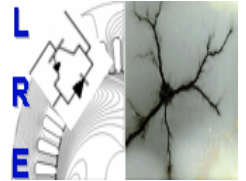


*REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE  
MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE  
SCIENTIFIQUE*



**ECOLE NATIONALE SUPERIEURE  
POLYTECHNIQUE**  
**Département de Génie Electrique**  
*Laboratoire de Recherche en Electrotechnique  
LRE*



**Mémoire de Magister en Electrotechnique**

**Option : Machines Electriques**

Présenté par :

**AHMED SID Farid**

**Ingénieur d'Etat en Electrotechnique de l'EMP**

**Thème**

---

**MODELISATION ET COMMANDE DU GENERATEUR EOLIEN A  
DOUBLE ALIMENTATION AVEC FILTRAGE ACTIF DU RESEAU**

---

Soutenu publiquement le 01 juillet 2009 devant le jury suivant :

Touhami Omar	Professeur	ENSP	Président
Mekhtoub Said	Maître de conférences	ENSP	Rapporteur
Nesba Ali	Maître de conférences	ENS	Examineur
Hasni Mourad	Maître de conférences	USTHB	Examineur
Tahmi Redouane	Maître de conférences	ENSP	Examineur

*A mes chers parents  
A ma femme  
A mes enfants Marya et Lyna  
Pour la patience et le dévouement dont ils ont fait preuve*

## Avant propos

*Le travail présenté dans ce mémoire a été effectué au sein du Laboratoire de Recherche en Electrotechnique (LRE) du Département du Génie Electrique de l'Ecole Nationale Supérieure Polytechnique d'Alger, sous la direction du Monsieur MEKHTOUB Saïd, Maître de Conférences à l'ENSP. Qu'il trouve ici l'expression de mon respect et de ma profonde reconnaissance pour m'avoir confié et dirigé ce mémoire et qui n'a jamais manqué de me conseiller et de m'orienter tout au long de sa préparation.*

*Je tiens ensuite à remercier Monsieur TOUHAMI Omar, Professeur à l'ENSP et directeur du LRE, de m'avoir accueilli dans son laboratoire et qui m'a fait l'honneur de présider le jury de ce mémoire.*

*Je remercie vivement Monsieur NESBA Ali, Maître de conférences à l'ENS, et Monsieur TAHMI Redouane, Maître de conférences à l'ENSP, et Monsieur HASNI Mourad, Maître de conférences à l'Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumediene (USTHB), qui ont acceptés d'être examinateurs à mon jury de mémoire.*

*Je tiens à exprimer également mes vifs remerciements à Monsieur IBTIOUEN Rachid, Professeur à l'ENSP, pour ses conseils avisés. Ses qualités scientifiques et humaines ont toujours été une source de motivation.*

*Enfin je remercie mon épouse et mes deux petites filles, qui ont dû être privées de leur mari et père certains soirs et fins de semaine. Vos nombreux sacrifices et votre support ont été pour moi une source de réconfort et d'encouragement.*

## Table des matières

<b>INTRODUCTION GENERALE.....</b>	<b>06</b>
<b>CHAPITRE I: ETAT DE L'ART DES EOLIENNES .....</b>	<b>10</b>
I.1  DEFINITION DE L'ENERGIE EOLIENNE .....	10
I.2  COMPOSITION DE L'EOLIENNE.....	11
I.2.1  Le capteur éolien.....	11
I.2.2  La génératrice .....	13
I.3  CHAINE DE CONVERSION DE L'ENERGIE EOLIENNE .....	13
I.3.1  Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique .....	13
.1)  Loi de Betz.....	13
.2)  Production de l'énergie mécanique .....	14
.3)  Systèmes de régulation de la vitesse de rotation de l'éolienne .....	15
I.3.2  Conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique.....	15
.1)  Systèmes utilisant la machine à courant continu .....	15
.2)  Systèmes utilisant la machine synchrone .....	16
.3)  Systèmes utilisant la machine à réluctance variable.....	16
.4)  Systèmes utilisant la machine asynchrone à cage .....	16
.5)  Systèmes utilisant la machine asynchrone à double alimentation .....	17
I.4  CONCLUSION .....	18
<b>CHAPITRE II: MODELISATION DE LA MACHINE ASYNCHRONE AUTO-EXCITEE .....</b>	<b>20</b>
II.1  INTRODUCTION .....	20
II.2  HYPOTHESES DE TRAVAIL.....	21
II.3  MODELISATION LINEAIRE DE LA GENERATRICE ASYNCHRONE.....	21
II.3.1  Relation entre flux et courants .....	23
II.3.2  Transformation de Park.....	25
II.3.3  Schéma équivalent.....	29
II.3.4  Détermination des valeurs limites des condensateurs d'auto-amorçage .....	31
II.3.5  Simulation numérique et résultats expérimentaux.....	34
II.4  MODELISATION DE LA GAS AVEC PRISE EN COMPTE DE LA SATURATION.....	36
II.4.1  Technique de prise en compte de la saturation magnétique.....	37
II.4.2  Simulation de l'auto-amorçage de la génératrice en régime saturé.....	42
II.4.3  Influence de la capacité sur la tension et la fréquence.....	44
II.4.4  Influence de la vitesse de rotation sur la tension et la fréquence.....	45
II.4.5  Génératrice couplée au réseau électrique.....	46
II.4.6  Résultats de simulations et expérimentaux.....	47
II.4.7  Simulation de l'auto-amorçage en charge résistive.....	48
II.4.8  Simulation de l'auto-amorçage en charge $RC_s$ .....	50
II.4.9  Simulation de l'auto-amorçage en charge $RL$ .....	51
II.5  CONCLUSION .....	52
<b>CHAPITRE III: MODELISATION ET COMMANDE DE LA MADA EN FONCTIONNEMENT</b>	
<b>GENERATEUR .....</b>	<b>55</b>
III.1  INTRODUCTION .....	55
III.2  STRUCTURE DE LA MADA .....	55
III.3  MODE DE FONCTIONNEMENT DE LA MADA .....	55
III.4  MODELISATION DE LA MADA.....	58
III.5  MODELE DE LA MADA POUR LE CONTROLE INDEPENDANT DES PUISSANCES ACTIVES ET REACTIVES.....	59
III.6  GENERATION DES COURANTS ROTORIQUES DE REFERENCES.....	62
III.6.1  Détermination de $i_{dr\_ref}$ .....	62
III.6.2  Détermination de $i_{qr\_ref}$ .....	64
III.7  SYNTHESE DES REGULATEURS .....	66
III.8  ETABLISSEMENT DES ANGLES NECESSAIRES AUX TRANSFORMATIONS.....	68
III.9  SIMULATION NUMERIQUE .....	69
III.10  SIMULATION D'UN DEFAUT SUR LE RESEAU.....	71
III.11  SIMULATION DE L'INFLUENCE DU CHANGEMENT DE LA VITESSE D'ENTRAINEMENT SUR LA MADA .....	73

III.12	CONCLUSION .....	75
<b>CHAPITRE IV:</b>	<b>FILTRAGE ACTIF DU RESEAU AVEC LA MADA.....</b>	<b>77</b>
IV.1	INTRODUCTION .....	77
IV.2	CARACTERISATION DES PERTURBATIONS.....	78
IV.3	PRINCIPE DE LA METHODE DE FILTRAGE ACTIF .....	79
IV.4	CLASSIFICATION DES FILTRES ACTIFS .....	79
IV.4.1	<i>Filtre actif série</i> .....	79
IV.4.2	<i>Filtre actif parallèle</i> .....	79
IV.4.3	<i>Filtre hybride</i> .....	80
IV.4.4	<i>Conditionneur universel de la qualité d'onde</i> .....	80
IV.5	FILTRAGE ACTIF PARALLELE EN UTILISANT LA MADA .....	81
IV.5.1	<i>Détermination des courants harmoniques de référence</i> .....	82
IV.5.2	<i>Résultats de Simulation</i> .....	83
IV.6	CONCLUSION .....	84
<b>V</b>	<b>CONCLUSION GENERALE.....</b>	<b>86</b>
<b>VI</b>	<b>BIBLIOGRAPHIE .....</b>	<b>88</b>

## Liste des figures

FIG. I-1	FERME EOLIENNE OFFSHORE.....	11
FIG. I-2	ROTOR DE SAVONIUS.....	12
FIG. I-3	ROTOR DE DARRIEUS.....	12
FIG. I-4	CAPTEUR A AXE HORIZONTAL.....	12
FIG. I-5	EOLIENNE A AXE HORIZONTAL AMONT.....	12
FIG. I-6	EOLIENNE A AXE HORIZONTAL AVAL.....	12
FIG. I-7	EOLIENNE SIMPLIFIEE.....	13
FIG. I-8	PUISSANCE THEORIQUE DISPONIBLE POUR UN TYPE D'EOLIENNE DONNEE.....	15
FIG. I-9	CONNEXION DIRECTE D'UNE MACHINE ASYNCHRONE SUR LE RESEAU.....	17
FIG. II-1	REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA GENERATRICE ASYNCHRONE.....	21
FIG. II-2	REPRESENTATION D'UNE PHASE DU STATOR.....	22
FIG. II-3	TRANSFORMATION DE PARK.....	25
FIG. II-4	SCHEMA MONOPHASE EQUIVALENT DE LA GENERATRICE ASYNCHRONE.....	30
FIG. II-5	SCHEMA MONOPHASE EQUIVALENT DE LA GAS EN REGIME PERMANENT.....	31
FIG. II-6	FONCTIONNEMENT EN GENERATRICE AUTO-EXCITEE.....	31
FIG. II-7	DETERMINATION DU DOMAINE D'AMORÇAGE.....	32
FIG. II-8	TENSION INDUITE A VIDE POUR $C < \frac{1}{L_s \omega^2} = 132 \mu\text{F}$ , $N=1500 \text{ TR/MN}$ .....	<b>35</b>
FIG. II-9	TENSION INDUITE A VIDE POUR $C > \frac{1}{L_s \omega^2} = 132 \mu\text{F}$ , $N=1500 \text{ TR/MN}$ .....	<b>35</b>
FIG. II-10	CARACTERISTIQUE DE FONCTIONNEMENT A VIDE.....	37
FIG. II-11	DECOMPOSITION DU FLUX MAGNETISANT SELON d,q.....	38
FIG. II-12	LA COURBE DE MAGNETISATION DE LA MACHINE.....	41
FIG. II-13	LA TENSION STATORIQUE A VIDE, $C=198 \mu\text{F}$ , $N=1500 \text{ TR/MN}$ .....	44
FIG. II-14	COURANT STATORIQUE A VIDE, $C=198 \mu\text{F}$ , $N=1500 \text{ TR/MN}$ .....	44
FIG. II-15	COURANT ROTORIQUE A VIDE.....	44
FIG. II-16	INFLUENCE DE C SUR LA TENSION.....	45
FIG. II-17	INFLUENCE DE C SUR LA FREQUENCE.....	45
FIG. II-18	INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LA TENSION.....	46
FIG. II-19	INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LA FREQUENCE DE LA TENSION STATORIQUE.....	46
FIG. II-20	SCHEMA DE PRINCIPE DE COUPLAGE DE LA GENERATRICE AU RESEAU.....	47
FIG. II-21	COURANT STATORIQUE, ROTORIQUE ET LE COUPLE LORS DE LA CONNEXION DE LA GAS AU RESEAU.....	48
FIG. II-22	INFLUENCE DE LA CONNEXION D'UNE CHARGE $R=25 \text{ OHM}$ SUR LES GRANDEURS DE LA GAS.....	49
FIG. II-23	TENSION AU BORNE D'UNE CHARGE RESISTIVE CRITIQUE, $R=10 \text{ OHM}$ .....	50
FIG. II-24	COURANT STATORIQUE APRES CONNEXION D'UNE CHARGE RESISTIVE CRITIQUE, $R=10 \text{ OHM}$ .....	50
FIG. II-25	MODELE DIPHASE DE LA CHARGE $RC_s$ CONNECTEE.....	50
FIG. II-26	INFLUENCE DE L'INSERTION D'UN CONDENSATEUR SERIE $C_s=40 \mu\text{F}$ .....	51
FIG. II-27	INFLUENCE DE LA CONNEXION D'UNE CHARGE $R=25 \text{ OHM}$ ET $L=0.004\text{H}$ SUR LES GRANDEURS DE LA GAS.....	52
FIG. III-1	SYSTEME DE PRODUCTION EOLIENNE A BASE DE LA MADA.....	56
FIG. III-2	QUADRANTS DE FONCTIONNEMENT DE LA MADA.....	57
FIG. III-3	SCHEMA EQUIVALENT MONOPHASE DE LA MADA (REGIME QUELCONQUE).....	58
FIG. III-4	ORIENTATION DE L'AXE d SUIVANT LE FLUX MAGNETISANT.....	59
FIG. III-5	REPRESENTATION SOUS FORME D'UN SCHEMA BLOC DE LA MADA.....	61

FIG. III-6	SCHEMA BLOC REPRESENTANT L'ASSERVISSEMENT DES COURANTS ROTORIQUES DE LA MADA .....	62
FIG. III-7	LA REFERENCE DES COURANTS ROTORIQUES $I_{dr}$ A APPLIQUER A LA MADA .....	64
FIG. III-8	DETERMINATION DE $I_{qr}$ A APPLIQUER A LA MADA .....	66
FIG. III-9	LA BOUCLE DE REGULATION DU COURANT DIRECT ROTORIQUE. ....	67
FIG. III-10	ETABLISSEMENT DES ANGLES POUR LA TRANSFORMATION DE PARK .....	68
FIG. III-11	SYNOPTIQUE DE LA COMMANDE DE LA MADA .....	69
FIG. III-12	DECOUPLAGE DES AXES d ET q.....	70
FIG. III-13	RESULTAT DE LA SIMULATION POUR $P_s=-3KW$ , $N=1450$ TR/MN.....	71
FIG. III-14	SIMULATION D'UN DEFAUT SUR LE RESEAU. ....	72
FIG. III-15	SIMULATION D'UN DEFAUT SUR LE RESEAU .....	73
FIG. III-16	SIMULATION DE L'INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LA MADA .....	74
FIG. IV-1	FILTRE ACTIF SERIE.....	79
FIG. IV-2	FILTRE ACTIF PARALLELE .....	80
FIG. IV-3	CONDITIONNEUR UNIVERSEL DE LA QUALITE D'ONDE .....	80
FIG. IV-4	SCHEMA BLOC DE LA COMMANDE DE LA MADA INTEGRANT LE FILTRAGE ACTIF DU RESEAU.....	82
FIG. IV-5	DETERMINATION DES COURANTS DE REFERENCE DU FILTRE ACTIF PAR LA METHODE DES PUISSANCES ACTIVE ET REACTIVE INSTANTANEEES .....	82
FIG. IV-6	SCHEMA DE PRINCIPE DE FILTRAGE AVEC LA MADA .....	83
FIG. IV-7	L'UTILISATION DE LA MADA COMME FILTRE ACTIF.....	84

## **NOTATIONS**

$V_{ds}, V_{qs}, V_{dr}, V_{qr}$ :	Tensions statoriques et rotoriques diphasées
$i_{ds}, i_{qs}, i_{dr}, i_{qr}, i_{md}, i_{mq}$ :	Courants statoriques, rotoriques et de magnétisation, diphasés
$I_{dh}, I_{qh}$	Courants diphasés harmoniques de la charge polluante
$\Phi_{md}, \Phi_{mq}, \Phi_{ds}, \Phi_{qs}, \Phi_{dr}, \Phi_{dq}$	Flux magnétisant, flux statoriques et rotoriques diphasés
$\Phi_p, \Phi_f, \Phi_o$	Flux principal, flux de fuite et le flux homopolaire
$R_s, R_r$ :	Résistance d'une phase statorique et rotorique de la machine
$L_{ss}$	L'inductance propre d'une phase statorique.
$L_{ps}$	L'inductance principale d'une phase statorique
$m_1, m_2, m_3$	Les mutuelles inductances entre une phase du stator et les trois phases du rotor
$m_{sr}$	Le maximum de l'inductance mutuelle entre le stator et le rotor
$L_m$ :	Inductance magnétisante de la MADA
$L_r, L_r$ :	Inductances cycliques statorique et rotorique de la MADA
$l_s, l_r$ :	Inductances de fuites statorique et rotorique
$L_{md}, L_{mq}, L_{dq}$ :	Les inductances de saturation selon d,q et l'inductance d'inter- saturation
$L_{mst}, L_{m_{dy}}$ :	Les inductances statique (ou de régime permanent) et dynamique
$p$ :	Nombre de paires de pôles de la MADA
$u$ :	Le rapport de transformation entre le stator et le rotor.
$g$ :	Glissement de la MADA
$\theta$ :	Angle électrique, relatif à la pulsation $\omega$ , indiquant la position du rotor
$\theta_r$ :	Angle électrique des grandeurs du bobinage rotorique
$\theta_s$ :	Angle électrique des grandeurs du bobinage statorique
$\psi$	Angle de Park
$P_m$ :	Puissance mécanique fournie ou reçue par la MADA
$P_r$ :	Puissance électrique fournie ou reçue par le rotor de la MADA
$P_s$ :	Puissance électrique fournie par le stator de la MADA
$Q_s$ :	Puissances réactive coté stator de la MADA
MPPT:	Point d'extraction maximale de la puissance
$\Gamma_m$ :	Couple d'entraînement de la machine,
$\Gamma_G$ :	Couple résistant développé par la génératrice.
$J$ :	Moment d'inertie du système.
$k$ :	Coefficient qui tient compte des frottements.



---

---

# **Introduction Générale**

---

## **Introduction Générale**

L'échauffement différentiel de la surface terrestre par le soleil entraîne le déplacement d'importantes masses d'air sur la terre, c'est-à-dire le vent, l'énergie cinétique du vent peut être convertie directement en énergie mécanique et être utilisable, à titre d'exemple, pour la propulsion des navires, dans les anciens moulins à vent pour la transformation du blé en farine ou pour actionner des pompes à eau, mais de nos jours, on la transforme en énergie électrique par l'emploi d'aérogénérateurs [1][2].

Bien que connue et exploitée depuis longtemps, l'énergie éolienne fut complètement négligée pendant l'ère industrielle au profit des énergies fossiles (le charbon, le pétrole et l'uranium). La première crise pétrolière, en 1974, contribua à éveiller l'intérêt pour l'énergie éolienne dans plusieurs pays, mais c'est après les alertes climatiques et la ratification de la convention de Kyoto en 1997, que de vrais axes de recherche autour des éoliennes ont émergé.

Les statistiques faites fin d'année 2008 montrent que l'Europe produit 65 % de l'énergie éolienne mondiale et notamment l'Allemagne, leader mondial, avec une puissance éolienne installée de 22.24 GW, ensuite les Etats Unis avec 16.81GW et l'Espagne numéro deux de l'Union Européenne avec 15.14 GW [3].

L'Algérie présente un potentiel éolien considérable, qui peut être exploité pour la production de l'énergie électrique, surtout dans le sud où les vitesses du vent sont plus élevées que celles du nord, plus particulièrement le Sud-ouest où les vitesses peuvent dépasser 4 m/s (5 m/s dans la région de Tindouf et dépassent la valeur de 6 m/s dans la région d'Adrar) [17]. Les pouvoirs publics (qui comptent ramener le taux de participation des énergies renouvelables à 6 % en 2015), ont initié deux projets, le projet de la centrale électrique hybride Solaire-Gaz de Hassi Rmel (150 MW) et la ferme éolienne de Tindouf (10 MW) [4][5].

Aujourd'hui, les recherches et développements dans le monde visent à baisser les coûts (de fabrication, d'usage et de recyclage) et l'amélioration de la conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique exploitable par le réseau, cette conversion fait appel à de nombreuses disciplines scientifiques: Météorologie pour l'étude du comportement du vent, Mécanique et Chimie pour les contraintes et la composition des divers matériaux utilisés dans l'aérogénérateur, Mécanique des Fluides pour l'effet des masses d'air en mouvement sur les pales et Electrotechnique pour la conversion électromécanique et l'adaptation de l'énergie électrique. Ce mémoire est consacré à la partie électrotechnique de cette chaîne de conversion.

Afin de maximiser l'efficacité de la conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique, de nombreuses solutions ont été examinées par les chercheurs, aussi bien au niveau de la génératrice à utiliser que de l'électronique de contrôle. La plus part des aérogénérateurs utilisent des machines synchrones, asynchrones ou encore des machines spéciales, couplées directement au rotor de la turbine ou à travers un multiplicateur mécanique de vitesse, la génératrice peut être liée directement ou indirectement au réseau électrique [6].

Dans ce travail nous commençons par présenter, dans le premier chapitre, un état de l'art de la production de l'énergie éolienne. Cet état de l'art a pour objectif de décrire les diverses technologies et les principales caractéristiques des générateurs électriques pour aérogénérateurs en précisant les tendances (entraînement à vitesse fixe ou variable, entraînements directs et indirect, connexion au réseau, site isolé).

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude des performances et les limites d'utilisation d'une machine asynchrone auto excitée dans un système de production de l'énergie éolienne, nous commençons par l'établissement d'un modèle de la génératrice qui tient compte du phénomène de la saturation magnétique, nous présenterons ensuite une étude par simulation sur l'influence du changement des paramètres de la génératrice auto-excitée sur ses différentes grandeurs.

Le troisième chapitre est consacré à la machine asynchrone à double alimentation (MADA) en fonctionnement génératrice à vitesse variable. Cette étude concerne une MADA dont les enroulements statoriques sont reliés à un réseau triphasé, tandis que les enroulements rotoriques sont connectés à un onduleur de tension, lui-même alimenté par un redresseur de tension. En effet, le contrôle de cette machine s'effectue par les grandeurs rotoriques, la commande en double alimentation va nous permettre de réaliser un contrôle indépendant des

puissances actives et réactives de la MADA pour régler en permanence l'échange de ces puissances avec le réseau électrique tout en maintenant la fréquence et la tension du réseau constante.

Ensuite nous aborderons dans le quatrième et dernier chapitre l'aspect qualitatif de l'énergie en proposant d'utiliser la MADA comme un filtre actif shunt pour atténuer, voir éliminer, les harmoniques de courant générés par des charges non linéaires qui sont raccordées à partir du poste source ou est connectée l'éolienne. A cet effet et pour une compensation de qualité, la technique consiste à identifier en temps réel les harmoniques et de contrôler la MADA afin de reproduire toutes les composantes harmoniques identifiées et de les réinjecter dans le réseau électrique.

Les résultats obtenus dans ces investigations nous permettrons de conclure sur les méthodes et les outils utilisés, et d'envisager les perspectives et suites à donner à ce travail.

---

---

# **Chapitre I**

## **Etat De L'art Des Eoliennes**

---

# Chapitre I

## Etat De L'art Des Eoliennes

### I.1 Définition de l'énergie éolienne

L'énergie éolienne est utilisée par l'homme depuis très longtemps déjà. Elle remplaça les rames pour faire avancer les navires, elle fut utilisée pour actionner les meules des moulins, elle permet encore le pompage d'eau, mais de nos jours, on l'utilise pour produire de l'électricité, source d'énergie fondamentale dans notre société actuelle. Cette forme d'énergie est utilisée pour:

- Faire fonctionner des stations météo ou toutes autres installations électriques isolées à faible consommation.
- Alimenter en éclairage des maisons ou villages dans des contrées isolées exposées au vent.
- Alimenter en électricité des villes toute en produisant une énergie propre.

L'énergie éolienne est une énergie "renouvelable" non dégradée, ne produit aucun rejet atmosphérique ni déchet radioactif. Elle est toutefois aléatoire dans le temps.

Une éolienne occupe une faible surface au sol. Ceci est un énorme avantage pour son installation qui perturbe peu les sites et permet de conserver des activités industrielles ou agricoles à proximité. On retrouve l'éolienne dite individuelle installée en site isolé. L'éolienne n'est pas raccordée au réseau, elle n'est pas reliée à d'autres éoliennes. Sinon les éoliennes sont regroupées sous forme de fermes éoliennes. Les installations peuvent être réalisées sur terre ou de plus en plus en mer avec les fermes éoliennes offshores où la présence du vent est plus régulière (**Fig. I-1**). Avec ce dernier type d'installation, les éoliennes sont ainsi moins visibles et occasionnent moins de nuisances sonores.



Fig. I-1 Ferme éolienne offshore

## I.2 Composition de l'éolienne

Un aérogénérateur, plus communément appelé éolienne, est composé essentiellement de deux parties, le capteur éolien et la génératrice: [15]

### I.2.1 Le capteur éolien

Prélève une partie de l'énergie cinétique du vent pour la transformer en énergie mécanique (il s'agit de générer un couple moteur pour entraîner la génératrice). On trouve des éoliennes basées sur :

- **Un capteur à axe vertical.**

Ce type d'éolienne présente l'avantage de ne pas nécessiter de système d'orientation des pales et de posséder une partie mécanique (multiplicateur et génératrice) au niveau du sol, facilitant ainsi les interventions de maintenance. En revanche, les vents sont faibles à proximité du sol, ce qui induit un moins bon rendement car l'éolienne subit les turbulences du vent. De plus, certaines de ces éoliennes doivent être entraînées au démarrage et le mat, souvent très lourd, subit de fortes contraintes mécaniques poussant ainsi les constructeurs à pratiquement abandonner ces aérogénérateurs (sauf pour les très faibles puissances) au profit d'éoliennes à axe horizontal.

Les deux types d'éoliennes à axe vertical les plus répandues sont le rotor de Savonius (**Fig. I-2**) et le rotor de Darrieus (**Fig. I-3**).

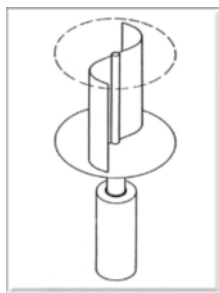


Fig. I-2 Rotor de Savonius



Fig. I-3 Rotor de Darrieus

- **Un capteur à axe horizontal.**

Les éoliennes à axe horizontal (**Fig. I-4**) sont largement employées, même si elles nécessitent très souvent un mécanisme d'orientation des pales, présentent un rendement aérodynamique plus élevé, démarrent de façon autonome et présentent un faible encombrement au niveau du sol [11][16].

Les éoliennes à axe horizontal sont basées sur le principe des moulins à vent. Elles sont constituées d'une à trois pales profilées aérodynamiquement. Le plus souvent le rotor de ces éoliennes est tripale, car trois pales constituent un bon compromis entre le coefficient de puissance, le coût et la vitesse de rotation du capteur éolien ainsi que l'aspect esthétique par rapport aux bipales.

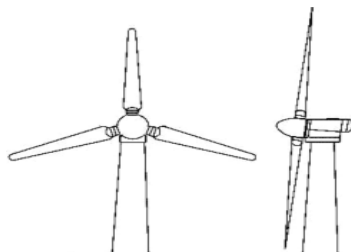


Fig. I-4 Capteur à axe horizontal

Il existe deux catégories d'éolienne à axe horizontal:

**Amont** : le vent souffle sur le devant des pales en direction de la nacelle. Les pales sont rigides et le rotor est orienté selon la direction du vent par un dispositif (**Fig. I-5**).

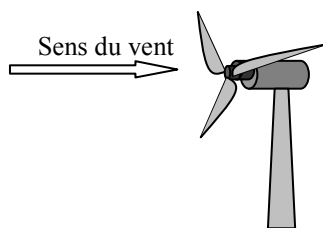


Fig. I-5 Eolienne à axe horizontal amont

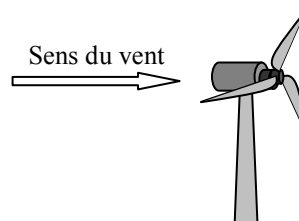


Fig. I-6 Eolienne à axe horizontal aval



**Aval :** le vent souffle sur l'arrière des pales en partant de la nacelle. Le rotor est flexible, auto-orientable (**Fig. I-6**).

### 1.2.2 La génératrice

Pour la plus part des cas c'est une machine synchrone, asynchrone ou encore une machines spéciale, pour la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique.

## 1.3 Chaîne de conversion de l'énergie éolienne

Pour obtenir de l'électricité à partir du vent, on retrouve dans les différentes configurations les mêmes éléments de bases à savoir :

- Une turbine qui transforme l'énergie du vent en énergie mécanique
- Une transmission mécanique
- Une génératrice
- Un système de liaison électrique

Selon l'utilisation de l'éolienne, certaines de ces parties sont plus ou moins développées.

On distingue deux grandes familles d'éoliennes:

- Les éoliennes raccordées au réseau.
- Les éoliennes autonomes.

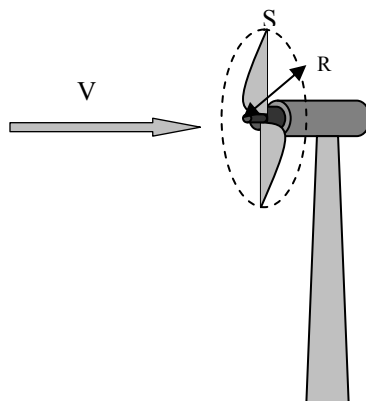
### 1.3.1 Conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique

#### .1) Loi de Betz

On peut schématiser une éolienne comme un dispositif de surface  $S$  perpendiculaire à la direction du vent (**Fig. I-7**), d'après la théorie de **Betz**, la puissance du vent est :

$$P_{vent} = \frac{1}{2} \rho S v^3 \quad \text{Eq. I-1}$$

Avec :  $S$  la surface balayée par l'éolienne,  $\rho$  la masse volumique de l'air ( $1.225 \text{ Kg/m}^3$ ) et  $v$  la vitesse du vent.



