

République Algérienne Démocratique et populaire
Ministère de l'Enseignement supérieur et de la Recherche Scientifique

Ecole Nationale Polytechnique
Département d'Electrotechnique



Pour l'obtention du diplôme d'ingénieur d'Etat en Electrotechnique

Thème

***Comparaison de l'effet du creux de tension sur
deux types de générateurs asynchrones***

Proposé et dirigé par Mr :

MEKHTOUB Saïd

Présenté et étudié par :

Ahmed Karim BENMANSOUR

Imene Dahbia KHALED

Promotion Juin 2010

ENP 10, Avenue Pasteur Hassen Badi BP 182 EL-HARRACH 16200 Alger (Algérie)

Remerciements

Nos vifs remerciements s'adressent à notre promoteur Monsieur MEKHTOUB, pour nous avoir orientées, conseillées et dirigées durant ce travail.

Nous tenons à remercier: Mr TOUHAMI et Mr TAHMI, membres du jury d'avoir bien voulu accepter d'examiner et d'évaluer ce travail.

Des remerciements vont également à tous nos enseignants et tous ceux à qui nous devons notre formation.

*Nous remercions enfin, tous ceux qui, d'une quelconque façon, ont contribué à l'élaboration de ce modeste travail.
Cordialement.*

ملخص

يقدم هذا العمل دراسة و استعمال المولد اللاتزامني في إنتاج الطاقة الكهربائية الهوائية. من أجل ذلك، قمنا بإنشاء نموذج توربين هوائي ثم مولد لاتزامني في النمط الخطي و المشبع. نوعين من المولدات كانتا موضوع هذه الدراسة، مولد قفص السنجاب اللاتزامني ذو الاشتغال الذاتي و مولد تزامني مضاعف التغذية، مستخدمين وسائل الإلكترونيك الطاقوي و التحكم الشعاعي. اختتمت هذه الدراسة بمقارنة نتائج من المحاكاة مع تلك من التجربة، من أجل تأكيد دقة وصحة النماذج.

الكلمات المفتاحية

إنشاء نماذج، المولد اللاتزامني، ذاتي التهيج، حالة الإشباع، الطاقة الهوائية، المحوا ثلاثي الطور، مولد تزامني مضاعف التغذية، التحكم الشعاعي.

Résumé :

Ce travail présente une *comparaison de l'effet du creux de tension sur deux types de générateurs asynchrones*. Pour ce faire, un modèle de la turbine éolienne a été établi. Deux types de génératrice ont fait l'objet de cette étude à savoir la génératrice asynchrone à cage d'écureuil en fonctionnement autonome et la génératrice asynchrone à double alimentation faisant appel à des dispositifs d'électronique de puissance et de commande vectorielle. Cette étude a été conclue par des résultats de simulation comparés à ceux de l'expérience.

Mots clés :

Génératrice Asynchrone, Auto-amorçage, Saturation, éolienne, Onduleur triphasé, Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA), Modélisation, Commande vectorielle.

Abstract:

This work presents a *comparison of the effect of voltage dips on two types of asynchronous generators*. With this intention, a model of the wind turbine was established, then asynchronous generator in linear and saturated mode. Two types of generator were the subject of this study to knowing the asynchronous squirrel-cage generator in autonomous functioning and doubly-fed induction generator using devices of power electronics and control by field oriented. This study was concluded by compared results of simulation with those of experiment, for a validation of the models.

Key Words:

Asynchronous Generator, Self-excited, Saturation, Wind Power, three-phase voltage inverter, Doubly-fed induction generator (DFIG), Modeling, Control by field oriented.

Sommaire

<i>LISTES DES FIGURES</i>	<i>I</i>
<i>LISTE DES TABLEAUX</i>	<i>III</i>
<i>LISTE DES SYMBOLES</i>	<i>IV</i>
<i>INTRODUCTION GENERALE</i>	<i>I</i>
CHAPITRE I : GENERALITES SUR LES SYSTEMES EOLIENS	
I. INTRODUCTION	3
II. CONTEXTE DE LA CONVERSION D'ENERGIE EOLIENNE	3
II.1. Direction et vitesse du vent.....	3
II.2. Généralités sur les différents types d'éoliennes	5
III. MODELISATION DES EOLIENNES A AXE HORIZONTAL.....	8
III.1. Composants de l'aérogénérateur.....	8
III.2. Intérêt de la vitesse variable	11
III.3. Modélisation des pales : Bilan des forces	12
III.4. Puissance susceptible d'être recueillie par les pales : Théorème de Betz.....	13
III.5. Systèmes de régulation de la vitesse de rotation de l'éolienne	16
IV. CHAINES DE CONVERSION ELECTROMECHANIQUE	18
IV.1. Génératrice synchrone :	18
IV.2. Génératrice asynchrone	20
V. CONCLUSION.....	22
CHAPITRE II : MODELISATION DE LA MACHINE ASYNCHRONE	
I. INTRODUCTION.....	23
II. MODELISATION DE LA MACHINE ASYNCHRONE EN GRANDEURS DE PHASES.....	23
II.1. Hypothèses simplificatrices	23
II.2. Équations des tensions	24
II.3. Équations des flux.....	25
II.4. Équation mécanique.....	26
III. MODELISATION DE LA MACHINE ASYNCHRONE DANS UN REPERE ORTHIGONAL	27
III.1. La transformation de Park	27
III.2. Equation de la machine asynchrone dans le repère arbitraire	29
III.3. Le choix du référentiel.....	33
IV. MODELISATION DE LA GENERATRICE ASYNCHRONE SATUREE.....	34
IV.1. Introduction	34
IV.2. Modèle diphasé de la machine asynchrone saturée	35

V. GENERATRICE AUTO-EXCITEE	40
V.1. INTRODUCTION	40
V.2. Auto-excitation de la génératrice	40
V.3. Comportement de la génératrice lors de la connexion au réseau	43
VI. OUTILS DE LA SIMULATION MATLAB/SIMULINK	43
VI.1. Développement du modèle SIMULINK de la génératrice asynchrone	43
VII. SIMULATION ET RESULTATS EXPERIMENTAUX	44
VII.1. Auto-amorçage	44
VII.2. Retour réseau de la génératrice	48
VIII. CONCLUSION	50
 CHAPITRE III : CONTROLE INDEPENDANT DES PUISSANCES ACTIVE ET REACTIVE DE LA MADA	
I. INTRODUCTION	51
II. DESCRIPTION GENERALE ET MODES DE FONCTION DE LA MADA	51
II.1. Description de la MADA	51
II.2. Modes de fonctionnement de la MADA	52
III. PRINCIPE DE LA COMMANDE VECTORIELLE	55
IV. MODELE DE LA MADA A FLUX STATORIQUE ORIENTE.....	56
IV.1. Expressions des puissances actives et réactives statoriques	57
IV.2. Expressions des tensions rotoriques	58
V. CONTROLE INDEPENDANT DES PUISSANCES ACTIVE ET REACTIVE.....	59
V.1. Commande directe	59
VI. MODELE DE L'ONDULEUR DE TENSION A DEUX NIVEAUX	60
VII. VALIDATION DU MODELE.....	62
VII.1. Analyse des performances.....	63
VIII. CONCLUSION	65
 CHAPITRE IV : LE COMPORTEMENT DE LA MAS SUR UN CREUX DE TENSION	
I. INTRODUCTION	66
I.1. Les applications de la simulation	66
I.2. Résultats de la simulation des courants statoriques.....	67
I.3. Le temps d'application	71
II. CONCLUSION.....	75
CONCLUSION GENERALE.....	76

<i>BIBLIOGRAPHIE</i>	77
<i>ANNEXES</i>	79

LISTES DES FIGURES

Fig. I.1 : Types d'éolienne.....	5
Fig. I.2 : Schéma de principe du rotor de Savonius.....	6
Fig. I.3 : Schéma de principe du rotor de Darrieus.....	6
Fig. I.4 : Principaux composants d'une éolienne à axe horizontal.	9
Fig. I.5 : Les composants de la nacelle d'une éolienne.	10
Fig. I.6 : Caractéristique de la puissance générée en fonction de la vitesse mécanique et de la vitesse du vent.	12
Fig. I.7 : Bilan des forces sur une section de pale.	13
Fig. I.8 : Théorie de Betz.....	13
Fig. I.9 : Puissance théorique disponible d'une éolienne donnée.....	16
Fig. I.10 : Flux d'air sur une des pales profile (stall).	17
Fig. I.11 : Variation de l'angle de calage d'une pale.....	18
Fig. I.12 : Courbe typique de régulation.....	18
Fig. I.13 : Machine synchrone à rotor bobiné à vitesse variable.	18
Fig. I.14 : Génératrice synchrone à aimants avec un convertisseur Boost.	19
Fig. I.15 : Génératrice synchrone à aimants avec convertisseurs à MLI.....	20
Fig. I.16 : Génératrice asynchrone à double alimentation, à rotor bobiné.....	20
Fig. I.17 : Génératrice asynchrone à double alimentation, à vitesse variable totalement commandée.	21
Fig. I.18 : Génératrice asynchrone à cage, à vitesse variable.	22
Fig. II.1 : Représentation schématique de la machine asynchrone.....	24
Fig. II.2 : Transformation des variables statoriques.	28
Fig. II.3 : Transformation des variables rotoriques.	29
Fig. II.4 : La MAS dans le référentiel arbitraire.....	30
Fig. II.5 : Représentation des vecteurs courants et flux magnétisants.....	36
Fig. II.6 : Caractéristique de magnétisation de la machine.	37
Fig. II.7 : Approximation mathématique de la caractéristique de magnétisation.....	39
Fig. II.8 : Schéma de principe.	40
Fig. II.9 : Phénomènes d'autoamorçage.	42
Fig. II.10 : Modèle SIMILINK de la génératrice asynchrone à cage.	44
Fig. II.11 : Bloc de transformation triphasée-biphasé.	44
Fig. II.12 : Courant statorique d'autoamorçage.....	45
Fig. II.13 : Superposition du courant expérimental et du courant simulé.....	46
Fig. II.14 : Tension statorique d'auto-amorçage.	46
Fig. II.15 : Superposition de la tension expérimentale et la tension simulée.	46

Fig. II.16 : Courant rotorique obtenu par expérience.	48
Fig. II.17 : Courant statorique retour réseau.....	49
Fig. II.18 : Variation des pics de courant statorique en fonction du déphasage.	49
Fig. III.1 : Structure d'une machine asynchrone à double alimentation.	52
Fig. III.2 : Machine asynchrone à double alimentation.	53
Fig. III.3 : <i>Fonctionnement moteur hypo synchrone.</i>	53
Fig. III.4 : Fonctionnement moteur hyper synchrone.....	54
Fig. III.5 : Fonctionnement génératrice hypo synchrone.....	54
Fig. III.6 : Fonctionnement génératrice hyper synchrone.	55
Fig. III.7 : Modèle de la MADA pour le contrôle des puissances.....	59
Fig. III.8 : Schéma bloque de la commande directe.	60
Fig. III.9 : Onduleur de tension à deux niveaux.	61
Fig. III.10 : Schéma bloque de la commande directe des puissances de la MADA.	63
Fig. III.11 : Tensions statorique avec zoom et tension rotorique.	64
Fig. III.12 : Courant statorique avec zoom et courant rotorique.	64
Fig. III.13 : Suivi des consignes des Puissances actives et réactives statoriques.	64
Fig. IV.1 : Les courbes de tension en fonction du temps pour les limites fixées par les gestionnaires des différents réseaux.	66
Fig. IV.2 : Chute de tension de 30%.	67
Fig. IV.3 : Chute de tension de 70%.	67
Fig. IV.4 : Un creux de tension statorique de 30%.....	68
Fig. IV.5 : Courants statoriques de la MADA lors d'une chute de tension statorique de 30%.	68
Fig. IV.6 : Courants statoriques de la génératrice asynchrone à cage lors d'une chute de tension statorique de 30%.	69
Fig. IV.7 : Un creux de tension statorique de 70%.....	70
Fig. IV.8 : Courants statoriques de la MADA lors d'une chute de tension statorique de 70%	70
Fig. IV.9 : Courants statoriques lors d'une chute de tension statorique de 70%	71
Fig. IV.10 : Courant statorique lors d'une chute de tension de 30% à l'instant de coupure $T=0.5$	72
Fig. IV.11 : Courant statorique lors d'une chute de tension de 30% à l'instant de coupure $T=0.515$	72
Fig. IV.12 : Courant statorique lors d'une chute de tension de 30% à l'instant de coupure $T=0.45$	72
Fig. IV.13 : Courant statorique maximum de la MADA.....	73
Fig. IV.14 : Courant rotorique maximum.....	73
Fig. IV.15 : Courant statorique maximum de la MAS auto-excitée.....	74
Fig. B.1 : Système régulé par un régulateur proportionnel intégral.....	82
Fig. B.2 : Schéma de la régulation des courants rotorique.....	83
Fig. B.3 : Schéma de la régulation des puissances statoriques.....	84

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1 : Echelle Beaufort.	4
Tableau 2 : Classification des turbines éoliennes[2].	8
Tableau 3 : Paramètre de la turbine.....	79
Tableau 4 : Paramètre de la MADA.....	82
Tableau 5 : Gains des régulateurs utilisés.....	82
Tableau 6 : Caractéristiques de la machine asynchrone.....	84

LISTE DES SYMBOLES

θ : L'abscisse angulaire entre la phase statorique (A) et la phase rotorique (a).

γ : Le facteur d'affaiblissement sur le rotor de la turbine.

s : L'opérateur de LAPLACE.

p : Le nombre de paires de pôles.

g : La vitesse de glissement.

f : Le coefficient des frottements visqueux totaux des l'éolienne.

V : La vitesse du vent moyenne.

$P(\theta)$: La matrice de la transformation de PARK.

P : La puissance de l'éolienne.

J : L'inertie totale de l'éolienne.

G : Le rapport du multiplicateur de vitesse.

ρ : La densité de l'air.

λ : La vitesse spécifique de la turbine.

β : L'angle de calage des pales.

ω_s : La pulsation statorique.

ω_r : La pulsation rotorique.

ω : La pulsation mécanique.

φ_s, φ_r : Le flux statorique et rotorique respectivement.

$\varphi_{ds}, \varphi_{qs}$: Les flux directs et en quadrature statoriques.

$\varphi_{dr}, \varphi_{qr}$: Les flux directs et en quadrature rotoriques.

λ_{opt} : La vitesse spécifique optimale de la turbine.

θ_s : L'abscisse angulaire du référentiel de Park par rapport à l'axe de la phase statorique (A).

θ_r : L'abscisse angulaire du référentiel de Park par rapport à la phase rotorique (a).

$\Omega_{Topt}, \Omega_{gopt}$: La vitesse optimale de la turbine et du générateur respectivement.

Ω_T, Ω_g : La vitesse de la turbine et la vitesse du générateur.

Liste des symboles

Γ_r : Le couple résistant.

Γ_e : Le couple électromagnétique.

$\Gamma_{T_{opt}}, \Gamma_{g_{opt}}$: Le couple optimal de la turbine respectivement du générateur.

Γ_T, Γ_g : Le couple éolien et le couple électromagnétique.

f_T, f_g : Le coefficient des frottements visqueux de la turbine et celui du générateur.

f_D, f_L : La portance et la traînée respectivement.

V_s, V_r : Tension simple respectivement statorique et rotorique.

V_{ds}, V_{qs} : La tension statorique directe et en quadrature dans le repère de PARK.

V_{dr}, V_{qr} : La tension rotorique directe et en quadrature dans le repère de PARK.

U_a, U_b, U_c : La tension composée respectivement des phases a, b et c.

R_s, R_r : La résistance par phase statorique et rotorique respectivement.

R_T : Le rayon des pales de la turbine.

P_s, Q_s : La puissance active et réactive statorique respectivement.

P_r, Q_r : La puissance active et réactive rotorique respectivement.

P_T : La puissance convertie par la turbine.

M_{sr}, M_{rs} : Inductances mutuelles entre les enroulements du rotorique

M_s, M_r : La mutuelle Inductance entre les enroulements statoriques, respectivement rotoriques.

L_v : L'échelle de longueur de la turbulence.

L_s, L_r : L'inductance propre statorique et rotorique respectivement.

K_σ : Le coefficient de l'intensité de la turbulence.

K_v : Le gain du filtre de Von Karman.

J_T, J_g : L'inertie de la turbine et celle du générateur.

I_s, I_r : Les courants de phase statorique et rotorique.

I_{ds}, I_{qs} : Le courant statorique directe et en quadrature dans le repère de PARK.

Liste des symboles

I_{dr}, I_{qr} : Les courant rotorique directe et en quadrature dans le repère de PARK.

$C_p(\lambda, \beta), C_q(\lambda, \beta)$: Le coefficient de puissance et le coefficient du couple respectivement.

$C_D(\alpha), C_L(\alpha)$: Coefficient de trainée et coefficient de portance respectivement.

σ_v : L'écart type de la turbulence.

$v_t(t)$: La composante représentant la turbulence du vent.

$v(s)$: La fonction de transfert du filtre de Von Karman.

U_{ab}, U_{bc}, U_{ca} : Les tensions composées de l'onduleur.

i_c : Le courant dans le condensateur du bus continu.

V_c : La tension du bus continu.

C : Le condensateur du bus continu.

i_{mac} : Le courant modulé par le convertisseur du coté de la machine.

i_{res} : Le courant modulé par le convertisseur du coté du réseau.

R_f : La résistance du filtre.

L_f : L'inductance du filtre.

$v_0(t)$: La vitesse du vent.

INTRODUCTION GENERALE

Introduction générale

La population mondiale s'élevait, au début du siècle dernier, à 1,5 milliard d'individus et la consommation mondiale d'énergie à 1 milliard de tonnes équivalent pétrole (tep). Aujourd'hui, elle est 4 fois plus nombreuse (6 milliards) avec une consommation d'énergie 10 fois plus importante (10 milliards de tep). Le constat qui s'impose est que la consommation mondiale d'énergie est en constante et forte augmentation du fait d'une industrialisation massive et de l'évolution de la moyenne d'énergie consommée par individu. Les prévisions des besoins en énergie électrique, pour les années à venir ne font que confirmer, voire amplifier, cette tendance. Compte tenu de l'évolution démographique et du développement de certaines zones géographiques, la suffisance énergétique est au cœur de toutes les économies, notamment en Asie.

D'une part, les gisements des ressources énergétiques traditionnelles, d'origines principalement fossiles, ne peuvent être exploités que pour quelques décennies, ce qui laisse présager d'une situation de pénurie énergétique au niveau mondial de façon imminente.

D'autre part, les déchets des centrales nucléaires posent d'autres problèmes en termes de pollution des déchets radioactifs, du démantèlement prochain des vieilles centrales et du risque industriel.

Pour subvenir aux besoins en énergie de la société actuelle, il est nécessaire de trouver des solutions adaptées et de les diversifier. Actuellement, on distingue deux axes d'action, le premier est de diminuer la consommation des récepteurs d'énergie et d'augmenter la productivité des centrales énergétiques en améliorant respectivement leur efficacité. Une deuxième méthode consiste à trouver et développer de nouvelles sources d'énergie. Des recherches sont en cours dans le domaine de la fusion des noyaux atomiques, qui pourraient éventuellement, être une solution énergétique pour le futur. Cependant, le parcours et l'avenir de cette filière ne sont pas assurés.

Dans l'immédiat, nous disposons de ressources en énergie renouvelable inépuisables, que nous sommes en mesure d'exploiter de plus en plus facilement et proprement.

Néanmoins, longtemps négligées, les techniques d'extraction de la puissance de ces ressources demandent des recherches plus approfondies visant à fiabiliser, baisser les coûts (de fabrication, d'usage et de recyclage) et d'augmenter l'efficacité énergétique. Dans ce contexte général, notre étude s'intéresse à la filière éolienne qui semble être une des plus prometteuses, avec un taux de croissance européen et mondial très élevé. La multiplication des éoliennes conduit les chercheurs en Génie Electrique, à des investigations visant à améliorer l'efficacité de la conversion électromécanique et la qualité de l'énergie fournie.

Dans ce cadre, le présent mémoire décrit une étude concernant l'utilisation des machines de type asynchrone dans un système éolien. Le premier chapitre est consacré à des rappels sur les systèmes éoliens à travers les équations. Ces rappels sont suivis par la conversion électromagnétique à travers les différents types de génératrices utilisées et les convertisseurs qui leurs sont associés.

Le second chapitre présente la modélisation de la MAS, avec une étude sur les performances et les limites de l'utilisation d'une machine asynchrone à cage d'écureuil auto-excitée, des hypothèses simplificatrices nous faciliteront sa mise en équation.

Le troisième chapitre présente le fonctionnement d'une génératrice asynchrone à double alimentation (MADA) ainsi que sa commande. Nous validerons son modèle par la simulation, à l'aide du logiciel Matlab.

Le dernier chapitre étudie le comportement transitoire d'un creux de tension de la MADA, et de la machine asynchrone auto-excitée sous les chutes de tensions du réseau.

Nous achèverons ce travail par une conclusion générale sur tout le document.

*CHAPITRE I : GENERALITES SUR
LES SYSTEMES EOLIENS*

I. INTRODUCTION

L'électricité est synonyme de nos activités, que ce soit dans le domaine domestique ou industriel, elle est plus que jamais présente dans les prés requis de nos divers projets.

Depuis plus d'un siècle, l'éolienne est utilisée pour produire de l'énergie électrique, ce qui la place au rang de source énergétique importante, au sein de notre société actuelle. L'énergie éolienne est utilisée par l'homme depuis très longtemps. Elle a remplacé les rames pour faire avancer les navires, elle fut utilisée pour actionner les meules des moulins et permis le pompage d'eau pour abreuver les bêtes dans les champs.

C'est au début des années quarante que les prototypes d'éoliennes à pales profilées ont été utilisés avec succès pour générer de l'électricité. Plusieurs technologies sont employées pour capter l'énergie du vent (capteur à axe horizontal) et leurs structures sont de plus en plus performantes. Outre les caractéristiques mécaniques de l'éolienne, l'efficacité de la conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique est très importante. Là encore, de nombreux dispositifs existent, ils utilisent pour la plupart des machines synchrones et asynchrones.

Depuis ces dernières années, la production d'électricité par l'énergie éolienne s'est considérablement développée dans le monde, ceci est principalement dû à deux raisons :

- Produire une énergie propre.
- Trouver une source d'énergie durable et alternative aux combustibles fossiles.

II. CONTEXTE DE LA CONVERSION D'ENERGIE EOLIENNE

II.1. Direction et vitesse du vent

La ressource éolienne provient du déplacement des masses d'air, lié indirectement à l'ensoleillement de la Terre. Le réchauffement de certaines zones de la planète et le refroidissement d'autres, entraînent une différence de pression, ce qui génère un déplacement perpétuel des masses d'air. Le vent engendré par les variations de la densité et de la pression de l'air contient une grande quantité d'énergie.

L'énergie éolienne provient de la force cinétique du vent transformée en énergie mécanique, puis en électrique à l'aide d'un aérogénérateur. L'énergie éolienne est renouvelable, non dégradée et non polluante. Elle ne produit aucun rejet atmosphérique ni déchet radioactif. Elle est toute fois aléatoire dans le temps et son captage reste plutôt complexe.

La direction et la vitesse du vent varient selon les zones géographiques et les saisons. La vitesse moyenne du vent ainsi que sa variation (en fonction de l'altitude), détermine la possibilité d'implémenter un parc éolien à un endroit donné.

La vitesse du vent est mesurée avec des anémomètres. Il en existe plusieurs types classés en deux catégories principales : les anémomètres à rotation et les anémomètres à pression. Une graduation a été établie, selon l'échelle Beaufort qui divise les vents en fonction de leurs vitesses, en 17 catégories dont certaines sont citées au tableau I.1 [2].

Degré Beaufort	Vitesse du vent (m/s)	Vitesse du vent (km/h)	Description générale	Pression sur surface plane (daNm ²)
0	0 à 0.4	< 1	Calme	
3	3.5 à 5.5	12 à 19	Petite brise	3.2 (5 m/s)
4	5.5 à 8	20 à 28	Jolie brise	6.4 (7m/s)
6	11.4 à 13.9	39 à 49	Vent frais	22 (13m/s)
8	17.4 à 20.4	62 à 74	Coup de vent	52 (20m/s)
11	28.4 à 32.5	103 à 117	Violente tempête	117 (30m/s)
17	54.1 à 60	202 à 220	Cyclone	470 (60m/s)

Tableau 1 : Echelle Beaufort.

En effet, pour implanter un parc éolien, la prospection des sites possibles constitue le premier travail à effectuer pour juger de la capacité de production d'une centrale éolienne. Des relevés météorologiques complets sur les sites présumés doivent être effectués durant une année au minimum, pour déterminer les futures potentialités. Non seulement il faut connaître la vitesse moyenne du vent, mais aussi sa variation en fonction de l'altitude.

II.2. Généralités sur les différents types d'éoliennes

Selon la disposition géométrique de l'arbre sur lequel est montée l'hélice on classe les éoliennes en deux types ; les éoliennes à axe vertical et les éoliennes à axe horizontal (Fig. I.1). Que l'éolienne soit à axe vertical ou horizontal, il s'agit de générer un couple moteur pour entraîner la génératrice [2].

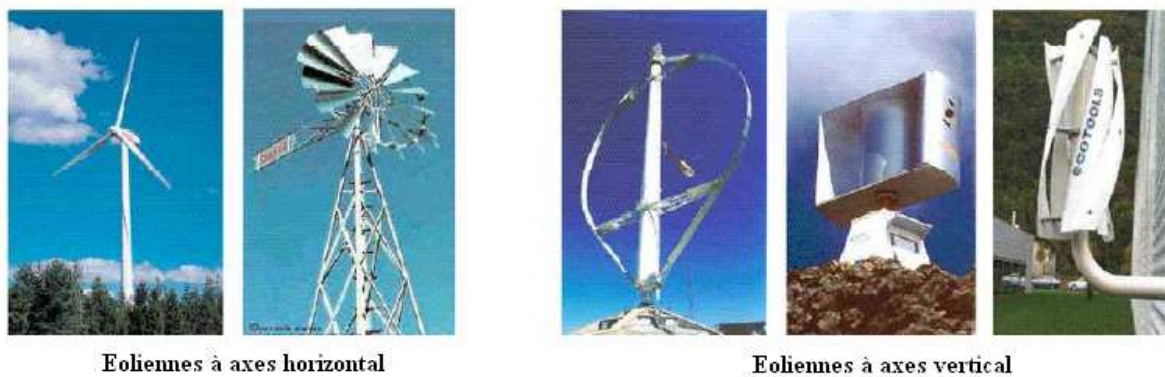


Fig. I.1 : Types d'éolienne.

II.2.1. Les éoliennes à axe vertical :

Les éoliennes à axe vertical ont été les premières structures développées pour produire de l'électricité paradoxalement au traditionnel moulin à vent à axe horizontal.

Elles ont l'avantage de posséder les organes de commande et le générateur au niveau du sol, ce qui en facilite l'accès. De nombreuses variantes ont été testées depuis les années vingt, dont beaucoup sans succès, mais deux structures sont parvenues au stade de l'industrialisation :

Le rotor de Savonius :

Son fonctionnement est basé sur le principe de trainée différentielle. Les efforts exercés par le vent sur chacune des faces d'un corps creux sont d'intensités différentes, il en résulte un couple moteur entraînant la rotation de l'ensemble. L'effet est ici renforcé par la circulation d'air entre deux demi-cylindres qui augmente le couple moteur (Fig. I.2).

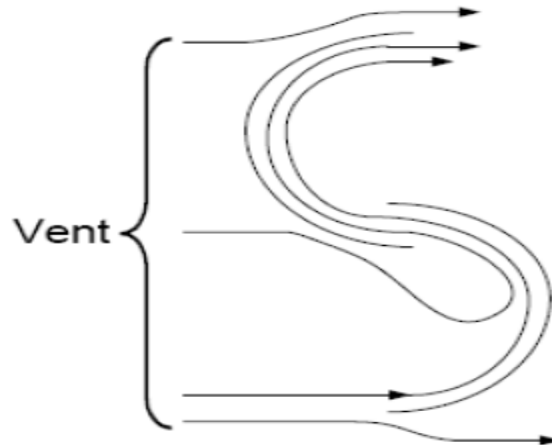


Fig. I.2 : Schéma de principe du rotor de Savonius.

