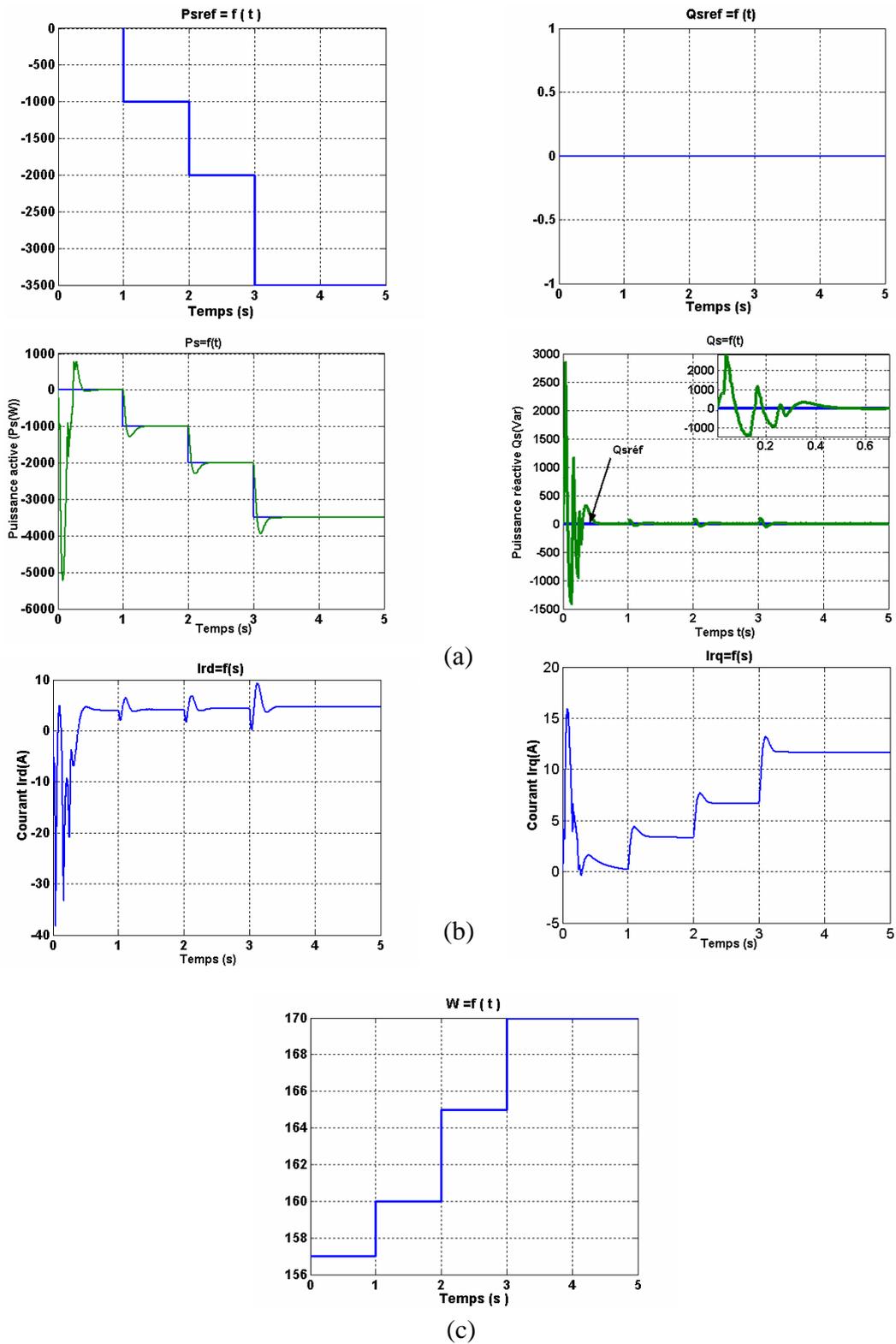


Fig. 4.17 Résultat de simulation pour la commande directe  
 a. Allures de la puissance active et la puissance réactive  $P_s(t)$  et  $Q_s(t)$   
 b. Allures des courants rotorique selon l'axe d et q ( $i_{rq}(t)$  et  $i_{rd}(t)$ )  
 c. Allures de la vitesse  $\Omega(t)$