**Fig. I-7** Eolienne simplifiée

L'éolienne ne peut récupérer qu'une partie de l'énergie cinétique du vent, le ratio entre la puissance extraite du vent et la puissance totale, théoriquement disponible, est appelé coefficient de puissance  $C_p$ .

$$P_{\text{éolienne}} = C_p P_{\text{vent}} \quad \text{Eq. I-2}$$

Cette relation a été démontrée par **Albert BETZ** dès 1919, d'où son nom. La valeur du coefficient de puissance  $C_p=16/27$ , est une limite maximum du rendement des éoliennes qui est, en générale, loin d'être atteinte et c'est cette limite théorique (appelée limite de **Betz**) qui fixe la puissance maximale extractible pour une vitesse de vent donnée.

Le coefficient de puissance  $C_p$ , diffère pour chaque éolienne, dépend de l'angle d'inclinaison des pales  $\beta_i$  et la vitesse relative  $\lambda$  représentant le rapport entre la vitesse de l'extrémité des pales de l'éolienne et la vitesse du vent :

$$\lambda = \frac{R\Omega}{v} \quad \text{Eq. I-3}$$

## *.2) Production de l'énergie mécanique*

Compte tenu du rapport du multiplicateur de vitesse  $k$ , la puissance mécanique  $P_m$  disponible sur l'arbre du générateur électrique s'exprime par :

$$P_m = \frac{1}{2} C_p \left( \frac{\Omega_2 R}{kv} \right) \rho \pi R^2 v^3 \quad \text{Eq. I-4}$$

Avec :  $\Omega_2$  la vitesse de rotation (de la génératrice) après le multiplicateur.

La relation (**Eq. I-4**) permet d'établir un ensemble de caractéristiques donnant la puissance disponible en fonction de la vitesse de rotation du générateur pour différentes vitesses de vent (**Fig. I-8**).

Au vu de ces caractéristiques, il apparaît clairement que si l'éolienne, et par conséquent la génératrice, fonctionne à vitesse fixe (par exemple 1600 tr/min) la puissance captée est maximale seulement pour une vitesse du vent donnée ( $V=12$  m/s), les maximums théoriques des courbes de puissance ne sont pas exploités. Pour pouvoir optimiser le transfert de puissance et ainsi obtenir le maximum théorique pour chaque vitesse de vent, la génératrice devra pouvoir fonctionner à vitesse variable (entre 1100 et 1900 tr/min pour cet exemple).

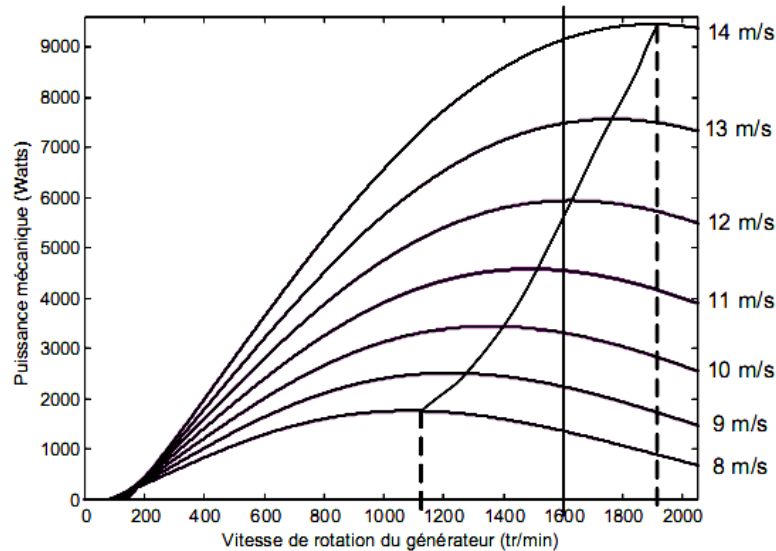


Fig. I-8 Puissance théorique disponible pour un type d'éolienne donnée

### *.3) Systèmes de régulation de la vitesse de rotation de l'éolienne*

La plupart des éoliennes connectées au réseau électrique nécessitent une vitesse de rotation fixe pour des raisons de cohérence de la fréquence avec le réseau. Le système de limitation de vitesse le plus simple et le moins coûteux est un système de limitation naturelle (intrinsèque à la forme de la pale) dit "stall". Il utilise le phénomène de décrochage aérodynamique, tel qu'au-delà d'une certaine vitesse de vent, les turbulences font naturellement chuter la puissance. Un autre système de limitation de vitesse basé sur la variation de l'angle de calage des pales "Pitch" en utilisant une commande hydraulique.

#### *I.3.2 Conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique*

La génératrice a pour rôle de convertir l'énergie mécanique (disponible sur son arbre) en énergie électrique, la génératrice peut être ensuite liée directement ou indirectement au réseau électrique.

##### *.1) Systèmes utilisant la machine à courant continu*

Ce type de machine n'est utilisée que sur des éoliennes de très faible puissance (inférieure à 500 w) [16], pour charger des batteries et alimenter des installations de type station de mesure. Pour une telle machine, les équations de fonctionnement sont simples. La tension est proportionnelle à la vitesse de l'éolienne et à la valeur du courant d'excitation.

## **.2) Systèmes utilisant la machine synchrone**

La génératrice synchrone a fait l'objet de plusieurs études dans le cadre de son utilisation dans des applications éoliennes à entraînement directe (*Direct drive*), dans le domaine de très basse vitesse et forte puissance, afin de supprimer le multiplicateur de vitesse (*Gearbox*), ceci pour minimiser les opérations de maintenance (graissage), réduire le bruit et le coût....

Par ailleurs, les applications de forte puissance et de très basse vitesse sont généralement handicapées par le volume ou/et la masse du générateur utilisé, la version à aimant permanent de la machine synchrone (MSAP) est la plus utilisée par rapport à la machine à excitation (le rotor à aimant permanent permet de réduire la masse de 25%). Pour remédier à ce problème les auteurs [6][7][8] proposent d'accroître le nombre de paire de pôles de façon à minimiser le volume et la masse du circuit magnétique. Les auteurs [12][18][19] proposent d'autres topologies : MS à flux radial, à flux axial, à flux transverse..., visant de réduire le volume ou la masse de la MS. L'adaptation de la machine synchrone à un système éolien pose des problèmes pour maintenir la vitesse de rotation de l'éolienne strictement fixe et pour synchroniser la machine avec le réseau lors des phases de connexion. Pour ces raisons, la machine ne peut être liée au réseau électrique qu'à travers une interface électronique de puissance, qui permet l'adaptation de la fréquence des courants de la génératrice à celle du réseau et autorise le fonctionnement à vitesse variable.

## **.3) Systèmes utilisant la machine à réluctance variable**

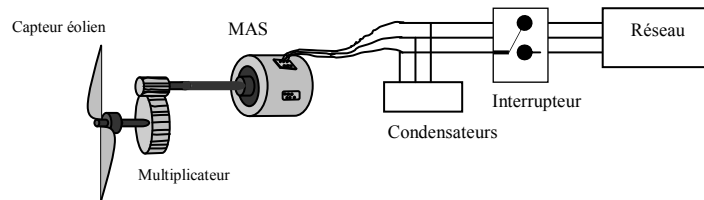
L'application des machines à réluctance variable dans les systèmes éoliens est plutôt rare, l'auteur [12] propose l'utilisation de la MRV, à plots dentés et à grand nombre de dents, comme génératrice éolien adaptée au fonctionnement à basse vitesse de rotation permettant la simplification ou la suppression du multiplicateur de vitesse utilisé avec les génératrices classiques.

## **.4) Systèmes utilisant la machine asynchrone à cage**

Le faible coût et la standardisation des machines asynchrones ont conduit à une très large domination des génératrices asynchrones à cage d'écureuil. En fonctionnement autonome, la MAS à cage pose certain nombre de problèmes, contrôle de la tension, de la fréquence, auto-amorçage....

Le dispositif le plus simple et le plus couramment utilisé, consiste à coupler mécaniquement le rotor de la machine asynchrone à l'arbre de transmission de

l'aérogénérateur par l'intermédiaire du multiplicateur de vitesse et à connecter directement le stator de la machine au réseau (**Fig. I-9**).



**Fig. I-9 Connexion directe d'une machine asynchrone sur le réseau**

La fréquence étant imposée par le réseau, si le glissement devient trop important, les courants statoriques de la machine augmentent et peuvent devenir destructeurs, de plus, les variations du couple mécanique sont fréquentes puisque le système d'orientation des pales est souvent en action pour pallier les variations de la vitesse du vent. Ces variations de couple produisent de brusques variations du courant débité sur le réseau, entraînant ainsi des perturbations. La simplicité de la configuration de ce système (aucune interface entre le stator et le réseau et pas de contacts glissants) permet de limiter la maintenance sur la machine.

Une autre topologie consiste à utiliser un variateur de fréquence qui permet le fonctionnement à vitesse variable, Les convertisseurs utilisés sont dimensionnés pour la totalité de cette 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 [11][13][14]. Plusieurs travaux sont effectués, ont comme objectif, l'étude du régime transitoire de la MAS à cage lors d'un défaut sur le réseau électrique [20][21], d'autres travaux de recherche ont été effectués par les auteurs [22][23] sur la GAS, en fonctionnement autonome, visant de maintenir stable la tension et la fréquence.

### **.5) Systèmes utilisant la machine asynchrone à double alimentation**

Actuellement la majorité des projets éoliens (supérieurs à 1MW) reposent sur l'utilisation de la machine asynchrone à double alimentation. La MADA a la particularité de disposer de deux bobinages triphasés au stator et au rotor. Le bobinage statorique est lié directement au réseau et transfère la plus grande partie de la puissance, tandis que l'autre, de

moindre puissance, permet de faire varier les courants rotoriques d'excitation de la MADA en utilisant un convertisseur de puissance, commandé en MLI, ceci pour contrôler la vitesse de rotation de la MADA. Ce dispositif permet le fonctionnement à vitesse variable de la MADA et il a l'avantage d'utiliser un convertisseur de faible puissance (30 % de la puissance nominale fournie au réseau) [11][16].

## **I.4 Conclusion**

La production d'électricité par l'énergie éolienne, intéresse de plus en plus les pays afin de produire une énergie propre et durable, son développement va progresser grâce aux recherches effectuées sur les moyes de conversion de l'énergie.

Après un rappel des notions élémentaires nécessaires à la compréhension de la chaîne de conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique, nous avons vu les différentes machines électriques adaptables à un système éolien à savoir: les machines asynchrones, machine synchrones et machines à structure spéciale.

Compte tenu des deux principaux modes de fonctionnement d'une éolienne, à savoir, la génération d'énergie électrique de façon autonome, sur des charges isolées, ou raccordement sur un réseau déjà existant, il nous a paru intéressant de pouvoir étudier chaque mode de fonctionnement. En ce qui concerne le fonctionnement autonome, Une première étude portera donc sur les performances et les limites d'un dispositif basé sur l'utilisation de cette machine. Pour le fonctionnement connecté sur un réseau, nous avons vu qu'il est important que la génératrice puisse fonctionner à vitesse variable et que la présence de convertisseurs entre la génératrice et le réseau nuisait au rendement global de l'installation. Le dispositif basé sur la machine asynchrone à double alimentation, propose un bon compromis entre la plage de variation de vitesse qu'il autorise et la taille du convertisseur par rapport à la puissance nominale de la machine. C'est par conséquent cette structure qui sera étudiée dans un deuxième temps. Des stratégies de commande seront établies pour contrôler l'échange de puissance entre la machine et le réseau auquel elle est connectée

---

---

**Chapitre II**

**Modélisation De La Machine Asynchrone  
Auto- Excitée**

---

# Chapitre II

## Modélisation De La Machine Asynchrone Auto-Excitée

### II.1 Introduction

A cause de ses avantages comparée à la machine synchrone, on particulier, l'absence de contacts électriques par balais collecteurs ou de contacts glissants sur des bagues et ses qualités de robustesse, la machine asynchrone à cage d'écurueil est la plus utilisée dans la production d'énergie éolienne dans la gamme des faibles et moyennes puissances [11].

La génératrice asynchrone en fonctionnement autonome n'engendre pas sa propre énergie d'excitation, pour cette raison un banc de condensateurs, correctement dimensionné, est connecté en parallèle avec le bobinage statorique, la présence d'un flux magnétique rémanent dans le fer du rotor est indispensable pour l'auto amorçage de la génératrice. Le schéma de principe du système étudié est donné par la figure (Fig. I-9) :

A vide, la tension et la fréquence de la génératrice auto-excitée sont directement influencées par la vitesse du rotor qui dépend du couple mécanique présent sur l'arbre de transmission, ce couple est lié à la vitesse du vent et de l'éventuelle présence d'un dispositif d'orientation des pales. Lorsque la machine est directement connectée au réseau, la vitesse de rotation des pâles est pratiquement imposée par la fréquence du réseau. Pour reproduire ce fonctionnement dans le laboratoire, nous avons utiliser un moteur à courant continu accouplé à la machine asynchrone, des simulations numériques sont alors effectuées pour différentes vitesses du rotor, l'impact de changement des capacités d'excitation et des charges aux bornes de la génératrice auto-excitée sur la tension et le courant produits par la génératrice asynchrone est étudié. Le comportement de la génératrice est aussi étudié lors d'un défaut sur le réseau. Les résultats expérimentaux sont analysés et comparés à s'eux obtenus par simulation.



## II.2 Hypothèses de travail

Que la machine soit à rotor bobiné ou à cage, il est toujours possible de supposer que cette armature porte un enroulement triphasé [24], l'étude menée dans ce mémoire porte sur une machine asynchrone à rotor bobiné. Nous supposons que le bobinage de la génératrice est réparti de manière à donner une f.m.m sinusoïdal s'il est alimenté par des courants sinusoïdaux (méthode du premier harmonique). Nous supposons aussi que la perméabilité du fer est infinie et qu'il est parfaitement feuilleté (seuls les enroulements sont parcourus par des courants), la machine est considérée parfaitement symétrique, le circuit magnétique n'est pas saturé et l'entrefer d'épaisseur constante.

## II.3 Modélisation linéaire de la génératrice asynchrone

Les enroulements des trois phases statoriques et des trois phases rotoriques peuvent être représentés par la figure suivante (Fig. II-1).

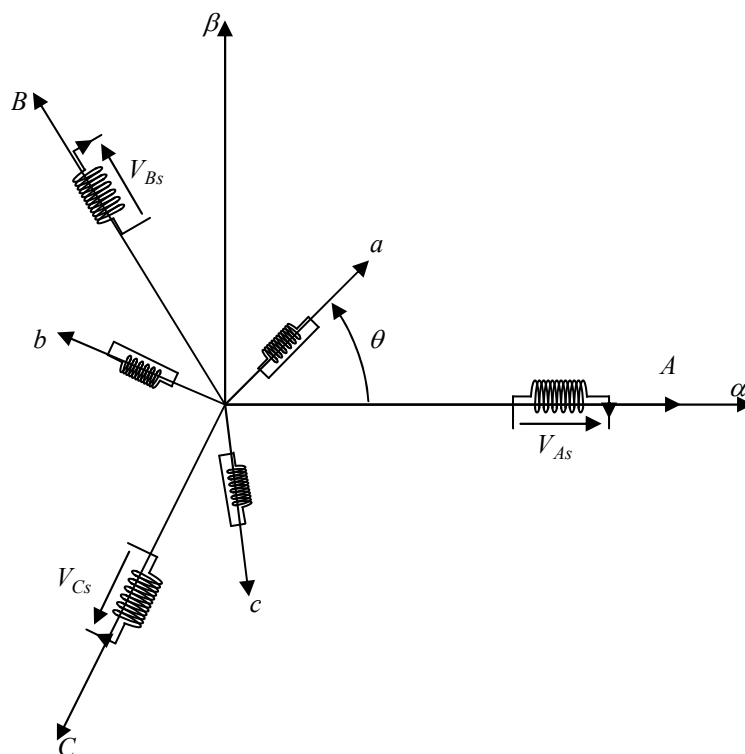


Fig. II-1 Représentation schématique de la génératrice asynchrone

$\theta$  est l'angle entre l'axe fixe de la phase (A) du stator et l'axe mobile de la phase (a) du rotor. Supposons que la génératrice est à l'arrêt, quand on accélère progressivement la génératrice asynchrone, le flux rémanent crée dans l'enroulement statorique une f.e.m rémanente, sous l'action de laquelle un courant  $i_s$  va circuler vers les condensateurs renforçant ainsi le flux

rémanent [25]. L'un des trois enroulements statoriques est représenté par la figure (Fig. II-2), sa résistance est  $R_{As}$ , traversé par le flux totalisé  $\varphi_{As}$ , il est le siège d'une f.e.m ( $e_{As}$ ).

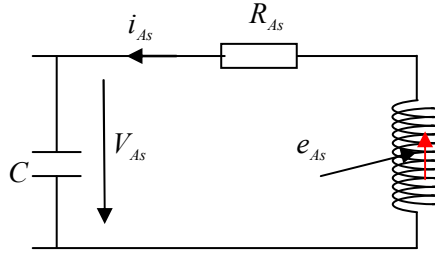


Fig. II-2 Représentation d'une phase du stator

A partir du schéma ci-dessus, on écrit :

$$V_{As} = -e_{As} + R_s i_{As} = -\frac{1}{C} \int i_{As} dt \quad \text{Eq. II-1}$$

La loi de Faraday nous permet d'écrire :

$$e_{As} = -\frac{d\varphi_{As}}{dt} \quad \text{Eq. II-2}$$

On obtient alors :

$$\begin{cases} V_{As} = R_s i_{As} + \frac{d}{dt} \varphi_{As} \\ \frac{d}{dt} V_{As} = -\frac{1}{C} i_{As} \end{cases} \quad \text{Eq. II-3}$$

La résistance statorique étant la même pour les trois phases, nous utilisons l'écriture matricielle condensée pour l'ensemble des trois phases statoriques on aura ainsi :

$$\begin{cases} [V_{ABCs}] = R_s [i_{ABCs}] + \frac{d}{dt} [\varphi_{ABCs}] \\ \frac{d}{dt} [V_{ABCs}] = -\frac{1}{C} [i_{ABCs}] \end{cases} \quad \text{Eq. II-4}$$

De même pour le rotor :

$$[V_{abcr}] = [0] = R_r [i_{abcr}] + \frac{d}{dt} [\varphi_{abcr}] \quad \text{Eq. II-5}$$

### II.3.1 Relation entre flux et courants

Si on suppose que la phase (A) est alimentée seul, elle crée un flux principal  $\varphi_p$  qui donne naissance aux effets utiles, et un flux de fuite  $\varphi_f$  [24].

On suppose que ces deux flux sont séparables ce qui nous permet d'écrire :

Pour la phase (A) statorique :

$$\varphi_{As} = \varphi_{fAs} + \varphi_{pAs} \quad \text{Eq. II-6}$$

Et pour la phase (a) rotorique

$$\varphi_{ar} = \varphi_{far} + \varphi_{par} \quad \text{Eq. II-7}$$

Le flux axial ou homopolaire  $\varphi_o$  est négligeable, du fait de la symétrie du circuit magnétique de la machine.

L'inductance propre pour une phase statorique est définie par :

$$L_{As} = \frac{\varphi_{As}}{i_{As}} = \frac{(\varphi_{fAs} + \varphi_{pAs})}{i_{As}} = L_{fAs} + L_{pAs} \quad \text{Eq. II-8}$$

Du fait de la symétrie de la machine, dans la suite, nous supposons que :

$$\begin{cases} L_{As} = L_{Bs} = L_{Cs} = L_{ss} \\ L_{fAs} = L_{fBs} = L_{fCs} = l_s \\ L_{pAs} = L_{pBs} = L_{pCs} = L_{Ps} \end{cases} \quad \text{Eq. II-9}$$

Ce qui simplifie l'écriture à :

$$L_{ss} = l_s + L_{Ps} \quad \text{Eq. II-10}$$

Avec :

$L_{ss}$  : **L'inductance propre** d'une phase statorique.

$l_s$  : **L'inductance de fuite** d'une phase statorique.

$L_{Ps}$  : **L'inductance principale** d'une phase statorique.

De même pour le rotor on aura :

$$L_{rr} = l_r + L_{Pr} \quad \text{Eq. II-11}$$

Lorsque les six courants circulent simultanément dans les différentes phases du stator et du rotor, le flux total résultant pour la phase A statorique s'exprime par la relation suivante :

$$\varphi_{As} = L_{ss}i_{As} + m_s(i_{Bs} + i_{Cs}) + m_1i_{ar} + m_3i_{br} + m_2i_{cr} \quad \text{Eq. II-12}$$

Avec:

- $m_s$  : désigne l'inductance mutuelle entre phases statoriques, elle vaut, compte tenu du déphasage de  $2\pi/3$  entre les axes des phases:

$$m_s = L_{Ps} \cos(2\pi/3) = -0.5L_{Ps}. \quad \text{Eq. II-13}$$

- $m_1, m_2, m_3$  sont les mutuelles inductances entre la phase A du stator et les trois phases du rotor, définis par l'angle  $\theta$ , elles sont développables en série de Fourier, si on les réduit à leurs fondamentaux, on écrit :

$$\begin{aligned} m_1 &= m_{sr} \cos(\theta) \\ m_2 &= m_{sr} \cos(\theta - 2\pi/3) \\ m_3 &= m_{sr} \cos(\theta + 2\pi/3) \end{aligned} \quad \text{Eq. II-14}$$

$m_{sr}$  Etant une constante représente le maximum de l'inductance mutuelle entre une phase statorique et une phase rotorique, elle vaut: [27].

$$m_{sr} = \frac{L_{Ps}}{u} = uL_{Pr} \quad \text{Eq. II-15}$$

$u$  : Le rapport de transformation entre le stator et le rotor.

La recherche des courants statoriques, rotoriques et la tension qui apparaît entre les bornes des phases statoriques, peut se ramener à la résolution du système suivant :

$$\begin{bmatrix} V_{As} \\ V_{Bs} \\ V_{Cs} \\ V_{ar} \\ V_{br} \\ V_{cr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_r & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{As} \\ i_{Bs} \\ i_{Cs} \\ i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_{ss} & m_s & m_s & m_1 & m_3 & m_2 \\ m_s & L_{ss} & m_s & m_2 & m_1 & m_3 \\ m_s & m_s & L_{ss} & m_3 & m_2 & m_1 \\ m_1 & m_2 & m_3 & L_{rr} & m_r & m_r \\ m_3 & m_1 & m_2 & m_r & L_{rr} & m_r \\ m_2 & m_3 & m_1 & m_r & m_r & L_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{As} \\ i_{Bs} \\ i_{Cs} \\ i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-16}$$

Nous sommes ici en présence d'un système d'équations différentielles non linéaire (les inductances dépendent de l'angle de rotation ( $\theta$ ) du rotor), représentant le modèle de la génératrice asynchrone sans prise en compte de la saturation, exprimé en grandeurs de phases, l'utilisation de la transformation de Park rendra le système linéaire et facilitera ainsi sa résolution.

### II.3.2 Transformation de Park

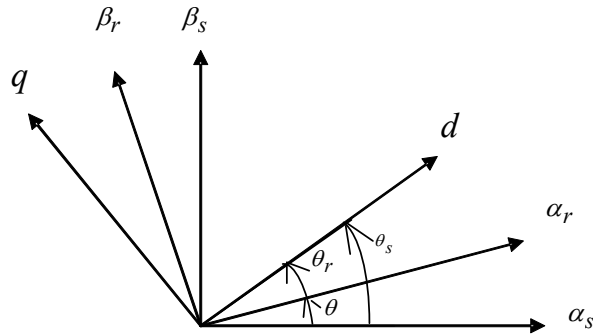


Fig. II-3 Transformation de Park

Pour passer des grandeurs triphasées (A, B, C) aux grandeurs diphasées ( $d$ ,  $q$ ) nous utilisons la transformation de Park  $[P]$ . Elle est constituée d'une transformation triphasée-diphasée (transformation de Concordia  $[C]$ ) suivie d'une rotation  $[R]$  [29]. De sorte que  $[P] = [R][C]$  le repère  $(\alpha, \beta)$  (diphasé) est toujours fixe par rapport au repère  $(A, B, C)$  réel (Fig. II-1), par contre le repère  $(d, q)$  est mobile, il forme avec le repère  $(\alpha, \beta)$ , fixe, un angle appelé l'angle de transformation de Park.

$$\begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix} \xrightarrow{[C]} \begin{bmatrix} X_\alpha \\ X_\beta \end{bmatrix} \text{ avec } [C] = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} \sqrt{2} & -1 & -1 \\ 0 & \sqrt{3} & -\sqrt{3} \\ \sqrt{2} & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-17}$$

Sous une forme condensée on écrit :

$$[X_{\alpha\beta}] = [C] \cdot [X_{abc}]. \quad \text{Eq. II-18}$$

$$\begin{bmatrix} X_\alpha \\ X_\beta \end{bmatrix} \xrightarrow{[C]^{-1}} \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix} \text{ avec } [C]^{-1} = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} \sqrt{2} & 0 \\ -1 & \sqrt{3} \\ \sqrt{2} & -\sqrt{3} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-19}$$

Les repères de la transformation de Park des grandeurs statoriques et celles des grandeurs rotoriques doivent coïncider pour simplifier les équations, ceci se fait en liant les angles  $\theta_s$  et  $\theta_r$  par la relation :

$$\theta_s = \theta + \theta_r \quad \text{Eq. II-20}$$

A partir de la Figure (**Fig II-3**), on peut faire le passage des variables physiques liées au stator  $(\alpha_s, \beta_s)$  et au rotor  $(\alpha_r, \beta_r)$  à des variables de calculs correspondant à un système de coordonnées  $(d, q)$  tournant à la vitesse  $\omega_s = \frac{d\theta_s}{dt}$  et  $\omega_r = \frac{d\theta_r}{dt}$  par rapport au stator et au rotor successivement. On peut donc définir la matrice  $[R]$  qui permet le passage du repère  $(\alpha, \beta)$  au repère  $(d, q)$  tel que :

$$\begin{bmatrix} X_d \\ X_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\psi & \sin\psi \\ \sin\psi & -\cos\psi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_\alpha \\ X_\beta \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-21}$$

$$[R] = \begin{bmatrix} \cos\psi & \sin\psi \\ \sin\psi & -\cos\psi \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-22}$$

$\psi$  : L'angle de la transformation de Park.

Sous une forme condensée on écrit :

$$[X_{dq}] = [R] \cdot [X_{\alpha\beta}] \quad \text{Eq. II-23}$$

Ce qui permet d'écrire :

$$[X_{dq}] = [P(\psi)] \cdot [X_{abc}] \quad \text{Eq. II-24}$$

Avec:

$$[P(\psi)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos\psi & \cos\left(\psi - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\psi + \frac{2\pi}{3}\right) \\ -\sin\psi & -\sin\left(\psi - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\psi + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-25}$$

Cette matrice est orthonormale, elle conserve la puissance instantanée dans les enroulements équivalents, son inverse est égale simplement à son transposé  $[P]^{-1} = [P]^T$

Les équations des tensions deviennent :

$$[V_{dqs}] = [P(\theta_s)] [V_{ABCs}] \quad \text{Eq. II-26}$$

$$[V_{dqr}] = [P(\theta_r)] [V_{abcr}] \quad \text{Eq. II-27}$$

Le produit matriciel ci-dessus est évident mais long et fastidieux.

Après développement et en introduisant les inductances cycliques suivantes:

$$\begin{cases} L_s = L_{ss} - m_s \\ L_r = L_{rr} - m_r \\ M = \frac{3}{2} m_{sr} \end{cases} \quad \text{Eq. II-28}$$

Avec :

$L_s$  : L'inductance cyclique propre du stator.

$L_r$  : L'inductance cyclique propre du rotor.

$M$  : L'inductance mutuelle cyclique entre stator et rotor.

Ainsi qu'en utilisant les équations (Eq. II-10) et (Eq. II-13) pour le calcul de  $L_s$  :

$$L_s = l_s + L_{Ps} + 0.5L_{Ps} = l_s + \frac{3}{2}L_{Ps} \quad \text{Eq. II-29}$$

En posant :  $Lm_s = \frac{3}{2}L_{Ps}$  l'équation (Eq. II-29) devient :

$$L_s = l_s + Lm_s \quad \text{Eq. II-30}$$

On procède de la même façon pour  $L_r$  on aura :

$$L_r = l_r + Lm_r \quad \text{Eq. II-31}$$

$M = \frac{3}{2}m_{sr}$  En utilisant (Eq. II-15):

$$M = \frac{3}{2} \frac{L_{Ps}}{u} = \frac{3}{2} u L_{Pr} = \frac{Lm_s}{u} = u Lm_r \quad \text{Eq. II-32}$$

On obtient le système d'équation suivant:

$$\begin{cases} V_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d\varphi_{ds}}{dt} - \omega_s \varphi_{qs} \\ V_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d\varphi_{qs}}{dt} + \omega_s \varphi_{ds} \\ V_{dr} = R_r i_{dr} + \frac{d\varphi_{dr}}{dt} - \omega_r \varphi_{qr} \\ V_{qr} = R_r i_{qr} + \frac{d\varphi_{qr}}{dt} + \omega_r \varphi_{dr} \end{cases} \quad \text{Eq. II-33}$$

Avec :

$$\begin{cases} \varphi_{ds} = L_s i_{ds} + M i_{dr} \\ \varphi_{qs} = L_s i_{qs} + M i_{qr} \\ \varphi_{dr} = M i_{ds} + L_r i_{dr} \\ \varphi_{qr} = M i_{qs} + L_r i_{qr} \end{cases} \quad \text{Eq. II-34}$$

Sous la forme matricielle, le système s'écrira:

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V_{dr} \\ V_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s L_s & 0 & -\omega_s M \\ \omega_s L_s & R_s & \omega_s M & 0 \\ 0 & -\omega_r M & R_r & -\omega_r L_r \\ \omega_r M & 0 & \omega_r L_r & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-35}$$

Le rotor de la génératrice asynchrone étant fermé sur lui même (court-circuité), on prend  $V_{dr}$  et  $V_{qr}$  égales à zéro.