Le rotor de Darrieus :

C'est la structure la plus répandue, son fonctionnement est basé sur un profil placé dans un écoulement d'air selon différents angles (Fig. I.3), et soumis à des forces de direction et d'intensité variables. La résultante de ces forces génère un couple moteur entraînant la rotation du dispositif. Ces forces sont créées par la combinaison de la vitesse propre de déplacement du profil et de la vitesse du vent. Cela signifie que la rotation du dispositif ne peut s'amorcer d'elle-même. Lorsqu'elle est à l'arrêt, l'éolienne doit donc être lancée par un dispositif annexe (montage d'une éolienne Savonius sur le même rotor ou utilisation de la génératrice en moteur).

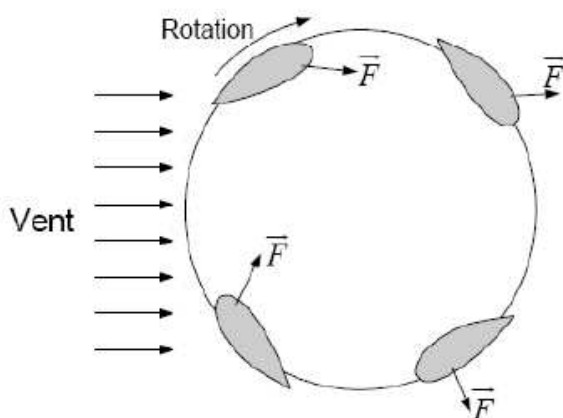


Fig. I.3 : Schéma de principe du rotor de Darrieus.

II.2.2. Les Eoliennes à axe horizontal :

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

Eoliennes lentes :

Les éoliennes à marche lente sont munies d'un grand nombre de pales (entre 20 et 40), leur inertie importante impose en général une limitation du diamètre à environ 8 m. Leur coefficient de puissance atteint rapidement sa valeur maximale lors de la montée en vitesse mais décroît également rapidement par la suite. Ces éoliennes multipales sont particulièrement adaptées aux vents de faible vitesse. Elles démarrent à vide pour des vents de l'ordre de 2 à 3 m/s et leurs couples de démarrage sont relativement forts. Cependant elles sont moins efficaces que les éoliennes rapides et sont principalement utilisées pour le pompage d'eau.

La puissance maximale susceptible d'être obtenue par ce type de machine peut se calculer en fonction du diamètre par l'expression suivante [2] :

$$P = 0.15 * D^2 * V^3$$

La puissance étant exprimée en Watts, le diamètre en mètre et la vitesse du vent en m/s.

Eoliennes rapides :

Les éoliennes rapides ont un nombre de pales assez réduit, qui varie en général entre 2 et 4 pales. Elles sont les plus utilisées dans la production d'électricité en raison de leur efficacité, de leur poids (moins lourdes comparées à une éolienne lente de même puissance) et de leur rendement élevé. En revanche, elles présentent l'inconvénient de démarrer difficilement. Leurs vitesses de rotation sont beaucoup plus élevées par rapport aux machines précédentes et sont d'autant plus grandes que le nombre de pales est faible.

Le tableau I.2 propose une classification de ces turbines selon la puissance qu'elles délivrent et le diamètre de leur hélice.

Echelle	Diamètre de l'hélice	Puissance délivrée
Petite	Moins de 12 m	Moins de 40 kW
Moyenne	12 à 45 m	40 kW à 1 MW
Grande	46 m et plus	1 MW

Tableau 2 : Classification des turbines éoliennes[2].

Les éoliennes ont différentes dimensions. Etant donné que l'air est une ressource diffuse, la tendance générale favorise les appareils de plus en plus gros. Les progrès en science des matériaux ont participé à la fabrication de pales plus légères et plus solides, à l'amélioration de la conception des tours et des fondations. Ces innovations ont permis la construction d'appareils de plus en plus imposants. En 1995, les éoliennes de 500 kW étaient ce qui se faisait de mieux. Aujourd'hui, des appareils individuels de 4.5 MW (4 500 kW) sont en production commerciale [4].

Dans ce qui suit, notre étude se portera spécialement sur les éoliennes rapides dont nous essayerons de donner une description globale du modèle.

III. MODELISATION DES EOLIENNES A AXE HORIZONTAL

III.1. Composants de l'aérogénérateur

En générale, une éolienne rapide est constituée de trois éléments principaux ; La tour (mat), la nacelle et les pales qui sont supportées par le moyeu [5]. Chacune de ces parties doit être modélisée de façon à obtenir un meilleur rendement et une bonne fiabilité du système, permettant d'affaiblir le coût d'investissement (Fig. I.4).

La tour : C'est un élément porteur, généralement un tube en acier ou un treillis métallique. Avec l'augmentation de puissances nominales des éoliennes, le mat devient de plus en plus haut afin d'éviter les perturbations près du sol et permettre l'utilisation de pales plus longues. La tour a une forme conique ou cylindrique. A l'intérieur, on retrouve des câbles de transport d'énergie électrique, des éléments de contrôle, l'appareillage de connexion au réseau de distribution et l'échelle d'accès à la nacelle.

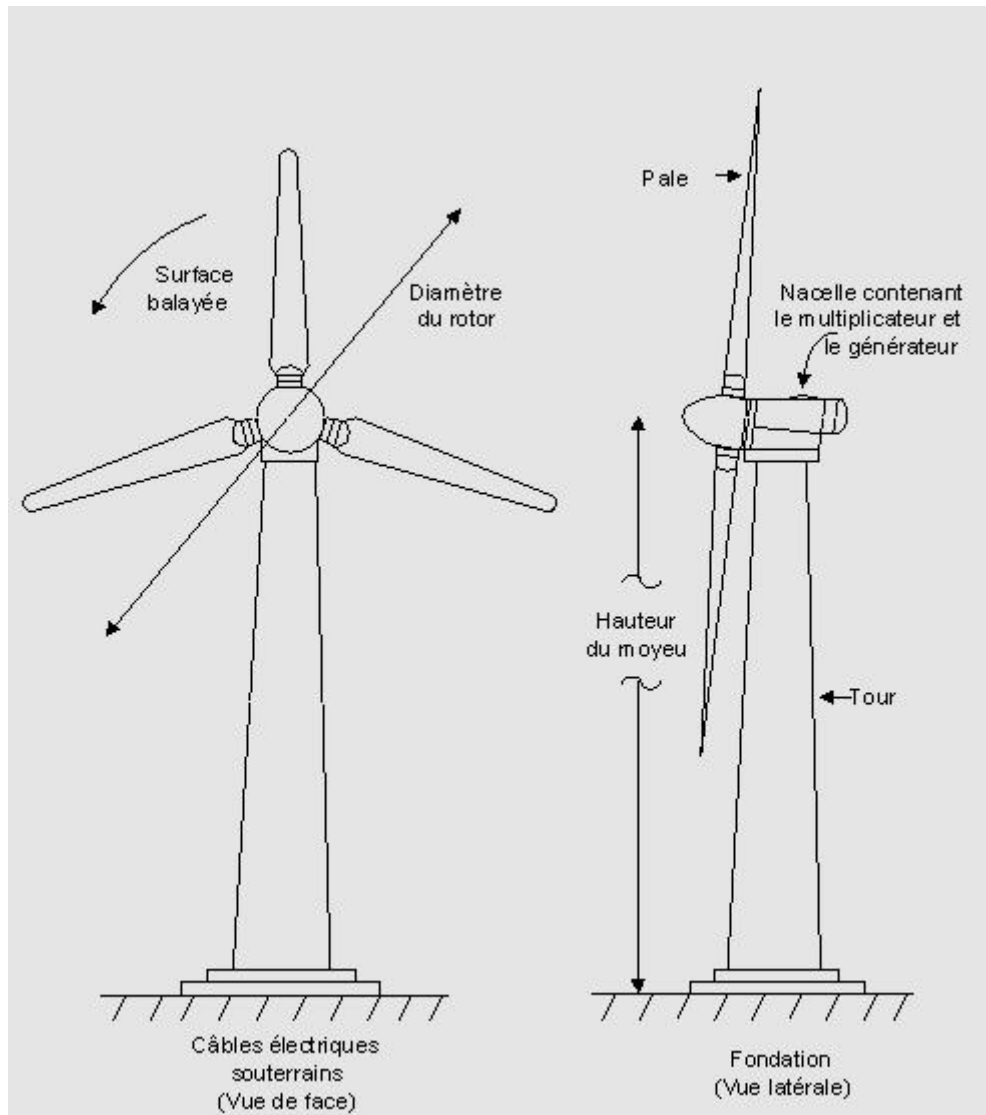


Fig. I.4 : Principaux composants d'une éolienne à axe horizontal.

La nacelle : C'est le coffret qui se trouve en haut de la tour. Il contient et protège les différents composants mécaniques permettant de coupler le rotor éolien au générateur électrique (Fig. I.5).

- **Arbre de transmission :** Il reçoit le mouvement de rotation du moyeu afin d'entraîner la génératrice électrique. Le frein couplé à l'arbre de transmission, sert à arrêter l'éolienne en cas d'urgence, ou à effectuer des opérations de maintenance.
- **Un multiplicateur** (Appelé aussi *transmission*): il adapte la vitesse de rotation de la turbine éolienne à celle du générateur électrique. On ne trouve pas ce composant dans les éoliennes munies des génératrices synchrones (transmission direct).

- **La génératrice :** La fonction de la génératrice est de transformer l'énergie mécanique disponible sur l'arbre de sortie du multiplicateur, en énergie électrique.
- **Le système de refroidissement :** Il comprend généralement un ventilateur électrique utilisé pour refroidir la génératrice et un refroidisseur à huile pour le multiplicateur. Il existe un type d'éolienne comportant un refroidissement par air ou par eau.
- **Anémomètre :** Il mesure en permanence la vitesse du vent, pour la transmettre au système de contrôle de façon à démarrer ou arrêter l'éolienne. En général, une éolienne est enclenchée à partir de 3 à 4 m/s et s'arrête approximativement à 25m/s (90 km/h) pour assurer la protection de l'éolienne.
- **Le système de contrôle :** Le système de contrôle de l'éolienne est composé d'un certain nombre d'ordinateurs qui surveillent sans cesse l'état de l'éolienne, tout en recueillant des statistiques sur son fonctionnement. Il est possible de surveiller ou de régler entre 100 et 500 paramètres différents dans une éolienne moderne.

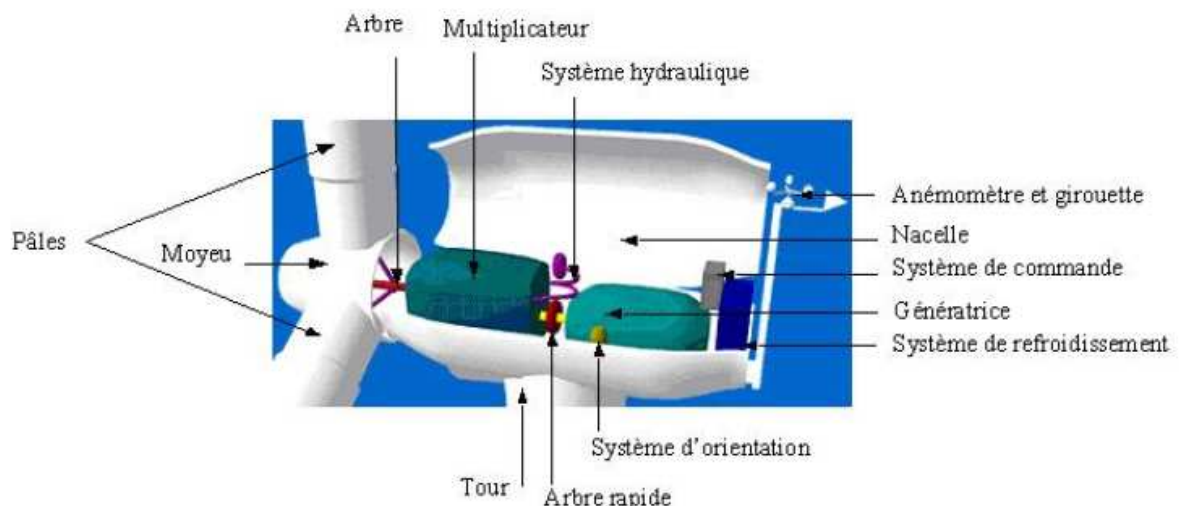


Fig. I.5 : Les composants de la nacelle d'une éolienne.

Le moyeu : C'est le support des pales, il doit être capable de supporter des à-coups importants, surtout au démarrage de l'éolienne, ou lors de changements brusques de la vitesse

du vent. C'est pour cette raison que le moyeu est entièrement moulé et non réalisé par soudure. Il transmet le mouvement de rotation à l'arbre de transmission qui lui est solidaire.

Les pales : La pale est une pièce techniquement difficile à réaliser. Elle doit obéir à certaines règles géométriques concernant le profil aérodynamique, elle doit en conséquence être fabriquée avec un matériau suffisamment résistant à une force de pression exercée par le vent et aux agressions extérieures telles que la pollution ou certaines particules qui se trouvent dans l'air.

Les pales sont réalisées en fibre de verre ou en matériaux composites comme la fibre de carbone qui est légère et résistante [6]. Elles permettent de capter la puissance du vent et la transférer au rotor. Leur nombre est de trois pales dans la plupart des aérogénérateurs, car cette condition constitue un compromis entre les performances de la machine et des raisons de stabilité. Elles sont inclinables de façon à adapter automatiquement les caractéristiques mécaniques de l'éolienne à la vitesse du vent.

III.2. Intérêt de la vitesse variable

Les premières éoliennes à avoir été adoptées, dans les années 90, fonctionnaient à vitesse fixe. Malgré la simplicité, la robustesse et le faible coût de réalisation, ce type de fonctionnement présentait quelques inconvénients tels que la consommation en énergie réactive non contrôlée et la gestion limitée de la qualité en termes de puissance. Mais depuis quelques années, les éoliennes fonctionnant à vitesse variable sont devenues le type prédominant parmi les installations actuelles.

Les éoliennes à vitesse variables sont conçues de sorte à extraire un maximum de puissance dans une large gamme de vitesse du vent.

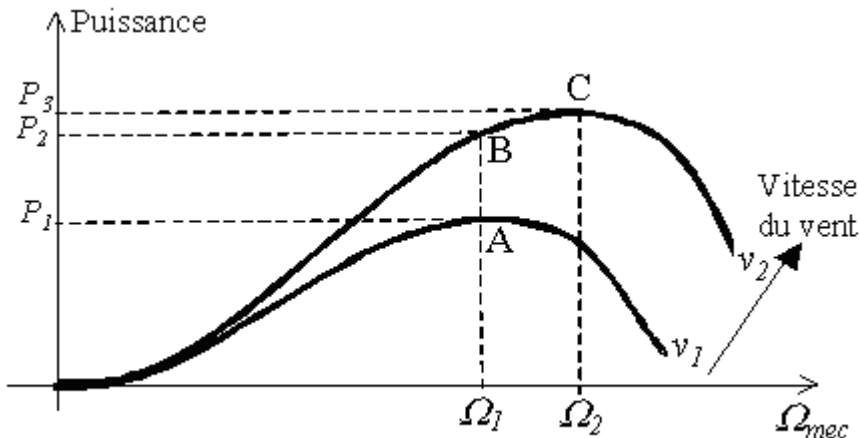


Fig. I.6 : Caractéristique de la puissance générée en fonction de la vitesse mécanique et de la vitesse du vent.

D'après la Fig. I.6, on peut voir que, pour une vitesse du vent V_1 et une vitesse mécanique de la génératrice Ω_1 , on obtient une puissance maximale P_1 (point A). Si la vitesse du vent passe de V_1 à V_2 , et que la vitesse de la génératrice reste inchangée (vitesse fixe), une puissance P_2 est transmise (point B) alors que la puissance maximale se trouve ailleurs sur la caractéristique (point C). Si on désire extraire une puissance maximale, il est nécessaire d'augmenter la vitesse de la génératrice à une vitesse Ω_2 . Il faut donc rendre la vitesse mécanique variable en fonction de la vitesse du vent [7].

Grâce au caractère variable de la vitesse, on peut de façon continue extraire un maximum de la puissance, accroître l'énergie captée et donc, améliorer le rendement énergétique.

III.3. Modélisation des pales : Bilan des forces

La Fig. I.7 représente la section longitudinale d'une pale d'aérogénérateur. La vitesse du vent arrivant face à cette pale, est représentée par le vecteur \vec{V} . Le vecteur \vec{V}_{rot} représente la composante du vent due à la rotation de l'aérogénérateur. La résultante de ces deux vecteurs est appelée \vec{V}_{res} . L'action du vent sur la pale produit une force \vec{F}_{ers} qui se décompose en une poussée axiale \vec{F}_{ax} directement compensée par la résistance mécanique du mat et d'une poussée en direction de la rotation \vec{F}_{rot} qui produit effectivement le déplacement.

Chaque turbine éolienne est ainsi dimensionnée pour que cette force atteigne sa valeur nominale, pour une vitesse du vent nominale donnée. Lorsque la vitesse du vent devient trop

élevée ou si la génératrice nécessite une vitesse de rotation fixe, la puissance extraite par l'éolienne doit être annulée ou limitée à sa valeur nominale. β et i sont respectivement l'angle de calage et l'angle d'incidence [3].

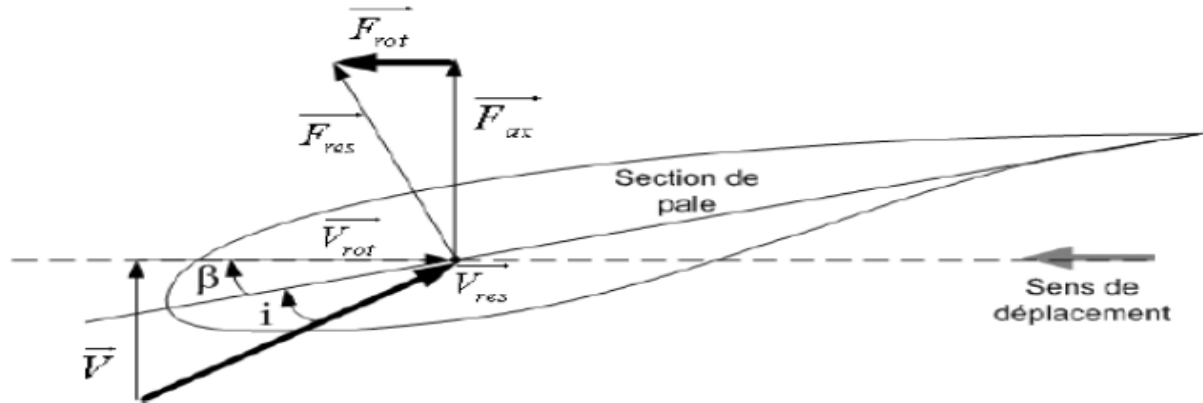


Fig. I.7 : Bilan des forces sur une section de pale.

III.4. Puissance susceptible d'être recueillie par les pales : Théorème de Betz

La théorie globale du moteur éolien à axe horizontal a été établie par Betz. Il suppose que les pales sont placées dans un air animé à l'infini amont d'une vitesse V_1 et à l'infini aval d'une vitesse V_2 .

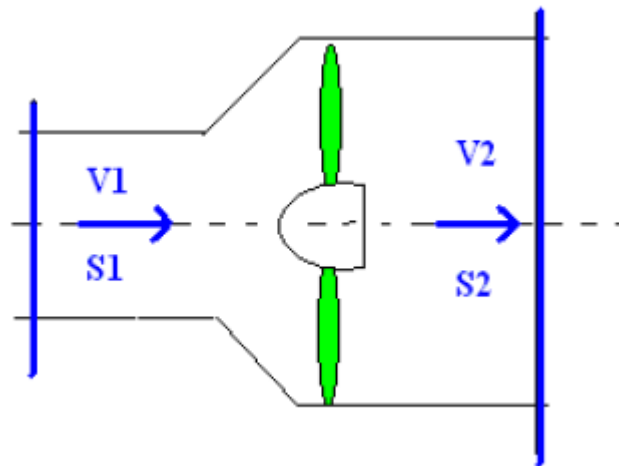


Fig. I.8 : Théorie de Betz.

La production d'énergie ne peut se faire qu'au préjudice de l'énergie cinétique du vent, la vitesse V_2 est nécessairement inférieure à V_1 . Il résulte que la veine fluide traverse les pales en s'élargissant.

Désignons par V , la vitesse de l'air à la traversée de l'aéromoteur et par S la surface balayée par les pales. L'égalité qui traduit l'incompressibilité de l'air et la permanence de l'écoulement s'écrit :

$$S_1 * V_1 = S * V = S_2 * V_2 \quad (1)$$

Par ailleurs d'après le théorème d'Euler, la force exercée par les pales sur l'air en mouvement est dirigée vers l'avant et égale en valeur absolue à :

$$F_{rot} = \rho * Q * (V_1 - V_2) = \rho * S * V * (V_1 * V_2) \quad (2)$$

Et la puissance développée par la force F_{rot} (c'est-à-dire par l'aéromoteur) dont le point d'application se déplace à la vitesse V par rapport aux molécules d'air en mouvement est :

$$P = F_{rot} * V = \rho * S * V^2 * (V_1 * V_2) \quad (3)$$

Exprimons maintenant que la puissance absorbée par l'aéromoteur est égale à la variation ΔT de l'énergie cinétique de la masse d'air qui traverse par seconde l'éolienne. Ainsi on a :

$$\Delta T = \frac{1}{2} \rho * S * V (V_1^2 - V_2^2) = P = \rho * S * V^2 (V_1 - V_2) \quad (4)$$

On en tire :

$$V = \frac{V_1 + V_2}{2} \quad (5)$$

En remplaçant (5) dans (2) et (3) et en dérivant P par rapport à V_2 ; $\frac{dP}{dV_2} = 0$ admet comme racine $V_2 = \frac{V_1}{3}$ et en rapportant cette valeur particulière de V_2 dans l'expression de P , on obtient ainsi la puissance maximale susceptible d'être recueillie par les pales :

$$P_{max} = \frac{1}{2} \rho * \pi * R^2 * V_1^3 \quad (6)$$

Et la puissance mécanique disponible sur l'arbre de l'aérogénérateur s'exprime par l'équation suivante [2]:

$$P_m = \frac{1}{2} C_P(\lambda) * \rho * \pi * R^2 * V_1^3 \quad (7)$$

Avec : $\lambda = \frac{R\Omega}{V_1}$ vitesse spécifique

ρ : Densité de l'air, environ 1.3kg/m³

S : Surface balayée par l'hélice en m²

V_1 : Vitesse du vent en m/s

P_m : Puissance en Watts

R : Rayon du rotor

Ω : Vitesse angulaire de rotation

C_p : Coefficient de puissance (en fonction de λ et β)

$$C_p = f(\lambda, \beta) = C_1 \left(\frac{C_2}{\lambda_i} - C_3\beta - C_4 \right) \exp\left(\frac{-C_5}{\lambda_i}\right) + C_6\lambda \quad (8)$$

Avec : $\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1}$ et $C_1 = 0.5176$; $C_2 = 0.116$; $C_3 = 0.4$; $C_4 = 5$,

$C_5 = 21$; $C_6 = 0.0068$ [4]. $i = \arctg\left(\frac{1}{\lambda}\right) = \arctg\left(\frac{R\Omega}{V_1}\right)$ angle d'incidence

En tenant compte du rapport du multiplicateur de vitesse K , la puissance mécanique P_{mg} disponible sur l'arbre du générateur électrique s'exprime par :

$$P_{mg} = \frac{1}{2} C_p(\lambda) * \left(\frac{R\Omega_2}{KV_1}\right) * \rho * \pi * R^2 * V_1^3 \quad (9)$$

Avec Ω_2 : vitesse de rotation après multiplicateur.

Cette relation 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.9) [8].

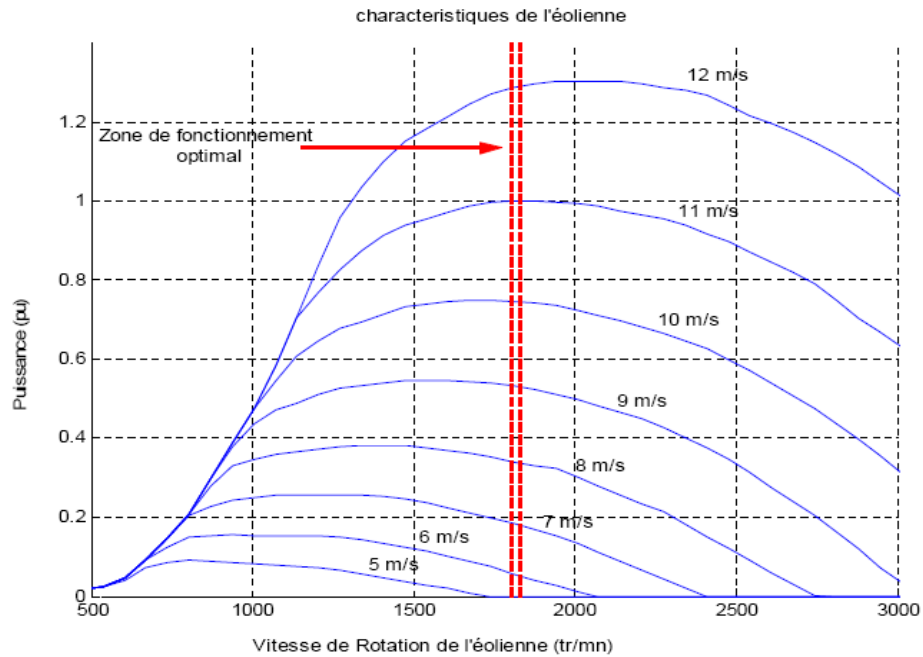


Fig. I.9 : Puissance théorique disponible d'une éolienne donnée.

Au vu de ces caractéristiques, il apparaît clairement que si l'éolienne et par conséquent la génératrice fonctionne à vitesse fixe (par exemple 1500 tr/min sur la Fig. I.9) les maxima théoriques des courbes de puissance ne sont pas exploités. Pour optimiser le transfert de puissance et obtenir le maximum théorique pour chaque vitesse du vent, la machine devra fonctionner entre 1250 et 2000 tr/min pour cet exemple.

III.5. Systèmes de régulation de la vitesse de rotation de l'éolienne

III.5.1. Système à décrochage aérodynamique « stall »

La plupart des éoliennes connectées au réseau électrique nécessitent une vitesse de rotation fixe pour des raisons de cohérence de 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. Lorsque l'angle d'incidence i devient important, c'est-à-dire lorsque la vitesse du vent dépasse sa valeur nominale V_n , l'aspiration créée par le profil de la pale n'est plus optimale ce qui entraîne de turbulences à la surface de la pale (Fig. I.10) et par conséquent une baisse du coefficient de puissance. Ceci empêche alors une augmentation de la vitesse de rotation.

Ce système est simple et relativement fiable mais manque de précision, car il dépend de la masse volumique de l'air et de la rugosité des pales et de leur état de propreté. Il peut dans certains cas, être amélioré en autorisant une légère rotation de la pale sur elle-même (système « stall actif ») permettant ainsi de maximiser l'énergie captée pour les faibles vitesses du vent. Pour les fortes vitesses du vent, la pale est inclinée de façon à diminuer l'angle de calage β et renforcer ainsi l'effet « stall » de la pale. La répercussion des variations de la vitesse du vent sur le couple mécanique fournie par l'éolienne est ainsi moins importante [3].