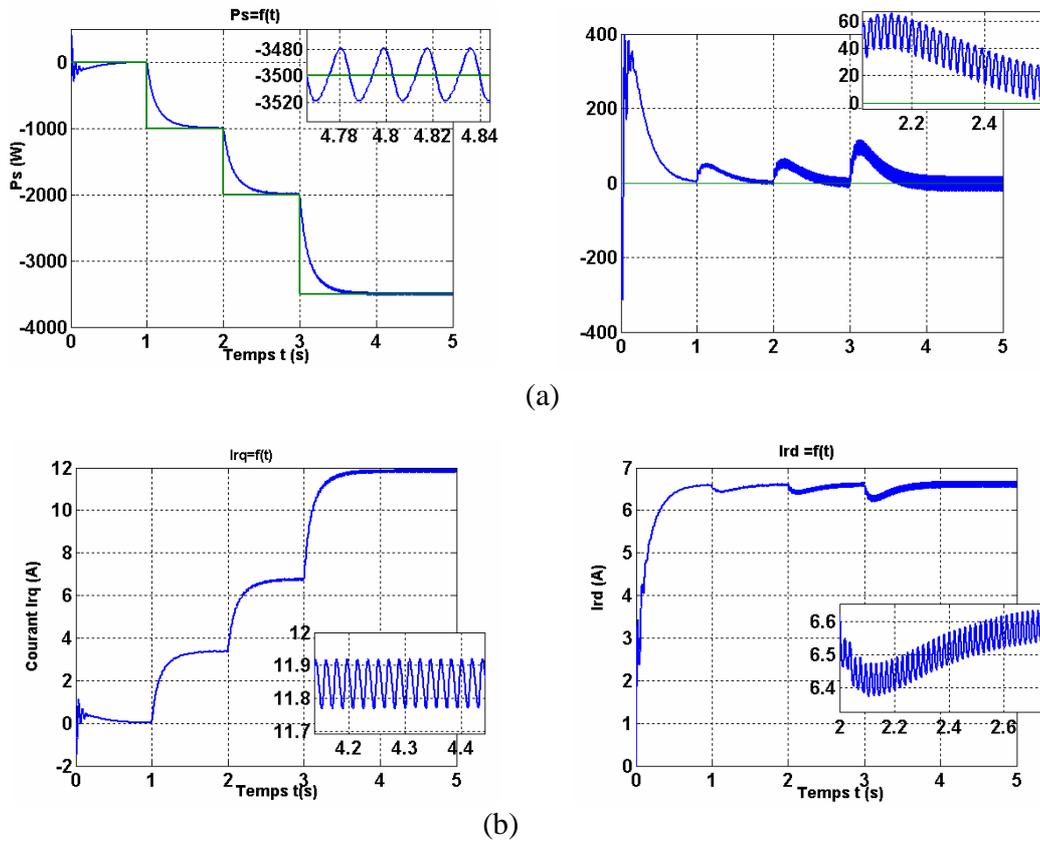


Fig. 4.18. Résultat de simulation pour la commande indirecte en boucle ouvert  
 a. Allures de la puissance active et la puissance réactive  $P_s(t)$  et  $Q_s(t)$   
 b. Allures des courants rotorique selon axe d et q ( $i_{rq}(t)$  et  $i_{rd}(t)$ )

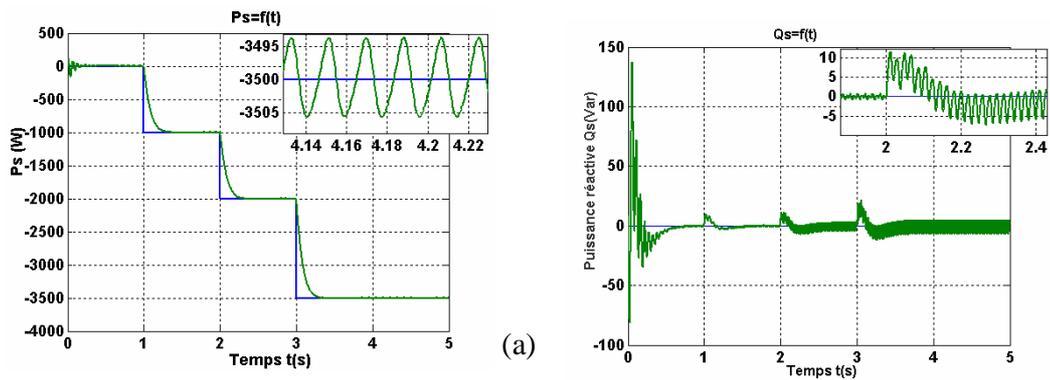


Fig. 4.19. Résultat de simulation pour la commande indirecte avec boucle de puissance  
 a. Allures de la puissance active et la puissance réactive  $P_s(t)$  et  $Q_s(t)$

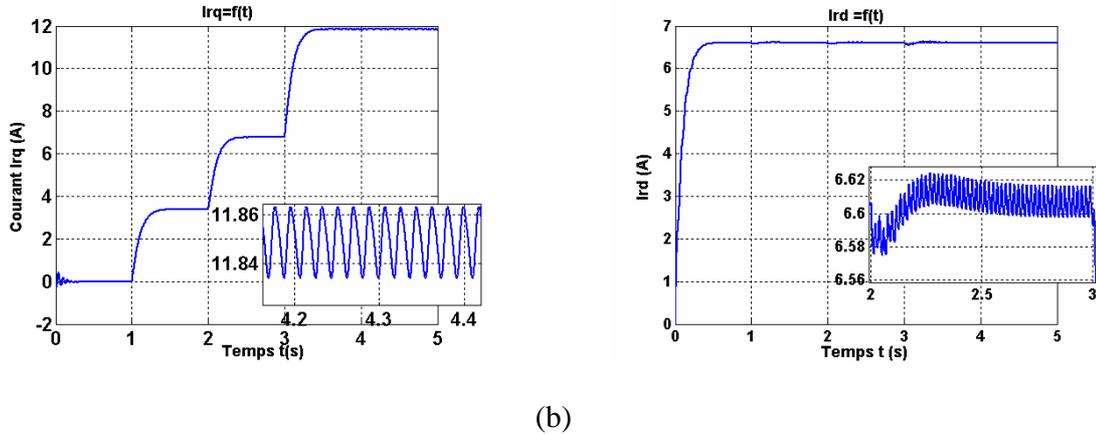


Fig. 4.19. Résultat de simulation pour la commande indirecte avec boucle de puissance  
b. Allures des courants rotorique selon axe d et q (  $i_{rq}(t)$  et  $i_{rd}(t)$  )

#### 4-3-6 Test de robustesse par une variation paramétrique ( $L_{cs}$ , $R_s$ ).

Pour tester la robustesse de la commande indirecte avec bouclage des puissances basées sur le découplage "feedback", utilisant des régulateurs *PI* proposés pour réguler les puissances active et réactive vis-à-vis de la variation des paramètres de la *DFIM*. Donc, nous introduisons dans le premier test de robustesse, une erreur limitée de +50% sur la valeur nominale de résistance statorique ( $R_{s1}=R_s(1+50\%)$ ) cette variation ne dégrade pas les performances de la méthode proposée, et ceci apparaît dans la bonne poursuite des puissances statoriques à des références imposées, comme illustré par la figure 4.20.

Dans le second teste, nous vérifions la robustesse l'ors d'une variation limitée sur l'inductance statorique  $L_{cs}$  de 10% à 30% ( $L_{s1}=L_{cs}(1-30\%)$ ). On constate que, cette variation limitée influe peu sur les performances du système et entraîne une augmentation du temps de réponse par rapport à la commande précédente (figure 4.20). Par contre, la performance du système se dégrade pour une variation sur l'inductance de 50%.

