

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة الدكتور الطاهر مولاي سعيـدة

Université Saida Dr Tahar Moulay –

Faculté de TECHNOLOGIE



MEMOIRE

Mémoire de fin d'études présenté pour l'obtention du Diplôme de MASTER

En : Électrotechnique

Spécialité : Électrotechnique Industrielle

Par : DROUNI Ahmed et GUENAOUI Mohamed Elamine

Sujet

**Reconfiguration du dispositif de commande d'une
Génératrice Asynchrone à double alimentation intégré dans
un système éolien en cas de creux de tension.**

Soutenue publiquement en .../06/2022 devant le jury composé de :

Dr. YUCEF Abdelaziz	Univ. Saida	Président
Dr. BELGACEM Kheira	Univ. Saida	Rapporteur
Dr. AIMER Ameer Fethi	Univ. Saida	Examineur

Année universitaire 2021/2022

DEDICACE

À toutes les étapes de la vie, il y a des gens qui méritent notre mention et nos louanges.

Je dédie cet humble travail à :

Ma chère maman bien-aimée qui m'a soutenu et m'encourage à atteindre le meilleur de moi-même.

Mon cher père est le propriétaire, le soutien et le crédit qui nous accompagne depuis l'enfance jusqu'à ce jour.

Mes frères et sœurs qui nous ont donné des conseils et des orientations.

A mes amis et connaissances que j'adore et respecte.

A mes professeurs du Faculté de Technologie.

Je te dédie mon mémoire de fin d'études et vous souhaite bonne chance, réussite et bonne santé dans la vie.

Ahmed

Mohamed el Amine

REMERCIEMENT

Je tiens à remercier toutes les personnes qui ont contribué au succès et qui m'ont aidée lors de la rédaction de ce mémoire.

Nous voudrions dans un premier temps remercier, notre encadreur de mémoire BELGACEM Kheira, enseignante à l'université de Saida, pour sa patience, sa disponibilité et surtout ses judicieux conseils, qui a contribué à alimenter nos réflexions.

Nous remercions les deux jurys Mr. YUCEF Abdelaziz et Mr. AIMER Ameer Fethi.

Nous remercions Dr ABDELLI H ; ATIG M et MAATA F, pour leurs aide dans la réalisation de cet mémoire.

Nous remercions également toute l'équipe pédagogique de l'université de Saida. Mes parents, pour leur soutien constant et leurs encouragements.

Introduction générale

L'augmentation importante de la consommation d'électricité produite à partir des énergies fossiles ou nucléaires et également la conscience écologique naissante ont fortement augmenté l'intérêt pour les énergies renouvelables. L'énergie éolienne est l'une des plus importantes et les plus prometteuses des sources d'énergie renouvelable à travers le monde en termes de développement. Notamment car elles sont non polluantes et économiquement durables.

Les aides institutionnelles et gouvernementales, conjointement avec le potentiel éolien et le développement des technologies de conversion des énergies, ont permis le développement rapide de l'énergie éolienne avec une croissance annuelle de 30% et une pénétration du marché de l'électricité de 12% en 2012 [MIL-05].

Jusqu'à présent, les cahiers de charge et les standards nationaux quant à l'énergie éolienne, n'obligeaient pas les éoliennes à rester connectées durant une perturbation de la tension normalement imposée par le réseau. Par exemple, pendant un défaut du réseau ou un brutal changement de la fréquence du réseau, une déstabilisation du système éolien de production est observée et ses protections internes la déconnectent.

Cependant, avec le développement de l'énergie éolienne, les interactions entre les éoliennes et le réseau électrique doivent être prises en compte, ceci est d'autant plus vrai que lorsque les turbines de production éoliennes se retrouvent déconnectées du réseau, elles ne peuvent plus être utilisées par le gestionnaire du réseau pour assurer la stabilité en tension et en fréquence du réseau dans cette situation de défaut contrairement aux systèmes classiques de production. C'est l'une des causes majeures de la perte de stabilité dans les réseaux à fort taux d'éoliens.

A l'avenir, les fermes de production d'énergie éolienne devront continuer à assurer la stabilité de la tension et de la fréquence du réseau et cela même durant des périodes de perturbations ou de défauts. La conception des systèmes éoliens est, aujourd'hui de nouveau, étudié afin d'y inclure cette nouvelle contrainte. Une attention toute particulière a été requise sur le maintien de la production en régime perturbé (Fault ride-through capability) et l'assistance à la production « grid support capability ».

Le maintien de la production en régime perturbé est possible par la conception et le dimensionnement de contrôleurs capables de maintenir la connexion au réseau et cela en présence de défauts réseaux (e.g. des défauts de courts-circuits électriques). La production électrique peut aider et soutenir le réseau en apportant des services complémentaires notamment par la production d'énergie réactive afin d'améliorer la stabilité du réseau durant des transitoires d'après les défauts.

De nos jours, la Machine Asynchrone Double Alimentation (MADA) est la machine à vitesse variable la plus couramment utilisée dans des unités de production supérieure à 1MW. Pour une même puissance de production, celle-ci permet de réduire la puissance des convertisseurs de puissance tout en générant une puissance de sortie importante par rapport aux autres technologies de machine. Cependant, la MADA est très sensible aux perturbations du réseau à cause de l'électronique de puissance et plus particulièrement durant des chutes de tensions du réseau. Des défauts dans le système de puissance et ce même géographiquement loin de la turbine de production peuvent entraîner des chutes de tensions au point de connexion de la turbine au réseau.

Ces derniers abrupts de la tension réseau causent des pointes de courant dans le circuit électrique du rotor de la machine et une surtension du bus continu sans protections cela entraîne la détérioration des convertisseurs de puissance et leurs possibles destructions ; De plus elles s'accompagnent d'une survitesse de la turbine menant à une détérioration de son fonctionnement normal. Ainsi, de nombreux chercheurs ont introduits le concept de stratégie « LVRT » (Low Voltage Ride Through) de commande de la MADA durant des défauts du réseau. Cette stratégie « LVRT » peut être divisée en deux classes : une méthode active par l'amélioration de la stratégie de commande et l'autre passive par l'ajout de protections matérielles [Lin-04].

L'objectif de cette thèse est le développement des stratégies de contrôle et de systèmes de protection pour les turbines éoliennes pour satisfaire à la contrainte de rester connectées lors d'un défaut en tension aux bornes du générateur. Cette thèse est organisée de la manière suivante :

Dans le chapitre1, on présente la définition de l'énergie éolienne, son historique, son développement, nouvelle technologie des capteurs éoliens et ses avantages et ses inconvénients.

Dans le chapitre 2, on traite la modélisation de la GADA et celle du vent, la partie mécanique de la turbine, les équations dynamiques de l'arbre, description du système électrique et les équations électriques.

Dans le chapitre 3, on présente la commande vectorielle de la GADA.

Et dans le chapitre 4, on étudié les creux de tension, caractérisation des creux de tension, classification des creux de tension, stratégie de contrôle vectoriel modifié de la MADA et les résultats de simulation.

Enfin, le travail entrepris sera achevé par une conclusion Les données du système éolien seront regroupées dans les annexes de cet mémoire.

1.1. Introduction

En raison des vents intermittents et variables, les éoliennes sont des sources d'énergie instables. Mais n'oublions pas que le vent est une source d'énergie renouvelable, gratuite et exploitée avec un bon niveau de sécurité et de respect de l'environnement. Dans le monde entier, les ressources d'énergie éolienne sont pratiquement illimitées. Les récentes recherches dans les domaines des turbines éoliennes à vitesse variable, l'électronique de puissance et les techniques de commandes avancées ont permis le contrôle des puissances produites par ces aérogénérateurs, ainsi tendent à rendre l'énergie éolienne aussi compétitive que l'énergie d'origine traditionnelle.

Dans ce chapitre, nous présentons un état de l'art sur l'énergie éolienne. Puis, nous décrivons les différents types d'aérogénérateurs couramment utilisés pour la conversion d'énergie éolienne que nous avons classifiés suivant leur mode de couplage au réseau.

1.1 L'énergie éolienne

1.1.1 L'aérodynamique des éoliennes

1.1.1.1 Principe

Pour comprendre le mode de fonctionnement d'une éolienne, il faut introduire quelques concepts d'aérodynamique. Parmi ceux-ci, les notions de trainée et de portance jouent un rôle majeur. La figure (1-1) représente une illustration du concept d'aile en trois dimensions avec une cambrure (direction "y"), une envergure L (direction "z") et une corde (direction "x"). Le profil d'aile (surface grisée) est obtenu en "découpant" une section de l'aile en un point le long de l'envergure.

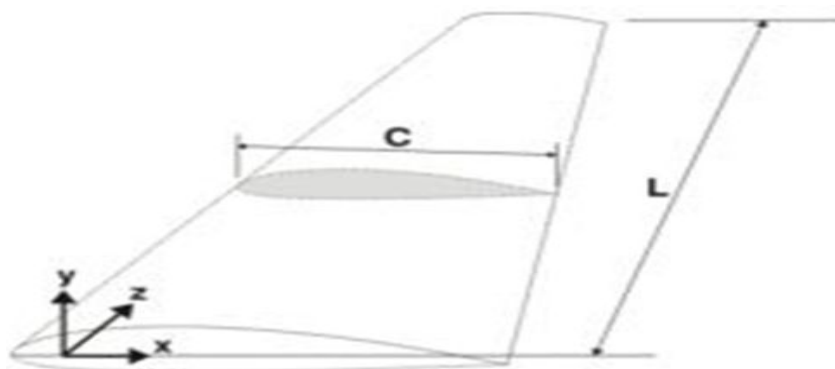


Figure 1-1 : Vue 3D d'une aile d'une pale d'éolienne.

Ce profil est constitué, d'une part, d'un bord d'attaque et d'un bord de fuite, et d'autre part, d'une corde qui relie ces deux extrémités voir figure (1-2). Dans le cas d'une aile complète en trois dimensions, la corde, c , varie généralement en fonction de la position de long de l'envergure. En outre, la forme du profil peut varier avec cette distance.

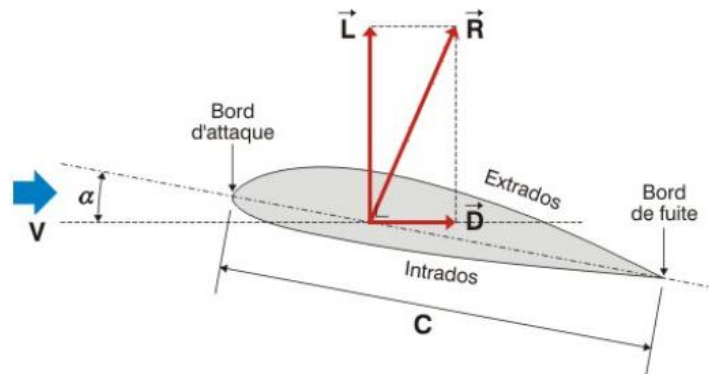


Figure 1-2: Vue de profil d'une aile d'une turbine éolienne.

De manière générale, la corde présente un certain angle avec la vitesse de l'air en amont, V . Cet angle α s'appelle l'angle d'attaque. Plus cet angle est important, plus les filets d'air sont déviés par le profil. En d'autres termes, la présence de l'aile réorganise localement l'écoulement de l'air (autour du profil) figure (1-3). Du côté de l'extrados, l'aile a fait accélérer l'écoulement. Par contre, il a ralenti l'écoulement côté intrados. Une telle accélération est accompagnée d'une diminution de pression alors que la décélération engendre une augmentation de la pression.

Comme la pression est différente au-dessus et en dessous de l'aile, les forces de pression sur l'aile ne sont pas identiques au-dessus et en dessous. Il en résulte une force globalement orientée vers le haut. Elle est d'autant plus importante que l'angle d'attaque est important. Il y a une limite à déraisonnement que nous introduirons plus tard (notion de décrochage).

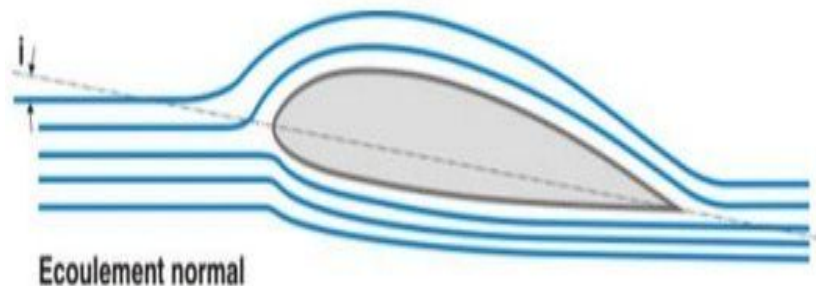


Figure 1-3: Ecoulement de l'air autour du profil.

La force sur l'aile peut, comme toute force, se décomposer en plusieurs composantes. Dans notre cas, on considère la composante dans la direction de l'écoulement, la force de trainée (D comme "drag"), et la force dans la direction perpendiculaire à l'écoulement, la force de portance (L comme "lift").

1.1.2 La puissance du vent

L'énergie cinétique d'une quantité de vent de masse m et de vitesse V est donnée par la relation suivante :

$$E_c = \frac{1}{2} m V^2 \quad (1.1)$$

La puissance de ce vent ambulant est la quantité d'énergie par seconde exprimé en watt :

$$P = \frac{1}{2} \frac{m}{s} V^2 \quad (1.2)$$

La grandeur (m/s) , peut être ré-exprimer comme le produit de la densité de l'air ρ , la surface balayé par le vent A , et la vitesse du vent V . Alors AV représente le volume du vent parcouru par seconde et " ρAV " représente la masse du vent qui traverse la surface A par unité de seconde. Ainsi on peut réécrire l'expression de la puissance P du vent de la manière suivante :

$$P = \frac{1}{2} (\rho AV) V^2 \quad (1.3)$$

Alors :

$$P = \frac{1}{2} \rho AV^3 \quad (1.4)$$

Avec :

P = la puissance mécanique du vent ambulant (watts),

ρ = La densité de l'air (kg/m^3),

A = L'aire balayé par le vent (m^2),

V = Vitesse du vent (m/sec),

On peut citer que la comparaison entre deux sites potentiels se fait en terme de la puissance exprimée en watt par mètre carré balayé par les pales de la turbine éolienne.

La puissance potentielle d'un site est donnée par l'expression suivante :

$$P_p = \frac{1}{2} \rho V^3 \quad (1.5)$$

La puissance mécanique du vent est donc proportionnel à la densité de l'air qui balayée par les pales de la turbine et aussi proportionnel au cube de la vitesse de vent en amont de la turbine. Il est à noter que cette puissance ne peut pas être entièrement extraite à l'aide des pales, parce que il y a une puissance mécanique résiduelle dans le vent en aval de la turbine qui continue à circuler mais à une vitesse inférieure.

1.1.3 La puissance récupérable du vent– Limite de Betz

La puissance extraite par les pales du rotor dépend de la différence entre la vitesse du vent en amont et celle en aval de la turbine, elle est exprimée par l'équation suivante :

$$P_m = \frac{1}{2} (\text{débit de la masse par seconde}) (V^2 - V_0^2) \quad (1.6)$$

P_m = La puissance mécanique extraite par le rotor

V = La vitesse du vent en amont des pales de la turbine

V_0 = La vitesse du vent en aval des pales de la turbine

Selon le physicien allemand Albert Betz, la puissance mécanique maximale récupérable par un capteur éolien est égale à (16/27) de la puissance incidente qui traverse l'éolienne. Cette limite sera théoriquement atteinte lorsque la vitesse du vent en aval sera égale à la vitesse amont divisée par 3. La puissance mécanique récupérable du vent est la puissance du vent multipliée par un coefficient C_p dit coefficient de puissance et qui peut atteindre théoriquement une valeur maximale (16/27).

$$P_m = P * C_p = \frac{1}{2} \rho A V^3 * C_p \quad (1.7)$$

Pratiquement le coefficient C_p dépend de deux facteurs principaux, premièrement de l'angle β de calage ou de décrochage des pales de l'éolienne, et deuxièmement de la vitesse spécifique λ nommée aussi rapport d'avance ou paramètre de rapidité (en anglais TSR pour Tip Speed Ratio), il est défini comme étant le rapport en la vitesse de la bordure de la pale par rapport à la vitesse du vent.

$$\lambda = \frac{R\Omega}{V_w} \quad (1.8)$$

Avec :

R : rayon de la pale

Ω : Vitesse angulaire de la pale

VW : vitesse du vent

Le coefficient de puissance C_p est donc une fonction de β et λ , et afin de produire le maximum d'énergie à partir d'une vitesse de vent donnée, il faut placer ces deux variables dans une position optimale.

1.1.4 La courbe caractéristique d'un aérogénérateur

Sur la courbe de C_p le coefficient de puissance en fonction de λ figure(1-4), on remarque que pour chaque angle d'attaque β il y a une seule valeur « λ_{opt} » permettant de donner une valeur maximale C_{pmax} et ainsi une puissance mécanique maximale. Le contrôle de l'angle d'attaque des pales est l'une des méthodes utilisées pour contrôler C_p de manière à minimiser et maximiser la puissance en réponse à des vitesses de vent variables. Toutefois pour notre application, il serait très coûteux d'envisager ce contrôle mécanique de l'angle β . D'autant plus, dans le marché des éoliennes de petites puissances les constructeurs n'offrent pas de turbines éoliennes dotées d'une technologie de rotation de pales.

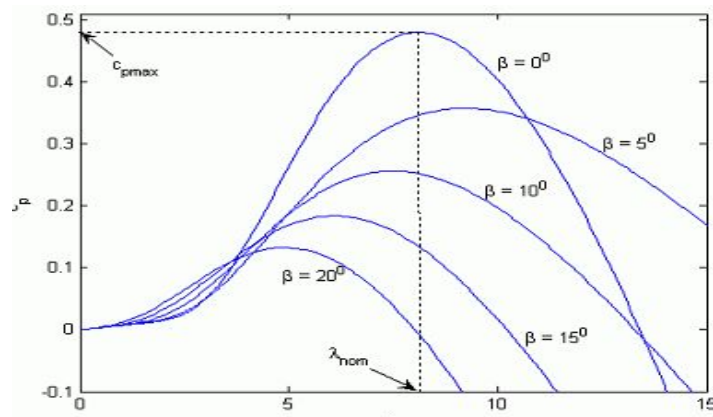


Figure 1-4: Courbe du coefficient de puissance en fonction de différents angles d'attaque.

1.2 Différents Types d'Aérogénérateurs

1.2.1 Eolienne à axe vertical

Il est possible de transformer l'énergie cinétique du vent en énergie électrique via des aérogénérateurs à axes vertical, les principaux avantages de ces types d'éoliennes, sont :

- Accessibilité de la génératrice et du réducteur de vitesse mis directement au sol, ce qui facilite la maintenance et l'entretien.
- La non nécessité d'un système d'orientation du rotor car le vent peut faire tourner la structure quelque soit sa direction.

Cependant elles ont comme inconvénients les points suivants :

- Faible rendement et fluctuations importantes de puissance,
- Occupation importante du terrain pour les puissances élevées,
- Faible vitesse du vent à proximité du sol.

Les plus reconnue de ces turbines sont les aérogénérateurs de type Darrieus et Savonius dont le principe de fonctionnement est expliqué et illustré dans les paragraphes suivants.

1.2.1.1 Aérogénérateur de Type Darrieus

L'aérogénérateur de type Darrieus repose sur l'effet de portance subi par un profil soumis à l'action d'un vent relatif ; effet qui s'exerce sur l'aile d'un avion. Ce type d'aérogénérateur est basé sur le fait qu'un profil placé dans la direction d'écoulement de l'air est soumis à des forces de direction et d'intensités variables selon l'orientation de ce profil. La résultante de ces forces génère un couple moteur entraînant l'orientation du dispositif.

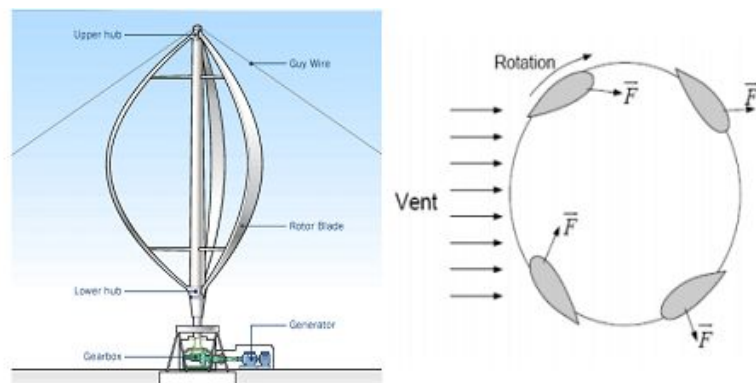


Figure 1-5: Eolienne type Darrieus

1.2.1.2 Aérogénérateur Type Savonius

L'aérogénérateur de type Savonius, constitué schématiquement de deux ou plusieurs godets demi-cylindriques légèrement désaxés présente un grand nombre d'avantages. Outre son faible encombrement, qui permet d'intégrer l'éolienne aux bâtiments sans en dénaturer l'esthétique, il est peu bruyant. Il démarre à de faibles vitesses de vent et présente un couple élevé quoique variant de façon sinusoïdale au cours de la rotation. Il existe une variante, appelée Savonius hélicoïdal (ou *twiste Savonius* en anglais), qui permet d'augmenter le rendement en proposant de façon continue une surface d'accroche au vent. Au lieu d'avoir des demi-cylindres verticaux, ceux-ci sont tordus de façon hélicoïdale autour de l'axe de rotation. Du fait de leur faible encombrement au sol, de leur bon rendement et du besoin d'un très faible vent, ils sont utilisés en ville sur les toits des maisons.

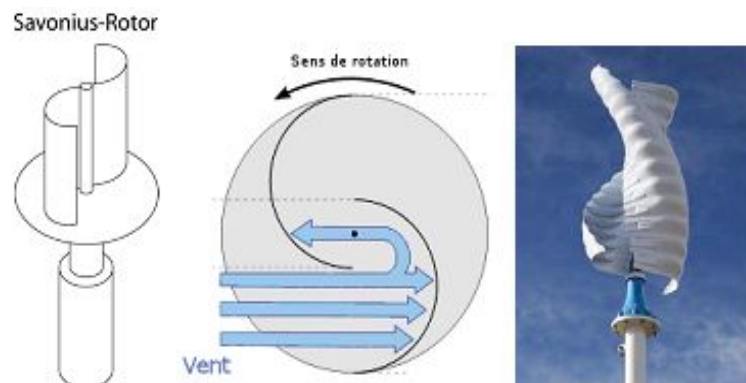


Figure 1-6: Eolienne type Savonius, a doit Savonius hélicoïdale.

1.2.2 Eolienne à axe Horizontal

Ce sont les types de turbine les plus répandus et les plus utilisés dans les fermes éoliennes à grandes puissances. Elles présentent un coût moins important, et fonctionnent dans des vents fort par rapport aux turbines à axe vertical, et donc produisent plus d'énergie, du fait que les pales sont placées à une hauteur importante. En plus elles sont moins exposées aux contraintes mécaniques. Elles sont constituées d'une ou de plusieurs pales pour générer un couple moteur entraînant la rotation de l'arbre de la turbine.

Le rotor tripal est le plus utilisé car il constitue un compromis entre le coefficient de puissance, le coût et la vitesse de rotation du capteur éolien. Le plan de rotation des turbines à axe horizontal est généralement placé face au vent par un mécanisme d'asservissement de l'orientation à l'aide des capteurs de mesure du sens du vent.

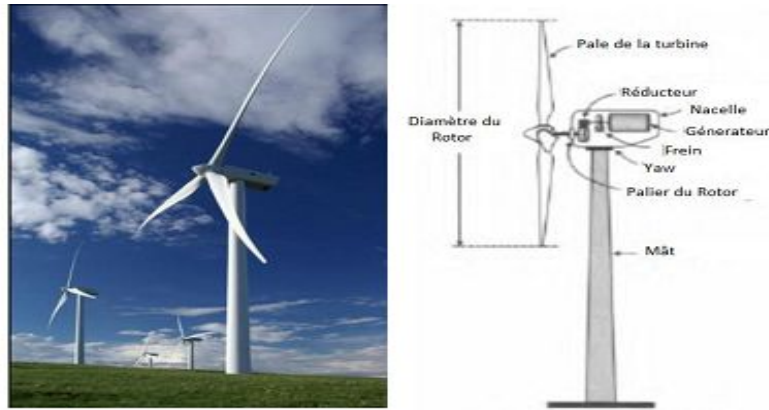


Figure 1-7: Eolienne à axe horizontal.