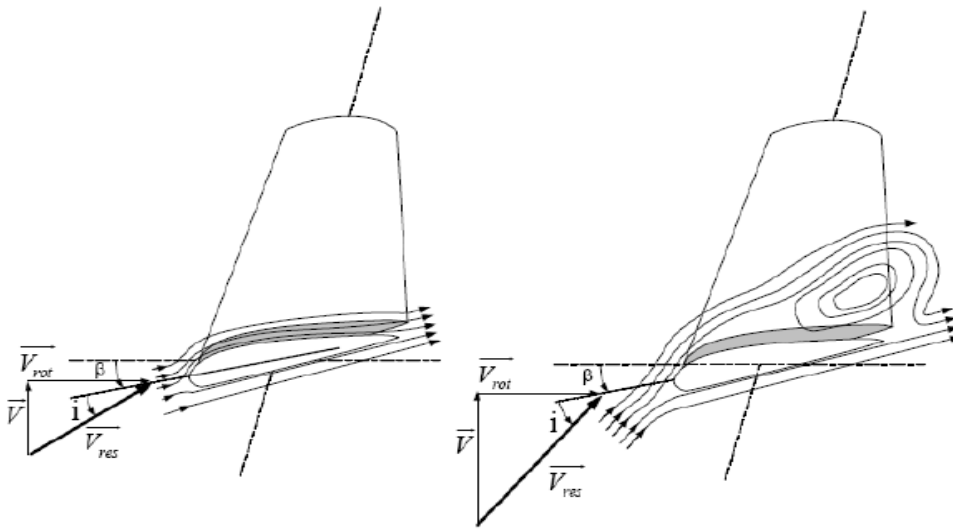


Fig. I.10 : Flux d'air sur une des pales profile (stall).

III.5.2. Système d'orientation des pales « pitch »

Il utilise la variation de l'angle de calage des pales (Fig. I.11). En variant l'angle d'incidence de la pale, on modifie le rapport entre les composantes de portance et de traînage. L'angle d'incidence optimal conduit à la puissance maximale disponible.

La protection de l'éolienne contre les vents trop violents, par la mise en « drapeau » des pales de l'hélice. On remarque que ce système intervient dans le fonctionnement de la turbine, par la variation du calage β , de manière prépondérante depuis le démarrage (Fig. I.12) (zone I) et dans le régime de régulation de vitesse (zone II et III) jusqu'au phénomène de décrochage aérodynamique (zone IV) de la turbine [9].

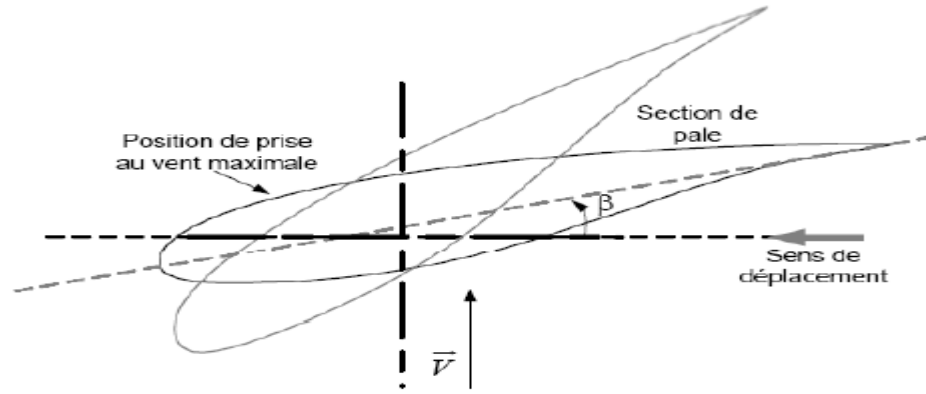


Fig. I.11 : Variation de l'angle de calage d'une pale.

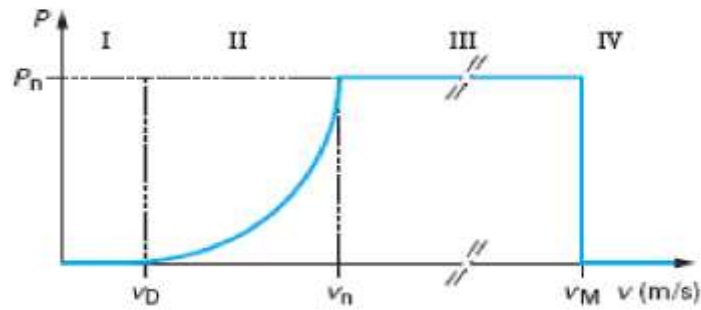


Fig. I.12 : Courbe typique de régulation.

IV. CHAINES DE CONVERSION ELECTROMECHANIQUE

Diverses chaînes de production coexistent pour la production d'électricité par aérogénérateurs. Les configurations les plus utilisées sont les suivantes [10].

IV.1. Génératrice synchrone :

- Génératrice synchrone à rotor bobiné :

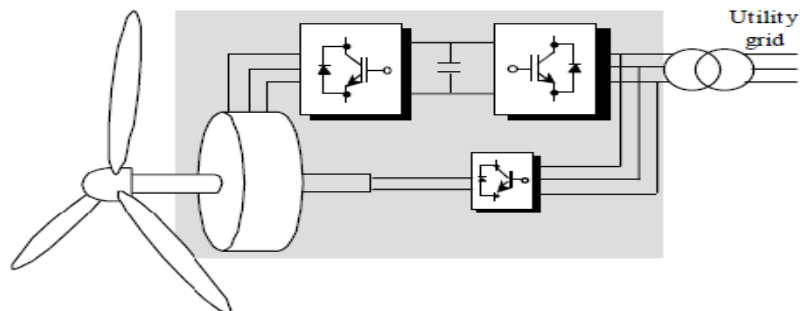


Fig. I.13 : Machine synchrone à rotor bobiné à vitesse variable.

Le système éolien basé sur la génératrice synchrone est montré sur la Fig. I.13. Le stator est connecté au réseau électrique à travers un convertisseur AC-DC-AC. Le convertisseur coté machine, permet de réguler la puissance active et réactive délivrées par l'aérogénérateur.

L'avantage de la machine synchrone à pôles saillants est qu'elle permet le control direct du facteur de puissance de la machine [11]. Cependant, l'existence des enroulements au rotor peut représenter un inconvénient, comparé à la machine synchrone à aimants permanents.

- Génératrice synchrone à aimants permanents :

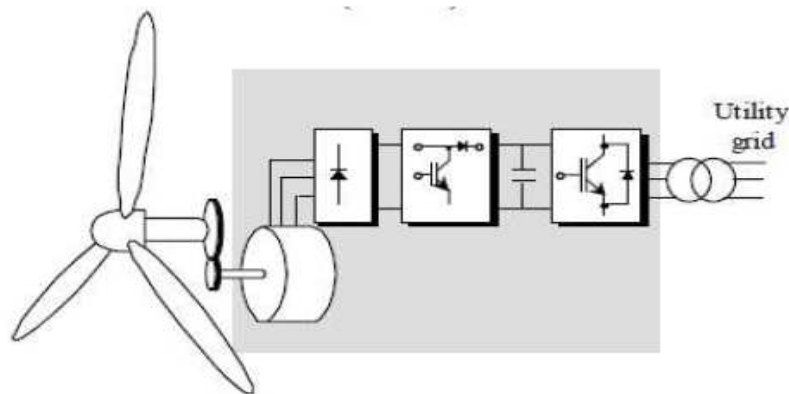


Fig. I.14 : Génératrice synchrone à aimants avec un convertisseur Boost.

La Fig. I.14 montre un système éolien, où une machine synchrone à aimants permanents est connectée à un redresseur triphasé suivit d'un convertisseur Boost. Dans ce cas le convertisseur Boost contrôle le couple électromagnétique. Le convertisseur coté réseau, permet de réguler la tension du bus continu et de contrôler le facteur de puissance. Un des inconvénients de cette configuration est l'utilisation d'un convertisseur à diodes qui augmente l'amplitude du courant et les distorsions de la machine [12]. Cette configuration est utilisée pour les petites machines ($< 50 \text{ kW}$).

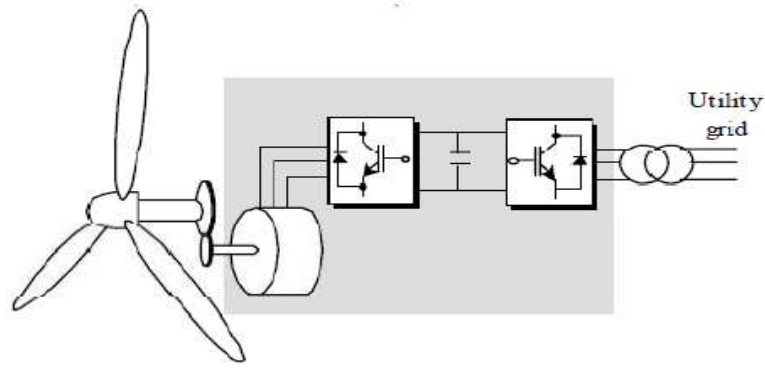


Fig. I.15 : Génératrice synchrone à aimants avec convertisseurs à MLI.

Une autre configuration utilisant la machine synchrone à aimants permanents est schématisée à la Fig. I.15. Le redresseur à MLI est placé entre la machine et le bus continu et l'onduleur à MLI est connecté au réseau. L'avantage de ce système par rapport à celui de la Fig. I.14, est l'utilisation de la commande à flux orienté qui permet à la machine d'opérer à son point de fonctionnement optimal [13]. L'inconvénient majeur de l'utilisation de la machine synchrone à aimants permanents est l'impossibilité de contrôler le facteur de puissance.

IV.2. Génératrice asynchrone

- Machine asynchrone à double alimentation

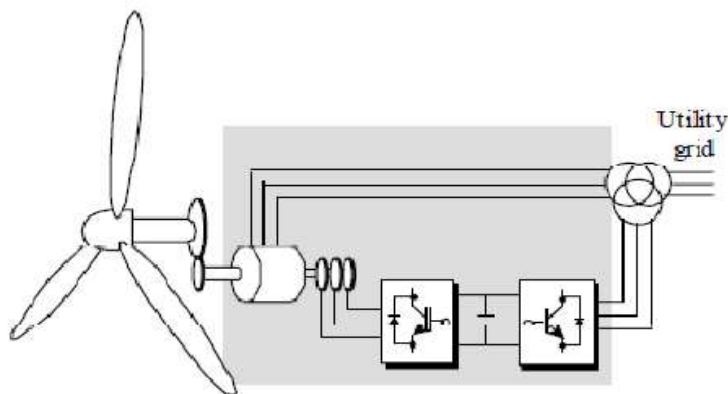


Fig. I.16 : Génératrice asynchrone à double alimentation, à rotor bobiné.

La chaîne de conversion représentée à la Fig. I.16 est basée sur une génératrice asynchrone à double alimentation. Son principe de fonctionnement est issu de celui de la cascade hypo-synchrone : le stator est directement connecté au réseau, alors que le rotor l'est à travers un convertisseur de fréquence. Cette interface est constituée de deux convertisseurs à interrupteurs commandés à l'ouverture et à la fermeture, ce qui permet un transfert de puissance bidirectionnel. Habituellement, la commande du convertisseur coté rotor permet de contrôler le couple électromagnétique et la commande du convertisseur coté réseau qui permet de maintenir la tension du bus continu à une valeur constante.

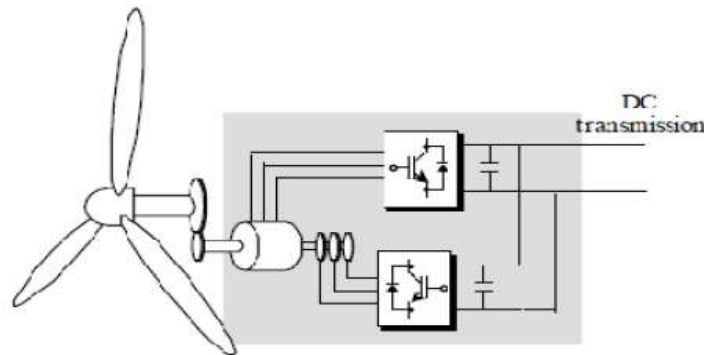


Fig. I.17 : Génératrice asynchrone à double alimentation, à vitesse variable totalement commandée.

Actuellement, c'est la structure la plus utilisée vu les avantages qu'elle apporte. En effet, en plus de la vitesse variable, cette structure offre une gestion de puissance très efficace, en utilisant une interface de l'électronique de puissance dimensionnée à seulement 30% de sa puissance nominale [11]. Le contrôle de puissance de la MADA par la commande des deux convertisseurs de puissance permet d'une part, l'optimisation de l'énergie extraite pendant les vents faibles et moyens. D'autre part, la protection du système contre les vents forts, par le contrôle de l'angle de calage des pales de la turbine, qui limite la puissance extraite.

La Fig. I.17 montre une utilisation de la machine asynchrone à double alimentation totalement commandée. Cette configuration permet de contrôler les tensions et les fréquences du rotor et du stator. Ce système est utilisé dans les sites offshores. Il présente toutefois, un faible facteur de puissance.

- Génératrice à cage d'écureuil

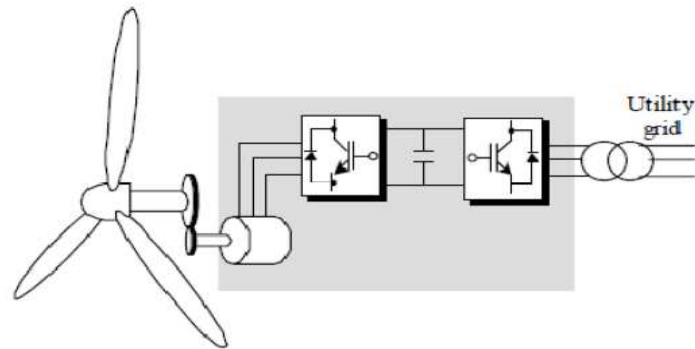


Fig. I.18 : Génératrice asynchrone à cage, à vitesse variable.

Le système éolien basé sur la machine asynchrone à cage est représenté à la Fig. I.18. Le stator est connecté au réseau à travers deux convertisseurs connectés par un bus continu. Le système de contrôle du convertisseur coté stator, donne la possibilité de réguler le couple électromagnétique. Quand au convertisseur coté réseau, il permet de réguler la puissance active et réactive transmise, et de maintenir la tension du bus continu à la valeur voulue. L'avantage principal de la machine à cage réside dans sa robustesse, sa simple construction et son faible coût [14].

V. CONCLUSION

Après un rappel des notions élémentaires et nécessaires, à la compréhension de la chaîne de conversion, de la force cinétique du vent en énergie électrique, les différents types d'éoliennes et leurs modes de fonctionnement ont été décrits. La seconde partie du chapitre présente les machines électriques, avec leurs convertisseurs associés et adaptables à un système éolien.

En ce qui concerne le fonctionnement autonome, la machine asynchrone à cage d'écureuil auto-excitée est une solution intéressante en termes de coût (relativement faible) et de maintenance facilitée grâce à l'absence de contacts glissants. Une première étude portera sur les performances et les limites d'un dispositif basé sur l'utilisation de cette machine. Des essais expérimentaux sont réalisés sur un banc d'essai de 3kW.

*CHAPITRE II : MODELISATION DE LA
MACHINE ASYNCHRONE*

I. INTRODUCTION

La plupart des génératrices utilisées par les éoliennes sont des génératrices asynchrones triphasées. Celles-ci ont plusieurs avantages : elles sont robustes, leur coût est faible et ont une simplicité mécanique avérée.

Néanmoins, leurs inconvénients se trouvent au niveau de la consommation d'énergie réactive, qu'elles tirent soit du réseau, soit elles sont compensées par une batterie de condensateurs d'où la possibilité de fonctionner autonome.

Il existe deux types principaux de machines asynchrones : la machine asynchrone à cage d'écureuil et la machine asynchrone à rotor bobiné.

Dans ce chapitre nous allons nous intéresser à la modélisation des machines asynchrones, en partant d'un certain nombre d'hypothèses simplificatrices pour la modélisation mathématique de la machine.

II. MODELISATION DE LA MACHINE ASYNCHRONE EN GRANDEURS DE PHASES

La machine asynchrone étant un système non linéaire très complexe, sa modélisation nécessite l'introduction de certaines hypothèses simplificatrices.

II.1. Hypothèses simplificatrices

La modélisation de la machine asynchrone sera établie sous les hypothèses simplificatrices suivantes [6, 17, 18,19].

L'entrefer est supposé d'épaisseur uniforme et l'effet d'encoches négligeable.

La saturation magnétique, l'hystérésis et les courants de Foucault sont négligeables.

Les résistances des enroulements sont constantes et l'effet de peau négligeable.

On admet que la f.m.m créée par chacune des phases des deux armatures est à répartition sinusoïdale.

La machine est symétrique, par conséquent, la somme des courants et des tensions est égale à zéro.

Parmi les conséquences importantes de ces hypothèses on peut citer :

L'additive des flux,

La constance des inductances propres,

La loi de variation sinusoidale des inductances mutuelles entre les enroulements du stator et du rotor en fonction de l'angle électrique de leurs axes magnétiques.

La position du rotor en rotation, par rapport au stator fixe est fonction de la vitesse de rotation Ω , tel que $\Omega = d\theta/dt$ où θ est l'angle entre l'enroulement statorique (A) et l'enroulement rotorique (a) en chaque instant, comme montré sur la figure ci-dessous.

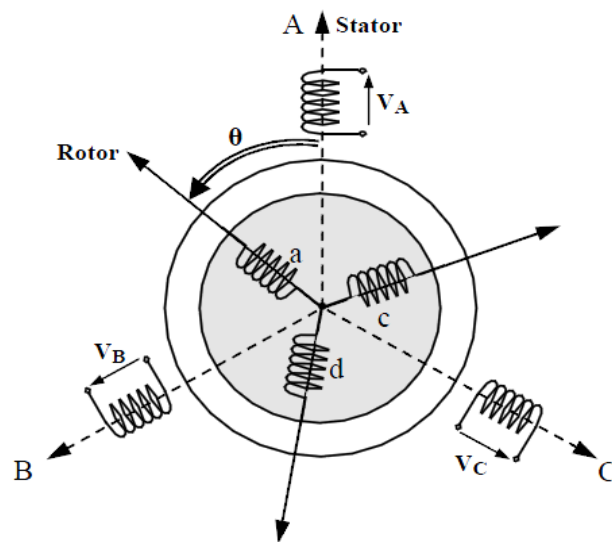


Fig. II.1 : Représentation schématique de la machine asynchrone.

En utilisant l'approche des circuits couplés magnétiquement, la loi d'Ohm, la loi de Faraday et tout en tenant compte des hypothèses citées ci-dessus, le comportement dynamique de la MAS peut être décrit par le système d'équations différentielles suivant [20].

II.2. Équations des tensions

En écriture matricielle, les équations de tension de la machine asynchrone s'écrivent sous la forme suivante :

$$\begin{cases} [V_s] = [R_s] \cdot [I_s] + \frac{d[\varphi_s]}{dt} \\ [V_r] = [R_r] \cdot [I_r] + \frac{d[\varphi_r]}{dt} \end{cases} \quad (II.1)$$

V_s, V_r : Les tensions simples statorique et rotorique.

I_s, I_r : Les courants de phase statorique et rotorique.

φ_s, φ_r : Les flux statoriques et rotoriques.

R_s, R_r : Les résistances par phase statorique et rotorique.

Les équations de tensions du stator sont écrites dans un repère lié au stator et les équations du rotor dans un repère lié au rotor, ce qui explique l'absence des tensions induites dû au mouvement [17].

II.3. Équations des flux

De la même manière on peut écrire les équations des flux sous la forme suivante :

$$\begin{cases} [\varphi_s] = [L_{ss}] \cdot [I_s] + [M_{sr}] \cdot [I_r] \\ [\varphi_r] = [L_{rr}] \cdot [I_r] + [M_{rs}] \cdot [I_s] \end{cases} \quad (II.2)$$

En appliquant la transformée de Laplace, et en remplaçant (II.2) dans (II.1), on obtient le système d'équations ci-dessous, qui représente le modèle de la machine asynchrone dans le repère naturel :

$$\begin{cases} [V_s] = [R_s] \cdot [I_s] + \frac{d}{dt} ([L_{ss}] \cdot [I_s] + [M_{sr}] \cdot [I_r]) \\ [V_r] = [R_r] \cdot [I_r] + \frac{d}{dt} ([L_{rr}] \cdot [I_r] + [M_{rs}] \cdot [I_s]) \end{cases} \quad (II.3)$$

Avec :

$$[V_s] = \begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix}, \quad [I_s] = \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix}, \quad [\varphi_s] = \begin{bmatrix} \varphi_{as} \\ \varphi_{bs} \\ \varphi_{cs} \end{bmatrix}$$

$$[V_r] = \begin{bmatrix} v_{ar} \\ v_{br} \\ v_{cr} \end{bmatrix}, \quad [I_r] = \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}, \quad [\varphi_r] = \begin{bmatrix} \varphi_{ar} \\ \varphi_{br} \\ \varphi_{cr} \end{bmatrix}$$

$$[R_s] = \text{diag}[R_s \quad R_s \quad R_s], \quad [R_r] = \text{diag}[R_r \quad R_r \quad R_r]$$

$$[L_{ss}] = \begin{bmatrix} L_s & M_s & M_s \\ M_s & L_s & M_s \\ M_s & M_s & L_s \end{bmatrix}, \quad [L_{rr}] = \begin{bmatrix} L_r & M_r & M_r \\ M_r & L_r & M_r \\ M_r & M_r & L_r \end{bmatrix}$$

$$[M_{sr}] = [M_{rs}]^t = M_{max} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta - 4\pi/3) \\ \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta) & \cos(\theta - 4\pi/3) \\ \cos(\theta - 4\pi/3) & \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta) \end{bmatrix}$$

L_s, L_r : Les inductances propres statoriques et rotoriques.

M_s, M_r : Les mutuelles entre les bobines statoriques respectivement rotoriques.

II.4. Équation mécanique

L'expression générale du couple électromagnétique est donnée par :

$$\Gamma_e = \left(\frac{1}{2}\right) \cdot p \begin{bmatrix} I_s \\ I_r \end{bmatrix}^t \cdot \frac{d}{dt} L(\theta) \cdot \begin{bmatrix} I_s \\ I_r \end{bmatrix} \quad (II.4)$$

Sachant que les matrices inductances $[L_{ss}]$ et $[L_{rr}]$ sont à termes constants, l'expression du couple devient comme suit :

$$\Gamma_e = \left(\frac{1}{2}\right) \cdot p \begin{bmatrix} I_s \\ I_r \end{bmatrix}^t \cdot \frac{d}{dt} [M_{sr}] \cdot \begin{bmatrix} I_s \\ I_r \end{bmatrix} \quad (II.5)$$

Par ailleurs, nous avons une équation du mouvement qui est donnée par :

$$J_g \frac{d}{dt} \Omega = \Gamma_e - \Gamma_r - f_g \cdot \Omega \quad (II.6)$$

Les systèmes d'équations différentielles (II.3), (II.5) et (II.6) représentent le modèle de la machine asynchrone dans le repère naturel. Les équations différentielles de ce système sont fortement couplées l'une à l'autre par la mutuelle inductance entre les bobines. Plus particulièrement, la mutuelle inductance entre les bobines statorique et rotorique qui est fonction de la position du rotor θ . Ce couplage rend la résolution de ce système très complexe.

Les transformations mathématiques comme la transformation de Park (d, q) ou la transformation (α, β) peuvent faciliter la résolution d'un tel système, en transformant ces équations différentielles à paramètres variables dans le temps, en équations différentielles à paramètres constants écrites dans un repère à axes orthogonaux. [17,20].

III. MODELISATION DE LA MACHINE ASYNCHRONE DANS UN REPERE ORTHIGONAL

III.1. La transformation de Park

La transformation de Park est un outil mathématique permettant la simplification des équations des machines électriques triphasées. Elle permet de passer d'un système triphasé alternatif à un système diphasé (repère d, q, o), permettant l'obtention d'un système d'équation à coefficients constants, ce qui simplifie sa résolution.

La matrice de transformation est définie comme suit :

$$P(\theta) = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta) & -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} \end{bmatrix}$$

$[P(\theta_s)]$ Est Orthonormée ce qui permet la conservation des puissances, lors du passage au système triphasé vers le système biphasé et inversement.

θ : L'angle entre le repère du système triphasé à transformer et le repère de Park.

III.1.1. Transformation des variables statoriques

La transformation des variables réelles statoriques de la machine consiste à appliquer la matrice de Park $[P(\theta_s)]$ aux vecteurs des variables tensions $[V_s]$, courant $[I_s]$ et flux $[\varphi_s]$ pour obtenir leurs composantes relatives correspondantes $[V_{dqos}]$, $[I_{dqos}]$ et $[\varphi_{dqos}]$ respectivement, suivant les équations :

$$[V_{dqo}]_s = [P(\theta_s)] \cdot [V_s] \implies [V_s] = [P(\theta_s)]^{-1} \cdot [V_{dqo}]_s \quad (II.7)$$

$$[I_{dqo}]_s = [P(\theta_s)] \cdot [I_s] \implies [I_s] = [P(\theta_s)]^{-1} \cdot [I_{dqo}]_s \quad (II.8)$$

$$[\varphi_{dqo}]_s = [P(\theta_s)] \cdot [\varphi_s] \implies [\varphi_s] = [P(\theta_s)]^{-1} \cdot [\varphi_{dqo}]_s \quad (II.9)$$

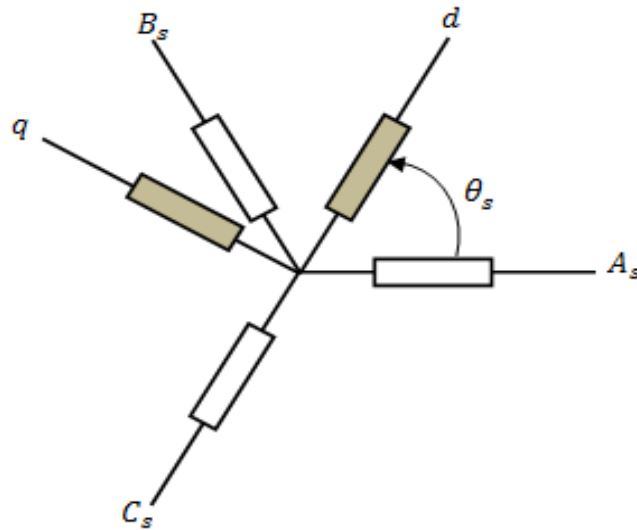


Fig. II.2 : Transformation des variables statoriques.

$[P(\theta_s)]$ est la matrice de la transformation de Park appliquée au stator de la machine. θ_s étant l'abscisse angulaire du référentiel (d, q) tournant à la vitesse ω_s par rapport à l'axe de la phase statorique (A). θ_s est donnée par la relation suivante [20,21].

$$\theta_s(t) = \int_0^t \omega_s(t) dt + \theta_s(0) \quad (II.10)$$

$\theta_s(0)$ est l'abscisse initiale du référentiel arbitraire par rapport à la phase (a) du stator.

III.1.2. Transformation des variables rotoriques

De la même manière que pour le stator, les composantes relatives correspondantes aux variables rotoriques peuvent être calculées à partir des équations suivantes :

$$[V_{dqo}]_r = [P(\theta_r)] \cdot [V_r] \implies [V_r] = [P(\theta_r)]^{-1} \cdot [V_{dqo}]_r \quad (II.11)$$

$$[I_{dqor}] = [P(\theta_r)] \cdot [I_r] \implies [I_r] = [P(\theta_r)]^{-1} \cdot [I_{dqor}] \quad (II.12)$$

$$[\varphi_{dqor}] = [P(\theta_r)] \cdot [\varphi_r] \implies [\varphi_r] = [P(\theta_r)]^{-1} \cdot [\varphi_{dqor}] \quad (II.13)$$

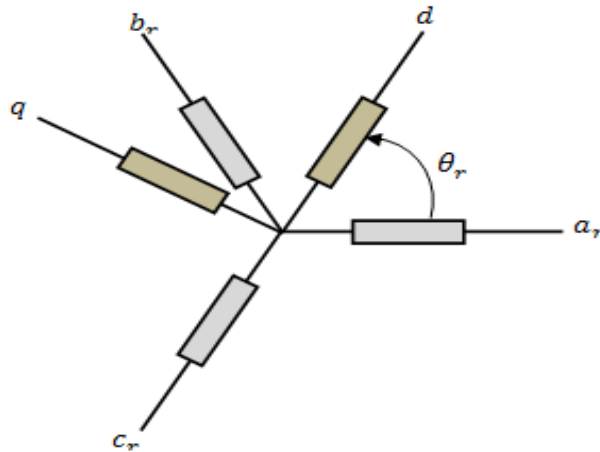


Fig. II.3 : Transformation des variables rotoriques.