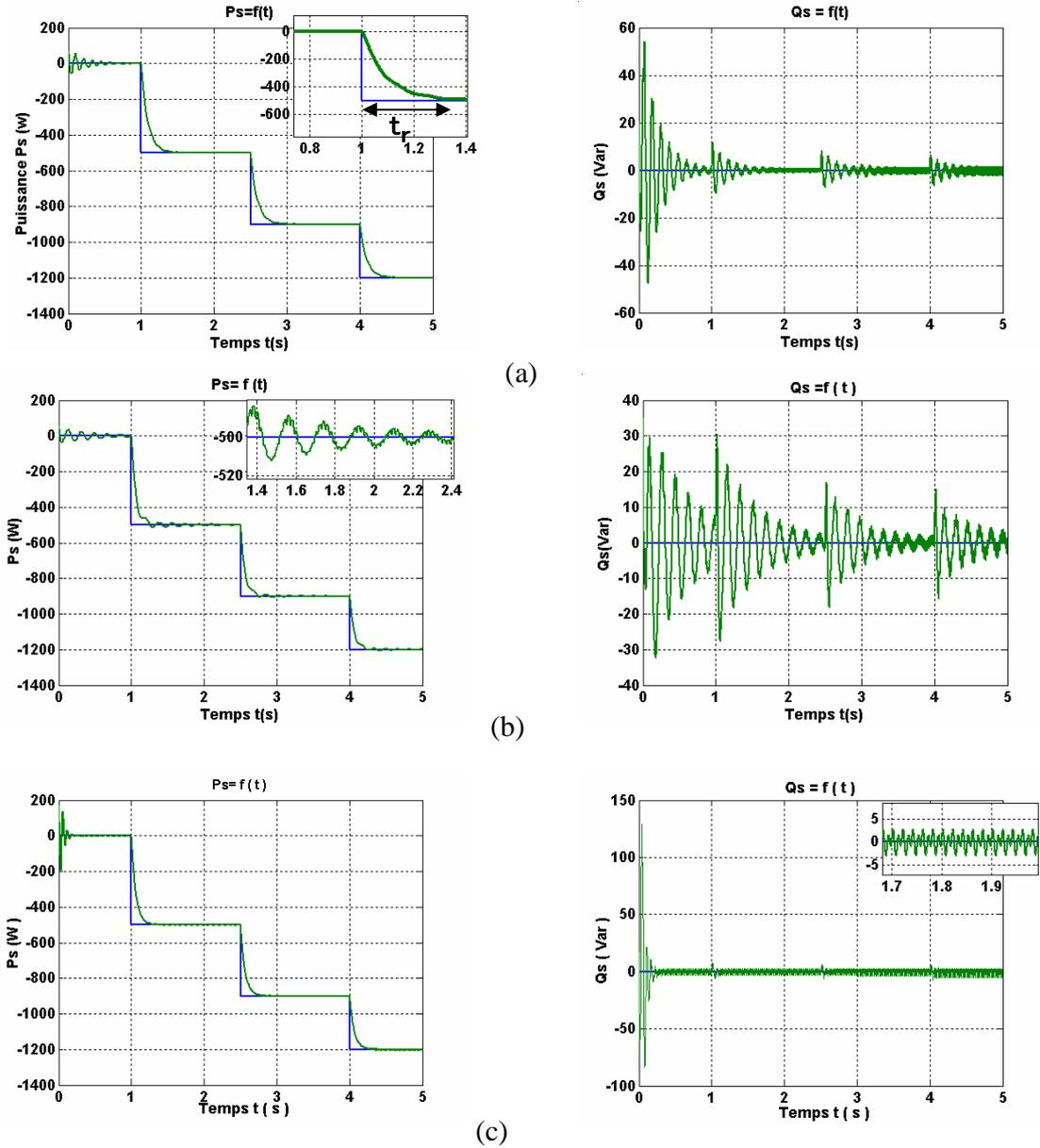


Fig. 4.20. Résultat de simulation de la commande indirecte avec boucle de puissance selon des variations paramétriques

- b. Allures de la puissance active et la puissance réactive  $P_s(t)$  et  $Q_s(t)$  à une augmentation de 10% de l'inductance statorique.
- c. Allures de la puissance active et la puissance réactive  $P_s(t)$  et  $Q_s(t)$  à une augmentation de 30% de l'inductance statorique
- d. Allures de la puissance active et la puissance réactive  $P_s(t)$  et  $Q_s(t)$  à une diminution de 50% de la résistance statorique

### 4-3-7 Discussions

Les résultats de simulation obtenus au-dessus montrent aussi la présence des modulations (oscillations) dans le régime permanent est due essentiellement à:

- Modulation –démodulation (conversion d, q  $\leftrightarrow$   $\alpha$ ,  $\beta$ )
- Soit par manque de connaissance de la position de l'angle de charge  $\delta$  (entre le flux statorique et le flux rotorique).
- Simplification dans le modèle de la commande ( $R_s=0$ ) qu'elle ni l'est pas.
- Présences des harmonique d'ordre trois lors du changement de vitesse ( $W>W_n$ ) qui dues à la saturation.

En outre, une étude qui a été menée sur l'influence des variations paramétrique de la *DFIG* sur la commande découplée, montre bien que la régulation est robuste vis-à-vis de la variation de +50% sur la résistance statorique. Cependant, la sensibilité, plus particulièrement sur l'inductance statorique au delà de 30%, dégrade le découplage existant entre  $P_s$  et  $Q_s$ . Pour améliorer le contrôle à flux orientée conventionnel appliquée à la *DFIG*, une approche basée sur la commande neuronale, par logique floue et robuste [9] permettent de compenser la variation des paramètres et d'atteindre des performances dynamiques meilleures.

## 4.4 Essais avec générateur éolien

L'étude que nous menons dans la dernière étape consiste à intégrer le modèle de la *DFIG* dans un dispositif éolien. D'où la puissance débitée par le générateur éolien est proportionnelle au cube de la vitesse du vent (les équations sont décrites au Chapitre 1). Suivant la caractéristique de puissance optimale de l'éolienne (Figure 4.21), cette caractéristique montre que pour chaque vitesse de vent, il existe une vitesse de rotation optimale (correspondant à la valeur maximale du coefficient de puissance) permettant à l'éolienne d'avoir le meilleur rendement possible. Pour pouvoir tourner à cette vitesse optimale, à vitesse de vent donné, la turbine doit avoir un couple mécanique résistant donné, c'est à dire une puissance active débitée par la *DFIG* [8].

En effet, pour chaque vitesse de vent correspond une référence de puissance active imposée à la *DFIG*, la sensibilité de la mesure du vent sur la puissance convertie ( $P_{ref}$ ) a été également évaluée en introduisant un bruit blanc gaussien sur la mesure du vent [10]. En revanche, la vitesse de rotation de la *DFIG* serait d'utiliser une mesure filtrée de la vitesse du vent.