1.2.3 D'autres types d'éoliennes

Les éoliennes à axe verticale et horizontale présentées précédemment sont les turbines de bases utilisées pour la collecte de l'énergie cinétique du vent. Toutefois il en découle une variété éolienne et désigne qui dépend de l'utilisation, tel que l'éolienne Savonius hélicoïdale, l'éolienne Darrieus-Savonius hybride et celle H-type pour les turbines éoliennes à axe vertical. Et pour celle à axe horizontal, la conception de la pale et le nombre de celle-ci jouent un rôle important pour la détermination du type d'application de l'éolienne, à savoir une utilisation

- Pour l'extraction de grande ou de petite puissance.
- Pour un fonctionnement à petite ou grande vitesse de vent et la résistance aux rafales de vents.
- L'efficacité et le rendement énergétique de l'éolienne.

La figure (1-8) illustre la courbe caractéristique de chaque type de turbine : La turbine bipale permet un fonctionnement à de très grande vitesse de vent avec l'efficacité énergétique la plus élevée et la turbine tripale permet également un fonctionnement avec une efficacité élevée mais sur une gamme de vitesse de vent aussi grande que large, c'est le type de turbine qui offre le meilleurs compromis économique, énergétique et qui résiste à l'usure et aux vibrations mécaniques. C'est la raison qui fait de cette éolienne la plus répondue dans le marché des fermes éoliennes à grande puissance.

Pour un fonctionnement à de petites vitesses et pour de petites puissances les éoliennes les plus adéquates sont la turbine américaine multi-pale à axe horizontal, et l'éolienne Savonius.

Elles permettent d'extraire la puissance électrique même à des vitesses de vent très petites, toutefois elles ne permettent d'extraire le maximum de cette énergie que pour une bande de vitesse de vent très étroite.

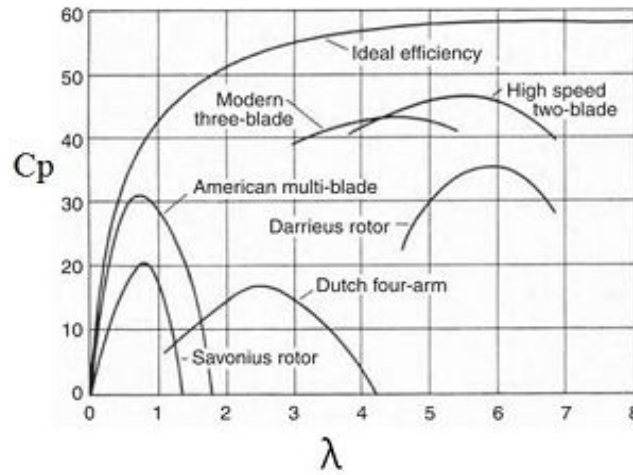


Figure 1-8: Efficacité des éoliennes par type de rotor

1.2.4 Comparaison

Le Tableau 1 résume les points forts et faibles de chaque type de turbine.

Pour les applications à grande puissance les éoliennes à axe horizontal (EAH) dominent le marché grâce à leur fort rendement et leur accès au vent fort. Par contre, les éoliennes à axe vertical (EAV) sont plus appropriées pour les applications domestique en toit d'immeubles, vu que cela leurs donnent automatiquement accès au vent fort et qu'elles sont facilement abordable pour la maintenance.

Types de turbines	Avantages	Inconvénients
Eoliennes à Axe Horizontal (EAH)	• Fort rendement de conversion d'énergie • Accès au vent plus fort • Régulation de la puissance via décrochage et calage en cas de vent dépassant les limites nominales	• Coût d'installation élevé, mat très dur qui doit supporter le poids de la nacelle. • Des câbles plus long du haut de la tour jusqu'au la terre • Systèmes d'orientation requis

Eolienne à Axe Vertical (EAV)	• Coût d'installation moins important, et maintenance plus facile vu qu'elle est proche de la surface. • Fonctionnement indépendant du sens du vent. • Adéquat pour les toits de d'immeuble	• Rendement moins faible • Fluctuation importante du couple et forte vibrations mécaniques • Solutions limitées pour la régulation en cas de rafale de vent.
-------------------------------	---	--

Tableau 1.1: Comparaison des éoliennes axe horizontal, et axe vertical.

Les turbines éoliennes à axe horizontal ont été les premières à dominer le marché depuis 30 ans. Selon une étude menée par l'association mondiale de l'énergie éolienne, sur 327 constructeurs de petites éoliennes en fin 2011, 74% des éoliennes commercialisées sont des turbines éoliennes à axe horizontales, tandis qu'uniquement 18% des unités sont des turbines éoliennes à axe vertical figure (1-9).

Cela peut-être expliqué par le fait que ces modèles à axe vertical ont été conçus 5 ou 7 années avant 2011, donc leur part du marché reste relativement restreinte. Selon le même rapport la puissance nominale moyenne des éoliennes à axe vertical (7,4 KW) est inférieure à la puissance nominale moyenne des éoliennes à axe horizontal qui s'élève à 10,8 KW. Ce qui montre que les modèles présents des éoliennes à axe horizontal sont capables de capturer plus d'énergie, et c'est l'une des causes aussi qui peut expliquer leur dominance du marché.

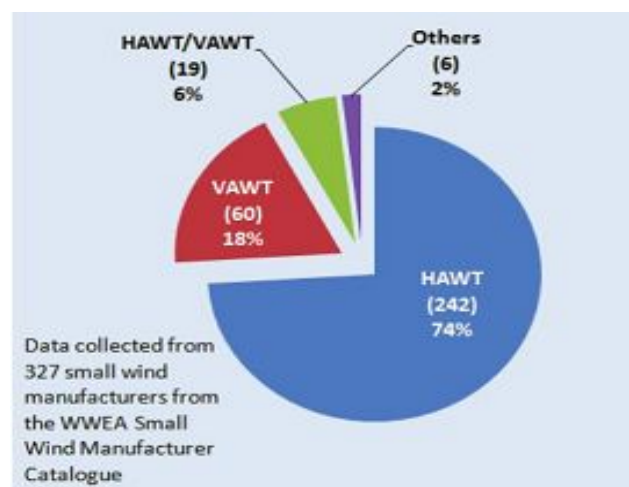


Figure 1-9: Tendance des constructeurs des petites éoliennes EN 2011

	EAV	EAH
Nombre Totale des constructeurs	60	242
Nombre Totale des modèle à puissance <100KW	157	717
Puissance nominale moyenne	7,4KW	10,8KW
Puissance nominale médiane	2,5KW	3,0KW
Pourcentage des éoliennes ≤ 10 KW	88,5%	78,1%
Pourcentage des éoliennes ≤ 5 KW	75,8%	66,2%

Tableau 1.2: Petites éoliennes à axe vertical et horizontal autour du monde 2011.

1.3 Eoliennes à vitesse fixe et variable

1.3.1 Eolienne à vitesse fixe

Les turbines éoliennes peuvent également être classifiées à des turbines à vitesse fixe et autres à vitesse variable. Comme leur nom l'indique les turbines à vitesse fixes tournent à une vitesse relativement constante. Cette vitesse est déterminée par le rapport du réducteur de vitesse, de la fréquence du réseau électrique et le nombre de pôles de la génératrice.

Ces turbines atteignent un rendement de conversion maximum uniquement pour une vitesse de vent donnée, et l'efficacité du système dégrade une fois la vitesse de vent change. La turbine à vitesse fixe est protégée par un contrôle aérodynamique des éventuelles rafales de vent, elle génère une puissance électrique très fluctuante par rapport aux autres sources d'énergies qui offrent une énergie constante dans le temps et facilement réglable.

1.3.2 Eolienne vitesse variable

D'une autre part les turbines à vitesse variable, peuvent atteindre un rendement de conversion d'énergie sur une vaste plage de vitesse de vent. La turbine change constamment sa vitesse de rotation dépendamment de la vitesse du vent pour maximiser la puissance.

Dans ce cas, la vitesse spécifique λ , qui représente la vitesse du bout de la pale par rapport à la vitesse du vent, peut être maintenue dans ces valeurs optimales de manière à réaliser une extraction maximale de la puissance électrique.

Afin que la vitesse de la turbine soit ajustable, l'éolienne est connectée au réseau électrique via des convertisseurs de puissance.

Comme le montre le tableau ci-dessous, les principales avantages des turbines à vitesse variable sont leurs rendements de conversion d'énergie élevé, une énergie électrique de bonne qualité et qui ne présente aucune nuisance pour le réseau électrique, et finalement le stress mécanique réduit sur l'ensemble de la chaîne mécanique.

Leurs principaux inconvénients sont le coût de construction et les pertes énergétiques dues à l'utilisation des convertisseurs de puissance. Toutefois, ce coût additionnel et les pertes sont compensés par la forte production d'énergie électrique.

Mode de fonctionnement	Avantages	Inconvénients
Vitesse fixe	• Simple, robuste, fiable. • Faible coût de construction et maintenance	• Rendement de conversion d'énergie faible • Fort stress mécanique qui augmente le coût de la structure devant supporter ceci • Fluctuation importante de la puissance.
Vitesse variable	• Fort rendement de conversion d'énergie • Puissance électrique de meilleure qualité • Stress mécanique réduit	• Coût et pertes supplémentaires dues à l'utilisation des convertisseurs • Contrôle du système plus compliqué

Tableau 1.3: Comparaison des éoliennes à vitesse fixe et variable.

1.4 Les configurations des Systèmes de conversion d'énergie éolienne

La figure ci-dessous un schéma représentant les différents étapes de la conversion d'énergie éolienne en énergie électrique exploitable par les réseaux électriques.

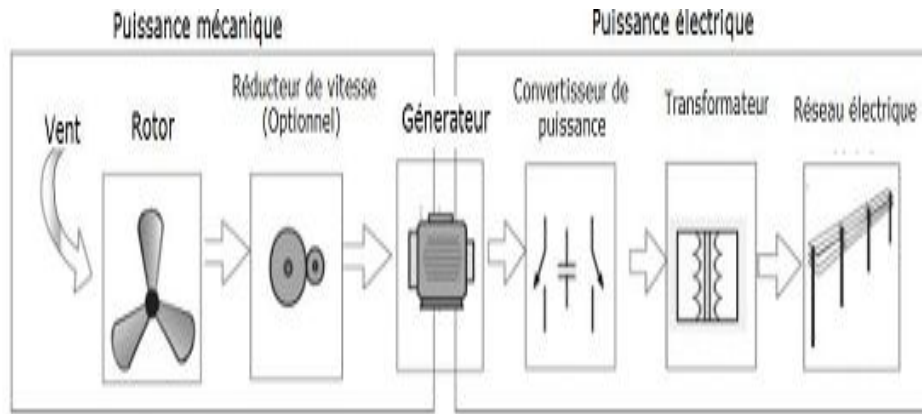


Figure 1-10: Chaîne de conversion de l'énergie éolienne en énergie électrique.

Les générateurs électriques et les convertisseurs de puissances sont deux composants importants dans les systèmes de conversions d'énergie éolienne. Il existe donc différentes conceptions et combinaisons qui mènent à une multitude de configurations, et qui peuvent être classifiées selon trois grandes catégories :

1. Les turbines à vitesse fixe sans interface d'électronique de puissance.
2. Les turbines à vitesse variable avec convertisseur de puissance à capacité réduite.
3. Les turbines à vitesse variable avec convertisseur de puissance à pleine capacité.

1.4.1 Eoliennes à vitesse variables avec convertisseurs de puissance à capacité réduites

Le Fonctionnement à vitesse variable présente une série d'avantages. Il augmente l'efficacité de conversion d'énergie, et réduit le stress mécanique causé par les rafales de vent. Ce dernier avantage présente un impact positif sur la conception de la structure mécanique du système éolien ce qui permet la construction de turbine encore plus large et avoir accès au vent à des hauteurs plus forte.

Il permet aussi de réduire l'usure du réducteur, ce qui prolonge la durée de vie de ce dernier. Le principal inconvénient de ce système est la nécessité d'un convertisseur d'électronique de puissance pour le contrôle de la vitesse du générateur, ce qui augmente le coût et la complexité du système.

Ces convertisseurs d'électronique de puissance peuvent être divisés en deux types selon leur ordre de puissance par rapport à la puissance totale de la turbine : les convertisseurs de puissance à capacité réduite et les convertisseurs de puissance à pleine capacité.

Les turbines éoliennes à base de convertisseurs à capacité réduite sont réalisables uniquement avec les générateurs asynchrones à rotor bobiné, et ce parce que le fonctionnement à vitesse variable peut être réalisé en ajustant le courant du rotor sans avoir à opérer le courant du stator. Il existe deux solutions pour le contrôle de la vitesse : l'utilisation d'une résistance variable ou l'utilisation d'un convertisseur quatre quadrants.

1.4.2.1 Machine asynchrone à double alimentation

Cette application du générateur synchrone à rotor bobiné avec un convertisseur quatre quadrants est communément connue sous l'appellation de Machine asynchrone à double alimentation (MADA).

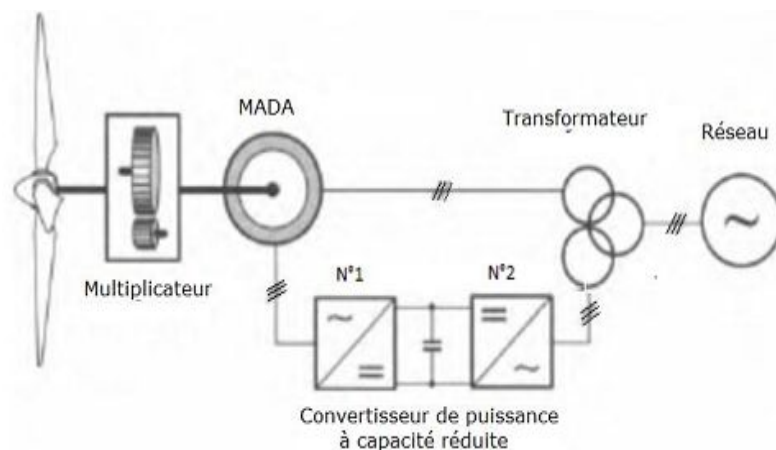


Figure 1-11: Architecture d'une chaîne de conversion d'énergie éolienne à base d'une.

Comme le montre la figure (1-11), le stator du générateur est directement connecté au réseau via un transformateur, tandis que le rotor est alimenté via le convertisseur de puissance à capacité réduite. Cette configuration présente plusieurs avantages par rapport à la précédente vu que le générateur peut fournir la puissance électrique à des vitesses à la fois supérieure et inférieure à la vitesse de synchronisme.

Le système ne nécessite pas un démarreur ou un compensateur d'énergie réactive, en effet ce convertisseur peut à la fois contrôler la puissance active et réactive fournie au réseau.

Le convertisseur opère uniquement la puissance électrique du rotor qui est d'un ordre approximatif de 30% de la puissance nominale du générateur. Il en résulte un coût faible

du système électrique par rapport aux systèmes à convertisseur de puissance de pleine puissance.

La turbine éolienne à base de MADA peut réaliser le contrôle de la puissance, et la vitesse de la turbine à deux niveaux, à savoir le contrôle de la MADA et le contrôle de la turbine éolienne. Le contrôle de la MADA se réalise via le contrôle des deux convertisseurs AC/DC et DC/AC connectés dos à dos via le bus de courant continu.

Le convertisseur n°1 figure (1-11) poursuit le point de fonctionnement optimum afin de tirer le maximum de la puissance possible et limite la puissance en cas de vent fort. Il contrôle aussi la puissance réactive échangée entre la génératrice et le réseau.

Le convertisseur n°2 figure (1-11) maintient une tension fixe sur le bus continu et transfère l'énergie active et réactive au réseau. Le deuxième niveau de contrôle est le contrôle aérodynamique de la turbine qui consiste à réguler l'angle de calage des pales de la turbine. Il permet donc de réaliser aussi un contrôle de la puissance active mais avec une dynamique moins importante que celle réalisée avec le contrôle de la MADA.

1.5 Conclusion

Ce chapitre nous a permis de dresser un panel des solutions électrotechniques possibles pour la production d'énergie électrique grâce à des turbines éoliennes. Après un rappel des notions élémentaires nécessaires à la compréhension de la chaîne de conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie électrique, les différents types d'éoliennes et leur mode de fonctionnement sont étudiés. La structure à vitesse variable à base d'une machine asynchrone à double alimentation a attiré notre attention vu les avantages qu'elle présente. C'est la raison pour laquelle, nous allons consacrer le reste de cette mémoire pour l'étude de cette structure.

2.1 Introduction

Il existe deux grandes familles d'éoliennes : celle à axe vertical et celle à axe horizontal. Actuellement, les éoliennes à axe horizontal sont largement plus utilisées que les éoliennes à axe vertical pour des raisons économiques liées à leur fabrication et à leur installation. Parmi les éoliennes à axe horizontal, on distingue celles à vitesse fixe et celles à vitesse variable ; Ces dernières sont les plus couramment utilisées pour la production d'énergie électrique sur le réseau électrique. En effet, les éoliennes à vitesse variable, contrairement aux éoliennes à vitesse fixe, fonctionnent sur une large plage de vitesses permettant ainsi une maximisation des puissances extraites pour de faibles vitesses du vent et le maintien d'une puissance constante pour des vitesses de vent élevées.

Dans le cadre de nos travaux, nous avons donc choisi d'étudier une éolienne à vitesse variable basée sur une génératrice électrique de type machine asynchrone à rotor bobiné, plus communément appelé Machine Asynchrone à Double Alimentation (GADA).

Ce chapitre a pour objectif de présenter la modélisation du système éolien à vitesse variable basé sur une GADA.

2.2 L'évolution de l'énergie éolienne

2.2.1 La nature du vent

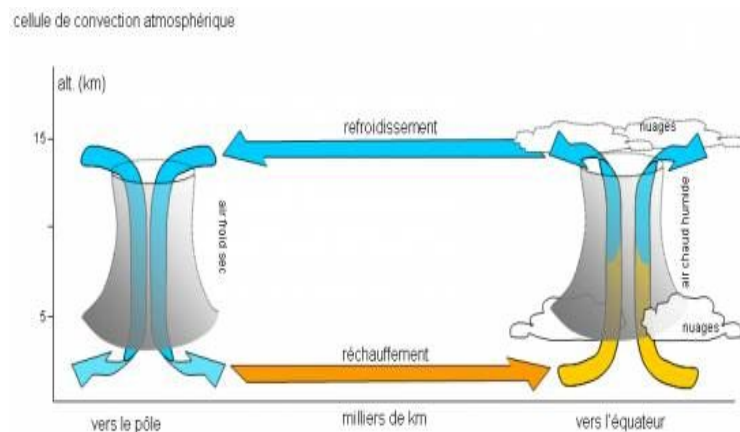


Figure 2-1: cellule de convection atmosphérique [Abd-21].

L'atmosphère terrestre étant inégalement chauffée par le rayonnement solaire, il en résulte des zones de basses pressions (ou dépressions), où l'air, plus chaud, est moins dense, et des zones de hautes pressions (ou anticyclones), où l'air, plus froid, est plus dense figure (2-1). Pour revenir à une situation d'équilibre, il doit s'opérer un déplacement d'air : le vent

qui souffle des zones de hautes pressions vers les zones de basses pressions [Mul-00]. Les différents aspects de la production électrique éolienne sont représentés par la figure (2-2).

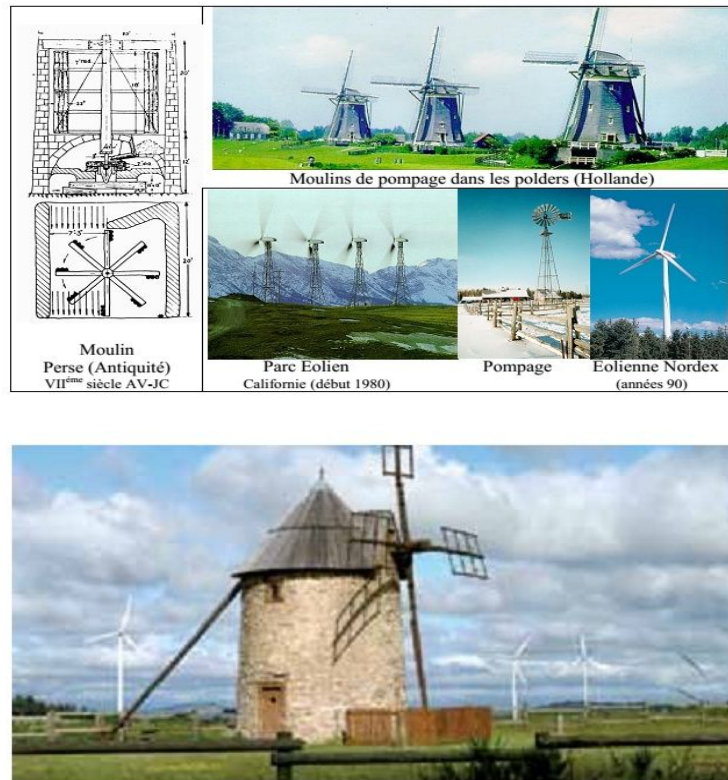


Figure 2-2 : Evolution des dispositifs éoliens de l'Antiquité à nos jours [Abd-21].

2.2.2 Modélisation du vent

Le vent représente une composante vitale dans un système éolien et également déterminante pour le calcul de production de l'électricité et de rentabilité car dans les conditions optimales, la puissance captée par l'éolienne évolue, au cubique, avec la vitesse du vent. Cette composante est définie comme étant une masse d'air en mouvement et l'énergie cinétique du vent est donnée par :

$$E_{cinétique} = \frac{1}{2} m V^2 \quad [N \cdot m] \quad (2.1)$$

Où (m) est la masse d'air en mouvement [g] ; (V) est la vitesse de déplacement d'air [m/s].

La masse de l'air s'exprime comme le produit du volume occupé (V_o) en mètre cube par la masse volumique (ρ) en kilogramme par mètre cube.

$$m = \rho \cdot V_o \quad (2.2)$$

La puissance du vent durant Δt [s] en fonction de l'énergie s'exprime selon :

$$P_{vent} = \frac{E}{\Delta t} \quad (2.3)$$

2.3 Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne

La partie mécanique de la turbine qui sera étudiée comprend trois pales et de longueur R . Elles sont fixées sur un arbre d'entraînement, tournant à une vitesse $\Omega_{turbine}$, relié à un multiplicateur de gain G . Ce multiplicateur entraîne une génératrice électrique figure (2.3) [Aim-04].

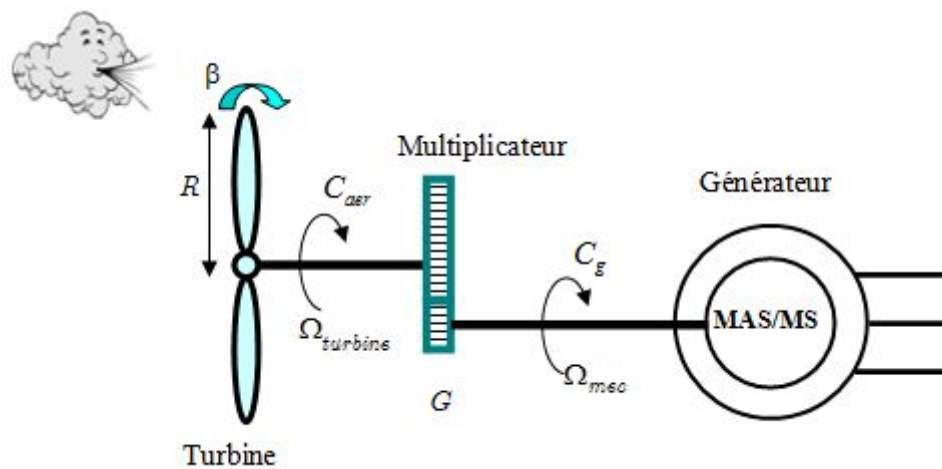


Figure 2-3 : Système Eolien

2.3.1 Modélisation de la turbine

La vitesse du vent ou puissance éolienne est définie de la manière suivante [Aim-04]:

$$P_v = \frac{\rho \cdot S \cdot V^3}{2} \quad (2.4)$$

Où

V : La vitesse du vent;

ρ : La densité de l'air (approximativement $1.22 \text{ Kg} / \text{m}^3$ à la pression atmosphérique à 15°C);

S : La surface circulaire balayée par la turbine, le rayon du cercle est déterminé par la longueur de la pale.