$[P(\theta_r)]$ Est la matrice de la transformation de Park appliquée au rotor de la machine. θ_r Est l'abscisse du référentiel orthogonal par rapport à la phase rotorique (a_r) tel que [20,21] :

$$\theta_r(t) = \int_0^t \omega(t)dt + \theta_r(0) \quad (II.14)$$

$\theta_r(0)$ Est la position initiale du référentiel par rapport à la phase rotorique (a).

III.2. Equation de la machine asynchrone dans le repère arbitraire

Il paraît clairement que le repère de la transformation de Park des grandeurs statoriques et celui des grandeurs rotoriques doivent coïncider pour simplifier les équations. Ceci se fait en rassemblant les angles θ_s et θ_r par la relation suivante :

$$\theta_s = \theta_r + \theta \quad (II.15)$$

Cette relation est dite condition de simplification de Park.

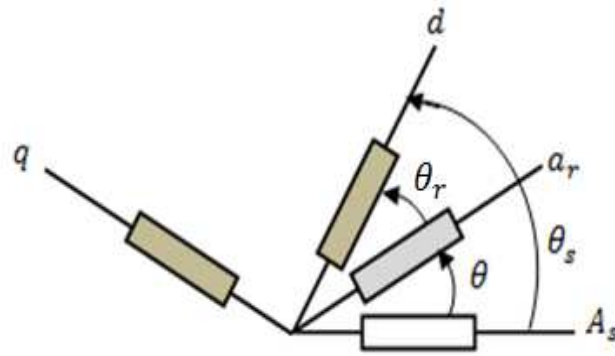


Fig. II.4 : La MAS dans le référentiel arbitraire.

III.2.1. Equations des tensions :

En introduisant les équations (II.7), (II.8), (II.11) et (II.12) dans les équations de la machine, on obtient :

$$\begin{cases} [P(\theta_s)]^{-1} \cdot [V_{dqo}]_s = [R_s] \cdot [P(\theta_s)]^{-1} \cdot [I_{dqo}]_s + \frac{d}{dt} \left([P(\theta_s)]^{-1} \cdot [\varphi_{dqo}]_s \right) \\ [P(\theta_s - \theta)]^{-1} \cdot [V_{dqo}]_r = [R_r] \cdot [P(\theta_s - \theta)]^{-1} \cdot [I_{dqo}]_r + \frac{d}{dt} \left([P(\theta_s - \theta)]^{-1} \cdot [\varphi_{dqo}]_r \right) \end{cases} \quad (II.16)$$

D'où :

$$\begin{cases} [V_{dqo}]_s = [R_s] \cdot [I_{dqo}]_s + [P(\theta_s)] \cdot \frac{d}{dt} [P(\theta_s)]^{-1} \cdot [\varphi_{dqo}]_s \\ [V_{dqo}]_r = [R_r] \cdot [I_{dqo}]_r + [P(\theta_s - \theta)] \cdot \frac{d}{dt} [P(\theta_s - \theta)]^{-1} \cdot [\varphi_{dqo}]_r \end{cases} \quad (II.17)$$

Sachant que :

$$[P(\theta_s)] \cdot \frac{d}{dt} [P(\theta_s)]^{-1} = \frac{d\theta_s}{dt} \cdot \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$[P(\theta_s - \theta)] \cdot \frac{d}{dt} [P(\theta_s - \theta)]^{-1} = \frac{d(\theta_s - \theta)}{dt} \cdot \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

On peut écrire :

$$\begin{cases} V_{ds} = R_s \cdot I_{ds} + \frac{d}{dt} \varphi_{ds} - \omega_s \varphi_{qs} \\ V_{qs} = R_s \cdot I_{qs} + \frac{d}{dt} \varphi_{qs} + \omega_s \varphi_{ds} \\ V_{dr} = R_r \cdot I_{dr} + \frac{d}{dt} \varphi_{dr} - (\omega_s - \omega) \varphi_{qr} \\ V_{qr} = R_r \cdot I_{qr} + \frac{d}{dt} \varphi_{qr} + (\omega_s - \omega) \varphi_{dr} \end{cases} \quad (II. 18)$$

$V_{ds}, V_{qs}, V_{dr}, V_{qr}$: Les tensions directes et en quadrature statorique, respectivement rotorique.

$I_{ds}, I_{qs}, I_{dr}, I_{qr}$: Les courants directs et en quadrature statorique, respectivement rotorique.

$\varphi_{ds}, \varphi_{qs}, \varphi_{dr}, \varphi_{qr}$: Les flux directs et en quadrature statorique, respectivement rotorique.

$\omega_s, \omega_r, \omega$: La pulsation statorique, rotorique et mécanique respectivement.

III.2.2. Equations des flux :

De la même manière on peut trouver les équations de flux qui sont donner par :

$$\begin{cases} \varphi_{ds} = L_s \cdot I_{ds} + M \cdot I_{dr} \\ \varphi_{qs} = L_s \cdot I_{qs} + M \cdot I_{qr} \\ \varphi_{dr} = L_r \cdot I_{dr} + M \cdot I_{ds} \\ \varphi_{qr} = L_r \cdot I_{qr} + M \cdot I_{qs} \end{cases} \quad (II. 19)$$

Le système d'équations des tensions de la machine peut être écrit sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V_{dr} \\ V_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s L_s & 0 & -\omega_s M \\ \omega_s L_s & R_s & \omega_s M & 0 \\ 0 & -(\omega_s - \omega) M & R_r & -(\omega_s - \omega) L_r \\ (\omega_s - \omega) M & 0 & (\omega_s - \omega) L_r & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} \\ + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} \quad (II. 20)$$

Ou encore :

$$V = G \cdot I + L \cdot \frac{d}{dt} I \quad (II.21)$$

Qui devient sous forme d'équation d'état :

$$\dot{I} = L^{-1}[V - G \cdot I] \quad (II.22)$$

Où :

$$V = \begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V_{dr} \\ V_{qr} \end{bmatrix} \quad I = \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix}$$

$$G = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s L_s & 0 & -\omega_s M \\ \omega_s L_s & R_s & \omega_s M & 0 \\ 0 & -(\omega_s - \omega) M & R_r & -(\omega_s - \omega) L_r \\ (\omega_s - \omega) M & 0 & (\omega_s - \omega) L_r & R_r \end{bmatrix}$$

$$L = \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix}; \quad M = \frac{3}{2} M_{sr}$$

III.2.3. Equation du couple électromagnétique

Etant donné que la matrice de transformation que nous avons utilisée conserve la puissance instantanée, nous pouvons écrire alors :

$$\begin{aligned} P_e &= (V_{sa} \cdot I_{sa} + V_{sb} \cdot I_{sb} + V_{sc} \cdot I_{sc}) + (V_{ra} \cdot I_{ra} + V_{rb} \cdot I_{rb} + V_{rc} \cdot I_{rc}) \\ &= (V_{ds} \cdot I_{ds} + V_{qs} \cdot I_{qs}) + (V_{dr} \cdot I_{dr} + V_{qr} \cdot I_{qr}) \end{aligned} \quad (II.23)$$

En remplaçant les tensions par leurs expressions, on trouve :

$$P_e = \omega_s \{ \varphi_{ds} \cdot I_{qs} - \varphi_{qs} \cdot I_{ds} \} + (\omega_s - \omega) \{ \varphi_{dr} \cdot I_{qr} - \varphi_{qr} \cdot I_{dr} \}$$

En exprimant les flux par leur expression, on constate que :

$$\{ \varphi_{ds} \cdot I_{qs} - \varphi_{qs} \cdot I_{ds} \} = - \{ \varphi_{dr} \cdot I_{qr} - \varphi_{qr} \cdot I_{dr} \}$$

D'autre part on a :

$$\Gamma_e = P_e / \Omega$$

D'où :

$$\begin{aligned} \Gamma_e &= p \cdot (\varphi_{ds} \cdot I_{qs} - \varphi_{qs} \cdot I_{ds}) & (II.24) \\ &= p \cdot M \cdot (I_{dr} \cdot I_{qs} - I_{qr} \cdot I_{ds}) \\ &= p \cdot \frac{M}{L_r} \cdot (\varphi_{dr} \cdot I_{qs} - \varphi_{qr} \cdot I_{ds}) \end{aligned}$$

Tel que : p est le nombre de paire de pôles de la machine.

III.3. Le choix du référentiel

Le système d'équation (II.22) représente le modèle linéaire de la machine asynchrone dans un repère arbitraire tournant à une vitesse quelconque ω . Le choix d'un référentiel dépend essentiellement du but de la modélisation et de la compatibilité avec les autres composantes du système étudié [20].

III.3.1. Référentiel lié au stator

Ce référentiel, appelé souvent stationnaire, est caractérisé par la relation suivante :

$$\frac{d\theta_s}{dt} = 0 \Rightarrow \frac{d\theta_r}{dt} = -\frac{d\theta}{dt} = -\omega$$

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V_{dr} \\ V_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 & 0 \\ 0 & \omega M & R_r & \omega L_r \\ -\omega M & 0 & -\omega L_r & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix}$$

Les composantes relatives de la machine dans ce référentiel ont les mêmes caractéristiques que celles du réseau d'alimentation, ce qui convient à l'étude de la machine dans un réseau complexe. Il est fréquemment utilisé pour l'étude des variations importantes de la vitesse de rotation. [18,20].

III.3.2. Référentiel lié au rotor

Ce référentiel est intéressant pour les problèmes des régimes transitoires où la vitesse de rotation est considérée comme constante. Il est caractérisé par la relation suivante :

$$\frac{d\theta_r}{dt} = 0 \Rightarrow \frac{d\theta_s}{dt} = \frac{d\theta}{dt} = \omega$$

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V_{dr} \\ V_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s L_s & 0 & -\omega_s M \\ \omega_s L_s & R_s & \omega_s M & 0 \\ 0 & -M & R_r & -L_r \\ M & 0 & L_r & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix}$$

III.3.3. Référentiel lié au champ tournant

Ce référentiel n'apporte aucune simplification aux équations de la machine, il est caractérisé par la relation :

$$\frac{d\theta_s}{dt} = \omega_s, \quad \frac{d\theta_r}{dt} = \omega_s - \omega = g\omega_s$$

Tel que : g est la vitesse de glissement.

$$\begin{bmatrix} V_{ds} \\ V_{qs} \\ V_{dr} \\ V_{qr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s L_s & 0 & -\omega_s M \\ \omega_s L_s & R_s & \omega_s M & 0 \\ 0 & -g\omega_s M & R_r & -g\omega_s L_r \\ g\omega_s M & 0 & g\omega_s L_r & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{ds} \\ I_{qs} \\ I_{dr} \\ I_{qr} \end{bmatrix}$$

Les composantes relatives de la machine dans ce référentiel sont constantes, ce qui justifie sa large utilisation dans le domaine de la commande des machines asynchrones [18,20]. Au vu de l'avantage qu'apporte ce dernier référentiel, nous allons l'utiliser dans la suite de notre étude.

IV. MODELISATION DE LA GENERATRICE ASYNCHRONE SATUREE

IV.1. Introduction

Dans la plupart des cas le modèle linéaire de la machine asynchrone est suffisant pour obtenir des bons résultats, dans l'analyse des régimes transitoires (démarrage...). Ce modèle considère que l'inductance magnétisante est constante, ce qui n'est pas tout à fait vrai, car le matériau magnétique utilisé pour la fabrication n'est pas parfaitement linéaire.

Cependant dans certaines utilisations de la machine asynchrone (alimentation avec onduleur, génératrice auto-excitée, éoliennes), il est indispensable de tenir compte de l'effet de la saturation du circuit magnétique et par conséquent de la variation de l'inductance magnétisante [27].

IV.2. Modèle diphasé de la machine asynchrone saturée

Différentes méthodes de modélisation peuvent être envisagées. Certaines d'entre elles sont plus appropriées pour décrire les différents phénomènes avec le meilleur compromis de calcul (précision/temps).

Nous trouvons principalement, trois approches de modélisation des machines électriques, dans la littérature :

- La modélisation par éléments finis, (très lent en calcul, mais plus précise)
- La modélisation par réseaux de perméances, (temps de calcul approprié, mais difficile de représenter l'entrefer de la machine)
- La modélisation par les circuits électriques (extension du modèle de Park, le plus adapté). C'est ce modèle que nous allons utiliser dans ce qui suit.

Le modèle linéaire précédent est étendu pour tenir compte de la saturation [27]. La procédure utilisée consiste à associer le phénomène de la saturation, à la variation d'une inductance de magnétisation M_{st} dite statique et une autre M_{dy} dite dynamique.

Ainsi, le système d'équation (II.18) peuvent s'écrire sous la forme suivante avec ($\omega_s = 0$)

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{ds} = R_s I_{ds} + L_{\sigma s} \frac{dI_{ds}}{dt} + \frac{d\phi_{md}}{dt} \\ V_{qs} = R_s I_{qs} + L_{\sigma s} \frac{dI_{qs}}{dt} + \frac{d\phi_{mq}}{dt} \\ V_{dr} = 0 = R_r I_{dr} + L_{\sigma r} \frac{dI_{dr}}{dt} + \frac{d\phi_{md}}{dt} + \omega_r \phi_{qr} \\ V_{qr} = 0 = R_r I_{qr} + L_{\sigma r} \frac{dI_{qr}}{dt} + \frac{d\phi_{mq}}{dt} - \omega_r \phi_{dr} \end{array} \right. \quad (II.25)$$

Avec $L_{\sigma s}$ et $L_{\sigma r}$ respectivement les inductances de fuite statorique et rotorique que nous considérons constantes

IV.2.1. Répartition spatiale du flux

Suivant les deux axes d et q, on définit les deux composantes des vecteurs spatiaux (flux et courant) ; en considérant par hypothèse que le phénomène d'hystérésis est négligeable, le flux et le courant sont en phase. Le flux suivant chaque axe et à travers chaque bobine est la somme d'un flux mutuel et d'un flux de fuite. On admet que cette dernière composante est indépendante de la saturation, en étant proportionnelle au courant correspondant (Fig. II.5) [30].

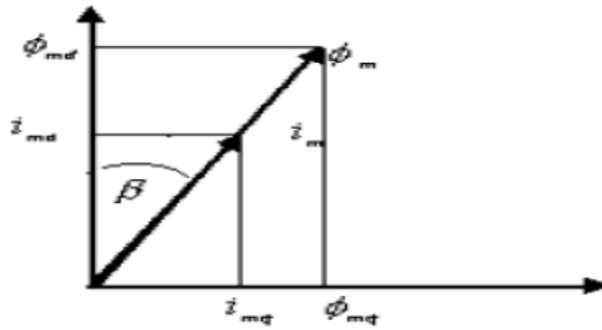


Fig. II.5 : Représentation des vecteurs courants et flux magnétisants.

On a :

$$\begin{cases} \phi_s = \phi_{\sigma s} + \phi_m \\ \phi_r = \phi_{\sigma r} + \phi_m \end{cases} \text{ et } \begin{cases} \phi_m = M I_m = \phi_{md} + j \phi_{mq} \\ I_m = I_s + I_r = I_{ms} + j I_{mq} \end{cases}$$

Avec : $\phi_{\sigma s}, \phi_{\sigma r}$ respectivement les vecteurs flux de fuite statorique et rotorique

ϕ_m, I_m respectivement les vecteurs flux et courant magnétisants.

Les expressions : $\frac{d\phi_{md}}{dt}$ et $\frac{d\phi_{mq}}{dt}$ peuvent s'écrire sous les formes suivantes :

$$\frac{d\phi_{md}}{dt} = \frac{d(\phi_m * \cos \beta)}{dt} = \frac{d\phi_m}{dt} * \cos \beta - \phi_m \frac{d\beta}{dt} * \sin \beta$$

Avec :

$$\frac{d\phi_m}{dt} * \cos \beta = \frac{d\phi_m}{dI_m} \left[\frac{dI_{md}}{dt} + I_{md} \tan(\beta) \frac{d\beta}{dt} \right]$$

$$\frac{d\beta}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\tan^{-1} \left(\frac{I_{mq}}{I_{md}} \right) \right) = \frac{\cos \beta}{I_m} \left(\frac{dI_{mq}}{dt} - \tan(\beta) \frac{dI_{md}}{dt} \right)$$

Après calcul on trouve l'équation sous forme de :

$$\frac{d\phi_{md}}{dt} = \left[\frac{d\phi_m}{dI_m} + \sin(\beta^2) \left(\frac{\phi_m}{I_m} - \frac{d\phi_m}{dI_m} \right) \right] \frac{dI_{md}}{dt} + \left[\left(\frac{d\phi_m}{dI_m} - \frac{\phi_m}{I_m} \right) \sin(\beta) \cos(\beta) \right] \frac{dI_{mq}}{dt}$$

et

$$\frac{d\phi_{mq}}{dt} = \left[\frac{d\phi_m}{dI_m} + \cos(\beta^2) \left(\frac{\phi_m}{I_m} - \frac{d\phi_m}{dI_m} \right) \right] \frac{dI_{mq}}{dt} + \left[\left(\frac{d\phi_m}{dI_m} - \frac{\phi_m}{I_m} \right) \sin(\beta) \cos(\beta) \right] \frac{dI_{md}}{dt}$$

On constate l'apparition de deux termes dans les équations précédentes qui sont :

$\frac{\phi_m}{I_m}$ qui représente la mutuelle inductance statique M_{st}

$\frac{d\phi_m}{dI_m}$ qui représente la mutuelle inductance dynamique M_{dy}

IV.2.2. Détermination des inductances saturables équivalentes

Les inductances de magnétisation saturables, statiques et dynamiques sont calculées à partir de la caractéristique de magnétisation de la machine, qui peut être relevée par un essai à vide ou au synchronisme (Fig. II.6) [29, 30].

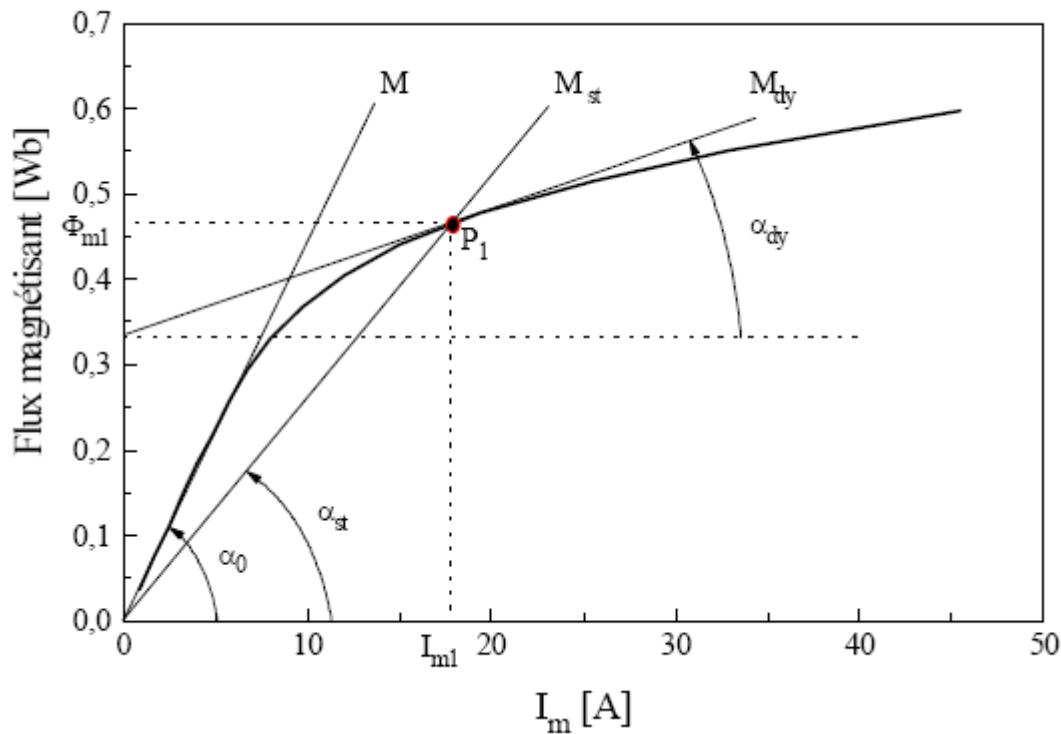


Fig. II.6 : Caractéristique de magnétisation de la machine.

A partir de ces caractéristiques trois valeurs de l'inductance de magnétisation peuvent être définies :

L'inductance de magnétisation non saturée $M = \tan(\alpha_0)$ correspondant à la caractéristique de l'entrefer de la machine.

L'inductance de magnétisation statique (ou de régime permanent) M_{st} , est définie pour chaque point de fonctionnement P_1 par :

$$M_{st} = \left. \frac{\Delta\phi_m}{\Delta I_m} \right|_{p_1} = \frac{\phi_{m1}}{I_{m1}} = \tan(\alpha_{st})$$

L'inductance de magnétisation dynamique (ou transitoire) M_{dy}

$$M_{dy} = \left. \frac{d\phi_m}{dI_m} \right|_{p_1} = \tan(\alpha_{dy})$$

C'est la tangente à la courbe de magnétisation au point de fonctionnement P_1 . Dans le cas où la saturation est négligée, il vient alors: $M_{st} = M_{dy} = M$

$$\text{En posant : } L_d = \frac{d\phi_m}{dI_m} + \sin(\beta^2) \left(\frac{\phi_m}{I_m} - \frac{d\phi_m}{dI_m} \right)$$

$$L_q = \frac{d\phi_m}{dI_m} + \cos(\beta^2) \left(\frac{\phi_m}{I_m} - \frac{d\phi_m}{dI_m} \right)$$

$$L_{dq} = \left(\frac{d\phi_m}{dI_m} - \frac{\phi_m}{I_m} \right) \sin(\beta) \cos(\beta)$$

Et en utilisant ces nouvelles expressions pour les inductances, le système d'équation (II.25) devient :

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{ds} = R_s I_{ds} + L_{\sigma s} \frac{dI_{ds}}{dt} + L_d \frac{dI_{md}}{dt} \\ V_{qs} = R_s I_{qs} + L_{\sigma s} \frac{dI_{qs}}{dt} + L_q \frac{dI_{mq}}{dt} \\ V_{dr} = 0 = R_r I_{dr} + L_{\sigma r} \frac{dI_{dr}}{dt} + L_d \frac{dI_{md}}{dt} + \omega_r (M_{st} + L_{\sigma r}) I_{qr} \\ V_{qr} = 0 = R_r I_{qr} + L_{\sigma r} \frac{dI_{qr}}{dt} + L_q \frac{dI_{mq}}{dt} - \omega_r (M_{st} + L_{\sigma r}) I_{dr} \end{array} \right. \quad (II.26)$$

Les deux mutuelles sont déterminées à partir de la courbe de magnétisation qui est modélisée par une fonction mathématique correspondante. Cette dernière doit être fiable pour tous les points de la caractéristique de magnétisation, notamment, pour ceux qui se situent dans la zone de forte saturation.

Il existe plusieurs expressions mathématiques qui reproduisent la relation entre le courant et le flux, pour notre caractéristique magnétique relevée, nous adoptons l'approximation suivante :

$$\phi(I) = 0.63 \tan^{-1}(0.15 * I_m)$$

Ce qui permet de déterminer les deux mutuelles :

$$M_{st} = \begin{cases} 0.09 H, & \text{si : } I_m < 3A \\ \frac{0.63 \tan^{-1}(0.15 I_m)}{I_m} H, & \text{si : } I_m \geq 3A \end{cases}$$

$$M_{dy} = \frac{37.8}{9 I_3^2 + 400}$$

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

La figure (II.7) [30] représente le résultat de l'approximation de la caractéristique de magnétisation obtenu à partir du relevé expérimental :

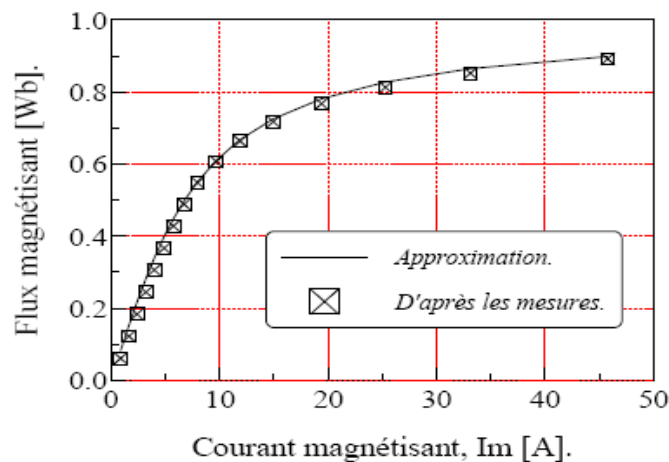


Fig. II.7 : Approximation mathématique de la caractéristique de magnétisation.

V. GENERATRICE AUTO-EXCITEE

V.1. INTRODUCTION

En l'absence de réseau pilote, il est possible d'auto-exciter la génératrice asynchrone au moyen de condensateurs, mais l'amorçage et la protection contre les surtensions de résonance nécessitent une étude très soignée de l'installation [3, 26, 27, 28, 30].

Seul un dispositif basé sur une machine asynchrone auto-excitée par des capacités directement connectées sur une charge, permet d'obtenir un fonctionnement purement autonome. Le phénomène d'auto-excitation est en revanche difficile à maîtriser, car les variations de charge influent directement sur les valeurs de la tension et la fréquence délivrées. De plus, un dispositif d'orientation des pales de l'éolienne est nécessaire afin de maintenir une vitesse de rotation et par conséquent une fréquence délivrée fixe. Afin de déterminer les performances et les limites de fonctionnement de ce dispositif, nous avons établi un modèle de la machine dans un repère diphasé dans le chapitre précédent.

Dans ce chapitre, le modèle de la génératrice auto-excitée (équilibrés) est établi de manière indépendante du modèle de la machine. Des simulations sont alors effectuées, puis validées par des essais expérimentaux.

V.2. Auto-excitation de la génératrice

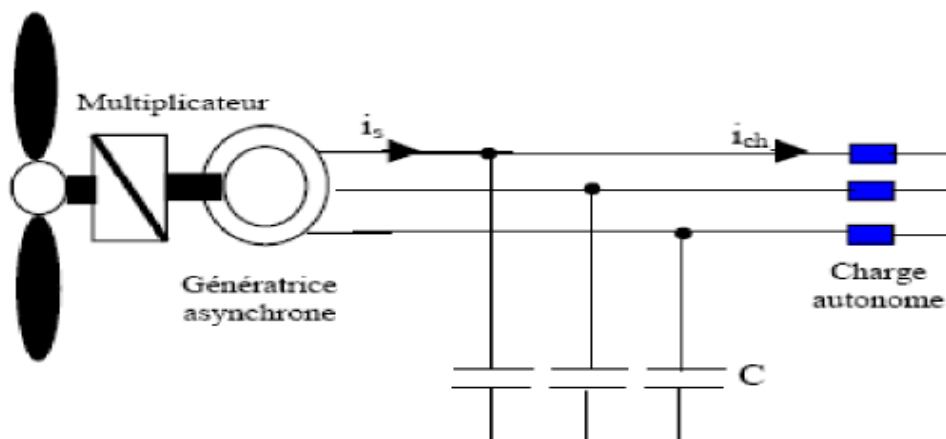


Fig. II.8 : Schéma de principe.