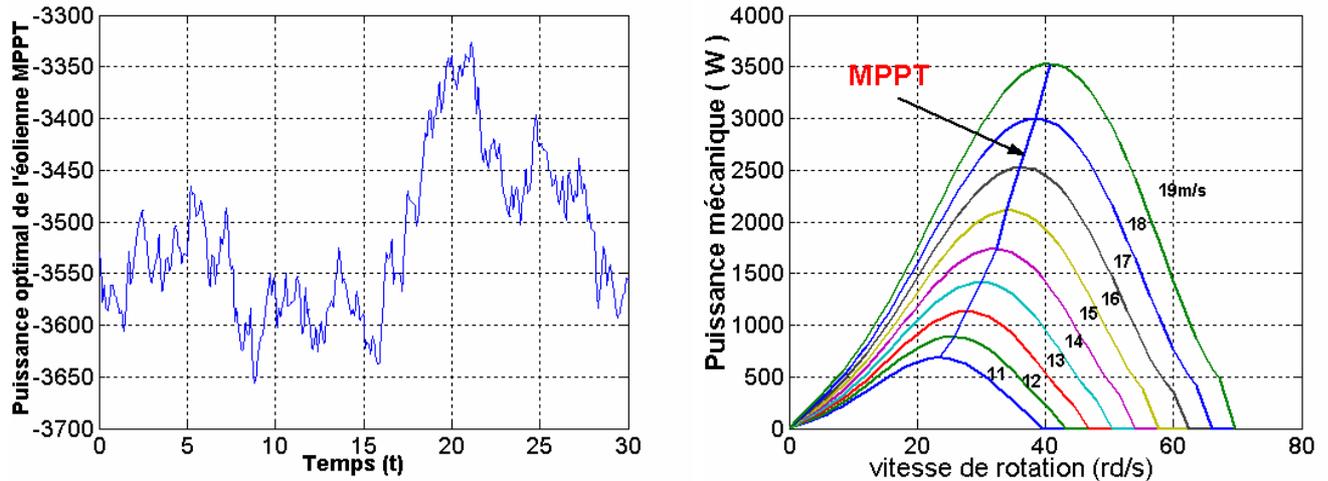


Fig.4.21. la caractéristique de puissance optimale de l'éolienne (MPPT)

#### 4-4-1 Résultats de la simulation

La simulation est réalisée avec un aérogénérateur à vitesse variable de 4 kW. Ce dernier est modélisé et accouplée à une *DFIG* par l'intermédiaire d'un multiplicateur de vitesse. D'où elle convertit toute la puissance maximale (*M.P.P.T.*)<sup>1</sup>, extraite du vent en une puissance électrique injectée au réseau et considérée négativement. Dans le cas de ce travail, on adopte la méthode de l'effet *Stall* qui consiste à caller les pales sur une orientation fixe ( $\beta=0$ ) en profitant de leur *design* (profil adapté au vent) [10]. En effet, un essai en boucle ouverte de la *DFIG* sans asservissement de vitesse a été réalisé ( $C_e = C_r$ ), afin de connaître, pour chaque vitesse de vent, quelle est la référence de puissance active à imposer à la *DFIG*, pour que le coefficient de puissance soit toujours maximal avec  $\lambda$  optimal [8-10]

Maximum Power Point Tracking <sup>1</sup>

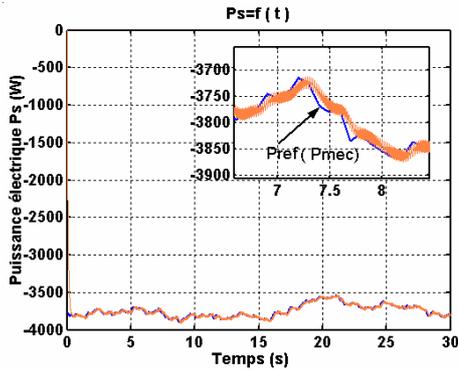


Fig. 4.22- a puissance électrique produite par *DFIG*

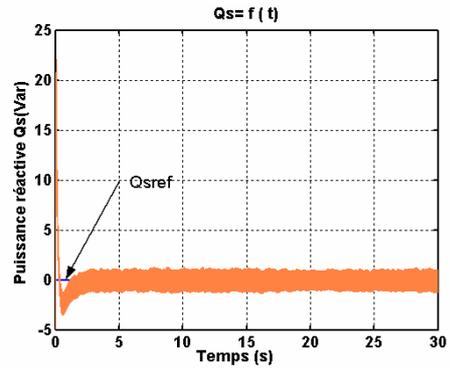


Fig. 4.22-b puissance réactive générée par *DFIG*

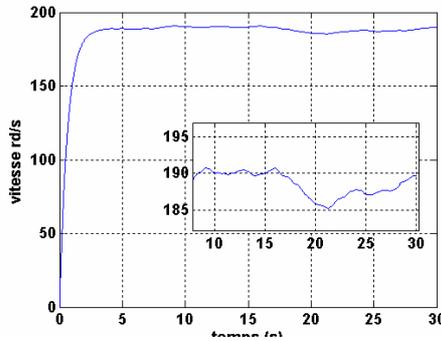


Fig. 4.22-c vitesse mécanique de la *DFIG*

À partir des résultats illustrés sur la figure (4.22a), on constate que la courbe de la puissance mécanique (*MPPT*) de la turbine est bien suivie par celle de la puissance électrique produite par la *DFIG*. Cette puissance reflète également la variation de la vitesse du vent, ce qui est confirmé par le zoom ainsi donné présentant la poursuite de la puissance de la *DFIG* à la puissance de référence imposée par les variations du vent.

La figure (4.22b) représente la puissance réactive injectée au réseau, avec la référence de la puissance réactive fixée à zéro, pour avoir un facteur de puissance unitaire au stator. Les variations de la vitesse de la génératrice sont adaptées à la variation de la vitesse du vent, figures (4.22c).

## 4-5 Conclusion

La première partie de ce chapitre est relative à la modélisation et à la simulation numérique de la *DFIG* en régime permanent. D'où les résultats obtenus décrivent le comportement de la machine asynchrone alimentée par des tensions sinusoïdales au stator et au rotor. Vis-à-vis les variations des amplitudes de tension du signal injection rotoriques, le déphasage entre les deux tensions ramenées au même référentiel et le glissement sont présentées.

Nous avons présenté dans la 2<sup>ème</sup> partie de ce chapitre, la stratégie de la commande vectorielle à flux statorique orienté de la *DFIM*, basée sur un algorithme de commande découplé des puissances statoriques active et réactive ("feedback" ou "feedforward"), selon deux modes de contrôle différents sont proposés: un mode dit "direct". En effet, ce type de commande ("feedback") à l'avantage d'une mise en oeuvre très simple, Cette simplification du modèle adopté (*DFIG + CVO*<sup>2</sup>) en régime fondamentale conduit également à une convergence plus aisée des paramètres électriques estimés vers les paramètres réels.