La puissance aérodynamique apparaissant au niveau du rotor de la turbine s'exprime comme suit :

$$P_{aer} = C_p \cdot P_v = C_p(\lambda, \beta) \cdot \frac{\rho \cdot S \cdot V^3}{2} \quad (2.5)$$

Le coefficient de puissance C_p représente le rendement aérodynamique de la turbine éolienne qui dépend de la caractéristique de la turbine [Bel-14].

2.3.2 La vitesse spécifique de vitesse (Tip-Speed-Ratio)

λ est le coefficient de vitesse spécifique de l'éolienne, c'est un paramètre de base sans unité, lié à la conception de chaque éolienne. Il représente le rapport entre la vitesse linéaire des pales et celle du vent.

λ est défini de la manière suivante:

$$\lambda = \frac{\Omega_{turbine} \cdot R}{V} \quad (2.6)$$

Où :

R : Rayon de la turbine en m

V : Vitesse de vent en m/s.

$\Omega_{turbine}$: Vitesse de rotation de la turbine en rad/s

2.3.3 Coefficient de puissance aérodynamique

$C_p(\lambda, \beta)$ est le coefficient de puissance aérodynamique qui varie avec la vitesse d'entrée. Ce coefficient n'a pas d'unité, il dépend du nombre de pales du rotor, du ratio de vitesse λ et de l'angle d'orientation des pales β . La limite supérieure théorique du coefficient de puissance $C_{p_{max}} = 16/27 \approx 0,5926$ est fournie par : **La loi de Betz** [Ame-20] :

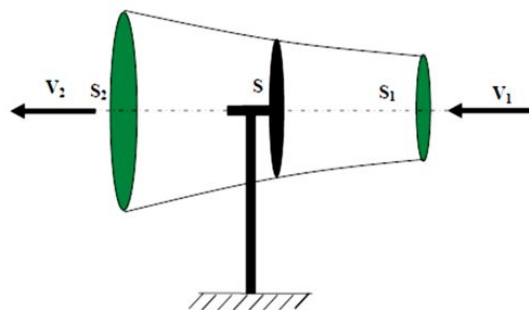


Figure 2-4: Tube du courant d'air en amont et en aval d'une éolienne.

Les surfaces S_1 et S_2 correspondent aux surfaces occupées par les particules d'air participant à la conversion d'énergie. La vitesse V_2 étant plus faible que la vitesse V_1 , pour conserver la quantité de particules en déplacement, la surface S_2 est plus grande que la surface S_1 .

L'expression du coefficient de puissance est donnée par [Aub-14] :

$$C_p(\lambda, \beta) = (0.5 - 0.167 \cdot (\beta - 2)) \cdot \sin\left[\frac{\pi \cdot (\lambda + 0.1)}{10 - 0.3 \cdot \beta}\right] - 0.00184 \cdot (\lambda - 3) \cdot (\beta - 2) \quad (2.7)$$

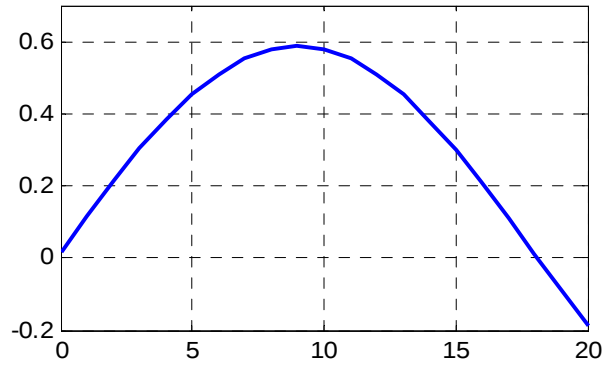


Figure 2-5 : Courbe caractéristique de C_p .

2.3.4 Couple aérodynamique

L'énergie cinétique du vent capturée par l'aérogénérateur se transforme en énergie mécanique qui se traduit par un couple aérodynamique C_{aer} faisant tourner le rotor à une vitesse $\Omega_{turbine}$. En termes de puissance, on peut écrire [Ame-20] :

$$P_{aer} = C_{aer} \cdot \Omega_{turbine} \quad (2.8)$$

En substituant l'expression (2.7) de P_{aer} dans (2.10) et en tenant compte de (2.8), on peut réécrire l'expression du couple aérodynamique sous la forme :

$$C_{aer} = \frac{P_{aer}}{\Omega_{turbine}} = C_p \frac{\rho \cdot S \cdot V^3}{2} \frac{1}{\Omega_{turbine}} \quad (2.9)$$

2.3.5 Modélisation du multiplicateur de vitesse

Le multiplicateur de vitesse est la liaison entre la turbine et le générateur. Il a pour but d'adapter la vitesse de la turbine $\Omega_{turbine}$, assez lente à celle que nécessite la génératrice Ω_g [BOU 14].

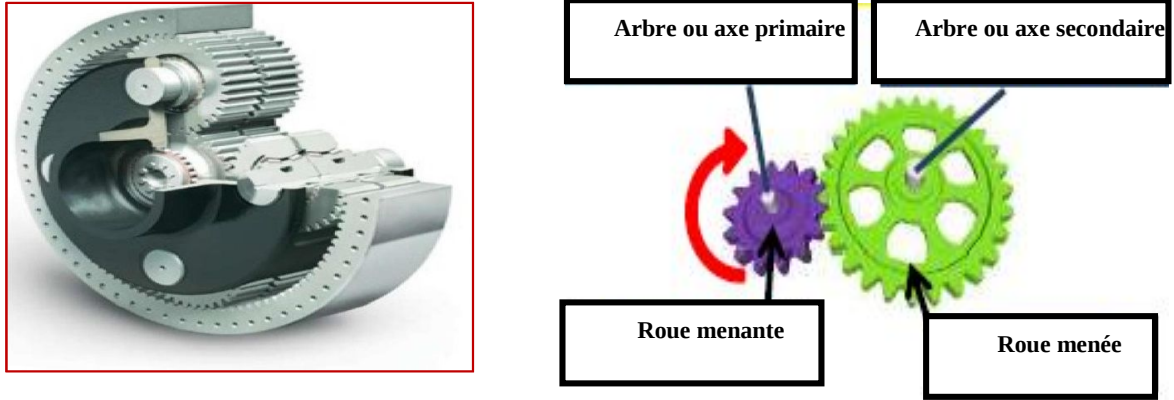


Figure 2-6 : Modèle mécanique du multiplicateur.

Le schéma bloc du multiplicateur de vitesse est présenté par la figure (2.8).

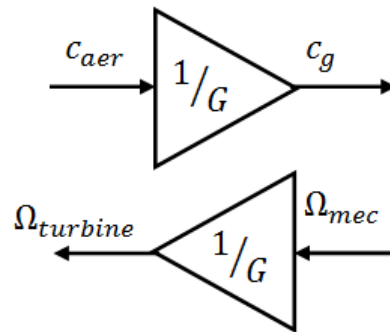


Figure 2-7 : Schéma bloc du multiplicateur.

Ce multiplicateur est modélisé mathématiquement par les équations suivantes :

$$\begin{cases} C_g = \frac{C_{aer}}{G} \\ \Omega_{turbine} = \frac{\Omega_{mec}}{G} \end{cases} \quad (2.10)$$

Où :

C_g : Couple de la g génératrice [N.m] ;

C_{aer} : Couple aérodynamique de la turbine éolienne [N.m] ;

Ω_{mec} : Vitesse mécanique de l'arbre de génératrice [rad/s] ;

$\Omega_{turbine}$: Vitesse de rotation de la turbine en [rad/s] ;

G : Rapport de multiplication (sans unité).

2.3.6 Equation dynamique de l'arbre

La masse de la turbine éolienne est reportée sur l'arbre de la turbine sous la forme d'une inertie J_{turbine} et comprend la masse des pales et la masse du rotor de la turbine. Le modèle mécanique proposé considère l'inertie totale J constituée de l'inertie de la turbine reportée sur le rotor de la génératrice et de l'inertie de la génératrice.

$$J_t = \frac{J_{\text{turbine}}}{G^2} + J_g \quad (2.11)$$

Donc, le modèle mécanique de la turbine est montré sur la figure suivante [Bel-14] :

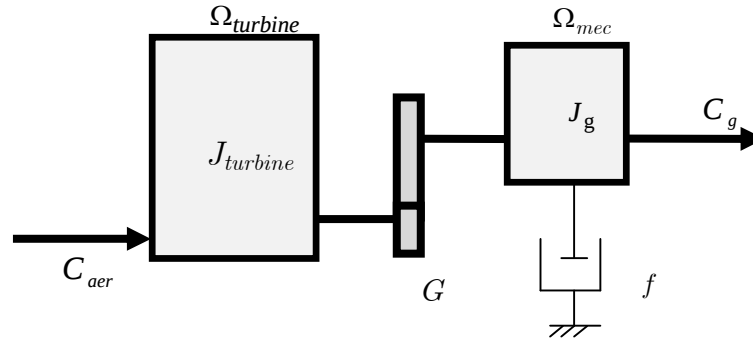


Figure 2-8 : Modèle mécanique simplifié de la turbine

Il est à noter que l'inertie du rotor de la génératrice est très faible par rapport à l'inertie de la turbine reportée par cet axe. L'équation fondamentale de la dynamique permet de déterminer l'évolution de la vitesse mécanique à partir du couple mécanique total (C_{mec}) appliqué au rotor :

Avec :

J_{turbine} : Le moment d'inertie de la turbine équivalent aux inerties des trois pales de l'éolienne ;

J_g : Le moment d'inertie de la GADA ;

f : Le coefficient dû aux frottements visqueux de la GADA ;

C_g : Le couple mécanique sur l'arbre de la GADA ;

Ω_{mec} : La vitesse de rotation de la GADA ;

Il est à noter que l'inertie du rotor de la génératrice est très faible par rapport à l'inertie de la turbine reportée par cet axe. L'équation fondamentale de la dynamique permet de déterminer l'évolution de la vitesse mécanique à partir du couple mécanique total (C_{mec}) appliqué au rotor :

$$J_t \cdot \frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{mec} \quad (2.12)$$

Où : J_t est l'inertie totale qui apparaît sur le rotor de la génératrice. Ce couple mécanique est la résultante du couple électromagnétique C_{em} produit par la génératrice, le couple des frottements visqueux C_{vis} et le couple mécanique sur l'arbre de la génératrice C_g .

$$C_{mec} = C_g - C_{em} - C_{vis} \quad (2.13)$$

Le couple résistant dû aux frottements est modélisé par un coefficient de frottements visqueux f :

$$C_{vis} = f \cdot \Omega_{mec} \quad (2.14)$$

Le schéma bloc de l'ensemble de la turbine éolienne est donné par :

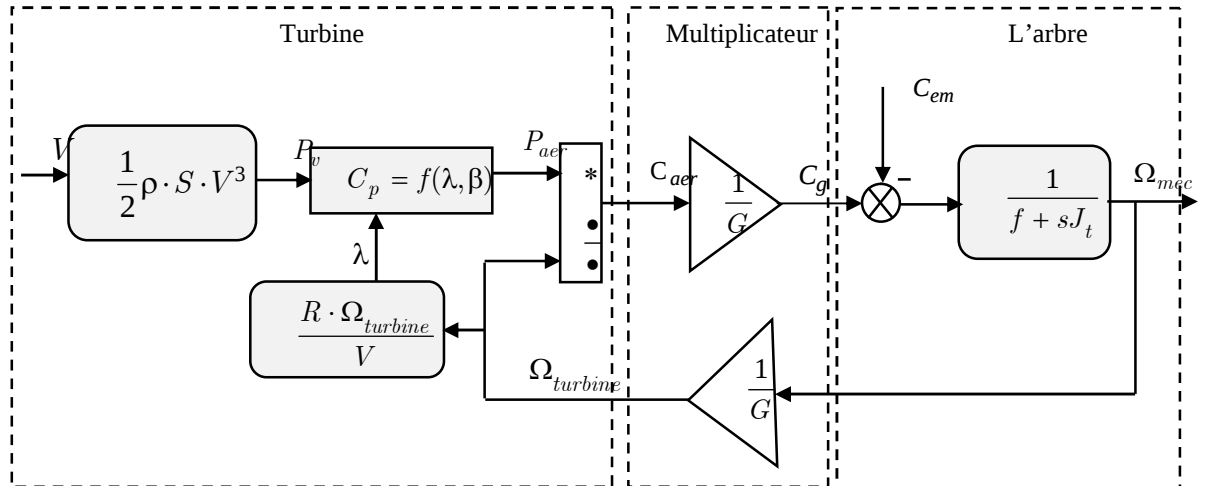


Figure 2-9: Schéma bloc du modèle de l'ensemble de la turbine éolienne.

2.3.7 Description du système électrique

Dans ce travail, nous avons étudié une éolienne à vitesse variable basée sur une génératrice électrique de type machine asynchrone à rotor bobiné, plus connue sous l'appellation de Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA). L'architecture de l'ensemble du système éolien étudié est présentée par la figure (2.10).

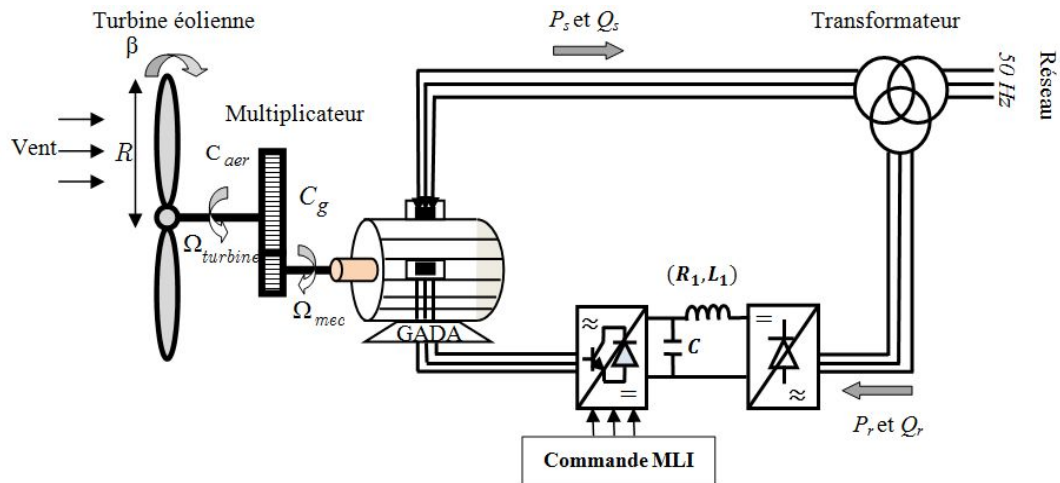


Figure 2-10: Schéma bloc du modèle de l'ensemble de la turbine éolienne.

2.4 Modélisation de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA)

2.4.1. Modèle triphasé de la GADA

La GADA considérée dans cette étude est une génératrice asynchrone triphasée à rotor bobiné, constituée d'un stator fixe portant trois enroulements identiques logés dans des encoches, ayant un nombre 'p' de paires de pôles et décalés entre eux d'un angle électrique de $\frac{2\pi}{3}$, et d'un rotor mobile autour de l'axe de symétrie de la machine qui comporte aussi trois enroulements triphasés, connectés en étoile et dont les extrémités sont raccordées à un système bagues-balais [Abd-21].

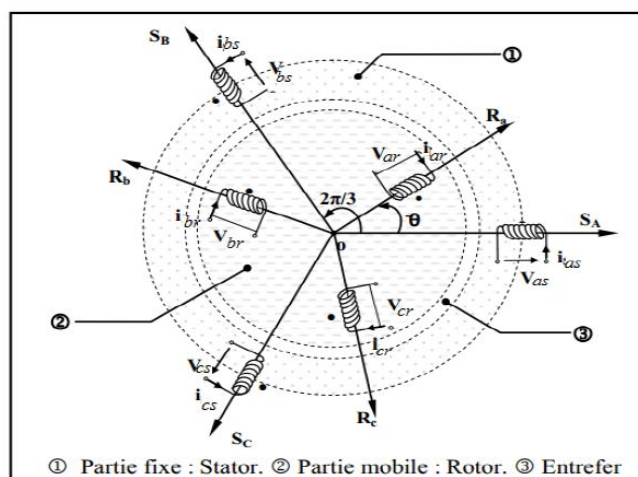


Figure 2-11: Représentation électrique de la GADA.

2.4.2. Hypothèses simplificatrices

Notre étude s'appuie sur les hypothèses simplificatrices suivantes [Bel-14]:

- Circuit magnétique non saturé, ce qui permet d'exprimer les flux comme fonctions linéaires des courants.
- Pertes ferromagnétiques négligeables.
- Les forces magnétomotrices créées par chacune des phases des deux armatures sont à répartitions sinusoïdales.
- Les résistances ne varient pas avec la température et l'effet de peau est négligé. Parmi les conséquences importantes de ces hypothèses, on peut citer :
- L'additivité des flux,
- La constante des inductances propres,
- La loi de variation sinusoïdale des inductances mutuelles entre les enroulements statoriques et rotoriques en fonction de l'angle électrique de leurs axes magnétiques.

2.4.3. Les équations électriques

La loi de Faraday, qui exprime la tension v aux bornes d'une bobine, est donnée la relation suivante :

$$v(t) = R i(t) + \frac{d\phi(t)}{dt} \quad (2.15)$$

Appliquons cette relation aux enroulements triphasés du stator et du rotor, nous trouvons :

- Les tensions statoriques triphasés données par :

$$\begin{cases} v_{sa} = R_s i_{sa} + \frac{d}{dt} \phi_{sa} \\ v_{sb} = R_s i_{sb} + \frac{d}{dt} \phi_{sb} \\ v_{sc} = R_s i_{sc} + \frac{d}{dt} \phi_{sc} \end{cases} \quad (2.16)$$

Où

$$[V_s] = [R_s][I_s] + \frac{d}{dt} [\Phi_s] \quad (2.17)$$

- Les tensions rotoriques triphasées s'écrivent comme suivant :

$$\begin{cases} v_{ra} = R_r i_{ra} + \frac{d}{dt} \phi_{ra} \\ v_{rb} = R_r i_{rb} + \frac{d}{dt} \phi_{rb} \\ v_{rc} = R_r i_{rc} + \frac{d}{dt} \phi_{rc} \end{cases} \quad (2.18)$$

Où

$$[V_r] = [R_r][I_r] + \frac{d}{dt} [\Phi_r] \quad (2.19)$$

Avec :

$$[V_s] = \begin{bmatrix} v_{sa} \\ v_{sb} \\ v_{sc} \end{bmatrix}, \quad [I_s] = \begin{bmatrix} i_{sa} \\ i_{sb} \\ i_{sc} \end{bmatrix}, \quad [\Phi_s] = \begin{bmatrix} \phi_{sa} \\ \phi_{sb} \\ \phi_{sc} \end{bmatrix}, \quad [R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix}$$

$$[V_r] = \begin{bmatrix} v_{ra} \\ v_{rb} \\ v_{rc} \end{bmatrix}, \quad [I_r] = \begin{bmatrix} i_{ra} \\ i_{rb} \\ i_{rc} \end{bmatrix}, \quad [\Phi_r] = \begin{bmatrix} \phi_{ra} \\ \phi_{rb} \\ \phi_{rc} \end{bmatrix}, \quad [R_r] = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix}$$

Et :

$[V_s] = [v_{sa}, v_{sb}, v_{sc}]^T$ Vecteur des tensions instantanées des phases a, b et c statoriques ;

$[I_s] = [i_{sa}, i_{sb}, i_{sc}]^T$ Vecteur des courants instantanés des phases a, b et c statoriques ;

$[\Phi_s] = [\phi_{sa}, \phi_{sb}, \phi_{sc}]^T$ Vecteur des flux instantanés des phases a, b et c statoriques ;

$[V_r] = [v_{ra}, v_{rb}, v_{rc}]^T$ Vecteur des tensions instantanées des phases a, b et c rotoriques ;

$[I_r] = [i_{ra}, i_{rb}, i_{rc}]^T$ Vecteur des courants instantanés des phases a, b et c rotoriques ;

$[\Phi_r] = [\phi_{ra}, \phi_{rb}, \phi_{rc}]^T$ Vecteur des flux instantanés des phases a, b et c rotoriques ;

R_s et R_r : Résistances d'une phase statorique et d'une phase rotorique, respectivement;

Pour les équations qui lient les flux et les courants, nous avons :

$$[\Phi_s] = [L_s][I_s] + [M][I_r] \quad (2.20)$$

$$[\Phi_r] = [L_r][I_r] + [M][I_s] \quad (2.21)$$

Où : $[L_s]$ et $[L_r]$ sont les matrices des inductances statoriques et rotoriques données en fonction des inductances propres et mutuelles, exprimées ainsi :

$$[L_s] = \begin{bmatrix} l_{ss} & m_{ss} & m_{ss} \\ m_{ss} & l_{ss} & m_{ss} \\ m_{ss} & m_{ss} & l_{ss} \end{bmatrix}, [L_r] = \begin{bmatrix} l_{rr} & m_{rr} & m_{rr} \\ m_{rr} & l_{rr} & m_{rr} \\ m_{rr} & m_{rr} & l_{rr} \end{bmatrix}, [M] = m_{sr} \cdot \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos \theta & \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos \theta \end{bmatrix}$$

Avec :

- l_{ss} et l_{rr} : Inductances propres d'une phase statorique et d'une phase rotorique, respectivement,
- m_{ss} et m_{rr} : Inductances mutuelles entre deux phases statoriques et entre deux phases rotoriques, respectivement
- m_{sr} : Valeur maximale de l'inductance mutuelle entre phase statorique et phase rotorique;

2.4.4 Modèle diphasé de la MADA dans le repère de Park (d, q)

Afin d'obtenir une représentation mathématique plus simple de la machine, son modèle diphasé dans le repère de *Park* tournant noté (d, q) est présenté dans cette section ; 'd' désigne l'axe direct du repère et 'q' désigne son axe en quadrature. Ce modèle est un outil mathématique qui permet de ramener les variables d'un repère triphasé (a, b, c) sur les axes d'un repère biphasé tournant $(d - q)$.

Cette transformation est appelée la transformation de Park du nom de Robert H. Park qui écrivit ces équations en 1929 dans un article publié par l'American Institute of Electrical Engineers. Les grandeurs statoriques et rotoriques sont alors exprimées dans un même repère comme le montre les figures (2.12) et (2.13).

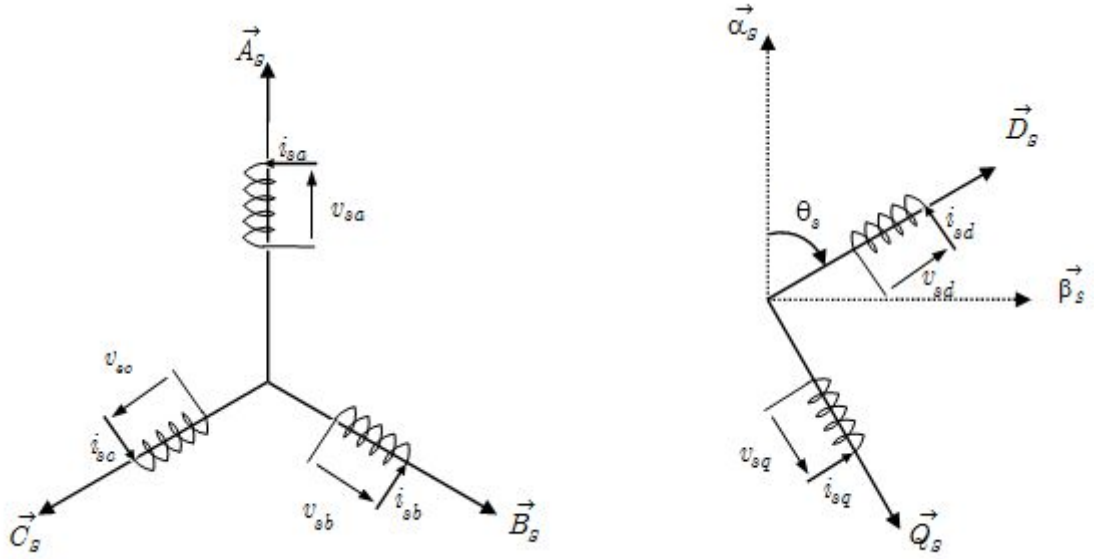


Figure 2.12: Repérage angulaire du système d'axes $(d - q)$ associé au stator de la GADA.