L'utilisation de la machine asynchrone auto-excitée dans un système éolien doit prendre en considération les limites de fonctionnement observées. Celles-ci concernent également les variations des tensions, la fréquence lors des impacts de charge et d'éventuels écarts de vitesse due à l'imprécision du dispositif d'orientation des pales de l'éolienne. Par ailleurs, les risques de démagnétisation en cas de surcharge de la machine sont à prendre en compte, car ils nécessitent une intervention externe ou une phase de fonctionnement spécifique afin de remagnétiser la machine.

Le principe de la machine asynchrone auto-excitée peut cependant être amélioré grâce à un dispositif de l'électronique de puissance. Toutefois, l'avantage de la simplicité est alors perdu et il semble préférable de se tourner vers une autre structure.

La simulation du phénomène d'auto-excitation de la machine asynchrone par un banc de capacités, ne peut se satisfaire de ce modèle puisque c'est la saturation elle-même qui fixe le point de fonctionnement, en régime permanent. 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 des capacités 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 (II.9) [3] représente l'évolution de la force électromotrice statorique ainsi que la caractéristique externe du condensateur $\left(V_c = \frac{I_M}{C\omega} \right)$ en fonction du courant I_m pour un fonctionnement à vide de la machine.

La connexion de capacités sur les phases du stator se fait suivant les équations suivantes :

$$\begin{cases} V_{Ca} = -\frac{1}{C} * \frac{dI_{Ca}}{dt} \\ V_{Cb} = -\frac{1}{C} * \frac{dI_{Cb}}{dt} \\ V_{Cc} = -\frac{1}{C} * \frac{dI_{Cc}}{dt} \end{cases}$$

Après l'application de la transformée de Park on trouve :

$$\begin{cases} sV_{Cd} = -\frac{1}{C}I_{Cd} + \omega V_{Cq} \\ sV_{Cq} = -\frac{1}{C}I_{Cq} + \omega V_{Cd} \end{cases}$$

L'interaction des deux phénomènes entraîne l'amorçage de la machine, jusqu'au point de fonctionnement en régime permanent. L'observation de ces courbes montre aisément que deux phénomènes peuvent modifier l'emplacement du point de fonctionnement sur la caractéristique de magnétisation :

La variation de la capacité d'auto-amorçage qui entraîne une modification de la pente de la droite de charge de la capacité ;

La variation de la charge connectée sur la machine provoque une variation du glissement. Ceci rend la résistance $\frac{R_r}{g}$ non négligeable et le courant est alors partagé entre l'inductance magnétisante et la résistance rotorique.

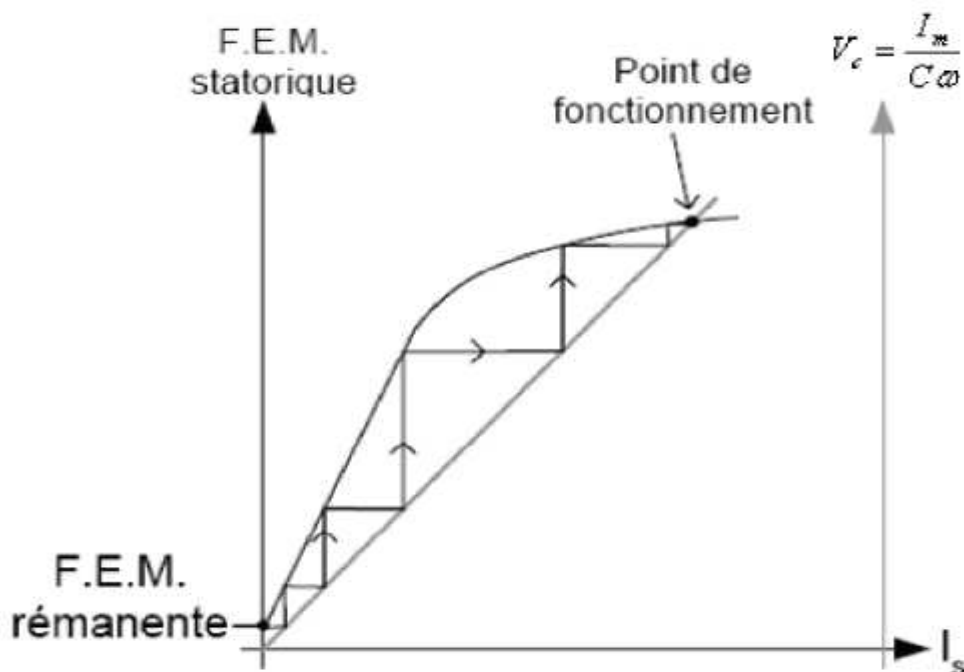


Fig. II.9 : Phénomènes d'autoamorçage.

Lorsque le point de fonctionnement est atteint, la machine délivre une tension au stator dont la valeur efficace est constante. Si l'inductance magnétisante est considérée comme constante et égale à sa valeur en régime non-saturé, on constate que la caractéristique de magnétisation ne présente pas de coude de saturation. Il n'y a pas d'intersection avec la caractéristique externe du condensateur. L'auto-amorçage est alors possible, mais la tension statorique augmente jusqu'à atteindre une valeur théoriquement infinie.

Cette partie sera interprétée dans la simulation et expérimentation avec la comparaison des courbes à l'appui.

V.3. Comportement de la génératrice lors de la connexion au réseau

Pour les régions isolées, l'éolienne est utilisée pour alimenter une certaine charge, mais il est préférable dans la mesure du possible de connecter la machine au réseau, pour cela la génératrice doit tourner à une vitesse constante. Pour une mise en service de la génératrice, il faut l'auto-exciter préalablement, lorsqu'on la fait basculer sur le réseau. Ce dernier possède aussi des moyens de réenclenchement automatique ou de commutation, sur les jeux de barres en cas de déclenchement de la machine. Au moment de la connexion, des phénomènes transitoires importants prennent naissance dans la génératrice [27, 29, 30]. En effet, suivant le déphasage entre la tension à ses bornes et celle du réseau et l'instant d'accrochage, les courants et le couple électromagnétique transitoires ont des valeurs proches de celles du démarrage direct, dans les situations favorables et des valeurs beaucoup plus grandes dans les situations défavorables. La machine subit alors des chocs et devra être dimensionnée en conséquence.

VI. OUTILS DE LA SIMULATION MATLAB/SIMULINK

VI.1. Développement du modèle SIMULINK de la génératrice asynchrone

La figure (II.10) représente le modèle SIMULINK de la génératrice asynchrone décrit par les équations précédentes. Chaque bloc de la figure est issu d'une équation. Ainsi, le bloc « Transformation abc---dq » est réalisé à partir des équations du paragraphe (II.3). Le contenu du bloc est représenté à la figure (II.11).

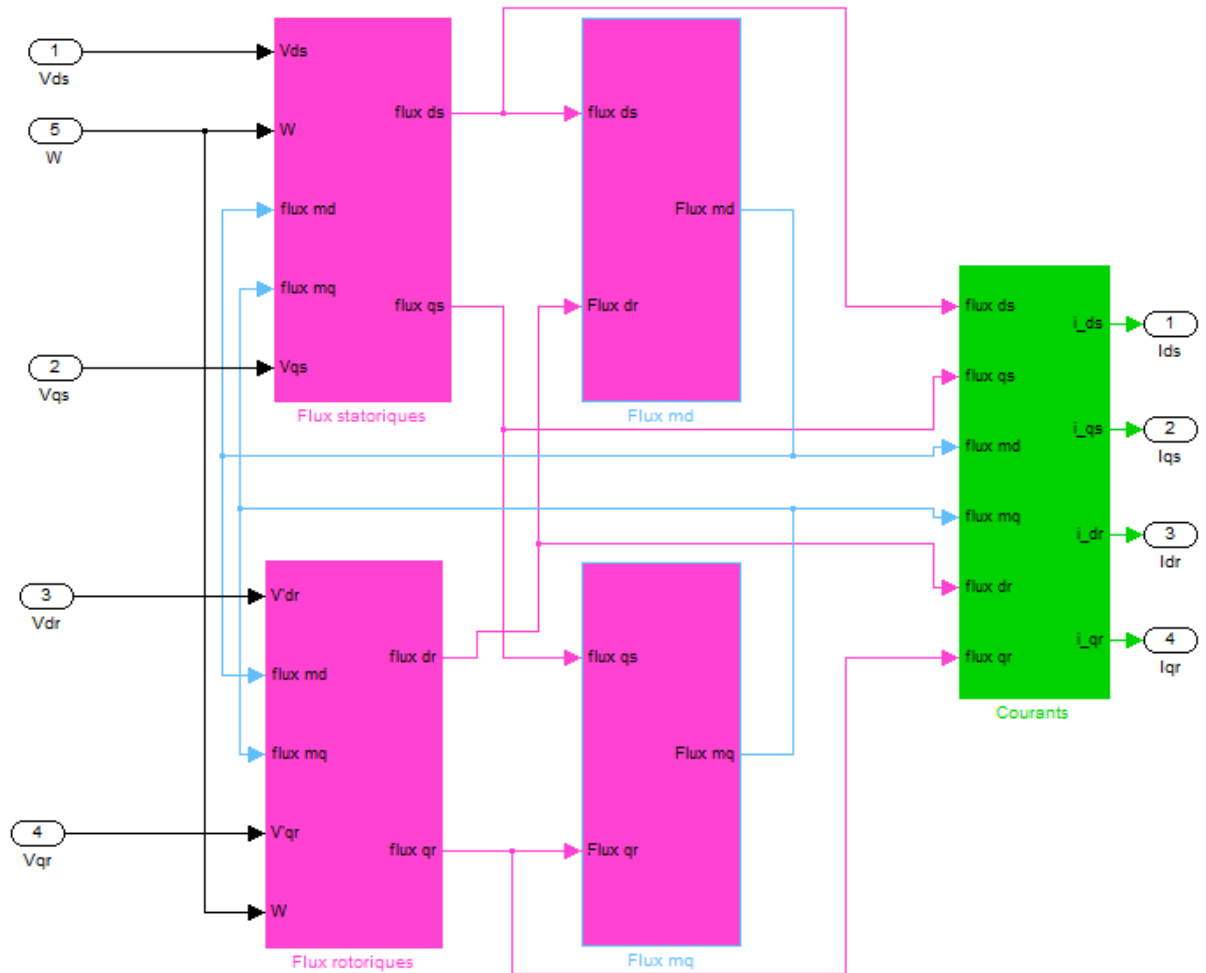


Fig. II.10 : Modèle SIMILINK de la génératrice asynchrone à cage.

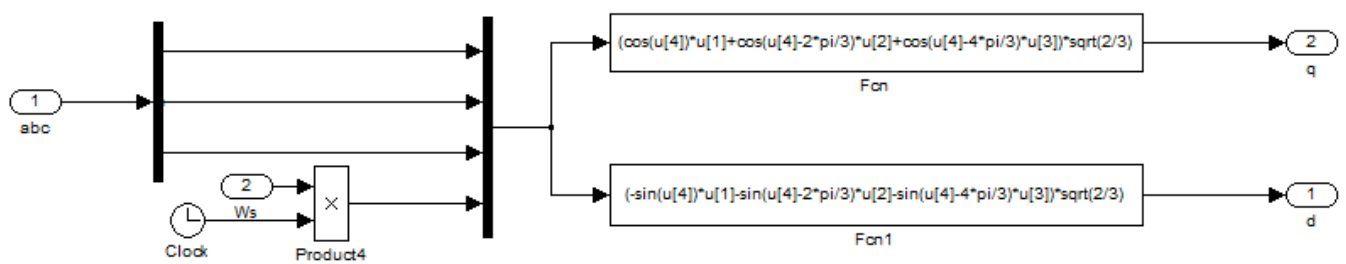


Fig. II.11 : Bloc de transformation triphasée-biphasé.

VII. SIMULATION ET RESULTATS EXPERIMENTAUX

VII.1. Auto-amorçage

Nous avons effectué la simulation de l'auto-amorçage de la génératrice à l'aide du logiciel Matlab-Simulink ; connaissant les différents paramètres de la machine, nous avons

essayé d'approcher le plus possible les résultats expérimentaux (Fig. II.12, Fig. II.14) tout en sachant que certains phénomènes perturbateurs (frottements, effet de la température, etc.) que nous n'avons pas pris en considération peuvent bien intervenir. Nous prenons en compte l'effet de la saturation qui nous permet de limiter les amplitudes de la tension et du courant, car si l'inductance magnétisante est considérée comme constante et égale à sa valeur en régime non-saturé, la caractéristique de magnétisation ne présente pas de coude de saturation. Il n'y a pas d'intersection avec la caractéristique externe du condensateur. L'auto-amorçage est alors possible mais la tension statorique augmente alors jusqu'à atteindre une valeur théoriquement infinie.

La simulation a été validée expérimentalement dans les conditions réelles de la machine [5] (Fig. II.12, Fig. II.14).

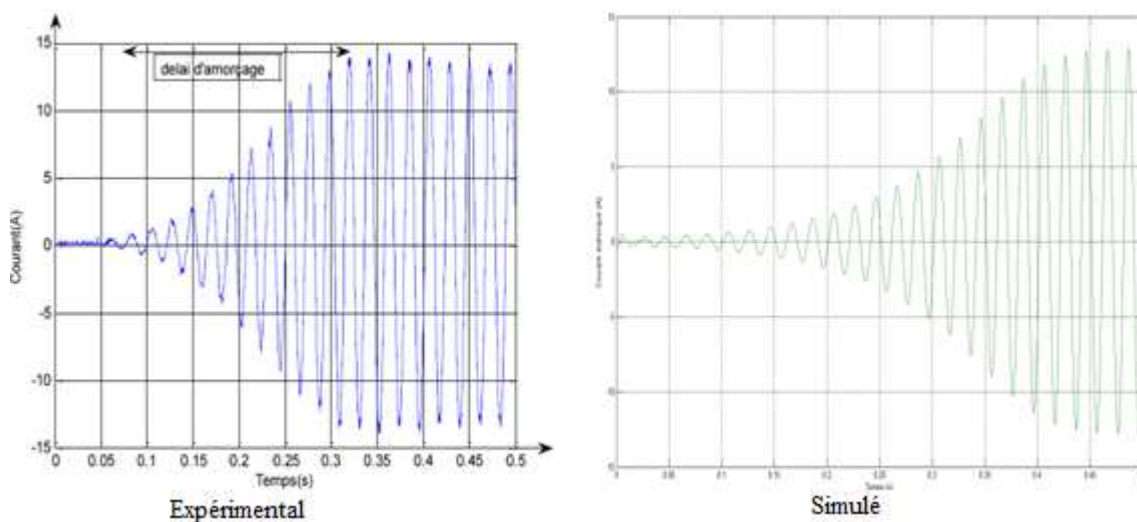


Fig. II.12 : Courant statorique d'autoamorçage.

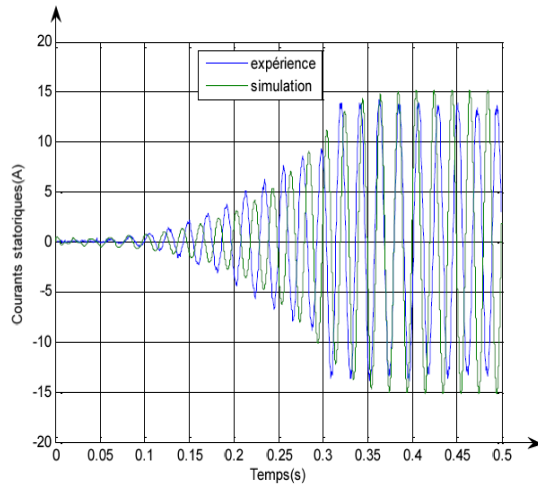


Fig. II.13 : Superposition du courant expérimental et du courant simulé.

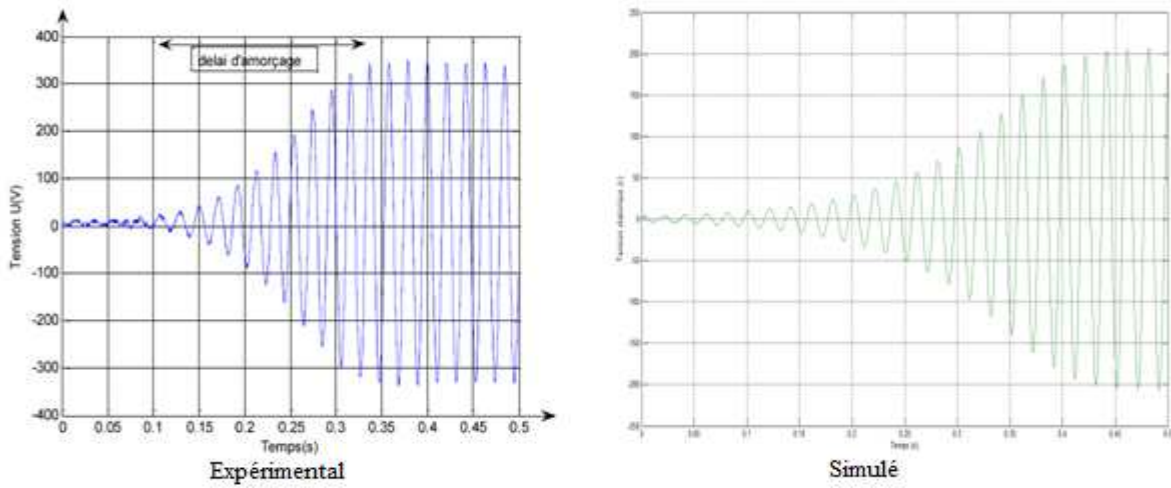


Fig. II.14 : Tension statorique d'auto-amorçage.

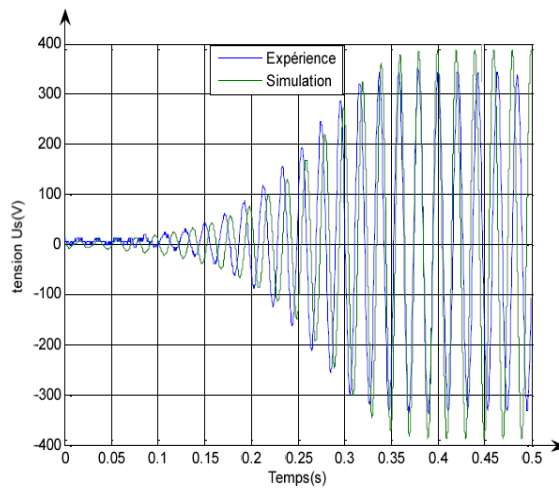


Fig. II.15 : Superposition de la tension expérimentale et la tension simulée.

En comparant ces deux figures, on observe que la valeur initiale de la tension, avant le processus d'amorçage est légèrement différente en simulation et dans l'essai expérimental. Cette différence est expliquée par les conditions initiales correspondantes à la valeur de l'aimantation rémanente dans le rotor de la machine. En effet celle-ci est différente après chaque utilisation de la machine. Dans nos simulations, cette rémanence est prise en compte par une faible valeur initiale sur un des intégrateurs de flux. Toutefois, lorsque le processus d'amorçage simulé parvient à une valeur équivalente à la valeur initiale de l'essai expérimental, le délai d'amorçage jusqu'au régime permanent est pratiquement équivalent pour les deux essais (de l'ordre de 0.2s).

Par ailleurs, nous avons superposé les deux courbes et nous trouvons que les amplitudes des tensions obtenues en régime permanent sont presque équivalentes. Les faibles écarts simulation/expérimentation sont essentiellement dus aux imprécisions de l'identification de l'inductance magnétisante M (Fig. II.13, Fig. II.15). En effet, nous avons remarqué qu'une faible modification de l'allure de la courbe notamment au niveau du coude d'inflexion (début de la saturation), a une répercussion importante sur le délai d'amorçage. Ce qui explique la diminution du délai d'amorçage lorsque les capacités sont initialement chargées lors de l'amorçage (Fig. II.14).

Ces mêmes phénomènes sont observés de façon similaire pour le courant statorique d'auto-amorçage.

Le courant et la tension statorique suivent la même allure, ils sont légèrement décalés à cause du déphasage entre les deux. On constate que la courbe du courant obtenue avec simulation ressemble largement à celle obtenue par l'expérimentation (Fig. II.12). La superposition de ces deux courbes nous donne un aperçu satisfaisant de la véracité du modèle ainsi validé (Fig. II.13)

Concernant le courant rotorique, on voit l'apparition d'un pic lors de l'amorçage, puis il se stabilise autour d'une valeur très proche de zéro (Fig. II.16). D'ailleurs, dans les calculs théoriques on considère que ce courant tend vers zéro, pour simplifier largement le modèle d'amorçage.

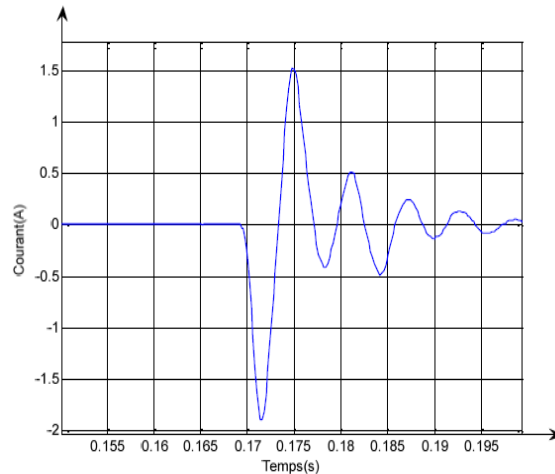


Fig. II.16 : Courant rotorique obtenu par expérience.

VII.2. Retour réseau de la génératrice

Lors de la connexion au réseau de la génératrice, on voit apparaître des perturbations au niveau des courbes des courants statoriques obtenues aussi bien en simulation qu'expérimentalement (Fig. II.17). Ces perturbations sont dues essentiellement au le déphasage φ entre les tensions du réseau et les tensions statoriques de la machine.

En effet ce phénomène engendre des pics de courant statorique très élevés lors de la connexion de la machine au réseau (5 à 8 fois l'amplitude du courant nominal de la machine utilisée pour notre expérience). On constate que l'amplitude du pic de courant est maximale lorsque $\cos \varphi = -1$ en d'autres termes, lorsque le déphasage entre la tension statorique de la machine et celle du réseau $\varphi = 180$ degrés pour une vitesse de rotation valant celle du synchronisme ; de même elle est minimale lorsque $\varphi = 0$. D'une manière générale, les valeurs extrêmes des pics de courant sont obtenues pour les tensions en opposition de phase tandis que les valeurs minimales de ces pics correspondent à des tensions en phase (Fig. II.18).

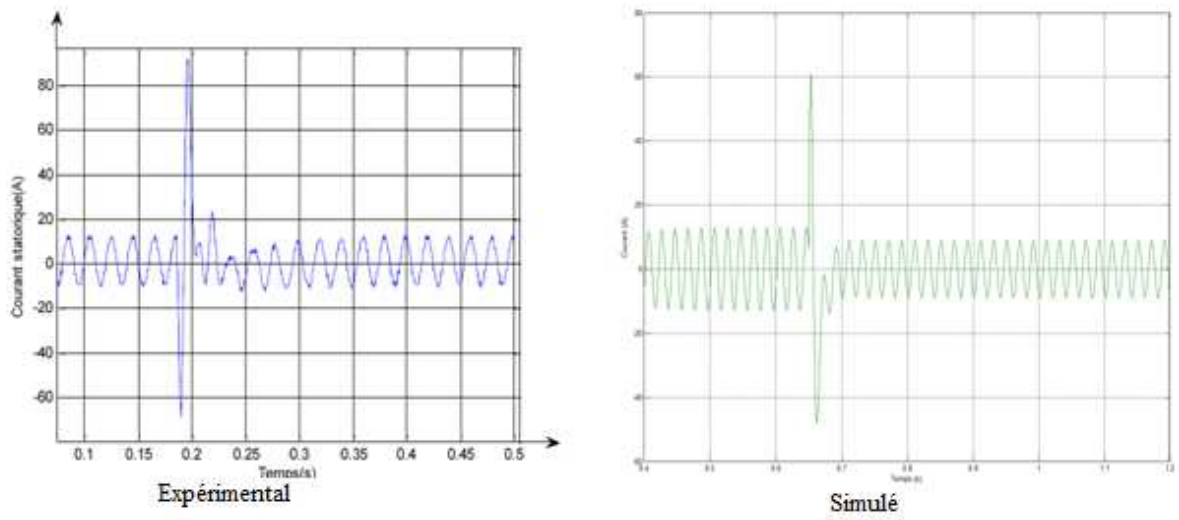


Fig. II.17 : Courant statorique retour réseau.

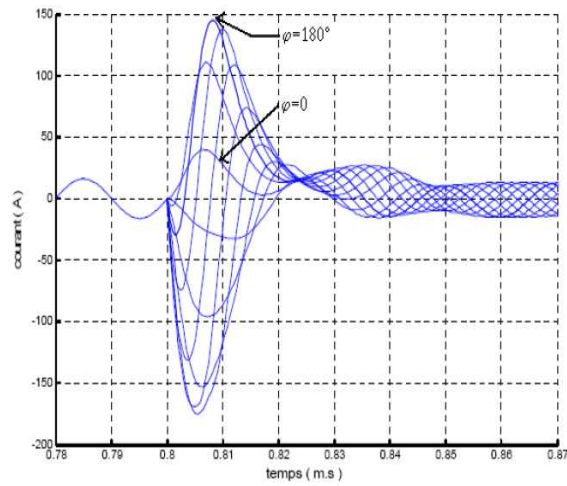


Fig. II.18 : Variation des pics de courant statorique en fonction du déphasage.

VIII. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous nous sommes d'abord intéressés à la détermination des capacités d'auto-amorçage, d'une génératrice asynchrone autonome en fonctionnement linéaire. Nous l'avons corrigée par la suite, en tenant compte de la saturation magnétique qui permet de limiter les amplitudes des tensions et courants en régime établi. Dans un second temps, nous avons étudié le comportement de la génératrice, lors du retour réseau à travers les équations électriques et de flux.

Durant l'expérience nous avons relevé les différentes courbes d'auto-amorçage à vide, ainsi que celles liées au comportement transitoire de la machine lors d'une connexion au réseau. Dans un esprit de clarté nous avons poursuivi notre étude en procédant à la simulation du modèle de la génératrice, dans le but de valider nos résultats.

L'interprétation et la comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats de la simulation ont révélé que ceux donnés par la simulation sont assez satisfaisants, ce qui nous a permis de valider le modèle. La principale source des écarts observés reste la précision de l'identification de la caractéristique de magnétisation.

Le principe de la machine asynchrone auto-excitée peut être amélioré grâce à un dispositif de l'électronique de puissance. Toutefois, l'avantage de la simplicité est perdu et il semble préférable de se tourner vers une autre structure qui fera l'objet du chapitre suivant.

*CHAPITRE III : CONTROLE
INDEPENDANT DES PUISSANCES
ACTIVE ET REACTIVE DE LA MADA*

I. INTRODUCTION

Après avoir présenté au chapitre II, la machine asynchrone auto excitée en fonctionnement génératrice autonome, nous avons constaté que lors de la connexion directe de la machine au réseau, la vitesse de rotation devait rester pratiquement constante de façon à ce que la machine reste proche de la vitesse de synchronisme. Ce qui entraîne une réduction de l'efficacité de l'éolienne en cas de vent à vitesse élevée. Ainsi, nous nous sommes orientés vers le choix d'une machine asynchrone à double alimentation afin de permettre une production optimale d'électricité quelles que soient les conditions de vent et de vitesse de l'éolienne.

En comparaison avec la machine asynchrone à cage, la MADA permet d'avoir une plage de vitesse de rotation variant de $\pm 30\%$ autour de la vitesse de synchronisme. De plus, le contrôle des tensions rotoriques nous permet de maîtriser les puissances produites tant au niveau actif que réactif, ce qui est un point très intéressant pour la gestion de l'éolienne et la participation aux services systèmes.

Dans le présent chapitre, nous allons établir les équations qui lient les tensions rotoriques de la MADA, générées par le convertisseur statique, aux puissances actives et réactives statoriques en essayant de développer un algorithme de contrôle indépendant des puissances qui va nous aider à contrôler au mieux le système de production d'énergie éolienne.