L'équation du couple électromagnétique développé par la génératrice est :

$$\Gamma_G = P(\varphi_{ds} i_{qs} - \varphi_{qs} i_{ds}) = PM(i_{qs} i_{dr} - i_{ds} i_{qr}) \quad \text{Eq. II-36}$$

Avec P : Le nombre de paires de pôle.

L'équation du mouvement reliant les parties électriques et mécaniques s'écrit comme suit :

$$J \frac{d\Omega}{dt} = \Gamma_m + \Gamma_G \quad \text{Eq. II-37}$$

Avec:

$J$  : Le moment d'inertie total (Génératrice + système d'entraînement).

$\Gamma_m$  : Couple mécanique fourni à la génératrice.

$\Gamma_G$  : Couple électromagnétique, s'oppose au couple mécanique, développé par la génératrice.

Le système (**Eq. II-35**) c'est le modèle linéaire de la génératrice asynchrone, exprimé dans le repère de Park. Ce système fait intervenir des équations définies chacune d'elles dans son propre référentiel. Pour les exploiter, il convient de les exprimer dans un seul et unique référentiel. En considérant le référentiel statorique, pour cela nous avons besoin d'effectuer les changements de variables suivantes :

$$R'_r = u^2 R_r, l'_r = u^2 l_r, L' m_r = u^2 L m_r = L m_s = L m, I'_r = \frac{I_r}{u} \text{ et } V'_r = u V_r = 0.$$

Compte tenu des formules des inductances (**Eq. II-30**), (**Eq. II-31**) et (**Eq. II-32**) et en introduisant  $i_{md} = i_{ds} + i'_{dr}$  et  $i_{mq} = i_{qs} + i'_{qr}$

Le système (**Eq. II-34**) devient:



$$\left\{ \begin{array}{l} \varphi_{ds} = l_s i_{ds} + Lm(i_{ds} + \frac{i_{dr}}{u}) = l_s i_{ds} + Lm(i_{ds} + i'_{dr}) = l_s i_{ds} + Lm i_{md} \\ \varphi_{qs} = l_s i_{qs} + Lm(i_{qs} + \frac{i_{qr}}{u}) = l_s i_{qs} + Lm(i_{qs} + i'_{qr}) = l_s i_{qs} + Lm i_{mq} \\ \varphi_{dr} = l_r i_{dr} + \frac{Lm}{u}(i_{ds} + \frac{i_{dr}}{u}) \rightarrow \varphi'_{dr} = l'_r i'_{dr} + Lm(i_{ds} + i'_{dr}) = l'_r i'_{dr} + Lm i_{md} \\ \varphi_{qr} = l_r i_{qr} + \frac{Lm}{u}(i_{qs} + \frac{i_{qr}}{u}) \rightarrow \varphi'_{qr} = l'_r i'_{qr} + Lm(i_{qs} + i'_{qr}) = l'_r i'_{qr} + Lm i_{mq} \end{array} \right. \quad \text{Eq. II-38}$$

Le système (Eq. II-35) devient :

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d\varphi_{ds}}{dt} - \omega_s \varphi_{qs} \\ V_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d\varphi_{qs}}{dt} + \omega_s \varphi_{ds} \\ V'_{dr} = R'_r i'_{dr} + \frac{d\varphi'_{dr}}{dt} - \omega_r \varphi'_{qr} \\ V'_{qr} = R'_r i'_{qr} + \frac{d\varphi'_{qr}}{dt} + \omega_r \varphi'_{dr} \end{array} \right. \quad \text{Eq. II-39}$$

### II.3.3 Schéma équivalent

En peut écrire sous forme complexe les équations de tensions, de courants et de flux en mettant :

$$\bar{V}_s = V_{ds} + jV_{qs}, \bar{I}_s = i_{ds} + ji_{qs}, \bar{V}'_r = V'_{dr} + jV'_{qr}, \bar{I}'_r = i'_{dr} + ji'_{qr}, \bar{\varphi}_s = \varphi_{ds} + j\varphi_{qs}$$

$$\bar{\varphi}'_r = \varphi'_{dr} + j\varphi'_{qr}, \bar{I}_m = i_{md} + ji_{mq} = \bar{I}_s + \bar{I}'_r \quad \text{on aura :}$$

$$\bar{\varphi}_s = l_s \bar{I}_s + Lm \bar{I}_m \quad \text{Eq. II-40}$$

En introduisant les variables  $\bar{\varphi}_m$  et  $\bar{\varphi}_{\sigma s}$ , avec :

$$\bar{\varphi}_m = Lm \bar{I}_m \quad \text{Eq. II-41}$$

$$\bar{\varphi}_{\sigma s} = l_s \bar{I}_s \quad \text{Eq. II-42}$$

Le flux statorique devient :

$$\bar{\varphi}_s = \bar{\varphi}_{\sigma s} + \bar{\varphi}_m \quad \text{Eq. II-43}$$

Il en est de même pour le flux rotorique :

$$\bar{\varphi}'_r = \bar{\varphi}'_{\sigma r} + \bar{\varphi}_m \quad \text{Eq. II-44}$$

Avec :

$\bar{\varphi}_{\sigma s}, \bar{\varphi}'_{\sigma r}$  : Les vecteurs complexes de flux de fuites au stator et au rotor ramené au stator.

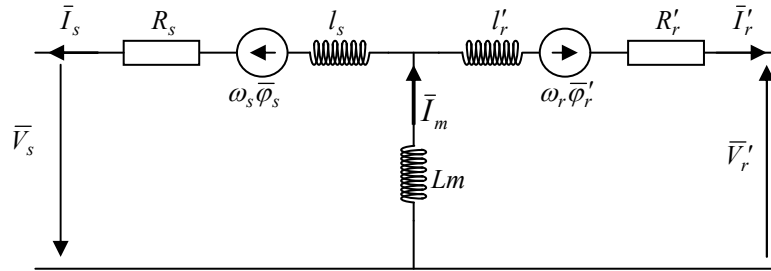
$\bar{\varphi}_m$  : Le vecteur complexe du flux magnétisant.

$\bar{I}_m$  : Le vecteur complexe du courant magnétisant.

On obtient le système d'équations complexe suivant :

$$\begin{cases} \bar{V}_s = R_s \bar{I}_s + j\omega_s \bar{\varphi}_s + \frac{d}{dt}(\bar{\varphi}_{\sigma s} + \bar{\varphi}_m) \\ \bar{V}_r' = R_r' \bar{I}_r' + j\omega_r \bar{\varphi}_r' + \frac{d}{dt}(\bar{\varphi}_{\sigma r}' + \bar{\varphi}_m) \end{cases} \quad \text{Eq. II-45}$$

Ce qui donne le schéma monophasé dynamique équivalent de la machine asynchrone en fonctionnement génératrice ramené au stator (**Fig. II-4**).



**Fig. II-4** Schéma monophasé équivalent de la génératrice asynchrone

Les pertes fer sont généralement prises en compte par le biais d'une résistance  $R_{\mu}$  connectée en parallèle avec l'inductance de magnétisation. [27]

Lorsque la vitesse d'entraînement est constante et le régime des courants est établi, il en résulte que les flux totalisés sont constants, par conséquent, les équations de tension en régime permanent ne contiennent plus de tension induite de transformation, le système d'équation (**Eq. II.45**) devient :

$$\begin{cases} \bar{V}_s = R_s \bar{I}_s + j\omega_s \bar{\varphi}_s = R_s \bar{I}_s + j\omega_s l_s \bar{I}_s + j\omega_s Lm \bar{I}_m \\ \frac{\bar{V}_r'}{g} = 0 = \frac{R_r'}{g} \bar{I}_r' + j\omega_s \bar{\varphi}_r' = \frac{R_r'}{g} \bar{I}_r' + j\omega_s l_r' \bar{I}_r' + j\omega_s Lm \bar{I}_m \\ \text{avec : } \frac{R_r'}{g} = R_r' + R_r' \frac{1-g}{g} \end{cases} \quad \text{Eq. II-46}$$

Or, la puissance perdue par effet joule au rotor s'exprime par :  $P_{jr} = 3R_r' I_r'^2$ , la puissance active consommée au rotor est donnée par :  $P_r = 3R_r' I_r'^2 / g$ , la différence entre  $P_{jr}$  et  $P_r$  donne la puissance mécanique  $P_m$  que fournit la machine, elle s'identifie à  $P_m = 3(1-g)R_r' I_r'^2 / g$  que l'on symbolise dans le schéma (**Fig. II.5**) par la résistance  $(1-g)R_r' / g$

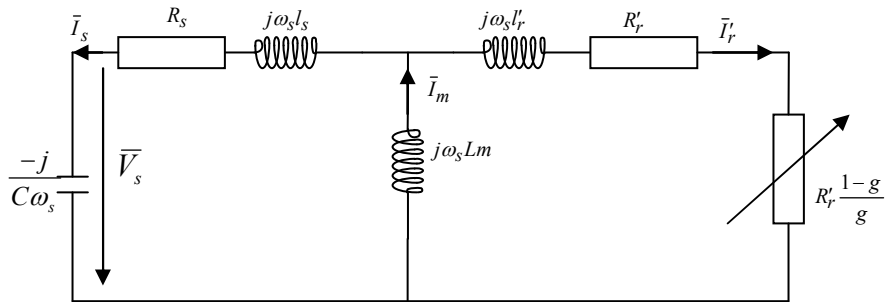


Fig. II-5 Schéma monophasé équivalent de la GAS en régime permanent

L'auto amorçage de la génératrice ne se produit qu'en présence du condensateur, ce dernier forme avec la génératrice un système oscillant dont les équations dérivées du schéma de la figure (Fig. II.5).

### II.3.4 Détermination des valeurs limites des condensateurs d'auto-amorçage

La théorie de détermination des condensateurs est largement développée dans la littérature [25][27][30]. Cette théorie, utilise des méthodes purement analytiques, nécessite l'introduction des hypothèses simplificatrices que nous les verrons au fur et mesure de nos développements.

Le schéma de la figure (Fig. II-5) est équivalent à une génératrice d'impédance  $Z_G$  débitant sur une impédance  $Z_c$  (du condensateur) (Fig. II-6).

D'après la figure (Fig. II-6) nous avons :

$$\bar{Z}_c \cdot \bar{I}_s = -\bar{Z}_G \cdot \bar{I}_s \Rightarrow \bar{Z}_c \cdot \bar{I}_s + \bar{Z}_G \cdot \bar{I}_s = 0 \tag{Eq. II-47}$$

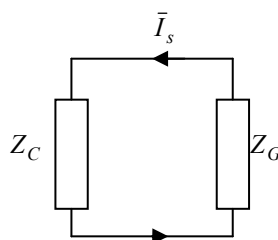


Fig. II-6 Fonctionnement en génératrice auto-excitée

Donc :

$$\bar{Z}_{res} = \bar{Z}_c + \bar{Z}_G = 0 \tag{Eq. II-48}$$

Or:

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{Z}_G = R_s + j\omega_s l_s + \frac{j\omega_s Lm \left( \frac{R'_r}{g} + j\omega_s l'_r \right)}{\frac{R'_r}{g} + j\omega_s (Lm + l'_r)} \\ \bar{Z}_C = -\frac{j}{C\omega_s} \end{array} \right. \quad \text{Eq. II-49}$$

En remplaçant  $l_s = L_s - Lm$  et  $l'_r = L'_r - Lm$  dans l'équation (Eq. II-49) et en introduisant le coefficient de dispersion  $\sigma = 1 - \frac{Lm^2}{L_s L'_r}$  on aura.

$$\bar{Z}_G = \frac{R_s \frac{R'_r}{g} - \omega_s^2 \sigma L_s L'_r + j\omega_s \left( L'_r R_s + L_s \frac{R'_r}{g} \right)}{\frac{R'_r}{g} + j\omega_s L'_r} \quad \text{Eq. II-50}$$

Ce qui donne :

$$\bar{Z}_{res} = -\frac{j}{C\omega_s} + \frac{R_s \frac{R'_r}{g} - \omega_s^2 \sigma L_s L'_r + j\omega_s \left( L'_r R_s + L_s \frac{R'_r}{g} \right)}{\frac{R'_r}{g} + j\omega_s L'_r} \quad \text{Eq. II-51}$$

$$\bar{Z}_{res} = \left[ R_s + \frac{\omega_s^2 Lm^2 \frac{R'_r}{g}}{\left( \frac{R'_r}{g} \right)^2 + (\omega_s L'_r)^2} \right] + j \left[ -\frac{1}{C\omega_s} + \frac{\omega_s L_s \left( \left( \frac{R'_r}{g} \right)^2 + \sigma (\omega_s L'_r)^2 \right)}{\left( \frac{R'_r}{g} \right)^2 + (\omega_s L'_r)^2} \right] \quad \text{Eq. II-52}$$

La figure ci- dessous représente la variation de la partie réel de  $\bar{Z}_{res}$  en fonction du glissement

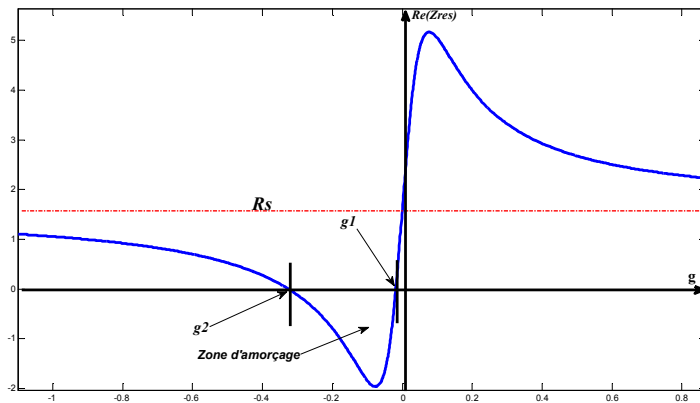


Fig. II-7 Détermination du domaine d'amorçage

Cette fonction à pour asymptote  $R_s$  et ne peut être négative que pour des valeurs de  $g$  comprise entre  $g_1$  et  $g_2$  (**Fig. II-7**) la condition d'amorçage s'exprime par conséquent par:  $g_2 < g < g_1$ .

1) lorsque  $g \rightarrow 0$  le terme  $(\omega_s L_r')^2$  est négligeable devant  $\left(\frac{R_r'}{g}\right)^2$  ce qui donne :

$$\text{Re}(\bar{Z}_{res}) \cong R_s + \frac{\omega_s^2 L_m^2}{R_r'} g \quad \text{Eq. II-53}$$

Pour

$$\text{Re}(\bar{Z}_{res}) = 0, \quad g_1 \cong -\frac{R_s R_r'}{\omega_s^2 L_m^2} \approx 0 \quad \text{Eq. II-54}$$

La machine tourne pratiquement à sa vitesse de synchronisme.

2) lorsque  $g$  est grand, le terme  $\left(\frac{R_r'}{g}\right)^2$  est négligeable devant  $(\omega_s L_r')^2$  ce qui donne :

$$\text{Re}(\bar{Z}_{res}) \cong R_s + \left(\frac{L_m}{L_r'}\right)^2 \frac{R_r'}{g},$$

$$\text{Re}(\bar{Z}_{res}) = 0 \quad g_2 \cong -\frac{R_r'}{R_s} \quad \text{Eq. II-55}$$

Connaissant les glissements limites  $g_1$  et  $g_2$  on en déduit les valeurs extrêmes de la capacité  $C$ , qui définissent le domaine dans le quel l'amorçage peut avoir lieu.

D'après (**Eq. II-48**) et (**Eq. II-52**)

$$\text{Im}(\bar{Z}_{res}) = -\frac{1}{C\omega_s} + \frac{\omega_s L_s \left( \left(\frac{R_r'}{g}\right)^2 + \sigma(\omega_s L_r')^2 \right)}{\left(\frac{R_r'}{g}\right)^2 + (\omega_s L_r')^2} = 0 \quad \text{Eq. II-56}$$

• pour  $g = g_1 \cong 0$ , la machine tourne pratiquement au synchronisme et génère une fréquence nominale,  $\omega_s = \omega = p\Omega$  avec  $\omega$  la pulsation mécanique. Dans (**Eq. II-56**) les

termes  $(\omega_s L_r')^2$  et  $\sigma(\omega_s L_r')^2$  sont négligeables devant  $\left(\frac{R_r'}{g}\right)^2$  ce qui donne :  $-\frac{1}{C\omega} + L_s \omega \cong 0$

D'où :

$$C_1 \cong \frac{1}{L_s \omega^2} \quad \text{Eq. II-57}$$

Cette capacité correspond à la résonance avec l'inductance cyclique propre  $L_s$  du stator

- pour  $g = g_2 \cong -\frac{R'_r}{R_s} > -1$  nous avons :  $g = \frac{\omega_s - \omega}{\omega_s} \Rightarrow \omega = (1 - g)\omega_s \rightarrow \omega > 2\omega_s$

Dans ce cas l'équation (Eq. II-56) donne  $-\frac{1}{C_2\omega_s} + L_s\omega_s\sigma \cong 0$ , donc  $C_2 \cong \frac{1}{\sigma L_s\omega_s^2}$ , cette valeur correspond à la résonance avec l'inductance de court-circuit de la machine  $L_s\sigma$ , cette solution est à rejeter car pour générer la fréquence nominale, la machine doit tourner pratiquement au double de sa vitesse de synchronisme.

### II.3.5 Simulation numérique et résultats expérimentaux

Pour simuler l'auto-amorçage à vide de la génératrice asynchrone, il suffit de résoudre le système d'équation de tension (Eq. II-39) en tenant compte de la tension aux bornes des condensateurs. Pour cela nous avons besoins de récrire ces équations dans un référentiel lié au stator, ce choix de référentiel se justifié par le fait de ne pas connaître le glissement et la pulsation des grandeurs statoriques, la seuls grandeur d'entrée (imposée) est la vitesse d'entraînement de la génératrice.

Dans ce cas les repères  $(\alpha_s, \beta_s)$  et  $(d, q)$  sont confondus.

$$\begin{cases} \frac{d\theta_s}{dt} = 0 \\ \frac{d\theta_r}{dt} = \omega_r = -\frac{d\theta}{dt} = -\omega = -P\Omega \end{cases} \quad \text{Eq. II-58}$$

Nous pouvons alors écrire :

$$\begin{cases} V_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d\varphi_{ds}}{dt} \\ V_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d\varphi_{qs}}{dt} \\ V'_{dr} = R'_r i'_{dr} + \frac{d\varphi'_{dr}}{dt} + \omega\varphi'_{qr} \\ V'_{qr} = R'_r i'_{qr} + \frac{d\varphi'_{qr}}{dt} - \omega\varphi'_{dr} \end{cases} \quad \text{Eq. II-59}$$

La mise sous forme d'état du système d'équation (Eq. II-59) est nécessaire en choisissant comme vecteur d'état les courants statoriques et rotoriques.

En remplaçant les expressions des flux on aura :

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V'_{dr} \\ V'_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 & 0 \\ 0 & \omega Lm & R'_r & \omega(l'_r + Lm) \\ -\omega Lm & 0 & -\omega(l'_r + Lm) & R'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ i'_{dr} \\ i'_{qr} \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} l_s + Lm & 0 & Lm & 0 \\ 0 & l_s + Lm & 0 & Lm \\ Lm & 0 & l'_r + Lm & 0 \\ 0 & Lm & 0 & l'_r + Lm \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ i'_{dr} \\ i'_{qr} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-60}$$

Ce système d'équation est sous la forme :  $A\dot{x} + Bx = U \Rightarrow \dot{x} = A^{-1}(U - Bx)$

Le calcul de l'inverse de A donne :

$$A^{-1} = \frac{1}{l'_s l'_r + Lm(l'_s + l'_r)} \begin{bmatrix} l'_r + Lm & 0 & -Lm & 0 \\ 0 & l'_r + Lm & 0 & -Lm \\ -Lm & 0 & l'_s + Lm & 0 \\ 0 & -Lm & 0 & l'_s + Lm \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-61}$$

Les tensions diphasées aux bornes des condensateurs sont données par:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} V_{ds} = -\frac{1}{C} i_{ds} \\ \frac{d}{dt} V_{qs} = -\frac{1}{C} i_{qs} \end{cases} \quad \text{Eq. II-62}$$

Les données de la machine sont:  $R_s=0.78 \Omega$ ,  $R_r=0.76 \Omega$ ,  $l_r=l_s=0.003H$ .  $P=3.5 \text{ KW}$

La résolution numérique du système nous permet d'obtenir la tension d'auto-amorçage à vide donnée par la figure suivante :

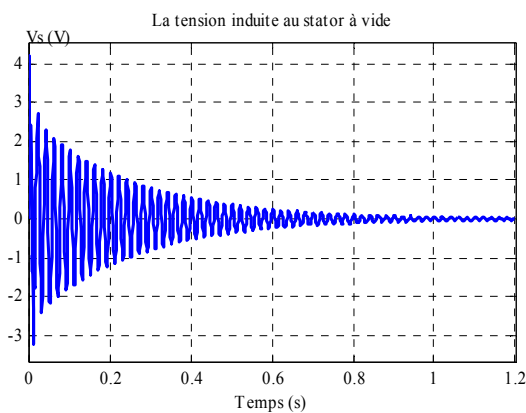


Fig. II-8 Tension induite à vide pour

$$C < \frac{1}{L_s \omega^2} = 132 \mu\text{F}, N=1500 \text{ tr/mn}$$

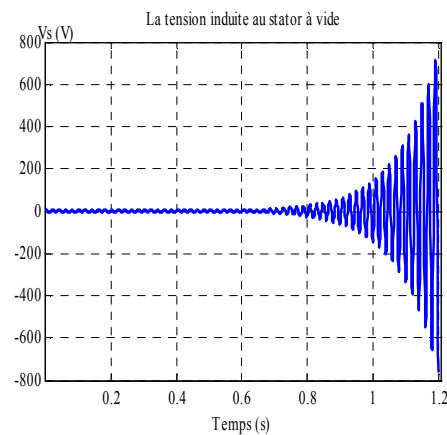


Fig. II-9 Tension induite à vide pour

$$C > \frac{1}{L_s \omega^2} = 132 \mu\text{F}, N=1500 \text{ tr/mn}$$

Si la valeur du condensateur est telle que :  $C < \frac{1}{L_s \omega^2}$ , la tension, après une tentative à l'oscillation, décroît rapidement pour atteindre une valeur très petite (**Fig. II-8**).

On constate sur la figure (**Fig. II-9**) que la tension induite croit indéfiniment, d'une façon exponentielle avec des oscillations entretenues. Cela est dû essentiellement à l'hypothèse de non saturation du circuit magnétique de la machine. L'auto-amorçage n'a lieu que pour  $C > \frac{1}{L_s \omega^2}$  qui correspond à la résonance avec l'inductance statorique  $L_s$ .

Il est évident que l'accroissement non limité des grandeurs de la machine n'est pas réel car dans le cas échéant la génératrice et son dispositif d'entraînement seront détériorés immédiatement par l'accroissement du courant et du couple.

Pour se placer dans le cas réel, il faudrait tenir compte de l'effet de la saturation du circuit magnétique de la machine.

#### II.4 Modélisation de la GAS avec prise en compte de la saturation.

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

En régime de saturation, les flux et les courants ne sont plus proportionnels, la caractéristique de magnétisation se compose en plus de la partie linéaire d'une partie dite coude et une autre dite de saturation, c'est cette partie qui va limiter les grandeurs de la génératrice.

En effet lorsque la machine est entraînée par un dispositif externe, la présence d'un champ rémanent dans le circuit magnétique de la machine, crée un couple électromagnétique engendrant une force électromotrice sur les enroulements statoriques. La connexion d'un banc de condensateurs sur les phases du stator entraîne alors la création d'un courant réactif qui augmente le champ magnétique de la machine et par conséquent les forces électromotrices. C'est cette réaction cyclique qui permet à la machine d'arriver à un régime permanent situé dans la zone saturée.

La figure (**Fig.II-10**) représente l'évolution de la force électromotrice  $E = f(I_m)$  statorique (caractéristique interne) ainsi que la caractéristique externe du condensateur  $V_c = X_c I_m$  en fonction du courant de magnétisation  $I_m$ , l'intersection de ces deux courbes (point A) est le



point de fonctionnement en régime permanent, la position du point A est liée à la pente de la

$$\text{droite : } \operatorname{tg} \alpha = \frac{1}{C \omega} = X_c$$

Quand C augmente, A vient en A' à cet effet la tension augmente, on peut aussi faire augmenter la tension en maintenant C constante tout en augmentant la vitesse de rotation de  $\Omega$  à  $\Omega'$ , le point A vient donc en A'' (courbe en pointillé).

Il existe une valeur de C critique qui désamorçait la génératrice telle que  $C_r = \frac{1}{L_s \omega^2}$  pour cette

valeur la pente  $\operatorname{tg} \alpha_{cr} = \frac{1}{C_{cr} \omega_c}$  est tangente à la caractéristique interne.

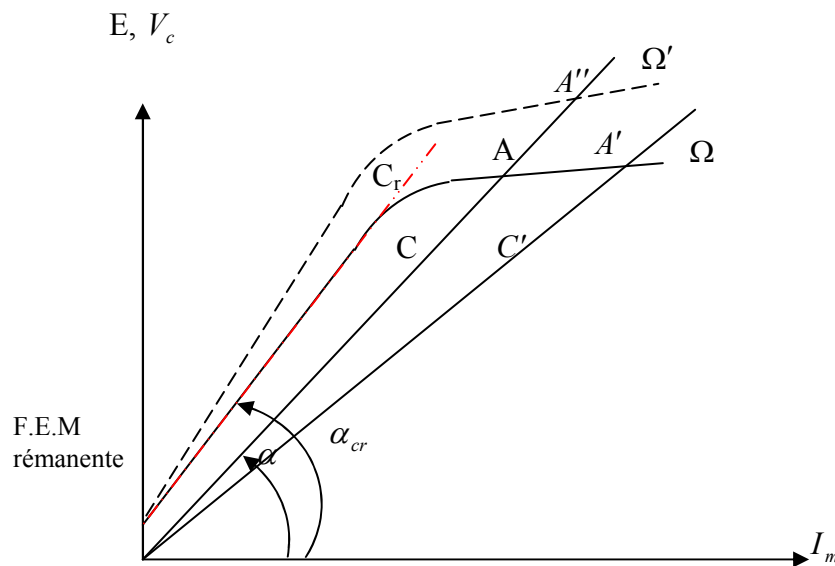


Fig. II-10 Caractéristique de fonctionnement à vide

#### II.4.1 Technique de prise en compte de la saturation magnétique.

La littérature recense plusieurs techniques de modélisation de la saturation magnétique, une technique basée sur le réajustement du degré de saturation au fur et à mesure de l'évolution du point de fonctionnement de la machine, dans une autre technique, c'est l'inductance de magnétisation qui est réajustée avec un échantillonnage plus ou moins fin. [31]

Dans cette dernière technique, la saturation magnétique est introduite dans le modèle de Park par réajustement de la valeur de l'inductance de magnétisation en fonction de la valeur prise par le courant magnétisant. La représentation discrète de l'inductance de magnétisation par un ensemble de valeurs issues des mesures expérimentales est remplacée par une

représentation continue. Plusieurs modèles continus ont été proposés dans la littérature et dont nous pouvons en citer le modèle polynomial, le modèle en arc tangente, le modèle en tangente hyperbolique et d'autres. Pour notre cas, nous adoptons l'approximation en arc-tangente.

Il existe deux approches pour la modélisation de la GAS saturée, la première basée sur les flux comme variables d'état, l'effet de la saturation magnétique est introduit par le calcul du flux magnétisants saturés. La deuxième approche basé sur le choix des courants comme variables d'état, ce modèle est corrigé par l'introduction d'une nouvelle inductance (dite dynamique). [31]

Dans la suite du travail, nous adaptions le modèle de courants, en admettant que le flux magnétisant et le flux de fuite sont séparables (donc indépendants l'un de l'autre) et que le flux magnétisant ne dépend que du courant magnétisant ainsi que dans un souci de simplicité des calculs, nous admettons que les inductances de fuites sont constantes.

Le système d'équations (Eq. II-45) s'écrira alors :

$$\begin{cases} \bar{V}_s = R_s \bar{I}_s + l_s \frac{d}{dt} \bar{I}_s + \frac{d}{dt} \bar{\varphi}_m + j\omega_s \bar{\varphi}_s \\ \bar{V}_r = R_r \bar{I}_r + l_r \frac{d}{dt} \bar{I}_r + \frac{d}{dt} \bar{\varphi}_m + j\omega_r \bar{\varphi}_r \end{cases} \quad \text{Eq. II-63}$$

Le problème revient donc à décrire le comportement du flux magnétisant pour pouvoir évaluer la quantité magnétique  $\frac{d}{dt} \bar{\varphi}_m$ .