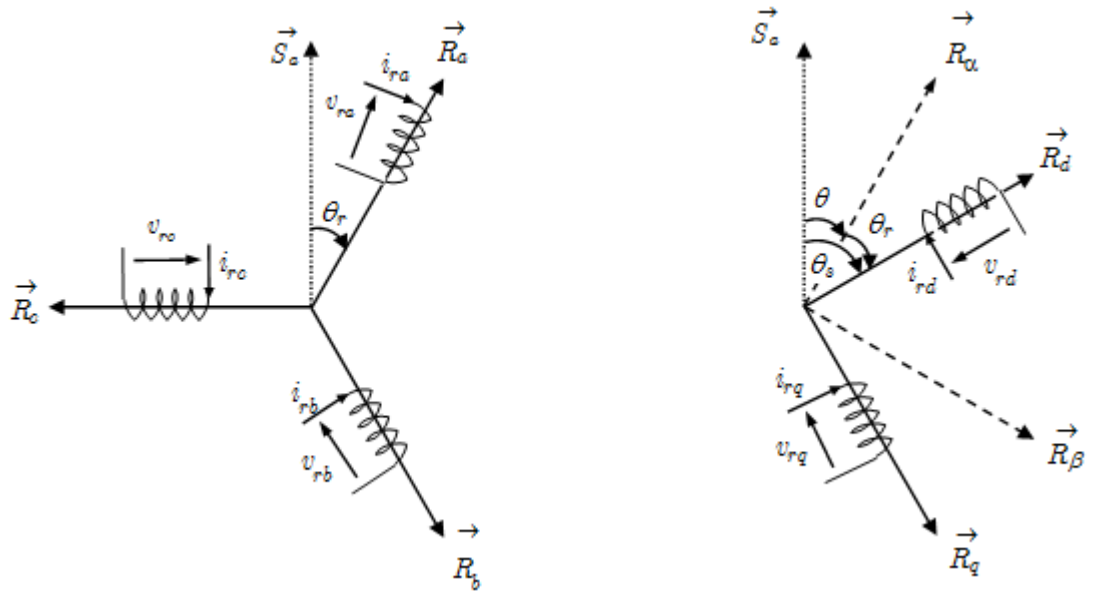


Figure 2.13 : Repérage angulaire du système d'axes $(d - q)$ associé au rotor de la GADA.

Selon les figures (2.12) et (2.13), les angles θ_s et θ_r sont liés à l'angle θ par la relation suivante :

$$\theta = \theta_s - \theta_r \quad (2.22)$$

Et par suite:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt} \quad (2.23)$$

Le passage du repère triphasé vers un repère diphasé est obtenu par la multiplication des grandeurs de tensions, de courants et de flux par une matrice de transformation, définie par [Mez-06] :

$$[x_{dq0}] = [P(\theta)][x_{abc}] \quad (2.24)$$

Avec :

$$[P(\theta)] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ -\sin(\theta) & -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

Et

$$[P(\theta)^{-1}] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

Selon l'objectif de modélisation et le principe de fonctionnement de la machine, nous avons trois références de Park qui sont :

- Repère fixe au stator appelé (référentiel stationnaire $\frac{d\theta_s}{dt} = 0$) : Ce repère est très souvent utilisé dans l'étude des observateurs.
- Repère fixe au rotor appelé (référentiel tournant $\frac{d\theta_r}{dt} = 0 = \omega = p \cdot \Omega$) : Ce choix du repère est très utilisé dans l'étude des régimes transitoires où la vitesse de rotation est considérée comme constante.
- Repère fixe au champ tournant statorique (référentiel tournant à la vitesse de pulsation statorique $\frac{d\theta_s}{dt} = \omega_s$) : Ce repère est souvent utilisé dans l'étude et la synthèse des lois de commande. Les axes sont désigné par (d, q) .

2.4.4.1 Equation mathématiques de la GADA dans le repère (d,q)

- **Equations électriques**

Après développement, les tensions statoriques et rotoriques dans le repère de *Park* (d, q) s'écrivent :

$$\begin{cases} v_{sd} = R_s i_{sd} + \frac{d}{dt} \phi_{sd} - \omega_s \phi_{sq} \\ v_{sq} = R_s i_{sq} + \frac{d}{dt} \phi_{sq} + \omega_s \phi_{sd} \\ v_{rd} = R_r i_{rd} + \frac{d}{dt} \phi_{rd} - \omega_r \phi_{sq} \\ v_{rq} = R_r i_{rq} + \frac{d}{dt} \phi_{rq} + \omega_r \phi_{rd} \end{cases} \quad (2.27)$$

- **Relations flux – courants**

Les équations des flux dans le repère de Park sont données par :

$$\begin{cases} \phi_{sd} = L_s i_{sd} + M i_{rd} \\ \phi_{sq} = L_s i_{sq} + M i_{rq} \\ \phi_{rd} = L_r i_{rd} + M i_{sd} \\ \phi_{rq} = L_r i_{rq} + M i_{sq} \end{cases} \quad (2.28)$$

Où :

$$\begin{cases} i_{sd} = \frac{1}{\sigma L_s} \phi_{sd} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{rd} \\ i_{sq} = \frac{1}{\sigma L_s} \phi_{sq} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{rq} \\ i_{rd} = \frac{1}{\sigma L_r} \phi_{rd} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{sd} \\ i_{rq} = \frac{1}{\sigma L_r} \phi_{rq} - \frac{M}{\sigma L_s L_r} \phi_{sq} \end{cases} \quad (2.29)$$

- **Equation mécanique**

L'équation mécanique est exprimée par :

$$J \frac{d\Omega}{dt} + f \cdot \Omega = C_{em} - C_m \quad (2.30)$$

$$\text{Avec : } \Omega = \frac{\omega}{p}$$

$$C_{em} = p(\phi_{sd} i_{sq} - \phi_{sq} i_{sd}) \quad (2.31)$$

- **Couple électromagnétique**

L'équation générale du couple électromagnétique est exprimée par:

$$C_{em} = [I_s]^T \left\{ \frac{d}{d\theta} [M] \right\} [I_r] \quad (2.32)$$

En appliquant la transformation de Park, nous achevons à l'expression :

$$C_{em} = p \cdot M (i_{rd} i_{sq} - i_{sd} i_{rq}) \quad (2.33)$$

Avec l'utilisation des équations (2.44), (2.45) et (2.46), d'autres expressions du couple électromagnétique peuvent être déduits :

$$C_{em} = p (\phi_{sd} i_{sq} - \phi_{sq} i_{sd}) \quad (2.34)$$

Où :

$$C_{em} = p \cdot \frac{M}{L_s} (\phi_{qs} i_{dr} - \phi_{ds} i_{qr}) \quad (2.35)$$

- **Puissances statoriques**

Les puissances actives et réactives échangées avec le réseau électrique dépendent aussi des variables électriques du stator et du rotor. Au stator, les puissances active et réactive sont respectivement données par [Bri-10] :

$$\bar{S}_s = V_s \bar{I}_s^* \quad (2.36)$$

Alors, les expressions des puissances active et réactive statoriques, sont exprimés par :

$$\begin{cases} P_s = \text{Re}[\bar{S}_s] \\ Q_s = \text{Im}[\bar{S}_s] \end{cases} \quad (2.37)$$

Après la transformation de Park, nous trouvons :

$$\begin{cases} P_s = v_{sd} i_{sd} + v_{sq} i_{sq} \\ Q_s = v_{sq} i_{sd} - v_{sd} i_{sq} \end{cases} \quad (2.38)$$

2.4.4.2 Modèle d'état de Park de la GADA

Nous pouvons exprimer le modèle d'état de Park de la GADA sous la forme matricielle suivante [Bel-14]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\phi_{sd}}{dt} = -\frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} + \omega_s \cdot \phi_{sq} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} + v_{sd} \\ \frac{d\phi_{sq}}{dt} = -\omega_s \cdot \phi_{sd} - \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rq} + v_{sq} \\ \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} = \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sq} - (R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} R_s) i_{rd} + \sigma L_r \omega_r i_{rq} + \left(v_{rd} - \frac{M}{L_s} v_{sd} \right) \\ \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} = \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} + \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} - \sigma L_r \omega_r i_{rd} - (R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} R_s) i_{rq} + \left(v_{rq} - \frac{M}{L_s} v_{sq} \right) \\ \frac{d\omega}{dt} = \frac{p}{J} (C_g - C_{em}) - \frac{F}{J} \cdot \omega \end{array} \right. \quad (2.39)$$

Où :

$\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_s L_r}$ est le coefficient de dispersion des flux magnétiques.

2.5 Modélisation des convertisseurs statiques

L'alimentation de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA) au niveau du rotor est assurée par un ensemble d'une chaîne de conversion électrique comprend :

- Un redresseur d'entrée,
- Un filtre passe bas comportant un condensateur de forte capacité qui rend négligeable les ondulations de la tension U à l'entrée de l'onduleur et une inductance pour le lissage du courant.
- Un onduleur à MLI de tension.

Le schéma de l'association convertisseurs – GADA est donné par la figure (2.14).

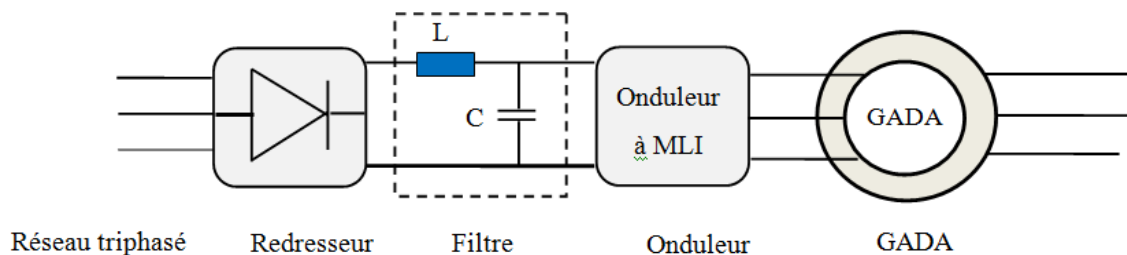


Figure 2.14: L'ensemble convertisseur-GADA.

Le convertisseur considéré dans notre étude, est un onduleur triphasé idéal à deux niveaux de tension, à Modulation de Largeur d'Impulsion (MLI), modélisé par des interrupteurs parfaits à commutation instantanée.

2.5.1 Description de l'onduleur

L'onduleur de tension est un convertisseur statique d'énergie électrique qui transforme une source de tension continue en une alimentation de tension alternative d'amplitude et de fréquence réglables pour alimenter des charges en courant alternatif. La puissance maximale de l'onduleur transmise reste à déterminer selon les caractéristiques propres de la machine à alimenter. Notre travail repose sur le choix d'un onduleur de tension à MLI.

La figure (2.15) représente le schéma de principe de l'onduleur triphasé à deux niveaux de tension montée en pont alimentant une charge triphasée. Il s'agit d'un onduleur de tension possédant six cellules de commutation et six diodes de roue libre. Chaque bras de l'onduleur comporte deux cellules de commutations constituées chacune, de l'interrupteur avec sa diode.

Les signaux de commande des interrupteurs de chaque bras doivent être complémentaires afin de ne pas court-circuiter l'alimentation continue de l'onduleur, les interrupteurs d'électroniques de puissance se composent, selon la puissance commutée, des transistors (bipolaires, MOSFET, IGBT) et les thyristors rapides (principalement les GTO).

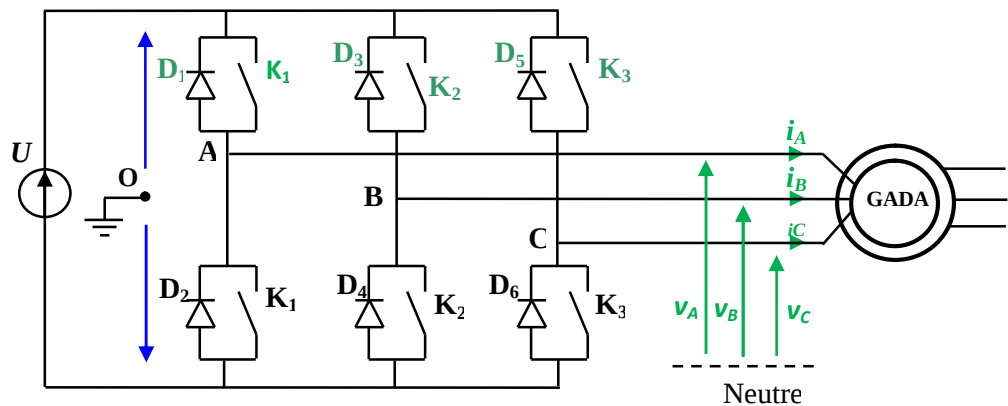


Figure 2-15: Représentation schématique d'un onduleur de tension.

2.5.2 Commande de l'onduleur de tension à MLI (sinus-triangle)

La technique de la MLI repose sur la comparaison entre deux signaux:

- Signal de référence (Modulatrice) représente la forme de la sinusoïde v_{ref} qu'on désire à la sortie de l'onduleur et de fréquence f_{ref} ;

- Signal porteuse (Triangulaire) v_p , définit la cadence de la commutation des interrupteurs statiques de l'onduleur. C'est un signal de hautes fréquences f_p par rapport au signal de référence.

L'onde en impulsion est meilleure que l'onde rectangulaire (plein onde) [Tal-16] ($f_p > 20 \cdot f_{ref}$), de ce fait, la fermeture des interrupteurs est définie par les intersections entre les deux ondes, quant à la fréquence de commutation, elle est déterminée par celle de la porteuse. La figure (2.17) représente le principe de la commande à modulation de largeur d'impulsion MLI sinus-triangle.

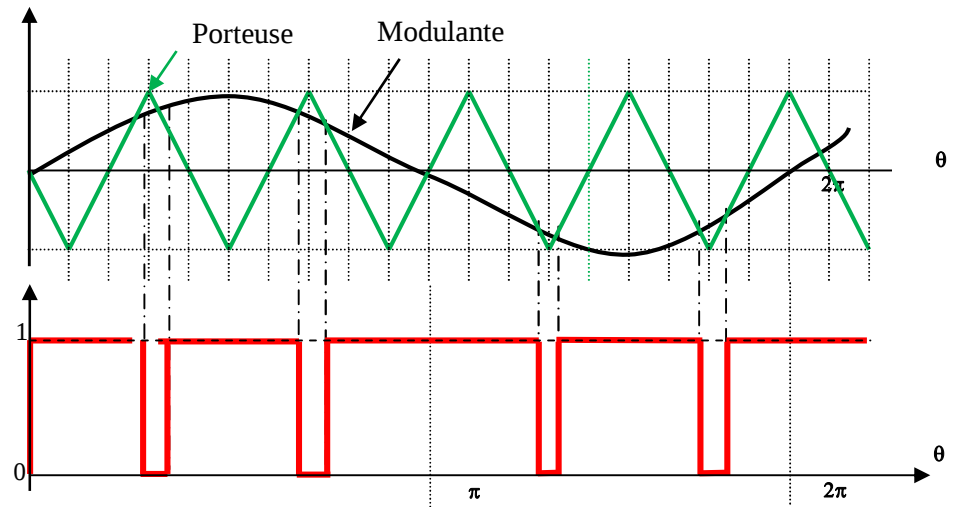


Figure 2-16: Principe de la commande MLI sinus-triangle

La fonction logique S_x associée au signal de commande est définie par :

$$S_x = \begin{cases} 1 & \text{Si } v_{ref} \geq V_p \\ 0 & \text{Si } v_{ref} \leq V_p \end{cases} \quad (2.40)$$

2.5.2.1. Equation de la porteuse

La porteuse est un signal triangulaire caractérisé par une fréquence f_p ($T_p = 1/f_p$) et de sa valeur crête V_{pc} . On définit l'équation de la porteuse par [Lab-06] :

$$\begin{cases} x_1(t) = V_{pc} \left(-1 + 4 \frac{t}{T_p}\right) & t \in \left[0, \frac{T_p}{2}\right] \\ x_2(t) = V_{pc} \left(3 - 4 \frac{t}{T_p}\right) & t \in \left[\frac{T_p}{2}, T_p\right] \end{cases} \quad (2.41)$$

2.5.2.2 Equation de la référence

La référence est un signal sinusoïdal d'amplitude v_{ref} et de fréquence f_{ref} . En triphasé, les trois tensions sinusoïdales de référence sont données par :

$$\begin{cases} v_{ref,a} = v_{ref} \sin \omega_{ref} t \\ v_{ref,b} = v_{ref} \sin(\omega_{ref} t - 2\pi/3) \\ v_{ref,c} = v_{ref} \sin(\omega_{ref} t + 2\pi/3) \end{cases} \quad (2.42)$$

2.5.3 Caractéristiques de la MLI

Si la tension de référence est sinusoïdale, deux paramètres caractérisent la commande : l'indice de modulation et le taux de modulation [Lab-06].

➤ **L'indice de modulation en fréquence I_m**

L'indice de modulation en fréquence I_m est défini comme étant le rapport de la fréquence du signal triangulaire f_p par rapport à la fréquence f_{ref} de la référence sinusoïdale [Seg-95].

$$I_m = \frac{f_p}{f_{ref}} \quad (2.43)$$

Lorsque la valeur de I_m augmente, les harmoniques se déplacent vers les fréquences élevées. Ce qui est un avantage, par contre on obtient une augmentation du déchet de tension. Donc, l'optimisation de la valeur de I_m est nécessaire [Bel-09].

➤ **L'indice de modulation en amplitude**

C'est un coefficient de réglage de la tension, qui est égal au rapport de l'amplitude de la tension de référence à l'amplitude de la porteuse [Seg-95].

$$T_m = \frac{V_{ref}}{V_p} \quad (2.44)$$

La modulation sinus-triangle pour inconvénient de générer des impulsions dissymétriques par rapport à une période de la porteuse. Ainsi que les instants de commutation ne peuvent être exprimés sous forme analytique simple; ce qui rend délicate sa mise en œuvre dans les applications numériques.

Par contre l'avantage majeur de cette technique, repose soit sur la réduction et élimination des harmoniques non désirés ou de minimiser les oscillations sur la vitesse, le couple et les courants; ce qui conduit à la réduction des harmoniques dans le réseau électrique et la minimisation des pertes dans le système ; donc amélioration du rendement.

II.7. Conclusion

A travers ce chapitre, nous nous sommes intéressés à la modélisation du système éolien à base de la GADA. En premier lieu nous avons établi la modélisation du profil du vent ainsi que les modèles mathématiques des composantes du système de la turbine. La modélisation de la machine asynchrone à double alimentation pour le fonctionnement en génératrice et aussi la modélisation des convertisseurs statiques permettant le raccordement de la GADA au réseau électrique sont traitées en second volet de ce chapitre.

Lors de cette modélisation, nous nous sommes attachés à développer un modèle en vue de la commande de la génératrice asynchrone à double alimentation. Ce modèle est de type courants rotoriques et flux statoriques ; et comme ce modèle mathématique obtenu est fortement couplé. De plus, l'expression du couple électromagnétique montre une interaction complexe entre les champs statorique et rotorique, il est indispensable de trouver une méthode de commande permettant un contrôle découplé des puissances active et réactive du côté du stator.

3.1 Introduction

Nous avons défini la transformée de Park nécessaire au changement des coordonnées utilisées pour la commande vectorielle ; dans ce repère, le moteur asynchrone peut-être considéré comme un système multi-variable sur lequel le vecteur d'entrée est constitué des deux composantes de la tension V_{sd} et V_{sq} dans le repère dq et des pulsations du champ tournant ω et du rotor ω_r . La sortie est constituée de l'ensemble des flux et des courants au stator et au rotor. Lorsqu'un moteur électrique entraîne une charge mécanique il est indispensable, pour bien piloter la dynamique de celle-ci, de maîtriser son couple instantané. L'idée directrice de la commande vectorielle est d'avoir pour la machine asynchrone un couple moteur proportionnel à un flux et un courant comme pour la machine à courant continu.

3.2 La commande vectorielle: principes et objectifs

Le principe de cette technique est d'éliminer le problème de couplage entre les grandeurs statoriques et rotoriques. Nous décomposons le courant statorique en deux composantes directe et en quadrature dans un repère de référence lié au flux statorique de telle sorte que l'une des composantes contrôle le flux et l'autre contrôle le couple. Ceci permet de ramener le fonctionnement de la GADA à un fonctionnement similaire à celui d'une machine à courant continu à excitation séparée ou le courant inducteur contrôle le flux et le courant induit contrôle le couple électromagnétique [Den-10].

De nombreuses variantes de ce principe de commande ont été présentées dans la littérature que nous pouvons classer suivant l'orientation du repère ($d - q$):

- Orientation suivant le flux rotorique.
- Orientation suivant le flux statorique.
- Orientation suivant le flux d'entrefer.

Dans le cadre de ce travail, nous développons la commande vectorielle de la génératrice asynchrone à double alimentation avec orientation du repère ($d - q$) suivant le flux statorique.

Nous utilisons ce type de commande « La commande à flux statorique orienté » pour obtenir le mode de fonctionnement recherché en positionnant d'une manière optimale le vecteur courant statorique et le vecteur flux magnétique.

La commande vectorielle de la GADA avec orientation du flux statorique est composée de trois parties [Abd-21]. :

- Le contrôle du flux.
- Le contrôle des courants statoriques.
- Le découplage ou compensation.

Pour établir la commande vectorielle de la génératrice, nous considérons l'hypothèse simplificatrice que les enroulements statoriques et rotoriques de la machine sont supposés triphasés équilibrés, donc, toutes les composantes homopolaires sont annulées.

3.3 Synthèse de la commande à flux orienté de la GADA

Pour faire la régulation des puissances de la GADA, nous considérons le modèle électrique suivant:

$$\begin{cases} v_{sd} = \frac{d\phi_{sd}}{dt} + \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - \omega_s \cdot \phi_{sq} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} \\ v_{sq} = \frac{d\phi_{sq}}{dt} + \omega_s \cdot \phi_{sd} + \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rq} \\ \left(v_{rd} - \frac{M}{L_s} v_{sd} \right) = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} - \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} + \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sq} + \left(R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} R_s \right) i_{rd} - \sigma L_r \omega_r i_{rq} \\ \left(v_{rq} - \frac{M}{L_s} v_{sq} \right) = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} - \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} - \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} + \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \left(R_r + \frac{M}{L_s} \frac{M}{L_s} R_s \right) i_{rq} \end{cases} \quad (3.1)$$

Avec : $\sigma = 1 - \frac{M^2}{L_r L_s}$ est le facteur de dispersion.

Le couple électromagnétique est donné par :

$$C_{em} = p(\phi_{sd} i_{sq} - \phi_{sq} i_{sd}) \quad (3.2)$$

3.3.1 Orientation de flux statorique

Le principe d'orientation de flux statorique consiste à aligner le flux statorique suivant l'axe « d » du référentiel tournant, comme il est montré dans la figure (3-1). Le flux sera callé sur l'axe d et la tension du stator sur l'axe « q ». Cette dernière contrainte est favorable pour disposer d'un modèle de commande simplifié.

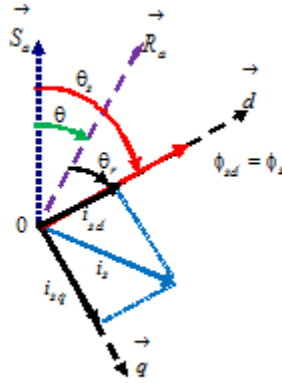


Figure 3.1 : Orientation du flux statorique.