Dans le second mode dit "indirecte" dans lequel nous avons présenté, les deux méthodes de découplage du contrôle indirect des puissances par l'intermédiaire des courants rotoriques, en boucle ouvert et en boucle fermé. D'où, ce type de contrôle certes plus complexe à mettre en oeuvre. Par contre, la commande indirecte en boucle fermée donne de bons résultats et améliore les performances de la commande découplée à celle en mode direct, en améliorent la robustesse de la commande vis-à-vis de la variation des paramètres de la machine. D'où les résultats de simulation de la commande découplée sont menés dans un environnement MATLAB/SIMULINK.

L'étude que nous menons dans la dernière étape consiste à intégrer le modèle de *DFIG* dans un dispositif éolien. En effet, nous avons imposé à la turbine un profil de vent variable autour de 19 m/s. En outre, ce modèle complet défini par le modèle de la turbine (*MPPT*), modèle de la *DFIG* a été implanté dans l'environnement MATLAB/SIMULINK

Ce modèle sera utilisé postérieurement, pour mesurer l'efficacité de l'algorithme de la commande découplée des puissances statoriques, adaptant des régulateurs Proportionnel – Intégral. D'où les

résultats obtenus sont avérés satisfaisants en terme de poursuite de trajectoire sans dépassement entre la courbe de la puissance mécanique (*MPPT*) de la turbine est celle de la puissance électrique produite par la *DFIG*

#### 4-6 Bibliographie

- [1] S. Drid, “Contribution à la Modélisation et Contribution Robuste d’une Machine à Induction Double Alimentée à Flux Orienté avec Optimisation de la Structure d’Alimentation, Thèse de doctorat, Université de Batna décembre 2005.
- [2] M. Cherkaoui, “Contribution à la modélisation, à l’Etude et à la commande des machines application à une machine asynchrone à double alimentation”, Thèse de Doctorat, Polytechnique de Lorraine 1990, France
- [3] Maxime R. Dubois, “Review of Electromechanical Conversion in Wind Turbines”, Report EPP00.R03, Faculty ITS April 2000.
- [4] Babak N. Mobarakeh, “ Commande Vectorielle sans Capteur Mécanique des Machines Synchrones à aimants : Méthodes, Convergence, Robustesse, Identification "en Ligne" des Paramètre”, Thèse de Doctorat, Polytechnique de Lorraine 2001, France
- [5] Gbriel O.Cimuca, “Système Inertiel de Stockage d’Energie Associe a des Générateur Éoliens”, Thèse de Doctorat, Ecole national d’arts et Métiers Centre de Lille 2005, France.
- [6] L. 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, Nancy-I janvier 1999, France.
- [7] Debiprasad P., Benedict E. L. Venkataramanan G. and Lipo T. A. “A Novel Control Strategy for the Rotor Side Control of a Doubly-Fed Induction Machine”, Proceedings of Thirty-Sixth IAS Annual Meeting Conference IEEE, Vol.3, 30 Sept.-4Oct. 2001, pp. 1695-1702.
- [8] V. Rogez, “Modélisation Simplifiée de Sources de Production Décentralisée pour des Etudes de Dynamique des Réseaux. Application à l’Intégration d’une Production Eolienne dans un Réseau de Distribution Insulaire”, Thèse de Doctorat, Université d’Artois décembre 2004, France.
- [9] M. Tarbouchi, “Commande par Linéarisation exacte d’une Machine asynchrone en régime Défluxé”, Thèse de Doctorat, Université de Laval septembre 97, France

[10] H. Camblong "Minimisation de l'Ampact des Perturbation d'Origine Eolienne Dans La Génération D'Electricité Par des Aérogénérateurs à Vitesse Variable", Thèse De Docteur Bordeaux, [2003].

[11] F. Poitiers, "Etude et Commande de Génératrices Asynchrones pour l'Utilisation de l'Energie Eolienne", Thèse de doctorat, Université de Nantes, 19 Décembre 2003.

[12] A. Boyette, "Contrôle – Commande d'un Générateur Asynchrone avec un Système de Stockage pour la production Eolienne", Thèse de doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy I, Décembre 2006.

## **Chapitre 5**

# **CONCLUSION GENERALE**

### **5-1 Résumé–Bilan**

Le travail présenté dans cette thèse a essentiellement porté sur la modélisation et la commande d'une mini-centrale éolienne à base de machines à induction simple et double alimentée utilisées pour la production d'électricité. Ce travail a été focalisé beaucoup plus sur les aspects machine asynchrone, en fonctionnement générateur, et leur commande pour d'éventuelles utilisations pour un site isolé et pour une connexion sur un réseau puissant. L'éolien est utilisé comme un support d'énergie entraînant le rotor de la machine de 4 kW, considérée comme une machine de faible puissance et où généralement leur commande pouvant être délicate à réaliser.

Dans le contexte des énergies renouvelables, un survol sur les systèmes éoliens a été donné avec une présentation des principes fondamentaux de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne en

énergie électrique. Différentes associations machine–convertisseur de puissance ont été examinées (premier chapitre).

Au cours du deuxième chapitre une importance particulière fût accordée à la modélisation de la génératrice asynchrone auto-excitée en régime transitoire dans les cas linéaire et non linéaire. La magnétisation de la génératrice asynchrone à cage d'écurueil (*SEIG : Self Excited Induction Generator*) lui est fournie par une batterie de condensateurs correctement dimensionnés pour réaliser les conditions de l'autoamorçage. En outre, il a été montré que le fonctionnement correct de cette génératrice est redevable à la prise en compte de la saturation du circuit magnétique de la machine. Après, nous avons développé une étude analytique particulière de l'auto-amorçage de la génératrice asynchrone en régime permanent à vide et en charge. La spécification des zones d'amorçages et désamorçages de la *SEIG* ont été alors présentées. On a montré par la suite que les grandeurs statoriques sont directement influencées par la variation de la vitesse du rotor de l'éolienne, les capacités d'excitation, et les charges connectées à la machine.