II. DESCRIPTION GENERALE ET MODES DE FONCTION DE LA MADA

II.1. Description de la MADA

La machine asynchrone à double alimentation se compose principalement de deux parties. Le stator identique à celui d'une machine asynchrone à cage ou d'une machine asynchrone et d'un rotor qui diffère radicalement car il n'est pas composé d'aimants ou d'une cage d'écureuil mais d'enroulements triphasés disposés de la même manière que les enroulements statoriques.

Les enroulements rotoriques sont connectés en étoile et les trois phases sont reliées à un système de contacts glissants (balais, bagues, collectrices), permettant l'accès aux tensions et aux courants du rotor (figure III.1).

Cette machine peut fonctionner comme un générateur ou un moteur. Le stator de la MADA est connecté directement au réseau. Quant au rotor, il est raccordé à un onduleur [3] [16].

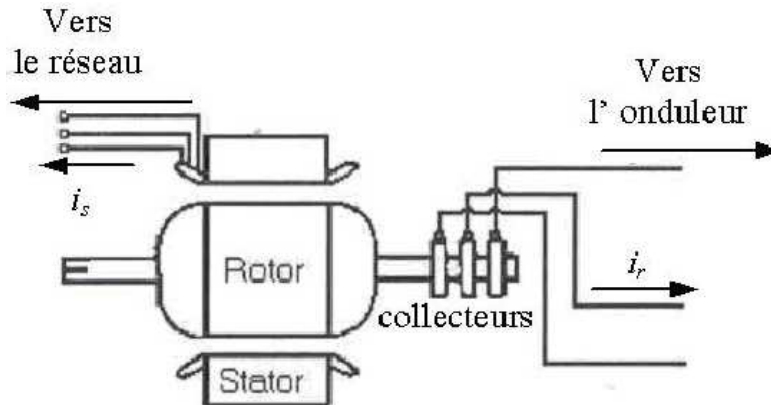


Fig. III.1 : Structure d'une machine asynchrone à double alimentation.

II.2. Modes de fonctionnement 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.

Effectivement, une machine à cage doit tourner en dessous de sa vitesse de synchronisme pour être en moteur et au dessus pour être en générateur. Ici, 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 synchrone aussi bien en mode moteur qu'en mode générateur.

II.2.1. Convertisseur

On peut convertir directement la fréquence du réseau industriel en une fréquence variable plus fiable à l'aide d'un convertisseur de fréquence figure (III.2). Ce dernier est composé d'un redresseur, d'un bus continu, et d'un onduleur. Il est réversible en courant, puisque la puissance rotorique P_r transit par le convertisseur dans un sens pour un fonctionnement hyper synchrone, et dans le sens opposé pour un fonctionnement hypo synchrone. L'onduleur devient redresseur et le redresseur devient onduleur avec des dispositifs de marche en moteur ou en générateur c.à.d. la MADA peut fonctionner dans les quatre quadrants : en moteur ou générateur, en hypo synchrone ou en hyper synchrone. Nous allons présenter successivement ces différents modes de fonctionnement.

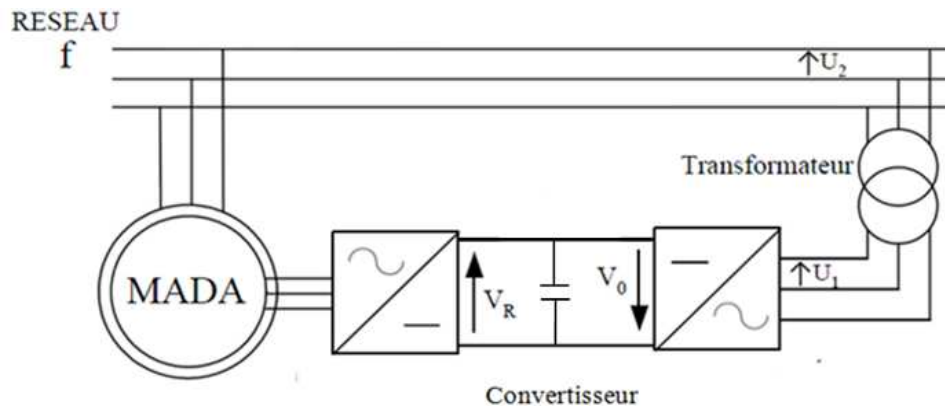


Fig. III.2 : Machine asynchrone à double alimentation.

- **Fonctionnement en mode moteur hypo synchrone**

La figure III.3 montre que la puissance est fournie par le réseau au stator et la puissance de glissement transite par le rotor pour être réinjectée au réseau. On a donc un fonctionnement moteur en dessous de la vitesse de synchronisme. La machine asynchrone à cage classique peut fonctionner, mais la puissance de glissement est alors dissipée en pertes Joule dans le rotor [9].

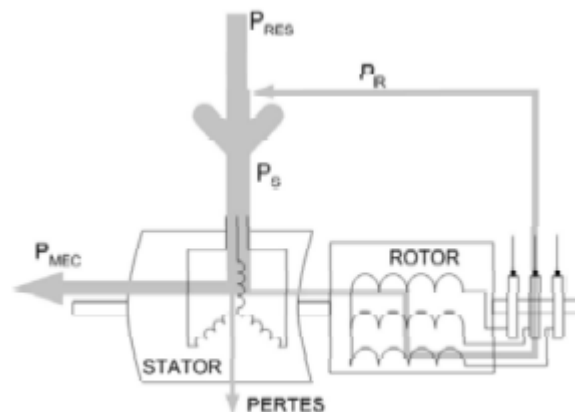


Fig. III.3 : Fonctionnement moteur hypo synchrone.

- **Fonctionnement en mode moteur hyper synchrone**

La figure III.4 montre que la puissance est fournie par le réseau au stator et la puissance de glissement est également fournie par le réseau au rotor. On a donc un fonctionnement moteur au dessus de la vitesse de synchronisme. La machine asynchrone à cage classique ne peut pas avoir ce fonctionnement [9].

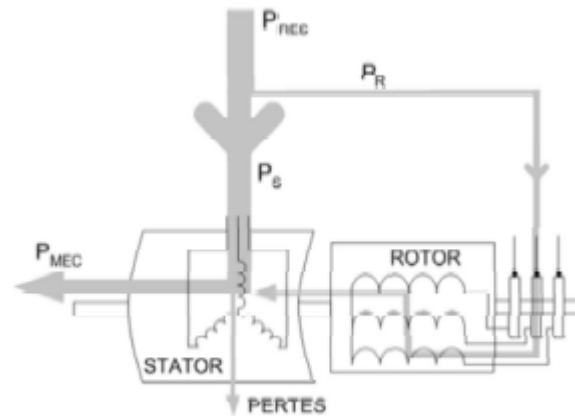


Fig. III.4 : Fonctionnement moteur hyper synchrone.

- **Fonctionnement en mode générateur hypo synchrone**

La figure III.5 montre que la puissance est fournie au réseau par le stator. La puissance de glissement est aussi fournie par le réseau. On a donc un fonctionnement générateur en dessous de la vitesse de synchronisme. La machine asynchrone à cage classique ne peut pas avoir ce mode de fonctionnement [9].

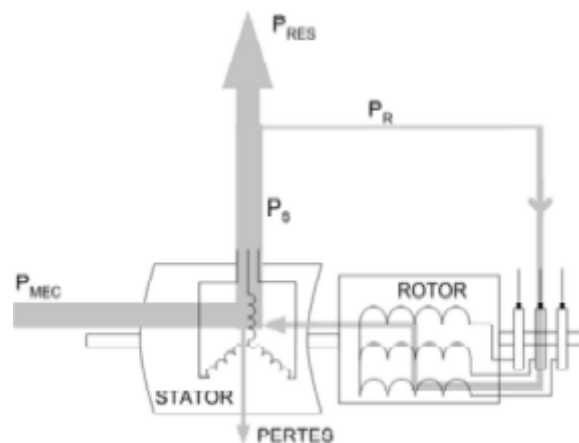


Fig. III.5 : Fonctionnement génératrice hypo synchrone.

- **Fonctionnement en mode générateur hyper synchrone**

La figure III.6 montre que la puissance est alors fournie au réseau par le stator et la puissance de glissement est récupérée via le rotor pour être réinjectée au réseau. On a donc un fonctionnement générateur au dessus de la vitesse de synchronisme. La machine asynchrone à cage classique peut avoir ce mode de fonctionnement mais dans ce cas, la puissance de glissement est dissipée en pertes Joule dans le rotor [9].

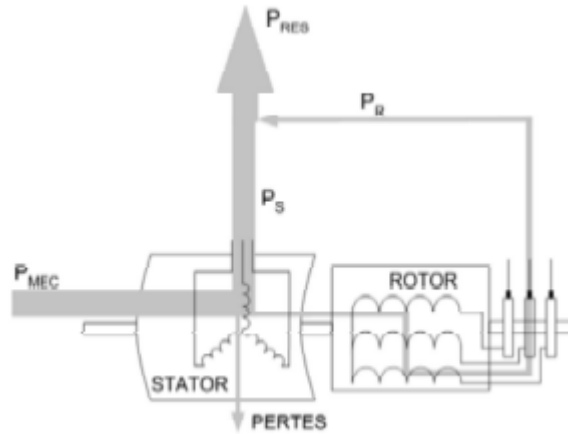


Fig. III.6 : Fonctionnement génératrice hyper synchrone.

On peut remarquer que la MADA a deux principaux avantages sur la machine à cage classique : la production de puissance électrique quelle que soit sa vitesse de rotation (hypo ou hyper synchronisme) et la récupération de la puissance de glissement [9].

III. PRINCIPE DE LA COMMANDE VECTORIELLE

Le principe de la commande vectorielle consiste à orienter l'axe d du repère de Park suivant l'un des flux de la machine asynchrone φ_s , φ_r ou φ_m au choix, afin d'obtenir un découplage flux-courant et couple-courant ce qui nous permet de faire un contrôle du couple indépendamment du flux [17, 3,19].

Prenons l'une des trois expressions du couple électromagnétique.

$$\Gamma_e = p \cdot (\varphi_{ds} \cdot I_{qs} - \varphi_{qs} \cdot I_{ds}) \quad (III.1)$$

Si on suppose que le flux statorique est orienté suivant l'axe d du repère de Park, on aura :

$$\varphi_s = \varphi_{ds} \implies \varphi_{qs} = \frac{d\varphi_{qs}}{dt} = 0$$

Donc l'expression du couple électromagnétique devient [23] :

$$\Gamma_e = p \cdot \varphi_{ds} \cdot I_{qs} \quad (III.2)$$

Cette expression du couple ressemble bien à l'expression du couple d'un moteur à courant continu à excitation séparée. Sous l'hypothèse d'un flux statorique orienté, le couple électromagnétique peut être contrôlé indépendamment du flux par action sur le courant I_{qs} , ce qui correspond à l'objectif de la commande vectorielle.

IV. MODELE DE LA MADA A FLUX STATORIQUE ORIENTE

Dans ce qui suit nous allons supposer que l'axe d du repère de Park est orienté suivant le flux statorique. Ce choix ne fait pas appel au hasard, mais se justifie par le fait que la machine est souvent couplée à un réseau puissant de tension et de fréquence constante, ce qui entraîne un flux constant au stator de la machine. [6, 17,24]

Rappelant le système d'équations différentielles (II.18), décrivant la machine asynchrone dans un repère lié au champ tournant qui est donné par :

$$\begin{cases} V_{ds} = R_s \cdot I_{ds} + \frac{d\varphi_{ds}}{dt} - \omega_s \varphi_{qs} \\ V_{qs} = R_s \cdot I_{qs} + \frac{d\varphi_{qs}}{dt} + \omega_s \varphi_{ds} \\ V_{dr} = R_r \cdot I_{dr} + \frac{d\varphi_{dr}}{dt} - (\omega_s - \omega) \varphi_{qr} \\ V_{qr} = R_r \cdot I_{qr} + \frac{d\varphi_{qr}}{dt} + (\omega_s - \omega) \varphi_{dr} \end{cases} \quad (III.3)$$

Avec un flux statorique constant et orienté, $\varphi_s = \varphi_{ds}$ et $\varphi_{qs} = 0$, ces équations peuvent se simplifier sous la forme suivante [23] :

$$\begin{cases} V_{ds} = R_s \cdot I_{ds} \\ V_{qs} = R_s \cdot I_{qs} + \omega_s \varphi_s \\ V_{dr} = R_r \cdot I_{dr} + \frac{d\varphi_{dr}}{dt} - (\omega_s - \omega) \varphi_{qr} \\ V_{qr} = R_r \cdot I_{qr} + \frac{d\varphi_{qr}}{dt} + (\omega_s - \omega) \varphi_{dr} \end{cases} \quad (III.4)$$

Si on néglige la résistance des enroulements statoriques, hypothèse souvent acceptée pour les machines de grande puissance utilisées pour la production d'énergie éolienne. Les équations des tensions de la machine se réduisent à la forme suivante [6, 17, 25] :

$$\begin{cases} V_{ds} = 0 \\ V_{qs} = V_s = \omega_s \varphi_s \\ V_{dr} = R_r \cdot I_{dr} + \frac{d\varphi_{dr}}{dt} - (\omega_s - \omega) \varphi_{qr} \\ V_{qr} = R_r \cdot I_{qr} + \frac{d\varphi_{qr}}{dt} + (\omega_s - \omega) \varphi_{dr} \end{cases} \quad (III.5)$$

De la même manière que pour les tensions, les équations des flux deviennent :

$$\begin{cases} \varphi_{ds} = \varphi_s = L_s \cdot I_{ds} + M \cdot I_{dr} \\ 0 = L_s \cdot I_{qs} + M \cdot I_{qr} \\ \varphi_{dr} = L_r \cdot I_{dr} + M \cdot I_{ds} \\ \varphi_{qr} = L_r \cdot I_{qr} + M \cdot I_{qs} \end{cases} \quad (III.6)$$

L'expression du couple électromagnétique devienne alors :

$$\Gamma_e = p \cdot \frac{V_s}{\omega_s} \cdot I_{qs} \quad (III.7)$$

Γ_e : Le couple électromagnétique.

p : Le nombre de paires de pôles.

Afin de contrôler facilement la production d'énergie par la MADA, il est pratique d'élaborer un modèle pour le contrôle indépendant des puissances actives et réactives. Un tel modèle peut être élaboré en établissant les relations qui lient les puissances actives et réactives aux courants et tensions rotoriques imposés par l'onduleur.

IV.1. Expressions des puissances actives et réactives statoriques

Les puissances actives et réactives statoriques, dans le repère orthogonal, s'écrivent :

$$\begin{cases} P_s = V_{ds} I_{ds} + V_{qs} I_{qs} \\ Q_s = V_{qs} I_{ds} - V_{ds} I_{qs} \end{cases} \quad (III.8)$$

Sous l'hypothèse d'un flux statorique orienté, ce système d'équations peut se simplifier sous la forme :

$$\begin{cases} P_s = V_s I_{qs} \\ Q_s = V_s I_{ds} \end{cases} \quad (III.9)$$

Les puissances actives P_s et réactives Q_s sont donc fonction des courants statoriques I_{qs} et I_{ds} respectivement, sur lesquels nous n'avons aucune action directe. Nous devons donc chercher une relation entre les courants rotoriques et les courants statoriques.

A partir des expressions des flux statoriques, nous pouvons écrire :

$$\begin{cases} I_{ds} = \frac{V_s}{\omega_s \cdot L_s} - \frac{M}{L_s} \cdot I_{dr} \\ I_{qs} = -\frac{M}{L_s} \cdot I_{qr} \end{cases} \quad (III.10)$$

En remplaçant les courants statoriques directs et quadrature par leurs expressions dans les équations des puissances actives et réactives, on trouve.

$$\begin{cases} P_s = -\frac{V_s \cdot M}{L_s} \cdot I_{qr} \\ Q_s = \frac{V_s^2}{\omega_s \cdot L_s} - \frac{V_s \cdot M}{L_s} \cdot I_{dr} \end{cases} \quad (III.11)$$

Il ressort de l'expression (III.11) que le contrôle des puissances actives et réactives au stator est découplé. En effet, avec une inductance magnétisante constante et un réseau électrique puissant, la puissance active sera directement proportionnelle au courant rotorique d'axe q , et la puissance réactive proportionnelle au courant rotorique d'axe d à une constante près $\frac{V_s^2}{\omega_s \cdot L_s}$ imposée par le réseau [3].

IV.2. Expressions des tensions rotoriques

A partir du système d'équation (III.8), les expressions des flux rotoriques peuvent être écrites sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \varphi_{dr} = \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot I_{dr} + \frac{M \cdot V_s}{\omega_s \cdot L_s} \\ \varphi_{qr} = \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot I_{qr} \end{cases} \quad (III.12)$$

En introduisant ces expressions dans les équations des tensions rotoriques du système (III.5), on trouve [23, 21, 31] :

$$\begin{cases} V_{dr} = R_r \cdot I_{dr} + s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{dr} - g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot I_{qr} \\ V_{qr} = R_r \cdot I_{qr} + s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) I_{qr} + g \omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot I_{dr} + g \frac{M \cdot V_s}{L_s} \end{cases} \quad (III.13)$$

A partir des systèmes d'équations (III.11) et (III.13), nous pouvons élaborer le modèle pour le contrôle des puissances tel qu'il est présenté par le schéma bloque ci-dessous.

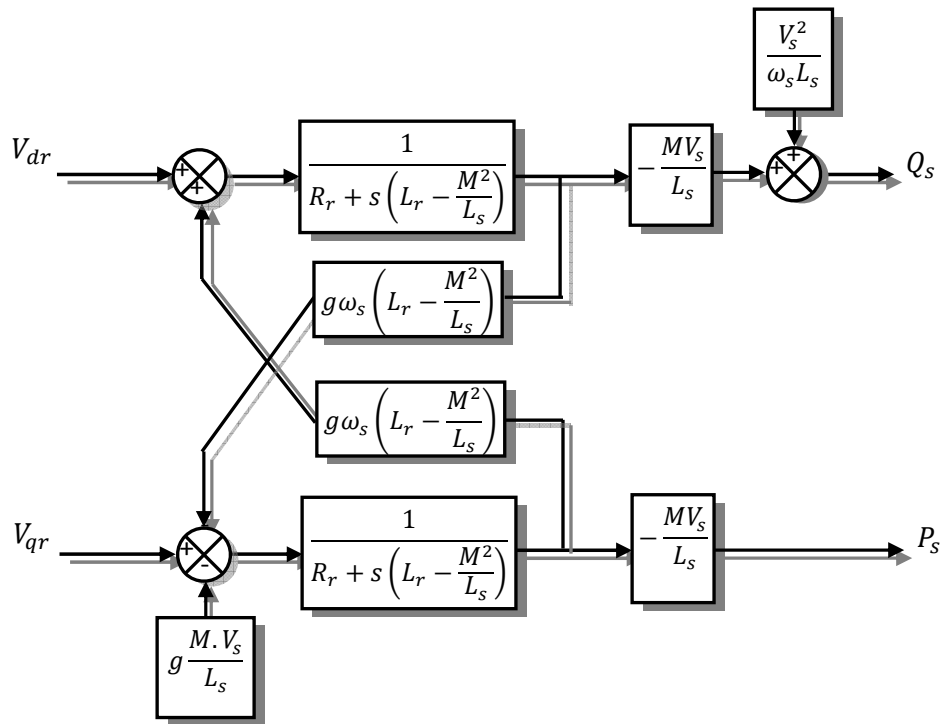


Fig. III.7 : Modèle de la MADA pour le contrôle des puissances.

L'expression $g\omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)$ représente le terme de couplage entre l'axe direct et l'axe quadrature. Pour des faibles glissements, ce terme de couplage peut être négligé pour avoir un découplage parfait entre les deux axes.

V. CONTROLE INDEPENDANT DES PUISSANCES ACTIVE ET REACTIVE

Après avoir élaboré le modèle pour le contrôle indépendant des puissances de la MADA, il suffit maintenant d'inverser ses blocs pour déduire les tensions de référence de l'onduleur, à partir des puissances actives et réactives de références.

V.1. Commande directe

Si l'on observe les équations (III. 11), on s'aperçoit que les courants rotoriques sont liés aux puissances actives et réactives par le terme $\frac{V_s \cdot M}{L_s}$. De plus, les termes faisant intervenir les dérivées des courants rotoriques diphasés dans le système (III. 13) disparaissent en régime permanent [15,32]. Nous pouvons donc écrire :

$$\begin{cases} V_{dr} = R_r \cdot I_{dr} - g\omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot I_{qr} \\ V_{qr} = R_r \cdot I_{qr} + g\omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot I_{dr} + g \frac{M \cdot V_s}{L_s} \end{cases} \quad (III.14)$$

V_{dr} et V_{qr} sont les composantes diphasées des tensions rotoriques à imposer à la machine, pour obtenir les courants rotoriques voulus.

L'effet du terme de couplage $g\omega_s \left(L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)$ est minime pour des faibles glissements et peut être compensé par une synthèse adéquate des régulateurs, dans la boucle de commande.

En revanche, le terme $g \frac{M \cdot V_s}{L_s}$ représente une force électromotrice dont l'influence n'est pas négligeable, le système de contrôle devra donc compenser cette perturbation. Ainsi, on obtient un modèle plus simple permettant le contrôle direct et indépendant des puissances actives et réactives en utilisant un seul régulateur sur chaque axe (Fig. III.8).

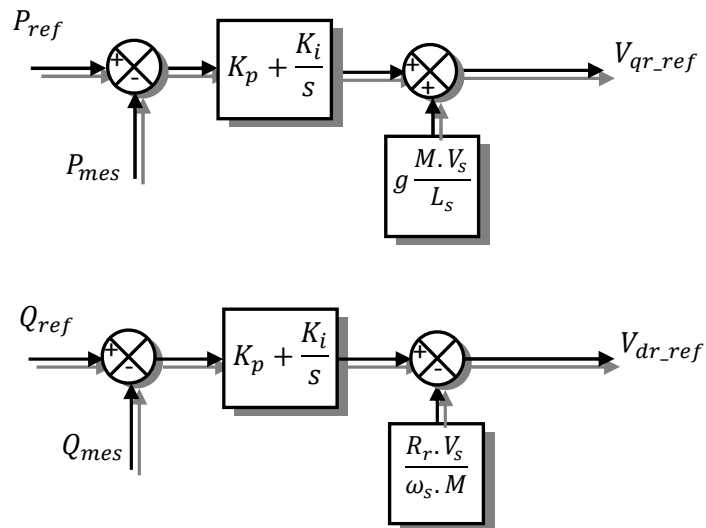


Fig. III.8 : Schéma bloqué de la commande directe.

VI. MODELE DE L'ONDULEUR DE TENSION A DEUX NIVEAUX

Le rotor de la MADA est alimenté par un onduleur de tension à deux niveaux équipé avec des dispositifs semi-conducteurs commandés à l'ouverture et à la fermeture. Pour faciliter la modélisation du convertisseur de puissance, on suppose que les interrupteurs semi-conducteurs sont parfait (Fig. III.9).

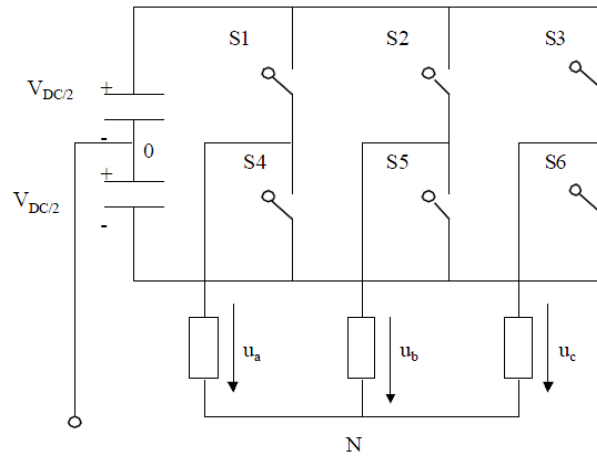


Fig. III.9 : Onduleur de tension à deux niveaux.

On peut exprimer les tensions en ligne, en fonction de la tension dans l'étape continue et de l'état des commutateurs. On définit pour cela les variables S_a , S_b , S_c en fonction de l'état des commutations dans les trois branches du convertisseur.

➤ **Branche 1**

$S_a = 0$ si S_1 est en position *off* et S_4 est à *on*.

$S_a = 1$ si S_1 est en position *on* et S_4 est à *off*.

➤ **Branche 2**

$S_b = 0$ si S_2 est en position *off* et S_5 est à *on*.

$S_b = 1$ si S_2 est en position *on* et S_5 est à *off*.

➤ **Branche 3**

$S_c = 0$ si S_3 est en position *off* et S_6 est à *on*.

$S_c = 1$ si S_3 est en position *on* et S_6 est à *off*.

Les tensions composées à la sortie du convertisseur s'expriment alors par :

$$\begin{cases} U_{ab} = V_{DC}(S_a - S_b) \\ U_{bc} = V_{DC}(S_b - S_c) \\ U_{ca} = V_{DC}(S_c - S_a) \end{cases} \quad (III.16)$$

Si on prend en compte l'équilibre des tensions :

$$u_a + u_b + u_c = 0$$

On en déduit les expressions des tensions simples par rapport aux tensions composées comme suit :

$$\begin{cases} u_a = \frac{1}{3}(U_{ab} - U_{ca}) \\ u_b = \frac{1}{3}(U_{bc} - U_{ab}) \\ u_c = \frac{1}{3}(U_{ca} - U_{bc}) \end{cases} \quad (III.17)$$

On obtient :

$$\begin{cases} u_a = \frac{V_{DC}}{3}(2S_a - S_b - S_c) \\ u_b = \frac{V_{DC}}{3}(2S_b - S_c - S_a) \\ u_c = \frac{V_{DC}}{3}(2S_c - S_a - S_b) \end{cases} \quad (III.18)$$

Ou encore sous forme matricielle :

$$\begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} = \frac{V_{DC}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (III.19)$$

La tension de sortie de l'onduleur est contrôlée par la technique de modulation de largeur d'impulsion (MLI) triangulosinusoidale, qui permet le réglage simultané de la fréquence et de la valeur efficace de la tension de sortie.

VII. VALIDATION DU MODELE

L'utilisation du logiciel MATLAB, conçu pour la simulation des systèmes complexes qui nous permet de simuler la MADA.

L'implémentation du modèle de la MADA et de sa commande sous SIMULINK est donnée par le schéma bloque de la figure III.12.

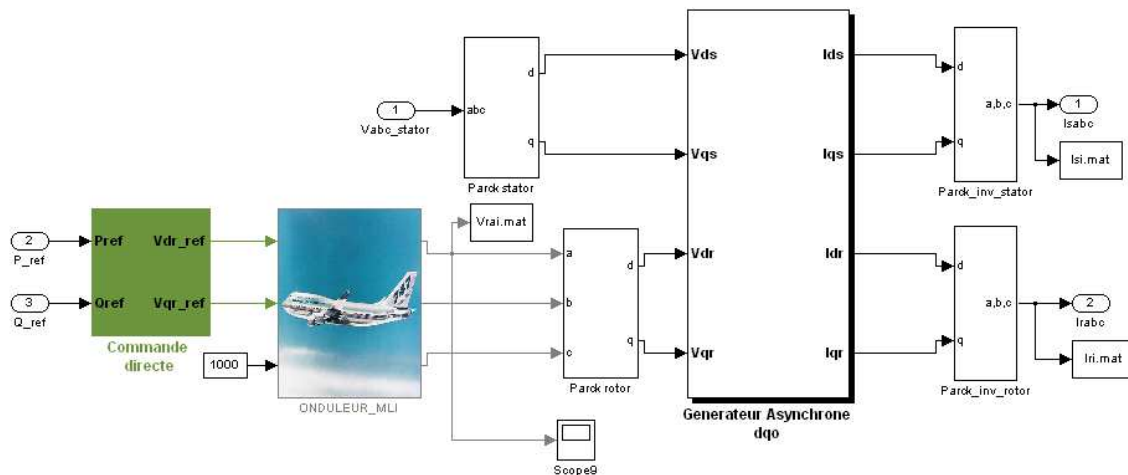


Fig. III.10 : Schéma bloc de la commande directe des puissances de la MADA.

VII.1. Analyse des performances

Les résultats présentés ci-dessous sont obtenus en appliquant les lois de commande en puissance active et réactive. Les figures ci-dessous montrent les performances de la commande en puissances d'une MADA de 300kW entraînée à une vitesse fixe et pilotée au rotor par un onduleur de tension à deux niveaux. La synthèse des régulateurs utilisés est détaillée dans l'annexe B.

VII.1.1. Suivi de consigne

Le premier essai consiste à réaliser des échelons de puissance active et réactive, alors que la machine est entraînée à vitesse fixe pour examiner les performances de la commande en matière de suivi des consignes imposées à la machine.

➤ Conditions d'essais :

- ✓ La machine est entraînée à une vitesse égale à 1600 tr/min
- ✓ A $t=0$ s, la machine est connectée à une source triphasée parfaite.
- ✓ A $t=1$ s, un échelon sur la référence de la puissance active de référence.
- ✓ A $t=1.5$ s, un échelon sur la référence de la puissance réactive statorique.

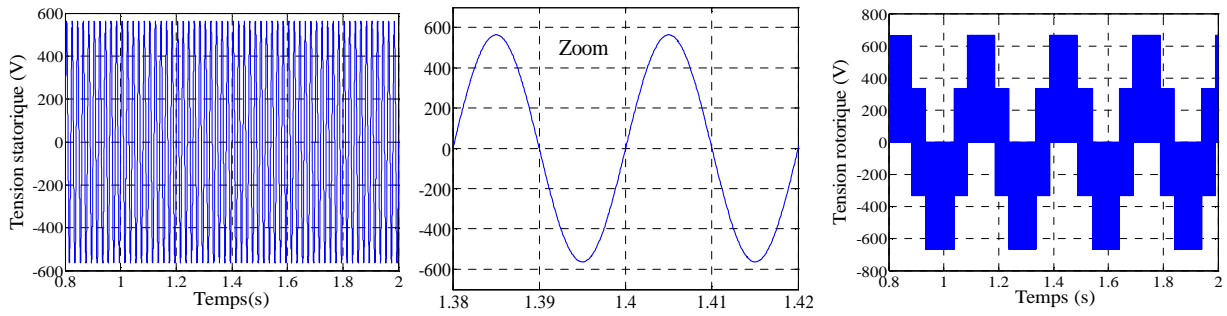


Fig. III.11 : Tensions statorique avec zoom et tension rotorique.

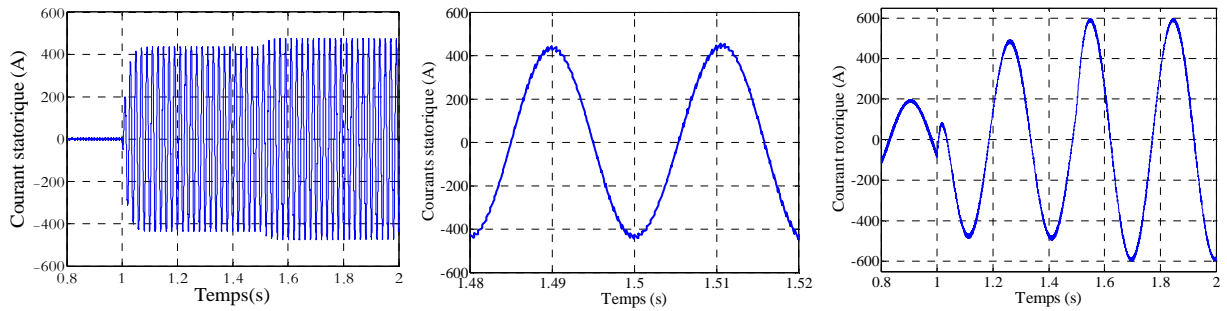


Fig. III.12 : Courant statorique avec zoom et courant rotorique.

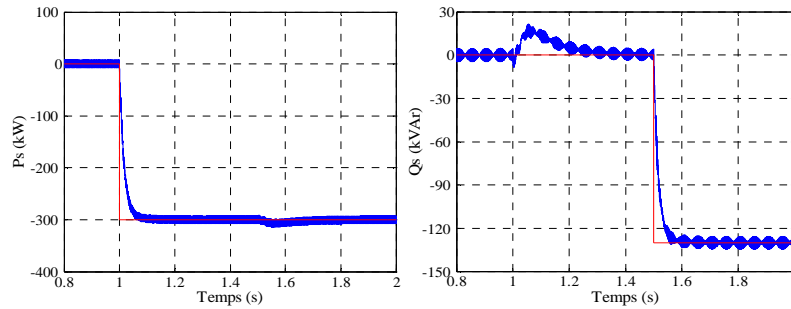


Fig. III.13 : Suivi des consignes des Puissances actives et réactives statoriques.

Les résultats de simulation ci-dessus montrent l'efficacité de la commande en puissances de la MADA. En effet, les échelons de puissance sont bien suivis par la génératrice aussi bien pour la puissance active, que pour la puissance réactive, malgré les petites perturbations qui ressortent sur la figure.

VIII. CONCLUSION

Ce chapitre nous a permis d'établir la synthèse de la commande vectorielle en puissance active et réactive statorique, de la machine asynchrone à double alimentation. La commande directe, basé sur l'hypothèse d'un découplage parfait entre les deux axes directs et en quadrature, a été détaillée en utilisant un régulateur proportionnel intégral, car sa synthèse est la plus simple et il donne des résultats satisfaisants.

La commande directe nous a donné des résultats satisfaisants avec une simplicité de mise en œuvre.

*CHAPITRE IV : LE COMPORTEMENT
DE LA MAS SUR UN CREUX DE
TENSION*

I. INTRODUCTION

Les creux de tension proviennent du démarrage du moteur. La profondeur de la chute de tension est fortement dépendante de l'impédance, entre le point de couplage commun et la chute.

Avant l'arrivée des nouvelles normes concernant les critères d'interconnexion aux réseaux électriques, il n'était permis qu'un parc éolien reste connecté au réseau si la tension au point de raccordement tombe en-dessous de $85\% U_N$ ce qui pose problème de stabilité du réseau électrique [3,17]. Ce problème a obligé les opérateurs des réseaux électriques à adapter leurs critères à cette nouvelle source d'énergie. La figure (IV.1) montre les nouveaux critères d'interconnexion de divers opérateurs réseaux des pays producteurs d'énergie éolienne.

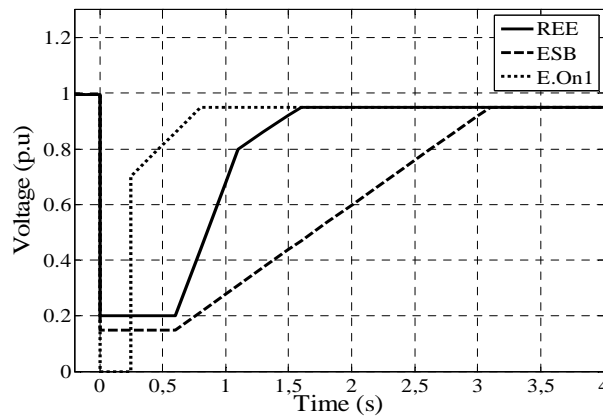


Fig. IV.1 : Les courbes de tension en fonction du temps pour les limites fixées par les gestionnaires des différents réseaux.

I.1. Les applications de la simulation

Les résultats de simulation ci-dessous sont obtenus en tenant compte des chutes de tension de la figure IV.2, dans un premier temps on les a appliquées au stator de la MADA de 300kW. La machine est entraînée à une vitesse de 1450 tr/min et alimentée directement par une source de tension triphasées parfaites, au niveau du stator avec une fréquence de 50 Hz et d'amplitude $V = \sqrt{2} \cdot 400V$. La période de la chute est tellement rapide, que la vitesse de rotation peut être considérée comme constante au cours de la chute de tension. Les puissances actives et réactives sont les mêmes, à leur référence, à savoir $P=300kW$ et $Q=0kVAr$ par l'intermédiaire du système de contrôle.

On comparera les résultats de simulation de la MADA à ceux d'une génératrice asynchrone à cage de 3kW.

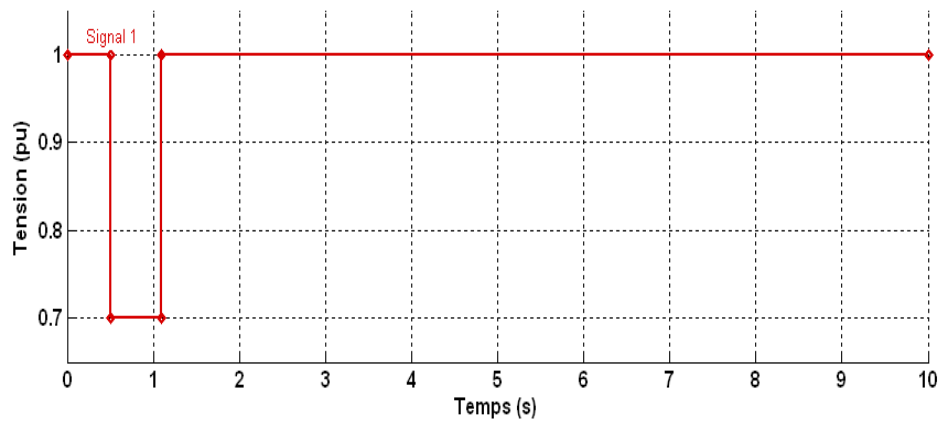


Fig. IV.2 : Chute de tension de 30%.

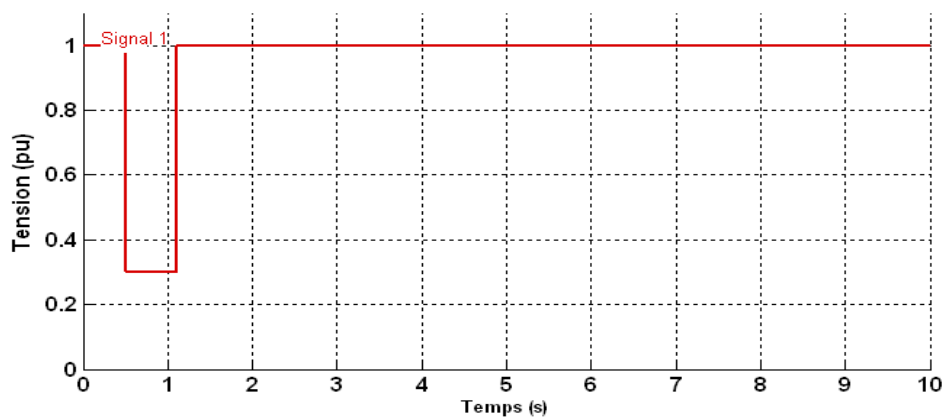


Fig. IV.3 : Chute de tension de 70%.

I.2. Résultats de la simulation des courants statoriques

I.2.1. Creux de tension de 30%

La chute de tension de 30%, peut être causée par une importante connexion de charges sur le réseau, comme le démarrage des grandes machines asynchrones.

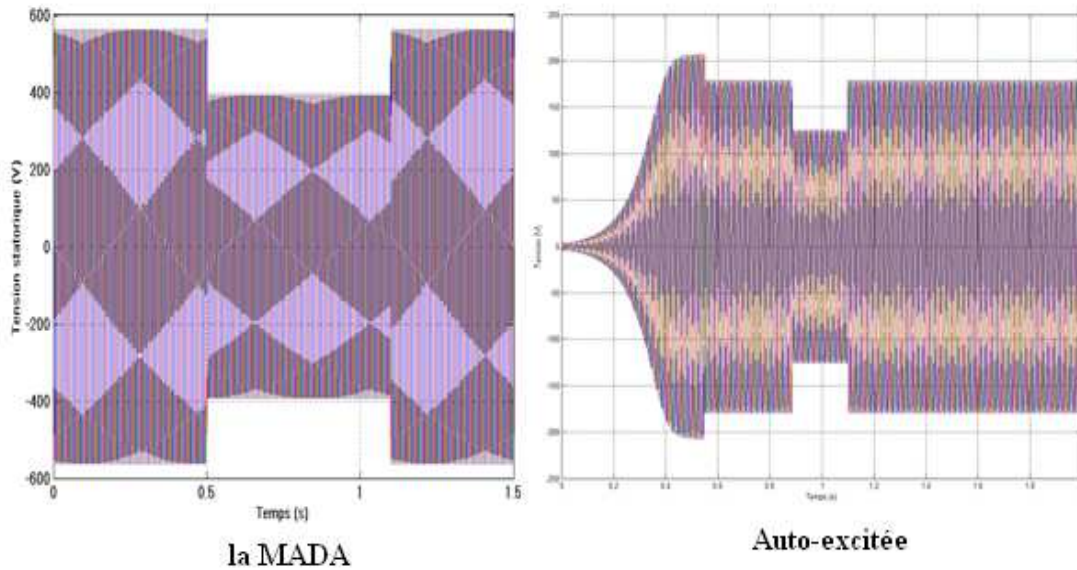


Fig. IV.4 : Un creux de tension statorique de 30%.

Le stator des deux machines sont directement relié au réseau, la chute de tension affectera directement les enroulements du stator et conduira à la démagnétisation du générateur, ce qui provoque un phénomène transitoire caractérisé par des pics de courant. Quant à l'amplitude, elle dépend du moment de l'apparition de la chute de tension.

La chute de tension provoque une perte de 30% de la tension nominale sur les trois phases simultanément. Les courants statoriques sont sous les formes suivantes :

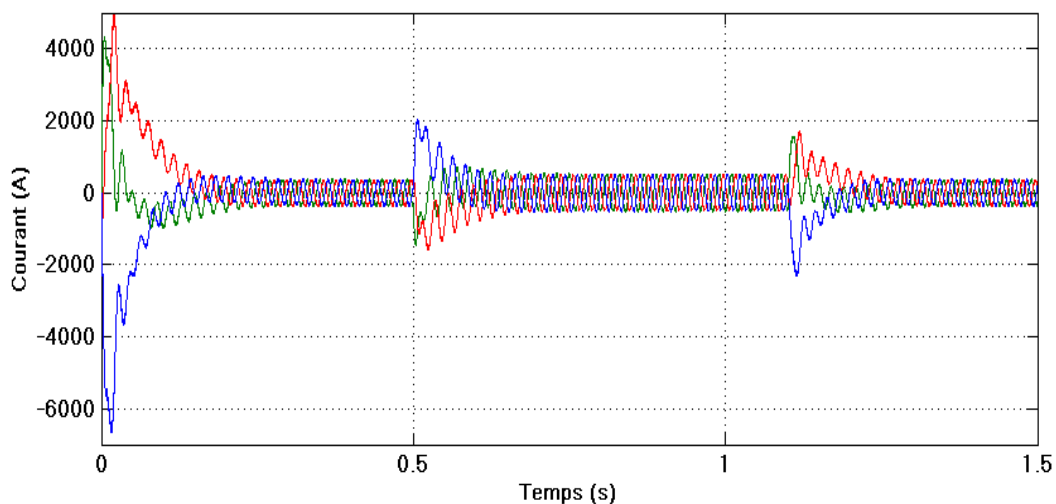


Fig. IV.5 : Courants statoriques de la MADA lors d'une chute de tension statorique de 30%.

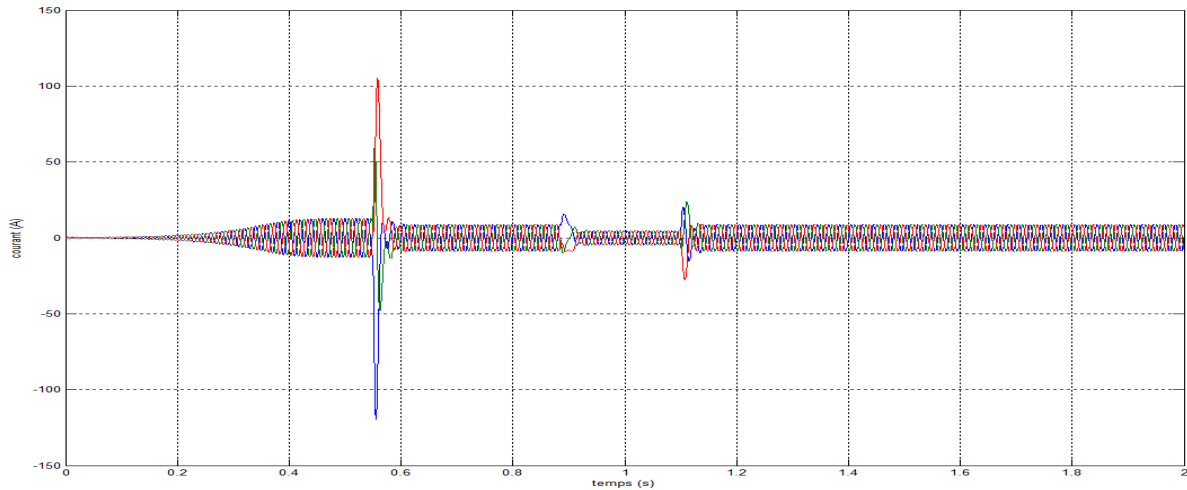


Fig. IV.6 : Courants statoriques de la génératrice asynchrone à cage lors d'une chute de tension statorique de 30%.

Durant l'application du creux de tension le courant statorique de la MADA augmente, alors que dans la machine asynchrone auto-excitée il diminue. Pour comparer les deux machines aux creux de tension, on appliquera une chute de 70% de la tension nominale.

I.2.2. Creux de tension de 70%

Les courts-circuits sont à l'origine des chutes de tension les plus importantes dans les réseaux électriques. Selon la distance entre le point de la chute et l'impédance entre le point de couplage commun et le point de la chute, la tension aux bornes des équipements peut atteindre un niveau très faible.

Nous considérons une tension typique caractérisée par la perte de 70% de la tension nominale, au point de la connexion de la MADA et de la machine asynchrone auto-excitée, comme le montre la figure IV.7.

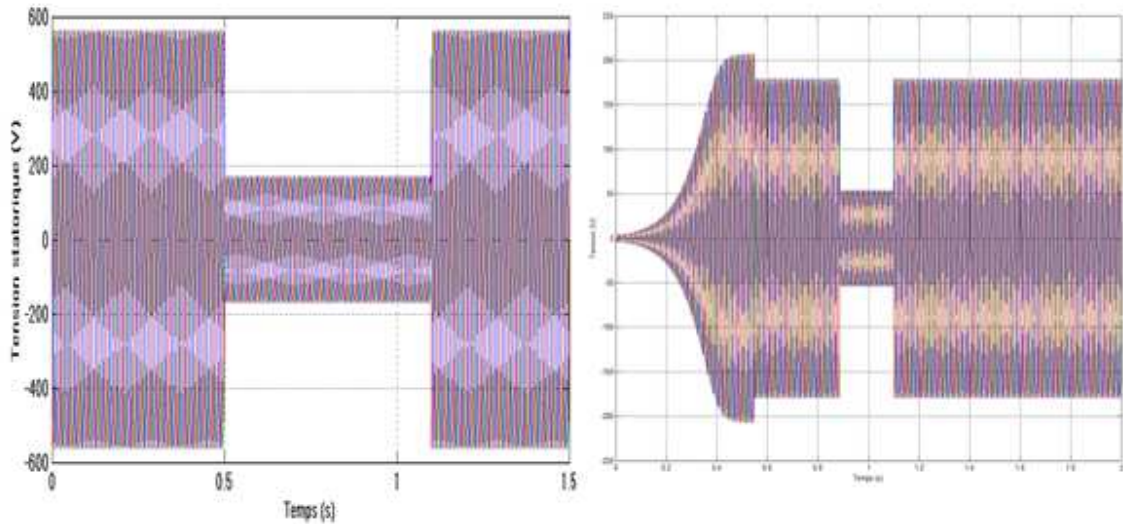


Fig. IV.7 : Un creux de tension statorique de 70%

Les deux machines subissent une période passagère très difficile avec des pics de courant encore plus importants que dans le cas d'une chute de 30%. Au cours de la chute de la tension, le courant du stator peut atteindre des valeurs intolérables pour la MADA et peut endommager les enroulements de la machine.

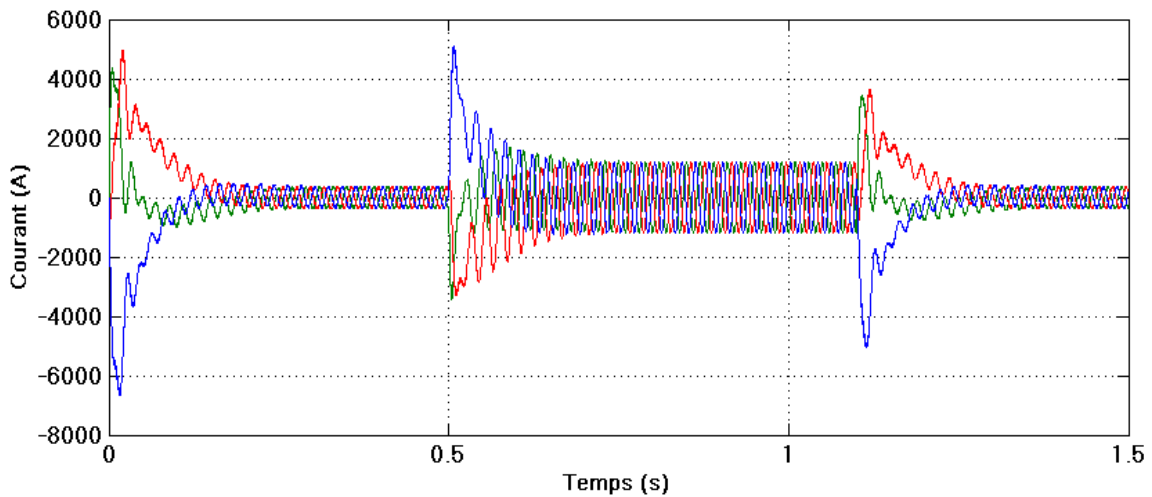


Fig. IV.8 : Courants statoriques de la MADA lors d'une chute de tension statorique de 70%

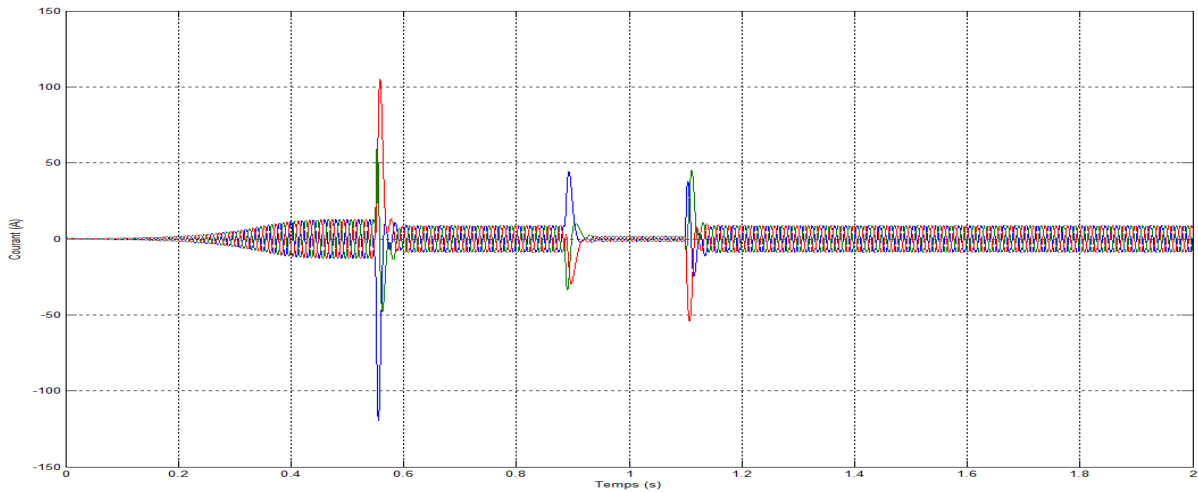


Fig. IV.9 : Courants statoriques lors d'une chute de tension statorique de 70%

La puissance électrique de la MADA échangée avec le réseau est donné par $S = 3 V_s I_s$, d'où l'on peut tirer l'expression du courant dans le bobinage du stator $I_s = \frac{S}{3V_s}$. En observant l'équation du courant, on comprend qu'aux creux de tension les valeurs du courant peuvent être aussi importantes, car les puissances active et réactive sont maintenues égales à leurs références au cours de la chute de tension. Donc plus la chute de tension augmente plus le courant augmente.

Cependant, durant l'application du creux de tension le courant diminue dans la machine asynchrone auto-excitée, car elle subit un désamorçage partiel.

I.3. Le temps d'application

Si l'on compare les courants transitoires des trois phases de la MADA lors de l'application de la chute de la tension, l'on constate que la valeur du courant maximum ne dépend pas seulement de la profondeur du creux de tension, mais aussi du temps d'application de la chute. Cela peut être observé sur les figures IV. (10, 11,12), dans lesquelles le courant transitoire en bleu est plus important à l'instant $T= 0.5$ (figure.IV.10), que les deux autres, alors qu'il diminue à l'instant $T=0.515$ (figure.IV.11), et devient brusquement négatif à l'instant $T=0.45$ (figure.IV.12). On remarque l'augmentation du courant transitoire en rouge. Cela s'explique par la différence entre l'angle des trois phases qui est égal à 120° .

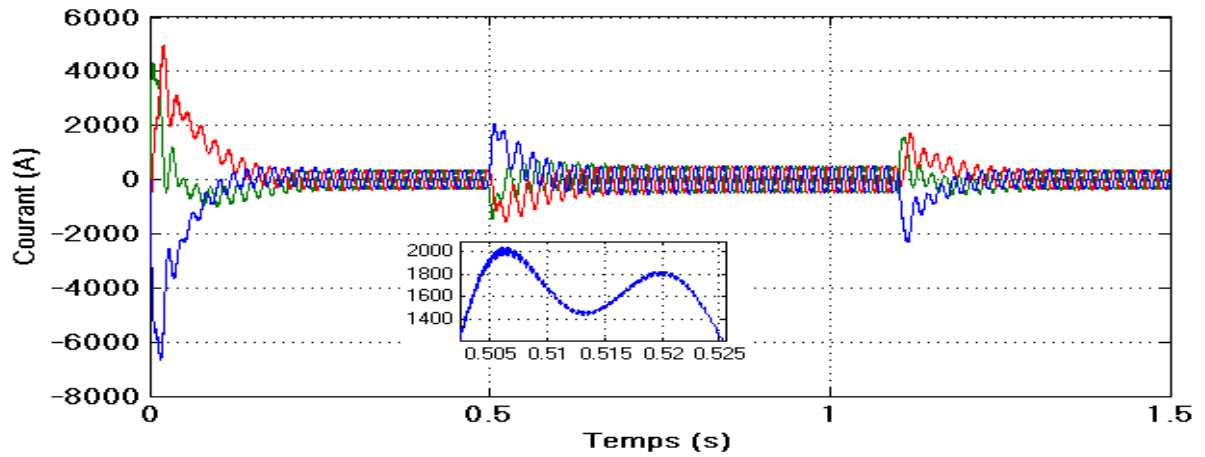


Fig. IV.10 : Courant statorique lors d'une chute de tension de 30% à l'insatnt de coupure
 $T=0.5$

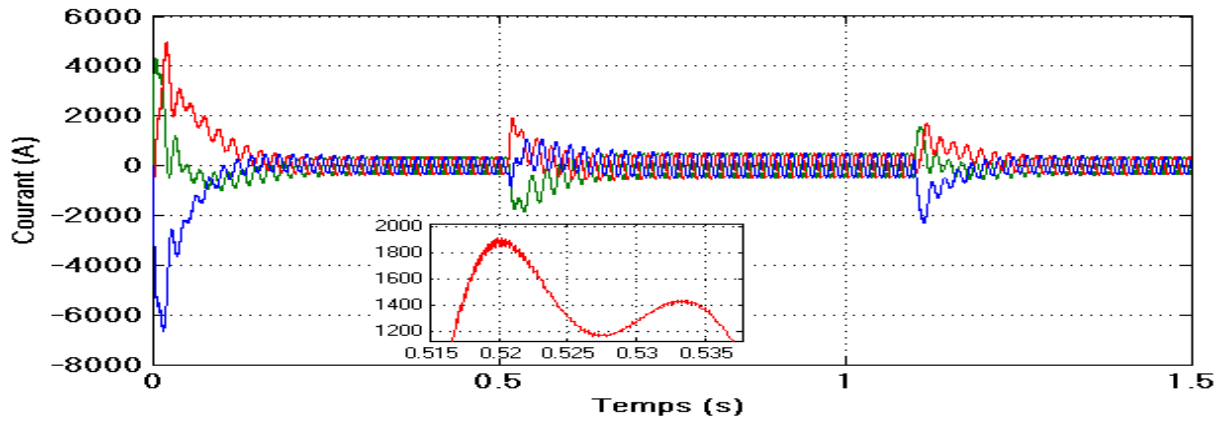


Fig. IV.11 : Courant statorique lors d'une chute de tension de 30% à l'instant de coupure
 $T=0.515$

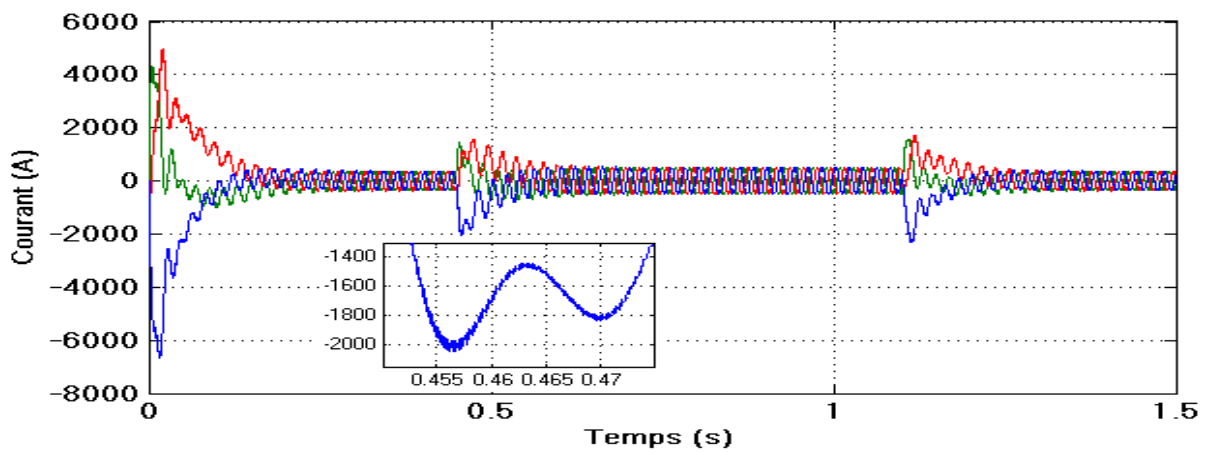


Fig. IV.12 : Courant statorique lors d'une chute de tension de 30% à l'instant de coupure
 $T=0.45$

Pour faire une étude généralisée, il est important de considérer une profondeur de chute de tension allant de 0 à 100% de la tension nominale, et la durée de 0 à $T/2$, tel que T est la période du courant statorique des deux machines et du courant rotorique de la MADA.

Les courbes ci-dessous montrent, respectivement, le courant transitoire maximum dans le stator des deux machines et le rotor de la MADA, obtenu par la simulation d'une chute de tension variant de 0 à 100% de la tension nominale, toute en faisant varier le temps d'application de par et d'autre du courant statorique des deux machines et rotorique de la MADA et sur une demi période.

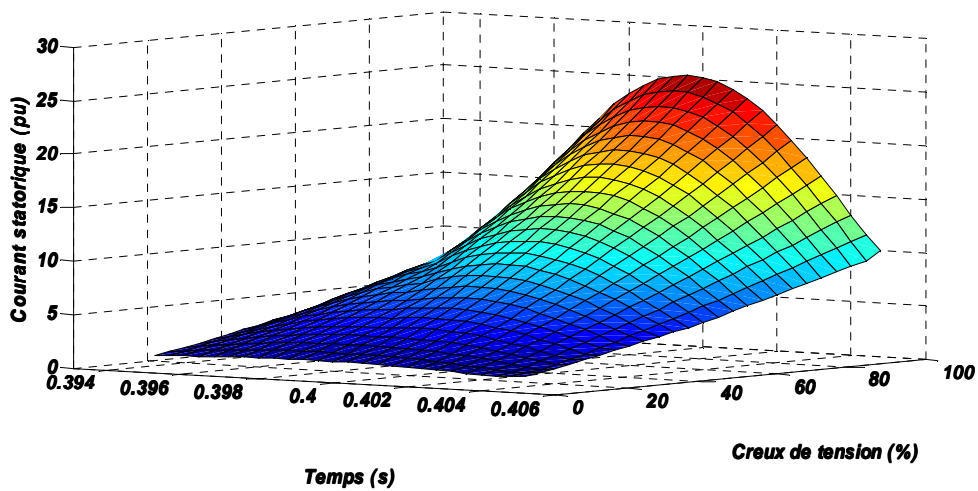


Fig. IV.13 : Courant statorique maximum de la MADA.

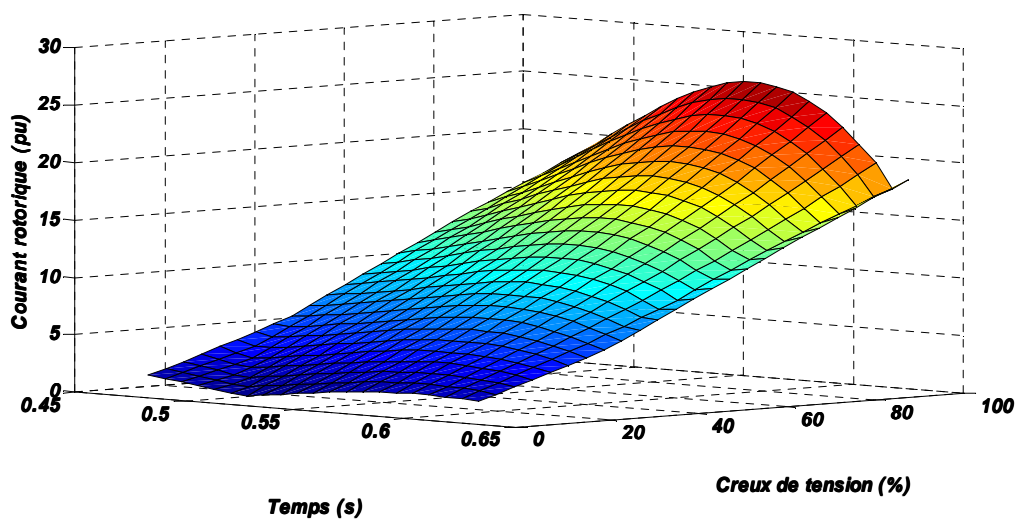


Fig. IV.14 : Courant rotorique maximum.

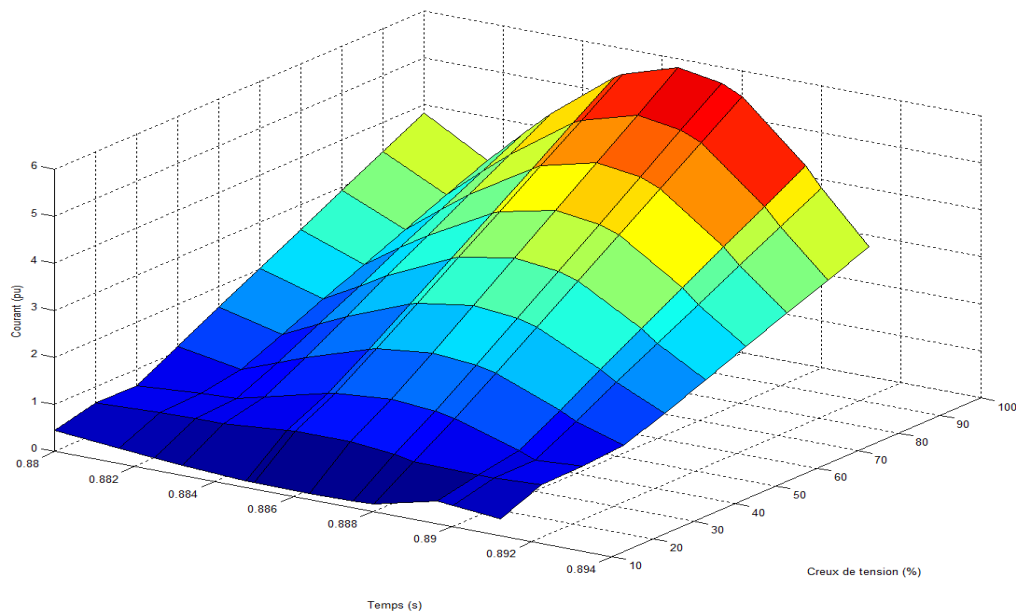


Fig. IV.15 : Courant statorique maximum de la MAS auto-excitée.

La surface montre l'influence de l'angle ainsi que l'influence de la profondeur du creux de tension aussi bien sur le courant statorique des deux machines que rotorique de la MADA.

Ces résultats de simulation dévoilent que le courant statorique de la MADA peut atteindre des valeurs excessives, jusqu'à 25 fois le courant nominale, qui peuvent probablement endommager le stator et les enroulements du rotor de la MADA. Alors que le courant de la MAS auto-excitée dépasse à peine 5 fois le courant nominale.

Plusieurs solutions sont proposées pour réduire l'effet des creux de tension sur la MADA. La solution la plus utilisée est celle qui consiste à court-circuiter les enroulements du rotor lorsque le défaut est détecté [11]. Cependant, cette technique ne protège que le convertisseur de puissance situé dans le rotor de la MADA. Les enroulements du stator ne sont toujours pas protégés et sont exposés à des surcharges inacceptables.

II. CONCLUSION

On a étudié le comportement transitoire d'un creux de tension d'une MAS sous les chutes de tensions du réseau. Les résultats des simulations présentées dans ce document sont issus d'une MADA de 300 kW et d'une MAS auto-excitée de 3kW. On peut y observer un courant important, dans le stator et dans le bobinage du rotor de la MADA. Selon la profondeur du creux de tension et de l'angle de phase, le courant transitoire peut atteindre des valeurs très élevées qui peuvent dépasser 25 fois le courant nominale pour une chute de 100%.

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale

Les problématiques abordées dans ce mémoire nous ont permis d'étudier deux modes de fonctionnement des machines asynchrones utilisées dans les systèmes éoliens.

Le premier chapitre rappelle les concepts fondamentaux de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique et les différentes associations machines électriques-convertisseurs, pouvant être accouplées à une éolienne. Au regard de ce chapitre, il est apparu que la production d'énergie électrique par 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 ou de Mw.

Nous avons réalisé une première étude consistant à établir un bilan des performances et des limites d'utilisation de la machine asynchrone auto-excitée. Une modélisation nous a permis de simuler son comportement en régime équilibré et déséquilibré, afin de confronter les résultats à des validations expérimentales. Cette confrontation nous a permis de mettre l'accent sur l'importance de la saturation magnétique de la machine. En effet, la simulation du phénomène d'auto-excitation nécessite la prise en compte de cette saturation, par une inductance magnétisante variable en fonction du courant magnétisant. La précision de cette variation implique une méthode d'identification rigoureuse de la courbe de magnétisation. Des travaux sont en cours au laboratoire sur la prise en compte du phénomène de saturation, dans la modélisation des machines asynchrones. L'intégration éventuelle d'un système de stockage de l'énergie paraît également intéressante, dans le cas des dispositifs autonomes.

La troisième partie de ce mémoire consacrée à l'utilisation de la machine asynchrone à double alimentation, connectée au réseau et fonctionnant à vitesse variable. Une commande vectorielle est utilisée afin de contrôler l'échange de puissances active et réactive entre le stator de la machine et le réseau. Dans cette partie, nous avons présenté une étude théorique dans laquelle nous avons exprimé les puissances active et réactive statoriques, en fonction des tensions rotoriques afin d'envisager un pilotage de la machine par rotor, au moyen d'un onduleur à deux niveaux.

BIBLIOGRAPHIE

BIBLIOGRAPHIE

- [1]. M. García-Gracia, M. Paz Comech, J. Sallán, D. López-Andía, O, Alonso. Voltage dip generator for wind energy systems up to 5 MW. *Applied energy* 86 pp 565–574 .Elsevier 2009.
- [2]. D. Le GOURIERE, "*Energie éolienne, Théorie, Conception et calcul pratique des installations*", édition EYROLLES, Paris 1982.
- [3]. F. POITIERS. "*Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne, machine asynchrone à cage autonome, machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau*". Thèse de Doctorat, l'École Polytechnique de l'université de Nantes, 2003.
- [4]. Thomas Ackermann, "*Wind Power in Power systems*", Royal Institute of Technology Stockholm, Sweden, 2005.
- [5]. A. SAKI, M. BELAIDI, "*Etude d'un générateur asynchrone dans La production d'énergie électrique par éolienne*", projet de fin d'études, ENSP, Juin 2006.
- [6] A. BOYETTE, "*Contrôle, commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne*", thèse de doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy1, Décembre 2006.
- [7]. Y.A. BENCHRIF, "*Modélisation et commande d'une machine asynchrone à double alimentation pour la production de l'énergie éolienne*", projet de fin d'études, ENSP, Juin 2008.
- [8]. Matlab-Simulink, Version 7.0
- [9]. P. Leconte, M. Rapin, E. Szechenyi, "*Eoliennes*", Techniques de l'Ingénieur, traité de Génie mécanique, pp. BM 4 640 1 - BM 4 640 21.
- [10] S. AL AIMANI, "*Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension*", thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lille, Décembre 2004.
- [11] C.V. NICOLAS, M. LAFOZ, J. IGLESIAS, "*Guidelines for the Design and Control of Electrical Generator Systems for new Grid connected Wind Turbine Generator*", IECON 2002.
- [12] S. HAO, G.HUNTER, V.RAMSDEN, D.PATTERSON, "*Control system design for a 20 kW wind turbine generator with a boost converter and battery bank load*", Power Electronics Specialists Conference, 2001. PESC.2001 IEEE 32nd Annual, Volume : 4, 2001, pp : 2203-2206.
- [13] I. SCHIEMENZ, M. STIEBLER, "*Control of permanent magnet synchronous generator use in a variable speed wind energy system*", *Electric Machines and Drives*.
- [14] M.G. SIMOES, B.K. BOSE, R.J. SPIEGEL, "*Fuzzy Logic Based Intelligent Control of a variable speed Cage Machine Wind Generator System*", *IEEE Transactions on power electronics*, Vol. 12, N°. 1, pp. 87- 95, January 1997.

- [15]. H. Amarís. "*Power Quality Solutions for Voltage dip compensation at Wind Farms*". IEEE 2007.
- [16]. D. forchetti, G.garcia, M.I.valla, "*Vector Control Strategy for a doubly-Fed Stand-Alone Induction Generator Vecteur* ", IEEE Trans. Energy onversion 2002, pp991-995.
- [17]. I. BOLDEA. "*Variable speed generators*". Taylor & Francis, 2006.
- [18]. F. MERRAHI. "*Alimentation et commande d'une machine asynchrone à double alimentation (application à l'énergie éolienne)*". Mémoire de Magister ENP, 2007.
- [19]. R. KRISHNAN. "*Electric motor drives modeling, analysis and control*". Prentice Hall, 2001.
- [20]. O. Chee-Mun. "*Dynamic simulation of electric machinery using matlab/Simulink*". Printice hall, 1998.
- [21]. A. NESBA. "*Caractérisation du phénomène de la saturation magnétique de la machine asynchrone*". Thèse de doctorat d'état, ENP, 2007.
- [22] A. D. Hansena, G. Michalke. Fault ride-through capability of DFIG wind turbines. Renewable energy, 32 pp 1594–1610, Elsevier 2007.
- [23]. D. AOUZELLAG, K. GHEDAMSI, E.M. BERKOUK. "*Network power flux control of a wind generator* ". Elsevier, Renewable Energy 34, pp 615-622, 2009.
- [24]. N. P. QUANG, J.-A. DITTRICH. "*Vector control of three-phase ac machines*". Springer, 2008.
- [25]. K. GHEDAMSIA, D. AOUZELLAGA, E.M. BERKOUK. "*Control of wind generator associated to a flywheel energy storage system*". Elsevier, Renewable Energy 33 pp 2145–2156, 2008.
- [26]. Jean Chatelain, Machines électriques, Traité d'électricité, Vol X, Presse Polytechniques romandes, édition Georgi, 1983.
- [27]. D. Kairous, S. Mekhtoub, R. Ibtouen, O. Touhami, "*Modèle d'un générateur asynchrone auto-amorcé lors d'un retour réseau*", Algerian Journal of Technology, P49-55, ENP, 2005.
- [28]. Luc MUTREL, "Régimes statique et dynamique des Machines Asynchrones", Technosup, édition Ellipses
- [29]. Luigi Piegari', Member. IEEE, Renato Rizzo, Member, IEEE, "*Study of saturation phenomena on asynchronous generators used in wind farms*", Electrical Engineering Department, University of Naples "Federico II", Via Claudio 21, Naples, Italy.
- [30]. T. Khaldi, "*Retour réseau sur un autoamorçage accidentel de la machine asynchrone*", thèse de Magister, ENP, Alger, 1999.
- [31]. A. M. TRZYNADLOWSKI. "*Control of induction motors*". Academic press, 2001.

ANNEXES

ANNEXE A

Modélisation de la turbine éolienne

A.1 PARAMETRE DE LA TURBINE EOLIENNE

Les paramètres de la turbine considérée dans notre étude sont illustrés dans le tableau suivant :

Paramètres	Valeurs
Puissance nominale P_n	300 kW
Longueur d'une pale R_T	14 m
Inertie J	50 kg.m ²
Frottement visqueux f	7.10^{-3}
Gain du multiplicateur de vitesse G	28
Coefficient de puissance maximal C_{pmax}	0.48
Vitesse relative optimale λ_{opt}	8.1 m/s
Vitesse du vent nominale v_n	12 m/s
Vitesse du vent de démarrage v_{min}	3 m/s
Vitesse du vent de l'arrêt v_{max}	25 m/s

Tableau 3 : Paramètre de la turbine

ANNEXE B

Synthèse des régulateurs

B.1 SYNTHÈSE DU RÉGULATEUR PROPORTIONNEL INTÉGRAL

La stratégie de commande de la MADA décrite au paragraphe IV.4 utilise un régulateur proportionnel intégral *PI*. C'est un régulateur simple et rapide à mettre en œuvre et donne un bon compromis complexité-performance. La Figure B.1 montre un système en boucle fermée corrigé par un régulateur *PI*.

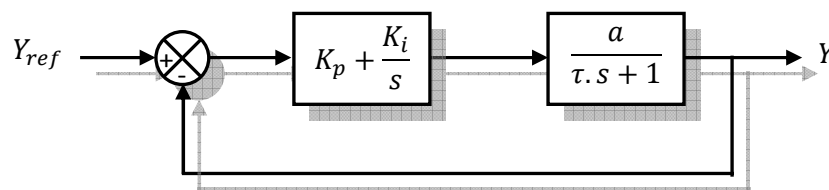


Fig. B.1 : Système régulé par un régulateur proportionnel intégral

Où :

- ✓ $K_p + \frac{K_i}{s}$ est la fonction de transfert du régulateur proportionnel intégral.
- ✓ $\frac{a}{\tau \cdot s + 1}$ est la fonction de transfert du système à réguler.
- ✓ τ est la constante de temps du système.

La fonction de transfert de l'ensemble système-régulateur s'écrit alors sous la forme suivante.

$$FTBO = \frac{\frac{K_p}{K_i} \cdot s + 1}{\frac{s}{K_i}} \times \frac{a}{\tau \cdot s + 1} \quad B.1$$

Nous choisissons la méthode de compensation des pôles pour la synthèse du régulateur afin de compenser le pôle de la fonction de transfert du système par un zéro de la fonction de transfert du régulateur. Ceci conduit à l'égalité suivante.

$$\frac{K_p}{K_i} = \tau$$

Si on considère que le pôle est parfaitement compensé, la fonction de transfert devient alors :

$$FTBO = \frac{K_i \cdot a}{s} \quad B.2$$

Ce qui donne en boucle fermé :

$$FTBF = \frac{1}{\tau_r \cdot s + 1} \quad \tau_r = \frac{1}{K_i \cdot a} \quad B.3$$

Avec τ_r est le temps de repense du système corrigé qui doit être suffisamment rapide pour l'application envisagée de la MAD. Nous choisissons un temps de repense en boucle fermé égale à 10 ms, qui est une valeur suffisante pour l'application de la MADA en génératrice éolienne.

Ainsi, les gains du régulateur peuvent être exprimés de la manière suivante :

$$K_i = \frac{1}{\tau_r \cdot a}$$

$$K_p = \frac{\tau}{\tau_r \cdot a}$$

Cette méthode de synthèse sera utilisée pour la détermination des gains des différents régulateurs utilisés dans la commande de la MADA. Rappelons que la symétrie du système compensé nous permet de calculer un seul régulateur pour les deux axes pour les puissances et pour les courants.

➤ **Boucle des courants**

Si on considère l'hypothèse d'un couplage entre l'axe direct et l'axe en quadrature négligeable pour la commande directe, et parfaitement compensé pour les commandes indirectes en boucle ouvert et en boucle fermé, ainsi que tous les termes de perturbation compensés on obtient le système corrigé de la figure ci-dessous.

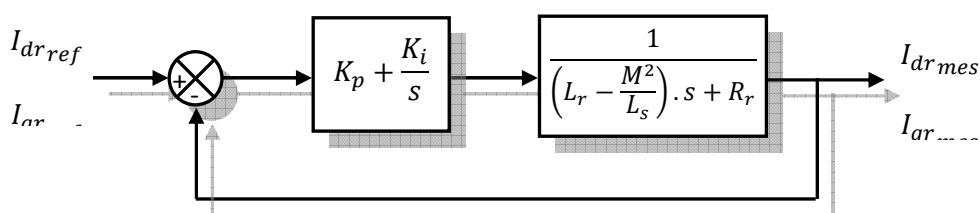


Fig. B.2 : Schéma de la régulation des courants rotorique

➤ **Boucle des puissances**

Sous les mêmes hypothèses que pour la boucle des courants, on obtient la fonction de transfert à corriger pour le contrôle des puissances comme sur la figure suivante.

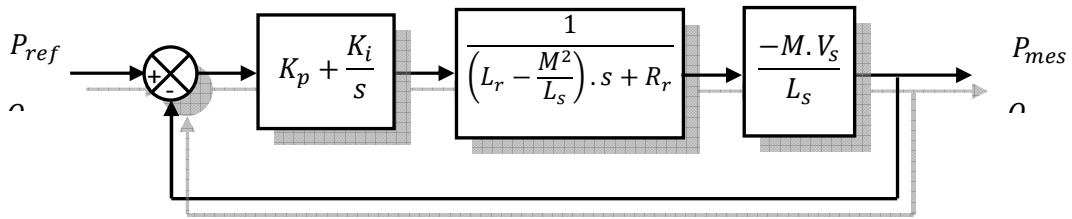


Fig. B.3 : Schéma de la régulation des puissances statoriques

B.2 PARAMETRES DE LA MADA

La machine utilisée est une machine asynchrone à rotor bobiné d'une puissance de 300kW dont les paramètres sont donnés sur le tableau suivant :

Paramètre	Valeur numérique
Puissance nominale P_N	300 kW
Tension nominale V_N	400/690 V
Resistance statorique R_s	0.0063 Ω
Resistance rotorique R_r	0.0048 Ω
Inductance statorique L_s	0.0118 H
Inductance rotorique L_r	0.0116 H
Inductance magnétisante M	0.0115 H
Nombre de paires de pôles p	2

Tableau 4 : Paramètre de la MADA

En effectuant le calcul des gains des régulateurs suivant la méthode détaillée au début de cette annexe, on trouve les valeurs numériques, affinées pour obtenir les meilleures performances, suivantes.

Méthode	Commande directe
Grandeurs	Puissances
K_p	4.3478 e-005
K_i	4.4612 e-004

Tableau 5 : Gains des régulateurs utilisés

ANNEXE C

C.1 Identification des paramètres de la machine asynchrone à cage

Les différents essais que nous allons décrire ici ont permis d'obtenir les caractéristiques de la machine.

Ceux-ci correspondent aux éléments du schéma équivalent ci-dessus :

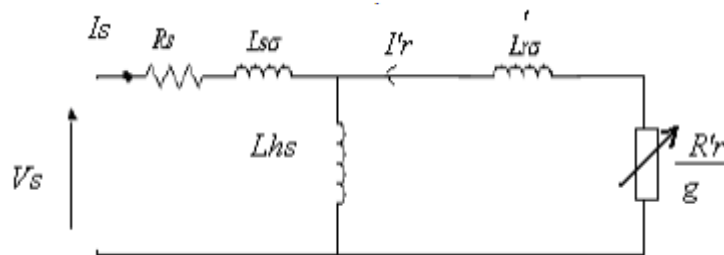


Fig. C.1 : Schéma équivalent par phase de la machine asynchrone à cage

➤ **Résistance statorique R_s :**

La résistance d'une phase statorique est mesurée à chaud en courant continu par une méthode volt-ampèremétrique. La procédure est réalisée sur les trois phases et une moyenne est effectuée.

➤ **Inductances de fuites L_s et L'_r :**

La somme N des inductances de fuites statorique et rotorique ainsi que la résistance d'une phase rotorique R'_r est mesurée grâce à un essai à rotor bloqué. Celui-ci permet d'obtenir un glissement unitaire et une valeur de courant magnétisant négligeable due à la faible tension aux bornes de L_{hs} .

La machine est alimentée sous tension triphasée réduite et variable. Soient P_{1b} la puissance absorbée par la machine durant cet essai, I_{1b} le courant dans une des phases, V_{1b} la tension aux bornes d'une phase et ω_s la pulsation statorique, nous pouvons écrire :

$$R'_r + R_s = \frac{P_{1b}}{3I_{1b}^2}$$

$$\text{Soit : } R'_r = R_s - \frac{P_{1b}}{3I_{1b}^2}$$

$$\text{Nous pouvons aussi écrire : } \sqrt{(R_s + R'_r)^2 + N^2\omega^2} = \frac{V_{1b}}{I_{1b}}$$

$$\text{Soit : } N = \frac{\sqrt{\frac{V_{1b}^2}{I_{1b}^2} - (R_s + R'_r)^2}}{\omega}$$

Cette méthode ne permet pas de séparer le résultat obtenu en fuites statoriques et fuites rotoriques.

Ces fuites seront par conséquent considérées comme égales :

$$L_a = L_r = \frac{N}{2}$$

➤ **Inductance magnétisante M :**

Dans cet essai, les trois phases sont alimentées sous tensions triphasées variables et la machine est maintenue à la vitesse de synchronisme (1500 tr/min) par une machine annexe. Le glissement est alors nul et la chute de tension dans R_s et I_s est faible.

Soient V_{1v} , la tension imposée à une phase de la machine, I_{1v} , le courant et ω la pulsation de ces grandeurs. La valeur de M est donnée par :

$$M = \frac{V_{1v}}{\omega I_{1v}}$$

C.2 Caractéristiques de la machine asynchrone utilisée :

La machine utilisée est une machine asynchrone à cage d'écureille d'une puissance de 3.5kW dont les paramètres sont donnés sur le tableau suivant :

Paramètre	Valeur numérique
Puissance nominale P_N	3.5 kW
Tension nominale V_N	127/220 V
Resistance statorique R_s	0.74 Ω
Resistance rotorique R_r	0.98 Ω
Inductance statorique L_s	0.0035 H
Inductance rotorique L_r	0.0035 H
Inductance magnétisante M	0.078 H
Condensateur d'auto-amorçage	$168 \cdot 10^{-6}$ F
Nombre de paires de pôles p	2

Tableau 6 : Caractéristiques de la machine asynchrone.