Avec cette orientation, le modèle obtenu de la GADA se simplifie et le dispositif de commande qui en résulte l'est également. Ainsi, nous obtenons $\phi_{sq} = 0$ et $\phi_{sd} = \phi_s$. Donc, nous pouvons écrire les équations des tensions statorique et rotoriques de la machine comme suite :

- **Tensions statoriques**

$$\begin{cases} v_{sd} = \frac{d\phi_{sd}}{dt} + \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} \\ v_{sq} = \omega_s \cdot \phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rq} \end{cases} \quad (3.3)$$

- **Tensions rotoriques**

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} - \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} + (R_r + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{M}{L_s} R_s) i_{rd} - \sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} v_{sd} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} - \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} + \sigma L_r \omega_r i_{rd} + (R_r + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{M}{L_s} R_s) i_{rq} + \frac{M}{L_s} v_{sq} \end{cases} \quad (3.4)$$

En remplaçant les équations des tensions statoriques (3.3) dans les équations des tensions rotoriques (3.4), nous obtenons le modèle suivant:

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} + R_r i_{rd} - \sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} + R_r i_{rq} + \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} \end{cases} \quad (3.5)$$

En posant les $f \cdot e \cdot m$ suivantes :

$$\begin{cases} f_{em,d} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ f_{em,q} = \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} \end{cases} \quad (3.6)$$

Nous obtenons alors :

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} + R_r i_{rd} + f_{em,d} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} + R_r i_{rq} + f_{em,q} \end{cases} \quad (3.7)$$

Avec la transformé de Laplace, nous écrivons :

$$\begin{cases} (\sigma L_r \cdot s + R_r) i_{rd} = v_{rd} - f_{em,d} \\ (\sigma L_r \cdot s + R_r) i_{rq} = v_{rq} - f_{em,q} \end{cases} \quad (3.8)$$

Ou :

$$\begin{cases} i_{rd} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rd} - f_{em,d}) \\ i_{rq} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rq} - f_{em,q}) \end{cases} \quad (3.9)$$

A partir de ces équations, nous pouvons tracer le schéma bloc du modèle simplifié des courant rotoriques de la GADA suivant la figure (3-2) :

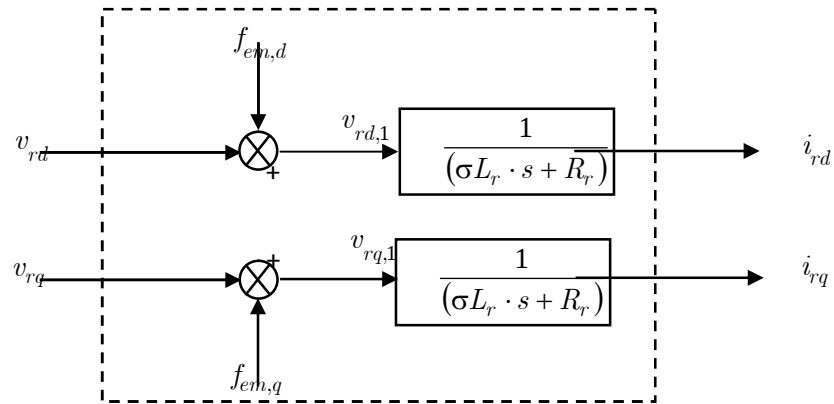


Figure 3-2 : Modèle simplifié des courants rotoriques de la GADA.

• Puissances statoriques

Dans le repère de Park, les puissances statoriques active et réactive d'une machine asynchrone à double alimentation s'écrivent :

$$\begin{cases} P_s = v_{sd} i_{sd} + v_{sq} i_{sq} \\ Q_s = v_{sq} i_{sd} - v_{sd} i_{sq} \end{cases} \quad (3.10)$$

L'adaptation de ces équations au système d'axe choisi et aux hypothèses simplificatrices effectuées dans notre cas ($v_{ds} = 0, v_{qs} = \text{const} = V_s$) donne :

$$\begin{cases} P_s = V_s i_{sq} \\ Q_s = V_s i_{sd} \end{cases} \quad (3.11)$$

D'après les relations flux – courants (2.14), les flux statoriques s'écrivent :

$$\begin{aligned} \phi_{sd} &= L_s i_{sd} + M i_{rd} \\ \phi_{sq} &= L_s i_{sq} + M i_{rq} \end{aligned} \quad (3.12)$$

Après orientation du flux statoriques, nous obtenons :

$$\begin{aligned} \phi_{sd} &= L_s i_{sd} + M i_{rd} \\ 0 &= L_s i_{sq} + M i_{rq} \end{aligned} \quad (3.13)$$

Donc :

$$\begin{cases} i_{sd} = \frac{\phi_{sd} - M i_{rd}}{L_s} \\ i_{sq} = -\frac{M}{L_s} i_{rq} \end{cases} \quad (3.14)$$

Alors :

$$\begin{cases} P_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} i_{rq} \\ Q_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \left(i_{rd} - \frac{\phi_s}{M} \right) \end{cases} \quad (3.15)$$

Cette dernière équation peut être représentée par le schéma bloc suivant :

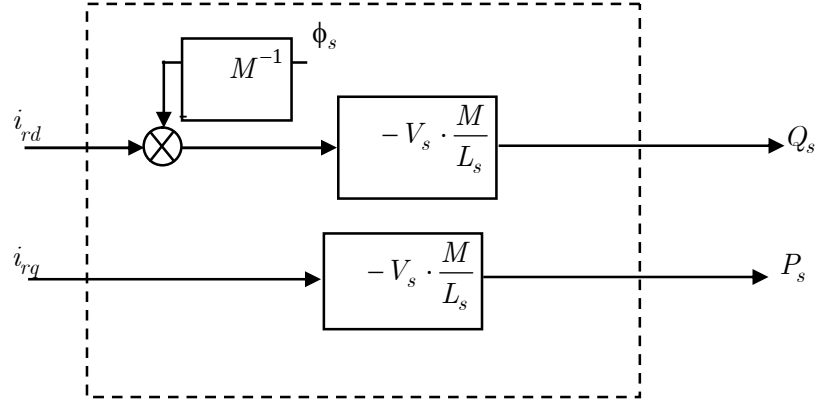


Figure3-3: Modèle simplifié des puissances statoriques de la GADA.

3.4 Modèle simplifié de la GADA avec orientation du flux statorique

Dans ces conditions, nous réalisons un modèle simplifié pour les enroulements rotoriques de la GADA suivant la figure (3-4) :

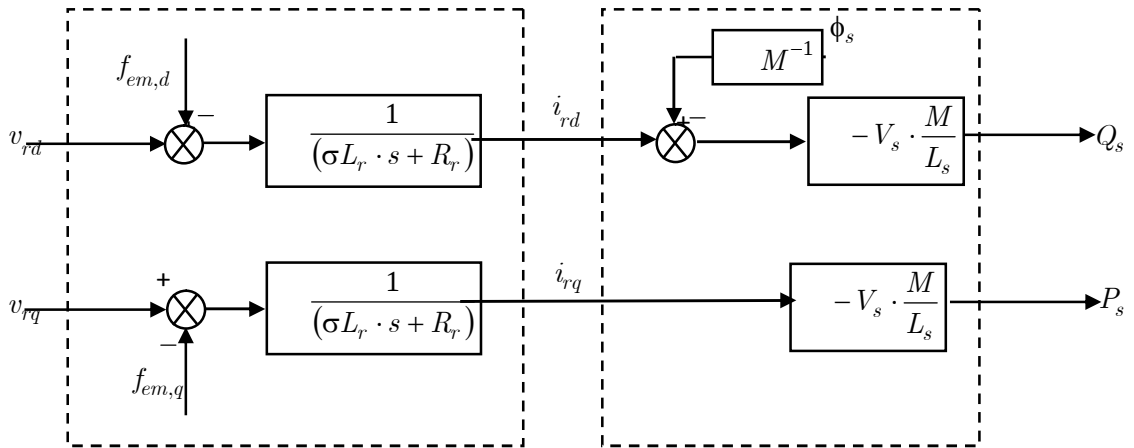


Figure 3-4 : Modèle réduit des puissances statoriques de la GADA.

Pour ce schéma bloc, nous considérons les tensions rotorique v_{rd}, v_{rq} comme variables de commande et les courants rotoriques i_{rd}, i_{rq} comme variables d'état intermédiaires.

3.4.1 Estimation du flux statorique $\phi_{sd} = \phi_s$

Vu les inconvénients liés à l'introduction des capteurs servants à mesurer le flux statorique, *Hasse* a proposé une méthode se basant sur le modèle dynamique du flux magnétiques qui nous permet l'estimation à partir des grandeurs facilement mesurables tel que les tensions et les courants [Has-69].

- **Estimation de ϕ_{sd} à partir de l'équation différentielle :**

A partir du modèle orienté de la machine :

$$v_{sd} = \frac{d\phi_{sd}}{dt} + \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} \quad (3.16)$$

D'après la transformation de Laplace, nous obtenons :

$$\left(s + \frac{R_s}{L_s}\right) \phi_{sd} = v_{sd} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} \quad (3.17)$$

Donc :

$$\phi_{sd} = \frac{1}{s + \frac{R_s}{L_s}} \left(v_{sd} + M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} \right) \quad (3.18)$$

- **Estimation de ϕ_{sd} à partir de la mesure des courants :**

A partir de l'équation (2.28), la composante directe du flux statorique s'écrit :

$$\phi_{sd} = L_s i_{sd} + M i_{rd} \quad (3.19)$$

- **Estimation de ϕ_{sd} à partir du régime permanent :**

D'après le modèle de base de la GADA de l'équation (2.39), nous avons :

$$\frac{d}{dt} \phi_{sq} = v_{sq} - R_s i_{sq} - \omega_s \phi_{sd} \quad (3.20)$$

Si nous négligeons les chutes de tension $R_s \cdot i_{sd}$ et $R_s \cdot i_{sq}$, nous pouvons écrire :

$$\frac{d}{dt} \phi_{sq} = v_{sq} - \omega_s \phi_{sd} \quad (3.21)$$

Pour $\phi_{sq} = 0$:

$$0 = v_{sq} - \omega_s \phi_{sd} \quad (3.22)$$

Cela signifie

$$\phi_{sd} = \frac{v_{sq}}{\omega_s} \quad (3.23)$$

Ou :

$$\phi_{sd} = \frac{V_s}{\omega_s} \quad (3.24)$$

3.4.2 Mise en évidence des termes de couplage

Les termes $f_{em,d}$ et $f_{em,q}$ correspondent aux termes de couplage entre les axes (d) et (q) sont données par :

$$\begin{cases} f_{em,d} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ f_{em,q} = -\sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \cdot \omega_r \cdot \phi_{sd} \end{cases} \quad (3.25)$$

En utilisant l'équation (4.24), nous obtenons :

$$\begin{cases} f_{em,d} = -g \sigma L_r \omega_s i_{rq} \\ f_{em,q} = +g \sigma L_r \omega_s i_{rd} + g \frac{M}{L_s} V_s \end{cases} \quad (3.26)$$

3.5 Réglage des puissances statoriques de la GADA

Il apparaît deux solutions pour effectuer la commande en puissance de cette machine :

- La première méthode consiste à négliger les termes de couplage et à mettre en place un correcteur indépendant sur chaque axe pour contrôler indépendamment les puissances active et réactive. Cette méthode est appelée **méthode directe** car les correcteurs de puissance contrôlent directement les tensions rotoriques de la machine.
- La deuxième méthode consiste à tenir compte des termes de couplage et les compenser en effectuant un système comportant deux boucles permettant de contrôler les puissances et les courants rotoriques. Cette méthode est appelée **méthode indirecte**.

3.5.1 Réglage direct

Dans la méthode directe, l'idée de la régulation consiste à commander indépendamment et directement les puissances P_s et Q_s de la GADA.

3.5.1.1 Schéma bloc en boucle ouverte

Par la substitution des courants rotoriques de l'équation (3.9) dans l'équation (3.15), nous obtenons :

$$\begin{cases} P_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rq} - f_{em,q}) \\ Q_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \left(\frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rd} - f_{em,d}) - \frac{\phi_{sd}}{M} \right) \end{cases} \quad (3.27)$$

Ou :

$$\begin{cases} P_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rq} - f_{em,q}) \\ Q_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \frac{1}{(\sigma L_r \cdot s + R_r)} (v_{rd} - f_{em,d}) + V_s \cdot \frac{\phi_{sd}}{L_s} \end{cases} \quad (3.28)$$

Avec

$$\begin{cases} f_{em,d} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ f_{em,q} = \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} \end{cases} \quad (3.29)$$

D'après le modèle des puissances (3.28), le contrôle des puissances de la GADA revient alors à contrôler les deux puissances P_s et Q_s par les deux composantes v_{rd} et v_{rq} . Nous remarquons aussi qu'il y a un grand couplage entre les puissances statoriques et les tensions rotoriques selon le modèle de puissance (3.28). Nous disons que les deux puissances comportent des termes croisés. Donc, il est nécessaire de réaliser un découplage pour contrôler séparément ces puissances. Dans ce cas, nous utilisons le découplage par compensation. A partir des équations (3.28), nous pouvons établir le schéma bloc simplifié de la GADA :

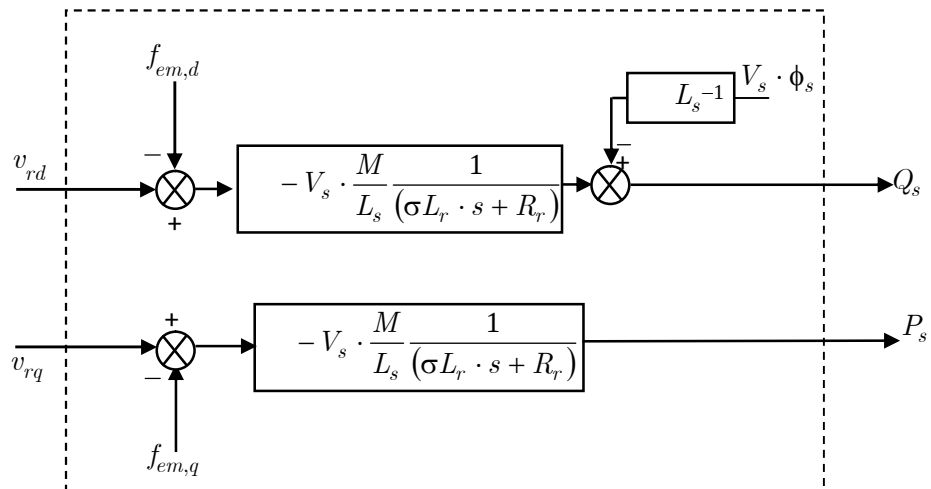


Figure 3-5 : Modèle réduit des puissances statoriques de la GADA.

3.5.1.2 Schéma bloc de la régulation

Pour réguler les puissances statoriques de la machine, nous allons mettre en place une boucle de régulation pour chaque puissance avec un correcteur indépendant, tout en compensant les termes de perturbation qui sont présents dans le schéma bloc de la figure (3-5). Nous obtenons, ainsi, un découplage par compensation, qui permet de rendre les axes d et q complètement indépendants, comme le montre la figure (3-6).

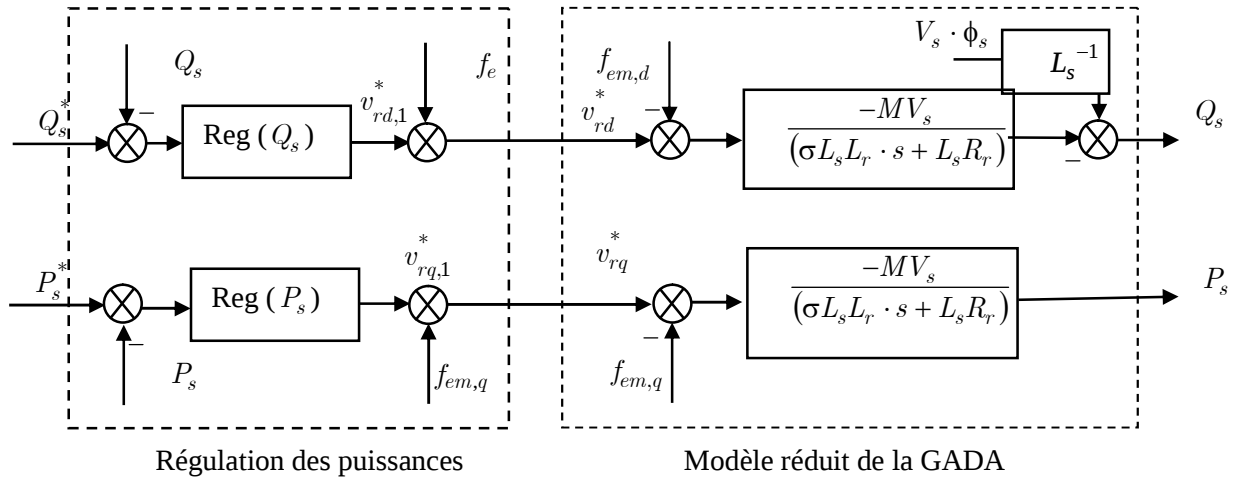


Figure 3-6 : Contrôle des puissances statoriques de la GADA.

Nous aboutissons alors aux schémas blocs simples et identiques pour les deux puissances statoriques :

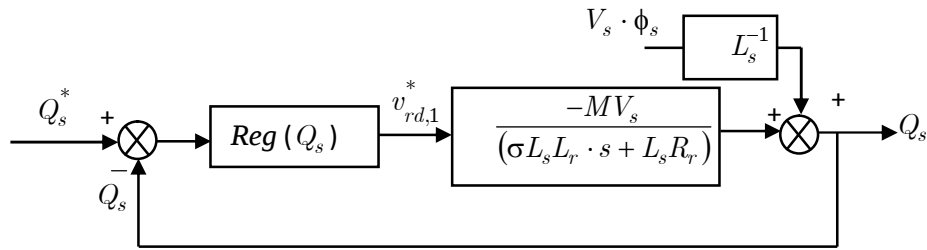


Figure 3-7 : Boucle de régulation de la puissance Q_s après découplage.

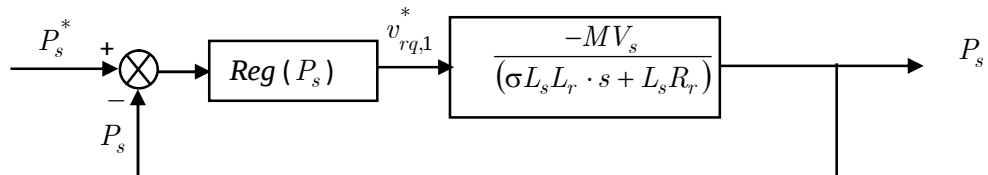


Figure 3-8 : Boucle de régulation de la puissance P_s après découplage.

3.5.1.3 Synthèse des correcteurs

Le correcteur Proportionnelle Intégrale (PI) utilisé pour le réglage des puissances de la GADA est simple et rapide à mettre en œuvre tout en offrant des performances acceptables. L'action proportionnelle sert à régler la rapidité de la dynamique du système, alors que l'action intégrale permet d'éliminer l'écart entre la grandeur de consigne et celle que l'on désire asservir. Sa fonction de transfert est:

$$G(s) = K_p + \frac{K_i}{s} \quad (3.30)$$

D'après les figures (3-7) et (3-8), la fonction de transfert en boucle ouverte $F(s)$ et donnée par :

$$F(s) = \frac{A}{1 + T \cdot s} \quad (3.31)$$

Avec

$$\begin{cases} A = \frac{-MV_s}{L_s R_r} \\ T = \sigma T_r \end{cases} \quad (3.32)$$

La boucle de régulation du courant i_{rd} est représentée par la figure (3-9) :

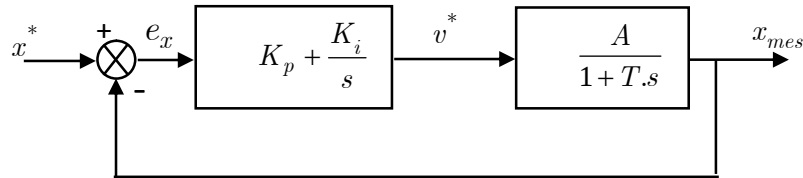


Figure 3-9: Système à régulé par un correcteur PI.

La fonction transfert en boucle ouverte (FTBO) avec les correcteurs s'écrit de la manière suivante :

$$FTBO = \frac{\frac{A}{T}(K_p \cdot s + K_i)}{s^2 + s\left(\frac{1 + A \cdot K_p}{T}\right) + \frac{A \cdot K_i}{T}} \quad (3.33)$$

Le dimensionnement du correcteur est fait à l'aide du principe d'imposition des pôles. Comme le polynôme caractéristique de l'équation (3.33) est du deuxième ordre, nous imposons deux pôles à partie réelle négative. Pour avoir plus de souplesse dans le choix

des dynamiques de régulation, nous utilisons le faisceau de courbes présenté à l'annexe (C), pour le quel de dénominateur des fonctions de transfert correspondantes est de la forme :

$$D(s) = s^2 + 2 \cdot \xi \cdot \omega_0 \cdot s + \omega_0^2 \quad (3.34)$$

Ainsi, nous obtenons les paramètres du correcteur, en fonction de l'amortissement ξ et la pulsation propre ω_0 .

$$\begin{cases} K_p = \frac{(2 \cdot T \cdot \xi \cdot \omega_0 - 1)}{A} \\ K_i = \frac{T \cdot \omega_0^2}{A} \end{cases} \quad (3.5)$$

3.5.1.4 Schéma bloc de la régulation des puissances statoriques de la GADA

La figure ci-dessous représente le schéma de la simulation. La machine est connectée directement au réseau du côté statorique. D'un autre coté, le circuit rotorique est alimenté à travers un convertisseur à MLI. Les erreurs entre les puissances de références et celles mesurées au niveau du stator sont traitées par l'algorithme de contrôle considéré, afin de concevoir les tensions de références du rotor. Ces tensions de référence ainsi que celles à l'entrée du convertisseur à MLI sont utilisées par la technique de modulation considérée pour la synthèse des signaux de commande pour les interrupteurs bidirectionnels du convertisseur (figure (3-10)).

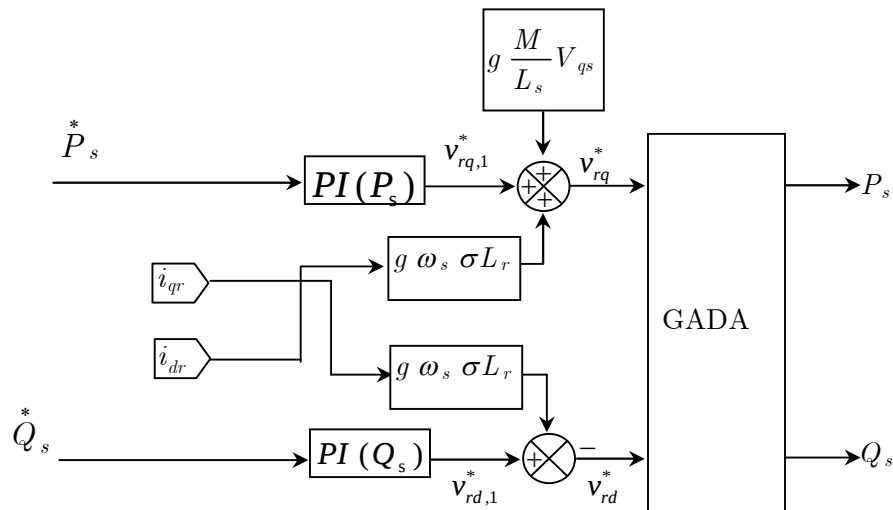


Figure 3-10 : Schéma bloc de la méthode directe de réglage des puissances statoriques de la GADA.

3.5.2 Réglage indirect

Cette technique consiste à reproduire, en sens inverse, le schéma bloc du système à réguler [Boy-06]. Nous construisons ainsi un schéma bloc permettant d'exprimer les tensions en fonction des puissances. Nous aboutissons alors à un modèle qui correspond à celui de la machine mais dans l'autre sens. La méthode indirecte va donc contenir tous les éléments présents dans le schéma bloc que la GADA. Nous partons donc de la puissance statorique en fonction des courants rotoriques et des expressions des tensions rotoriques en fonction des courants rotoriques.

3.5.2.1 Réglage indirect sans boucle de régulation

La commande sans boucle de régulation de puissance consiste à contrôler ces puissances indirectement par le réglage des deux composantes directe et en quadratique du courant rotorique par des correcteurs PI. Les consignes sont directement déduites des valeurs des puissances que l'on veut imposer à la machine.