Ce qui nous a intéressé par la suite dans le chapitre trois, c'était la modélisation de aéro turbine d'une éolienne à base d'une génératrice auto-excitée destinée à alimenter un consommateur isolé. Ce modèle de simulation a été validé à l'aide des données de la référence bibliographique [11] du chapitre 4 d'un aérogénérateur à vitesse fixe de 10 kW. Dans le cas d'un site isolé, une source de puissance réactive est nécessaire (batterie de condensateurs) pour pouvoir magnétiser la génératrice et disposer d'une tension aux bornes et cela est d'autant plus nécessaire car la charge qui lui est connectée en absorbe autant. Les variations de la charge et de la vitesse ont un impact important sur la tension qui devient variable. Afin de résoudre ce problème, une méthode de régulation par un simple contrôle scalaire en boucle fermée de la tension aux bornes du stator de la *SEIG* a été proposée. Cette méthode est basée sur la compensation de la puissance réactive en utilisant un compensateur *SVC (SVC : Source Voltage Compensator)* actionné par un gradateur de tension. Mais nous avons montré que cette méthode de régulation adoptée est valable dans des applications de charges autonomes à performances moyennes, notamment dans les cas des aérogénérateurs autonomes.

Le quatrième chapitre a pour objectif d'améliorer les performances des aérogénérateurs à vitesse fixe connectés au réseau en utilisant une machine asynchrone à rotor bobiné fonctionnant à vitesse variable allant de paire avec la variation de la vitesse du vent. La première partie de ce chapitre a concerné la modélisation et à la simulation numérique de la *DFIG* (*DFIG* : *Double Fed Induction Generator*) en régime permanent. Ainsi, la détermination de nombreuses caractéristiques de fonctionnement de la *DFIG* nous a permis de mettre en évidence la complexité du comportement de la machine, due à l'interaction entre les différents paramètres qui régissent son fonctionnement. Nous avons présenté dans la 2<sup>ème</sup> partie de ce chapitre, la stratégie de la commande vectorielle à flux statorique orienté de la *DFIG* basée sur un algorithme de commande découplé des puissances statoriques active et réactive selon deux modes différents de contrôle : direct et indirect. Nous avons constaté que la commande indirecte en boucle fermée donne des performances dynamiques satisfaisantes tout en améliorant les performances de la commande découplée par rapport à la commande dite directe. Cette commande a été ensuite intégrée dans un dispositif éolien pour pouvoir contrôler le transfert des puissances entre le stator et le réseau.

## 5-2 Apports

A travers ce paragraphe nous tenons à souligner les apports de cette thèse :

- Nous avons établi dans le deuxième chapitre un modèle saturé de la génératrice asynchrone auto-excitée relativement simple à partir de la caractéristique de la courbe de magnétisation  $\phi = \phi(i_m)$  dont les paramètres sont déterminés à partir des données expérimentales. Ce qui est avantageux par rapport aux modèles habituellement proposés dans la littérature qui sont élaborés par des développements des équations de Park de la machine.
- Nous avons développé une étude analytique particulière de l'auto-amorçage de la génératrice asynchrone en régime permanent à vide et en charge pour pouvoir spécifier les zones propres d'amorçages et de désamorçages de la *SEIG*.
- La détermination de nombreuses caractéristiques de fonctionnement de la *DFIG* en régime permanent, nous a permis de mettre en évidence la complexité du comportement de la génératrice.

- Nous avons établi un modèle de la *DFIG* prenant en compte la saturation magnétique.

### 5-3 Perspectives

Dans cette thèse, nous sommes conscients de n'avoir étudié que certains points d'un sujet d'étude très vaste qui nécessitera une investigation plus poussée et une meilleure compréhension des phénomènes physiques mis en jeu avec l'utilisation d'outils appropriés. Dans ce constat, on peut envisager de nombreuses suites à partir de ce travail :

- Un premier point qui nous paraître intéressant concerne la réalisation d'une plateforme expérimentale permettant d'expérimenter en temps réel le comportement d'un générateur éolien à vitesse variable débitant sur un réseau alternatif et par la même valider les résultats de simulation présentés dans cette thèse.
- Il serait aussi intéressant de développer un système de commande de la aéroturbine qui adapte les variations de l'angle d'attaque de la pale (*pitch control*) aux variations du vent pour pouvoir contrôler la puissance générée.
- Intégration d'un système de stockage dans une éolienne à vitesse variable en vue d'un fonctionnement sur réseau ou sur charges isolées. Afin de constituer un ensemble capable de fournir des services systèmes: réglage de la tension, réglage de la fréquence, réglage de la puissance réactive.

## Annexe A

## Démonstration de la formule de Betz

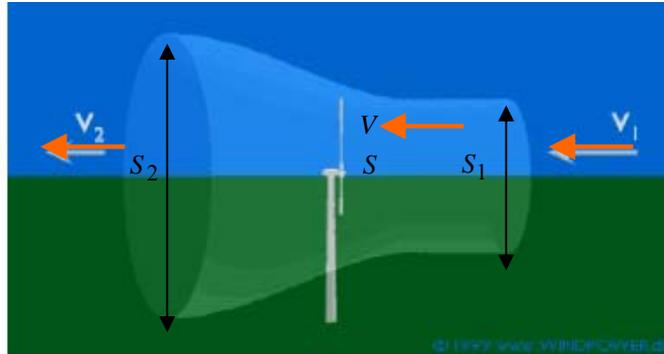


Figure A.1 : Veine de fluide traversant l'éolienne [14]

Les grands principes théoriques de la physique et de la construction des éoliennes modernes ont été découverts au début du XX<sup>e</sup> siècle. Il revient à l'ingénieur allemand Albert **Betz** d'avoir calculé et publié en 1926 que le rendement maximum théorique d'une éolienne idéale est d'environ 59,3% [27].

On considère pour cela un moteur éolien dans les pales balaient : une surface  $S$  et soit  $V$  la vitesse du vent au niveau des pales. Le moteur est placé dans un air animé loin en amont d'une vitesse  $V_1$  (la vitesse de l'air traversant la section  $S_1$ ) et en aval d'une vitesse  $V_2$  (la vitesse de l'air traversant la section  $S_2$ ) soit  $S_1$  et  $S_2$  les section amont et aval de la veine de fluide [26].

La masse d'air  $m$  déplacée par second est :

$$m = \rho S_1 V_1 = \rho S V = \rho S_2 V_2 \quad \text{A-1}$$

1

Évaluons la variation d'énergie cinétique  $E$  de la masse d'air qui traverse par seconde le moteur éolien :

$$E = \frac{1}{2} \rho S V (V_1 + V_2) (V_1 - V_2) \quad \text{A-2}$$

D'autre part la force  $F$  exercée sur le moteur éolien par l'air est égale à la variation de la quantité de mouvement de fluide lors de la traversée de la surface  $S$ . On a :

$$F = m V_1 - m V_2 = \rho S V (V_1 - V_2) \quad \text{A-3}$$

La puissance absorbée par le moteur éolien dont le point de fonctionnement se déplace à la vitesse  $V$  par aux molécules d'air en mouvement est, dan ces condition :

$$P = F V = \rho S V^2 (V_1 - V_2) \quad \text{A-4}$$

La variation d'énergie E est donc égale à la puissance P absorbée d'où :

$$\frac{1}{2} \rho S V (V_1 + V_2) (V_1 - V_2) = \rho S V^2 (V_1 - V_2) \quad \text{A-5}$$

Cette dernière relation donne la vitesse V au niveau des pales :

$$V = \frac{1}{2} (V_1 + V_2)$$

Valeur reportée dans les expressions de F et P conduit aux expressions suivantes :

$$F = \frac{1}{2} \rho S (V_1^2 - V_2^2) \quad \text{A-6}$$

$$P = \frac{1}{4} \rho S (V_1^2 - V_2^2) (V_1 + V_2)$$

Étudions la variation de la puissance recueillie en fonction de la vitesse résiduelle  $V_2$  à l'aval de l'éolienne en supposant la vitesse du vent  $V_1$  à l'amont constante.

Dans le but, calculons la dérivée  $\frac{dP}{dV_2}$ . On obtient :

$$\frac{dP}{dV_2} = \frac{1}{4} \rho S (V_1^2 - 2 V_2 V_1 - 3 V_2^2) \quad \text{A-7}$$

L'équation  $\frac{dP}{dV_2} = 0$  admet deux racines :  $V_2 = -V_1$  qui n'a aucun sens physique et

$V_2 = \frac{V_1}{3}$  qui correspond à un maximum de la puissance.

En reportant cette valeur particulière de  $V_2$  dans l'expression de P, on obtient :

$$P_m = \frac{16}{27} (0,5 S \rho V_1^3) \quad \text{A-8}$$

Pour les calculs usuels, on assimile souvent  $V_1$  à la vitesse V et l'on considère qu'une éolienne ne peut recueillir plus des  $(\frac{16}{27})$  de l'énergie totale du vent qui égale à  $(0,5 \rho S V^3)$ , cette quantité étant appelée la limite de Betz.

## ANNEXE B

**B.1 Données de la machine à induction (simple & double alimentée)**

Valeurs nominales : 4 kW ; 220/380 V ; 50 Hz ; 15/8.6 A, 1440 rpm

Paramètres:

$$R_s \text{ (Résistance du stator)} = 1.2 \Omega$$

$$R_r \text{ (Résistance du rotor)} = 1.8 \Omega$$

$$L_{cs} \text{ (Inductance du stator)} = 0.1554 \text{ H}$$

$$L_{cr} \text{ (Inductance du rotor)} = 0.1568 \text{ H}$$

$$M_c \text{ (Inductance mutuelle)} = 0.15 \text{ H}$$

Constantes mécaniques:

$$J \text{ (Inertie du rotor)} = 0.2 \text{ kg.m}^2$$

$$f \text{ (Coefficient de frottement)} = 0.00 \text{ I.S.}$$

**B.2 Coefficients des Régulateurs (Chapitre 4)**

- *pour la commande directe*

$$\left\{ \begin{array}{l} K_p = 0.05 \text{ boucle de puissance} \\ K_i = 0.6 \text{ boucle de puissance} \end{array} \right.$$

- *pour la commande indirecte en boucle ouverte*

$$\left\{ \begin{array}{l} K_p = 2.719 \text{ boucle de courant} \\ K_i = 100 \text{ boucle de courant} \end{array} \right.$$

- *pour la commande indirecte en boucle fermé*

$$\left\{ \begin{array}{l} K_p = 10.8760 \text{ boucle de puissance} \\ K_i = 100 \text{ boucle de puissance} \end{array} \right. \text{ et } \left\{ \begin{array}{l} K_p = 5.4380 \text{ boucle de courant} \\ K_i = 100 \text{ boucle de courant} \end{array} \right.$$

**B.3 Modèle de la machine asynchrone à cage dans le référentiel ( $\alpha$ - $\beta$ )**

La machine asynchrone à cage est modélisée par son schéma équivalent simplifié par phase ramené à un enroulement statorique, avec une inductance de fuites localisées au stator.

$$\begin{cases} -\bar{v}_s = R_s \bar{i}_s + \frac{d\bar{\phi}_s}{dt} \\ 0 = R_r \bar{i}_r + \frac{d\bar{\phi}_r}{dt} + j(-\omega)\bar{\phi}_r \\ \bar{\phi}_s = L_{cs} \bar{i}_s + M_c \bar{i}_r \\ \bar{\phi}_r = L_{cr} \bar{i}_r + M_c \bar{i}_s \end{cases} \quad \text{B-1}$$

Définition du flux de magnétisation rotorique :

$$\bar{\phi}_r = M \left( \bar{i}_s + \frac{L_{cr}}{M_c} \bar{i}_r \right) = M_c \bar{i}_\mu \quad \text{B-2}$$

$$\text{Où } \bar{i}_\mu = \bar{i}_s + \frac{L_r}{M} \bar{i}_r \Rightarrow \bar{i}_\mu = \bar{i}_s - \bar{i}'_r \quad \text{B-3}$$

$$\text{D'où } \bar{i}'_r = -\frac{L_r}{M} \bar{i}_r$$

$\bar{i}'_r$  : rotorique courant ramené au stator.

$\bar{i}_\mu$  : courant de magnétisation.

$m = \frac{L_r}{M}$  : rapport de transformateur à stator ouvert

$$\text{de (2-22)} \Rightarrow \bar{i}_r = \frac{\bar{\phi}_r}{L_r} - \frac{M}{L_r} \bar{i}_s \quad \text{B-4}$$

Alors, en partant des équations b-1, b-2, b-3, b-4, on peut écrire :

$$\bar{v}_s = R_s \bar{i}_s + \sigma L_s \frac{d\bar{i}_s}{dt} + \frac{M}{L_r} \frac{d\bar{\phi}_r}{dt} = (R_s + j\sigma L_s \omega_s) \bar{i}_s + j\omega_s \frac{M^2}{L_r} \bar{i}_\mu$$

B-5

$$0 = R_r \bar{i}_r + j\omega_r \bar{\phi}_r = -R_r \frac{M}{L_r} \bar{i}'_r + j\omega_r M \bar{i}_\mu \quad \text{B-6}$$

Dans le régime permanent  $\left( \frac{d}{dt} = j\omega_s \right)$

Avec  $\omega_r = g \omega_s$

$\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_r \cdot L_s}$  : Coefficient de dispersion

et  $R'_r = R_r \left( \frac{M}{L_r} \right)^2$  : résistance du rotor ramenée au stator

## Annexe C

**C-1 Principe de variation de la vitesse en utilisant l'énergie du rotor**

Une fois connecté au réseau, le stator de la machine d'induction (*DFIG*) produit un flux magnétique tournant qui dépend de la reluctance du circuit magnétique, du nombre de spires dans le bobinage et du courant du stator. Pendant la rotation, le flux magnétique généré par le stator crée des f.e.m dans les enroulements du rotor. Le rapport entre les deux f.e.m au rotor et au stator est [3]:

$$\frac{E_r}{E_s} = \frac{N_r}{N_s} \frac{(\omega_s - \omega)}{\omega_s} \quad \text{C-1}$$

$N_r$  et  $N_s$  sont respectivement le nombre de spires des bobinages rotoriques et statoriques.

$\omega_s$  et  $\omega$  sont respectivement les pulsations de synchronisme et mécanique de la machine.

En définissant le glissement par:

$$g = \frac{(\omega_s - \omega)}{\omega_s} \quad \text{C-2}$$

L'équation (4) devient:

$$\frac{E_r}{E_s} = \frac{N_r}{N_s} g \quad \text{C-3}$$

Les courants au stator et au rotor sont définis comme dans le cas d'un transformateur parfait:

$$\frac{I_r}{I_s} = \frac{N_s}{N_r} \quad \text{C-4}$$

Le rapport entre la puissance au rotor et la puissance au stator est donc

$$\frac{S_r}{S_s} = \frac{I_r}{I_s} \frac{E_r}{E_s} = g \Rightarrow S_r = g S_s = S_g \quad \text{C-5}$$

L'équation (4-5) montre bien que l'augmentation ou la diminution de la puissance de glissement ( $S_g$ ) de rotor dépend de la valeur du glissement ( $g$ ). Il devient alors possible pour changer la vitesse de la DFIG en changeant aisément la puissance transitée dans le rotor via le glissement  $g$ .

**Résumé-** Le travail présenté dans cette thèse porte essentiellement sur la modélisation et la commande d'une mini-centrale éolienne à base de machines à induction simple et double alimentée utilisées pour la production d'électricité. Ce travail est focalisé beaucoup plus sur les aspects machine asynchrone, en fonctionnement générateur, et leur commande pour d'éventuelles utilisations pour un site isolé et pour une connexion sur un réseau puissant. L'éolien est utilisé comme un support d'énergie entraînant le rotor de la machine de 4 kW.

Une première étude est accordée à la modélisation de la génératrice asynchrone auto-excitée en régime transitoire dans les cas linéaire et non linéaire, dont la magnétisation est apportée par une excitation externe moyennant une batterie de condensateurs, i.e. (SEIG: Self Excited Induction Generator). Ensuite, une étude analytique de l'auto-amorçage de la génératrice asynchrone en régime permanent à vide et en charge est particulièrement détaillée. Dans un deuxième temps, une attention particulière est portée à l'interaction entre le vent et la turbine. Ce modèle de simulation a été inspiré à l'aide de données provenant de la littérature, une hélice de calage fixe est utilisée pour maximiser la puissance extraite (MPPT).

La SEIG est située entre deux grandeurs aléatoires et fluctuantes qui sont le vent et la charge électrique, ces grandeurs ont un impact important sur la tension aux bornes du stator de la SEIG qui devient variable. Afin de résoudre ce problème, une méthode de régulation est basée sur la compensation de la puissance réactive en utilisant un compensateur SVC (SVC : Source Voltage Compensator). Mais cette méthode de régulation est valable dans des applications de charges autonomes à performances moyennes

La troisième partie de ce mémoire est consacrée à la production d'électricité sur un réseau grâce à une machine asynchrone à double alimentation. D'où, la modélisation en régime permanent, le contrôle direct et le contrôle indirect des la DFIG sont présentés. Cette commande a été ensuite intégrée dans un dispositif éolien pour pouvoir contrôler le transfert des puissances entre le stator et le réseau.

**Mots Clés-** Eolienne, modélisation vectorielle, génératrice asynchrone auto-excitée, commande scalaire génératrice asynchrone à double alimentation, commande vectorielle.

**Abstract-** The work presented in this thesis primarily concerned the modeling and control of a wind mini-power station containing with simple and double fed induction machines used for the production of electricity. This work was focused much more on the aspects asynchronous machine, in generating operation, and their control for possible uses for an isolated site and a connection on a powerful network. The wind one is used like a support of energy actuating the rotor of the machine of 4 kW

A first study was granted to the modeling of the asynchronous generator self-excited in transient state in the linear and nonlinear cases, whose magnetizing is brought by an external excitation with the capacitor battery, i.e. (SEIG: Self-service Excited Generator Induction). Then, an analytical study of self-excited of the asynchronous generator in permanent state with no-load and load is particularly detailed

In the second study, a detailed attention is paid to the interaction between the wind and the turbine. This model of simulation was inspired using data coming from the literature; a fixed propeller of chock is used to maximize the extracted power (MPPT)

The SEIG is located between two sizes random and fluctuating which are the wind and the electric charge; these sizes have a significant impact on the terminal voltage of the stator of the SEIG which becomes variable. In order to solve this problem, a method of regulation is based on the compensation of the reactive power by using a compensator SVC (SVC: Source Compensator Voltage). But this method of regulation is valid in autonomous applications of loads to average performances

The third part of this memory is devoted to the production of electricity on the network by using the doubly fed induction generator. From where, modeling in steady operation, control direct and the control indirect as of the DFIG are presented. This control indirect was then integrated in a wind device to be able to control the transfer of the power between the stator and the network.

**Keywords-** Wind turbine, vector modeling, self-excited induction, scalar control, doubly-fed induction generator, vector control.