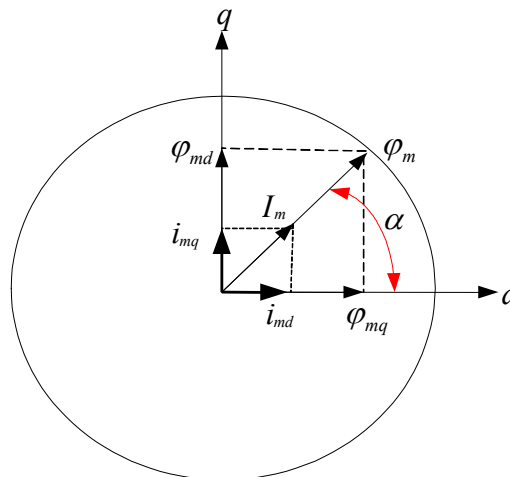


Fig. II-11 Décomposition du flux magnétisant selon d,q

Le module et la phase de  $\bar{\varphi}_m$  sont donné par :

$$\begin{cases} \bar{\varphi}_m = \varphi_m e^{j\alpha} \\ \bar{I}_m = I_m e^{j\alpha} \end{cases} \quad \text{Eq. II-64}$$

Avec :

$$\begin{cases} \varphi_m = |\bar{\varphi}_m| = \sqrt{\varphi_{md}^2 + \varphi_{mq}^2} \\ I_m = |\bar{I}_m| = \sqrt{i_{md}^2 + i_{mq}^2} \end{cases} \quad \text{Eq. II-65}$$

$\alpha$  étant l'angle que font ces deux vecteurs avec l'axe d, on peut alors écrire :

$$\frac{d}{dt} \bar{\varphi}_m = \frac{d}{dt} (\varphi_m e^{j\alpha}) = e^{j\alpha} \frac{d}{dt} \varphi_m + j e^{j\alpha} \varphi_m \frac{d}{dt} \alpha = e^{j\alpha} \frac{d \varphi_m}{d I_m} \frac{d I_m}{dt} + j \varphi_m e^{j\alpha} \frac{d \alpha}{dt} \quad \text{Eq. II-66}$$

Nous obtenons les expressions de la vitesse du vecteur flux magnétisant et de la dérivée du courant magnétisant.

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{1}{I_m^2} \left( i_{md} \frac{d i_{mq}}{dt} - i_{mq} \frac{d i_{md}}{dt} \right) \quad \text{Eq. II-67}$$

$$\frac{d I_m}{dt} = \frac{1}{I_m} \left( i_{md} \frac{d i_{md}}{dt} + i_{mq} \frac{d i_{mq}}{dt} \right) \quad \text{Eq. II-68}$$

De la figure (**Fig. II-11**) on peut tirer les composantes du flux magnétisant :

$$\varphi_{md} = |\bar{\varphi}_m| \cos \alpha \quad \text{Eq. II-69}$$

$$\varphi_{mq} = |\bar{\varphi}_m| \sin \alpha \quad \text{Eq. II-70}$$

Avec:

$$\cos \alpha = \frac{i_{md}}{I_m} = \frac{\varphi_{md}}{|\bar{\varphi}_m|} \quad \text{Eq. II-71}$$

$$\sin \alpha = \frac{i_{mq}}{I_m} = \frac{\varphi_{mq}}{|\bar{\varphi}_m|} \quad \text{Eq. II-72}$$

En mettant les termes  $Lm_{st} = \frac{|\bar{\varphi}_m|}{|\bar{I}_m|} = \frac{\varphi_m}{I_m}$  et  $Lm_{dy} = \frac{d \varphi_m}{d I_m}$  qui représentent respectivement les

inductances de magnétisation statique et dynamique, on peut calculer immédiatement :

$$\begin{aligned} \frac{d \bar{\varphi}_m}{dt} &= \\ & (\cos \alpha + j \sin \alpha) Lm_{dy} \frac{1}{I_m} \left( i_{md} \frac{d i_{md}}{dt} + i_{mq} \frac{d i_{mq}}{dt} \right) + j ((\cos \alpha + j \sin \alpha) \varphi_m \frac{1}{I_m^2} \left( i_{md} \frac{d i_{mq}}{dt} - i_{mq} \frac{d i_{md}}{dt} \right)) \\ &= \left( \frac{i_{md}}{I_m} + j \frac{i_{mq}}{I_m} \right) Lm_{dy} \frac{1}{I_m} \left( i_{md} \frac{d i_{md}}{dt} + i_{mq} \frac{d i_{mq}}{dt} \right) + \left( j \frac{i_{md}}{I_m} - \frac{i_{mq}}{I_m} \right) Lm_{st} \frac{1}{I_m} \left( i_{md} \frac{d i_{mq}}{dt} - i_{mq} \frac{d i_{md}}{dt} \right) \end{aligned}$$

$$= Lm_{dy} \frac{1}{I_m^2} \left( i_{md}^2 \frac{d i_{md}}{dt} + i_{md} i_{mq} \frac{d i_{mq}}{dt} \right) + Lm_{st} \frac{1}{I_m^2} \left( -i_{md} i_{mq} \frac{d i_{mq}}{dt} + i_{mq}^2 \frac{d i_{md}}{dt} \right) +$$

$$j \left( Lm_{dy} \frac{1}{I_m^2} \left( i_{md} i_{mq} \frac{d i_{md}}{dt} + i_{mq}^2 \frac{d i_{mq}}{dt} \right) + Lm_{st} \frac{1}{I_m^2} \left( i_{md}^2 \frac{d i_{mq}}{dt} - i_{md} i_{mq} \frac{d i_{md}}{dt} \right) \right).$$

Ce qui donne:

$$\frac{d \bar{\varphi}_m}{dt} = \frac{1}{I_m^2} \left( (Lm_{dy} i_{md}^2 + Lm_{st} i_{mq}^2) \frac{d i_{md}}{dt} + (Lm_{dy} - Lm_{st}) i_{md} i_{mq} \frac{d i_{mq}}{dt} \right) +$$

$$j \left( \frac{1}{I_m^2} \left( (Lm_{dy} i_{mq}^2 + Lm_{st} i_{md}^2) \frac{d i_{mq}}{dt} \right) + (Lm_{dy} - Lm_{st}) i_{md} i_{mq} \frac{d i_{md}}{dt} \right) \quad \text{Eq. II-73}$$

En introduisant les inductances cycliques suivantes : [14] [19] [25]

$$L_{dq} = (Lm_{dy} - Lm_{st}) \frac{i_{md} i_{mq}}{I_m^2} \quad \text{Eq. II-74}$$

$$L_{md} = \frac{(Lm_{dy} i_{md}^2 + Lm_{st} i_{mq}^2)}{I_m^2} = \frac{Lm_{st} i_{mq}^2}{I_m^2} + \frac{Lm_{dy} i_{md}^2}{I_m^2} = \frac{Lm_{st} (I_m^2 - i_{md}^2)}{I_m^2} + \frac{Lm_{dy} i_{md}^2}{I_m^2}$$

$$= Lm_{st} + (Lm_{dy} - Lm_{st}) \frac{i_{md}^2}{I_m^2}$$

En tenant compte de l'équation (Eq. II-74) alors on peut écrire :

$$L_{md} = Lm_{st} + (Lm_{dy} - Lm_{st}) \frac{i_{md} i_{mq} i_{md}}{I_m^2 i_{mq}} = Lm_{st} + L_{dq} \frac{i_{md}}{i_{mq}} \quad \text{Eq. II-75}$$

$$L_{mq} = \frac{(Lm_{dy} i_{mq}^2 + Lm_{st} i_{md}^2)}{I_m^2} = Lm_{st} + L_{dq} \frac{i_{mq}}{i_{md}} \quad \text{Eq. II-76}$$

L'expression de la dérivé du flux magnétisant se résume à:

$$\frac{d \bar{\varphi}_m}{dt} = L_{md} \frac{d i_{md}}{dt} + L_{dq} \frac{d i_{mq}}{dt} + j \left( L_{mq} \frac{d i_{mq}}{dt} + L_{dq} \frac{d i_{md}}{dt} \right) \quad \text{Eq. II-77}$$

Avec :

$$\left\{ \begin{array}{l} L_{dq} = (Lm_{dy} - Lm_{st}) \frac{i_{md} i_{mq}}{I_m^2} \\ L_{md} = Lm_{st} + L_{dq} \frac{i_{md}}{i_{mq}} \\ L_{mq} = Lm_{st} + L_{dq} \frac{i_{mq}}{i_{md}} \end{array} \right. \quad \text{Eq. II-78}$$

$L_{md}$  : désigne l'inductance cyclique de saturation selon l'axe d.

$L_{mq}$  : désigne l'inductance cyclique de saturation selon l'axe q.

$L_{dq}$  : désigne l'inductance cyclique d'inter- saturation.

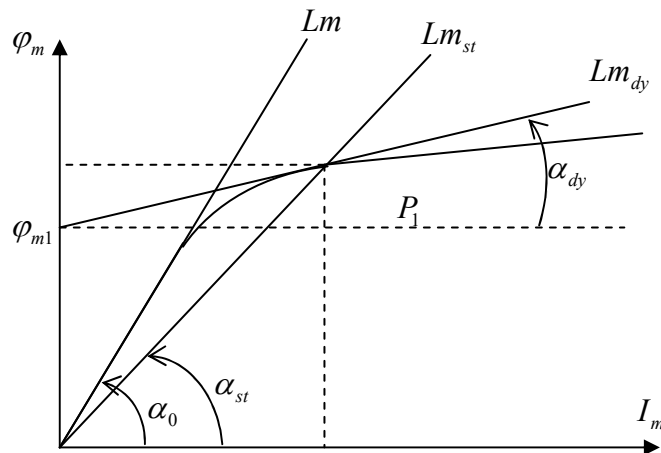


Fig. II-12 La courbe de magnétisation de la machine

Les inductances de magnétisation saturables sont calculées à partir de la caractéristique de magnétisation de la machine, qui peut être relevée expérimentalement.

A partir de cette caractéristique, trois valeurs de l'inductance de magnétisation peuvent être définies :

- 1) L'inductance de magnétisation non saturée :  $Lm = \tan(\alpha_0)$

Elle correspond à la caractéristique de l'entrefer de la machine.

- 2) L'inductance de magnétisation statique (ou de régime permanent)  $Lm_{st}$  :

Elle est définie pour chaque point de fonctionnement (point  $P_1$  sur la figure ci-dessus)

$$Lm_{st} = \frac{\Delta \varphi_m}{\Delta I_m} \Big|_{P_1} = \frac{\varphi_{m1}}{I_{m1}} = \tan(\alpha_{st}) \quad \text{Eq. II-79}$$

L'inductance de magnétisation dynamique (ou transitoire)  $Lm_{dy}$  :

$$Lm_{dy} = \frac{d\varphi_m}{dI_m} \Big|_{P_1} = \tan(\alpha_{dy}) \quad \text{Eq. II-80}$$

C'est la tangente à la courbe de magnétisation au point de fonctionnement  $P_1$ .

Dans le cas de non saturation on a :  $L_{dq} = 0$  et  $Lm_{st} = Lm_{dy} = Lm$ .

En remplaçant l'équation (Eq. II-77) dans (Eq. II-63) et après tout calcul fait on obtient le nouveau système d'équation représentant le modèle de la génératrice asynchrone qui tient compte de la saturation du circuit magnétique, écrit dans un référentiel lié au stator.

$$\begin{cases} V_{ds} = R_s i_{ds} + l_s \frac{di_{ds}}{dt} + L_{md} \frac{di_{md}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{mq}}{dt} \\ V_{qs} = R_s i_{qs} + l_s \frac{di_{qs}}{dt} + L_{mq} \frac{di_{mq}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{md}}{dt} \\ V'_{dr} = R'_r i'_{dr} + l'_r \frac{di'_{dr}}{dt} + L_{md} \frac{di_{md}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{mq}}{dt} + \omega(l'_r i'_{qr} + Lm_{st} i_{mq}) \\ V'_{qr} = R'_r i'_{qr} + l'_r \frac{di'_{qr}}{dt} + L_{mq} \frac{di_{mq}}{dt} + L_{dq} \frac{di_{md}}{dt} - \omega(l'_r i'_{dr} + Lm_{st} i_{md}) \end{cases} \quad \text{Eq. II-81}$$

#### II.4.2 Simulation de l'auto-amorçage de la génératrice en régime saturé.

Pour simuler l'auto-amorçage à vide de la génératrice asynchrone en régime saturé, on récrit le système (Eq. II-81) sous forme matricielle en remplaçant  $i_{md}, i_{mq}$  par leurs expressions on obtient :

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V'_{dr} \\ V'_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l_s + L_{md} & L_{dq} & L_{md} & L_{dq} \\ L_{dq} & l_s + L_{mq} & L_{dq} & L_{mq} \\ L_{md} & L_{dq} & l'_r + L_{md} & L_{dq} \\ L_{dq} & L_{mq} & L_{dq} & l'_r + L_{mq} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ i'_{dr} \\ i'_{qr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 & 0 \\ 0 & \omega Lm_{st} & R'_r & \omega(l'_r + Lm_{st}) \\ -\omega Lm_{st} & 0 & -\omega(l'_r + Lm_{st}) & R'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ i'_{dr} \\ i'_{qr} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-82}$$

Ce système est de la forme  $[V] = [A][\dot{X}] + [B][X]$

Donc pour la résolution numérique, nous mettons le système sous forme d'états

$$\dot{x} = ax + bu.$$

L'inverse de la matrice des inductances [A] est défini à chaque pas de calcul.

$$[A]^{-1} = \frac{1}{d} \begin{bmatrix} -a_5 + m_1 l'_r & a_1 & a_5 & a_2 \\ a_1 & -a_4 + m_2 l'_r & a_2 & a_4 \\ a_5 & a_2 & -a_5 + m_1 l_s & a_3 \\ a_2 & a_4 & a_3 & -a_4 + m_2 l_s \end{bmatrix} \quad \text{Eq. II-83}$$

Avec :

$$\begin{aligned}
 m_0 &= -(l_s + l'_r)L_{dq}^2 \\
 m_1 &= l_s l'_r + Lm_q(l_s + l'_r) \\
 m_2 &= l_s l'_r + Lm_d(l_s + l'_r) \\
 a_1 &= -l'_r{}^2 L_{dq} \\
 a_2 &= -l_s l'_r L_{dq} \\
 a_3 &= -l_s^2 L_{dq} \\
 a_4 &= -(m_0 + Lm_q.m_2) \\
 a_5 &= -(m_0 + Lm_d.m_1) \\
 d &= m_0(l_s + l'_r) + m_1 m_2
 \end{aligned}
 \tag{Eq. II-84}$$

La tension diphasée aux bornes des condensateurs est donnée par:

$$\begin{aligned}
 \frac{d}{dt} V_{ds} &= -\frac{1}{C} i_{ds} \\
 \frac{d}{dt} V_{qs} &= -\frac{1}{C} i_{qs}
 \end{aligned}
 \tag{Eq. II-85}$$

L'aimantation rémanente dans le rotor de la machine est prise en compte dans la simulation par une faible valeur initiale dans l'un des variables d'états rotoriques.

Le flux magnétisant issu des testes expérimentaux est approximé par:

$$\varphi_m = 0.63 \arctan(0.15.I_m)
 \tag{Eq. II-86}$$

Les inductances statique et dynamique, s'expriment alors par :

$$Lm_{st} = \begin{cases} 0.073 \text{ H,} & \text{si } I_m < 3 \text{ A} \\ \frac{\varphi_m}{I_m} \text{ H} & \text{si } I_m \geq 3 \text{ A,} \end{cases}
 \tag{Eq. II-87}$$

Or, la dérivé de la fonction  $f(x) = \arctan(x)$  égal à :  $f'(x) = \frac{1}{1+x^2}$  ce qui donne:

$$Lm_{dy} = \frac{0.078}{(0.15.I_m)^2 + 1}
 \tag{Eq. II-88}$$

Lors de la simulation numérique, ces deux inductances doivent être ajustées en relation avec le courant magnétisant pour chaque itération.

Les données de la machine sont:  $R_s=0.78 \Omega$ ,  $R_r=0.76 \Omega$ ,  $l_r=l_s=0.003\text{H}$ .

Après résolution du système matriciel on obtient la tension d'auto-amorçage (**Fig. II-13**).

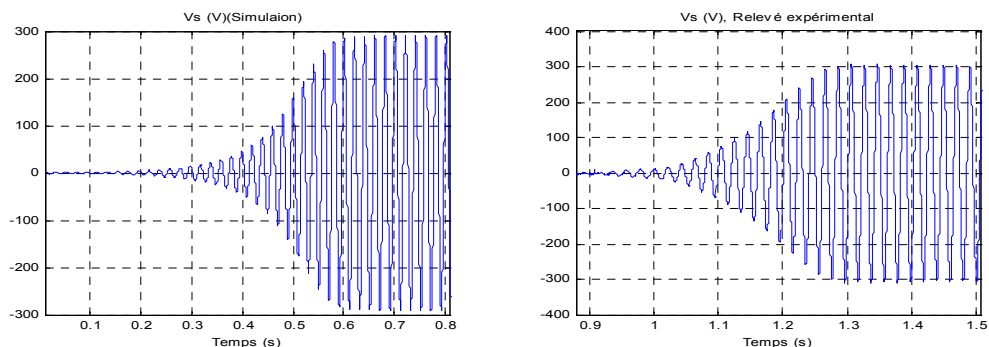


Fig. II-13 La tension statorique à vide,  $C=198 \mu\text{F}$ ,  $N=1500 \text{ tr/mn}$

Au début de l’amorçage, la tension croit d’une façon exponentielle comme dans le cas linéaire, puis elle s’incurve pour converger vers une valeur fixe.

Le courant de ligne reste semblable à la tension (Fig. II-14).

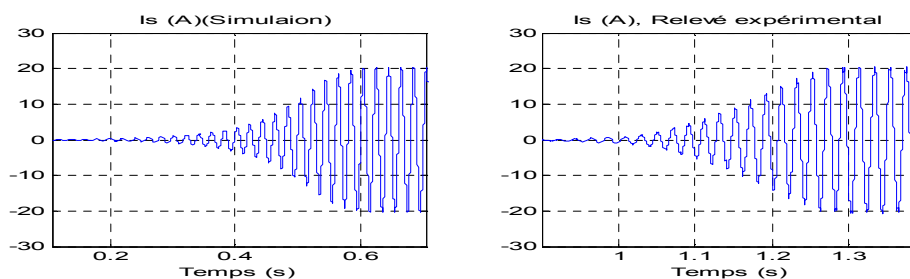


Fig. II-14 Courant statorique à vide,  $C=198 \mu\text{F}$ ,  $N=1500 \text{ tr/mn}$

Le courant rotorique est négligeable à vide (Fig. II-15).

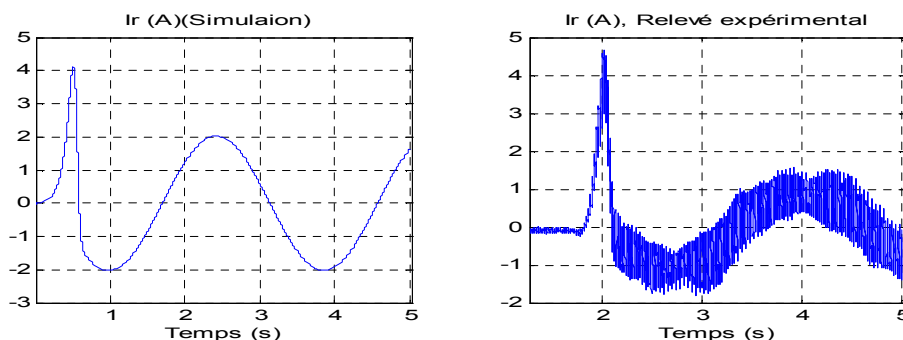


Fig. II-15 Courant rotorique à vide

### II.4.3 Influence de la capacité sur la tension et la fréquence.

Pour mieux voir l’influence de la capacité sur la tension, on représente uniquement l’enveloppe de la tension d’auto-amorçage pour différentes valeurs de  $C$  (Fig. II-16). Sur cette figure on constate que l’augmentation de la valeur du condensateur, influence le



transitoire de la tension et aussi sa valeur finale. Il existe une valeur de C au-delà de laquelle la tension n'augmente plus en raison de la très forte saturation du circuit magnétique.

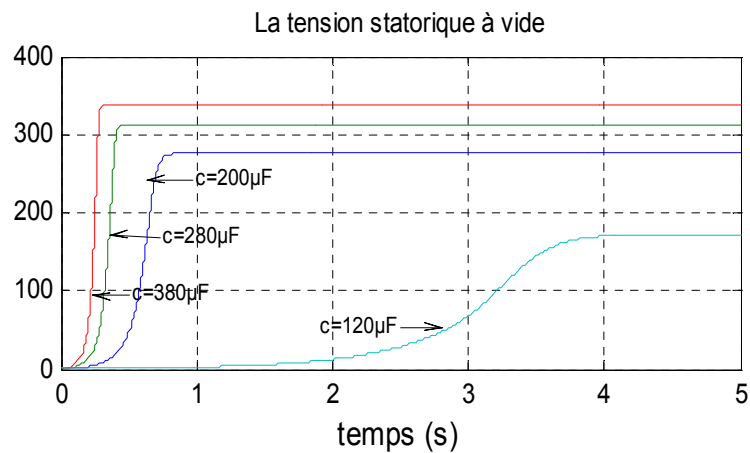


Fig. II-16 Influence de C sur la tension.

La figure (Fig. II-17) montre que la fréquence de la tension est peu influencée par la variation de la capacité, car à vide le glissement est pratiquement nul.

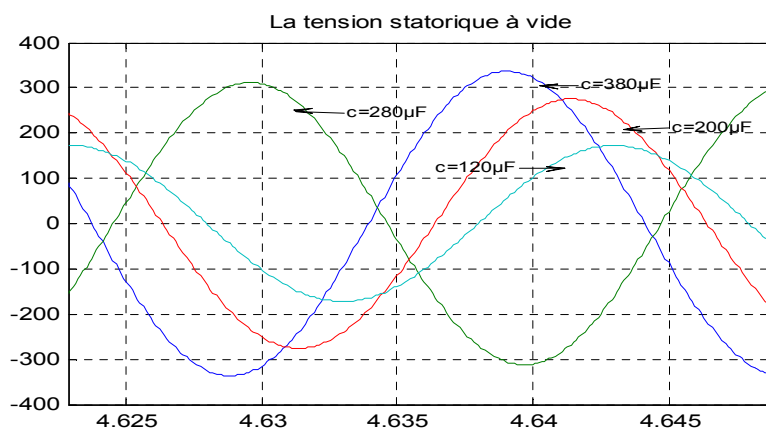


Fig. II-17 Influence de C sur la fréquence.

#### II.4.4 Influence de la vitesse de rotation sur la tension et la fréquence.

La plupart des turbines éoliennes, utilisant la machine asynchrone à cage comme génératrice, sont pourvues d'un dispositif d'orientation des pales, afin de maintenir la plage de variation de la vitesse de rotation dans une très faible gamme, autour de la vitesse de synchronisme. Le temps de réponse d'un tel mécanisme n'est toutefois pas négligeable et les régimes transitoires peuvent entraîner des faibles variations de vitesse.

Sur la figure (Fig. II-18), on peut voir l'influence directe de la vitesse sur la tension. Pour un même courant magnétisant, l'égalité  $E' = E \frac{\Omega'}{\Omega}$  montre que lorsque la vitesse de rotation

augmente, la tension augmente également et elle n'est pas limitée par la forte saturation, comme dans le cas du condensateur. Dans notre exemple, le passage de 1500 à 1400 tr/mn, qui représente une variation de 6.66 %, provoque une diminution de la tension délivrée par la machine de 23 %.

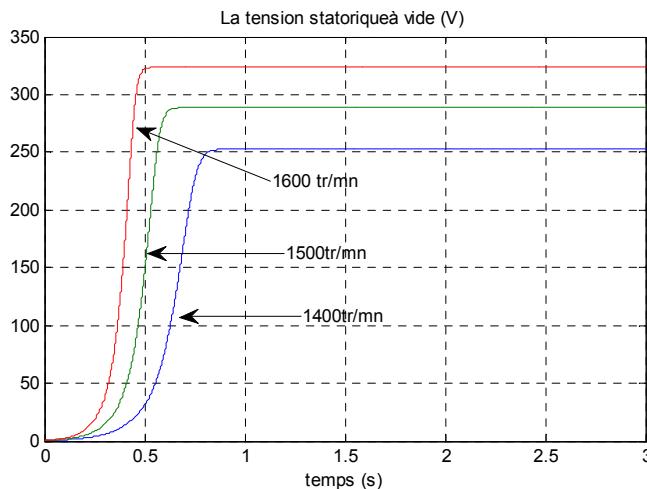


Fig. II-18 Influence de la vitesse sur la tension

Comme la fréquence est l'image de la vitesse, donc si la vitesse augmente la fréquence augmente elle aussi et inversement (Fig. II-19).

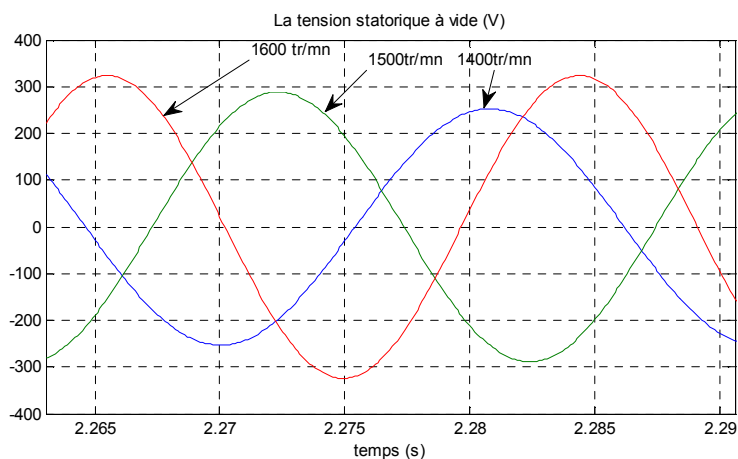


Fig. II-19 Influence de la vitesse sur la fréquence de la tension statorique

#### II.4.5 Génératrice couplée au réseau électrique.

Dans le domaine de la génération d'énergie couplée au réseau, les machines asynchrones à cage dominant encore, car elles offrent des performances attractives en termes de coût d'investissement, tout particulièrement dans les solutions de base où elles sont directement connectées au réseau.

Dans le Laboratoire, pour coupler la génératrice au réseau, on l'accélère progressivement via un moteur à courant continu, jusqu'à la vitesse de synchronisme (un essai au préalable permet de vérifier que les deux machines ont le même sens de rotation), à cette vitesse on ferme l'interrupteur K (Fig. II-20).

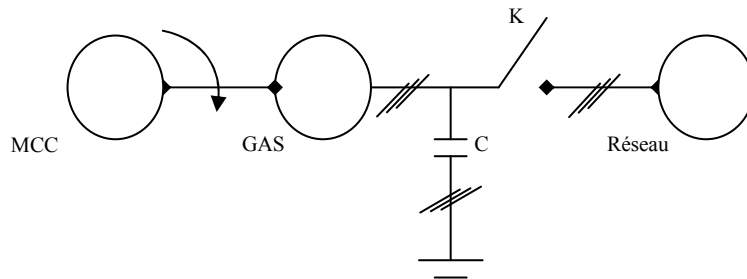
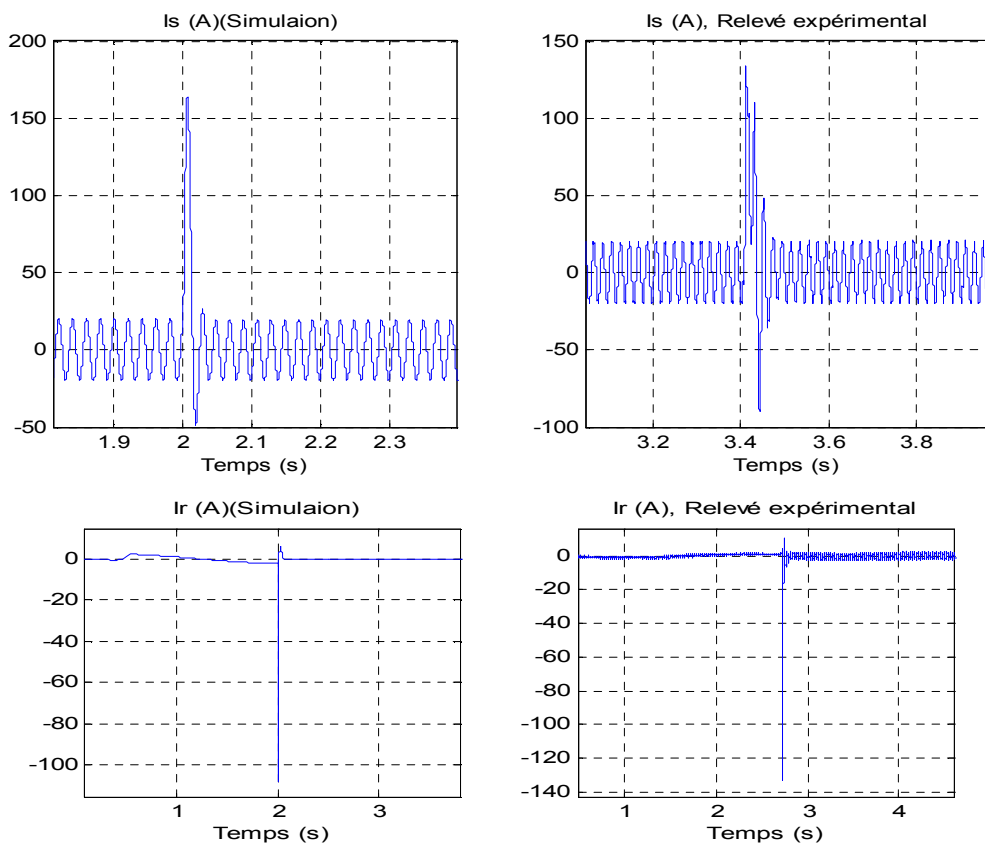


Fig. II-20 Schéma de principe de couplage de la génératrice au réseau.

#### II.4.6 Résultats de simulations et expérimentaux

Le couplage de la machine ce fait à un instant aléatoire (simulation par exemple d'un retour au réseau suite à une microcoupure), on observe au stator ainsi qu'au rotor, une pointe de courant très brève associée à un surcouple instantané de même durée.



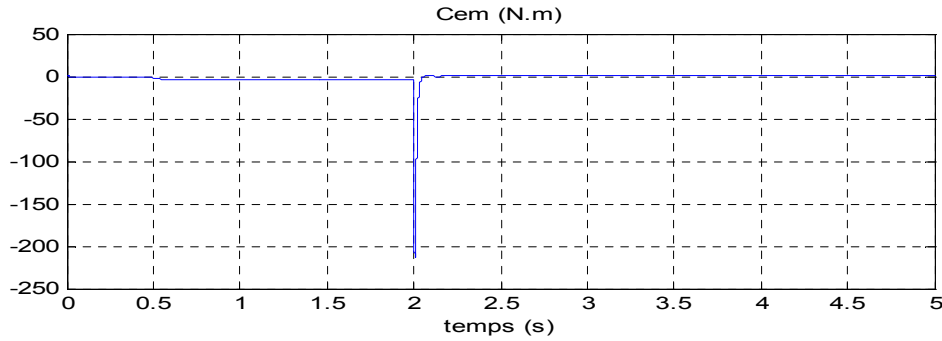


Fig. II-21 Courant statorique, rotorique et le couple lors de la connexion de la GAS au réseau

Les résultats de simulation et les essais effectués pour différents instants de connexion, montrent que ces valeurs sont dues essentiellement au déphasage entre les tensions du réseau et les tensions statoriques de la machine. Le surcouple, de valeur inadmissible, peut provoquer des incidents mécaniques sur l'arbre de transmission.

#### II.4.7 Simulation de l'auto-amorçage en charge résistive.

Après l'entraînement de la génératrice auto-excitée, à la vitesse de synchronisme, on branche à un instant quelconque une charge résistive à ses bornes. Pour la simulation, le principe est le même qu'à vide sauf que pour le courant statorique, il va se partager entre la charge et le condensateur:

$$i_{sA} = i_{cA} + i_{Ach} \quad \text{Eq. II-89}$$

Ce qui donne :

$$\begin{cases} i_{dc} = i_{ds} - i_{dch} \\ i_{qc} = i_{qs} - i_{qch} \end{cases} \quad \text{Eq. II-90}$$

Avec:

$$i_{dch} = -\frac{V_{ds}}{R} \quad \text{et} \quad i_{qch} = -\frac{V_{qs}}{R} \quad \text{Eq. II-91}$$

Nous avons :

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}V_{ds} &= -\frac{1}{C}i_{dc} \\ \frac{d}{dt}V_{qs} &= -\frac{1}{C}i_{qc} \end{aligned} \quad \text{Eq. II-92}$$

En remplaçant (Eq. II-91) dans (Eq. II-93) on arrive au système suivant :

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}V_{ds} &= -\frac{1}{C}i_{ds} - \frac{1}{CR}V_{ds} \\ \frac{d}{dt}V_{qs} &= -\frac{1}{C}i_{qs} - \frac{1}{CR}V_{qs} \end{aligned} \quad \text{Eq. II-93}$$

A ce système, on associe l'équation du mouvement afin d'étudier l'influence de la variation de la charge sur le système qui entraîne la génératrice, en l'occurrence dans ce cas la MCC. Le couple électromagnétique est un couple résistant qui s'oppose au moteur lors de la variation de la charge.

$$J \frac{d\omega}{dt} + k\omega = \Gamma_m + \Gamma_G \quad \text{Eq. II-94}$$

Avec :

$\Gamma_m$  : Le couple fourni par le dispositif d'entraînement.

$\Gamma_G$  : Couple résistant développé par la génératrice.

$J$  : Moment d'inertie du système.

$k$  : Un coefficient qui tient compte des frottements.

La simulation du système nous donne les graphes donnés par la figure (Fig. II-22)

On constate que la tension au stator diminue au moment de la connexion de la charge R, la fréquence est influencée aussi du fait de la diminution de la vitesse, cette diminution est dû à l'augmentation du couple résistant de la génératrice.

Le courant statorique a la même forme que la tension statorique.

On remarque aussi que la connexion d'une charge résistive, provoque l'augmentation du courant rotorique, (négligeable à vide).

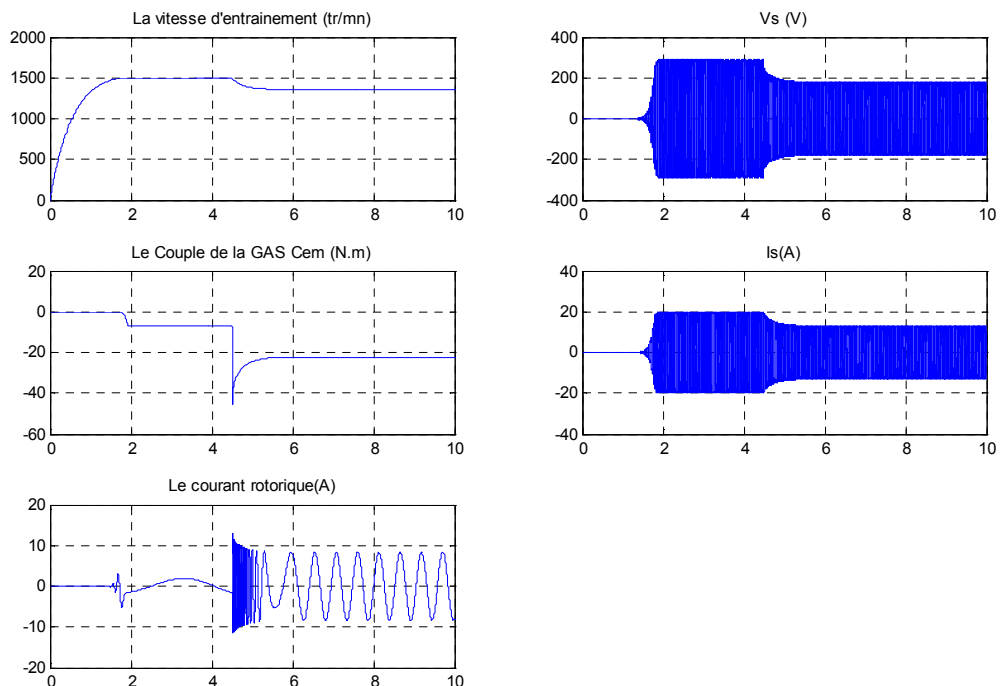


Fig. II-22 Influence de la connexion d'une charge R=25 Ohm sur les grandeurs de la GAS

Il existe une charge critique au-delà de laquelle la génératrice ne peut débiter de courant, et toutes les autres grandeurs tendent vers zéro (Fig. II-22), (Fig. II-23) ce qui implique que le court circuit des génératrices asynchrones n'est pas à craindre, car le courant de court circuit est trop faible.

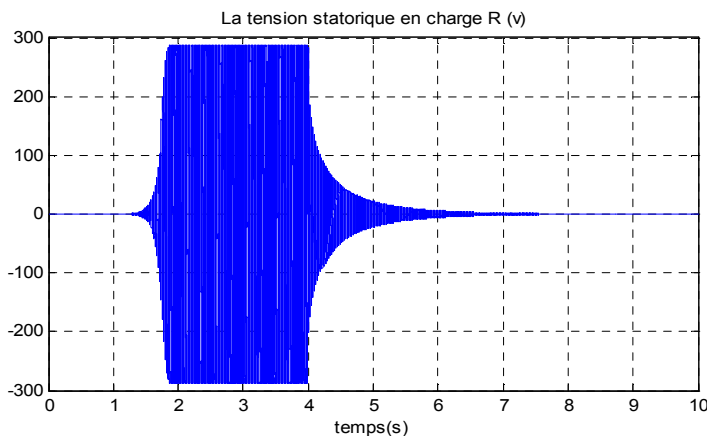


Fig. II-23 Tension au borne d'une charge résistive critique, R=10 Ohm

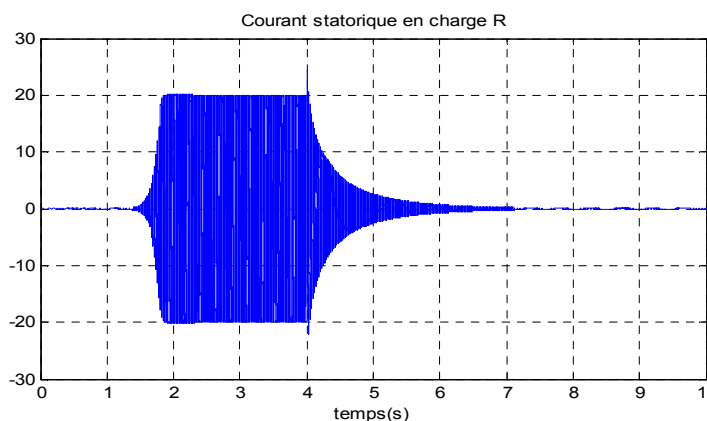


Fig. II-24 Courant statorique après connexion d'une charge résistive critique, R=10 Ohm

II.4.8 Simulation de l'auto-amorçage en charge  $RC_s$ .

L'insertion en série d'une batterie de condensateurs  $C_s$  avec la charge résistive (Fig. II-25) permet d'écrire:

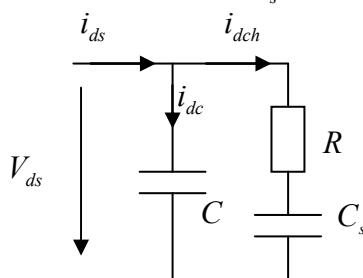
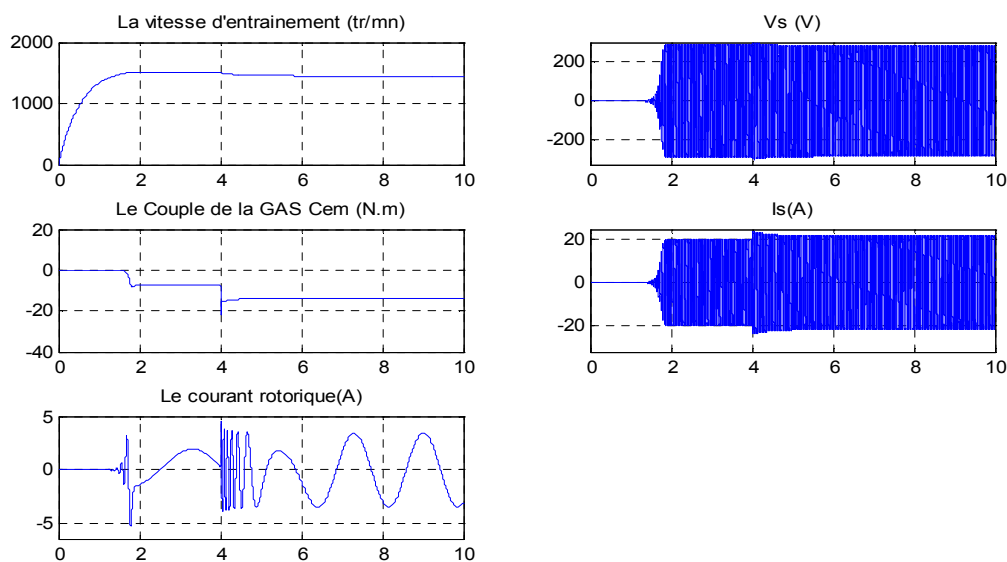


Fig. II-25 Modèle diphasé de la charge  $RC_s$  connectée aux bornes de la génératrice

$$\begin{cases} pV_{ds} = -\frac{1}{C}(i_{ds} + \frac{C_s p}{1 + RC_s p} V_{ds}) \\ pV_{qs} = -\frac{1}{C}(i_{qs} + \frac{C_s p}{1 + RC_s p} V_{qs}) \end{cases} \quad \text{Eq. II-95}$$

Avec  $p$  l'opérateur de Laplace, les graphes qui suivent (**Fig. II-26**) font apparaître l'influence de l'insertion des condensateurs supplémentaires sur la tension et le courant statorique. On remarque que la tension devient stable par contre le courant à augmenter, donc dans le cas d'une génératrice asynchrone connectée à un réseau, l'amplitude, la forme d'onde et la fréquence sont imposé par le réseau par contre dans le cas où elle est utilisée dans des sites isolés, il est difficile de maintenir la constance de la tension et la fréquence, comme nous venons de voir, l'insertion en série avec la charge des capacités (dont la valeur est fonction de la charge) constitue une régulation simple de la puissance réactive consommée par la génératrice asynchrone et permet donc une stabilisation de  $V_s$ .



**Fig. II-26** Influence de l'insertion d'un condensateur série  $C_s=40 \mu F$  avec la charge  $R=25 \text{ Ohm}$  sur les grandeurs de la GAS

#### II.4.9 Simulation de l'auto-amorçage en charge RL.

La charge est constituée d'une résistance  $R$  en série avec une inductance  $L$ , montés en parallèle avec le condensateur  $C$ . Dans ce cas on doit ajouter aux équations du système les équations de charge suivante.

$$\frac{d}{dt}V_{ds} = -\frac{1}{C}i_{dc} = -\frac{1}{C}(i_{ds} - i_{dch})$$

Eq. II-96

$$\frac{d}{dt}V_{qs} = -\frac{1}{C}i_{qc} = -\frac{1}{C}(i_{qs} - i_{qch})$$

Avec :

$$\frac{di_{dch}}{dt} = \frac{-1}{L}(V_{ds} + Ri_{dch})$$

Eq. II-97

$$\frac{di_{qch}}{dt} = \frac{-1}{L}(V_{qs} + Ri_{qch})$$

Les allures des caractéristiques pour la charge mixte RL sont similaires à celles de la charge résistive.

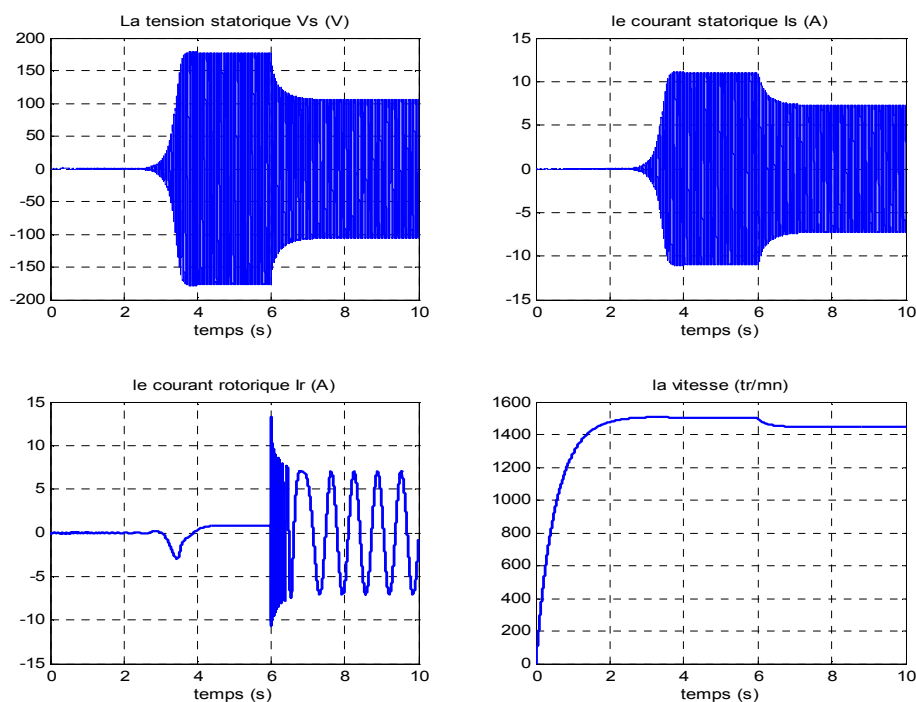


Fig. II-27 Influence de la connexion d'une charge  $R=25$  Ohm et  $L=0.004$ H sur les grandeurs de la GAS

## II.5 Conclusion

L'étude entreprise dans ce chapitre nous a permis de conclure que le modèle linéaire de la génératrice asynchrone n'est pas réel, une série des essais et de simulation ont été effectués pour valider le modèle de la génératrice asynchrone, qui tient compte de la saturation du circuit magnétique de la machine. Dans une optique de déterminer les limites et les performances de l'utilisation de la génératrice asynchrone dans la production de l'énergie éolienne, nous avons développé un outil permettant de simuler son comportement, associé ou non à ça charge, ainsi que lorsqu'elle est connectée ou non au réseau électrique. La



comparaison des résultats expérimentaux à ceux obtenus par simulation, constitue une validation du modèle saturé de la génératrice asynchrone.

Deux topologies ont été abordées dans ce chapitre, la première, lorsque la génératrice est connectée au réseau électrique, dans ce cas de figure, l'énergie réactive est fournie par le réseau électrique, l'amplitude et la fréquence sont imposés par le réseau, ça implique que avant de faire la connexion, on doit disposer d'une tension d'amplitude et fréquence similaire à celle du réseau, or, le vent est d'une nature intermittente, l'éolienne donc doit être équipée d'un système d'orientation des pales, permettant de maintenir stable la vitesse, car elle a une influence directe sur l'amplitude et la fréquence de la tension générée. Toute fois, la machine est appelée à être déconnectée et reconnectée au réseau lorsque le vent dépasse un seuil inadmissible ou tous simplement quand il n'y a pas de vent, ce qui nécessite de prévoir un outil d'aide à la connexion au réseau pour ne pas détériorer le bobinage ou provoqué des avaries sur l'arbre de transmission.

La deuxième topologie, lorsque la génératrice est utilisée pour alimenter un site isolé, dans ce cas on doit prendre en considération les limites de fonctionnement observées. Les risques de démagnétisation en cas de surcharge de la machine sont également à prendre en compte.

Dans ces deux cas de figure, la génératrice asynchrone doit être entraînée à vitesse fixe ce qui constitue un handicap majeur vu la nature de l'énergie éolienne, en plus dans le cas des réseaux isolés, il faudra fournir en permanence le courant d'excitation (puissance réactive) selon la charge connectée ce qui demande un système intelligent qui régule en permanence la tension et la fréquence, toutefois, l'avantage de la simplicité est alors perdu et il semble préférable de se tourner vers une autre structure.



## **Chapitre III**

# **Modélisation Et Commande De La MADA En Fonctionnement Générateur**



# Chapitre III

## Modélisation Et Commande De La MADA En Fonctionnement Générateur

### III.1 Introduction

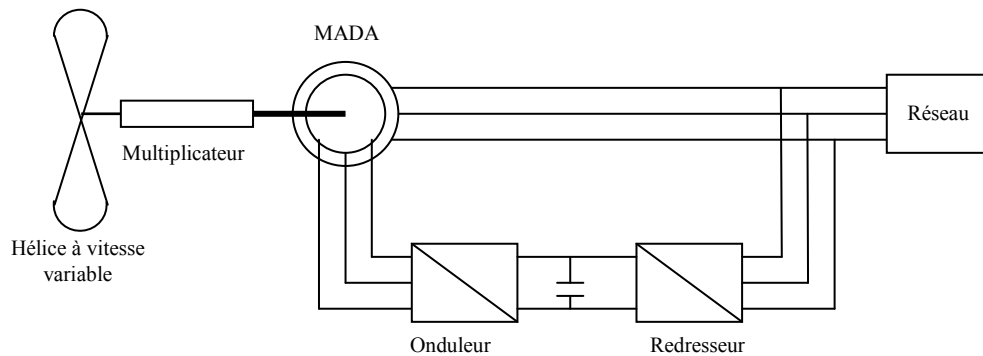
Afin de permettre une production optimale d'électricité quelles que soit les conditions de vent et de vitesse de l'éolienne, nous avons utilisé la machine asynchrone à double alimentation (MADA) afin de nous permettre de commander indépendamment l'échange avec le réseau des puissances actives et réactives. En comparaison avec la machine asynchrone auto-excitée, la MADA permet d'avoir une plage de vitesse de rotation variant de  $\pm 30\%$  autour de sa vitesse de synchronisme [11][13][16], de plus le contrôle des tensions rotoriques nous permet de maîtriser les puissances produites tant au niveaux actif que réactif, ce qui est un point très intéressant pour la gestion de l'éolienne et la participation aux services systèmes[16].

### III.2 Structure de la MADA

Une MADA à un stator identique à celui d'une MAS à cage ou d'une MS, c'est le rotor qui fait la différence, qui est composé d'enroulements triphasés disposés de la même manière que les enroulements statoriques.

### III.3 Mode de fonctionnement de la MADA

Seul le mode de fonctionnement avec le stator directement connecté au réseau de distribution et le rotor alimenté au moyen de deux convertisseurs de puissance fonctionnant en MLI nous concerne dans cette étude (**Fig. III-1**).



**Fig. III-1** Système de production éolienne à base de la MADA

Comme la machine asynchrone classique, la MADA permet de fonctionner en moteur ou en générateur, mais la grande différence réside dans le fait que pour la MADA, ce n'est plus la vitesse de rotation qui impose le mode de fonctionnement moteur ou générateur. Or la machine à cage doit tourner en dessous de sa vitesse de synchronisme pour être en moteur, et au dessus pour être en générateur, pour la MADA c'est la commande des tensions rotoriques qui permet de gérer le champ magnétique à l'intérieur de la machine, offrant ainsi la possibilité de fonctionner en hyper ou hypo synchronisme, aussi bien en mode moteur qu'en mode générateur [13][27][28][30].

La Figure (**Fig. III-2**) nous montre les différentes configurations de fonctionnement de la machine asynchrone à double alimentation conformément au schéma de la figure (**Fig. III-1**) dont :

$P_{\text{réseau}}$ : La puissance délivrée au réseau ou fournie par le réseau.

$P_s$ : La puissance transitant par le stator.

$P_r$ : La puissance transitant par le rotor

$P_m$ : La puissance mécanique.

Lorsque la machine fonctionne en moteur, la puissance est fournie par le réseau, si la vitesse de rotation est inférieure au synchronisme, la puissance de glissement est renvoyée sur le réseau, c'est la cascade hypo synchronisme. En mode moteur hyper synchronisme, une partie de la puissance absorbée par le réseau va au rotor et est convertie en puissance mécanique.

En fonctionnement générateur, le comportement est similaire, la puissance fournie à la machine par le dispositif qui l'entraîne est une puissance mécanique. En mode hypo synchronisme, une partie de la puissance transitant par le stator est réabsorbée par le rotor. En mode hyper-synchronisme, la totalité de la puissance mécanique fournie à la machine est transmise au réseau, aux pertes près, une partie de cette puissance est transmise par l'intermédiaire du rotor.

Pour une utilisation dans un système éolien, les quadrants 3 et 4 sont intéressants. En effet si la plage de variation de vitesse ne dépasse pas  $\pm 30\%$  de la vitesse de synchronisme (ce qui représente un compromis entre la taille du convertisseur et la plage de variation de vitesse), la machine est capable de débiter une puissance allant de 0,7 à 1,3 fois la puissance nominale [11]. Le convertisseur est alors dimensionné pour faire transiter uniquement la puissance de glissement c'est à dire au maximum 0,3 fois la puissance nominale de la machine. Il est alors moins volumineux, moins coûteux, nécessite un système de refroidissement moins lourd et génère moins de perturbations que s'il est placé entre le réseau et le stator d'une machine à cage. Dans ce mémoire, nous nous intéresserons au fonctionnement du quadrant n°3 (fonctionnement génératrice hypo-synchrone) de façon à ne traiter le transfert de la puissance rotorique que dans une seule direction (réseau vers rotor). Le convertisseur côté réseau sera donc un simple redresseur unidirectionnel. La tension du bus continu est par conséquent fixée et nous nous intéressons uniquement au contrôle du convertisseur côté rotor.

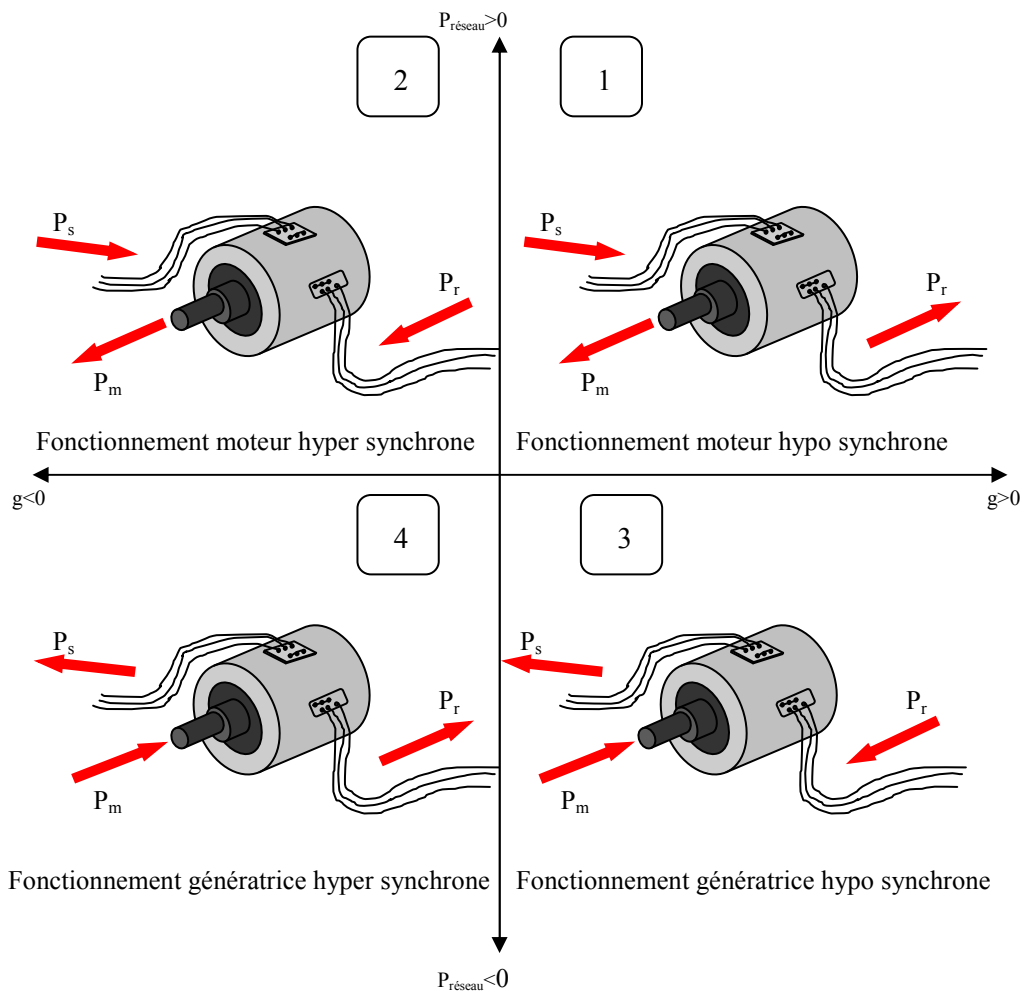


Fig. III-2 Quadrants de fonctionnement de la MADA

### III.4 Modélisation de la MADA

Dans ce paragraphe nous ne s'intéressant ici qu'à la modélisation et la commande de la MADA avec prise en compte de la saturation magnétique. La modélisation linéaire de la MADA a été largement abordée dans la littérature.

Afin d'établir le modèle de la MADA, nous nous servons du modèle saturé de la génératrice asynchrone établi dans le chapitre II, avec la seule différence l'existence des tensions rotoriques non nulles.

Nous partons des équations générales de la machine asynchrone à rotor bobiné donné par l'équation (Eq. II-63):

$$\begin{cases} \bar{\mathbf{V}}_s = R_s \bar{\mathbf{I}}_s + l_s \frac{d}{dt} \bar{\mathbf{I}}_s + \frac{d}{dt} \bar{\varphi}_m + j\omega_s \bar{\varphi}_s \\ \bar{\mathbf{V}}_r = R'_r \bar{\mathbf{I}}'_r + l'_r \frac{d}{dt} \bar{\mathbf{I}}'_r + \frac{d}{dt} \bar{\varphi}_m + j\omega_r \bar{\varphi}_r \end{cases} \quad \text{Eq. III-1}$$

Qui est traduit par le schéma de la figure ci-dessous.

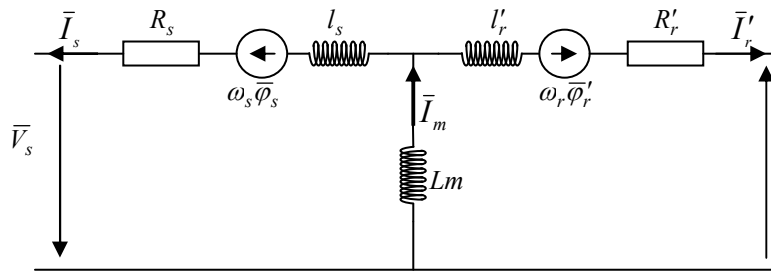


Fig. III-3 Schéma équivalent monophasé de la MADA (régime quelconque)

On peut projeter ce système (Eq.III-1) sur les deux axes (d, q) ce qui donne :

$$\begin{cases} V_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d\varphi_{ds}}{dt} - \dot{\theta}_s \varphi_{qs} \\ V_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d\varphi_{qs}}{dt} + \dot{\theta}_s \varphi_{ds} \\ V'_{dr} = R'_r i'_{dr} + \frac{d\varphi'_{dr}}{dt} - \dot{\theta}_r \varphi'_{qr} \\ V'_{qr} = R'_r i'_{qr} + \frac{d\varphi'_{qr}}{dt} + \dot{\theta}_r \varphi'_{dr} \end{cases} \quad \text{Eq. III-2}$$

Avec :

$$\begin{cases} \varphi_{ds} = l_s i_{ds} + \varphi_{dm} = L_s i_{ds} + Lm i'_{dr} \\ \varphi_{qs} = l_s i_{qs} + \varphi_{qm} = L_s i_{qs} + Lm i'_{qr} \\ \varphi'_{dr} = l'_r i'_{dr} + \varphi_{dm} = L'_r i'_{dr} + Lm i_{ds} \\ \varphi'_{qr} = l'_r i'_{qr} + \varphi_{qm} = L'_r i'_{qr} + Lm i_{qs} \end{cases} \quad \text{Eq. III-3}$$

$$\begin{aligned} L_s &= l_s + Lm \\ L'_r &= l'_r + Lm \end{aligned} \quad \text{Eq. III-4}$$

### III.5 Modèle de la MADA Pour le contrôle indépendant des puissances actives et réactives

Le contrôle vectoriel (ou la commande dite à flux orienté) est une technique largement utilisée dans la commande de la machine asynchrone, cette technique consiste à rendre le contrôle de la machine asynchrone analogue à celui de la machine à courant continu à excitation séparée ou il existe un découplage naturel entre le contrôle du flux et le contrôle du couple.

Pour pouvoir contrôler facilement la production d'électricité d'éolienne, nous allons réaliser un contrôle indépendant des puissances actives et réactives en établissant les équations qui lient les valeurs des tensions rotoriques, générées par un onduleur de tension, aux puissances actives et réactives statoriques. Pour cela nous utiliserons la modélisation diphasée de la machine (Eq. III-2). On oriente le repère (d, q) afin que l'axe d soit aligné sur le flux magnétisant  $\varphi_m$  (Fig. III.4)

On aura ainsi :

$$\begin{cases} \varphi_{dm} = \varphi_m = Lm(i_{ds} + i'_{dr}) \\ \varphi_{qm} = 0 = Lm(i_{qs} + i'_{qr}) \end{cases} \quad \text{Eq. III-5}$$

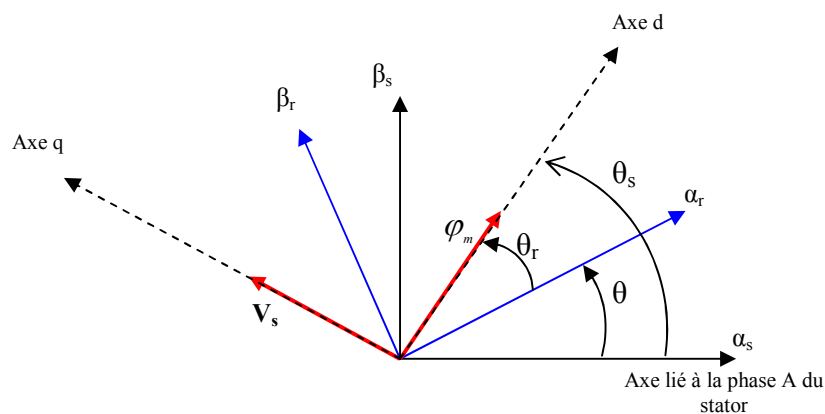


Fig. III-4 Orientation de l'axe d suivant le flux magnétisant.

Ce qui donne :

$$\begin{cases} i_{ds} = \frac{\varphi_m}{Lm} - i'_{dr} \\ i_{qs} = -i'_{qr} \end{cases} \quad \text{Eq. III-6}$$

$$\begin{cases} \varphi_{ds} = l_s i_{ds} + \varphi_m \\ \varphi_{qs} = l_s i_{qs} \\ \varphi'_{dr} = l'_r i'_{dr} + \varphi_m \\ \varphi'_{qr} = l'_r i'_{qr} \end{cases} \quad \text{Eq. III-7}$$

A partir de (Eq. III-2) et (Eq. III-7) on peut écrire:

$$V'_{dr} = R'_r i'_{dr} - \omega_r l'_r i'_{qr} + l'_r \frac{di'_{dr}}{dt} + \frac{d\varphi_m}{dt} \quad \text{Eq. III-8}$$

$$V'_{qr} = R'_r i'_{qr} + \omega_r l'_r i'_{dr} + \omega_r \varphi_m + l'_r \frac{di'_{qr}}{dt} \quad \text{Eq. III-9}$$

En utilisant l'opérateur de Laplace p on obtient :

$$V'_{dr} = (R'_r + l'_r p) i'_{dr} - \omega_r l'_r i'_{qr} + p \varphi_m \quad \text{Eq. III-10}$$

$$V'_{qr} = (R'_r + l'_r p) i'_{qr} + \omega_r l'_r i'_{dr} + \omega_r \varphi_m \quad \text{Eq. III-11}$$

Notons que ce contrôle vectoriel qui consiste en l'orientation du flux magnétisant suivant l'axe d, requière à chaque instant la connaissance du flux magnétisant en module et en phase et que celui-ci peut être obtenu par mesure ou plus souvent par estimation. C'est cette seconde solution qu'elle est retenue.

$\varphi_m$  et  $p\varphi_m$  sont calculé alors à partir de  $V_{ds}$  et  $V_{qs}$  :

A partir des équations (Eq. III-2) et (Eq. III-7) on peut écrire:

$$V_{ds} = R_s i_{ds} - \omega_s l_s i_{qs} + l_s \frac{di_{ds}}{dt} + \frac{d\varphi_m}{dt} \quad \text{Eq. III-12}$$

$$V_{qs} = R_s i_{qs} + \omega_s l_s i_{ds} + \omega_s \varphi_m + l_s \frac{di_{qs}}{dt} \quad \text{Eq. III-13}$$

En introduisant l'opérateur de Laplace p on obtient :

$$p\varphi_m = V_{ds} - (R_s + l_s p) i_{ds} + \omega_s l_s i_{qs} \quad \text{Eq. III-14}$$

$$\varphi_m = \frac{1}{\omega_s} (V_{qs} - (R_s + l_s p) i_{qs} - \omega_s l_s i_{ds}) \quad \text{Eq. III-15}$$

Notre machine est connectée au réseau, donc le flux est imposé par le réseau, si l'amplitude de la tension et sa fréquence sont stables alors  $\varphi_m \cong \frac{V_{qs}}{\omega_s}$ , si le réseau est stable donc

$$p\varphi_m \cong 0$$



Au finale on aura le système d'équation suivant :

$$p\varphi_m = V_{ds} - (R_s + l_s p)i_{ds} + \omega_s l_s i_{qs} \tag{Eq. III-16}$$

$$\varphi_m = \frac{1}{\omega_s} (V_{qs} - (R_s + l_s p)i_{qs} - \omega_s l_s i_{ds}) \tag{Eq. III-17}$$

$$i'_{dr} = \frac{1}{(R'_r + l'_r p)} (V'_{dr} + \omega_r l'_r i'_{qr} - p\varphi_m) \tag{Eq. III-18}$$

$$i'_{qr} = \frac{1}{(R'_r + l'_r p)} (V'_{qr} - \omega_r l'_r i'_{dr} - \omega_r \varphi_m) \tag{Eq. III-19}$$

Nous pouvons alors représenter la MADA par le schéma bloc suivant, dont  $V'_{dr}$  et  $V'_{qr}$  sont les composantes diphasées des tensions rotoriques à imposer à la machine a travers l'onduleur de tension, pour obtenir les courants rotoriques recherchés.

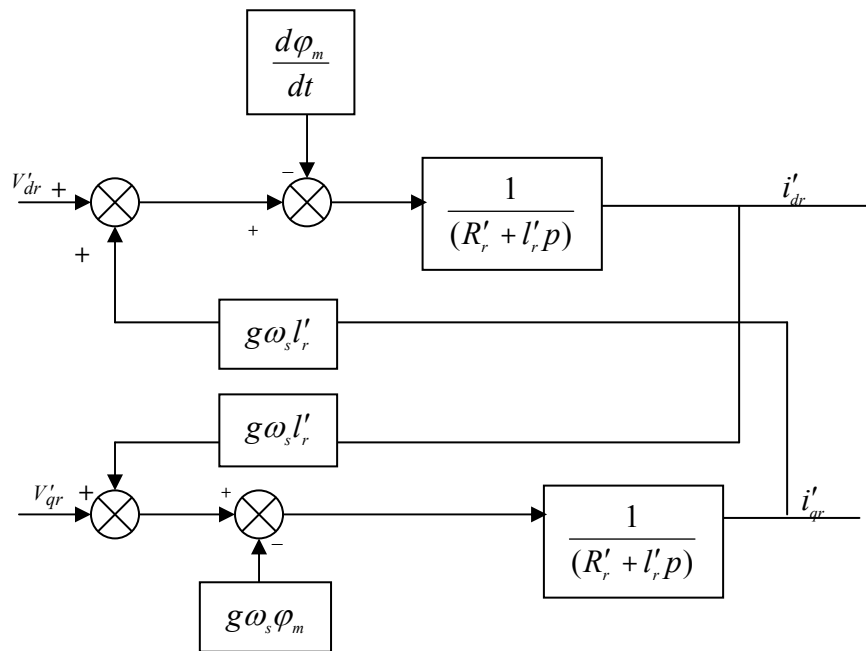


Fig. III-5 Représentation sous forme d'un schéma bloc de la MADA

L'influence des termes de couplage entre les deux axes est minime du fait de la faible valeur de glissement, Une synthèse adéquate des régulateurs dans la boucle de commande permettra de les compenser. Le terme  $g\omega_s\varphi_m$  représente une force électromotrice dépendante de la vitesse de rotation, son influence n'est pas négligeable car elle entraîne une erreur de traînage. Pour compenser ces termes, une solution consiste à rajouter des tensions identiques, mais de signes opposés à la sorties des régulateurs de courants (fig. III-6), de manière à séparer les boucles de régulation d'axes d et q.

Ce découplage permet d'écrire les équations de la machine d'une manière simple et ainsi de calculer les coefficients des régulateurs. Ainsi on abouti au schéma simple permettant la commande des deux axes séparément.

Les régulateurs présents sur le schéma bloc de la figure (Fig. III.6) permettent de contrôler les courants rotoriques en imposant une tension rotorique, généré par un onduleur commandé en MLI, ce qui permettra de faire une protection de la machine en limitant ces courants par leurs références, ces références seront abordées dans le paragraphe suivant.

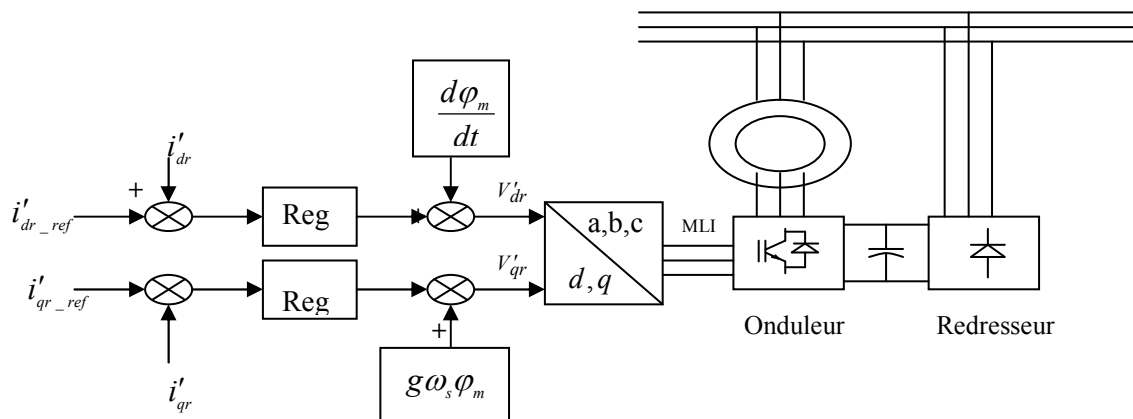


Fig. III-6 Schéma bloc représentant l'asservissement des courants rotoriques de la MADA

### III.6 Génération des courants rotoriques de références.

#### III.6.1 Détermination de $i'_{dr\_ref}$

L'amplitude de la tension est un facteur crucial pour la qualité de l'électricité. Elle constitue en général le premier engagement contractuel du distributeur d'énergie. Habituellement, l'amplitude de la tension doit être maintenue dans un intervalle de  $\pm 10\%$  autour de la valeur nominale.

Dans le cas idéal, les trois tensions ont la même amplitude, qui est une constante. Cependant, plusieurs phénomènes perturbateurs peuvent affecter l'amplitude des tensions. En fonction de la variation de l'amplitude on distingue deux grandes familles de perturbations :

- Les creux de tension, coupures et surtensions. Ces perturbations se caractérisent par des variations importantes de l'amplitude. Elles ont pour principale origine des courts-circuits, et peuvent avoir des conséquences importantes pour les équipements électriques.
- Les variations de tension. Ces perturbations se caractérisent par des variations de l'amplitude de la tension inférieure à 10% de sa valeur nominale. Elles sont généralement dues à des charges fluctuantes ou des modifications de la configuration du réseau. Donc on

trouve dans la littérature deux approches pour la détermination de la composante directe du courant rotorique :

- Une approche qui suppose que le flux magnétisant est imposé par le réseau, dans ce cas la référence  $i_{dr\_ref}$  est générée pour fonctionner à puissance réactive nulle.
- Une approche basé sur le contrôle du flux magnétisant en boucle fermée, c'est une approche intéressante et notamment lorsque la tension réseau (et donc le flux magnétisant) subit une variation.

Dans cette étude nous adoptons la deuxième approche, dans une optique de doter l'éolienne par l'option de réglage de l'amplitude de la tension réseau, mais on ne va pas contrôler directement le flux magnétisant, plutôt on préfère pour cela faire une régulation de la tension réseau.

Dans un repère diphasé quelconque, La puissance réactive totale absorbé par la MADA coté stator s'écrit :

$$Q_s = (V_{qs} i_{ds} - V_{ds} i_{qs}) \quad \text{Eq. III-20}$$

En remplaçant  $V_{ds}$  et  $V_{qs}$  par leurs expressions et les courant statoriques en fonctions des courant rotoriques on obtient :

$$Q = \omega_s \left[ \left( \frac{\varphi_m}{Lm} - i'_{dr} \right) \left( \frac{\varphi_m L_s}{Lm} - l_s i'_{dr} \right) \right] + l_s i_{qr}'^2 \quad \text{Eq. III-21}$$

En négligeant le terme  $l_s i'_{dr}$  et  $l_s i_{qr}'^2$  du fait de la faible valeur de  $l_s$  il reste :

$$Q = \omega_s \frac{\varphi_m L_s}{Lm} \left( \frac{\varphi_m}{Lm} - i'_{dr} \right) \quad \text{Eq. III-22}$$

La composante  $i'_{dr}$  du courant rotorique dans (Eq. III-22) peut être divisé en une composante qui génère la puissance de magnétisation de la MADA  $i'_{dr\_m}$  et une composante pour contrôler l'échange de la puissance réactive avec le réseau  $i'_{dr\_g}$  [30], la puissance réactive totale est divisé elle aussi en  $Q_{mag}$  et  $Q_{gen}$  donc

$$Q = \omega_s \frac{\varphi_m L_s}{Lm} \left( \frac{\varphi_m}{Lm} - (i'_{dr\_m} + i'_{dr\_g}) \right) \quad \text{Eq. III-23}$$

Ce qui donne :

$$Q_{mag} = \omega_s \frac{\varphi_m L_s}{Lm} \left( \frac{\varphi_m}{Lm} - i'_{dr\_m} \right) \quad \text{Eq. III-24}$$

$$Q_{gen} = -\omega_s \frac{\varphi_m L_s}{Lm} i'_{dr\_g} \quad \text{Eq. III-25}$$

La puissance réactive  $Q_{mag}$  sera maintenue nulle pour assurer un facteur de puissance unitaire côté stator. Donc pour assurer  $Q_{mag} = 0$  la valeur de  $i'_{dr\_m}$  est contrôlé à :

$$i'_{dr\_m} = \frac{\varphi_m}{Lm} \quad \text{Eq. III-26}$$

L'augmentation ou la diminution de la tension réseau, implique la fourniture ou l'absorption de la puissance réactive donnée par la composante  $Q_{gen}$ . Le schéma bloc suivant (Fig. III-7) nous montre la génération du courant rotorique d'axe direct à partir de la régulation de la tension.

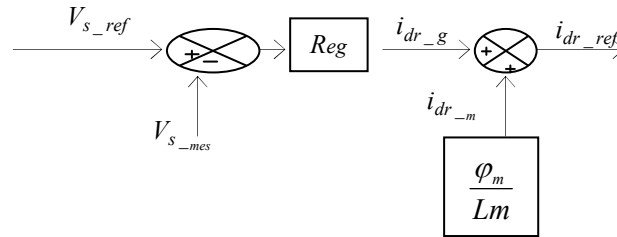


Fig. III-7 La référence des courants rotoriques  $i_{dr}$  à appliquer à la MADA

### III.6.2 Détermination de $i_{qr\_ref}$

Comme la puissance fournie par un générateur éolien est toujours variable, dû aux variations de la vitesse du vent, de l'autre côté c'est le consommateur ou le réseau qui doit recevoir une puissance lissée, donc un contrôle de la puissance s'impose pour fournir une puissance constante. La puissance de référence sur la base de laquelle la MADA sera contrôlée est calculée sur la base de la puissance que le générateur éolien peut fournir et la puissance qu'il faut délivrer au réseau. Si la puissance que peut fournir le générateur éolien est supérieure à la puissance demandée par le réseau, c'est qu'il y a un excédent d'énergie qui doit être stockée. Si on a dans le cas inverse, on a un déficit d'énergie qui doit être couvert par l'énergie stockée.

Ainsi la génératrice doit produire toute la puissance maximale qu'il est possible d'extraire du vent, puissance qui est déterminée en permanence en fonction de la vitesse du vent par la formule.

$$P_{m\_ref} = \frac{1}{2} C_p(\lambda) \rho S V^3 \quad \text{Eq. III-27}$$

Cette puissance théorique qui représente la référence de la boucle de puissance, doit être limitée par la puissance nominale de la génératrice. Pour cela un asservissement de vitesse doit être instauré pour s'occuper de l'orientation des pales, de manière à diminuer le rendement de l'hélice pour que la puissance transmise à la génératrice ne soit pas trop

importante. Ainsi nous obtenons un système de contrôle, qui maximise la puissance produite, communément appelé MPPT [13] [28] [30], mais avec limitation de forte vent.

Maintenant que nous avons cette référence appelé  $P_{ref}$  avec la quelle on va commander la MADA, cherchant la relations entre  $i_{qr}$  et  $P_{ref}$ .

La puissance électrique instantanée  $P_e$  (la somme de la puissance fournie aux enroulements rotoriques et celle générée aux enroulements statoriques) s'exprime en fonction des grandeurs d'axes  $d, q$  comme suit:

$$P_e = V_{ds} i_{ds} + V_{qs} i_{qs} + V_{dr} i_{dr} + V_{qr} i_{qr} \quad \text{Eq. III-28}$$

$$P_e = R_s (i_{ds}^2 + i_{qs}^2) + R_r (i_{dr}^2 + i_{qr}^2) + i_{ds} \frac{d\varphi_{ds}}{dt} + i_{qs} \frac{d\varphi_{qs}}{dt} + \quad \text{Eq. III-29}$$

$$i_{dr} \frac{d\varphi_{dr}}{dt} + i_{qr} \frac{d\varphi_{qr}}{dt} - \omega_s \varphi_{qs} i_{ds} + \omega_s \varphi_{ds} i_{qs} - \omega_r \varphi_{qr} i_{dr} + \omega_r \varphi_{dr} i_{qr}$$

Elle se décompose en trois séries de termes :

a) Puissance dissipée par effet Joule :

$$P_j = R_s (i_{ds}^2 + i_{qs}^2) + R_r (i_{dr}^2 + i_{qr}^2) \quad \text{Eq. III-30}$$

b) Puissance représentant les échanges d'énergie électromagnétique avec les sources :

$$i_{ds} \frac{d\varphi_{ds}}{dt} + i_{qs} \frac{d\varphi_{qs}}{dt} + i_{dr} \frac{d\varphi_{dr}}{dt} + i_{qr} \frac{d\varphi_{qr}}{dt} \quad \text{Eq. III-31}$$

c) Puissance mécanique  $P_m$  regroupant l'ensemble des termes liés aux dérivées des positions angulaires :

$$P_m = \omega_s (\varphi_{ds} i_{qs} - \varphi_{qs} i_{ds}) + g \omega_s (\varphi_{dr} i_{qr} - \varphi_{qr} i_{dr}) \quad \text{Eq. III-32}$$

On pose:

$$P_s = \omega_s (\varphi_{ds} i_{qs} - \varphi_{qs} i_{ds}) \quad \text{Eq. III-33}$$

$$P_r = g \omega_s (\varphi_{dr} i_{qr} - \varphi_{qr} i_{dr}) \quad \text{Eq. III-34}$$

$P_s$  : La puissance active fournie au stator.

$P_r$  : La puissance de glissement, peut être positive ou négative selon le mode de fonctionnement. D'après la figure (**Fig. III-2**), en fonctionnement hypo synchrone, la puissance de glissement est fournie par le réseau, en fonctionnement hyper synchrone, la puissance de glissement est récupérée via le rotor pour être réinjecté au réseau.

Avec l'orientation du flux magnétisant telle que  $\varphi_{qm} = 0$ , et en utilisant les expressions des flux rotoriques, on obtient une expression simplifiée des puissances:

$$P_s = -\omega_s \varphi_m i_{qr} \tag{Eq. III-35}$$

$$P_r = g \omega_s \varphi_m i_{qr} \tag{Eq. III-36}$$

Ce qui donne :

$$P_m = -\omega \varphi_m i_{qr} \tag{Eq. III-37}$$

Or la puissance mécanique est aussi égale à  $\Gamma_{em} \Omega$  ou à  $\Gamma_{em} \omega / P$ , on en tire l'expression scalaire du couple développé :

$$\Gamma_{em} = -\varphi_m i_{qr} \tag{Eq. III-38}$$

On voit que le couple électromagnétique développé est proportionnel au courant  $i_{qr}$  si le flux (donc la tension) est maintenu constant. Le courant  $i_{qr}$  sera rendu variable par action sur la tension  $V_{qr}$ .

Ce qui nous permet d'établir le schéma bloc suivant (Fig. III-8) :

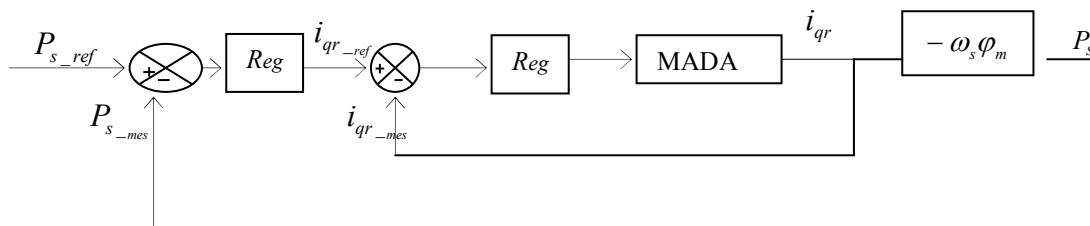


Fig. III-8 Détermination de  $i_{qr}$  à appliquer à la MADA

### III.7 Synthèse des régulateurs

Pour commander la MADA en génératrice nous avons utilisé un correcteur type proportionnel intégral (PI) pour sa rapidité et sa simplicité de mettre en œuvre, toute en offrant des performances acceptables.

La figure suivante (Fig. III-9) montre une partie de notre système bouclé et corrigé par un régulateur PI dont la fonction de transfert est de la forme  $K_p + \frac{K_i}{p}$  correspondant aux deux régulateurs de l'asservissement des courants rotoriques.

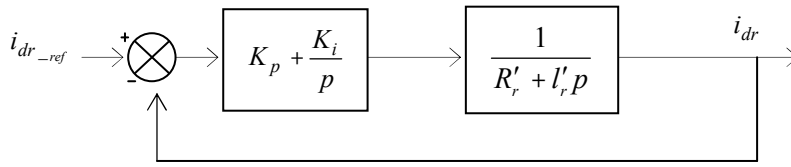


Fig. III-9 La boucle de régulation du courant direct rotorique.

La fonction de transfert en boucle ouverte FTBO avec le régulateur s’écrit de la manière suivante :

$$FTBO = \frac{\frac{K_i}{R'_r} (1 + \frac{k_p}{K_i} p)}{p(1 + \frac{l'_r}{R'_r} p)} \tag{Eq. III-39}$$

Nous choisissons la méthode de compensation des pôles pour la synthèse du régulateur, afin d’éliminer le zéro de la fonction de transfert, ceci nous conduit à l’égalité suivante :

$$\frac{k_p}{K_i} = \frac{l'_r}{R'_r} \tag{Eq. III-40}$$

Notons ici que la méthode de compensation de pôle n’a pas d’intérêt que si les paramètres de la MADA sont connus avec une certaine précision, car les gains des correcteurs dépendent directement de ces paramètres. Si les paramètres réels sont différents de ceux utilisés dans la synthèse, la compensation est inefficace.

Donc on obtient avec la compensation:  $FTBO = \frac{K_i}{R'_r p}$  ce qui nous donne en boucle fermée

$$FTBF = \frac{1}{1 + \frac{R'_r}{K_i} p} \tag{Eq. III-41}$$

De la forme  $\frac{1}{1 + \tau p}$  avec  $\tau = \frac{R'_r}{K_i}$  que l’on se fixe à 10 ms, ce qui représente une valeur suffisamment rapide pour l'application de production d'énergie éolienne. Une valeur inférieure est susceptible d'engendrer des régimes transitoires avec des dépassements importants et ne présente pas d'intérêt particulier pour notre application. Les termes  $k_p$  et  $k_i$  sont alors exprimés en fonction de ce temps de réponse et des paramètres de la machine ce qui donne :

$$K_i = 100R'_r \text{ et } K_p = 100l'_r \tag{Eq. III-42}$$

### III.8 Etablissement des angles nécessaires aux transformations

Pour commander l'onduleur, coté rotor, en MLI, de façon à ce qu'il nous génère les tensions triphasées nécessaire à appliquer au rotor, pour imposer les courants rotoriques, nous avons besoins tous d'abord d'effectué une transformation inverse des grandeurs diphasé  $V_{dr}$  et  $V_{qr}$ , ce qui nécessite la connaissance de la position (l'angle  $\theta_r$ ) du repère (d,q) par rapport au rotor (Fig.III.4). Or, nous avons  $\theta_r = \theta_s - \theta$  avec :  $\theta$ , la position du rotor par rapport au stator, peut être détermine par l'emploi d'un capteur de position (un encodeur) ou d'un capteur de vitesse (tachymètre) ou bien peut être estimé via un estimateur.  $\theta_s$  L'angle de transformation de Park pour les grandeurs statoriques (position du repère (d, q) par rapport au stator (**Fig. III-4**).

Pour déterminer cet angle, nous avons:

Dans le repère triphasé a,b,c, la tension aux bornes d'une phase du stator s'exprime par la relation :

$$V_{ABCs} = R_s i_{ABCs} + \frac{d\phi_{ABCs}}{dt} \tag{Eq. III-43}$$

Si l'on néglige la résistance du bobinage statorique  $R_s$ , cette relation devient :

$$V_{ABCs} \approx \frac{d\phi_{ABCs}}{dt} \tag{Eq. III-44}$$

Le repère (d, q) lié au flux magnétisant tourne à la même vitesse angulaire que le vecteur tension statorique, et il est en avance de  $\pi/2$  sur ce même vecteur.

Pour cela, il suffit de mesurer les tensions statoriques, à les faire passer dans un repère diphasé (transformation de Concordia) et en extraire l'angle que forme le vecteur tension avec l'axe de la première phase du stator. Afin d'aligner le flux magnétisant avec l'axe d, nous retranchons  $\pi/2$  à cet angle (**Fig. III-10**).

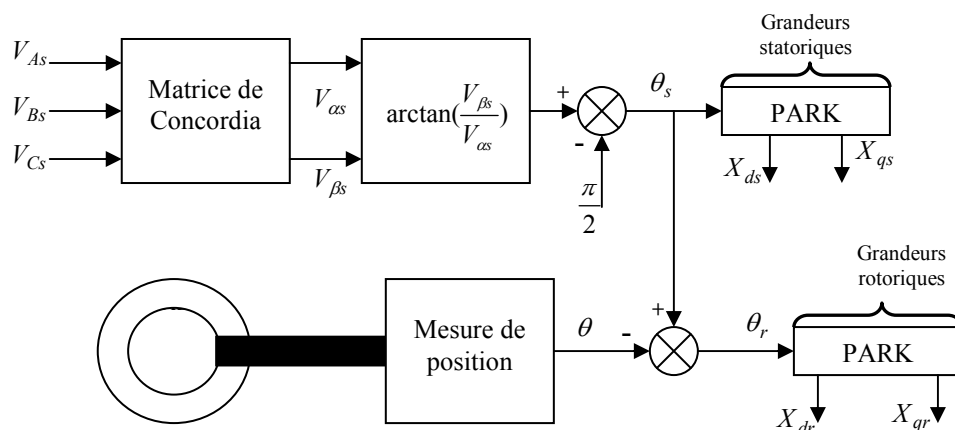


Fig. III-10 Etablissement des angles pour la transformation de Park



### III.9 Simulation numérique

Nous allons maintenant pouvoir assembler les différents schémas bloc développés précédemment, afin d'obtenir le système de conversion d'énergie éolienne présenté à la figure suivante (Fig. III-11).

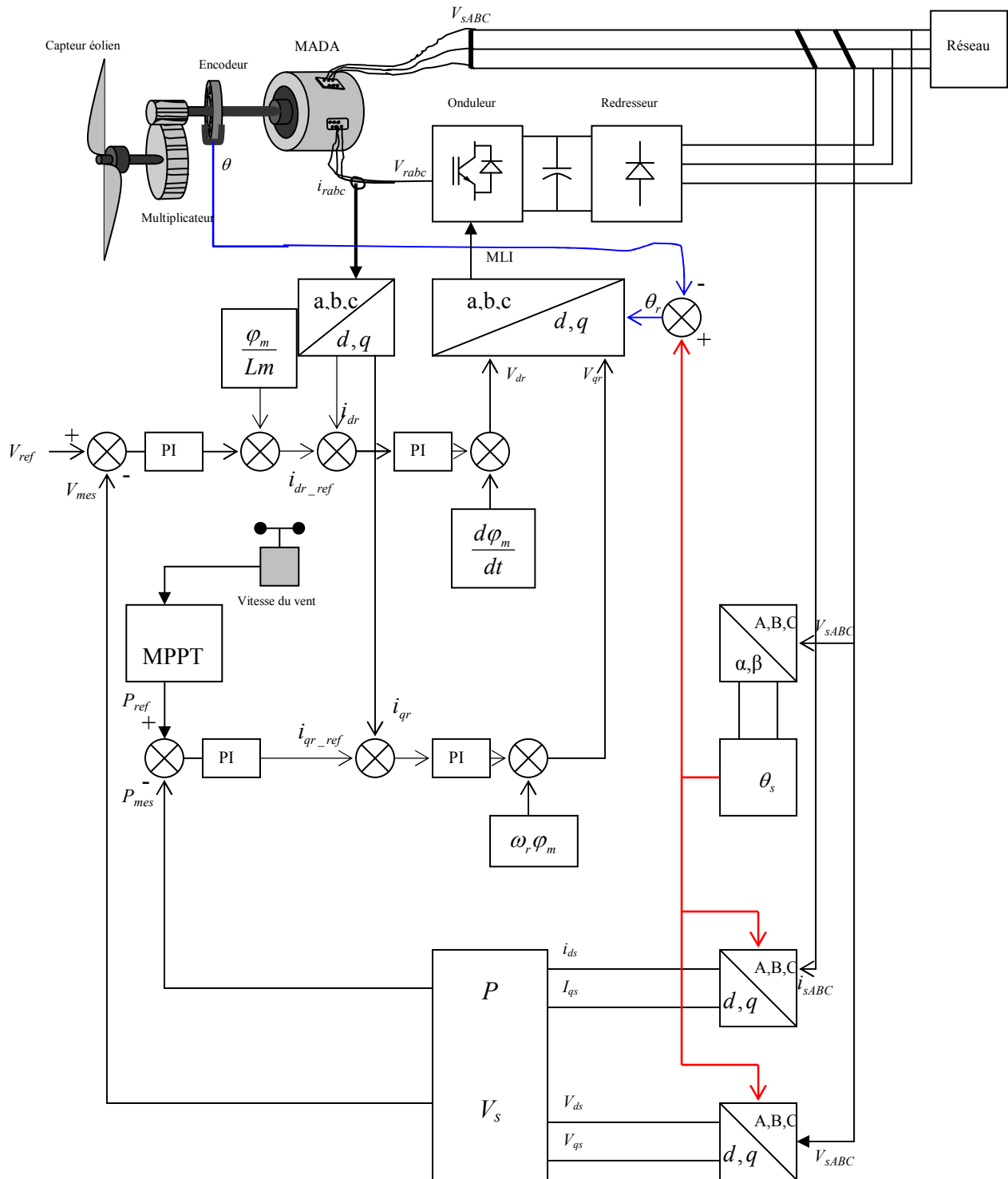


Fig. III-11 Synoptique de la commande de la MADA

Le but recherché par cette commande est de produire une puissance constante toute en maximisant l'exploitation du potentiel éolien du site, ainsi que de produire de la puissance réactive permettant le contrôle de la tension au point de raccordement et la dépollution du réseau en limitant la propagation des courants harmoniques, générés par des charges non linéaire, ce dernier point sera évoqué au prochain chapitre.

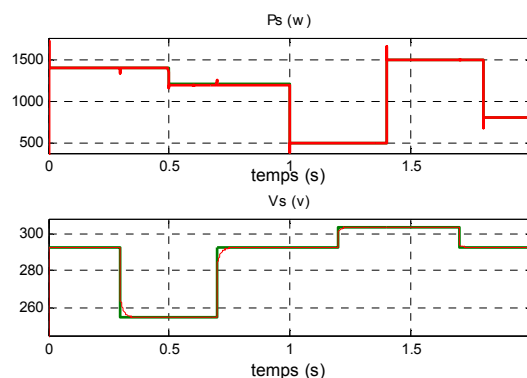
La simulation est faite avec les paramètres suivants :

$$R_s = 1.3 \text{ Ohm}, R'_r = 0.92 \text{ Ohm}, l_s = l'_r = 0.004 \text{ H}$$

$$Lm_{st} = \begin{cases} 0.073 \text{ H}, & \text{si } I_m < 3 \text{ A} \\ \frac{\phi_m}{I_m} \text{ H} & \text{si } I_m \geq 3 \text{ A}, \end{cases}$$

Les gains des correcteurs sont calculés à partir des équations (**Eq. III-47**) et ont été affiné après simulation, les correcteurs de l'axe d et q des courants rotoriques sont identique.

On peut remarquer que les échelons de puissance et de tension sont bien suivis par la génératrice (**Fig. III-12**), cependant on observe l'effet du couplage (que l'on a négligé) entre les deux axes d et q, car un échelon appliqué à l'une des deux axes influx sur l'autre axe.



**Fig. III-12** Découplage des axes d et q

Les courants statoriques et rotorique lorsque la machine est entraîné à 1450 tr/mn et débite sur le réseau une puissance de 3Kw sont donnés par la figure suivante (**Fig. III-13**).

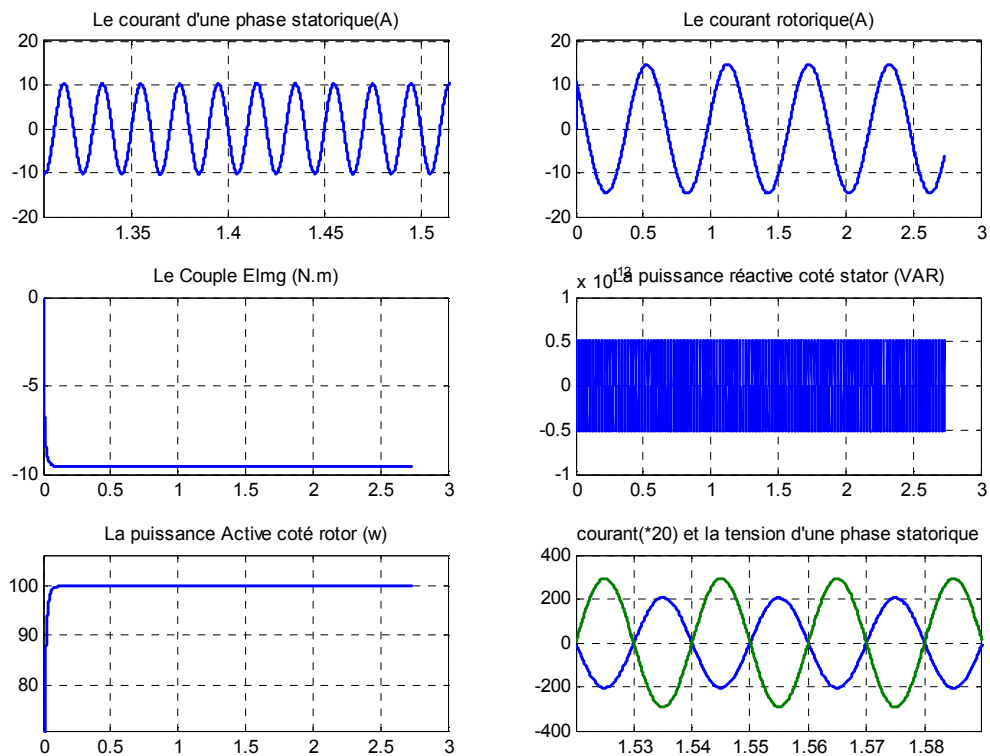


Fig. III-13 Résultat de la simulation pour  $P_s = -3\text{Kw}$ ,  $N = 1450\text{ tr/mn}$

La puissance réactive est maintenue nulle en assurant un facteur de puissance unitaire.

### III.10 Simulation d'un défaut sur le réseau.

Nous allons simuler le modèle de la MADA en présence d'un défaut sur le réseau. La machine est entraînée à 1450 tr/mn, la puissance active à fournir au réseau est fixée à 3Kw. On constate sur la figure (**Fig. III-14**), qu'une baisse de tension sur le réseau actionne la boucle de régulation de la tension en fournissant de la puissance réactive (négative) pour réguler la tension au point de raccordement, comme si nous avons insérer des capacités, donc c'est un comportement capacitif de la MADA. La puissance de glissement est de signe positif, on ait bien au mode hypo synchrone ou la puissance de glissement est fournit par le réseau. La puissance réactive coté stator est maintenu nulle pour assuré un facteur de puissance unitaire (**Fig. III-15**). Lorsque la tension réseau est supérieure à la tension de référence, (ce qui peut arriver lorsqu'il y a peu de puissance active demandée par les utilisateurs), la MADA absorbe de la puissance réactive pour baisser la tension réseau (comportement inductive de la MADA). Donc la fourniture ou l'absorption de la puissance réactive doit être limitée par la

puissance réactive que la MADA peut délivrer et ce ci peut être réalisé en limitant le courant rotorique pour éviter de détériorer le bobinage du rotor.

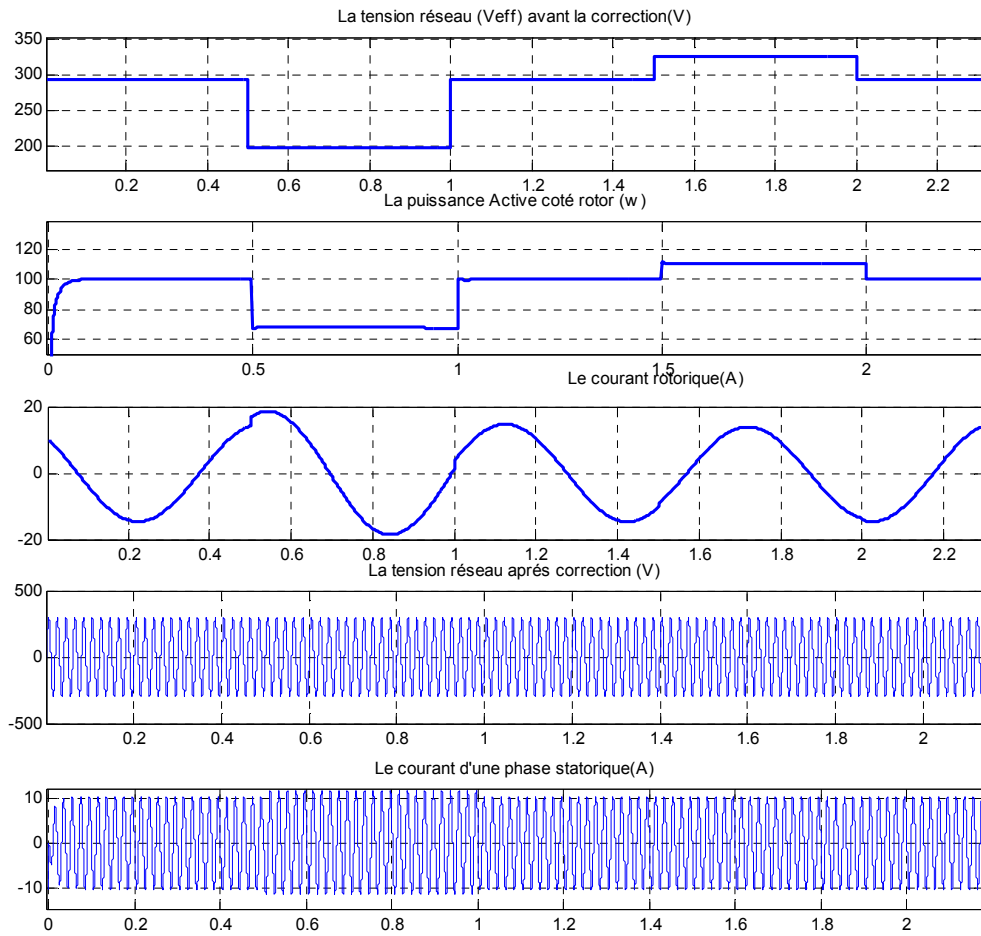


Fig. III-14 Simulation d'un défaut sur le réseau.

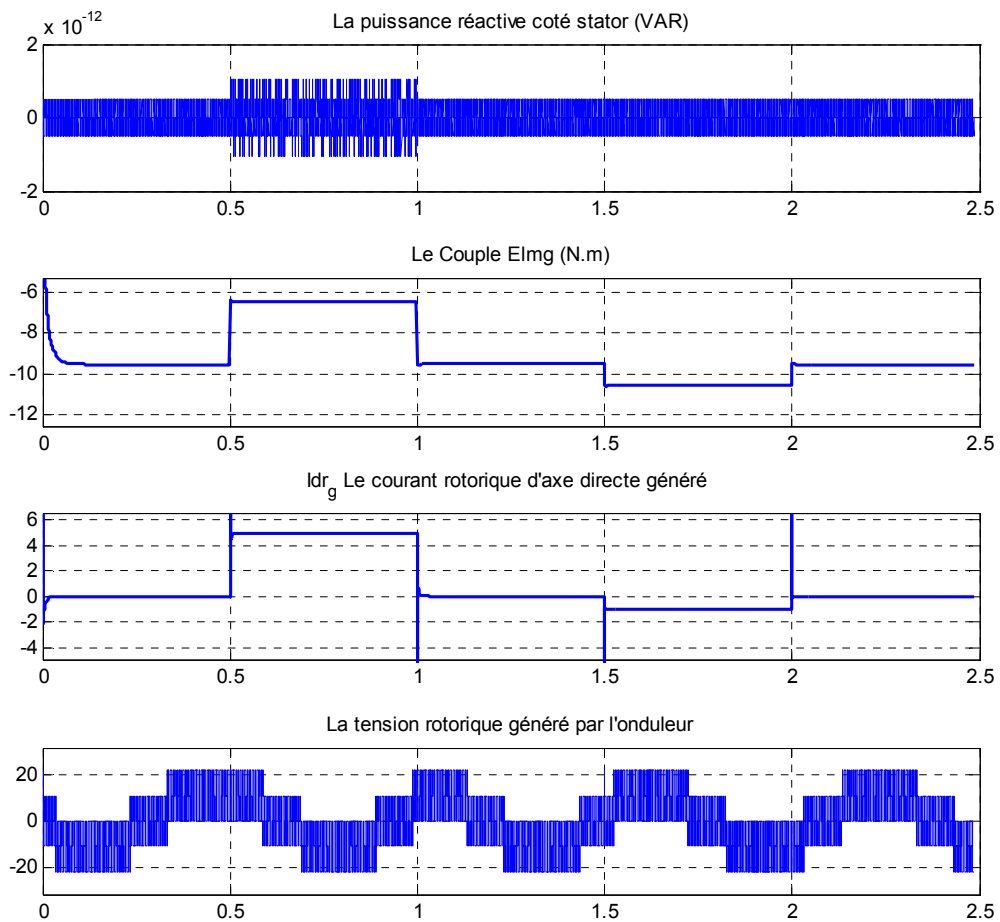


Fig. III-15 Simulation d'un défaut sur le réseau

### III.11 Simulation de l'influence du changement de la vitesse d'entraînement sur la MADA

La tension réseau est fixée à sa valeur nominale, la puissance active est fixée à 3Kw.

L'influence du changement de la vitesse sur la MADA (ce qu'est souvent le cas avec l'énergie éolienne) est donnée par les graphes de la figure suivante (Fig. III-16) :

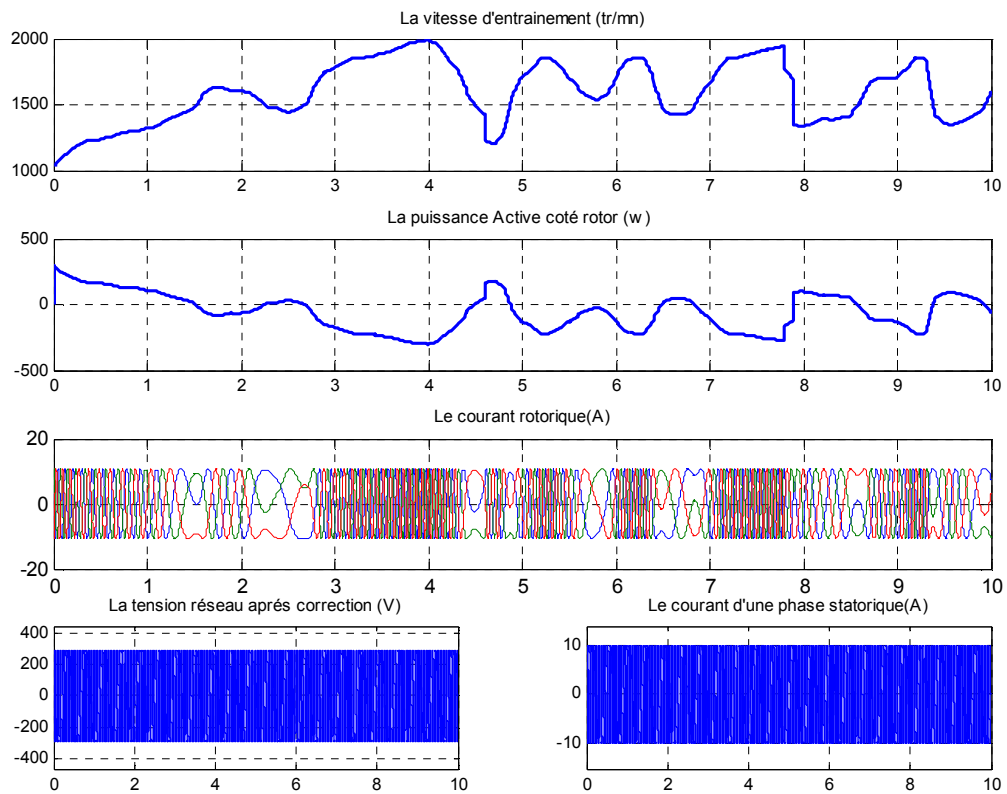


Fig. III-16 Simulation de l'influence de la vitesse sur la MADA

On remarque, sur les graphes ci-dessus, qu'en mode hypo synchrone, la puissance de glissement est fournie par le réseau (puissance positive), lorsque la vitesse dépasse la vitesse de synchronisme, la puissance de glissement devient de signe négatif, c'est la MADA qui réinjecte cette énergie dans le réseau à travers le rotors, ce mode de fonctionnement n'est pas disponible dans la MAS à cage, pour cela on doit disposer d'un convertisseur bidirectionnel coté rotor, qui permet l'échange de puissance dans les deux directions.

L'amplitude des courants au stator et au rotor ainsi que la tension sont stable, n'ont pas été affecté par le changement de vitesse.

La fréquence des courants statoriques est maintenue à 50Hz ainsi que celle des tensions statoriques, on peut prévoir une boucle de régulation de fréquence en cas d'un réseau qui n'est pas stable en fréquence. Par contre on remarque que la fréquence des courants rotoriques augmente avec l'augmentation de la vitesse et lorsque on passe du mode hypo synchrone au mode hyper synchrone ou l'inverse, cela s'accompagne par un changement de sens des courants. Ainsi que la figure III-16 montre bien que l'énergie fournie n'est pas constante du fait de la nature du vent, donc dans un objectif de fournir une énergie constante au réseau, on

doit équiper la MADA par un dispositif de stockage de l'excès de l'énergie que l'on peut restituer par la suite dans la période du faible vent.

### **III.12 Conclusion**

L'étude menée dans ce chapitre concerne la machine asynchrone à double alimentation (MADA), connectée au réseau électrique et fonctionnant à vitesse variable comprise entre  $\pm 30\%$  de la vitesse de synchronisme. Le modèle utilisé est celui de la machine asynchrone avec prise en compte de la saturation du circuit magnétique, développé au premier chapitre. Une commande vectorielle, basé sur l'orientation de l'axe d du repère diphasé (d, q) selon le flux magnétisant est utilisée afin d'obtenir un modèle permettant de contrôler l'échange de puissances active et la régulation de la tension réseau au point de raccordement de la MADA. Les résultats de simulation montrent bien que la MADA peut participer à maintenir constante la tension réseau en fournissant de la puissance réactive (comportement capacitif) ou en absorbant du réactif (comportement inductif) et cela dans la limite de ses capacités. Pour cela le contrôle des courants rotoriques permet de protéger le bobinage rotorique, en cas d'un fort courant, en limitant la référence. Du fait de la nature du vent, le contrôle MPPT permet de maximiser la puissance produite par la MADA à chaque instant, de ce fait, l'énergie fournit au réseau le long de la journée n'est pas stable, d'où la nécessité d'instaurer un système de stockage de l'excès en énergie, et de compléter le déficit lorsque si nécessaire pour maintenir constante la puissance fournie au réseau. Du fait que la vitesse est supérieure ou inférieure à la vitesse de synchronisme, l'énergie de glissement est fournie par le réseau ou injectée dans le réseau, cette valeur est faible ce qui permet de gagner dans le dimensionnement de ce convertisseur.

---

---

**Chapitre IV**

**Filtrage Actif Du Réseau Avec La MADA**

---



# Chapitre IV

## Filtrage Actif Du Réseau Avec La MADA

### IV.1 Introduction

L'énergie électrique, principalement produite et distribuée sous forme de tensions triphasées sinusoïdales, permet de fournir la puissance électrique nécessaire aux différentes charges sur le réseau électrique. Lorsque la forme d'onde de la tension n'est plus sinusoïdale, on rencontre des perturbations qui peuvent affecter le bon fonctionnement de nombreux équipements et de charges raccordés sur le réseau. Dans ces conditions, des problèmes de compatibilité électromagnétique peuvent survenir entre ces éléments connectés au réseau.

L'utilisation croissante des équipements de l'électronique de puissance sur les réseaux électriques contribue à la détérioration de la tension d'alimentation. En effet, ces charges dites déformantes sont non linéaires et appellent du réseau électrique un courant non sinusoïdal possédant un contenu harmonique. Ces courants harmoniques circulant à travers les impédances du réseau peuvent, lorsqu'ils sont importants en amplitude, créer des tensions harmoniques et ainsi perturber le fonctionnement des autres équipements branchés au point commun de raccordement. De plus, ces courants harmoniques, peuvent entraîner des pertes de référence lors d'une application qui nécessite une synchronisation de la tension du réseau [39]. Pour compenser ces perturbations, il existe plusieurs solutions parmi lesquelles on rencontre le filtrage passif. Cette solution, connue depuis fort longtemps, est la plus répandue surtout en forte puissance et sous haute tension. Néanmoins, elle présente deux inconvénients majeurs :

Le phénomène de résonance avec le réseau qui est à l'origine de l'amplification de tout harmonique à des fréquences voisines de celle de la résonance.

La dépendance des performances du filtre passif aux caractéristiques du réseau sur lequel il est connecté.

Le développement des semi-conducteurs de puissances entièrement commandables (les thyristors GTO et les transistors à IGBT en particulier), a conduit à la conception de nouvelles solutions, tel que le filtre actif permettant d'injecter des courants qui compensent les harmoniques de ligne créés par la charge non linéaire [38][39]. C'est pour cet objectif que nous voulons utiliser l'éolienne pour contribuer à la dépollution du réseau.

## IV.2 Caractérisation des perturbations

La perturbation harmonique est caractérisée par le taux de distorsion harmonique (THD) défini en tension ou en courant. Il nous permet de caractériser la déformation apportée par les harmoniques par rapport à une onde sinusoïdale.

Pour faire intervenir la participation des harmoniques dans la puissance apparente, nous définissons la puissance déformante D :

$$D = V \sqrt{\sum_{h=1}^{\infty} I_h^2} \quad \text{Eq. IV-1}$$

Ainsi, la puissance apparente sera donnée par :

$$S = \sqrt{P^2 + Q^2 + D^2} \quad \text{Eq. IV-2}$$

Et le facteur de puissance par :

$$F = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D^2}} \quad \text{Eq. IV-3}$$

Il est bien clair que le facteur de puissance est dégradé en présence des harmoniques.

Le THD et le facteur de puissance sont les plus employés pour quantifier respectivement les perturbations harmoniques et la consommation de puissance non-active.

Le THD représente le rapport de la valeur efficace des harmoniques à la valeur efficace du fondamental. Il est défini par la relation :

$$\text{THD} = \sqrt{\sum_{h=2}^{\infty} \frac{X_h^2}{X_1^2}} \quad \text{Eq. IV-4}$$

Avec X soit un courant, soit une tension.

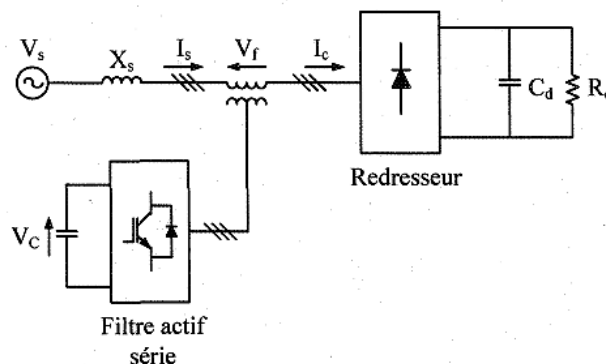
### IV.3 Principe de la méthode de filtrage actif

Les filtres actifs sont composés d'onduleurs qui sont des convertisseurs statiques de puissance. Alimenté par une source de courant ou de tension continue, l'onduleur peut délivrer un courant ou une tension dont le contenu harmonique dépend uniquement de la loi de commande de commutation des interrupteurs. Les filtres actifs agissent donc comme des sources de tension ou de courant harmoniques en opposition de phase avec ceux du réseau afin de rétablir un courant de source quasi sinusoïdal. Le filtre actif peut être connecté au réseau en série ou en parallèle, suivant qu'il est conçu pour compenser les tensions ou les courants harmoniques.

### IV.4 Classification des filtres actifs

#### IV.4.1 Filtre actif série

Ce type de filtre compense la distorsion de tension, Le filtre actif série (FAS) est placé en série entre la source et la charge non linéaire (**Fig. IV-1**)



**Fig. IV-1** Filtre actif série

#### IV.4.2 Filtre actif parallèle

Contrairement au FAS, le filtre actif parallèle (FAP) (**Fig. IV-2**) est surtout utilisé pour éliminer les courants harmoniques engendrés par les charges génératrices de courants harmoniques. Il peut cependant, dans certaines conditions, être utilisé pour compenser la puissance réactive. Le FAP est un onduleur modulé en largeur d'impulsion (MLI) qui est placé en parallèle avec la charge dans le but d'injecter un courant harmonique de même amplitude et de phase opposée que celui de la charge. Le FAP agit comme une source de courant harmonique réglable

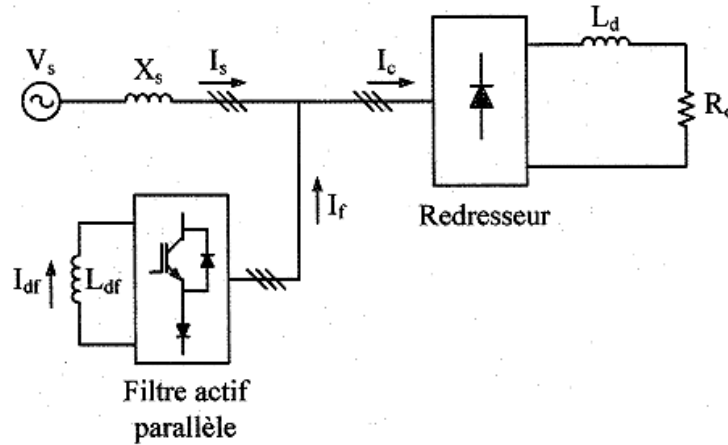


Fig. IV-2 Filtre actif parallèle

**IV.4.3 Filtre hybride**

C'est l'association d'un filtre actif série ou parallèle avec un filtre passif

**IV.4.4 Conditionneur universel de la qualité d'onde**

La combinaison d'un filtre actif série et d'un filtre actif parallèle se nomme : Conditionneur universel de la qualité d'onde (UPQC), de son origine anglaise, « Unified Power Quality Conditionner » (Fig. IV-3). Cette structure permet d'aller chercher plusieurs fonctions simultanément servant à améliorer la qualité de la tension (compensation d'harmoniques, de puissance réactive, régulation et stabilisation de tension, etc.).

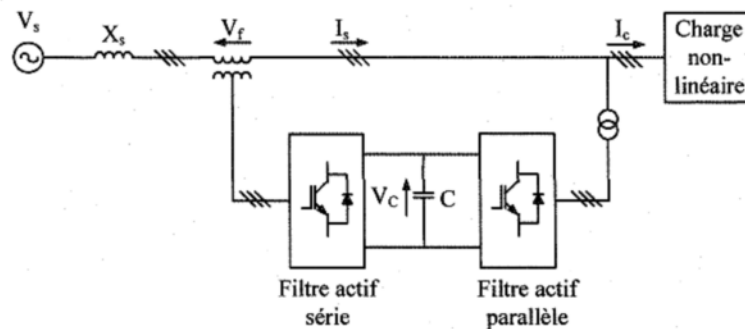


Fig. IV-3 Conditionneur universel de la qualité d'onde

## IV.5 Filtrage actif parallèle en utilisant la MADA

L'onduleur de tension utilisé pour le filtrage actif a la même structure que celui qu'on utilise pour la commande de la MADA, en plus la machine présente une amplification de puissance entre rotor, stator, c'est cette amplification que l'on veut utiliser pour mettre en place un filtrage actif [16]. Or, comme la commande de la MADA intègre une boucle de régulation des courants rotoriques, il suffit de rajouter les références des harmoniques à compenser au courant de référence rotorique existant, ainsi nous obtiendrons, coté stator les puissances désirées et les courants harmoniques à compenser. Il faut donc concevoir un système d'identification des harmoniques circulant dans le réseau sur lequel l'éolienne est connectée.

Les références de courants sont alors égales à la somme des courants nécessaires à la régulation de la tension, de la puissance et des courants pour la génération des harmoniques de compensation.

$$\begin{cases} i'_{dr-total} = i'_{dr} + i'_{dr-harmonique} \\ i'_{qr-total} = i'_{qr} + i'_{qr-harmonique} \end{cases} \quad \text{Eq. IV-5}$$

Nous avons :

$$\begin{cases} i_{ds} = \frac{\varphi_m}{Lm} - i'_{dr} \\ i_{qs} = -i'_{qr} \end{cases} \quad \text{Avec } i'_{dr} = (i'_{dr-m} + i'_{dr-g}), i'_{dr-m} = \frac{\varphi_m}{Lm} \text{ donc les harmoniques seront générés par la}$$

composante  $i_{dr-g}$  ce qui donne :

$$\begin{cases} i'_{dr-harmonique} = -i_{ds-harmonique} \\ i'_{qr-harmonique} = -i_{qs-harmonique} \end{cases} \quad \text{Eq. IV-6}$$

$i_{ds-harmonique}$  et  $i_{qs-harmonique}$  correspondent aux courant harmoniques diphasés absorbés par la charge non linéaire. On obtient alors le schéma bloc de régulation donné par la figure (Fig. IV-4) suivante:

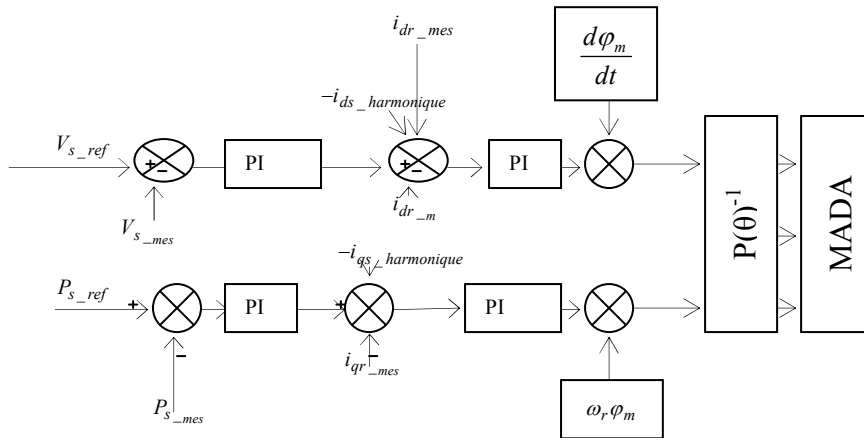


Fig. IV-4 Schéma bloc de la commande de la MADA intégrant le filtrage actif du réseau

### IV.5.1 Détermination des courants harmoniques de référence

La charge polluante absorbe un courant constitué d'une composante fondamentale et de composantes harmoniques. Le but du filtrage actif est la génération de courants harmoniques de même amplitude mais en opposition de phase avec ceux absorbés par la charge. Ainsi, le courant absorbé au réseau sera sinusoïdal. Il est donc nécessaire d'identifier avec précision les courants harmoniques de la charge polluante.

Pour cela nous utilisons la méthode des puissances instantanées [16][37][38]. Son principe est basé sur le passage de systèmes triphasés constitués par les tensions simples et les courants de ligne, à un système diphasé (repère  $\alpha$ - $\beta$ ) en utilisant la transformation de Concordia, afin de calculer les puissances réelle et imaginaire instantanées. Ensuite, pour déterminer les courants harmoniques de la charge, la composante fondamentale est transformée en une composante continue et les composantes harmoniques en composantes alternatives.

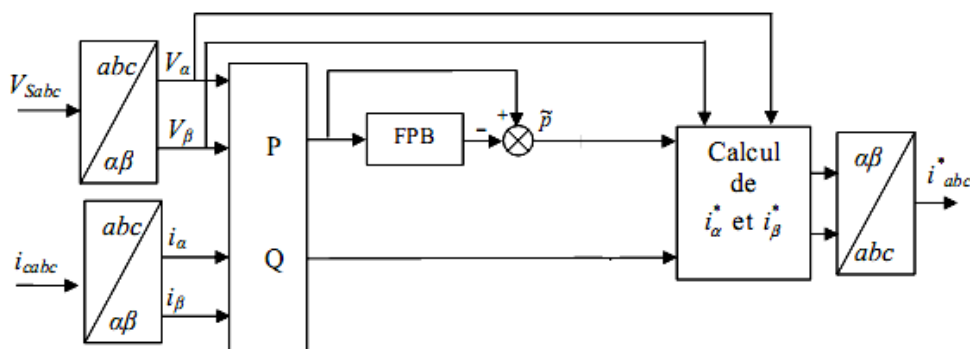


Fig. IV-5 Détermination des courants de référence du filtre actif par la méthode des puissances active et réactive instantanées

On utilise généralement un filtre passe-bas afin de ne garder que la composante harmonique du signal. La figure (Fig. IV-5) présente le principe de cette méthode.

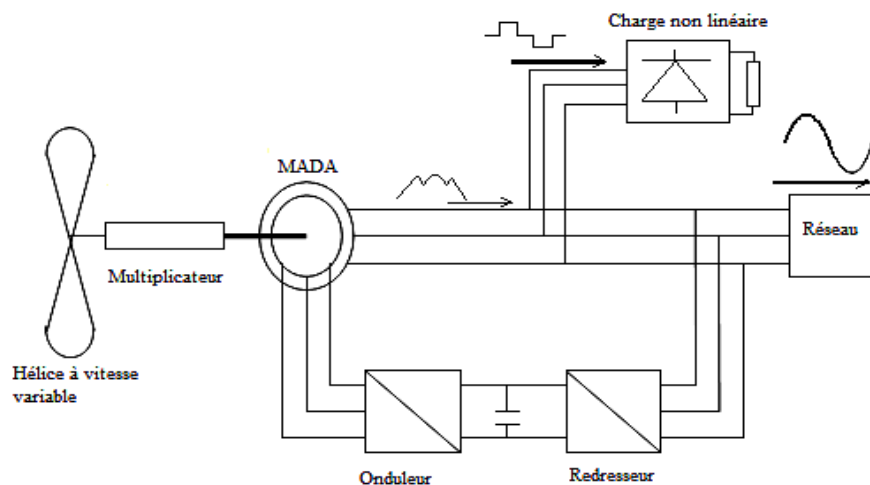
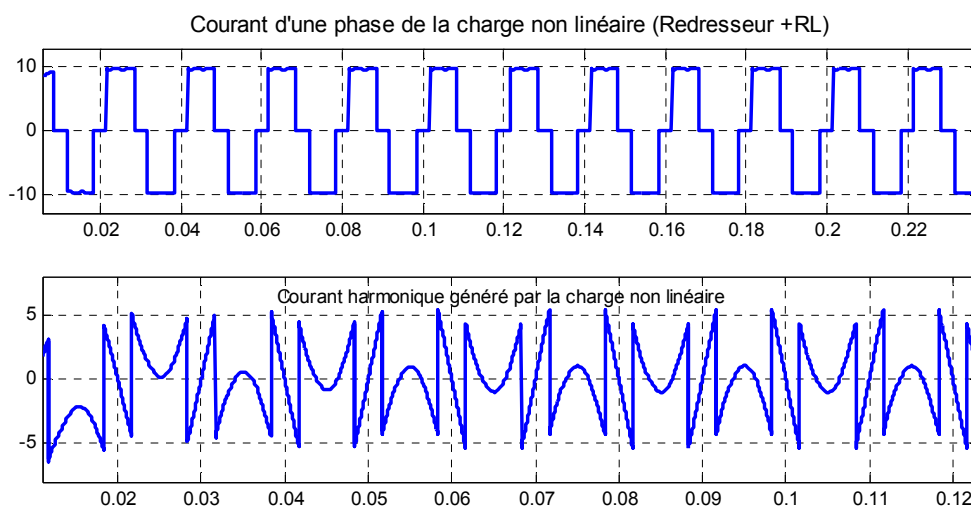
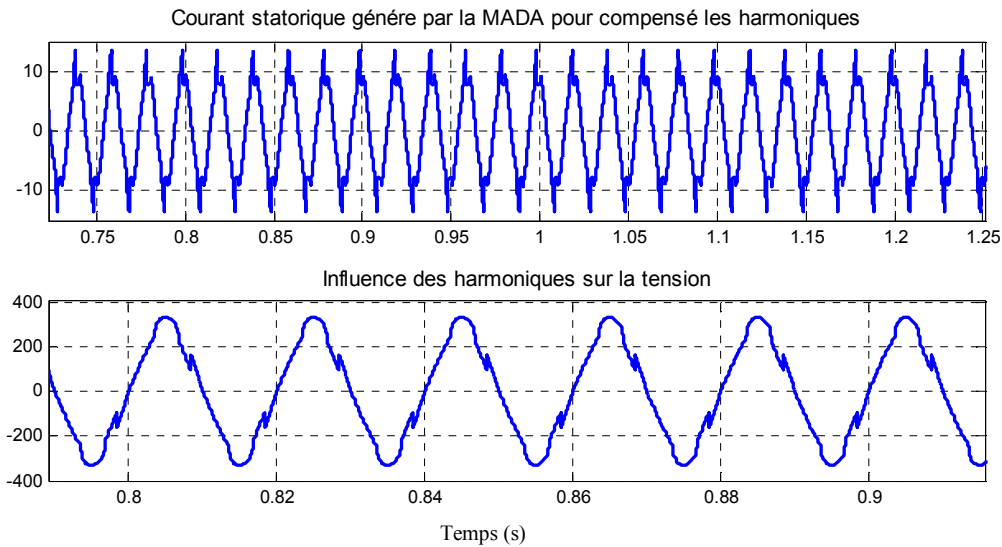


Fig. IV-6 Schéma de principe de filtrage avec la MADA

Sur la figure ci-dessus (Fig. IV-6), on décrit le fonctionnement de la MADA en filtre actif, on commande la machine asynchrone à double alimentation afin qu'elle produise un courant sinusoïdal correspondant à la puissance qu'elle doit produire et un courant harmonique, correspondant au courant harmonique de la charge polluante. Ensuite, au niveau du raccordement de l'éolienne et de la charge polluante, la somme des courants donne un courant sinusoïdal vu du côté réseau qui se retrouve ainsi dépollué.

### IV.5.2 Résultats de Simulation





**Fig. IV-7 L'utilisation de la MADA comme filtre actif**

Les résultats de simulation sont donnés par la figure (**Fig. IV-7**), La charge non linéaire est constituée d'un redresseur triphasé débitant sur une charge RL dont:  $R=50$  Ohm et  $L=140$ H. On remarque sur la figure ci-dessus que le courant statorique fourni au réseau, généré par la machine, est un courant non sinusoïdal, car il est la somme du fondamental et des harmoniques à compenser, on observe aussi que ce courant contient des pics dû aux fait que la machine asynchrone présente des inductances importantes qui s'opposent aux variations brutales du courants dans ses enroulements.

## IV.6 Conclusion

Nous avons étudié l'aspect qualité d'énergie en nous intéressant aux charges non linéaires qui génèrent des courants harmoniques se propageant à travers le réseau électrique, les solutions de minimisation de ces harmoniques existent, ce que nous avons proposé ici n'est pas une alternative au filtrage classique, mais plutôt un plus apporté par le système éolien.

Cette option ne modifie pas la structure de la commande de l'ensemble du système du fait que toute l'électronique de puissance existe déjà autour de la MADA.

Les résultats de simulation ont montré que le fonctionnement de la MADA en filtre actif est possible.



---

---

## **Conclusion Générale**

---

## **Conclusion générale**

Dans ce mémoire nous avons étudié deux modes de fonctionnement des machines asynchrones utilisées dans un système éolien. Un bref rappel des concepts fondamentaux de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique est donné dans le premier chapitre, il est apparu, au regard de ce chapitre, que la production de l'énergie électrique par l'éolienne se divise en deux grandes catégories: l'éolien de proximité où les machines sont très souvent autonomes et de petites puissances, et le grand éolien où l'énergie électrique est produite directement sur le réseau de distribution avec des machines de plusieurs centaines de KW, voire de plusieurs MW.

Notre étude, menée au deuxième chapitre, nous a permis de conclure que le modèle linéaire de la génératrice asynchrone n'est pas réel, une série des essais et de simulation ont été effectués pour valider le modèle de la génératrice asynchrone qui tient compte de la saturation. Dans une optique de déterminer les limites et les performances de l'utilisation de la GAS dans la production de l'énergie éolienne, nous avons développé un outil permettant de simuler son comportement, associé ou non à la charge, ainsi que lorsqu'elle est connectée ou non au réseau électrique. La GAS est appelé à être déconnectée et reconnectée au réseau lorsque le vent dépasse un seuil inadmissible ou tout simplement quand il n'y a pas de vent, ce qui nécessite de prévoir un outil d'aide à la connexion au réseau pour ne pas détériorer le bobinage ou provoquer des avaries sur l'arbre de transmission. La GAS auto-excitée doit être entraînée à vitesse fixe ce qui constitue un handicap majeur vu la nature de l'énergie éolienne, en plus, dans le cas des sites isolés, il faudra lui fournir en permanence le courant d'excitation (puissance réactive) selon la charge connectée, ce qui demande un système intelligent qui régule en permanence la tension et la fréquence, toutefois, l'avantage de la simplicité est alors perdu et il semble préférable de se tourner vers une autre structure.

La troisième partie de ce mémoire concerne la machine asynchrone à double alimentation (MADA), connectée au réseau électrique et fonctionnant à vitesse variable. Le modèle utilisé est celui de la machine asynchrone auto-excitée avec prise en charge de la saturation du circuit magnétique, développé dans le deuxième chapitre. Une commande vectorielle, basée sur l'orientation de l'axe  $d$  du repère diphasé ( $d, q$ ) selon le flux magnétisant est utilisée afin

d'obtenir un modèle permettant de contrôler l'échange de la puissance active et la régulation de la tension réseau au point de raccordement de la MADA.

Les résultats de simulation montrent bien que la MADA peut participer à maintenir constante la tension réseau en fournissant de la puissance réactive (comportement capacitif) ou en absorbant du réactif (comportement inductif) et cela dans la limite de ses capacités. Pour cela le contrôle des courants rotoriques permet de protéger le bobinage rotorique, en cas d'un fort courant, en limitant la référence. Du fait de la nature du vent, le contrôle MPPT permet de maximiser la puissance produite par la MADA à chaque instant, de ce fait, l'énergie fournie au réseau le long de la journée n'est pas stable, d'où la nécessité d'instaurer un système de stockage de l'excès en énergie, et de compléter le déficit lorsque c'est nécessaire pour maintenir constante la puissance fournie au réseau. Suivant que la vitesse est supérieure ou inférieure à la vitesse de synchronisme, l'énergie de glissement est fournie par le réseau ou injectée dans le réseau, cette valeur est faible ce qui permet de gagner dans le dimensionnement du convertisseur.

Dans le dernier chapitre nous avons démontré la capacité de la MADA à agir comme un filtre actif parallèle, sa mise en place a été possible car on disposait déjà d'une boucle de régulation de courant rotorique. De plus le fonctionnement en filtre actif n'entraîne pas la dégradation du fonctionnement en puissance du système.

---

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] : L.Chang « Systèmes de conversion de l'énergie éolienne » La revue canadienne de l'IEEE /Printemps 2002 No. 40 p12-16.
- [2] : B.MULTON, O.GERGAUD, H.B.AHMED « Etat de l'art dans les aérogénérateurs électriques » Extrait du rapport de synthèse ECRIN « L'Electronique de Puissance Vecteur d'Optimisation Pour les Energies Renouvelables », paru mai en 2002, ISBN 2-912154-8-1
- [3] : <http://www.thewindpower.net/>
- [4] : site de : Ministère de l'Energie et des Mines  
<http://www.mem-algeria.org/francais/index.php?page=projet-hybride-solaire---gaz>
- [5] : site de : SONELGAZ Spa  
<http://www.sonelgaz.dz/Hybridation-des-centrales-diesel>
- [6]: Y.Chen, P.Pillay « PM Wind Generator Comparison of Different Topologies» Conference Record, 3-7 Oct. 2004.IEEE Volume 3, Page(s):1405 - 1412 vol.3 / 10.1109/IAS.2004.1348606
- [7]: B.Multon, J.Bonal « les entraînements électromécaniques directs:diversité, contraintes et solutions» CEMD'99 4 février 1999-ENS Cachan-SEE.
- [8]: L.Drouen, F.Scuiller, « Modèle analytique de pré-dimensionnement de machines lents à aimants de grand diamètre et à grand nombre de pôles » conférence EF 2007 ENSEEIHT, Toulouse, sep/2007
- [9]: C. Abbey , B. Khodabakhchian , F. Zhou, «Transient Modeling and Comparison of Wind Generator Topologies» Presented at the International Conference on Power Systems Transients (IPST'05) in Montreal, Canada on June 19-23, 2005 Paper No. IPST05 – 131
- [10]: L.Soderlund, A.Koski, H.Vihriala, « Design of an axial flux permanent magnet wind power generator » Eighth International Conference on Electrical Machines and Drive (Conf. Publ. No. 444) 1-3 Sept. 1997 Page(s):224 - 228.
- [11]: F.Poitiers « Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne » Thèse de Doctorat de l'Université de Nantes. décembre 2003
- [12]: L.Moreau « Modélisation, Conception et commande de générateur à réluctance variable basse vitesse » Thèse de doctorat de l'université de Nantes 2005.

- [13]: Abdenour ABDELLI « Optimisation multicritère d'une chaîne éolienne passive »  
Thèse de doctorat de l'université de L'institut National Polytechnique Toulouse 2007.
- [14]: Gregory Peset « Nouvelle approche pour la prédétermination des caractéristiques externes des génératrices asynchrones fonctionnant dans le cadre de l'ilotage » mémoire présenté à l'université du Québec à Rimouski comme exigence partielle de la maîtrise en ingénierie. Mars 2003.
- [15]: J. Martin, "Energies éoliennes", Techniques de l'Ingénieur, traité de Génie énergétique, p. B 85851- B 858521.
- [16]: A.Boyette « Contrôle commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne » Thèse de doctorat d'état Henri Poincaré, Nancy I, décembre 2006.
- [17]: L. Hamane « Les ressources éoliennes de l'Algérie » Bulletin des Energies Renouvelables - N°3 Juin 2003
- [18]: Cistelecan, Popescu, « Study of the Number of Slots/Pole Combinations for Low Speed Permanent Magnet Synchronous Generators » IEMDC '07. IEEE International Volume 2, 3-5 May 2007 Page(s):1616 - 1620 / 10.1109/IEMDC.2007.383671
- [19]: L.Soderlund, A.Koski, « Design of an axial flux permanent magnet wind power generator » Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives, (Conf. Publ. No. 444) 1-3 Sept. 1997 Page(s):224 – 228
- [20]: S. Mektoub, R.Ibtiouen, O.Touhami et S.Bacha « Analysis of transient current of the self-excited induction generator following disturbance on the system supply » IACEMP/07 10-12 Sept 2007 Page 696- 700.
- [21]: M.Orabi, T.Ninomiya « Operating Performance of induction generator connected to utility grid during grid separation » 2004 IEEE International Symposium on Industrial Electronics. Volume 2, 4-7 May 2004 Page(s):1315 – 1320, 10.1109/ISIE.2004.1572003
- [22]: D.Seyoum, M.F.Rahman, C.Grantham, « Terminal voltage control of a wind turbine driven isolated induction generator using stator oriented field control » Eighteenth Annual IEEE APEC '03.. Volume 2, 9-13 Feb. 2003 Page(s):846 – 852.
- [23]: K .Idjarene, D.Rekioua et A.M.Tounzi « Analyse du fonctionnement d'une éolienne basé sur une génératrice asynchrone en fonctionnement autonome » ICELIE Conférence Algeria 2005.
- [24]: J.Lesenne, F.Notelet, G.Séguier « Introduction à l'électrotechnique approfondie ». Technique et Documentation 1981, ISBN 2-85206-089-2.
- [25]: R. Abdessemed et M. Kadjoudj, « Modélisation des machines électriques », Presses de l'Université de Batna, Algérie, 1997.

- [26]: F. Faure « Suspension magnétique pour volant d'inertie » Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Grenoble, Juin 2003
- [27]: J.Chatelain « Machines électriques », Vol 1 .Edition DUNOD, 1983
- [28]: L.Baghli « Contribution à la commande de la machine asynchrone, utilisation de la logique flou, des réseaux neurones et des algorithmes génétiques ». Thèse de Doctorat de l'université Henri Poincaré Nancy-I, Janvier 1999.
- [29]: J.P.CARON, J.P.HAUTIER « Modélisation et commande de la machine asynchrone » Edition Technip 1995, ISBN 2-7108-0683-5
- [30]: S.Rajakaruna, R. Bonert. « A technique for steady-state analysis of self-excited induction generator with variable speed ». IEEE Transactions and Energy Conversion, Vol. 8, N° 4, December 1993, pp. 757-761.
- [31]: A.Nesba « Caractérisation du phénomène de la saturation magnétique de la machine asynchrone » Thèse de doctorat d'état ENP/EL HARRACH, 2007.
- [32] K-E Hallenius, P.Vas, J.E.Brown « The analysis of a saturated self-excited asynchronous generator » IEEE Transactions and Energy Conversion, Vol. 6, N°. 2, Jun 1991.
- [33] S.KHOJET EL KHIL « Commande Vectorielle d'une Machine Asynchrone Doublement Alimentée (MADA) » Thèse de doctorat d'état ENP/Toulouse, 2006
- [34] W.Cheng, L.Xu « Torque and Reactive Power Control of a Doubly-Fed Induction Machine by position Sensorless Scheme » Conference Record of the 1994 IEEE Volume , Issue , 2-6 Oct 1994 Page(s):496 - 502 vol.1 DOI 10.1109/IAS.1994.345439
- [35] L.Holdsworth,J.B Ekanayake « Comparison of fixed speed and doubly-fed induction wind turbines during power system disturbances » Generation, Transmission and Distribution, IEE Proceedings, Volume 150, Issue 3, 13 May 2003 Page(s): 343 - 352
- [36] P-E.VIDAL « Commande non linéaire d'une machine asynchrone à double alimentation » Thèse de doctorat d'état de l'institut national Polytechnique de Toulouse 2004.
- [37]: F.AHMED SID, T.GHENNAM « Commande floue d'un filtre actif » Mémoire de fin d'études d'ingénieur EMP/Bordj El-Bahri, 2000.
- [38]: M.M ABDUSALAM « Structures et stratégies de commande des filtres actifs parallèle et hybride avec validations expérimentales » Thèse de Doctorat de l'université Henri Poincaré Nancy-I, mai 2008.
- [39]: V.Ignatova « Méthodes d'analyse de la qualité de l'énergie électrique. Application aux creux de tension et à la pollution harmonique » Thèse de doctorat de L'UJF Grenoble, Octobre 2006.

## ملخص:

هذه المذكرة تختص بالجانب الكهروتقني لإنتاج الطاقة الكهربائية الهوائية، فالرياح عبارة عن مقدار عشوائي، بطبيعتها غير مستقرة، وعليه فمولدات الطاقة الهوائية تعتبر كمولدات طاقة متغيرة، (طاقة متقلبة و عشوائية )، هذا الوجه لطرق إنتاج الطاقة مزعج، لحل ذلك ، قمنا أولاً، بعد التذكير بمكونات حلقة إنتاج طاقة الرياح، بدراسة إمكانيات وحدود استعمال مولد لا تزامني ذاتي التغذية في النمط الخطي والمشبع، في القسم الثالث قمنا بتطوير نموذج مشبع ملائم للمولد اللا تزامني مضاعف التغذية، و الذي يسمح بمحاكاة عمله في طور الديناميكي ، والذي يؤدي إلى وضع قانون تحكم يسمح للتوربين الهوائي بتزويد الشبكة الكهربائية بخدمات كالحفاظ على قيمة الجهد الكهربائي و تصحيح ثابت الطاقة. القسم الأخير من المذكرة يهتم بتحسين جودة الطاقة المنتجة باستعمال مرشح للتيار الكهربائي. في هذه الحالة التوربينات الهوائية لن تعد تصنف كمصدر متقلب للطاقة و صعب التحكم فيها، بل ستقدم خدمات مضمونة إلى الشبكة وطاقة كهربائية ثابتة.

**كلمات المفتاح:** المولد اللا تزامني، حالة الإشباع، الطاقة الهوائية، مولد تزامني مضاعف التغذية، التحكم الشعاعي. المرشح النشط، ثابت القدرة

## Résumé :

Ce mémoire est consacré à la partie électrotechnique des systèmes de génération d'électricité a partir de l'énergie éolienne. Le vent est une grandeur stochastique de nature très fluctuante, de ce fait, les éoliennes sont considérées comme des génératrices de puissance variable (énergie éolienne fluctuante et aléatoire), c'est un aspect gênant de la production électrique. Pour résoudre ce problème, nous avons commencé, après un bref rappel des concepts fondamentaux de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne dans le premier chapitre, par une étude des performances et les limites d'utilisation de la MAS auto-excitée en mode linéaire et saturé. La troisième partie est consacré au développement d'un modèle adéquat de la MADA en mode saturé, qui permet de simuler son fonctionnement en régime dynamique et de déboucher sur une loi de commande pour permettre à l'éolienne de fournir une puissance constante au réseau tout en offrant des services systèmes tels que la fourniture de la puissance réactive pour maintenir stable la tension et de corriger le facteur de puissance. La dernière partie concerne l'amélioration de la qualité d'énergie produite, par le filtrage des harmoniques de courant. Dans ce cas l'éolienne ne sera plus considérée comme une simple source aléatoire et délicate à gérer mais plus, comme une aide à la gestion du réseau avec des services assurés et une puissance fournie constante.

**Mots clés :** Génératrice asynchrone, Saturation, éolienne, Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA), Commande vectorielle. Filtre Actif. Facteur de puissance

## Summary:

This memory is devoted to the electrotechnical part of the systems of generation of electricity starting from wind energy. However, the wind is a stochastic size of very fluctuating nature, so wind turbines are regarded as generators of variable power (fluctuating and random wind energy), it is an awkward aspect of the electric production. To solve this problem, we started, after a brief reminder of de different concepts of wind power, by a study of the performances and the operational limits of the self-excited asynchronous machine in linear and saturated mode. The third part is devoted to the development of an adequate model of the MADA in saturated mode, which made it possible to simulate its operation in dynamic mode and which allowed to arrive on a law of control to make it possible the wind turbines to gives the network a constant power and offering services systems such as the supply of the reactive power, to maintain stable the tension, and to correct the power-factor. The last part relates to the improvement the quality of produced energy, by the filtering of the harmonics of current. In this case the wind energy will not be regarded any more as a simple source random and delicate to manage, but more, like a help to the management of the network with assured services and a power provide constant.

**Key words:** Asynchronous generator, Saturation, Wind turbine. Doubly Fed Induction Machine (DFIM). Field Oriented Control. Active Filter. Power Factor