Les courants rotoriques obtenues à partir du système (3.11) sont :

$$\begin{cases} i_{rd} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot p + R_r)} (v_{rd} - f_{em,d}) \\ i_{rq} = \frac{1}{(\sigma L_r \cdot p + R_r)} (v_{rq} - f_{em,q}) \end{cases} \quad (3.36)$$

Avec :

$$\begin{cases} f_{em,d} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} \\ f_{em,q} = \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} \end{cases} \quad (3.37)$$

D'après le système (3.36) qui lie les courants rotoriques et les tensions rotoriques, nous pouvons établir le schéma bloc simplifié des courants rotorique de la GADA

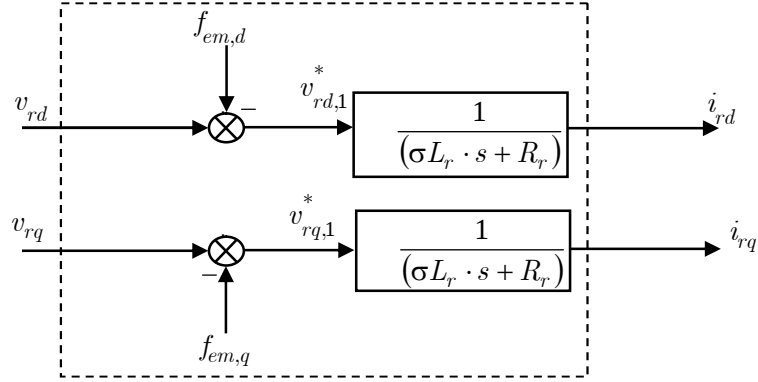


Figure 3-11: Modèle simplifié des courants rotorique de la GADA

3.5.2.2 Schéma bloc de la régulation

Si nous observons le schéma de la figure (3-11), nous remarquons que les tensions v_{rd}, v_{rq} sont liées aux courants rotoriques i_{rd}, i_{rq} par les termes $f_{em,d}$ et $f_{em,q}$. Le modèle (3.36) est non linéaire à cause des termes de couplages. Donc, il est nécessaire de réaliser un découplage pour commander séparément les courants. Dans ce cas, nous utilisons le découplage par compensation. Pour rendre les axes d et q complètement indépendants, il est nécessaire d'ajouter des termes identiques de découplage mais de signe opposé à la sortie des correcteurs comme le montre la figure (3-12).

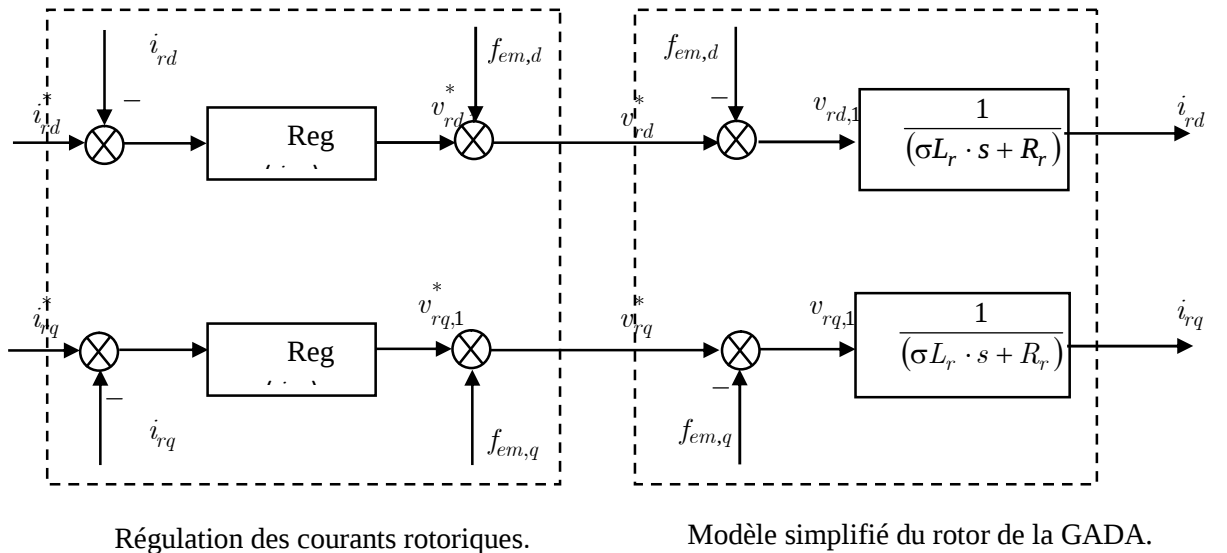


Figure 3-12: Découplage par addition des termes de compensation.

Pour contrôler les puissances par les courants rotoriques, nous utilisons les équations suivantes :

$$\begin{cases} P_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} i_{rq} \\ Q_s = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \left(i_{rd} - \frac{\phi_{sd}}{M} \right) \end{cases} \quad (3.38)$$

Donc, nous obtenons l'expression des courants rotoriques comme suite :

$$\begin{cases} i_{rq} = -\frac{L_s}{MV_s} P_s \\ i_{rd} = -\frac{L_s}{MV_s} Q_s + \frac{\phi_{sd}}{M} \end{cases} \quad (3.39)$$

Ou encore :

$$\begin{cases} i_{rq} = -\frac{L_s}{MV_s} P_s \\ i_{rd} = -\frac{L_s}{MV_s} \left(Q_s - V_s \cdot \frac{\phi_{sd}}{L_s} \right) \end{cases} \quad (3.40)$$

Donc :

$$\begin{cases} i_{rq} = -\frac{L_s}{MV_s} P_s \\ i_{rd} = -\frac{L_s}{MV_s} \left(Q_s - \frac{V_s^2}{\omega_s L_s} \right) \end{cases} \quad (3.41)$$

Si nous avons les puissances de référence P_s^* et Q_s^* , nous pouvons écrire :

$$\begin{cases} i_{rq}^* = -\frac{L_s}{MV_s} P_s^* \\ i_{rd}^* = -\frac{L_s}{MV_s} \left(Q_s^* - \frac{V_s^2}{\omega_s L_s} \right) \end{cases} \quad (3.42)$$

Donc, le bloc de régulation de la figure (3-12) devient :

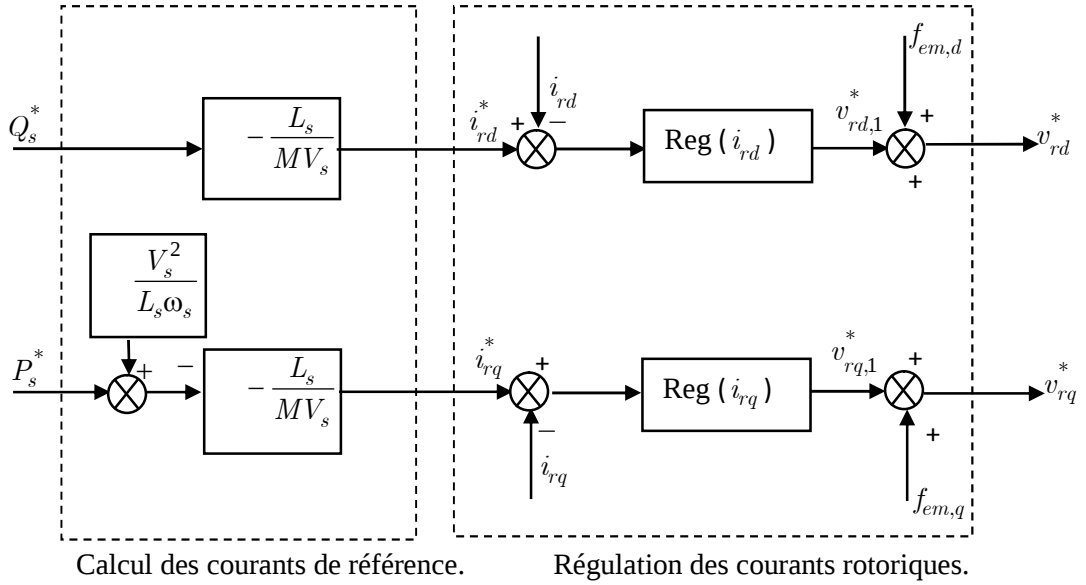


Figure 3-13: Schéma bloc de la régulation en cascade.

3.5.2.3 Synthèse des correcteurs

Le schéma bloc de régulation des puissances par les courants rotoriques est réalisé comme suit :

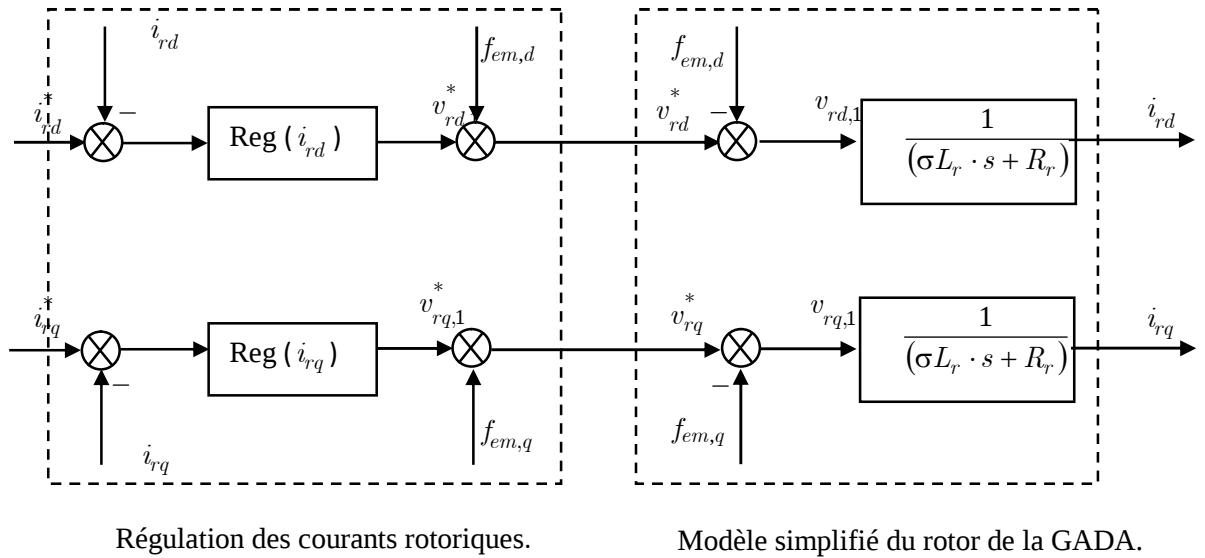
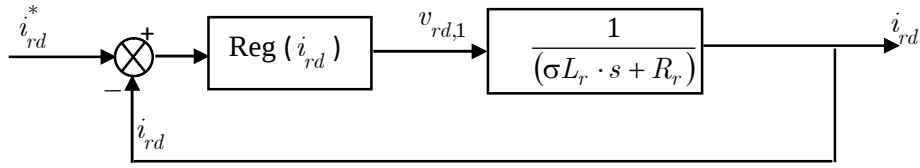
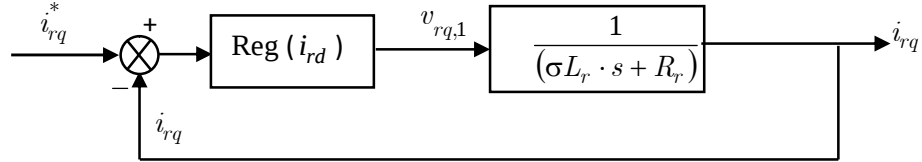


Figure 3-14: Découplage par addition des termes de compensation.

D'après le découplage par addition des termes de compensation qui est exprimé dans la figure (3-14), Nous aboutissons aux schémas blocs simples et identiques pour les deux courants rotoriques:

Figure 3-15: Boucle de régulation du courant i_{rd} après découplage.Figure 3-16: Boucle de régulation du courant i_{rq} après découplage.

- **Correcteur du courant i_{rd}**

Le correcteur du courant direct fournit la tension $v_{rd,1}$ nécessaire pour assurer la bonne commande du courant i_{rd} , donc de la puissance Q_s .

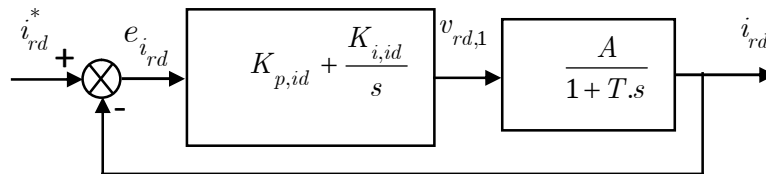
D'après la figure (3-14), la fonction de transfert $\frac{i_{rd}}{v_{rd,1}}$ est donnée par :

$$\frac{i_{rd}}{v_{rd,1}} = \frac{A}{1 + T \cdot s} \quad (3.43)$$

Avec

$$\begin{cases} A = \frac{1}{R_r} \\ T = \sigma T_r \end{cases} \quad (3.44)$$

La boucle de régulation du courant i_{rd} est représentée par la figure (3-17).

Figure 3-17: Schéma bloc de régulation du courant i_{rd} .

- **Correcteur du courant i_{rq} :**

Le correcteur du courant en quadrature fournit la tension $v_{rq,1}$ nécessaire pour assurer la bonne commande du courant i_{rq} , donc de la puissance P_s .

Suivant la figure (3-13), la fonction de transfert $\frac{i_{rq}}{v_{rq,1}}$ est donnée par :

$$\frac{i_{rq}}{v_{rq,1}} = \frac{1}{R_r \cdot (1 + \sigma T_r \cdot s)} \quad (3.45)$$

3.5.2.4 Schéma bloc du contrôle indirect de la GADA

Le schéma bloc du contrôle indirect de la GADA sans boucle de puissance est représenté sur la figure (3-18). Il consiste à contrôler ces puissances indirectement par le réglage des deux composantes directe et en quadrature du courant rotorique par des correcteurs PI dont les consignes sont directement déduites des valeurs des puissances.

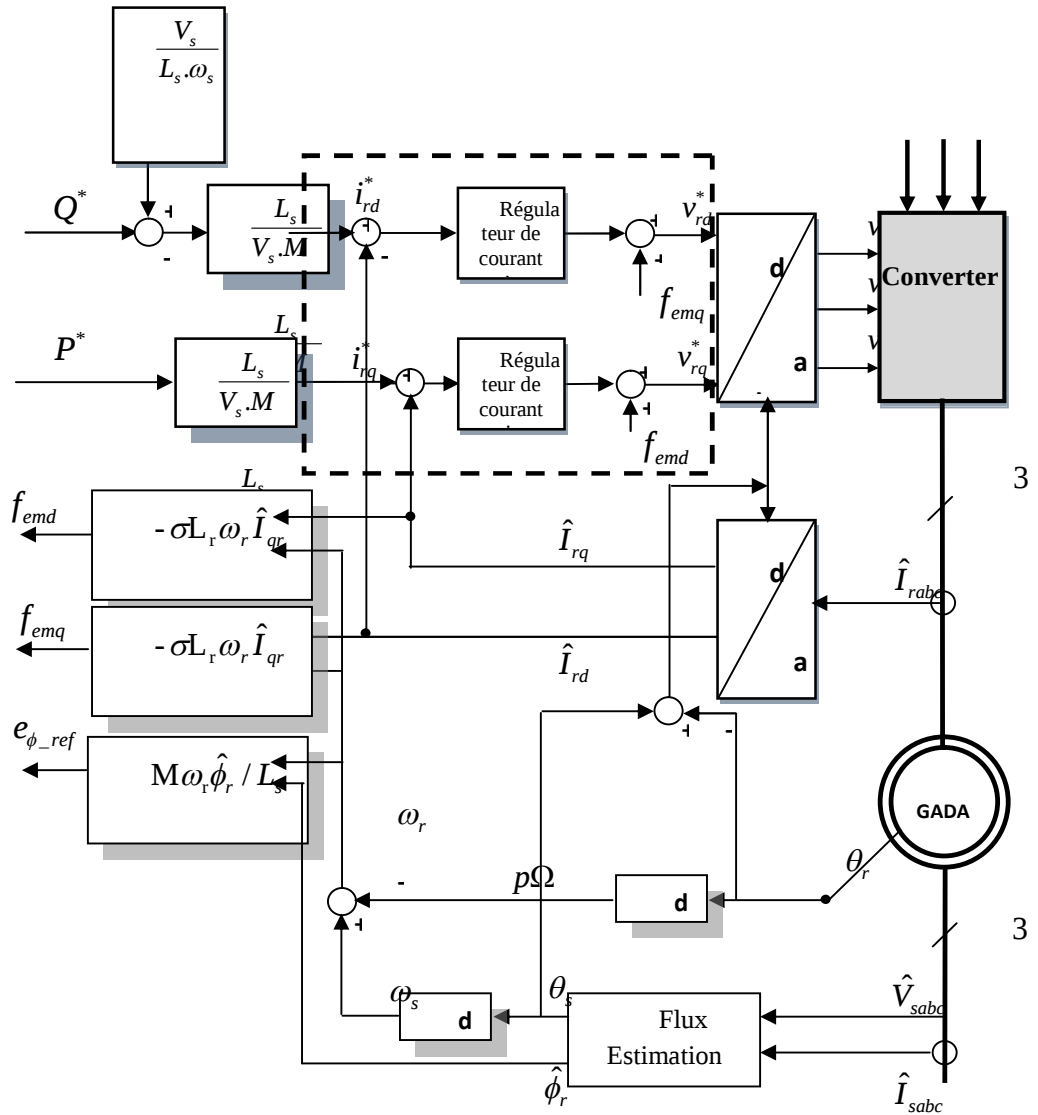


Figure 3-18: Schéma bloc de la méthode indirecte du réglage des puissances statoriques de la GADA.

3.5.3 Résultats de simulation et interprétations

3.5.3.1 Résultats de simulation de la méthode directe

Le système de conversion est schématisé par la figure (3-18). La machine est connectée directement au réseau du côté stator. Le circuit rotorique est alimenté à travers un onduleur contrôlé par la technique à MLI.

La stratégie de la régulation directe des puissances statoriques active et réactive a été implémentée dans l'environnement Matlab/Simulink afin d'évaluer et de tester le système complet pour un fonctionnement à vitesse constante ou variable. Les résultats de simulation sont donnés à la figure (3-19)

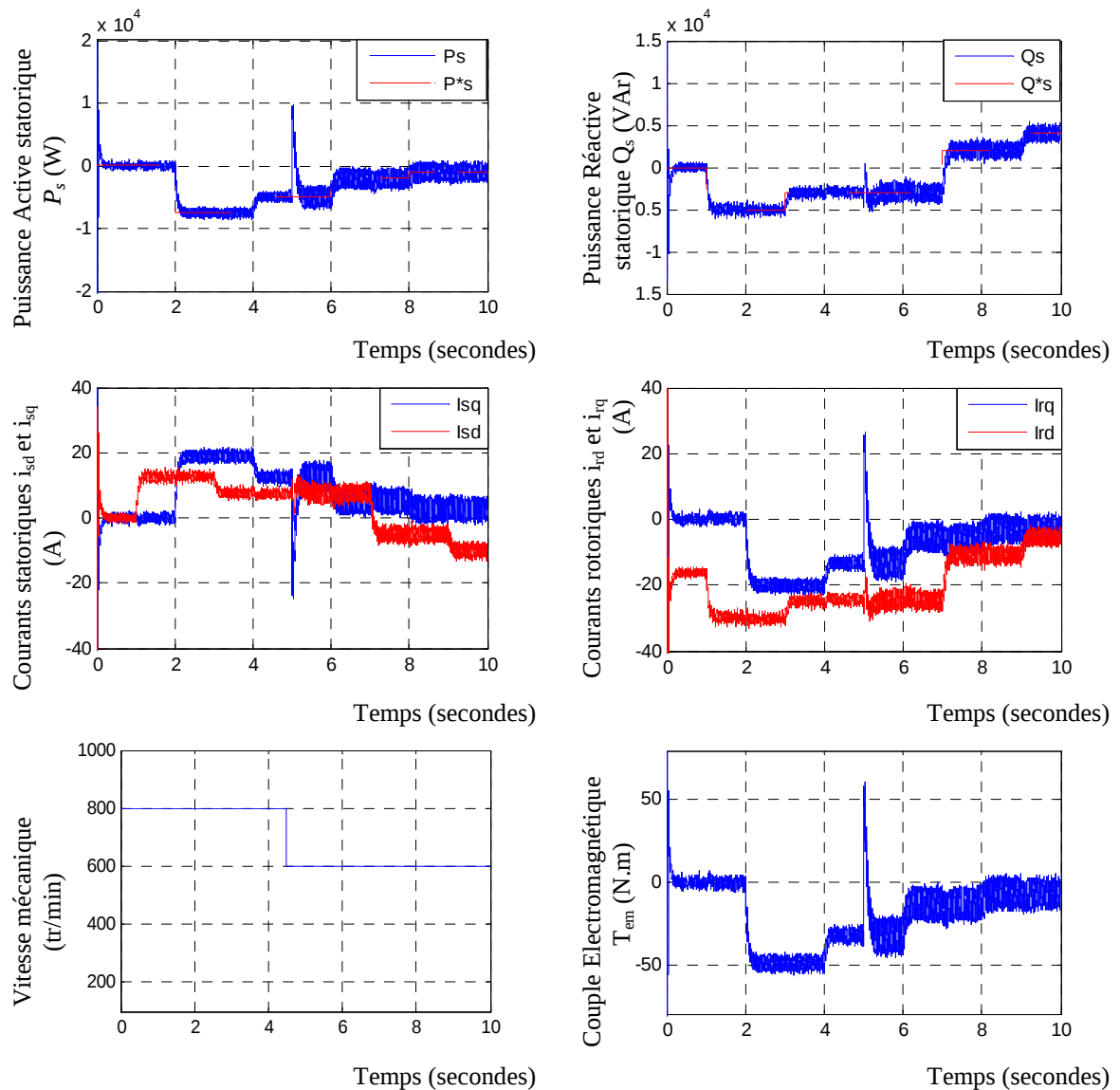


Figure 3-19: Réglage des puissances de la GADA par la méthode directe

On peut remarquer que les échelons de puissance sont bien suivis par le générateur aussi bien pour la puissance active que pour la puissance réactive. Cependant on observe l'effet du couplage entre les deux axes de commande (d et q) car un échelon imposé à l'une des deux puissances (active et réactive) induit de faible oscillation sur la seconde.

3.5.3.2 Résultats de simulation de la méthode indirecte

Les résultats obtenus montrent bien les grandes performances de la méthode indirecte des puissances active et réactive sans boucle de puissance dans le cas d'un fonctionnement à vitesse constante. Ceci a été confirmé par le découplage parfait et la bonne poursuite.

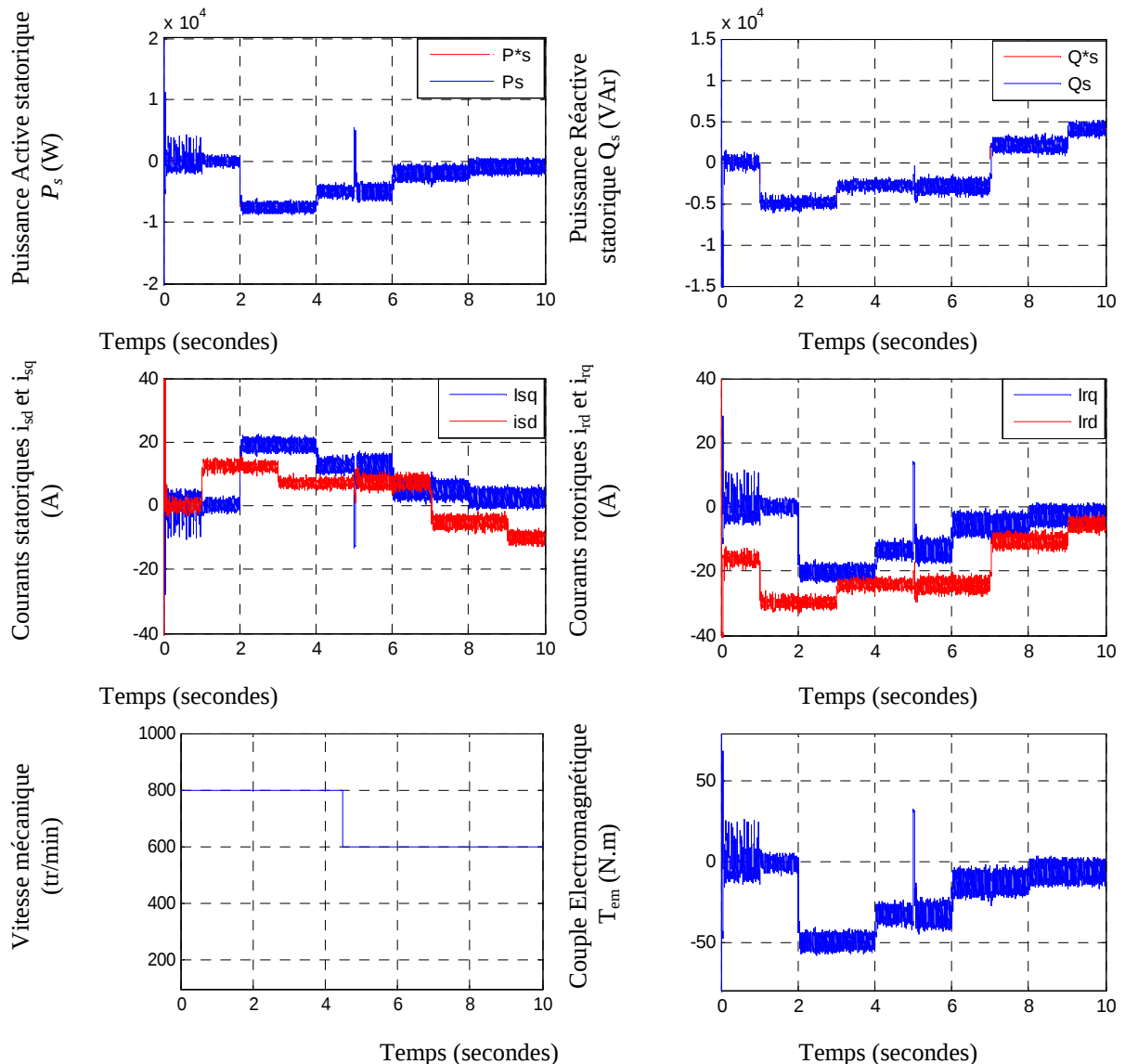


Figure 3-20: Régulation des puissances de la GADA par la méthode indirecte

3.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une stratégie de la commande vectorielle à flux statorique orienté de la GADA basée sur l'aspect de découplage des axes d et q . Nous avons développé deux méthodes de contrôle des puissances de la machine à savoir : le contrôle direct et le contrôle indirect.

Nous avons pu voir que le contrôle direct est le plus simple à mettre en œuvre, mais pas le plus performant. En revanche, la méthode indirecte nous permet, d'avoir un système performant.

Cette configuration de commande reste fiable tant que le réseau électrique reste stable en tension et en fréquence. Par contre une instabilité du réseau va donc provoquer une erreur sur le suivi des consignes des puissances active et réactive. Dans ce contexte, le prochain chapitre traite la reconfiguration de loi de commande en cas un creux de tension.

4.1 Introduction

Le développement des sources d'énergies du type éolien étant constant, de nombreux pays, notamment en Europe, se sont focalisés sur l'étude des réseaux comprenant des générateurs éoliens. Ces études incluent le maintien de la production en régime perturbé (FRT) au point de connexion au réseau (PCC) des fermes de production éolienne et le maintien de la production lors de creux de tension de faibles amplitudes (LVRT). Un profil de creux de tension en fonction du temps sur le réseau est montré à la figure (4.1) [Lov-07]. Lorsque la valeur efficace de la tension du réseau passe sous ces courbes, les turbines peuvent être déconnectées et lorsque la tension est dans cette zone, les éoliennes devraient générer la puissance réactive pour la production électrique conventionnelle.

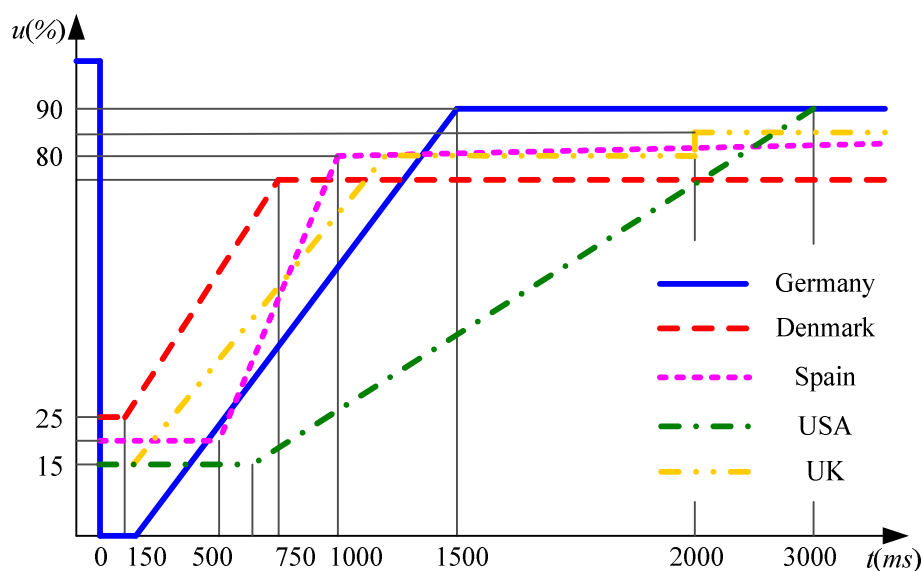


Figure 4-1 : Profils de creux de tension LVRT dans différents pays [31]

Les défauts dans les systèmes de puissance, même géographiquement éloignés de la turbine, peuvent causer des creux de tension au point de connexion de la turbine même si les performances nominales de la MADA sont très bonnes. Le contrôle du système n'est que partiel à cause du faible dimensionnement du convertisseur du côté rotor. Ainsi, un creux de la tension imposée par le réseau va causer une augmentation du courant statorique. A cause du couplage magnétique entre le stator et le rotor, le courant de défaut va traverser le rotor et son convertisseur de puissance, cela entraîne un sur-courant dans le rotor et une augmentation de la tension du bus continu [Hol-03][Qua-05]. Sans protections cela peut détruire le convertisseur. Alors, le principal objectif du contrôle durant une

défaillance réseau est de limiter le courant de défaut et de limiter l'augmentation de la tension de bus continu. Le contrôle vectoriel, le « Direct Torque Control » (DTC), le « flux magnitude and angle control » (FMAC) et des contrôles non linéaires ont été appliqués à la MADA en régime de défaillance.

Dans ce chapitre, une stratégie de contrôle vectoriel modifiée va être proposée et comparée avec le contrôle vectoriel classique afin de montrer l'influence du comportement dynamique de la MADA lors de creux de tension.

4.2 Les creux de tension

Les creux de tension sont l'un des plus importants problèmes pour la qualité des réseaux et représentent la principale priorité pour l'industrie. Elles peuvent causer l'interruption de processus industriels et peuvent mener à des pertes économiques et une dégradation des produits manufacturés. Un creux de tension est une réduction soudaine (entre 10% et 90%) de la tension à un point du réseau, qui dure d'une demi-période à 1 minute [IEE-92].

Il peut y avoir de nombreuses raisons à un creux de tension : un court-circuit dans le réseau, une déconnection partielle de l'alimentation, des courants importants dus au démarrage de moteurs, des courants importants dus à des arcs électriques ou à la saturation de transformateurs.

Les creux de tension dus à des courts circuits sont à l'origine de la plupart des défaillances et ils sont les plus intéressants à étudier. Les défaillances sont autant symétriques (défauts sur trois phases) que asymétriques (deux phases mises à la terre, deux phases connectées, une phase à la terre). Selon le type de défaillances, les amplitudes des creux de tension peuvent-être égales (cas symétrique) ou différentes (cas asymétrique).

4.2.1 Caractérisation des creux de tension

La figure (4.2) représente le profil typique d'un creux de tension. Dans ce mémoire, le creux de tension sera caractérisé pour deux paramètres pour mesurer sa gravité : l'amplitude (remaining voltage) et sa durée.

L'amplitude est la valeur minimale de la tension efficace sur un cycle et sa durée correspond au temps où la tension est sous un seuil défini. L'amplitude du creux de tension en un point du réseau dépend principalement du type de défaillance, de la distance à la défaillance, de la configuration du réseau et de l'impédance de défaillance. Nous supposons que la valeur efficace peut-être décrite par une valeur de tension simple, ce qui est suffisant pour un système monophasé. Cependant, dans le cas d'un système triphasé : une part importante des dommages sur les équipements dus à un creux de tension concerne des charges triphasées.

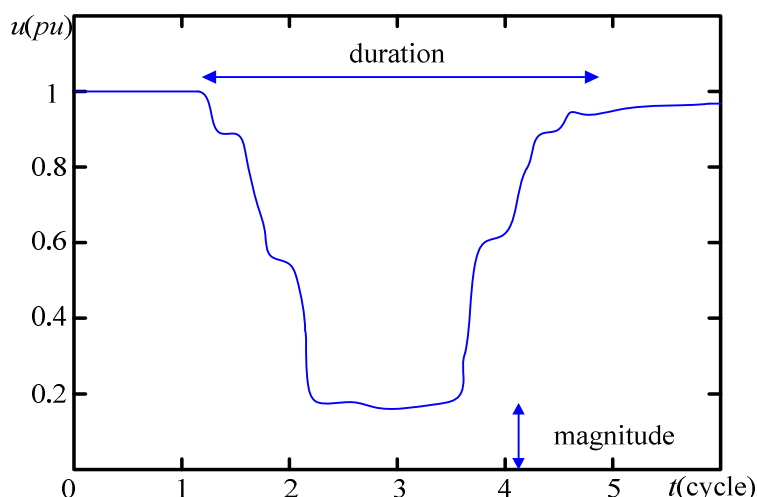


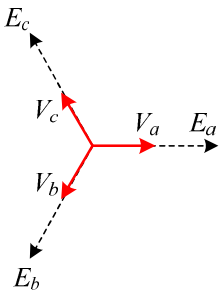
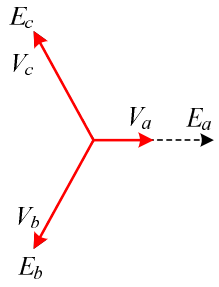
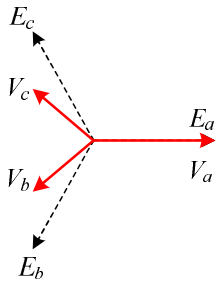
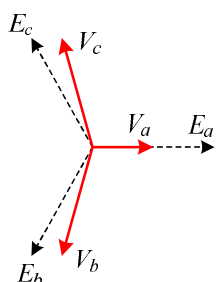
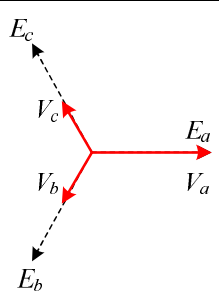
Figure 4-2 : Caractérisation d'un creux de tension

Ce problème est résolu en considérant un creux de tension triphasée avec la valeur la plus importante d'amplitude et la durée la plus longue (cas le plus défavorable). Mais cette méthode ne peut pas refléter la complexité des défaillances réseaux notamment pour les équipements. Il est ainsi plus difficile d'identifier le type et l'origine de la défaillance sans ces informations. Durant ces dernières années, de nouvelles recherches ont été menées pour étendre cette caractérisation monophasée au cas général triphasé [Bol-00].

4.2.2 Classification des creux de tension

Une classification basée sur une transformation vectorielle permet de représenter de manière intuitive les creux de tension. Cette méthodologie permet d'extraire les caractéristiques du creux de tension et de déterminer son type et sa gravité.

Sept types de creux de tension sont obtenus à partir d'une transformation vectorielle qui est due à différentes origines (trois phases, deux phases à la terre, deux phases connectées et une phase à la terre). Avec l'hypothèse, que les différentes impédances sont égales [Bol-97], [Bol-99], les expressions pour les tensions complexes dans ces sept cas sont données dans le Tableau (4.1).

Type	Phaseurs	Tensions	Description
A		$V_a = V$ $V_b = -\frac{1}{2}V - \frac{\sqrt{3}}{2}jV$ $V_c = -\frac{1}{2}V + \frac{\sqrt{3}}{2}jV$	Trois phases en défaillance : Creux de tension identiques dans les trois phases.
B		$V_a = V$ $V_b = -\frac{1}{2}E - \frac{\sqrt{3}}{2}jE$ $V_c = -\frac{1}{2}E + \frac{\sqrt{3}}{2}jE$	Une phase à la terre: elle provoque une baisse de la tension de ligne tandis que les deux autres tensions demeurent inchangées.
C		$V_a = E$ $V_b = -\frac{1}{2}E - \frac{\sqrt{3}}{2}jV$ $V_c = -\frac{1}{2}E + \frac{\sqrt{3}}{2}jV$	Défaut phase-phase: elle provoque le déplacement de deux phases alors que la troisième phase ne change pas du tout. Ou de type B après un transformateur couplé en triangle/étoile (Dy).
D		$V_a = V$ $V_b = -\frac{1}{2}V - \frac{\sqrt{3}}{2}jE$ $V_c = -\frac{1}{2}V + \frac{\sqrt{3}}{2}jE$	Type C après un transformateur couplé en triangle/étoile (Dy) ou de Type B après deux transformateurs couplés en triangle/étoile (Dy).
E		$V_a = E$ $V_b = -\frac{1}{2}V - \frac{\sqrt{3}}{2}jV$ $V_c = -\frac{1}{2}V + \frac{\sqrt{3}}{2}jV$	Deux phases à la terre : Provoque un creux de tension sur deux phases alors que la troisième n'est pas affectée.

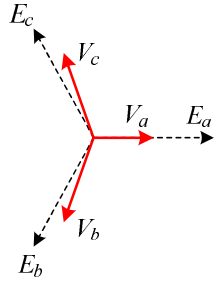
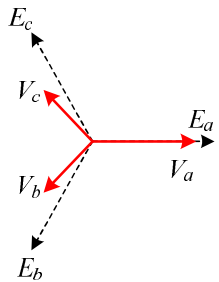
F		$V_a = V$ $V_b = -\frac{1}{2}V - \frac{\sqrt{3}}{3}jE - \frac{\sqrt{3}}{6}jV$ $V_c = -\frac{1}{2}V + \frac{\sqrt{3}}{3}jE + \frac{\sqrt{3}}{6}jV$	Type E après un transformateur couplé en triangle/étoile (Dy).
G		$V_a = \frac{2}{3}E + \frac{1}{3}V$ $V_b = -\frac{1}{3}E - \frac{1}{6}V - \frac{\sqrt{3}}{2}jV$ $V_c = -\frac{1}{3}E - \frac{1}{6}V + \frac{\sqrt{3}}{2}jV$	Type E après deux transformateurs couplés en triangle/étoile (Dy).

Table 4 -1 : Sept types de défaut causant un creux de tension

Les tensions avant la défaillance sont indiquées par les lettres E. Les tensions dans les phases en défaut ou entre les phases sont indiquées par les lettres V. Un transformateur permet de transférer les tensions déséquilibrées dans d'autres repères selon le type de défaut. Par exemple un transformateur couplé en triangle/étoile (Dy) permet une transformation des tensions composées en tensions simples. Et deux transformateurs couplés en triangle/étoile (Dy) permettent de supprimer la composante homopolaire.

Un des principaux avantages de cette méthode de classification est qu'elle ne nécessite que le calcul des phases spatiaux et des composantes homopolaires pour analyser les creux de tension. De plus, cela permet une interprétation graphique des modifications complexes des creux de tension. Cette méthode permet également une caractérisation et une classification plus concise des défauts. Cela permet d'élaborer plus facilement des protocoles de tests pour les convertisseurs de puissance connectés au réseau. Les types B et E peuvent être négligés lorsque l'on considère le cas des creux de tension dans les réseaux de production éolien car ils possèdent une composante homopolaire superflue [Bol-05].

4.3 Stratégie de contrôle vectoriel modifié de la MADA

Le contrôle vectoriel a été très largement utilisé dans le cas des MADA pour la production éolienne. Dans le schéma de contrôle du flux orienté de la MADA, le flux dans

le stator est considéré constant en amplitude pour simplifier le dimensionnement du contrôleur de courant.

Cependant, durant un creux de tension, le flux au stator va diminuer car le stator est directement relié au réseau (dont la tension s'effondre). De plus, le calcul de l'orientation du repère de Park peut être faussé durant le creux de tension. Toutefois, la dynamique du flux statorique ne doit pas être négligée durant le dimensionnement du contrôleur en courant [Pen-09].

Dans un repère tournant de Park tournant, la composante directe et en quadrature de la tension de la MADA peut être exprimée par :

➤ **Tensions statoriques**

$$\begin{cases} v_{sd} = \frac{d\phi_{sd}}{dt} + \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rd} - \omega_s \cdot \phi_{sq} \\ v_{sq} = \frac{d\phi_{sq}}{dt} + \frac{R_s}{L_s} \phi_{sq} + \omega_s \cdot \phi_{sd} - M \frac{R_s}{L_s} i_{rq} \end{cases} \quad (4.1)$$

➤ **Tensions rotoriques**

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} - \frac{M}{L_s} \frac{R_s}{L_s} \phi_{sd} + (R_r + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{M}{L_s} R_s) i_{rd} - \sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} v_{sd} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} - \frac{M}{L_s} \omega \phi_{sd} + \sigma L_r \omega_r i_{rd} + (R_r + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{M}{L_s} R_s) i_{rq} + \frac{M}{L_s} v_{sq} \end{cases} \quad (4.2)$$

En remplaçant les équations des tensions statoriques (4.1) dans les équations des tensions rotoriques (4.2), nous obtenons le modèle suivant:

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} + R_r \cdot i_{rd} - \sigma L_r + \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{d\phi_{sd}}{dt} - \frac{M}{L_s} \cdot \omega_s \cdot \phi_{sq} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} + R_r \cdot i_{rq} + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{d\phi_{sq}}{dt} + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{R_s}{L_s} \cdot \phi_{sq} + \sigma L_r \cdot \omega_r \cdot i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \cdot \phi_{sd} \end{cases} \quad (4.3)$$

En posant les $f \cdot e \cdot m$ suivantes :

$$\begin{cases} f_{em,d,new} = -\sigma L_r \omega_r i_{rq} + \frac{M}{L_s} \frac{d\phi_{sd}}{dt} - \frac{M}{L_s} \cdot \omega_s \cdot \phi_{sq} \\ f_{em,q,new} = \sigma L_r \omega_r i_{rd} + \frac{M}{L_s} \omega_r \phi_{sd} + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{d\phi_{sq}}{dt} + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{R_s}{L_s} \cdot \phi_{sq} \end{cases} \quad (4.4)$$

Nous obtenons alors :

$$\begin{cases} v_{rd} = \sigma L_r \frac{di_{rd}}{dt} + R_r i_{rd} + f_{em,d,new} \\ v_{rq} = \sigma L_r \frac{di_{rq}}{dt} + R_r i_{rq} + f_{em,q,new} \end{cases} \quad (4.5)$$

A partir de ces équations, nous pouvons dimensionner un contrôleur de type PI pour les courants au rotor. Il est à noter que pour un contrôle correct le flux au stator et ses dynamiques ϕ_{sd} et ϕ_{sq} doivent être compensés lors du creux de tension.

Afin d'obtenir une stratégie de contrôle, nous transformons ces équations et nous en déduisons le schéma de contrôle suivant:

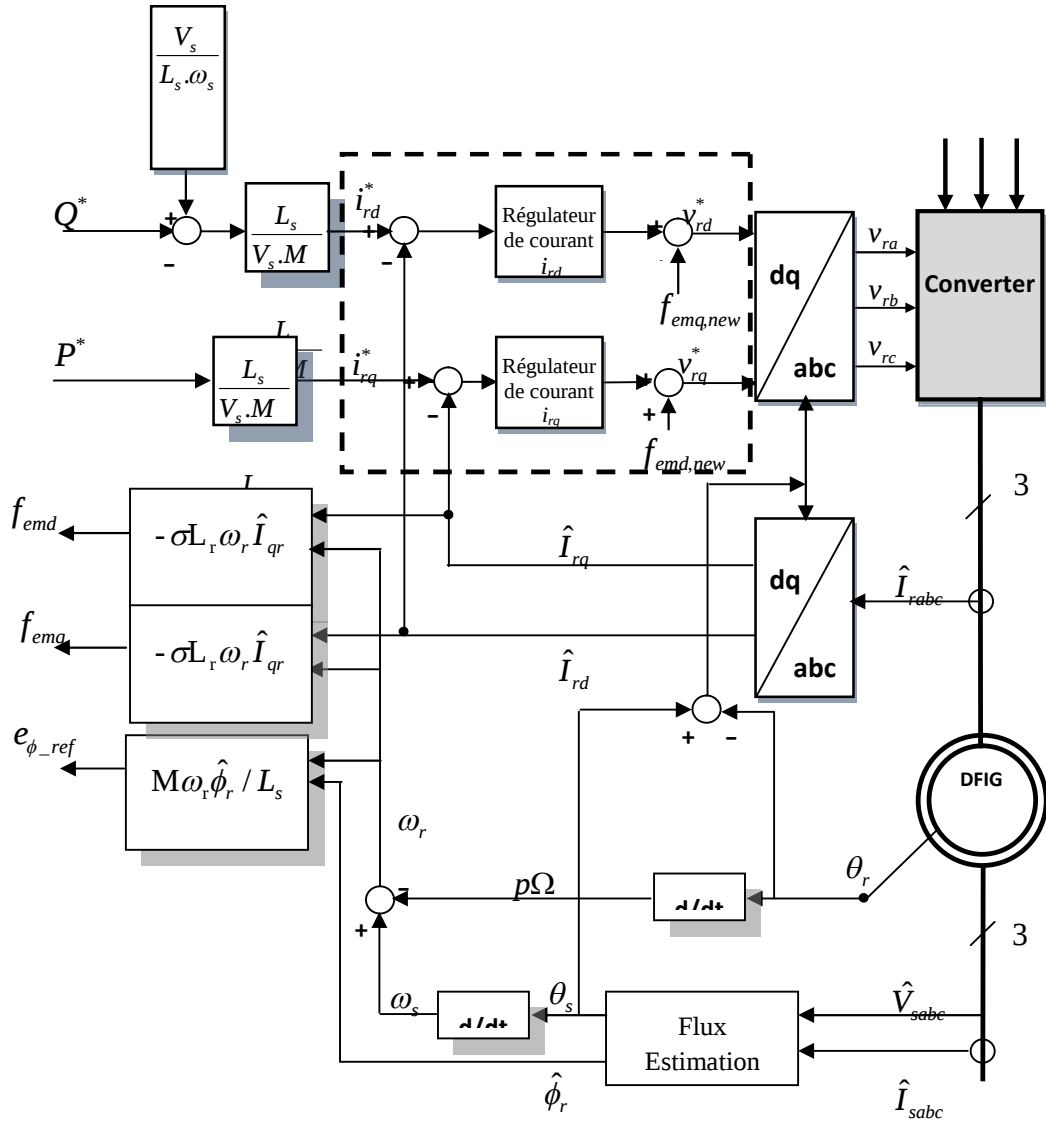


Figure 4-3 : Schéma bloc de la méthode indirecte du réglage modifié des puissances statoriques de la GADA.

4.4 Résultats de simulation

Afin d'étudier l'influence des creux de tension sur la stratégie proposée, un creux de tension triphasée de 50 % et d'une durée d'une seconde (1s) est appliqué .

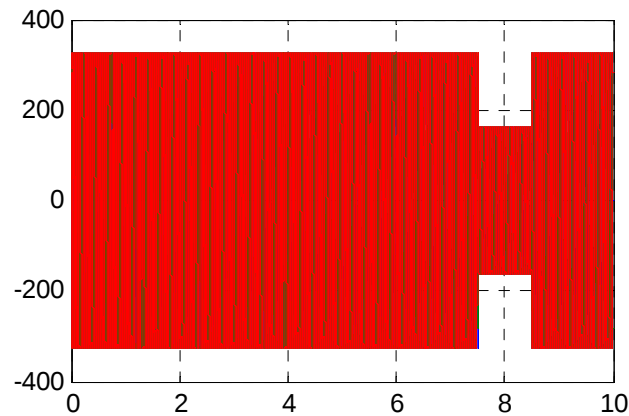
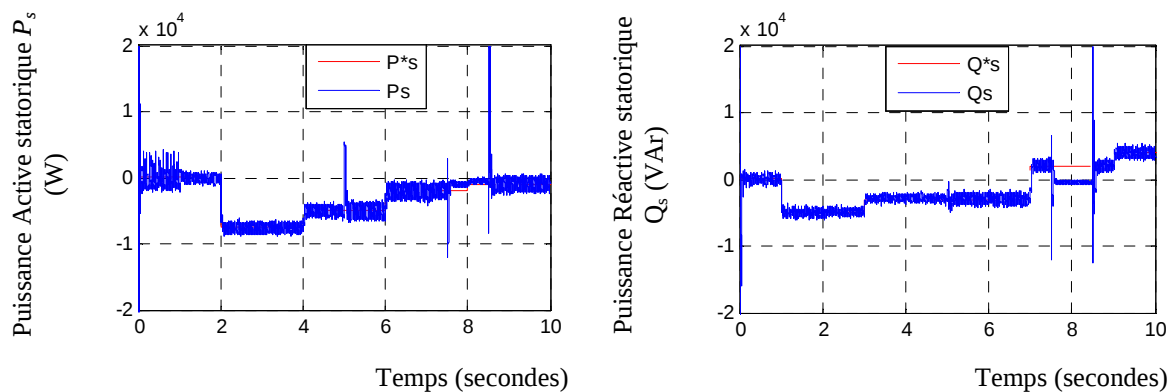


Figure 4-4 : Tension réseau durant un défaut triphasé

La figure (4-4) montre les résultats de simulation pour la stratégie proposée de contrôle lors un creux de tension.

Immédiatement après que le défaut apparaisse à $t=7.5s$, la puissance réactive de la génératrice chute, comme c'est montré par la figure (4-4). Le creux de tension conduit à diminuer aussi les courants et le couple . Des oscillations sur la composante directe et en quadrature du courant apparaissent durant le creux de tension et après la disparition du défaut.



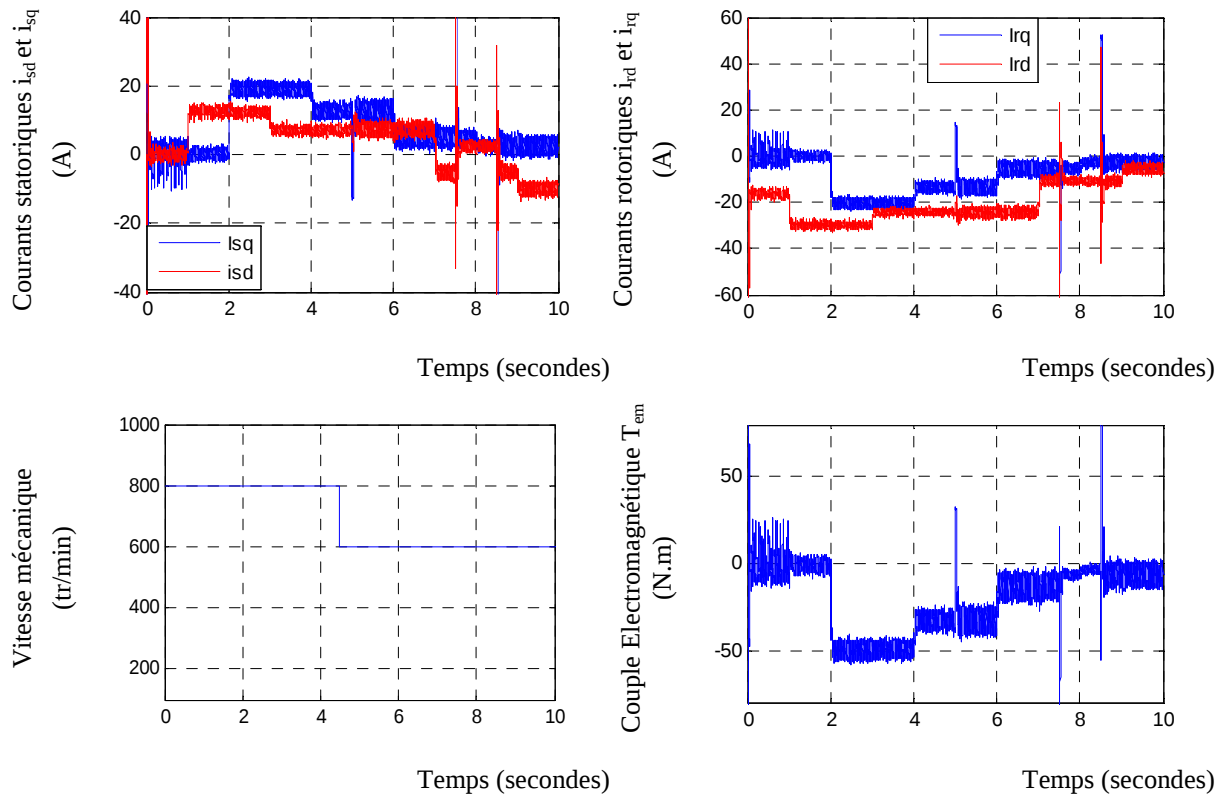
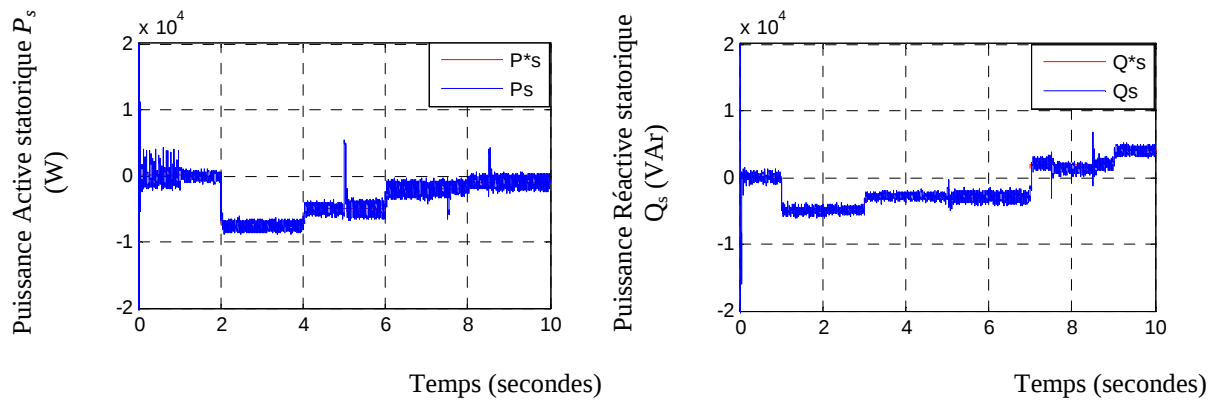


Figure 4-5: Réglage des puissances de la GADA par la méthode Indirecte durant un creux de tension

Selon la figure (4-6), le schéma de contrôle proposé possède un courant de défaut moindre que le contrôleur classique, ce qui indique que cette dernière est mieux adaptée au cas des creux de tension. Le courant du rotor ne change pas avec la stratégie de contrôle modifié alors qu'il se déforme gravement avec le contrôleur classique.



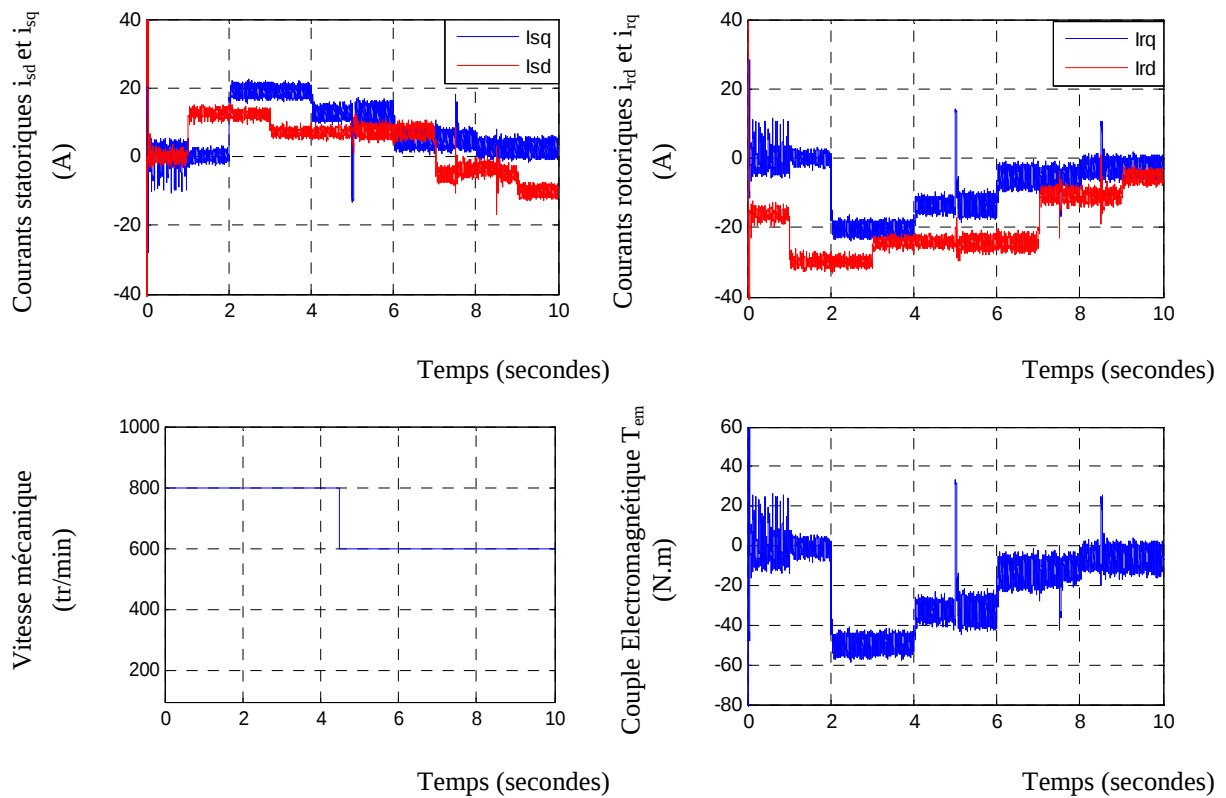


Figure 4-6: Régulation des puissances de la GADA par la méthode modifiée indirecte durant un creux de tension

4.4 Conclusion

La stratégie de contrôle, ici proposée, prend en compte la dynamique du flux statorique. Le courant de défaut dans les enroulements du rotor sont limités grâce à la stratégie de contrôle proposée ce qui permet d'améliorer la capacité à lutter contre les chutes de tension des MADA.

Toutefois, sa capacité est limitée par le dimensionnement relativement faible des convertisseurs de puissance par rapport à la MADA. Lorsque le défaut sur le réseau est suffisamment grave, le courant du rotor augmente de manière trop importante pour être contrôlé par les convertisseurs de puissance ; Par conséquent, le domaine de validité en termes de sévérité du défaut et de vitesse du générateur pour la stratégie de contrôle proposée est obtenu par simulation. Il est montré donc que la région la plus contraignante est la région où la vitesse du générateur est maximale.

Conclusion Générale

Dans le présent travail, nous avons étudié la reconfiguration du dispositif de commande d'une génératrice asynchrone à double alimentation intégré dans un système éolien en cas de creux de tension. Nous avons étudié les axes suivants :

Premièrement un état de l'art sur le système éolien est présenté avec les différents types d'aérogénérateurs.

Dans le deuxième chapitre, nous avons abordé la modélisation globale de la GADA dans le contexte d'énergie éolienne. De plus, nous avons établi le modèle mathématique des éléments principaux constituant la chaîne de la conversion électromécanique dans un système éolien en vue de la commande des puissances statoriques de la génératrice asynchrone à double alimentation (GADA).

Le troisième chapitre a été consacré à la stratégie de la commande vectorielle par orientation du flux statorique afin de contrôler l'échange des puissances statoriques active et réactive entre le stator de la (GADA) et le réseau électrique. Deux méthodes de contrôle des puissances statoriques ont été développées, à savoir : la commande directe et la commande indirecte.

Une stratégie de contrôle vectoriel modifiée de la GADA en cas de creux de tension a été proposée. Le contrôle par cette méthode proposée prend en compte la dynamique du flux statorique pour limiter les chutes de tension de la machine asynchrone à double alimentation fonctionnement génératrice (GADA).

Bibliographie

A

- [Arn-10] Arnaud G, « *Système éolien basé sur une MADA : contribution à l'étude de la qualité de l'énergie électrique et de la continuité de service* », thèse de doctorat ; Université Henri Poincaré, Nancy-I- 2010.
- [Abd-22] Abdelli H, « *Contribution à l'étude de la génératrice asynchrone à double alimentation : modélisation, commande et structure* » thèse de doctorat ; Université USTO , Oran -2022.
- [Aim-04] Elaimani S, « *Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension* », thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lille, 2004.
- [Alm-04] A Lmelia R, Lopes J, Barreiro's J. « *Improving power system dynamic behavior through doubly fed induction machines controlled by static converter using fuzzy control* ». IEEE Transactions On Power Systems, 2004, 19(4):1942-1950.
- [Ana-06] Anaya-Lara O, Hughes F, Jenkins N, et al. « *Rotor flux magnitude and angle control strategy For doubly fed induction generators* ». Wind Energy, 2006, 9:479-495.

B

- [Boy-06] Boyette A, « *Contrôle Commande d'un Générateur à double alimentation avec Système de Stockage pour la Production Eolienne* », Thèse de Doctorat en Génie Electrique, Université de Henri Poincaré, Nancy-I, France, 2006.
- [Bol-00] Bollen M. Styvaktakis S. « *Characterization of three-phase unbalanced sags, as easy as one, two , three* ». IEEE PES Summer Meeting, 2000.
- [Bol-05] Bollen M, Olguin G, Martins M. « *Voltage dips at the terminals of wind power Installations* ». Wind Energy, 2005, 8:307-318.
- [Bol-97] Bollen M. « *Characterization of voltage sags experienced by three phase adjustable-speed drives* » . IEEE Transactions on Power Delivery, 1997, 12:1666- 1671.
- [Bol-99] Bollen M, Graaff R. « *Behavior of AC and DC drives during voltage sags with phase-angle jump and three-phase unbalance* ». IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, 1999.
- [Bur-01] Burton T. Sharpe D. Jenkins N. Bossanyi E. Hassan G. « *Wind energy Handbook*», England, 2001.

C

- [Cha-10] Chaiba A, « *Commande de la machine asynchrone a double alimentation*

par des techniques de l'intelligence artificielle », thèse de doctorat, université de Batna, 2010.

D

[Den-10] Dendouga A, « *Contrôle des puissances active et réactive de la machine à double alimentation* », thèse de doctorat, université de Batna, 2010.

[Dio-99] Diop A. D, « *Contribution au Développement d'un Simulateur Electromécanique d'Aérogénérateurs : Simulation et Commande en Temps Réel d'une Turbine de Puissance Moyenne à Angle de Calage Variable* », Thèse de doctorat, Université du Havre, 8 juillet 1999.

E

[Eka-03] Ekanayake J, Holdsworth L, Wu X, et al. « *Dynamic modeling of doubly fed induction generator wind turbines* », . IEEE Transactions on Power Systems, 2003, 18(2):803-809.

[Ela-04] Elaimani S, « *Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension* », thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lille, 2004.

F

[Fra-02] F Fraisse J. L, « *Le raccordement de la production décentralisée en HTA et BT* », Revue REE, n°7, Juillet 2002.

[Fra-05] Francois B, B. Robyns, E. De Jaeger, F. Minne, « *Technologies d'éolienne de forte puissance connectée au réseau de moyenne tension* », Revue REE, no. 5, pp 65-74, Mai 2005.

[Fra-08] Francois B, « *Contribution à l'Optimisation de la Commande d'une Machine Asynchrone à Double Alimentation utilisée en mode Moteur* », Thèse de Doctorat, Université DE TOULOUSE, (France), 2008.

[Fré-03] Frédéric P, « *Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne* » ; Thèse de Doctorat de l'Université de Nantes ; Le 19 décembre 2003.

H

[Has-69] Hasse K, « *Zur dynamik drehzahl geregelter antriebe mit stromrichtegespeisten asynchron-kurzschlusslaufer-maschinen* », Ph. D. Dissertation, TH Darmstadt, 1969.

[Hey-05] He Y, Hu J, Zhao R. « *Modeling and control of wind-turbine used DFIG under network fault conditions* » . International Conference on Electrical Machines and Systems, 2005, 2:986-991.

[Hol-03] Holdsworth L, Wu X, Ekanayake J, et al. « *Comparison of fixed speed and doubly-fed induction wind turbines during power system disturbances* » .. IEE Proceedings Generation, Transmission and Distribution, 2003, 150(3):342-352.

I

- [IEE-92] IEEE recommended practices and requirements for harmonic control in electrical power system. IEEE Standard:519-1992.

K

- [Kas-06] KasbadjiMerzouk N, « *Evaluation du Gisement énergétique éolien contribution a la détermination du profile vertical de la vitesse de vent en Algérie* » thèse de doctorat de l'université de Tlemcen, 2006.

L

- [Lov-07] IoLov F, Hansen A, Sorensen P, et al. « Mapping of grid faults and grid codes ». RISØ Report, 2007.

M

- [Men-04] Meny I, « *Modélisation et réalisation d'une chaîne de conversion éolienne petite puissance* », Thèse de doctorat laboratoire d'électronique de Montpellier (LEM), soutenue le 14/12/2004

P

- [Pen-09] Peng L, Colas F, Francois B, et al. « *A modified vector control strategy for DFIG based wind turbines to ride-through voltage dips* ». EPE '09, September, Barcelona, Spain.

Q

- [Qua-05] Quang N, Dittrich A, Lan P. « *Doubly-fed induction machine as generator in wind power plant nonlinear control algorithms with direct decoupling* ». EPE'05, 2005.

S

- [Sem-06] Seman S, Niiranen J, Arkkio A. « *Ride-Through Analysis of Doubly Fed Induction Wind-Power Generator Under Unsymmetrical Network Disturbance* ». IEEE Transaction on Power Systems, 2006, 21(4):1782-1789.

W

- [Wag-09] Wagner H.J, MATHUR J.« *Introductionto Wind Energy Systems* », Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2009.

Annexe A

Grandeurs nominales et paramètres du système éolien [Fré-03].

A.1 Grandeurs nominales de la machine asynchrone à double alimentation

Puissance nominale	7.5 kW
Nombre de paires de pôles	$p = 2$
Vitesse nominale	$N_n = 1500 \text{ tr} / \text{m}$
Tension nominale	$380/660 \text{ V}$

A.2 Paramètres électriques de la machine asynchrone à double alimentation

Résistance statorique	$R_s = 0.455 \text{ } \Omega$
Résistance rotorique	$R_r = 0.62 \text{ } \Omega$
Inductance statorique	$L_s = 0.084 \text{ H}$
Inductance rotorique	$L_r = 0.081 \text{ H}$
Inductance mutuelle	$M = 0.078 \text{ H}$

A.3 Paramètres mécaniques de la machine asynchrone à double alimentation

Moment d'inertie	$J = 0.3125 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$
Coefficient de frottement	$f = 0.00673 \text{ kg} \cdot \text{m}^2 / \text{s}$

A.4 Paramètres de la turbine éolienne

Moment d'inertie de l'ensemble (turbine-pales)	$J_t = 10 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$
Rapport du multiplicateur	$G = 35$
Rayon de la turbine	$R = 13 \text{ m}$
Vitesse nominale du vent	$V = 15 \text{ m} / \text{s}$

Annexe B

Méthode de synthèse des correcteurs

Soit un système du premier ordre, défini par la fonction de transfert suivante :

$$\frac{x(s)}{u(s)} = \frac{A}{1 + T \cdot s} \quad (\text{B-1})$$

Ce système peut être par la figure (B.1). C'est la représentation du système en boucle ouverte.

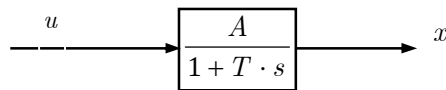


Figure (B.1) : Schéma bloc d'un système en boucle ouverte

La boucle de régulation de la variable x est représentée par la figure (B.2) :

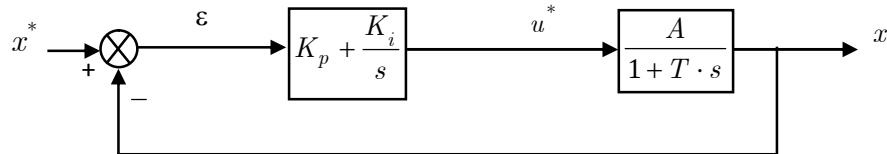


Figure (B.2) : Schéma bloc de régulation de la variable x

Le correcteur PI de la variable x fournit l'entrée du système u^* nécessaire pour maintenir la variable x à sa valeur de référence x^* .

Suivant la figure (B.1), la fonction de transfert $\frac{x}{u}$ est donnée par :

$$\frac{x}{u} = \frac{A}{1 + T \cdot s} \quad (\text{B.2})$$

La fonction de transfert en boucle fermée est donnée comme suit :

$$\frac{x}{x^*} = \frac{\frac{A}{T}(K_p \cdot s + K_i)}{s^2 + s\left(\frac{1 + A \cdot K_p}{T}\right) + \frac{A \cdot K_i}{T}} \quad (\text{B.3})$$

Pour notre étude, le dimensionnement du correcteur se fait à l'aide du principe d'imposition des pôles. Comme le polynôme caractéristique de l'équation (B.3) est du deuxième ordre, nous imposons deux pôles à partie réelle négative. On identifie le dénominateur de cette fonction à celui de la fonction suivante :

$$D(s) = s^2 + 2\xi\omega_0 s + \omega_0^2 \quad (\text{B.4})$$

Ainsi, nous obtenons les paramètres du correcteur, en fonction de l'amortissement ξ et la pulsation propre ω_0 .

$$\begin{aligned} K_p &= (2 \cdot T \cdot \xi \cdot \omega_0 - 1) / A \\ K_i &= T \cdot \omega_0^2 / A \end{aligned} \quad (\text{B.5})$$

Annexe C

Réponses d'un système du second ordre en fonction de son coefficient d'amortissement.

Pour la plus part des systèmes de commande, les performances dynamiques désirées en boucle fermée sont spécifiées à partir de la fonction de transfert suivante, du modèle du second ordre :

$$H(s) = \frac{K \cdot \omega_0^2}{s^2 + 2 \cdot \omega_0 \cdot \xi \cdot s + \omega_0^2} \quad (\text{C-1})$$

En fonction de son gain K , de sa pulsation propre ω_0 et de son coefficient d'amortissement ξ .

Les réponses d'un tel système du second ordre, en fonction de son coefficient d'amortissement ξ , sont représentées sur la figure (C-1).

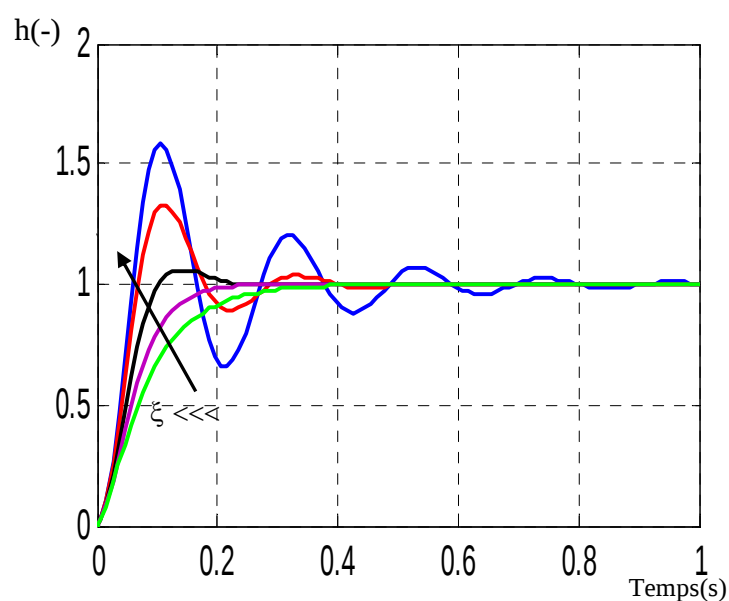


Figure (C.1) : Réponse temporelle d'un système du second ordre, en fonction de son coefficient d'amortissement.



Université de Saïda – Dr. Moulay Tahar
Faculté de Technologie
Département d'Électrotechnique

جامعة سعيدة الدكتور مولاي الطاهر
كلية التكنولوجيا
قسم الكهروتقني

السنة الجامعية: 2022/2021

رخصة إيداع مذكرة ماستر

أنا الممضي أسفله الأستاذ (ة): بلقاسم خيرة

وبصف ي مشرفا على الطلبة الآتية أسماؤهم:

اسم ولقب الطالب(ة)	تاريخ ان زدياد
احم دلوو ي	1997/12/16 سعي دة
محم د مين قيناوي	1997/09/08 سعي دة

تخصص: كهروتقني صناعي

شعبة: ال هروتقني

و ع د طلاع على محتوى المذكرة بعنوان:

Reconfiguration du dispositif de commande d'une Génératrice Asynchrone à double alimentation intégré
dans un système éolien en cas de creux de tension.

أرخص للطلبة المعنيين بإيداع هذه المذكرة لى إدارة القسم من أجل مناقشتها.

سعيدة في: 16/06/2022

رأة إمضاء رئيس القسم: تأش

إمضاء ستاذ(ة) المشرف: