

République Algérienne Démocratique et populaire  
Ministère de L'enseignement supérieur et de la recherche scientifique



Université Larbi Ben M'hidi-Oum El Bouaghi  
Faculté des sciences et des sciences appliquées  
Département de génie électrique



*Thèse présentée en vue de l'obtention du diplôme de*

**Doctorat en sciences**

Option : génie électrique

Thème :

**Contribution à l'optimisation de la commande prédictive des  
convertisseurs statiques intégrés dans les chaînes de conversion  
d'énergie éolienne**

Par

**Chikha Said**

**Soutenu le 03/07/2017**

Devant le jury composé de:

<b>Mr. Goléa Noureddine</b>	<b>Professeur</b>	<b>Président</b>	<b>Université de OEB</b>
<b>Mr. Barra Kamel</b>	<b>Professeur</b>	<b>Rapporteur</b>	<b>Université de OEB</b>
<b>Mr. Betka Achour</b>	<b>Professeur</b>	<b>Examineur</b>	<b>Université de Biskra</b>
<b>Mr. Goléa Amar</b>	<b>Professeur</b>	<b>Examineur</b>	<b>Université de Biskra</b>
<b>Mr. Bahi Tahar</b>	<b>Professeur</b>	<b>Examineur</b>	<b>Université de Annaba</b>
<b>Mr. Rahem Djamel</b>	<b>Professeur</b>	<b>Examineur</b>	<b>Université de OEB</b>

## Remerciements

الحمد لله حمدا كثيرا طيبا مبارك فيه

Les travaux présentés dans cette thèse de Doctorat ont été effectués au Laboratoire de Génie Electrique et Automatique LGEA, pôle de Ain Beida, de l'université d'Oum El Bouaghi. La partie expérimentale a été réalisée à l'école d'ingénieurs de Paris, université Paris Est, France.

D'abord, je dois exprimer ma gratitude et mes profonds remerciements à mon Directeur de thèse Monsieur **Barra Kamel**, Professeur à l'université d'Oum El Bouaghi et Directeur du laboratoire de génie électrique et automatique LGEA, pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de diriger mon travail, pour sa rigueur scientifique et ses qualités humaines. Ses conseils et ses critiques ont grandement contribué à la réalisation de ce travail.

J'adresse mes sincères remerciements à Monsieur **Goléa Nouredine**, Professeur à l'université d'Oum El Bouaghi, pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de présider le jury de ma thèse.

Mes vifs remerciements sont adressés à Monsieur **Betka Achour**, Professeur à l'université de Biskra, pour avoir accepté d'examiner et de rapporter ce travail malgré ses obligations.

Je remercie profondément Monsieur **Goléa Amar**, Professeur à l'université de Biskra, pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de participer à mon jury.

J'exprime mes sincères remerciements à Monsieur **Bahi Tahar**, professeur à l'université d'Annaba, pour l'honneur qu'il m'a fait d'avoir accepté d'être membre du jury malgré le long déplacement d'Annaba.

Egalement, je tiens à remercier vivement monsieur **Rahem Djamel**, Professeur à l'université d'Oum El Bouaghi, pour sa gentillesse et d'avoir accepté de juger et d'évaluer mon travail.

Un grand MERCI à Monsieur **Abdellatif Reama**, Professeur à l'école ESIEE de Paris, pour m'avoir assuré la réalisation de la partie expérimentale du troisième chapitre en m'accueillant dans son laboratoire. Je remercie également Monsieur **Adel Mehdi**, Doctorant à ESIEE de Paris avec qui j'ai partagé la salle des manipulations durant mon stage de trois mois en France. Qu'ils trouvent ici ma profonde sympathie.

Mon remerciements, vont également à Madame **Sabrina Abdeddaim**, Docteur à l'université de Biskra, pour ses conseils pratiques et sa gentillesse.

Mes derniers remerciements, mais non des moindres, s'adressent à tous les membres du laboratoire de génie électrique et automatique LGEA de l'université d'Oum El Bouaghi.

# Dédicaces

Je dédie ce travail :

- à ma très chère mère,
  - à mon très cher père,
  - à ma très chère femme,
- à mes très chères petits fils « Safie Errahmane »,  
« Djoumana »,
- à mon frère et mes sœurs,
  - A mes chères ami (e)s

## Tables des matières

Tables des matières.....	i
Nomenclature.....	i
Introduction Générale .....	1

### Chapitre 1 : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

1.1 Introduction .....	5
1.2 Production de l'énergie éolienne mondiale .....	5
1.3 Taille des éoliennes .....	6
1.4 Types d'aérogénérateurs.....	7
1.5 Eolienne à vitesse fixe et éolienne à vitesse variable .....	9
1.7 Différentes parties d'une éolienne.....	10
1.8 Différentes configurations des systèmes de conversion d'énergie éolienne .....	11
1.8.1. SCEE à vitesse fixe (SCEE type1) .....	11
1.8.2. SCEE à vitesse variable à base d'une WRIG (SCEE type2).....	12
1.8.3. SCEE à vitesse variable basée sur une MADA (SCEE type3).....	13
1.8.4. SCEE à vitesse variable basé sur une SCIG, une PMSG ou une WRSG (SCEE type4).....	14
1.8.5. SCEE basé sur une WRSG fonctionnant à vitesse variable (SCEE type5).....	14
1.8.6. Etude comparative des différentes configurations des systèmes SCEE .....	15
1.9 Aperçu sur la machine asynchrone à double alimentation (MADA) .....	16
1.10 Aperçu sur les convertisseurs de puissance dans les systèmes SCEE.....	17
1.10.1. Les systèmes SCEE contrôlés par les convertisseurs type Back-to-Back à deux niveaux (VSI-2L).....	17
1.10.2. Les systèmes SCEE basés sur une MADA utilisant les convertisseurs multi-niveaux .....	19
1.10.3. SCEE basé sur la MADA et contrôlé par les convertisseurs matriciels .....	20
1.11 Fermes éoliennes .....	22
1.11.1 Configuration alternative parallèle avec transmission alternative à haute tension.....	23
1.11.2. Configuration alternative parallèle avec transmission continue à haute tension.....	23
1.11.3. Configuration parallèle continue avec transmission continue à haute tension.....	24
1.12 Conclusion.....	26

1.13. Référence du chapitre 1 .....	26
-------------------------------------	----

## **Chapitre 2: Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA**

2.1. Introduction .....	33
2.2. Description du système éolien.....	33
2.3 Modèle de la turbine éolienne .....	34
2.4. Modèle mécanique de la turbine éolienne .....	35
2.5. Modèle de la machine asynchrone à double alimentation (MADA).....	36
2.5.1 Mise en équations de la MADA dans le repère triphasé (a,b,c).....	37
2.5.2. Modèle de la MADA dans le repère de Park.....	38
2.5.3. Modèle de la MADA avec orientation du flux statorique .....	39
2.6. Modélisation de la connexion du convertisseur côté réseau.....	42
2.6.1. Modèle de la liaison au réseau dans le repère $d-q$ .....	42
2.6.2. Modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park lié au champ tournant statorique .....	43
2.7. Contrôle de la chaîne de conversion éolienne .....	44
2.7.1 Extraction de la puissance maximale de la turbine (MPPT) .....	45
2.7.2 Le contrôle de la MADA .....	48
2.7.3 Le contrôle de la liaison au réseau électrique.....	49
2.8. Le contrôle classique de la MADA .....	49
2.9. Résultats de simulation.....	51
2.10. Conclusion.....	55
2.11. Références de chapitre 2.....	55

## **Chapitre 3: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de convertisseurs statiques**

3.1. Introduction .....	59
3.2. Philosophie de la commande prédictive à états finis (FS-MPC).....	59
3.3. Commande FS-MPC d'une chaîne éolienne par un convertisseur back to back à deux niveaux.....	60
3.3.1. La commande FS-MPC de la MADA par le contrôle du CCM .....	62
3.3.2. La commande FS-MPC de la MADA par le contrôle du CCR.....	66
3.4. La commande FS-MPC du système WECS par les convertisseurs multi-niveaux à	

trois niveaux VSI-3L .....	68
3.4.2. La commande prédictive directe du CCR.....	70
3.5. Prise en compte des contraintes.....	74
3.5.1. Le balancement des tensions de bus continu des deux condensateurs .....	74
3.5.2. Réduction de la fréquence de commutation moyenne.....	75
3.6. Résultats de simulation et interprétation .....	76
3.7. Validation expérimentale.....	82
3.8. Conclusion.....	88
3.9. Références .....	89

## **Chapitre 4: Commande prédictive FS-MPC des convertisseurs matriciels dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne**

4.1 Introduction .....	93
4.2 FS-MPC appliquée à la commande d'une chaîne éolienne à base d'une MADA alimentée par un convertisseur matriciel indirect CMI .....	93
4.2.1. Modélisation de la MADA et le CMI.....	94
4.3. Implémentation de la commande prédictive directe sur le CMI .....	98
4.3.1. Modèle de prédiction.....	99
4.3.2. La fonction de coût.....	100
4.3.3. Résultats de simulation.....	101
4.4. FS-MPC appliquée à la commande du convertisseur matriciel direct CMD dans un système SCEE .....	105
4.4.1 Modélisation du CMD triphasé .....	106
4.4.2. Résultats de simulation.....	108
4.5. Minimisation de la fréquence de commutation .....	112
4.6. Conclusion.....	114
4.7. Références du chapitre 4 .....	115

## **Chapitre 5: Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des convertisseurs matriciels indirects contrôlés par la commande FS-MPC**

5.1 Introduction .....	119
5.2 Principales exigences pour la connexion d'une ferme éolienne au réseau électrique .....	120
5.2.1 Contrôle absolu de la puissance active.....	120

5.2.2 Allocation de la puissance de réserve.....	120
5.2.3 Contrôle du gradient de puissance.....	121
5.2.4. Contrôle de l'équilibre en puissance .....	121
5.2.5 Contrôle de la puissance pour la protection du système.....	122
5.2.6 Contrôle de la puissance réactive .....	123
5.3 Configuration de la ferme éolienne (application).....	124
5.4 Modélisation de la ferme éolienne.....	124
5.4.1 Modèle de la turbine .....	124
5.4.2 Modèle de la MADA .....	125
5.4.3 Modèle du convertisseur matriciel indirect .....	126
5.5 Application de la commande prédictive directe en puissance PDPC (Predictive Direct Power Control) .....	128
5.5.1 Prédiction du courant rotorique .....	128
5.5.2 Prédiction de la puissance réactive d'entrée (coté filtre).....	128
5.5.3 Définition de la fonction de coût pour la gestion du parc éolien.....	130
5.6 Supervision des puissances actives et réactives d'une ferme éolienne .....	130
5.6.1 Unité de supervision centrale de la ferme éolienne.....	131
5.6.2 Unité de supervision locale de la ferme éolienne .....	132
5.7 Algorithme de supervision locale de la puissance réactive .....	134
5.7.1 Mode MPPT .....	134
5.7.2 Mode Delta .....	134
5.7.3 Mode de défaut .....	135
5.8 Limites de la puissance réactive de la MADA .....	136
5.8.1 Limitation de la puissance réactive par la contrainte du courant statorique.....	137
5.8.2 Limitation de la puissance réactive par la contrainte du courant rotorique.....	138
5.8.3 Limitation de la puissance réactive par la contrainte de la tension rotorique...	139
5.8.4 Limitation de la puissance réactive par la contrainte de la stabilité en régime permanent .....	140
5.8.5 Limitation de la puissance réactive avec prise en compte de toutes les contraintes.....	140
5.8.6 Limitation de la puissance réactive du convertisseur .....	141
5.9 Résultats de simulation.....	141
5.10 Conclusion.....	148
5.11 Référence du chapitre 5 .....	148
<b>Conclusion Générale .....</b>	<b>147</b>
<b>Annexe 1 .....</b>	<b>150</b>

<b>Annexe 2</b> .....	<b>150</b>
-----------------------	------------

## Liste des figures

### **Liste des figures**

#### **Figures du chapitre 1**

Fig. 1. 1: l'évolution de la capacité éolienne mondiale [2] .....	6
Fig. 1. 2: Le premier Aéromoteur construit par Charles F. Brush [4].....	6
Fig. 1. 3 : Evolution de la taille des éoliennes [6] .....	7
Fig. 1. 4: Eolienne à axe horizontal (a) et à axe vertical (b) [9].....	8
Fig. 1. 5: Principaux composants d'une éolienne .....	10
Fig. 1. 6: WECS à vitesse fixe.....	12
Fig. 1. 7: Système SCEE basé sur une WRIG associée avec une résistance variable rotorique. ....	13
Fig. 1. 8: Système SCEE avec vitesse variable basé sur une MADA . ....	13
Fig. 1. 9: SCEE des machines commandée par le stator .....	14
Fig. 1. 10: SCEE basée sur WRSF fonctionne avec une vitesse variable.....	15
Fig. 1. 11: SCEE contrôlé par le stator. ....	18
Fig. 1. 12: SCEE à base d'une MADA.....	19
Fig. 1. 13: SCEE avec des convertisseurs NPC multi-niveaux .....	20
Fig. 1. 14: SCEE avec un convertisseur matriciel direct CMD.....	21
Fig. 1. 15: SCEE avec convertisseur matriciel indirect CMI .....	22
Fig. 1. 16 : Configuration alternative parallèle avec transmission HVAC.....	24
Fig. 1. 17 : Configuration parallèle alternative avec transmission HVDC pour un parc offshore.....	25
Fig. 1. 18 : configuration parallèle continue avec transmission HVDC pour un parc offshore.....	25
Fig. 1. 19 : Configuration série continue avec transmission HVDC basée sur la configuration du parc éolien offshore.....	26

#### **Figures du chapitre 2**

Fig. 2 1: Topologie du système SCEE étudié.....	33
Fig. 2.2:Caractéristique de coefficient de puissance $C_p(\lambda, \beta)$ en 3D. ....	35
Fig 2 3: Modèle mécanique de la turbine éolienne.....	35
Fig 2 4: Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne.....	36
Fig 2 5: Schéma simplifié de la MADA.....	37
Fig 2 6: Référentiel diphasé $d-q$ lié au champ tournant statorique.....	40
Fig 2 7: Schéma bloc du modèle simplifié de la MADA. ....	42
Fig 2 8: Représentation simplifiée du système CCR lié au réseau triphasé. ....	42

## Liste des figures

Fig 2 9: Schéma de contrôle global de la chaîne éolienne.....	44
Fig 2 10: Caractéristiques de l'éolienne puissance-vitesse et le point de puissance maximale (MPP).....	45
Fig 2 11: Coefficient de puissance en fonction de la vitesse relative avec $\beta = 2$ .....	46
Fig 2 12: Contrôle MPPT sans asservissement de la vitesse de rotation.....	48
Fig 2 13: Contrôle du bus continu. ....	49
Fig 2 14: Schéma bloc de la commande du CCM.....	50
Fig 2 15: Schéma bloc de la commande du CCR.....	501
Fig 2 16: Courants rotoriques triphasés et la vitesse de rotation de la MADA. ....	52
Fig 2 17: Composantes directe et quadrature des courants rotoriques. ....	52
Fig 2 18: Couple électromagnétique de la MADA.....	52
Fig 2 19: Les puissances active du stator $P_s$ , du rotor $P_r$ et totale de la MADA. ....	53
Fig 2 20: La puissance réactive statorique.....	53
Fig 2 21: Le courant et la tension du réseau.....	53
Fig 2 22: Zoom sur le courant et la tension du réseau.....	54
Fig 2 23: Spectre d'harmoniques du courant rotorique.....	54
Fig 2 24: Spectre d'harmoniques du courant statorique.....	54

## **Figures du chapitre 3**

Fig. 3. 1: Schéma général de la commande prédictive à états finis FS-MPC.....	60
Fig. 3. 2: Commande FS-MPC de la chaîne éolienne utilisant 2 convertisseurs VSI-2L ...	61
Fig. 3. 3: WECS basé sur une MADA associé à deux convertisseurs à deux niveaux. ....	63
Fig. 3. 4: Organigramme de la commande prédictive FS-MPC [10]. ....	66
Fig. 3. 5: Système SCEE associé avec 2 convertisseurs NPC-3L.....	69
Fig. 3. 6: La commande FS-MPC du convertisseur coté réseau CCR.....	70
Fig. 3. 7: Les différents états possibles des interrupteurs et les vecteurs de tension possibles du convertisseur NPC-3L. ....	71
Fig. 3. 8: Interconnexion des deux convertisseurs du bus continu.....	72
Fig. 3. 9: Balancement des tensions du bus continu par la FS-MPC.....	74
Fig. 3. 10: Réduction de la fréquence de commutation moyenne par FS-MPC.....	75
Fig. 3. 11: Courants du rotor en fonction de la vitesse de la MADA (topologie VSI-2L)..	77
Fig. 3. 12 : Courants du rotor en fonction de la vitesse de la MADA (topologie NPC-3L)	77
Fig. 3. 13 : Différentes puissances de la MADA (topologie VSI-2L).....	77
Fig. 3. 14 : Différentes puissances de la MADA (topologie NPC-3L). ....	77
Fig. 3. 15 : Puissance réactive (topologie VSI-2L). ....	78

## Liste des figures

Fig. 3. 16 : Puissance réactive (topologie NPC-3L).....	78
Fig.3. 17. a) : Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie VSI-2L). .....	78
Fig.3. 17. b) : Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie VSI-2L) lors du passage du mode hyper au mode hypo synchrone.....	78
Fig.3. 17. c): Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie VSI-2L) lors du passage du mode hypo au mode hyper synchrone.....	79
Fig.3. 18. a):Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie NPC-3L). .....	79
Fig.3. 18. b): Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie NPC-3L) lors du passage du mode hyper au mode hypo synchrone.....	79
Fig.3. 18. c): Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie NPC-3L) lors du passage du mode hypo au mode hyper synchrone. ....	79
Fig.3. 19. a): Courant et tension de phase statorique (topologie NPC-3L). ....	80
Fig.3. 19. b): Zoom du courant et de la tension de phase statorique (topologie NPC-3L)..	80
Fig. 3.20. a) : Les tensions d'entrée du convertisseur NPC-3L.....	80
Fig. 3.20. b) : Zoom sur les tensions d'ent.rée du convertisseur NPC-3L .....	80
Fig. 3. 21 : Spectres des courants statoriques et du filtre (topologie VSI-2L). ....	81
Fig. 3. 22 : Spectres des courants du stator et du filtre (topologie NPC-3L). ....	81

## **Figures du chapitre 4**

Fig. 4. 1: Chaîne éolienne connectée au réseau alimentée par un CMI.....	94
Fig. 4. 2 : L'organigramme de la commande FS-MPC pour le contrôle du CMI .....	97
Fig. 4. 3: Structure globale de la FS-MPC pour contrôlée un SCEE par un CMD .....	98
Fig. 4. 4: L'organigramme de la commande FS-MPC pour le contrôle du CMD.....	101
Fig. 4. 5: Evolution des courants rotoriques avec la variation de la vitesse de la MADA	102
Fig. 4. 6: Puissance active statorique, rotorique et totale de la MADA .....	102
Fig. 4. 7: Evolution du courant du filtre avec la variation de la vitesse de la MADA. ....	102
Fig. 4. 8: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hyper synchronisme à l'hypo synchronisme .....	103
Fig. 4. 9: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hypo synchronisme vers l'hyper synchronisme. ....	103
Fig. 4. 10: Evolution du courant statorique de la MADA/la tension du réseau .....	104
Fig. 4. 11: Tension du bus continu .....	104
Fig. 4. 12: Puissance réactive statorique et sa référence .....	104
Fig. 4. 13: Spectre harmonique des courants du filtre et du stator. ....	105

## Liste des figures

Fig. 4. 14: Structure globale de la chaine éolienne à base d'une MADA alimentée par un CMD.....	106
Fig. 4. 15: Evolution des courants rotoriques avec la variation de la vitesse de la MADA .....	109
Fig. 4. 16: Puissance active statorique, rotorique et totale de la MADA .....	109
Fig. 4. 17: Evolution du courant du filtre avec la variation de la vitesse de la MADA ....	110
Fig. 4. 18: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hyper synchronisme à l'hypo synchronisme .....	110
Fig. 4. 19: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hypo synchronisme à l'hyper synchronisme. ....	110
Fig. 4. 20: Le courant et la tension statorique .....	111
Fig. 4. 21: Puissance réactive du coté filtre.....	111
Fig. 4. 22: Puissance réactive statorique de la MADA.....	112
Fig. 4. 23: THD et le spectre d'harmonique des courants statorique et du filtre.....	112
Fig. 4. 24: Réduction du nombre de commutations en fonction du coefficient de pondération .....	114
Fig. 4. 25: Détérioration de la qualité du courant du filtre avec l'augmentation de $\lambda_{ns}$ .....	114

## **Figures du chapitre 5**

Fig. 5. 1: Contrôle absolu de la puissance active [11].....	120
Fig. 5. 2 : Allocation d'une puissance de réserve [11,12]. ....	121
Fig. 5. 3 : Contrôle du gradient de puissance [11].....	121
Fig. 5. 4: Contrôle d'équilibre de la puissance [11] .....	122
Fig. 5. 5: Contrôle de la puissance pour la protection du système [11]. ....	122
Fig. 5. 6: Courbe typique du facteur de puissance en fonction de la tension au PCC [11]123	
Fig. 5. 7: Courbe typique du facteur de puissance en fonction de la puissance active produite [11]. ....	123
Fig. 5. 8: Schéma synoptique de la ferme éolienne.....	125
Fig. 5. 9: La topologie proposée de chaque sous groupe de puissance. ....	127
Fig. 5. 10: Schéma synoptique pour le contrôle de la puissance dans la ferme éolienne..	131
Fig. 5. 11: Unité de supervision locale .....	133
Fig. 5. 12: Algorithme de supervision locale de la puissance réactive.[12] .....	135
Fig. 5. 13: Circuit équivalent par phase de la MADA.....	136
Fig. 5. 14: Courants statoriques et diagrammes ( $P_s$ , $Q_s$ ) correspondant.....	137
Fig. 5. 15: Courants rotoriques et diagrammes ( $P_s$ , $Q_s$ ) correspondants. ....	139
Fig. 5. 16: Tension rotoriques et diagrammes ( $P_s$ , $Q_s$ ) correspondants.....	139

## Liste des figures

Fig. 5. 17: Zone de fonctionnement acceptable de la MADA.....	140
Fig. 5. 18: Profile des vitesses des MADAs .....	142
Fig. 5. 19: Puissance active totale de la ferme éolienne .....	142
Fig. 5. 20: Puissance active statorique totale de la ferme.....	142
Fig. 5. 21: Puissance active statorique de la première MADA .....	143
Fig. 5. 22: Puissance active statorique de la deuxième MADA .....	143
Fig. 5. 23: Puissance active statorique de la troisième MADA.....	143
Fig. 5. 24: Puissance active statorique de la quatrième MADA.....	144
Fig. 5. 25: Puissance active statorique de la cinquième MADA .....	144
Fig. 5. 26: Puissance active statorique de la sixième MADA .....	144
Fig. 5. 27: Puissance réactive statorique de la première MADA. ....	145
Fig. 5. 28: Puissance réactive statorique de la deuxième MADA .....	145
Fig. 5. 29: Puissance réactive statorique de la troisième MADA.....	145
Fig. 5. 30: Puissance réactive statorique de la quatrième MADA.....	146
Fig. 5. 31: Puissance réactive statorique de la cinquième MADA .....	146
Fig. 5. 32: Puissance réactive statorique de la sixième MADA .....	146
Fig. 5. 33: Puissance réactive du premier filtre. ....	146
Fig. 5. 34: Puissance réactive du deuxième filtre.....	147
Fig. 5. 35: Puissance réactive du troisième filtre.....	147
Fig. 5. 36: Le courant du filtre (en haut, $Q^*_{wf} = 0$ et coté droite $Q^*_{wf} < 0$ ) .....	147

## Liste des tableaux

### Liste des tableaux

Tab. 1. 1 : Comparaison entre l'éolienne à axe vertical et horizontal .....	8
Tab. 1. 2 : Les avantages et les inconvénients des éoliennes à vitesse fixe-variable .....	10
Tab. 1. 3 : Les caractéristiques de chaque configuration [36].....	16
Tab. 3. 1: Les séquences possibles de l'onduleur VSI-2L. ....	64
Tab. 3. 2: Les états des interrupteurs dans un bras de l'onduleur à 3Niveaux. ....	71
Tab. 3. 3: Bande d'ondulation autour de leurs références (VSI-2L).....	82
Tab. 3. 4: Bande d'ondulation autour de leurs références (NPC-3L).....	82
Tab. 4. 1: Les états des interrupteurs possibles de l'onduleur.....	96
Tab. 4. 2: Les états des interrupteurs possibles du redresseur.....	96
Tab. 4. 3: Les combinaisons de commutations valides pour le convertisseur DMC.....	108

## Acronymes

### Acronymes

<b><i>BT:</i></b>	Base tension (FR).
<b><i>CCM:</i></b>	Convertisseur coté machine (FR).
<b><i>CCR :</i></b>	Convertisseur coté réseau (FR).
<b><i>CM:</i></b>	Convertisseur matriciel (FR).
<b><i>CMD:</i></b>	Convertisseur matriciel direct (FR).
<b><i>CMI:</i></b>	Convertisseur matriciel indirect (FR).
<b><i>DFIG:</i></b>	Doubly fed induction generator (AN).
<b><i>FRT:</i></b>	Fault-ride through (AN).
<b><i>FS-MPC:</i></b>	Finite set model predictive control (AN).
<b><i>HAWT:</i></b>	Horizontal axis wind turbine (AN).
<b><i>HVAC:</i></b>	High voltage alternative current (AN).
<b><i>HVDC:</i></b>	High voltage continue current (AN).
<b><i>MVAC:</i></b>	Medium voltage alternative current (AN).
<b><i>MADA:</i></b>	Machine asynchrone à double alimentation (FR).
<b><i>MPC:</i></b>	Model predictive control (AN).
<b><i>MPPT:</i></b>	Maximum power point tracker (AN).
<b><i>MT:</i></b>	Moyenne tension (FR).
<b><i>NPC:</i></b>	Neutral point clamped (AN).
<b><i>PMSG:</i></b>	Permanent magnet synchronous generator (AN).
<b><i>PWM :</i></b>	Pulse width modulation (AN).
<b><i>SCIG:</i></b>	Squirrel cage induction generators (AN).
<b><i>SCEE:</i></b>	Système de conversion d'énergie éolienne (FR).
<b><i>SVM :</i></b>	Space vector modulation (AN).
<b><i>VRT :</i></b>	Variable ratio transmission (AN).
<b><i>VAWT :</i></b>	Vertical axis wind turbine (AN).
<b><i>VSC:</i></b>	Voltage source converter (AN)
<b><i>WECS :</i></b>	Wind energy conversion system (AN).
<b><i>WRSC:</i></b>	Wound rotor synchronous generators (AN).

## Nomenclature

# Nomenclature

### Paramètres

$C$ :	condensateur du bus continu	F
$C_i$ :	condensateurs du bus continu pour convertisseur NPC à 3N ( $i = 1,2$ )	F
$C_{pmax}$ :	valeur maximal du coefficient de puissance de la turbine	-
$f$ :	fréquence imposée par le réseau électrique	Hz
$f_c$ :	fréquence de commutation des interrupteurs de puissance	Hz
$f_v$ :	coefficient dû aux frottements visqueux de la MADA	Nm.s/rad
$G$ :	gain du multiplicateur	-
$J_m$ :	moment d'inertie de la MADA	kg.m <sup>2</sup>
$J_t$ :	moment d'inertie de la turbine	kg.m <sup>2</sup>
$L_f$ :	inductance du filtre RL	H
$L_{fr}$	inductance de fuite rotorique de la MADA	H
$L_{fs}$ :	inductance de fuite statorique de la MADA	H
$L_m$ :	inductance magnétisante de la MADA	H
$L_r$ :	inductance cyclique rotorique de la MADA	H
$L_s$ :	inductance cyclique rotorique de la MADA	H
$m$ :	rapport de transformation rotor/stator de la MADA	-
$p$ :	nombre de paires de pôles	-
$P_n$ :	puissance mécanique nominale de la turbine	W
$R$ :	longueur d'une pale	m
$R_f$ :	résistance du filtre RL	$\Omega$
$R_r$ :	résistance du bobinage rotorique de la MADA	$\Omega$
$R_s$ :	résistance du bobinage statorique de la MADA	$\Omega$
$S$ :	surface circulaire balayée par la turbine	m <sup>2</sup>
$T_s, T$ :	période d'échantillonnage	s
$U_s$ :	valeur efficace des tensions composées statoriques	V
$V_s$	valeur efficace des tensions simples statoriques	V
$\varphi_s$ :	valeur efficace du flux statorique de la MADA	Wb
$\lambda_{fsw}$ :	facteur de pondération pour la réduction de fréquence de commutation	-
$\lambda_{opt}$ :	valeur optimale de la vitesse relative	-
$\lambda_{vdc}$ :	facteur de pondération pour le balancement de tension de bus continue	-

## Nomenclature

$\rho$ :	masse volumique de l'air	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$ :	coefficient de dispersion de la MADA	-
$\omega_0$ :	pulsation propre	rad/s
$\omega_s$ :	pulsation statorique de la MADA	rad/s
$\xi$ :	facteur d'amortissement	-
$\Omega_{min}$ :	vitesse de rotation angulaire minimale de la turbine	rad/s
$\Omega_n$ :	vitesse de rotation angulaire nominale de la turbine	rad/s

### Variables

$C_{em}$ :	couple électromagnétique de la MADA	Nm
$C_p$ :	coefficient de puissance de la turbine	-
$C_t$ :	couple mécanique de la turbine	Nm
$g$ :	glissement de la MADA	-
$i_{abc\_r}$ :	courants rotoriques de la MADA dans le repère triphasés	A
$i_{abc\_s}$ :	courants statoriques de la MADA dans le repère triphasés	A
$i_{abc\_g}$ :	courants du réseau dans le repère triphasés	A
$i_{c\_ref}$ :	courant de référence traversant le condensateur	A
$I_{dc}$ :	courant continu de la liaison continue du CMI	A
$i_{dq\_r}$ :	courants rotoriques de la MADA dans le repère biphasé	A
$i_{dq\_s}$ :	courants statoriques de la MADA dans le repère biphasé	A
$i_{dq\_g}$ :	courants du réseau dans le repère biphasés	A
$i_{dq\_r}^*$ :	courants rotoriques de référence dans le repère biphasés	A
$i_{ri}$ :	courants rotoriques issues du convertisseur NPC à 3N ( $i = 1,2$ )	A
$i_{gi}$ :	courants de réseau issues du convertisseur NPC à 3N ( $i = 1,2$ )	A
$P_c$ :	puissance du condensateur	W
$P_{c\_ref}$ :	puissance de référence du condensateur	W
$P_g$ :	puissance active coté réseau	W
$P_{g\_ref}$ :	puissance active de référence coté réseau	W
$P_{mada}$ :	puissance active de la MADA	W
$P_r$ :	puissance active rotorique de la MADA	W
$P_s$ :	puissance active statorique de la MADA	W
$P_t$ :	puissance mécanique de la turbine	W
$Q_g$ :	puissance réactive générée par le CCG	Var
$Q_s$ :	puissance réactive statorique de la MADA	Var
$Q_f$ :	puissance réactive à l'entrée des convertisseurs matricielle	Var
$v$ :	vitesse du vent	m/s

## Nomenclature

$v_{ds}, v_{qs}$  : tensions statoriques de la MADA dans le repère de Park

V

## INTRODUCTION GENERALE

La consommation mondiale d'électricité observée durant ces dernières décennies est fortement liée au développement de l'industrie, du transport et des moyens de communications. Les énergies épuisables (fossiles), tels que le pétrole, le charbon et le gaz naturel sont les carburants les plus utilisées pour la production de l'énergie électrique de nos jours à cause des coûts de production faibles mais conduisent à un dégagement massif de gaz polluants. Ainsi, la production électrique à partir de combustibles fossiles est à l'origine de 40% des émissions mondiales de CO<sub>2</sub>. En revanche, leur vitesse de régénération est extrêmement lente à l'échelle humaine. Ce qui entraînera à plus ou moins courte échéance un risque non nul d'épuisement de ces ressources.

Le Protocole de Kyoto signé en décembre 1997 constitue la première mise en œuvre pratique. Il propose un calendrier de réduction des émissions de gaz à effet de serre (GES), considérés comme les principales sources du réchauffement climatique. Entré en vigueur le 16 février 2005, la première phase du protocole comportait l'engagement, pour 38 pays industrialisés, de réduire leurs émissions de GES de 5,2% entre 2008 et 2012, par rapport aux émissions de 1990 [1].

D'autant plus que la demande ne cesse de croître et tend dès à présent à être supérieure à l'offre, se traduisant par exemple par une forte fluctuation du prix mondial du pétrole (Portée de la réunion des pays exportateurs de pétrole en Algérie en 2016 pour réduire la production de pétrole à un niveau compris entre 32,5 et 33 millions de barils par jour, cela a conduit à une hausse des prix du pétrole à une augmentation de 6%). D'autre part, ce type de consommation énergétique n'est pas neutre sur l'impact environnemental. Pour les hydrocarbures et le charbon par exemple, d'importantes émissions de gaz à effet de serre sont générées quotidiennement jouant un rôle prépondérant au niveau du dérèglement climatique et de l'augmentation de la pollution. Ce constat pousse à rechercher de plus en plus de solutions innovantes palliant le déficit énergétique et limitant l'impact négatif sur l'environnement. Ainsi, le développement des sources non polluantes à base d'énergie renouvelable est de plus en plus sollicité à la fois par les producteurs d'énergie et les pouvoirs publics.

Dans ce contexte, la plupart des pays développés se sont orientés vers des sources d'énergies renouvelables non polluantes et propres. Parmi les différentes technologies développées, l'éolienne occupe une place considérable avec une capacité de production installée de plus de 432.419 GW en décembre 2014 dans le monde [2].

L'énergie éolienne est produite par une turbine éolienne (ou aérogénérateur), un équipement composé d'un mât, d'une nacelle et d'un rotor (lui-même composé de plusieurs pales) qui permet de transformer l'énergie cinétique du vent en électricité au travers d'une turbine. Plusieurs éoliennes peuvent être regroupées en fermes éoliennes installées à terre ou en mer.

Aujourd'hui, les turbines à vitesse de vent variable sont devenues plus courantes que les turbines traditionnelles à vitesse fixe en raison de la production d'énergie plus efficace et du coût de l'installation.

Les systèmes de conversion d'énergie électrique utilisant une machine asynchrone à double alimentation (MADA) sont les configurations les plus populaires en raison de ses

## Introduction générale

avantages en moyenne et haute puissance tel que : une plage de fonctionnement à vitesse variable et une capacité de fonctionnement dans les quatre quadrants. En général, le stator de MADA est directement connecté au réseau tandis que le rotor est relié au réseau par l'intermédiaire d'une cascade de deux convertisseurs de puissance placés en mode back to back.

Récemment, la commande prédictive à ensembles finis FS-MPC ( Finite States Model Predictive Control ) fut une alternative très prometteuse pour la commande des convertisseurs statiques à cause des performances qu'elle offre par rapport aux autres techniques de modulation comme la modulation MLI (pulse Width Modulation PWM) ou la modulation SVM (Space Vector Modulation) comme le coût réduit que représenter cette technique (ne nécessite pas de porteuse comme dans le cas de la PWM) ainsi que sa simplicité d'implémentation (n'intègre plus de régulateurs linéaires dans les boucles internes), ainsi que les performances dynamiques élevées qu'elle offre. Le comportement désiré se fait par minimisation d'une fonction de coût générant ainsi le vecteur de tension optimal en sortie du convertisseur statique. La fonction de coût est constituée de plusieurs termes en fonction du comportement désiré et le type de convertisseur tel que comme : la poursuite de courant ou de la puissance de référence, le balancement des tensions aux bornes de deux condensateurs pour onduleur NPC à trois niveaux, réduction de la fréquence de commutation, etc....

Les objectifs principaux de notre thèse de Doctorat sont pluridisciplinaires visant principalement la mise en œuvre d'une technique de commande optimisée d'un système de conversion d'énergie éolienne WECS (Wind Energy Conversion System) sous le concept de la commande prédictive à ensembles finis FS-MPC. Ces objectifs peuvent être résumés comme suit :

- Reformuler la commande FS-MPC pour les systèmes SCEEs.
- Examiner les performances des systèmes SCEEs associés à différentes topologies de convertisseurs statiques d'actualité.
- Développement d'une topologie optimisée de convertisseur et bien adaptée aux systèmes WECS.
- Apport de la commande FS-MPC à la gestion d'énergie d'une ferme éolienne.

Le manuscrit de la thèse est subdivisé en cinq chapitres organisés comme suit :

- Au premier chapitre, un état de l'art de l'énergie éolienne est présenté. D'abord en situant la production de l'énergie éolienne à travers le monde, puis nous présentons la technologie des éoliennes ainsi que les différents composants constituant les aérogénérateurs. Dans un second lieu, les différentes configurations des systèmes de conversion d'énergie éolienne (WECS) sont défilés en raison de montrer les avantages motivant du système WECS basé sur une machine asynchrone à double alimentation (MADA), particulièrement pour les systèmes de conversion à vitesse variable. Un aperçu sur les applications des convertisseurs statiques dans les systèmes WECS sont brièvement exposés.
- Dans le second chapitre, Nous présentons la modélisation des éléments constituant une chaîne de conversion d'énergie éolienne connectée au réseau électrique. Cette dernière est constituée de la turbine, d'une machine

## **Introduction générale**

asynchrone à double alimentation, des convertisseurs de puissance et finalement d'un filtre de liaison avec le réseau électrique. L'extraction de la puissance maximale par la commande MPPT (Maximum Power Point Tracknig) sans mesure de vitesse du vent et la commande découplée de la puissance active et réactive sous concept de l'orientation du flux statorique de la MADA sont présentés afin d'assurer un transfert optimal d'énergie électrique au réseau. Les performances du système de contrôle classique à base de régulateurs linéaires PI de la chaine SCEE sont examinées afin de les comparer ultérieurement avec ceux issus de la commande FS-MPC.

- Le troisième chapitre est consacré à la présentation de la commande prédictive FS-MPC pour le contrôle des courants/puissances de la MADA. Deux topologies de convertisseurs sont présentées à savoir : la topologie VSI-2L (2 convertisseurs placés en cascade avec un élément de stockage intercalé entre eux), ensuite la topologie multi niveaux NPC-3L bien souhaitée pour l'amélioration de la qualité d'énergie. Les principales étapes de la commande prédictive appliquée sur les convertisseurs sont développées et présentées en détail. Enfin, et afin de valider la stratégie de commande prédictive proposée, une validation expérimentale s'impose, des résultats expérimentaux sont présentés.
- Au quatrième chapitre, la MADA est maintenant associée à deux topologies de convertisseurs statiques, à savoir le convertisseur matriciel indirect CMI et direct CMD. Une modélisation adaptée à la nature des deux convertisseurs est présentée en tenant compte du filtre d'entrée. La fonction de coût est formulée pour garantir le contrôle découplé des puissances active et réactive d'une part et le contrôle de la puissance réactive coté filtre d'autre part afin d'assurer le fonctionnement avec un facteur de puissance unitaire.
- Dans le cinquième chapitre, nous nous sommes intéressés à la supervision et la gestion des puissances actives et réactives d'une ferme éolienne composée de six aérogénérateurs connectés au réseau. Un algorithme de supervision est utilisé pour répartir proportionnellement les références de puissance active et réactive aux éoliennes pour trois modes de fonctionnement (mode MPPT, mode Delta et mode de Défaut). En fonction de la puissance aérodynamique et de la vitesse du vent de chaque turbine, les références de puissance active et réactive sont définies individuellement. Le bon fonctionnement de cet algorithme de gestion nécessite l'information sur la capacité de production de la puissance réactive maximale pour chaque MADA et chaque convertisseur. Dans ce contexte, des analyses sont effectuées dans l'objectif de déterminer les limites de la puissance réactive maximale en fonction des contraintes sélectionnés par le constructeur (notamment le courant statorique et rotorique maximaux et aussi la tension statorique et rotorique maximales). Des résultats de simulation sont présentés.

## **Chapitre 1**

### **Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

### **1.1 Introduction**

Durant cette dernière décennie, les énergies renouvelables ont continué à se développer au fil des années suite à une forte croissance de la consommation énergétique mondiale. Ce développement a provoqué une stabilisation d'émission des gaz à effet de serre selon l'organisation mondiale de l'environnement (OME). Cette stabilisation est attribuée à l'avancée accélérée de la production des énergies renouvelables et à l'amélioration de l'efficacité énergétique en plus du net recul des cours pétroliers [1,2].

En effet, selon le rapport de l'OME, les énergies renouvelables ont représenté environ 59 % des ajouts nets de capacité électrique mondiale en 2014. Les capacités des énergies éolienne, solaire photovoltaïque et hydroélectrique ont dépassées récemment celles du charbon et du gaz combinés. A la fin de l'année 2014, il était estimé que les énergies renouvelables représentaient 27,7 % de la capacité de production électrique mondiale, ce qui leur permettait de fournir 22,8 % de la demande électrique mondiale [2].

Le marché mondial de l'énergie éolienne a retrouvé la voie de la croissance en 2014, en ajoutant une capacité record de 51GW la plus importante parmi toutes les technologies d'énergie renouvelable pour un total en fin d'exercice de 370GW. Il est estimé qu'une capacité connectée au réseau d'1,7GW a été ajoutée en mer, ce qui porte le total mondial à plus de 8,5GW. L'énergie éolienne est l'option la plus économique pour les nouvelles capacités de production d'énergie dans un nombre croissant de régions, et de nouveaux marchés ont continué de fleurir en Afrique, en Asie et en Amérique latine. L'Asie est restée le plus grand marché au monde pour la septième année consécutive, sous le leadership de la Chine, et a dépassé l'Europe en termes de capacité totale. Les États-Unis sont au premier rang mondial pour la production d'énergie éolienne. L'énergie éolienne a assumé plus de 20 % de la demande en électricité de plusieurs pays tels que le Danemark, le Nicaragua, le Portugal et l'Espagne [2].

L'objectif de ce chapitre est de présenter la situation actuelle des systèmes de conversion d'énergie éolienne. Les technologies des éoliennes ainsi que les différentes composantes constituantes des aérogénérateurs seront brièvement présentés. Ensuite, les différentes associations machines électriques-convertisseurs statiques utilisées pour la conversion éolienne seront exposées. Finalement, les derniers développements et les nouvelles technologies concernant les chaînes de conversion d'énergie éolienne connectées au réseau électrique seront présentées.

### **1.2 Production de l'énergie éolienne mondiale**

La première idée de produire l'énergie électrique par le vent est née en 1802, mais ce n'est qu'en 1850 que les premiers aérogénérateurs ont vu le jour [3]. En 1887-1888, Charles F. Brush, un scientifique américain de Cleveland en Ohio, a construit la première turbine éolienne capable de produire de l'électricité ayant un diamètre rotorique de 17 mètres et est composée de 144 pales en cèdre. Elle était énorme pour une puissance générée l'ordre de 12 kW, seulement.

La figure 1.1. illustre l'évolution de la capacité de production d'énergie éolienne mondiale en progressant de l'année 2000 jusqu'en 2015. Ces statistiques montrent la progression exponentielle de ce type de production d'énergie en démarrant de 17.4GW en 2000 jusqu'à la production de 433GW en 2015, soit une multiplication par 25 fois environ. Ce qui montre la forte demande en ce type d'énergie.

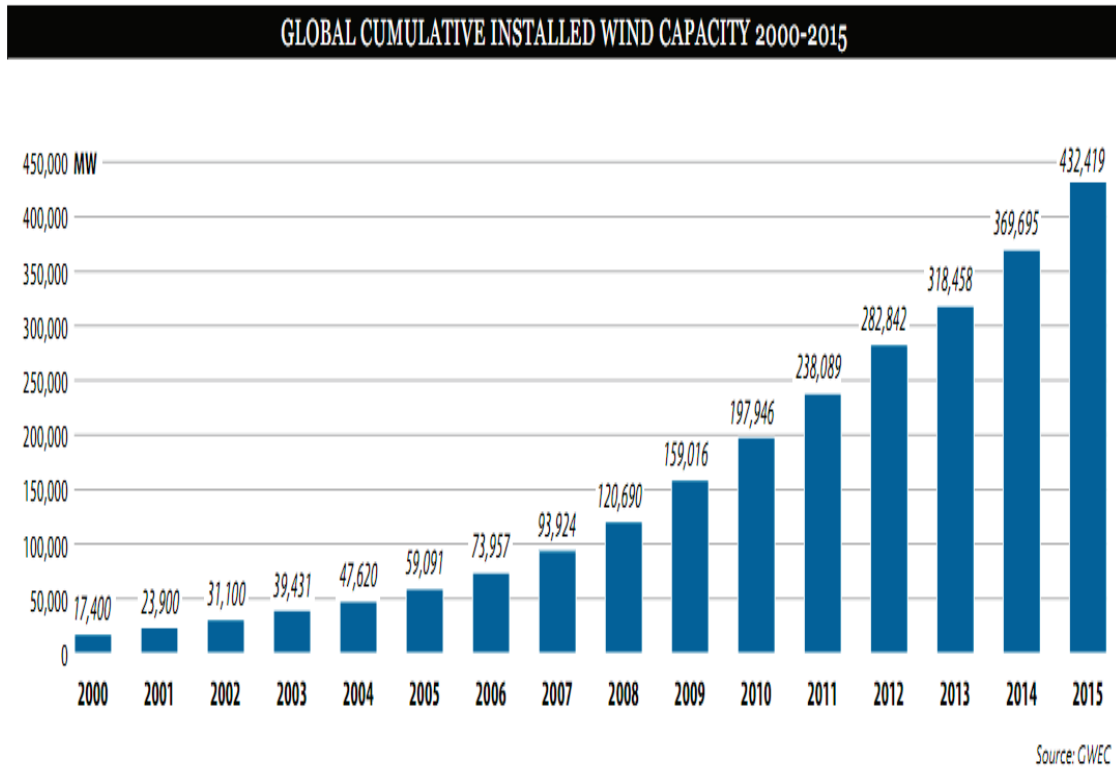


Fig. 1. 1: L'évolution de la capacité éolienne mondiale [2]

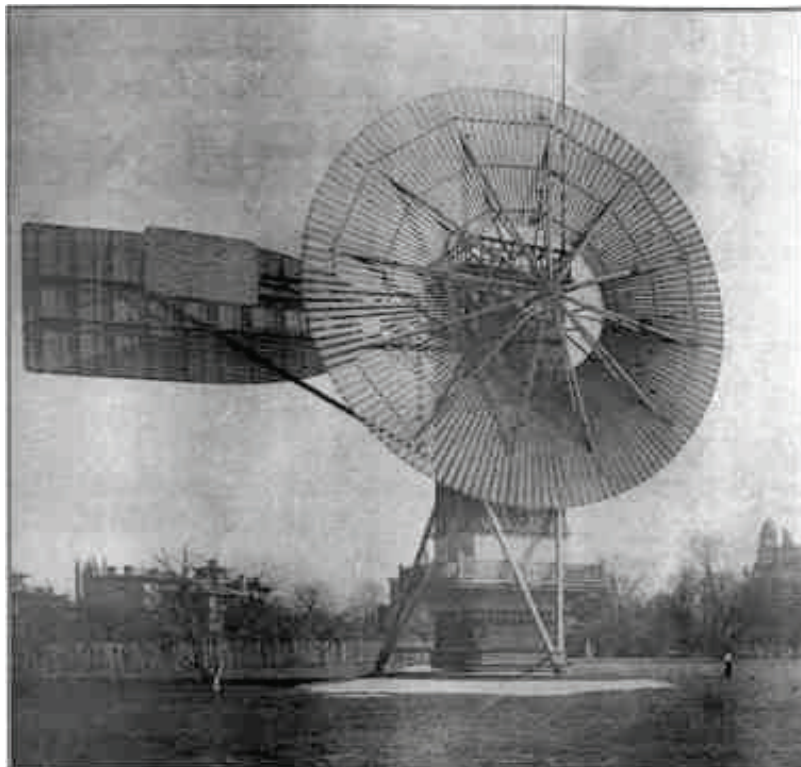


Fig. 1. 2: Le premier Aéromoteur construit par Charles F. Brush [4]

### 1.3 Taille des éoliennes

Face à l'augmentation de la consommation d'énergie électrique mondiale, les

## Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

constructeurs ont la tendance de produire des turbines éoliennes de plus en plus puissantes et donc de plus grandes tailles, puisque la puissance captée par la turbine est fonction du carré du rayon du rotor. Selon leur puissance nominale, les éoliennes sont divisées en trois catégories [5]:

- Éoliennes de petite puissance : inférieure à 40kW.
- Éoliennes de moyenne puissance : de 40kW à quelques centaines de kW.
- Éoliennes de forte puissance : supérieure à 1MW.

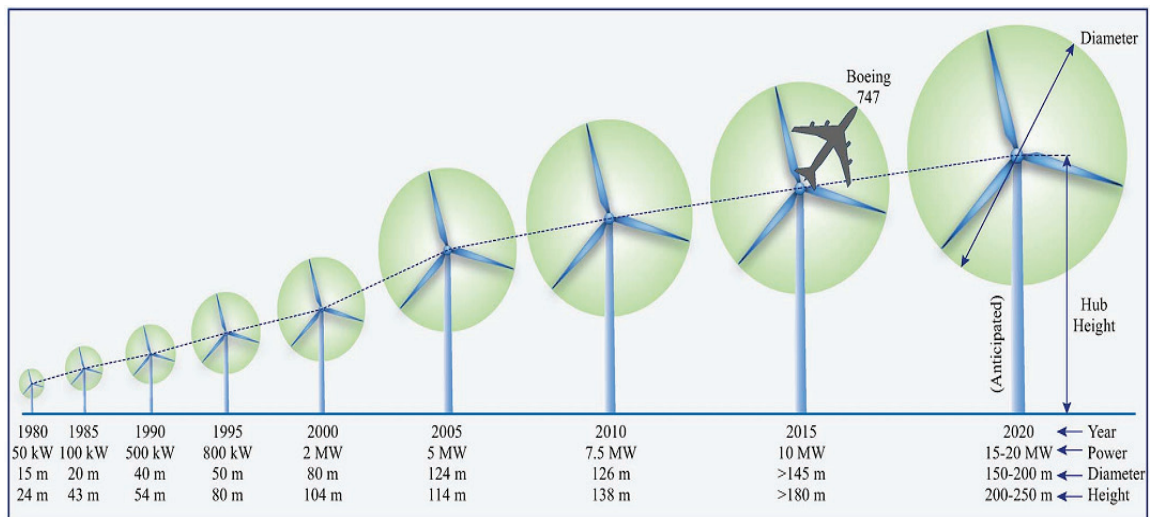


Fig. 1. 3 : Evolution de la taille des éoliennes [6]

### 1.4 Types d'aérogénérateurs

Un aérogénérateur, plus couramment appelé éolienne est l'un des éléments les plus importants dans les systèmes de conversion de l'énergie éolienne. Au cours des années, différents types d'éoliennes ont été développées [7]. Cette section donne un aperçu sur les technologies d'éoliennes.

Les éoliennes peuvent être classées en deux types en fonction de l'orientation de leurs axes de rotation, le premier type est la turbine éolienne à axe vertical (Vertical Axis Wind Turbine VAWT) et le deuxième type d'éolienne étant à axe horizontal (Horizontal Axis Wind Turbine HAWT) comme donné par la Figure 1.4.

L'éolienne à axe horizontal correspond à l'orientation de l'axe de rotation en parallèle au sol (Figure 1.4 (a)). La tour (tower) porte la nacelle pour fournir un espace suffisamment grand pour la rotation des pales du rotor et pour atteindre les fortes vitesses du vent en hauteur. La nacelle porte l'axe de rotation, les pales, la transmission (Gearbox) et la génératrice associée aux convertisseurs. Dans la plus part des cas, les turbines sont de type tripales.[8]

## Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

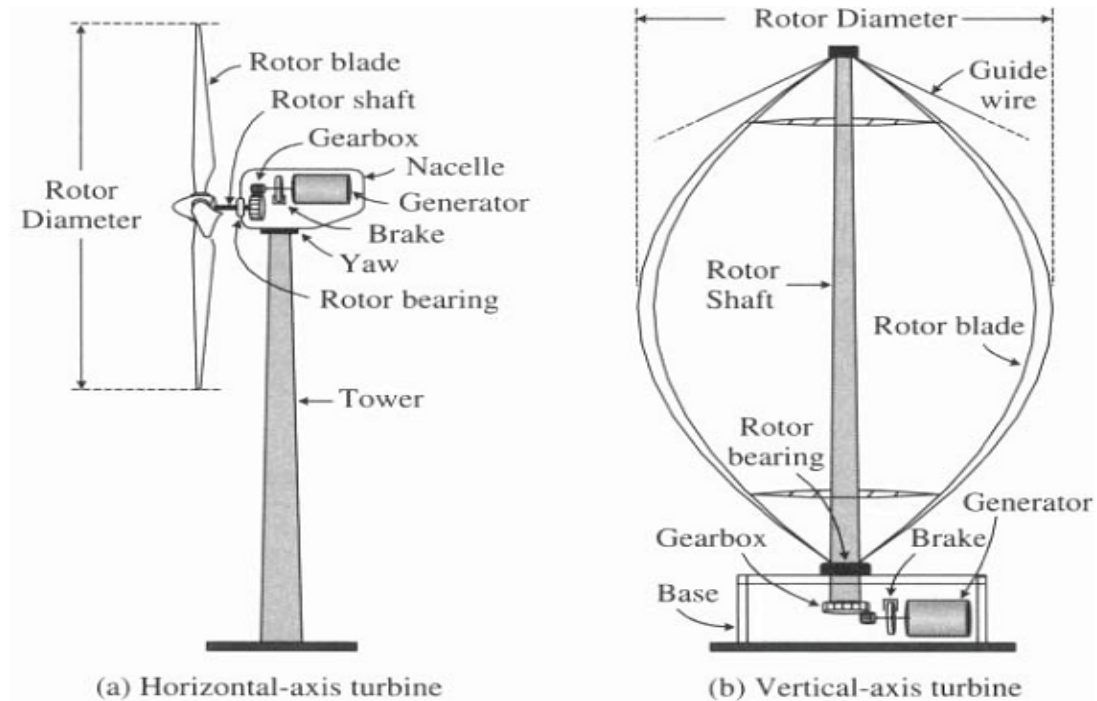


Fig. 1. 4: Eolienne à axe horizontal (a) et à axe vertical (b) [9]

Dans les éoliennes à axe vertical, l'orientation de l'axe de rotation est perpendiculaire au sol. La génératrice et la boîte de vitesse (Gearbox) sont généralement placées dans la base de la turbine sur le terrain (Figure 1.4 (b)). Les pales du rotor de la VAWT ont une variété de modèles avec différentes formes et nombre de pales. La VAWT a besoin des fils servant de guide pour maintenir l'arbre du rotor dans une position fixe et pour réduire au minimum les vibrations mécaniques possibles [10].

Une comparaison est dressée dans le Tableau 1.1 résumant les inconvénients et les avantages de chaque type d'éolienne.

l'éolienne	Avantages	inconvénients
HAWT	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Grande efficacité de conversion d'énergie éolienne.</li> <li>• Exploite plus de vent.</li> <li>• Possibilité de régulation de la puissance.</li> <li>• Emprise au sol minimal</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Coût d'installation élevée (A cause de la longueur de la tour et la longueur des câbles électriques).</li> <li>• La nécessité d'un système d'orientation.</li> <li>• L'entretien est trop compliqué à cause de la hauteur.</li> </ul>
VAWT	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Coût de l'installation faible et son entretien n'est pas compliqué.</li> <li>• Fonctionnement non lié à la direction du vent.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Faible rendement.</li> <li>• Le démarrage de l'éolienne n'est pas automatique.</li> <li>• Faible vitesse du vent à proximité du Sol.</li> <li>• Occupe plus de terrain au sol.</li> </ul>

Tab. 1. 1 : Comparaison entre l'éolienne à axe vertical et horizontal

L'éolienne HAWT capte le vent en hauteur et loin du sol; à cette hauteur le vent est

## **Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

beaucoup moins ralenti par le relief, elle dispose d'une plus grande efficacité de conversion énergétique en raison de la conception des pales et l'accès au vent plus fort, mais elle a besoin d'une tour solide pour supporter le poids lourd de la nacelle. Son coût d'installation est plus élevé. Au contraire, la VAWT est caractérisée par un coût d'installation faible et son entretien facile car la boîte de vitesse et la génératrice sont installées au niveau de la terre, mais le rendement énergétique reste peu efficace à cause des vitesses du vent moins importantes. En outre, l'arbre du rotor est long, ce qui lui provoque des vibrations mécaniques, en plus, cette structure possède une large emprise au sol. Ce sont ces inconvénients qui entravent l'application pratique des turbines à axe vertical pour la conversion de l'énergie éolienne à grande échelle. L'éolienne à axe horizontal domine le marché éolien aujourd'hui, en particulier dans les grands parcs éoliens commerciaux.

### **1.5 Eolienne à vitesse fixe et éolienne à vitesse variable**

Les éoliennes peuvent être aussi classées de point de vue vitesse de rotation en deux classes : à vitesse fixe ou à vitesse variable [11]. Comme son nom l'indique, les éoliennes à vitesse fixe tournent à une vitesse presque constante déterminée par le gain du multiplicateur, la fréquence du réseau, et le nombre de pôles du générateur. La plage de variation du glissement pour les générateurs asynchrones est comprise généralement entre (0-0.05), d'où l'impossibilité de fonctionner à vitesse variable malgré la large plage de variation de la vitesse du vent. Le rendement maximal de la conversion peut être atteint seulement à une vitesse donnée (spécifiée), et l'efficacité du système se dégrade aux autres vitesses du vent. La turbine est protégée par la commande aérodynamique des pales contre les dégâts possibles provoqués par les rafales des vents forts. De plus comme la turbine tourne à une vitesse lente, il est alors nécessaire d'utiliser une boîte à vitesse (multiplicateur). La turbine à vitesse fixe génère une puissance de sortie très fluctuante au réseau, ce qui provoque des perturbations sur le réseau électrique. Ce type de turbine exige aussi une conception mécanique robuste pour absorber les contraintes mécaniques élevées [12].

En revanche, les éoliennes à vitesse variable peuvent atteindre un rendement maximal de conversion d'énergie sur une large gamme des vitesses du vent. La turbine peut ajuster en permanence sa vitesse de rotation en fonction de la vitesse du vent en fonctionnant en mode MPPT (Maximum Power Point Tracker) [8].

Pour rendre la vitesse de la turbine réglable, le générateur de l'éolienne est normalement relié au réseau électrique par l'intermédiaire de convertisseurs statiques permettant de contrôler la vitesse de la génératrice couplée mécaniquement au rotor (pales) de la turbine éolienne afin de l'adapter à la fréquence du réseau. Comme indiqué dans le Tableau 1.2, les principaux avantages des éoliennes à vitesse variable comprennent l'amélioration de l'efficacité de la production d'énergie électrique, ainsi que la qualité d'énergie électrique à cause des technologies développées des convertisseurs de puissance, ces dispositifs permettent aussi de réduire le stress mécanique. Par contre, l'utilisation des convertisseurs de puissance dans la chaîne de conversion éolienne augmente à la fois le coût du système et aussi les pertes de puissance électrique (de commutation et de conduction). Cependant, les coûts supplémentaires sont compensés par la gamme de production d'énergie électrique élevée.

## Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

Mode de vitesse	Avantages	Inconvénients
Vitesse fixe	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Simple</li> <li>• Faible coût et faible maintenance</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Rendement de conversion d'énergie faible.</li> <li>• Grand stress mécanique</li> <li>• Grande fluctuation de puissance vers le réseau</li> </ul>
Vitesse variable	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Rendement de conversion d'énergie élevé</li> <li>• Amélioration de la qualité de puissance</li> <li>• Stress mécanique réduit</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Coût et pertes supplémentaires à cause d'utilisation des convertisseurs de puissance</li> <li>• Le contrôle du système est plus complexe</li> </ul>

Tab. 1. 2 : Les avantages et les inconvénients des éoliennes à vitesse fixe-variable

### 1.7 Différentes parties d'une éolienne

Aujourd'hui, presque toutes les éoliennes connectées au réseau sont tripale et à axe horizontal. Dans ce contexte, nous essayons de présenter, dans cette section, les principaux éléments d'un aérogénérateur à axe horizontal.

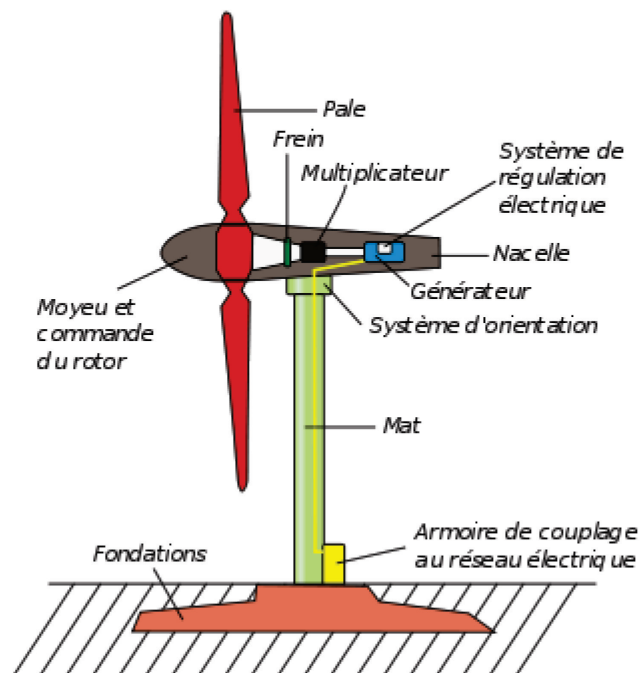


Fig. 1. 5: Principaux composants d'une éolienne

En général, les éoliennes sont constituées par des éléments mécaniques et électriques qui sont illustrés dans la Figure 1.5. Chacune de ces parties doit être bien étudiée et modélisée de façon à obtenir un meilleur rendement et une bonne fiabilité du système ainsi qu'un faible coût d'investissement [13- 15].

**La fondation:** la fondation est généralement conçue en béton armé. Elle doit être assez solide pour permettre de fixer toute la structure de l'éolienne et supporter le poids lourd des autres parties. Dans le cas des éoliennes offshore (installations maritimes), elle doit non seulement résister aux différentes contraintes, mais aussi celui créé par la force des vagues

et des courants marins sur le mât.

**La tour ou le mât:** Supporte les principaux éléments de l'éolienne: la nacelle et le rotor. Il est généralement un tube d'acier pour apporter la solidité nécessaire de l'ensemble. Elle doit être le plus haut possible pour éviter les perturbations près du sol. Toutefois, la quantité de matière mise en œuvre représente un coût non négligeable et le poids doit être limité, mais sa taille augmente avec celle de l'éolienne. Plus le rotor est haut et plus le rendement de l'éolienne sera bon.

**Le rotor:** c'est l'élément mécanique qui transforme la force cinétique du vent captée par les pâles en rotation, ensuite transformée en électricité dans la nacelle. Généralement, il est composé de trois pâles et placé devant la nacelle [16].

**La nacelle :** regroupe tous les éléments mécaniques permettant de coupler le rotor éolien au générateur électrique: arbres lent (LSS : Low Speed Shaft) et rapide (HSS : High Speed Shaft), roulements, multiplicateur. Le frein à disque et le frein aérodynamique qui permet d'arrêter le système en cas de surcharge. Le générateur est généralement une machine synchrone ou asynchrone [17].

**Le système d'orientation des pâles:** sert à la régulation de la puissance (réglage aérodynamique) [17].

**Le multiplicateur:** sert à adapter la vitesse de la turbine éolienne à celle de la génératrice électrique [17].

### **1.8 Différentes configurations des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

Le générateur et les convertisseurs statiques dans un Système de Conversion d'Energie Eolienne (SCEE) sont les deux principales composantes électriques. Différents modèles et combinaisons de ces deux éléments conduisent à une grande variété de configurations WECS (Wind Energy Conversion Systems) [18], qui peuvent être classées comme suit:

- SCEE à vitesse fixe ( $\pm 1\%$ ) basée sur la MAS à cage (SCIG), notée SCEE Type 1.
- SCEE de vitesse semi variable ( $\pm 10\%$ ) basée sur la WRIG à rotor bobiné, (SCEE Type 2).
- SCEE de vitesse semi variable ( $\pm 30\%$ ) basée sur une MADA, (SCEE Type 3).
- SCEE basée sur SCIG, PMSG ou WRSG fonctionnant avec variation de vitesse complète (0-100%), (SCEE Type 4).

#### **1.8.1. WECS à vitesse fixe (SCEE type1)**

La Figure 1.6 présente une configuration typique d'un système de conversion d'énergie éolienne (SCEE) sans convertisseurs de puissance. Cette configuration utilise généralement une génératrice à induction à cage SCIG raccordée au réseau électrique par un transformateur. Cette topologie de conception " Danoise " étant la plus ancienne. La vitesse de rotation est déterminée par la fréquence du réseau et le nombre de pôles de l'enroulement du stator. Dans les systèmes SCEE à haute puissance, SCIG contient 4 ou 6 pôles pour le fonctionnement avec 50-60Hz respectivement. Pour les différentes valeurs des vitesses du vent, la vitesse de rotation de la génératrice varie de 1% de sa vitesse de rotation nominale, donc la plage de variation de la génératrice est très petite et c'est pour cela que cette configuration est préconisée pour les fonctionnements à vitesse de rotation fixe [20-21-22].

## Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

Une transmission (Gearbox) est nécessaire pour adapter la vitesse de rotation de la turbine à celle de la génératrice de sorte que la génératrice puisse fournir au réseau sa puissance nominale à la vitesse de vent. Cette configuration nécessite un démarrage progressif pour limiter les courants de démarrage élevés. Mais dans le régime de fonctionnement normal ce système est en court-circuit. Pour compenser la puissance réactive absorbée par la génératrice du réseau, un banc de condensateurs est généralement nécessaire. Ce système fonctionne essentiellement sans convertisseur de puissance.

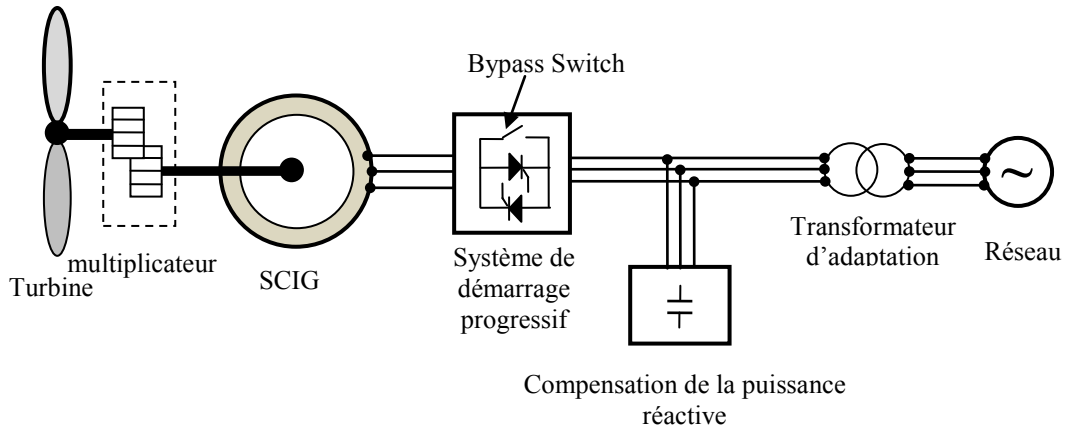


Fig. 1. 6: SCEE à vitesse fixe

### 1.8.2. WECS à vitesse variable à base d'une WRIG (SCEE type2)

L'utilisation des convertisseurs statiques dans les topologies à vitesse variable est indispensable. Ce genre de systèmes est caractérisé par une série d'avantages par rapport aux systèmes éoliens à vitesse fixe. Le rendement de conversion est meilleur et les contraintes mécaniques provoquées par les rafales des vents forts sont réduites. Cette réduction des contraintes mécaniques permet aussi la protection de la boîte de vitesse et augmente la durée de vie de la boîte.

La Figure 1.7 montre un schéma synoptique représentatif du système SCEE à base d'une machine asynchrone à rotor bobiné WRIG (Wound Rotor Induction Generator) avec une résistance variable dans le circuit du rotor. Depuis les années 1990, ce système est mis sur le marché avec une puissance nominale jusqu'à quelques mégawatts. La variation de la résistance du rotor affecte la caractéristique couple/vitesse de la génératrice, ce qui permet un fonctionnement à vitesse variable de la turbine. La résistance du rotor est rendue réglable par un convertisseur de puissance constitué d'un redresseur non commandé associé avec un hacheur. La plage de réglage de la vitesse est limitée à environ 10% de la vitesse de synchronisme [23]. Avec un fonctionnement à vitesse variable, le système peut capturer plus de puissance du vent, mais également des pertes d'énergie dans la résistance du rotor. Cette configuration nécessite aussi un démarrage progressif et un système pour compenser la puissance réactive.

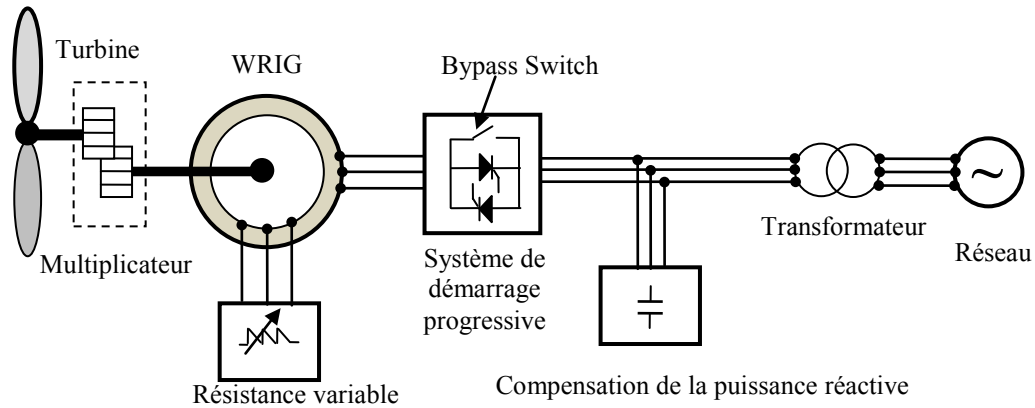


Fig. 1. 7: Système SCEE basé sur une WRIG associée avec une résistance variable rotorique.

### 1.8.3. WECS à vitesse variable basée sur une MADA (SCEE type3)

Cette topologie étant la plus populaire de toutes les variantes utilisées pour les systèmes SCEE à moyenne et grande puissance. Le schéma synoptique de cette configuration est illustré par la Figure 1.8. La configuration de ce système est presque le même qu'avec la configuration précédente (Figure 1.7), sauf que la résistance variable coté rotor est remplacée par deux convertisseurs de puissance en cascade (back to back), l'un est placé coté machine CCM et l'autre du coté réseau CCR. On note l'absence du système de démarrage progressif et le système de compensation de la puissance réactive. Le contrôle du convertisseur CCM permet d'obtenir une puissance électrique active et réactive contrôlable de grande qualité, en outre le réglage du facteur de puissance est possible par le CCR [24-25-26]. L'utilisation des deux convertisseurs réversibles permet le transfert bidirectionnel de la puissance électrique rotorique entre le rotor et le réseau électrique selon que la génératrice opère en mode hypo synchrone / hyper synchrone. Ce système comporte une meilleure efficacité globale de conversion de puissance avec une plage de variation de vitesse étendue ( $\pm 30\%$ ) [27-28], et la performance dynamique est améliorée. En plus, la taille des deux convertisseurs se trouve nettement réduites à 30% de la gamme de puissance de l'éolienne. Ces caractéristiques ont rendu le système d'énergie éolien basé sur la MADA largement utilisé aujourd'hui, avec une part du marché d'environ 50%. [29-30].

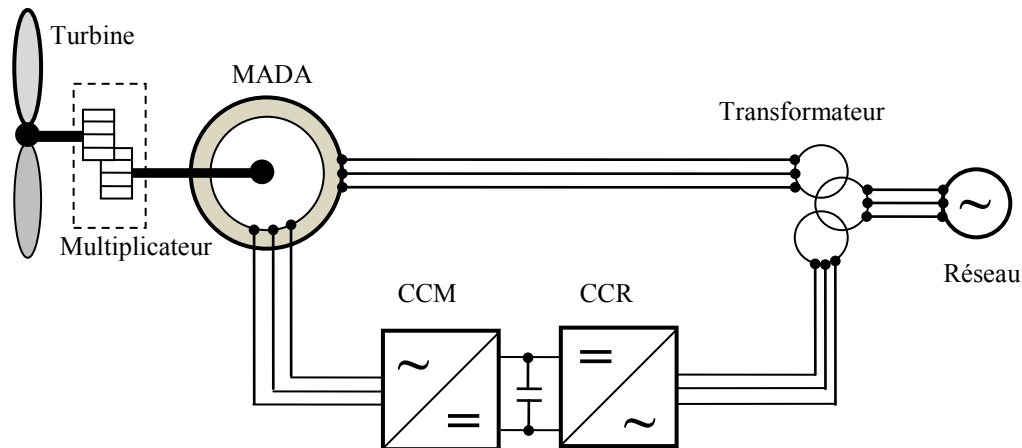


Fig. 1. 8: Système SCEE avec vitesse variable basé sur une MADA.

**1.8.4. WECS à vitesse variable basé sur une SCIG, une PMSG ou une WRSG (SCEE type4)**

La Figure 1.9 montre un tel système dans lequel le générateur est relié au réseau par l'intermédiaire de deux convertisseurs de puissance (CCM et CCR). Les machines qui sont couramment utilisées pour ce genre d'éoliennes sont la machine asynchrone à cage SCIG, la machine synchrone à rotor bobiné WRSG et la machine synchrone à aimants permanents PMSG avec une production de puissance qui peut atteindre plusieurs Mégawatts. Les convertisseurs de puissance sont dimensionnés en fonction de la puissance nominale du générateur utilisé. L'utilisation des convertisseurs statiques ne permet non pas seulement l'amélioration des performances du système, mais aussi le découplage de la génératrice du réseau électrique et la possibilité de fonctionner dans une plage de vitesse variable complète (0-100%). Aussi, avec les techniques de contrôle des convertisseurs de puissance, la compensation de la puissance réactive est possible. L'inconvénient principal de cette configuration est la complexité du contrôle et le coût du système élevé. L'utilisation d'une machine synchrone à faible vitesse (machine synchrone à pôles saillants) avec un grand nombre de pôles dans cette configuration permet le fonctionnement sans boîte de vitesse (multiplicateur). En effet, l'élimination de la boîte de vitesse permet d'améliorer l'efficacité du système et réduire le coût et l'entretien du système [31, 32, 33].

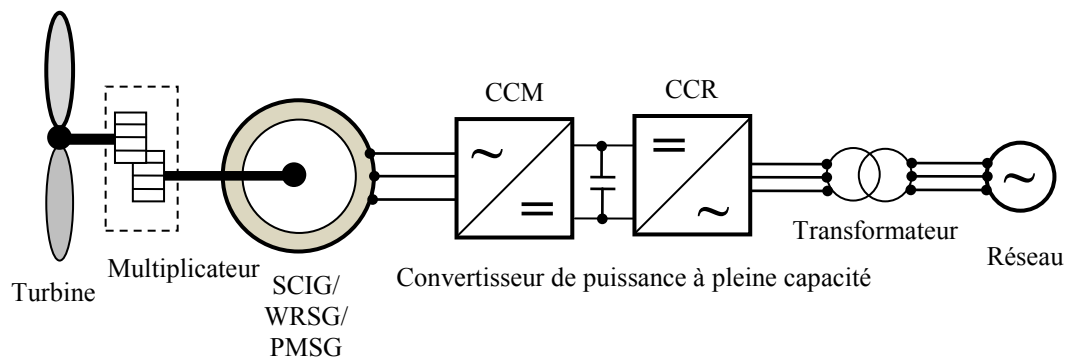


Fig. 1. 9: SCEE des machines commandée par le stator

**1.8.5. WECS basé sur une WRSG fonctionnant à vitesse variable (SCEE type5)**

Ce système de conversion d'énergie électrique est illustré par Figure 1.10. Ce système ne contient pas de convertisseur statique mais il utilise un convertisseur mécanique à rapport variable VRT (vitesse /couple). Cette configuration est plutôt un vieux concept pour les éoliennes où le fonctionnement à vitesse variable est obtenu par le convertisseur mécanique plutôt que le convertisseur statique. Le convertisseur à rapport variable (VRT) convertit la vitesse variable de la turbine éolienne à une vitesse constante adéquate au réseau [34-35]. Le générateur WRSG fonctionne à une vitesse fixe et est directement connecté au réseau par l'intermédiaire d'un disjoncteur de synchronisation. Le coût de ce système et l'encombrement sont moins par rapport aux deux dernières configurations (WECS type 3 et type 4) car aucun convertisseur de puissance n'est nécessaire.

On note aussi que le générateur WRSG peut être connecté directement au réseau de moyenne tension sans transformateur car il n'y a aucune restriction imposée.

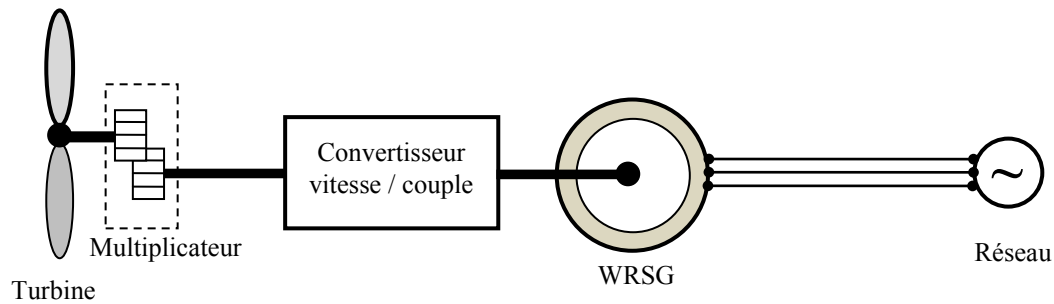


Fig. 1. 10: SCEE basée sur WRSG fonctionne avec une vitesse variable

### 1.8.6. Etude comparative des différentes configurations des systèmes SCEE

Les caractéristiques essentielles des configurations citées précédemment sont illustrées dans le Tableau 1.3. Elles sont comparées sur la base du type du générateur utilisé, les convertisseurs de puissance utilisés; capacité du convertisseur de puissance; gamme de variation de vitesse; exigence de système de démarrage, boîte de vitesses et compensation de puissance réactive externe; capacité de poursuivre le point de puissance maximale (MPPT); contrôle de puissance aérodynamique, la conformité en passage par de défauts (compliance with the Fault Ride-Through requirement FRT); état de la technologie et la pénétration du marché. Les configurations SCEE type 3 et 4 sont les plus favorables dans les applications de production d'énergie électrique de grande capacité (autour des mégawatts).

	Vitesse fixe	Vitesse semi variable		Vitesse complètement variable		
		SCEE T1	SCEE T2	SCEE T3	SCEE T4	
<b>Génératrice</b>	SCIG	WRIG	DFIG	SCIG	PMSG/WRSG	WRSG
<b>Convertisseur de puissance</b>	non	Redresseur et hacheur	AC/DC+ DC/AC ou AC/AC	AC/DC+DC/AC ou AC/AC	AC/DC+DC/AC ou AC/AC ou AC/DC+DC/DC+DC/AC	Non
<b>Capacité du convertisseur</b>	0%	10%	30%	100%	100%	100%
<b>Gamme de vitesse</b>	±1%	±10%	±30%	±0-100%	±0-100%	±0-100%
<b>Système de démarrage</b>	nécessaire	nécessaire	Non nécessaire	Non nécessaire	Non nécessaire	Non nécessaire
<b>Multiplicateur</b>	3 niveaux	3 niveaux	3 niveaux	3 niveaux	0/1/2/3 Niveaux	2 niveaux
<b>MPPT</b>	pas possible	limité	possible	possible	Possible	possible

## Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

<b>Compensation de la puissance réactive</b>	Nécessaire	Nécessaire	Non nécessaire	Non nécessaire	Non nécessaire	Non nécessaire
<b>Conformité de FRT(*)</b>	Par matériel externe	Par matériel externe	Par convertisseur de puissance	Par convertisseur de puissance	Par convertisseur de puissance	pas connu vu sa limitation
<b>Etat de lieu de la technologie</b>	Dépassée	Dépassée	Très mature	Emergente	Mature	Dépassée
<b>Pénétration actuelle du marché</b>	Peu/ aucune installation	Peu d'installation	<b>&gt;50% de la part du marché</b>	Peu d'installation	<b>2<sup>ème</sup> part du marché</b>	Peu installation
<b>Rendement</b>	Médiocre	Médiocre	Elevé	Elevé	Plus élevé	Moyenne
<b>Coût</b>	Faible	Moyenne	Elevé	Elevé	Très élevé	Moyenne

Tab. 1. 3 : Les caractéristiques de chaque configuration [36].

### 1.9 Aperçu sur la machine asynchrone à double alimentation (MADA)

Une des configurations en forte croissance dans le marché des turbines éoliennes est connue sous le nom de générateur asynchrone à double alimentation (MADA ou GADA) [37,38]. La MADA est aujourd'hui largement utilisée en tant que générateur (GADA), en particulier dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne. Actuellement, cette topologie occupe près de 50% du marché de l'énergie éolienne [39]. Par exemple, la société Allemande *Repower* construit deux modèles de SCEE basées sur la MADA. Le modèle 6MW avec une production de puissance totale de 6150KW et le modèle 5MW avec une production de la puissance égale 5MW [40]. L'utilisation de la MADA permet le fonctionnement dans une plage de variation de vitesse à  $\pm 30\%$  autour de la vitesse synchrone obtenue avec un convertisseur dimensionné seulement à 30% de la puissance nominale [41]. La MADA est une WRIG dont le stator est relié directement au réseau électrique et dont le rotor est connecté au réseau par l'intermédiaire d'un convertisseur de type « back-to-back » composé de deux convertisseurs statiques. Cette machine sera adoptée pour le reste du travail de notre thèse.

Lorsque la MADA fonctionne en génératrice, la turbine fournit une puissance mécanique, le stator et le rotor peuvent fournir de l'électricité au réseau et le rotor peut également prélever de la puissance. Tout dépend de la vitesse de rotation de génératrice. Si la génératrice fonctionne en mode hyper-synchrone, elle fournit de l'énergie au réseau par le rotor via les 2 convertisseurs. Si elle fonctionne en mode hypo-synchronisme, le rotor prélève de la puissance sur le réseau à travers les convertisseurs.

Les points forts de l'utilisation de la MADA dans les systèmes SCEE sont [42]:

- ✓ Le facteur de puissance est réglable et le découplage entre la puissance active et réactive est réalisable ;
- ✓ La bidirectionnalité des convertisseurs permet le fonctionnement de la machine dans les quatre quadrants (génératrice ou moteur) ;
- ✓ Le coût des convertisseurs est réduit puisqu'ils sont dimensionnés seulement à 30%

## **Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

de la puissance nominale de la MADA. La taille des filtres l'est aussi.

- ✓ Pas de besoin pour le système de démarrage et pour le système de compensation de la puissance réactive (ce qui permet de diminuer le cout de système).

Toutefois, l'inconvénient majeur de ce type SCEE réside dans la présence du système balais-bagues ce qui exige un entretien périodique à des hauteurs élevés.

### **1.10 Aperçu sur les convertisseurs de puissance dans les systèmes SCEE**

Aujourd'hui, la technologie des convertisseurs de puissance prend une place très importante dans la chaîne de conversion d'énergie éolienne. Dans ce contexte, pour réduire les coûts et augmenter le rendement énergétique des systèmes éoliens, de nouvelles topologies utilisant des composants de puissance performants et des algorithmes de contrôle de plus en plus évolués sont utilisés de nos jours [43].

Les convertisseurs des systèmes SCEE à vitesse fixe sont utilisés pour réduire les oscillations de courant d'appel et du couple pendant le démarrage du système, alors que dans les systèmes SCEE à vitesse variable, ils sont utilisés pour contrôler la vitesse / couple du générateur ou le transfert de la puissance active / réactive entre la machine et le réseau électrique [44,45]. Selon, les estimations de puissance du système et le type d'éoliennes, on peut diviser l'utilisation des convertisseurs de puissance en deux catégories : convertisseur statique à basse tension (690V-750V) ou à moyenne tension (3KV-4KV). Actuellement, diverses topologies de convertisseurs statiques de plusieurs mégawatts sont aussi en développement pour fournir une conversion de puissance économiquement efficace, avec une haute fiabilité et une qualité élevée.

En effet, il existe quatre groupes pour les deux catégories des convertisseurs statiques (BT: basse tension, MT: moyenne tension). Le classement de ces quatre groupes est basé sur le transfert de la tension ou du courant d'entrée du convertisseur statique vers la charge [46,47].

Conversion Alternative – Continue (AC-DC) ;

Conversion Continue – Continue (DC-DC) ;

Conversion Continue – Alternative (DC-AC) ;

Conversion Alternative – Alternative (AC-AC).

#### **1.10.1. Les systèmes SCEE contrôlés par les convertisseurs type Back-to-Back à deux niveaux (VSI-2L).**

Deux convertisseurs back-to-back (dos à dos) à deux niveaux de tension (2L) placés en cascade avec un bus continu (DC-link) formé d'un condensateur polarisé réversible en courant qui permet la transformation indirecte d'une énergie électrique alternative vers une énergie électrique aussi alternative. Comme représenté par la Figure 1.11, le redresseur (Rec) composé de six interrupteurs bidirectionnels commandés à basse tension (IGBTs) et l'onduleur (VSI) ayant aussi le même nombre et type d'interrupteurs. Le redresseur est connecté entre le stator de la machine (PMSG, WRSG et SCIG) et le bus continu, l'onduleur est connecté entre ce bus continu et le transformateur d'adaptation coté réseau électrique. L'avantage de cette configuration est le découplage entre la machine électrique et le réseau électrique grâce au banc du bus continu, donc le fonctionnement de la machine dans le régime transitoire n'apparaît pas sur le réseau électrique et s'il y ait des parasites au niveau du réseau électrique, aussi ils n'apparaissent pas sur la machine [48,49]. En termes

de statut de la technologie et de pénétration du marché, cette topologie de convertisseur de puissance mature et utilisée par 90% d'applications dans les systèmes de conversion discutés dans la section 1.8.4 avec une puissance moyenne inférieure de 0.75MW [50]. La puissance du convertisseur est généralement égale à la puissance de sortie du générateur ce qui augmente le coût de l'installation [51].

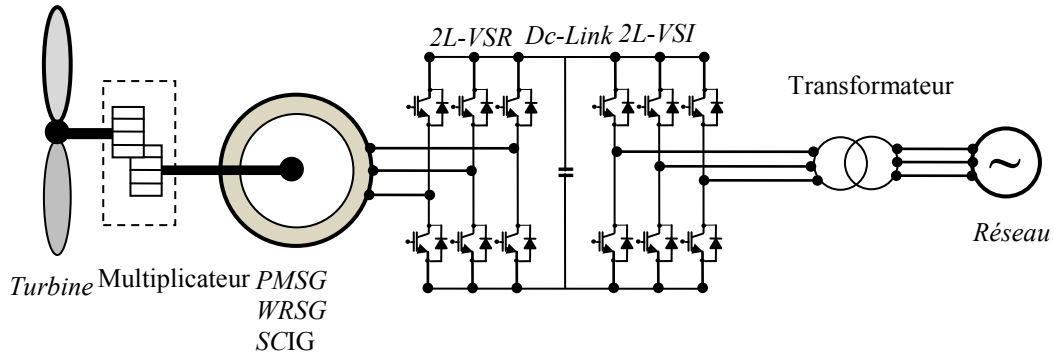


Fig. 1. 11: SCEE contrôlé par le stator.

Le convertisseur coté machine contrôle le couple du générateur et sa vitesse (parfois la puissance active et réactive), tandis que le convertisseur coté réseau contrôle la tension du bus continu et règle le facteur de puissance. L'un des modules du VSI commerciaux les plus utilisés est le SKiiP de Semikron équipé de son propre dissipateur de chaleur.

L'autre topologie populaire utilisant la structure cascade de 2 convertisseurs est celle présentée dans la section 1.8.3 illustrée par la Figure 1.12. Le stator du générateur est relié directement au réseau, tandis que le rotor du générateur est relié au réseau par l'intermédiaire de 2 convertisseurs de puissance [52]. La puissance nominale du convertisseur est généralement 30% de la puissance nominale du générateur. Par exemple, une machine MADA de 2,5MW nécessite seulement un convertisseur de puissance de 0,75 MW. La plage de vitesse réalisable est décidée en fonction de la puissance nominale de convertisseur de puissance [53]. Un convertisseur de puissance à 30% de sa capacité nominale peut contrôler la vitesse de la MADA à 30% de sa vitesse de synchronisme, ce qui est suffisant pour effectuer une opération à vitesse variable. Le convertisseur statique dans le circuit du rotor permet le transit bidirectionnel du flux d'énergie du rotor au réseau ou vice versa [54].

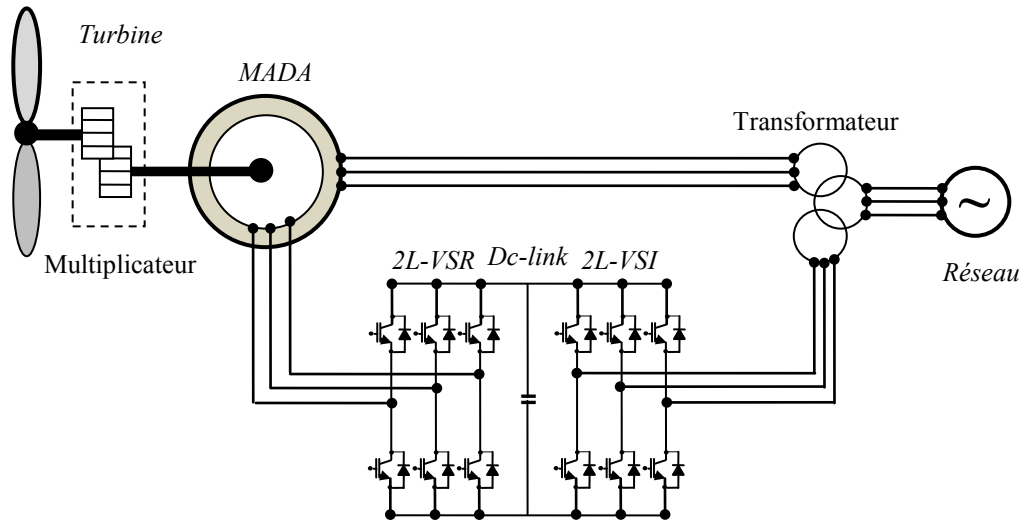


Fig. 1. 12: SCEE à base d'une MADA

### 1.10.2. Les systèmes SCEE basés sur une MADA utilisant les convertisseurs multi-niveaux

Dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne à moyenne tension (applications moyenne et grande puissance), les convertisseurs de puissance multi niveaux sont exploités en raison de leurs plusieurs avantages sur les convertisseurs à deux niveaux, permettant d'échelonner sur plusieurs niveaux la tension et aboutir ainsi à des dispositifs de forte tension à partir des semi-conducteurs supportant des tensions réduites. Le niveau de la tension est réglé par l'intermédiaire d'une ou plusieurs capacités correctement réglées. Les topologies multi-niveaux permettent aussi de réduire nettement les variations brusques de la tension ( $dV/dt$ ) lors des commutations qui génèrent des tensions/courants de modes communs importants aux bornes de la charge, ce qui est un avantage majeur par rapport aux convertisseurs classiques deux niveaux. Un avantage majeur aussi des structures multi-niveaux est la qualité meilleure des ondes de courant et tension par rapport au VSI-2L

Généralement, deux types de convertisseurs multi-niveaux sont utilisés : ceux à diodes clampés par le neutre NPC (Neutral Point Clamped) et à sources imbriquées (ou à potentiels distribués ou en Anglais flying capacitors).

Le circuit de puissance de l'onduleur back-to-back NPC à trois niveaux est illustré à la Figure 1.13. Chaque phase de l'onduleur est composée de quatre interrupteurs bidirectionnels et des deux diodes de Clamp ou les deux commutateurs centraux et les deux diodes permettent la connexion de la sortie de l'onduleur avec le point neutre du bus continu. Cette configuration permet la génération de trois niveaux de tension à la sortie de la phase  $x$  ( $V_{dc}/2$ ,  $0$  et  $-V_{dc}/2$ ) par rapport au point neutre.

Le convertisseur Back-to-back NPC à trois niveaux permet le fonctionnement dans une plage de tension moyenne avec des éoliennes commerciales de 6MW sans connexion des dispositifs électriques extérieurs. Les convertisseurs multi-niveaux, et spécialement les convertisseurs à trois niveaux font une solution du compromis bonne performance/coût de système de haute puissance. Ce convertisseur est toutefois limité par les inconvénients suivants: déséquilibre des tensions du bus continu, le nombre élevé des composants, et la complexité accrue du contrôle [57].

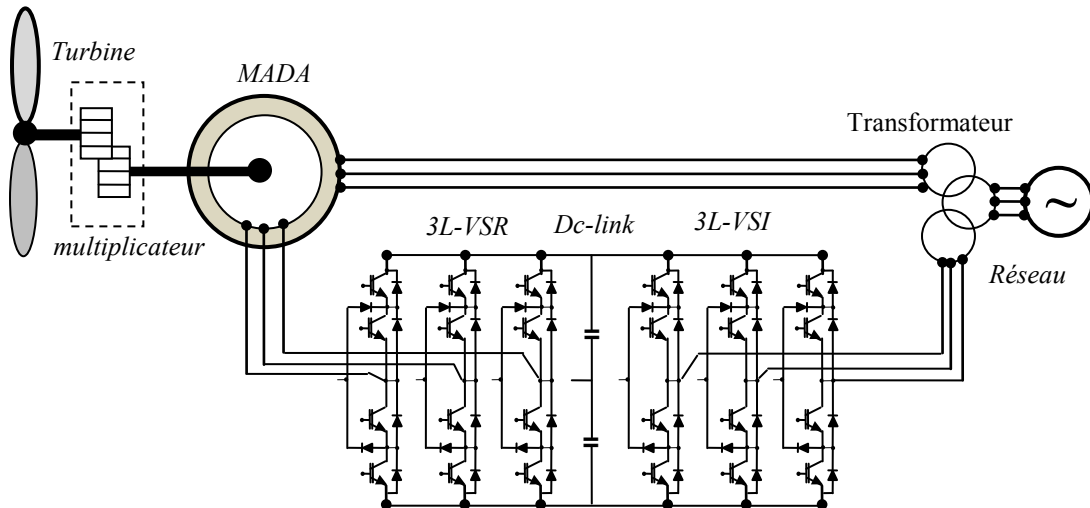


Fig. 1. 13: SCEE avec des convertisseurs NPC multi-niveaux

### 1.10.3. SCEE basé sur la MADA et contrôlé par les convertisseurs matriciels

Le convertisseur matriciel (Matrix Converter) est un convertisseur AC-AC direct capable de convertir directement l'énergie à partir d'une source alternative à une charge alternative sans passer par un élément de stockage d'énergie [58]. En raison des importants avantages offerts par le convertisseur matriciel, tels que le facteur de puissance réglable, la capacité de régénération (fonctionnement 4 quadrants) et les formes d'onde sinusoïdales d'entrée / de sortie de haute qualité, le convertisseur matriciel est l'une des topologies qui reçoivent une grande attention de nos jours dans la recherche afin d'y être une alternative importante pour remplacer les convertisseurs traditionnels AC-DC-AC dans les applications à fréquence variable exigeants des hautes performances [59].

Chaque commutateur bidirectionnel est constitué de deux transistors IGBTs et de deux diodes connectés en antiparallèle (chaque diode placée en série avec l'IGBT afin de le protéger contre les tensions inverses). En raison de l'élimination du bus continu, il offre une solution fiable pour les éoliennes, surtout quand ils sont employés dans l'offshore [60].

#### 1.10.3.1 Convertisseur matriciel direct

Comme le montre la Figure 1.14, le convertisseur matriciel direct (CMD) est un convertisseur de puissance à un seul étage, capable d'alimenter directement la charge de  $m$  phases par la source de  $n$  phases sans dispositifs de stockage d'énergie. Chaque commutateur bidirectionnel est constitué de deux interrupteurs pouvant être commandés et des deux diodes rapides connectés en antiparallèle [61,62].

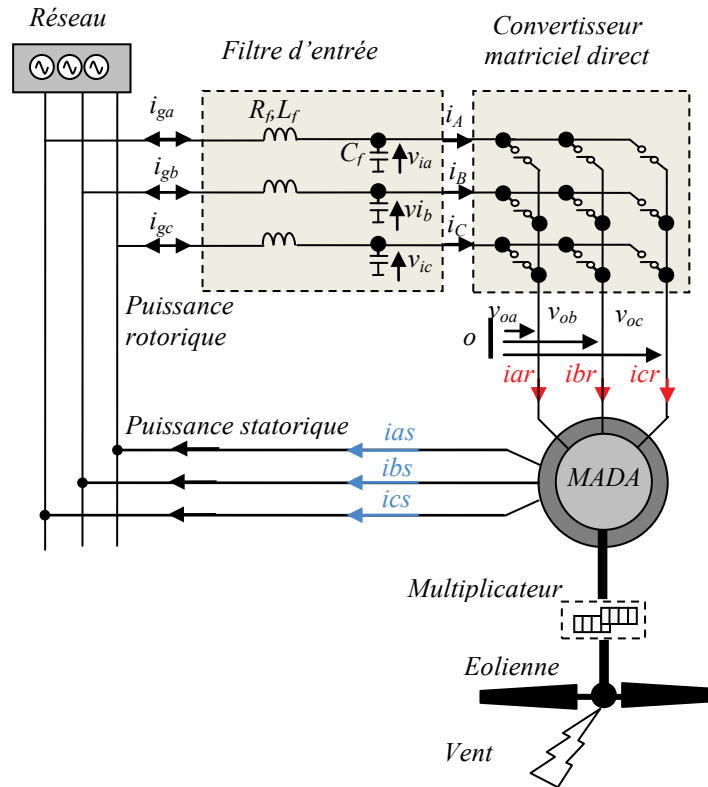


Fig. 1. 14: SCEE avec un convertisseur matriciel direct CMD

### 1.10.3.2. Convertisseur matriciel indirect CMI

Le SCEE utilisant un convertisseur matriciel indirect est représenté sur la Figure 1.15. Il se compose en cascade d'un étage de redressement et un étage d'inversion de source de tension à travers une liaison DC-link sans élément de stockage d'énergie. Le convertisseur synthétise une tension positive uniquement dans le circuit intermédiaire en sélectionnant un état de commutation dans le redresseur qui relie une phase au point  $P$  et l'autre phase au point  $n$ . Par ailleurs, le CMI comprend un filtre  $RLC$  dans le côté d'entrée qui est nécessaire pour empêcher les surtensions et pour fournir un filtrage des composantes à haute fréquence des courants d'entrée produits par les commutations et la nature de la charge inductive [63,64].

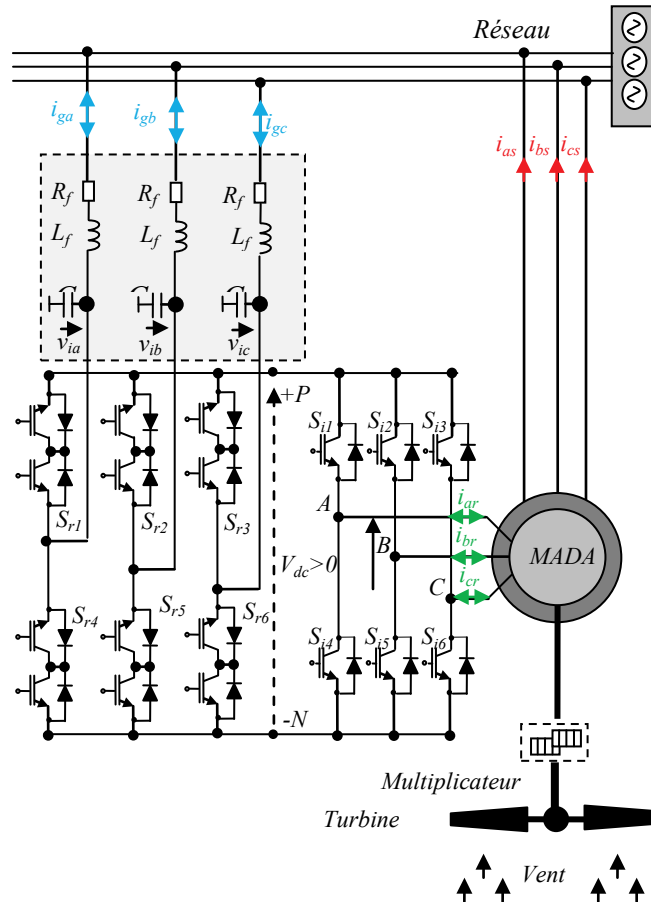


Fig. 1. 15: SCEE avec convertisseur matriciel indirect CMI

### 1.11 Fermes éoliennes

Le regroupement d'un ensemble d'éoliennes à vitesse variable ou à vitesse fixe constitue une ferme éolienne on-shore (à la terre) ou off-shore (à la mer). Les parcs éoliens au début ont été sur terre pour profiter des faibles coûts initiaux et de la maintenance faible. De nos jours, les parcs éoliens offshore gagnent plus d'attention à cause du rendement énergétique meilleur des vents plus forts et réguliers en plus de l'impact réduit sur l'utilisation des terres et des paysages. Le plus grand parc éolien en mer à ce jour est celui de London Array en GB avec une capacité de 630MW. Les futurs parcs éoliens (offshores) sont proposés dans la gamme de 1200-2500MW. Par exemple le projet Blekinge (Offshore) dans la Suède (2500MW).

L'interconnexion optimale des éoliennes jouent un rôle crucial dans la réduction du coût et accroître l'efficacité, la fiabilité et la performance du parc éolien. De nombreuses configurations ont été proposées dans la littérature, mais seulement quelques-uns d'entre eux ont fait leur chemin à la mise en œuvre pratique.

Dans cette section, nous allons présenter les configurations éoliennes pratiques les plus prometteuses. Ces configurations présentent trois caractéristiques distinctes telles que définies ici :

- La connexion série ou parallèle des sorties des systèmes SCEE
- Type d'énergie aux niveaux des sorties des convertisseurs statiques (alternative ou continue).

## **Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

- Connexion de la ferme éolienne au réseau électrique par des lignes de transmissions alternatives ou continues.

Toutes les configurations des parcs éoliens misent en service jusqu'à ce jour combinent ces trois caractéristiques de manières différentes. En effet, la connexion en parallèle des éoliennes augmente le courant et la capacité de la puissance, tandis que la connexion série augmente la tension et la puissance nominale. La connexion en parallèle est plus largement exploitée dans les présents parcs éoliens, alors que certains travaux proposent que la connexion en série pourrait augmenter la densité de puissance et de diminuer les pertes de transmission. Cependant, cette configuration entraîne des pertes de puissance élevée dans les convertisseurs.

La capacité de la puissance générée par la ferme éolienne et la distance entre la ferme éolienne et le réseau électrique sont les deux facteurs très importants pour le choix de la transmission de la puissance en alternative ou en continu. La transmission alternative à haute tension (HVAC) est favorable pour les fermes éoliennes qui sont situées à proximité du réseau électrique. Pour les puissances et les distances supérieures à 400MW et 60km, la transmission HVDC est le choix le plus préférable [12].

### **1.11.1 Configuration alternative parallèle avec transmission alternative à haute tension.**

La configuration alternative parallèle de système de conversion d'énergie éolienne avec des lignes de transmission alternative à haute tension (HVAC) est illustrée sur la Figure 1.16. La sortie de chaque éolienne est connectée en parallèle avec l'autre éolienne. Le type d'énergie est alternatif concernant le convertisseur de puissance utilisé (AC-AC). Pour la transmission de cette énergie électrique vers le réseau électrique, des lignes électriques de transmissions alternatives à haute tension sont exploitées. Cette configuration offre un faible coût pour les sous stations. Généralement, la tension de sortie générée par ce système sont 690V ou 3000V convertie par un transformateur élévateur à 33KV et 34.5KV [66]. La sortie de ce dernier est connecté en parallèle avec le point de collection à moyenne tension et après à haute tension environ de 60-245KV par le transformateur élévateur de la sous-station. Un exemple réel utilisant cette configuration est le parc Rev - Denmark avec une capacité de 160MW.

Cette approche d'interconnexion est associée à quelques inconvénients. Pour améliorer l'efficacité de transmission de l'énergie électrique produite, des compensateurs de puissance réactive supplémentaires tels que le compensateur statique (STATCOM) ou le compensateur statique VAR doivent être reliés aux deux côtés des lignes de transmission [67,68]. Les défauts des lignes de la HVAC affectent négativement le parc éolien et vice versa.

### **1.11.2. Configuration alternative parallèle avec transmission continue à haute tension.**

La configuration parallèle alternative du parc éolien avec la transmission continue à haute tension HVDC est représentée sur la Figure. 1.17 [69]. Ceci est l'approche d'interconnexion la plus prometteuse pour beaucoup de parcs éoliens situés en mer (offshore) à grande puissance [70]. Le système de collection de tension moyenne

alternative MVAC du parc éolien est tout d'abord converti vers une haute tension par un transformateur élévateur de tension, puis le HVAC est converti en haute tension continue HVDC par un convertisseur de puissance AC/DC. Le transformateur élévateur et le convertisseur AC/DC sont installés dans la plate-forme (offshore). Le côté de réception de la sous-station onshore contient un convertisseur DC/AC et un transformateur abaisseur. La sous station (offshore) est reliée à la sous station onshore par des câbles sous-marins [71]. Toutes les quatre configurations présentées dans la section 1.8 peuvent également être utilisés dans cette configuration, car les transformateurs élévateurs sont communs à tous. Les coûts de maintenance sont les principaux inconvénients de cette approche d'interconnexion.

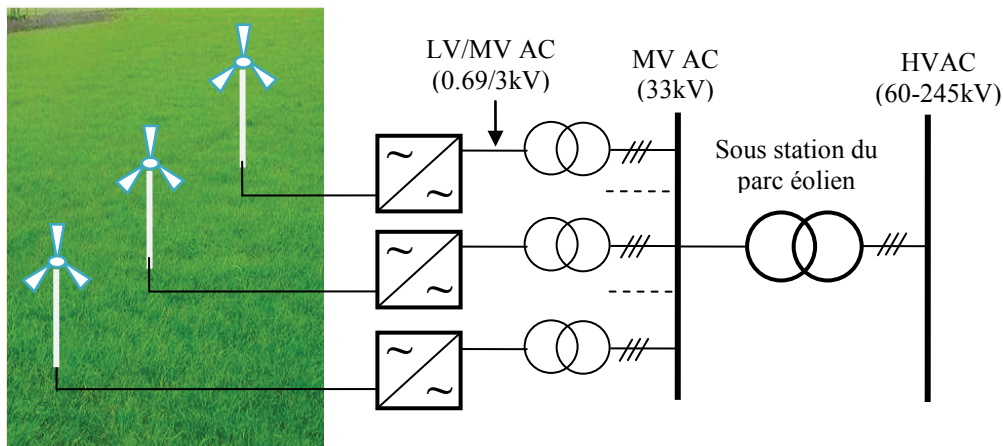


Fig. 1. 16 : Configuration alternative parallèle avec transmission HVAC

### 1.11.3. Configuration parallèle continue avec transmission continue à haute tension

La configuration parallèle continue des parcs éoliens avec transmission HVDC est représentée sur la Figure 1.18 [72,73]. Cette configuration est applicable uniquement pour la configuration présentée dans la section 1.8.4 .Par l'intermédiaire d'un convertisseur DC-DC, la tension de sortie du convertisseur AC-DC est augmentée à (1200/5000V continue correspondant à la tension alternative 690/3000V). Les tensions de sortie des convertisseurs DC / DC sont alors connectés en parallèle pour former un système de collecte MVDC (30 à 50 kV). Le MVDC est ensuite élevé en HVDC en utilisant un autre convertisseur DC / DC. La configuration de la transmission HVDC et du poste de réception final sont similaires à la configuration précédente. Les convertisseurs DC / DC utilisent un étage de conversion interne de type DC / AC, convertisseur de fréquence moyenne ou élevée, puis l'étage de conversion AC / DC [74,75]. Un niveau d'isolation plus élevé est nécessaire pour le générateur d'énergie éolienne et convertisseur AC / DC qui est le principal défi avec cette approche d'interconnexion. Bien que cette configuration soit très recherchée, elle n'a pas encore été mise en œuvre [36].

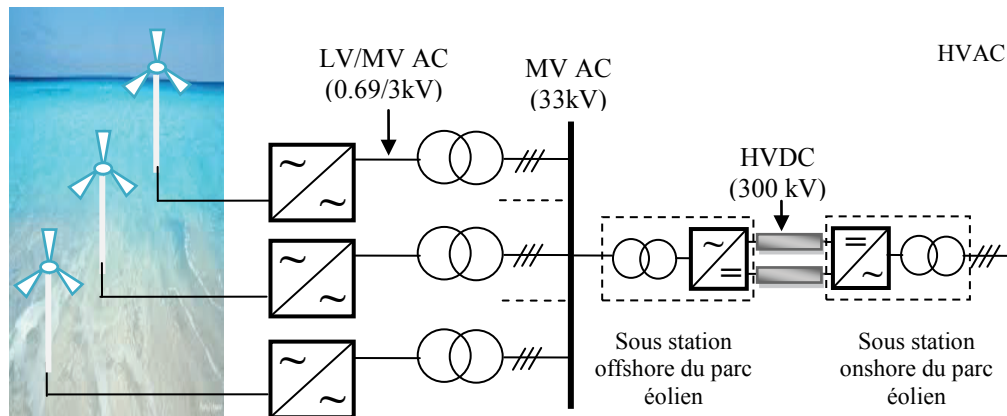


Fig. 1. 17 : Configuration parallèle alternative avec transmission HVDC pour un parc offshore.

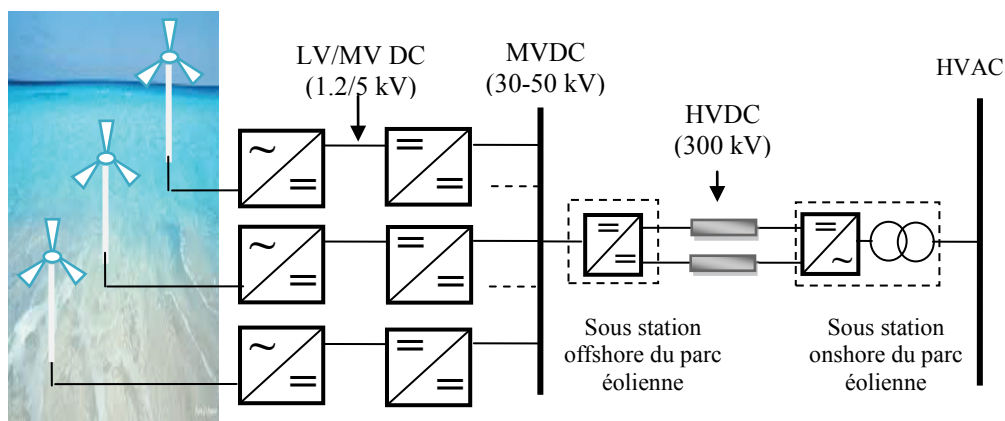


Fig. 1. 18 : Configuration parallèle continue avec transmission HVDC pour un parc offshore.

#### 1.11.4. Configuration continue série avec transmission continue à haute tension

La Figure 1.19 montre la configuration continue série du parc éolien avec transmission HVDC [78,79]. Les sorties des convertisseurs AC / DC de chaque éolienne sont connectés en série pour atteindre le niveau HVDC. Par exemple, 250 éoliennes avec 1200V de tension continue peuvent être connectées en série pour atteindre un niveau de tension de transmission de 300KV. Si des éoliennes de MV sont utilisés comme dans le cas du parc en Allemagne Nordsee Ost off (Allemagne), à seulement 60 convertisseurs AC / DC doivent être connectés en série pour atteindre 300KV niveau de la tension en courant continu.

Cette configuration conduit à des économies énormes à cause des convertisseurs DC / AC dans chaque éolienne, et l'éolienne sous-station centrale n'est pas nécessaire. En raison de la baisse du nombre des convertisseurs de puissance, les pertes sont plus faibles et le rendement global est plus élevé. Un commutateur bypass est généralement relié à travers la liaison de bus continu (DC-link) de chaque convertisseur AC / DC pour assurer que l'éolienne est isolé du réseau électrique continu pendant l'entretien ou les temps d'arrêts. Si un grand nombre d'éoliennes sont contournées en raison de problèmes inattendus, la ferme éolienne complète peut être arrêtée parce que la tension de transmission de courant continu

chute en dessous de la limite de seuil.

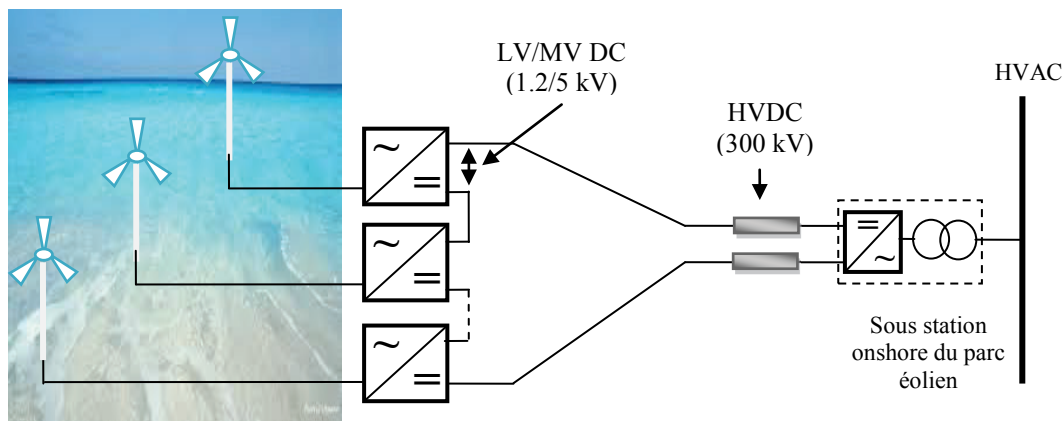


Fig. 1. 19 : Configuration série continue avec transmission HVDC basée sur la configuration du parc éolien offshore.

### 1.12 Conclusion

A travers ce chapitre, nous avons présenté un état de l'art des systèmes de conversion de l'énergie éolienne. Dans la première partie, nous avons donné un historique des éoliennes couvrant la période des moulins à vent jusqu'aux éoliennes modernes.

En deuxième lieu, nous avons décrit les types des aérogénérateurs tels que l'éolienne à axe horizontal ou à axe vertical ainsi que les différentes constituantes des éoliennes à vitesse variable. Ensuite, nous avons présenté les deux technologies des éoliennes à savoir les éoliennes à vitesse fixe et celles à vitesse variable. Puis une étude détaillée sur les différentes configurations des systèmes de conversion d'énergie éolienne les plus exploitées dans le domaine industriel finalisé par un tableau où nous avons adressé les principales caractéristiques des cinq configurations importantes. Afin de montrer l'intérêt des convertisseurs statiques dans de telles applications, nous avons présenté quelques topologies des convertisseurs statiques associés dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne.

Un intérêt particulier a été consacré à la technologie d'éolienne basée sur la machine asynchrone à double alimentation (MADA). Cette technologie permet de réduire le dimensionnement des convertisseurs statiques à 30%. La dernière partie de ce chapitre a décrit les différents modes de connexion des éoliennes pour former une ferme basée sur le type de la tension de sortie de l'éolienne et le type de transmission de l'énergie électrique vers le réseau électrique.

### 1.13. Référence du chapitre 1

- [1] Site internet [http://www.lemonde.fr/planete/article/2012/06/20/l-organisation-mondiale-de-l-environnement-attendra\\_1721697\\_3244.html](http://www.lemonde.fr/planete/article/2012/06/20/l-organisation-mondiale-de-l-environnement-attendra_1721697_3244.html)
- [2] Global Wind Energy Council, "Global wind statistics 2015," 10 Février 2016
- [3] Stevenson Pierre, "Contribution au développement d'un concept d'hybridation énergétique : structures de commande d'un système intégré éolien-hydrolien électrique," *Université du Havre, France*, 2015.
- [4] site internet <http://tpeeoliennefoucauld20092010.wifeo.com/1-les-eoliennes-au-cours-du-temps.php>

## Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

- [5] B. Multon, "Energie électrique : les enjeux,". Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2008.
- [6] Site internet <http://www.connaissancedesenergies.org/fiche-pedagogique/eoliennes-en-mer-offshore>.
- [7] Erich Hau, "Wind Turbines: Fundamentals, Technologies, Application, Economics," 2nd ed, Springer, 2005.
- [8] J.F. Manwell, J.G. Mcgowan, A.L. Rogers, "Wind energy explained theory, design and application," John Wiley & Sons Ltd, England, 2002.
- [9] site internet <http://energie-verte.blogspot.com/2009/06/eolien-domestique-eolienne-particuliers.html>.
- [10] A. Boyette, "Contrôle-commande d'un générateur asynchrone à double alimentation avec système de stockage pour la production éolienne," Thèse de doctorat, Nancy, 2006.
- [11] F. Blaabjerg and Z. Chen, "Power Electronics for Modern Wind Turbines," Morgan & Clay-pool Publishers, 2006.
- [12] T. Ackermann, "Wind Power in Power System," Wiley, Ltd, 2005.
- [13] Site internet de constructeur Danois, <http://www.wind power .dk/>.
- [14] Site internet <http://www.info-eolien.com/energie-eolienne-composants.html>
- [15] M. Liserre, R. Cárdenas, M. Molinas, J. Rodríguez, "Overview of Multi-MW Wind Turbines and Wind Parks," *IEEE Transaction on Industrial Electronics*, vol. 58, no. 4, pp. 1081–1095, April 2011.
- [16] S. El Aimani, "Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension," Thèse de doctorat de l'école centrale de Lille, 06-12-2004.
- [17] Site internet <http://www.energies-renouvelables.org>
- [18] Li H, Chen Z, "Overview of different wind generator systems and their comparisons," *IET Renew Power Gener*, vol. 2, no 2, pp. 123–138, 2008.
- [19] Acket C, Vaillant J, "Energies renouvelables : Etat des lieux et perspectives," *Ed technip*, 2011.
- [20] Sloomweg JG, de Vries E, "Inside wind turbines-fixed vs. variable speed," *Renew Energy World*, vol. 6, no 1, pp. 30–40, 2003.
- [21] D. Trudnowski, A. Gentile, J. Khan, and E. Petritz, "Fixed-speed wind-generator and wind-park modeling for transient stability studies," *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. 19, no. 4, pp. 1911–1917, Nov. 2004.
- [22] J. Dixon, L. Moran, J. Rodríguez, and R. Domke, "Reactive power compensation technologies: State-of-the-art review," *Proc. IEEE*, vol. 93, no. 12, pp. 2144–2164, Dec. 2005.
- [23] Li H, Chen Z. "Overview of different wind generator systems and their comparisons," *IET Renew Power Gener* , vol. 2, no 2, pp. 123–138, 2008.

## **Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

- [24] R. Pena, J. Clare, and G. Asher, "Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable-speed wind-energy generation," *IEEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 143, no. 3, pp. 231–241, May 1996.
- [25] J. Lopez, P. Sanchis, X. Roboam, and L. Marroyo, "Dynamic behavior of the doubly fed induction generator during three-phase voltage dips," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 22, no. 3, pp. 709–717, Sep. 2007.
- [26] S. Bhowmik, R. Spee, and J. H. R. Enslin, "Performance optimization for doubly fed wind power generation systems," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 35, no. 4, pp. 949–958, Jul./Aug. 1999.
- [27] Xu L, Cartwright P, "Direct active and reactive control of DFIG for wind energy generation," *IEEE Trans Energy Convers.*, vol. 21, no 3, pp. 750–758, 2006.
- [28] Ibrahim AO, Nguten TH, Lee DC, Kim SC, "A fault ride-through technique of DFIG wind turbine systems using dynamic voltage restorers," *IEEE Trans Energy Convers.*, vol. 26, no 3, pp. 871–882, 2011.
- [29] M. Liserre, R. Cardenas, M. Molinas, and J. Rodriguez, "Overview of multi-MW wind turbines and wind parks," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 58, no. 4, pp. 1081–1095, Apr. 2011
- [30] R. Cardenas, R. Pena, S. Alepuz, and G. Asher, "Overview of control systems for the operation of DFIGs in wind energy applications," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 60, no. 7, pp. 2776–2798, Jul. 2013.
- [31] Gritli Y, Zarri L, Rossi C, Filippetti F, "Advanced diagnosis of electrical faults in wound-rotor induction machines," *IEEE Trans Industr Electron*, vol. 60, no 9, pp. 4012–4024, 2013.
- [32] Potgieter JHJ, Kamper MJ, "Design of new concept permanent magnet induction wind generator," *In: IEEE international conference on energy conversion congress and exposition (ECCE)*, 2010, pp. 2403–2408.
- [33] Simoes MG, Bose BK, Spiegel RJ. "Fuzzy logic based intelligent control of a variable speed cage machine wind generation system," *IEEE Trans Power Electron*, vol 12 no 1, pp. 87–95, 1997.
- [34] L. Greedy, *Review of Electric Drive-Train Topologies*. Bristol, U.K.: Garrad Hassan and Partners, May 2007, 11593/BR/01.
- [35] E. Camm et al. "Characteristics of wind turbine generators for wind power plants," *In Proc. IEEE Power Energy Soc. (PES) Gen. Meet., Calgary, AB, Canada*, pp. 1–5, Jul. 2009.
- [36] Yaramasu, V., Wu, B., Sen, P. C., Kouro, S., & Narimani, M. "High-power wind energy conversion systems: State-of-the-art and emerging technologies," *Proceedings of the IEEE*, vol 103, no 5, pp. 740–788. 2015.
- [37] W. Leonhard, "Control of Electrical Drives," *New York, NY, USA: Springer-Verlag*, 2001.
- [38] B. Bose, "Modern Power Electronics and AC Drives," *Englewood Cliffs, NJ, USA: Prentice-Hall*, 2002.

## **Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

- [39] M. Liserre, R. Cardenas, M. Molinas, and J. Rodriguez, "Overview of multi-MW wind turbines and wind parks," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 58, no. 4, pp. 1081–1095, Apr. 2011.
- [40] Web site "The wind Power Net," Accessed on Mars 2016. [Online]. Available: <http://www.thewindpower.net>
- [41] Theodore Wildi "Electrical Machines, Drives and Power Systems 6E," 2005.
- [42] V. Delli Colli, F. Marignetti, and C. Attaianesi, "Analytical and multi-physics approach to the optimal design of a 10-MW DFIG for direct-drive wind turbines," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 59, no. 7, pp. 2791–2799, Jul. 2012.
- [43] F. Blaabjerg and Z. Chen, "Power Electronics for Modern Wind Turbines," *Synthesis Lectures on Power Electronics, London, U.K.: Morgan & Claypool*, 2006.
- [44] Melício R, Mendes VMF, Catalão JPS, "Comparative study of power converter topologies and control strategies for the harmonic performance of variable speed wind turbine generator systems," *Energy*, pp 1-10; 2010.
- [46] Rashid, M. H. "power electronics," *Academic Press Series in Engineering*.
- [47] Qing-Chang Zh; Tomas H. "Renewable Energy and Smart Grid Integration in Renewable Energy," *willy edition*; 2013
- [48] M. Chinchilla, S. Arnaltes, and J. Burgos, "Control of permanent-magnet generators applied to variable-speed wind-energy systems connected to the grid," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 21, no. 1, pp. 130–135, Mar. 2006.
- [49] H. Geng, D. Xu, B. Wu, and G. Yang, "Active damping for PMSG-based WECS with DC-link current estimation," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 58, no. 4, pp. 1110–1119, Apr. 2011.
- [50] R. Cardenas and R. Pena, "Sensorless vector control of induction machines for variable-speed wind energy applications," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 19, no. 1, pp. 196–205, Mar. 2004.
- [51] K. Malekian, A. Shirvani, U. Schmidt, and W. Schufft, Detailed modeling of wind power plants incorporating variable-speed synchronous generator," *In Proc. IEEE Electr. Power Energy Conf. (EPEC)*, pp. 1–6, Oct. 2009.
- [52] R. Pena, J. Clare, and G. Asher, "Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable-speed wind-energy generation," *IEEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 143, no. 3, pp. 231–241, May 1996.
- [53] R. Datta and V. T. Ranganathan, "Variable-speed wind power generation using doubly fed wound rotor induction machine—a comparison with alternative schemes," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 17, no. 3, pp. 414–421, Sep. 2002.
- [54] B. H. Chowdhury and S. Chellapilla, "Double-fed induction generator control for variable speed wind power generation," *Int. J. Electr. Power Syst. Res.*, vol. 76, no. 9–10, pp. 786–800, 2006.
- [55] R. Portillo et al., "Modeling strategy for back-to-back three-level converters applied to high-power wind turbines," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 53, no. 5, pp. 1483–1491, Oct. 2006.

## Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne

- [56] T. Ghennam and E.-M. Berkouk, "Back-to-back three-level converter controlled by a novel space-vector hysteresis current control for wind conversion systems," *Int. J. Electr. Power Syst. Res.*, vol. 80, no. 4, pp. 444–455, 2010.
- [57] L. Helle and S. Munk-Nielsen, "Comparison of converter efficiency in large variable speed wind turbines," *In Proc. IEEE Appl. Power Electron. Conf. Expo. (APEC)*, vol. 1, pp. 628–63, 2001.
- [58] A. Zuckerberger, D. Weinstock, and A. Alexandrovitz, "Single-phase matrix converter," *IEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 144, no. 4, pp. 235–240, Jul. 1997.
- [59] J. Wang, B. Wu, D. Xu, and N. Zargari, "Multimodular matrix converters with sinusoidal input and output waveforms," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 59, no. 1, pp. 17–26, Jan. 2012.
- [60] J. Wang, B. Wu, D. Xu, and N. Zargari, "Phase-shifting-transformer-fed multimodular matrix converter operated by a new modulation strategy," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 60, no. 10, pp. 4329–4338, Oct. 2013.
- [61] S. F. Pinto, L. Aparicio, P. Esteves "Direct controlled matrix converters in variable speed wind energy generation systems," *IEEE POWENERG conf, Detubal, Portugal*, 12-14 April 2007.
- [62] Wheeler P.W., Rodriguez J., Clare J.C., Empringham L., Weinstein A. "Matrix converter: a technology review," *IEEE Trans. Ind. Electron.*; vol. 49, no 2, pp. 276–88. 2002.
- [63] R. Vargas, J. Rodriguez, U. Ammann, and P. Wheeler, "Predictive Current Control of a Induction Machine Fed by a Matrix Converter with Reactive Power Control," *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 12, pp. 4362-4371, June 2008.
- [64] M. Rivera, J. L. Elizondo, M. E. Macías, O. M. Probst, O. M. Micheloud, J. Rodriguez, C. Rojas, A. Wilson, "Model Predictive Control of a Doubly Fed Induction Generator with an Indirect Matrix Converter," *IECON 2010 - 36th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society* . pp. 2959 – 2965,. 7-10 Nov. 2010.
- [65] O. Anaya-Lara, D. Campos-Gaona, E. Moreno-Goytia, and G. Adam, "Offshore Wind Energy Generation: Control," *Protection, and Integration to Electrical Systems*, 1st ed. Wiley, May 2014.
- [66] T. Ackermann, "Wind Power in Power Systems," 2<sup>nd</sup> ed: Wiley, April 2012.
- [67] Z. Chen, J. Guerrero, and F. Blaabjerg, "A review of the state of the art of power electronics for wind turbines," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 24, no. 8, pp. 1859–1875, Aug. 2009.
- [68] N. B. Negra, J. Todorovic, and T. Ackermann, "Loss evaluation of HVAC and HVDC transmission solutions for large offshore wind farms," *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 76, no. 11, pp. 916–927, 2006.
- [69] N. Kirby, L. Xu, M. Lockett, and W. Siepmann, "HVDC transmission for large offshore wind farms," *Power Eng. J.*, vol. 16, no. 3, pp. 135–141, Jun. 2002.
- [70] F. Blaabjerg, Z. Chen, and S. Kjaer, "Power electronics as efficient interface in ispersed power generation systems," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 5, pp. 1184–1194, Sep. 2004.

## **Chapitre I : Etat de l'art des systèmes de conversion d'énergie éolienne**

- [71] D. Das, J. Pan, and S. Bala, "HVDC light for large offshore wind farm integration," *in Proc. IEEE Symp. Power Electron. Mach. Wind Applicat. (PEMWA)*, pp. 1–7, Jul. 2012.
- [72] C. Meyer, M. Hoing, A. Peterson, and R. De Doncker, "Control and design of DC grids for offshore wind farms," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 43, no. 6, pp. 1475–1482, Nov. 2007.
- [73] J. Robinson, D. Jovcic, and G. Joos, "Analysis and design of an offshore wind farm using a MV DC grid," *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 25, no. 4, pp. 2164–2173, Oct. 2010.
- [74] A. Prasad, P. Ziogas, and S. Manias, "Analysis and design of a three-phase offline DC-DC converter with high-frequency isolation," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 28, no. 4, pp. 824–832, Jul. 1992.
- [75] W. Chen, A. Q. Huang, C. Li, G. Wang, and W. Gu, "Analysis and comparison of medium voltage high power DC/DC converters for offshore wind energy systems," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 28, no. 4, pp. 2014–2023, Apr. 2013.
- [78] E. Veilleux and P. Lehn, "Interconnection of direct-drive wind turbines using a series-connected DC grid," *IEEE Trans. Sustain. Energy*, vol. 5, no. 1, pp. 139–147, Jan. 2014.
- [79] M. Saeedifard, M. Graovac, R. Dias, and R. Iravani, "DC power systems: Challenges and opportunities," *In Proc. IEEE Power Energy Soc. (PES) Gen. Meet.*, Jul. 2010, pp. 1–7.

## **CHAPITRE II**

### **Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA**

## 2.1. Introduction

Le SCEE utilisant la génératrice asynchrone à rotor bobiné, plus communément appelée Machine Asynchrone à Double Alimentation (MADA), est la configuration la plus populaire dans les systèmes éoliens en raison de ses avantages en moyenne et grande puissance comme la large plage de fonctionnement à vitesse variable et les capacités de fonctionnement dans les quatre quadrants. En général, le stator de la MADA est connecté directement au réseau électrique tandis que le rotor est relié au réseau électrique par l'intermédiaire de deux convertisseurs bidirectionnels dos à dos. Le convertisseur statique coté MADA (CCM) contrôle les puissances active et réactive transitant du stator vers le réseau électrique, tandis que le convertisseur coté réseau (CCR) contrôle la tension de bus continu et assure le fonctionnement avec des facteurs de puissance élevés. Comme la vitesse du rotor est fluctuante en raison des variations de la vitesse du vent, la puissance électrique du rotor est réversible selon que la machine fonctionne en mode hypo synchrone ou en hyper synchrone.

## 2.2. Description du système éolien

La configuration adoptée dans cette thèse et celle proposée par Peña et al. [1] et est illustrée par la figure 2.1 Le stator est connecté directement au réseau électrique, les tensions des enroulements du stator sont triphasées et équilibrées d'amplitude et de fréquence fixes (les enroulements directement raccordés au réseau via un transformateur d'adaptation). Les enroulements du rotor sont de tension et de fréquence variables dépendants des variations de la vitesse du vent. L'autre coté de la MADA est connecté à la turbine via un multiplicateur. Cette configuration est particulièrement intéressante car elle permet le fonctionnement avec des convertisseurs de puissance de taille réduite d'environ 30% de la puissance nominale produite par l'éolienne ce qui réduit considérablement le cout et l'efficacité par rapport aux configurations basées sur des convertisseurs pleine capacité [2,3].

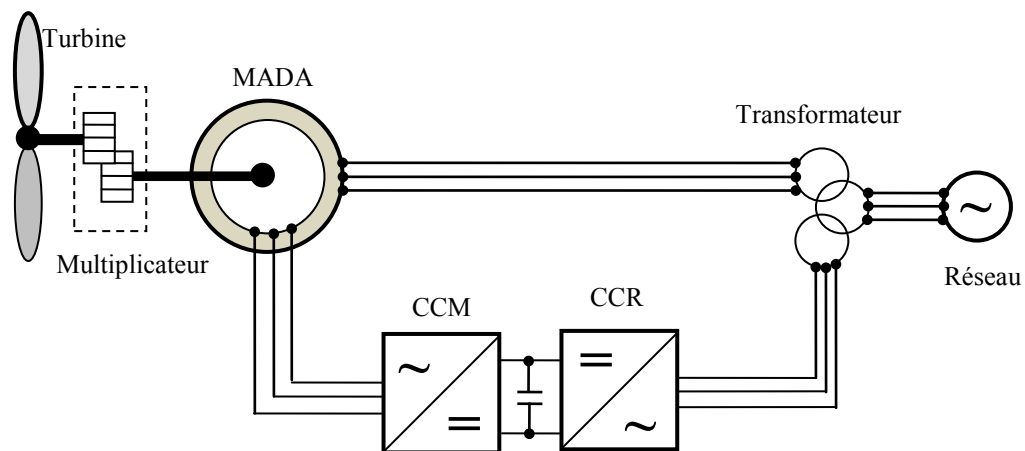


Fig. 2 1: Topologie du système WECS étudié.

### 2.3 Modèle de la turbine éolienne

La turbine éolienne transforme l'énergie aérodynamique du vent en énergie mécanique. La vitesse du vent  $v(t)$  appliquée sur les pales de la turbine provoque sa rotation en donnant une puissance mécanique sur l'arbre de la turbine donnée par l'équation:

$$P_m = \frac{1}{2} C_p(\lambda, \beta) \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot v^3 \quad (2.1)$$

La vitesse relative  $\lambda$  (tip speed ratio) représentant le rapport entre la vitesse linéaire à l'extrémité des pales de l'éolienne et la vitesse du vent est défini par :

$$\lambda = \frac{R \Omega_t}{v} \quad (2.2)$$

Avec :

$\rho$ : masse volumique de l'air (approximativement  $1,225 \text{Kg/m}^3$  à la pression atmosphérique et à  $15^\circ\text{C}$ ).

$R$ : rayon de l'aérogénérateur ou la longueur d'une pale.

$v$ : vitesse du vent (en m/s).

$C_p$ : coefficient de puissance ou le rendement aérodynamique de la turbine éolienne.

$\Omega_t$ : vitesse de rotation de la turbine.

Le couple aérodynamique de la turbine est donné par l'expression suivante :

$$C_t = \frac{P_t}{\Omega_t} = \frac{\pi}{2\lambda} C_p(\lambda, \beta) \cdot \rho \cdot R^3 \cdot v^2 \quad (2.3)$$

Dans la suite de nos travaux de thèse, nous avons choisi une éolienne type grande puissance de 2MW ayant un coefficient de puissance  $C_p(\lambda, \beta)$ , qui dépend de la vitesse relative  $\lambda$  et de l'angle d'inclinaison des pales  $\beta^\circ$  (pitch angle) et possède une limite théorique dite limite de Betz, égale à 0,593 et qui n'est jamais atteinte dans la pratique.

L'expression approchée du coefficient de puissance de notre turbine en fonction de la vitesse relative  $\lambda$  et de l'angle d'inclinaison des pales  $\beta$  est donnée par [4] :

$$C_p(\lambda, \beta) = (0.35 - 0.00167) \cdot (\beta - 2) \sin \left[ \frac{\pi(\lambda+0.1)}{(14.34-0.3 \cdot (\beta-2))} \right] - 0.00184 \cdot (\lambda - 3) \cdot (\beta - 2) \quad (2.4)$$

La figure 2.2 illustre la caractéristique 3D du coefficient de puissance en fonction de la

vitesse relative  $\lambda$  pour différentes valeurs de l'angle de calage

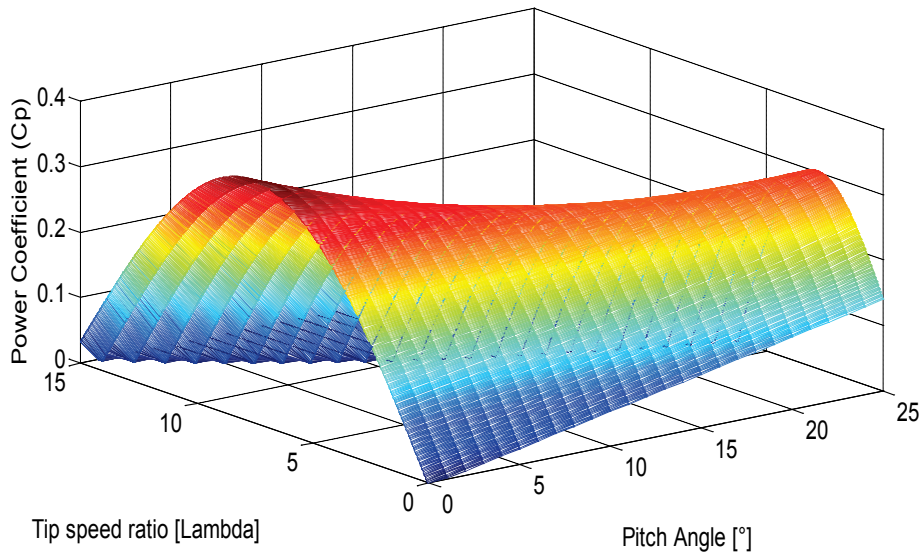


Fig. 2.2: Caractéristique de coefficient de puissance  $C_p(\lambda, \beta)$  en 3D.

#### 2.4. Modèle mécanique de la turbine éolienne

Le multiplicateur adapte la vitesse de rotation de la turbine (arbre lent : Low Speed Shaft LSS) à la vitesse de rotation de la MADA (arbre rapide : High Speed Shaft HSS).

En considérant le multiplicateur idéal, c'est-à-dire que les pertes mécaniques sont négligeables et que son rendement est unitaire, il est alors modélisé par les deux équations suivantes pour le couple mécanique de la turbine  $C_t$  et la vitesse de la machine  $\Omega_m$  [5,6]:

$$C_m = \frac{C_t}{G} \quad (2.5)$$

$$\Omega_m = G \cdot \Omega_t \quad (2.6)$$

D'après la Figure 2.3, nous pouvons écrire l'équation fondamentale de la dynamique du système mécanique sur l'arbre de la MADA par :

$$\left(\frac{J_t}{G^2} + J_m\right) \frac{d\Omega_m}{dt} + f_v \Omega_m = C_m - C_{em} \quad (2.7)$$

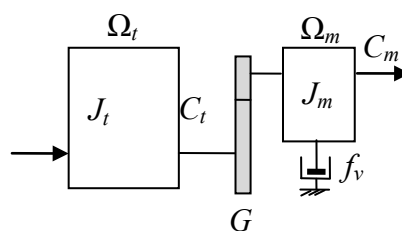


Fig 2 3: Modèle mécanique de la turbine éolienne.

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

avec :

$J_t$  : moment d'inertie de la turbine équivalent aux inerties des trois pales de l'éolienne ;

$J_m$  : moment d'inertie de la MADA ;

$f_v$  : coefficient dû aux frottements visqueux de la MADA ;

$C_t$  : couple mécanique de la turbine ;

$C_m$  : couple mécanique sur l'arbre de la MADA ;

$\Omega_m$  : vitesse de rotation de la MADA ;

$C_{em}$  : couple électromagnétique de la MADA considéré comme couple de charge résistant ;

$G$  : rapport du réducteur.

Le schéma bloc de la figure 2.4 correspond à la modélisation aérodynamique et mécanique de la turbine éolienne. Ce schéma bloc montre que la vitesse de rotation  $\Omega_m$  de la MADA peut être contrôlée soit par action sur l'angle de calage des pales  $\beta$ , soit sur le couple électromagnétique  $C_{em}$  de la MADA. La vitesse du vent  $v$  est considérée comme une entrée perturbatrice au système [5,6].

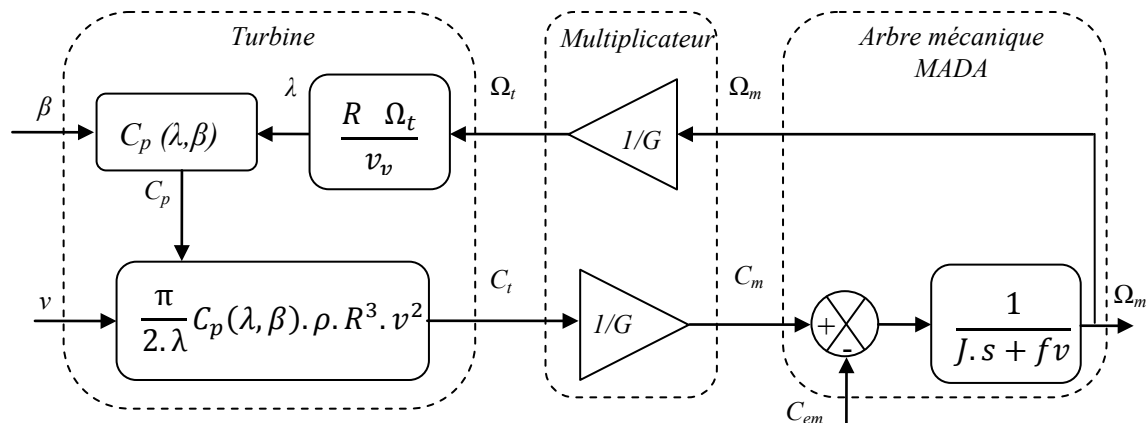


Fig 2 4: Modélisation de la partie mécanique de l'éolienne.

### 2.5. Modèle de la machine asynchrone à double alimentation (MADA)

La MADA se compose de deux enroulements triphasés: l'un placé dans le stator et l'autre dans le rotor. Ces deux enroulements doivent être alimentés de manière indépendante. Le rotor est constitué d'un bobinage triphasé accessible par trois bagues munies de contacts glissants (balais). Sa robustesse est légèrement diminuée par rapport à une machine asynchrone à cage classique à cause de ce système bagues/balais. Les enroulements triphasés du rotor peuvent être couplés en étoile ou en triangle. Les trois enroulements du stator sont parallèles à ceux du rotor et sont distribués dans l'espace avec un décalage de  $120^\circ$  l'un par rapport à l'autre. Lorsque ces trois enroulements alimentés par une source de tension triphasée équilibré de fréquence  $f_s$ , un champ magnétique tournant de flux

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

sinusoïdal apparaît au stator tourne à une vitesse fixe (vitesse de synchronisme). Ce flux dépend de la réluctance du circuit magnétique, du nombre de spires dans le bobinage et du courant statorique.

### 2.5.1 Mise en équations de la MADA dans le repère triphasé (a,b,c)

La machine asynchrone à double alimentation, avec les répartitions de ses enroulements et sa géométrie propre, est très complexe pour se prêter à une analyse tenant compte de sa configuration exacte .Il est alors nécessaire d'adopter les hypothèses simplificatrices suivantes afin de pouvoir élaborer un modèle simple (dit modèle de Park) [7].

- La machine est symétrique et à entrefer constant ;
- Le circuit magnétique n'est pas saturé et parfaitement feuilleté ; il en résulte que les pertes fer et par hystérésis sont négligeables et que seuls les enroulements sont parcourus par des courants ;
- La f.e.m. créée dans une phase au stator et au rotor, est à répartition sinusoïdale le long de l'entrefer ;
- L'influence de l'effet de la température n'est pas prise en compte, il en résulte que tous les coefficients d'inductances propres sont constants et les coefficients d'inductances mutuelles sont fonction de la position de leurs axes magnétiques.

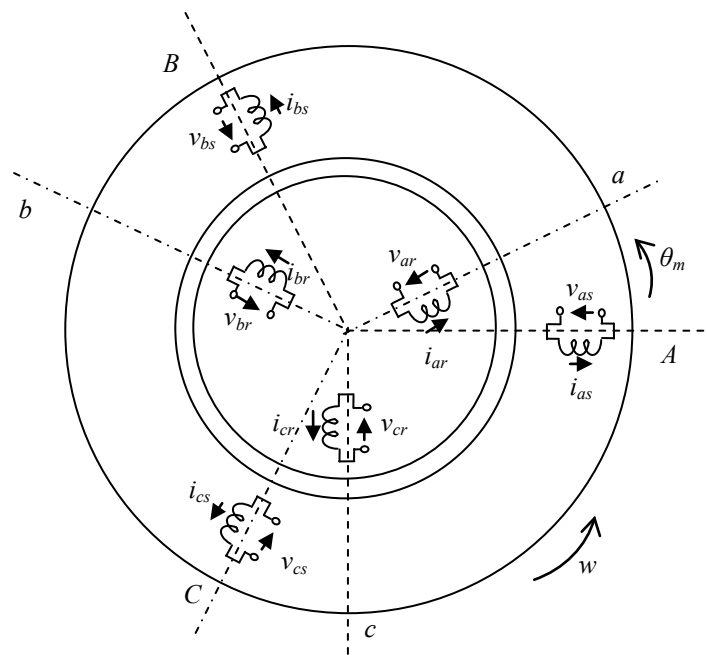


Fig 2 5: Schéma simplifié de la MADA

Le modèle de la MADA peut être décrit comme étant trois enroulements dans le stator et trois enroulements dans le rotor, comme illustré sur la Figure 2.5.

Les équations des tensions des phases statoriques et rotoriques s'expriment par:

$$v_{a,b,c_s}(t) = R_s \cdot i_{a,b,c_s}(t) + \frac{d}{dt} \psi_{a,b,c_s}(t) \quad (2.8)$$

$$v_{a,b,c_r}(t) = R_r \cdot i_{a,b,c_r}(t) + \frac{d}{dt} \psi_{a,b,c_r}(t) \quad (2.9)$$

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

avec :

$R_s, R_r$ : résistance statorique et rotorique respectivement

$i_{a,b,c_s}(t), i_{a,b,c_r}(t)$  : courants statoriques et rotoriques des phases  $a, b$  et  $c$  respectivement

$v_{a,b,c_s}(t)$  : tensions d'alimentation pour le stator imposées par le réseau électrique (d'amplitude et de fréquence fixe dans les conditions normales);

$v_{a,b,c_r}(t)$ : tensions du rotor imposées par la commande a partir du convertisseur de puissance.

$\psi_{a,b,c_s}(t), \psi_{a,b,c_r}(t)$ : flux statoriques et rotoriques.

Si l'on néglige la résistance du bobinage statorique  $R_s$ , ce qui constitue une hypothèse réaliste pour les génératrices de fortes puissances utilisées dans les systèmes éoliens [8], l'équation précédente devient :

$$v_{a,b,c_s}(t) \approx \frac{d}{dt} \psi_{a,b,c_s}(t) \quad (2.10)$$

Cette équation démontre que la tension statorique et le flux statorique tournent tous les deux à la même vitesse. Cependant, la tension est en avance de  $\pi/2$  radians sur le flux statorique.

### 2.5.2. Modèle de la MADA dans le repère de Park

Le modèle de la machine (MADA) dans le repère de Park ( $d, q$ ) lié au champ tournant statorique est donné par les équations ci- dessous, [9-11] :

$$\begin{cases} v_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d\psi_{ds}}{dt} - \omega_s \psi_{qs} \\ v_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d\psi_{qs}}{dt} + \omega_s \psi_{ds} \\ v_{dr} = R_r i_{dr} + \frac{d\psi_{dr}}{dt} - \omega_r \psi_{qr} \\ v_{qr} = R_r i_{qr} + \frac{d\psi_{qr}}{dt} + \omega_r \psi_{dr} \end{cases} \quad (2.11)$$

Avec  $\omega_s$  et  $\omega_r$  sont respectivement les pulsations des grandeurs statoriques et rotoriques.

Les équations magnétiques s'expriment par :

$$\begin{cases} \psi_{ds} = L_s i_{ds} + M i_{dr} \\ \psi_{qs} = L_s i_{qs} + M i_{qr} \end{cases} (\wedge) \quad \begin{cases} \psi_{dr} = L_r i_{dr} + M i_{ds} \\ \psi_{qr} = L_r i_{qr} + M i_{qs} \end{cases} \quad (2.12)$$

Le couple électromagnétique est exprimé par :

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

$$C_{em} = p(\psi_{ds}i_{qs} - \psi_{qs}i_{ds}) = p \frac{M}{L_r} (\psi_{qs}i_{dr} - \psi_{ds}i_{qr}) \quad (2.13)$$

Les expressions des puissances active et réactive statorique et rotorique sont données par :

$$\begin{aligned} p_s &= (v_{ds}i_{ds} + v_{qs}i_{qs}) \\ q_s &= (v_{qs}i_{ds} - v_{ds}i_{qs}) \end{aligned} \quad (2.14)$$

$$\begin{aligned} p_r &= (v_{dr}i_{dr} + v_{qr}i_{qr}) \\ q_r &= (v_{qr}i_{dr} - v_{dr}i_{qr}) \end{aligned} \quad (2.15)$$

La transformation triphasée - diphasée de Park n'est qu'une transformation de Concordia composée avec celle de rotation des axes données par :

$$\begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & -\sqrt{3}/2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

$$\begin{bmatrix} x_d \\ x_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) \\ -\sin(\theta) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

Où  $\theta$  l'angle de transformation qui représente  $\theta_s$  pour les grandeurs statoriques et  $\theta_r$  pour les grandeurs rotoriques.

### **2.5.3. Modèle de la MADA avec orientation du flux statorique**

Afin d'obtenir une commande des puissances active et réactive statorique découplée, nous avons choisi un référentiel diphasé  $d-q$  lié au champ tournant statorique et en plaçant le vecteur flux statorique ( $\psi_s$ ) sur l'axe  $d$  (figure 2.6). En supposant que la résistance statorique ( $R_s$ ) négligeable comparée à la réactance statorique pour les machines de puissance moyenne et élevée,

On peut alors définir que le flux statorique a pour composantes:

$$\begin{cases} \psi_{ds} = \psi_s \\ \psi_{qs} = 0 \end{cases} \rightarrow \psi_s \approx \frac{v_s}{\omega_s} \text{ avec } R_s \approx 0 \quad (2.18)$$

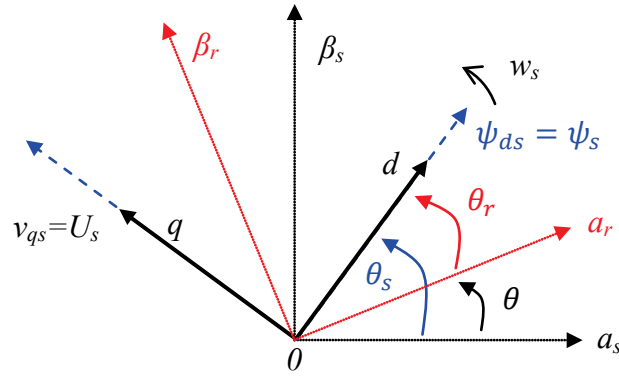


Fig 2 6: Référentiel diphasé  $d$ - $q$  lié au champ tournant statorique.

$$\begin{cases} v_{ds} = 0 \\ v_{qs} = U_s = V_s \sqrt{3} \end{cases}$$

Le modèle de la MADA devient alors :

$$\begin{cases} v_{ds} = 0 \\ v_{qs} = U_s = \omega_s \psi_s \\ v_{dr} = R_r i_{dr} + \frac{d\psi_{dr}}{dt} - \omega_r \psi_{qr} \\ v_{qr} = R_r i_{qr} + \frac{d\psi_{qr}}{dt} + \omega_r \psi_{dr} \end{cases} \quad (2.19)$$

Les nouvelles expressions des courants statoriques en fonction des courants rotoriques sont décrites par :

$$\begin{cases} \psi_{ds} = \psi_s = L_s i_{ds} + M i_{dr} \Rightarrow i_{ds} = \frac{\psi_s}{L_s} - \frac{M}{L_s} \cdot i_{dr} \\ \psi_{qs} = 0 = L_s i_{qs} + M i_{qr} \Rightarrow i_{qs} = -\frac{M}{L_s} \cdot i_{qr} \end{cases} \quad (2.20)$$

En remplaçant ces équations dans les équations des flux rotoriques (2.12) :

$$\begin{cases} \psi_{dr} = L_r i_{dr} + M i_{ds} = L_r i_{dr} + M \cdot \left( \frac{\psi_s}{L_s} - \frac{M}{L_s} \cdot i_{dr} \right) = \frac{M}{L_s} \psi_s + \left( L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot i_{dr} \\ \psi_{qr} = L_r i_{qr} + M i_{qs} = L_r i_{qr} + M \cdot \left( -\frac{M}{L_s} \cdot i_{qr} \right) = \left( L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \cdot i_{qr} \end{cases} \quad (2.21)$$

Les équations des flux rotoriques deviennent alors :

$$\begin{cases} \psi_{dr} = \frac{M}{L_s} \psi_s + \sigma L_r i_{dr} \\ \psi_{qr} = \sigma L_r \cdot i_{qr} \end{cases} \quad (2.22)$$

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

Avec:

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

Les nouvelles expressions des tensions rotoriques sont décrites alors par :

$$\begin{aligned} v_{dr} &= R_r i_{dr} + \sigma L_r \frac{di_{dr}}{dt} - \omega_r \cdot \sigma L_r \cdot i_{qr} + \frac{M}{L_s} \cdot \frac{d\psi_s}{dt} \\ v_{qr} &= R_r i_{qr} + \sigma L_r \frac{di_{qr}}{dt} + \omega_r \cdot \sigma L_r \cdot i_{dr} + \omega_r \cdot \frac{M}{L_s} \psi_s \end{aligned} \quad (2.23)$$

On suppose que le réseau électrique alimentant la MADA est stable, donc la dérivé du flux statorique devient nulle et les dynamiques des courants rotoriques sont exprimées par :

$$\begin{cases} \frac{di_{dr}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (v_{dr} - R_r i_{dr} + \omega_r \sigma L_r i_{qr}) \\ \frac{di_{qr}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (v_{qr} - R_r i_{qr} - \omega_r \sigma L_r i_{dr} - \omega_r \cdot \frac{M}{L_s} \psi_s) \end{cases} \quad (2.24)$$

Les nouvelles expressions du couple électromagnétique, la puissance active / réactive statorique et la puissance active / réactive rotorique sont réécrites comme suit:

$$C_{em} = p \psi_{ds} i_{qs} = -p \frac{M}{L_s} \psi_s i_{qr} \quad (2.25)$$

$$\begin{cases} P_s = V_{ds} i_{ds} + V_{qs} i_{qs} = -U_s \frac{M}{L_s} i_{qr} \\ Q_s = V_{qs} i_{ds} - V_{ds} i_{qs} = \frac{U_s \cdot \psi_s}{L_s} - \frac{U_s M}{L_s} i_{dr} \end{cases} \quad (2.26)$$

$$\begin{cases} P_r = V_{dr} i_{dr} + V_{qr} i_{qr} = s \frac{U_s M}{L_s} i_{qr} \\ Q_r = V_{qr} i_{dr} - V_{dr} i_{qr} = s \frac{M U_s}{L_s} i_{dr} \end{cases} \quad (2.27)$$

Les équations précédentes montrent qu'il est possible de mettre en place une commande découplée étant donné qu'à l'influence des couplages près, chaque axe peut être commandé séparément avec son propre régulateur. Les grandeurs de référence seront: la puissance active pour l'axe q et la puissance réactive pour l'axe d. La consigne de puissance réactive sera maintenue nulle pour assurer un facteur de puissance unitaire côté stator de façon à optimiser la qualité de l'énergie renvoyée sur le réseau, Les équations précédentes permettent d'établir le schéma bloc du système électrique de la MADA à

contrôler (figure 2. 7)

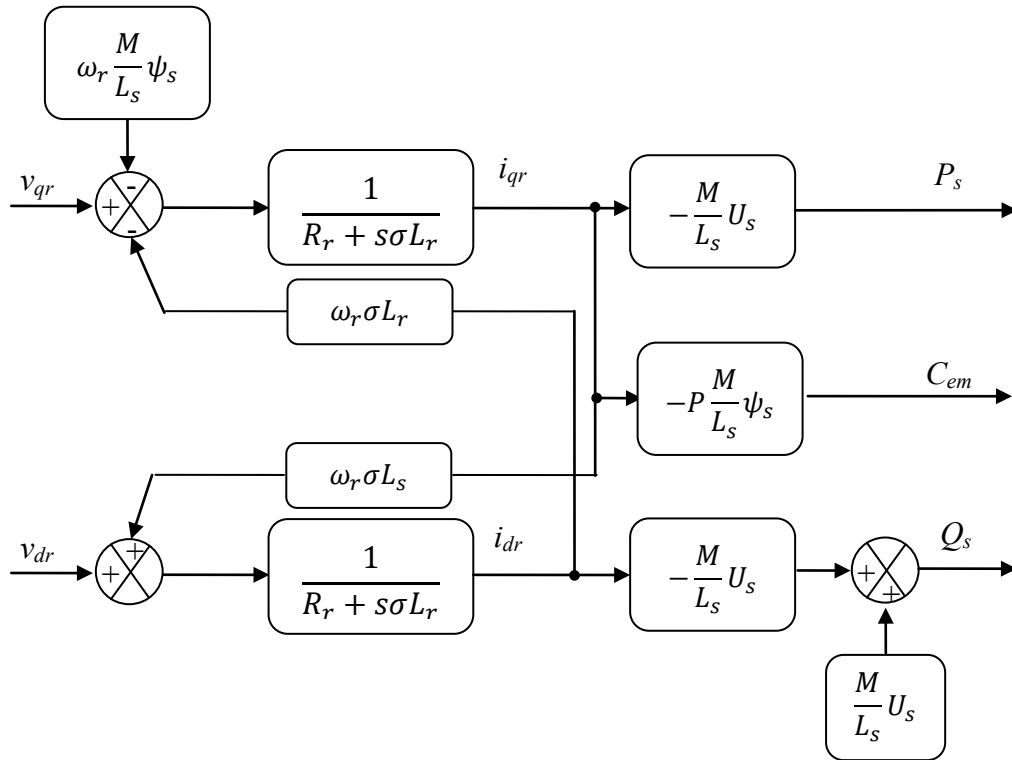


Fig 2 7: Schéma bloc du modèle simplifié de la MADA.

## 2.6. Modélisation de la connexion du convertisseur côté réseau

### 2.6.1. Modèle de la liaison au réseau dans le repère $d-q$ .

La Figure (2.8) illustre la liaison du convertisseur CCR au réseau électrique. La tension de réseau est sinusoïdale avec une amplitude et une fréquence fixe. La tension de sortie imposée par le CCR est variable en amplitude et en fréquence. Le filtre est constitué seulement d'une inductance et une résistance (filtre RL).

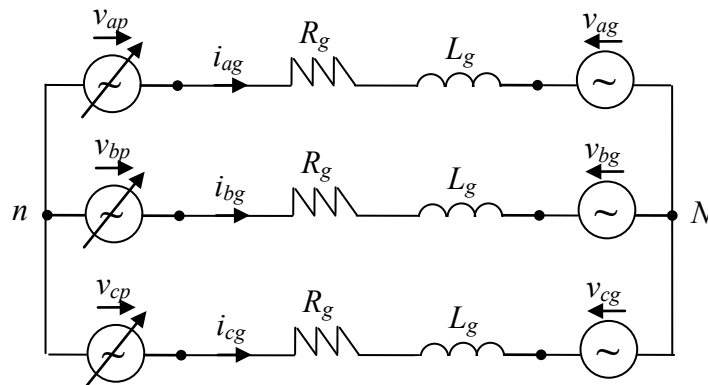


Fig 2 8: Représentation simplifiée du système CCR lié au réseau triphasé.

Avec :

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

N : le neutre de la charge,

n : neutre du convertisseur.

Le modèle de la liaison est :

$$v_{a,b,c\_p}(t) = R_g \cdot i_{a,b,c\_g}(t) + L_g \frac{d}{dt} i_{a,b,c\_g}(t) + v_{a,b,c\_g}(t) \quad (2.28)$$

Le modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park est donné par :

$$v_{dp} = R_g i_{dg} + L_g \frac{di_{dg}}{dt} - \omega_s L_g i_{qg} + v_{dg} \quad (2.29)$$

$$v_{qp} = R_g i_{qg} + L_g \frac{di_{qg}}{dt} + \omega_s L_g i_{dg} + v_{qg} \quad (2.30)$$

Les équations qui représentent la dynamique des courants du réseau sont données par :

$$\frac{di_{dg}}{dt} = \frac{1}{L_g} (v_{dp} - R_g i_{dg} + \omega_s L_g i_{qg} - v_{dg}) \quad (2.31)$$

$$\frac{di_{qg}}{dt} = \frac{1}{L_g} (v_{qp} - R_g i_{qg} - \omega_s L_g i_{dg} - v_{qg}) \quad (2.32)$$

Les équations de la puissance active et réactive sont :

$$\begin{cases} P_g = v_{dg} i_{dg} + v_{qg} i_{qg} \\ Q_g = v_{dg} i_{qg} - v_{qg} i_{dg} \end{cases} \quad (2.33)$$

### **2.6.2. Modèle de la liaison au réseau dans le repère de Park lié au champ tournant statorique**

Afin de découpler et de simplifier encore le système du convertisseur coté réseau lié au réseau électrique à travers un filtre RL, typiquement la vitesse angulaire synchrone est choisie égale à la vitesse angulaire de la tension du réseau, et l'axe  $d$  du repère tournant est aligné avec le vecteur de tension de réseau.

$$v_{dg} = U_g; v_{qg} = 0 \quad (2.34)$$

Les équations (2.35) et (2.36) sont simplifiées et réécrites comme suit :

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

$$\frac{di_{dg}}{dt} = \frac{1}{L_g}(v_{dp} - R_g i_{dg} + \omega_s L_g i_{qg} - v_{dg}) \quad (2.35)$$

$$\frac{di_{qg}}{dt} = \frac{1}{L_g}(v_{qp} - R_g i_{qg} - \omega_s L_g i_{dg}) \quad (2.36)$$

L'orientation de la tension du réseau non seulement simplifie les équations des courants du filtre, mais réduit également les calculs de la puissance active et réactive du réseau.

$$\begin{cases} P_g = U_g i_{dg} \\ Q_g = -V_g i_{qg} \end{cases} \quad (2.37)$$

Notons que la tension  $U_g$  est constante et stable dans les conditions idéales; cela signifie que le découplage de la puissance active et réactive est obtenu. Ainsi, le courant  $i_{dg}$  est responsable de contrôler la puissance active  $P_g$ , tandis que le courant  $i_{qg}$  est responsable de la puissance réactive  $Q_g$ .

### 2.7. Contrôle de la chaîne de conversion éolienne

Le contrôle global de la chaîne éolienne comporte trois parties comme illustré sur la figure 2.9, celles-ci donnent par :

- bloc de contrôle de la turbine.
- bloc de contrôle du convertisseur coté rotor de la MADA.
- bloc de contrôle du convertisseur coté réseau.

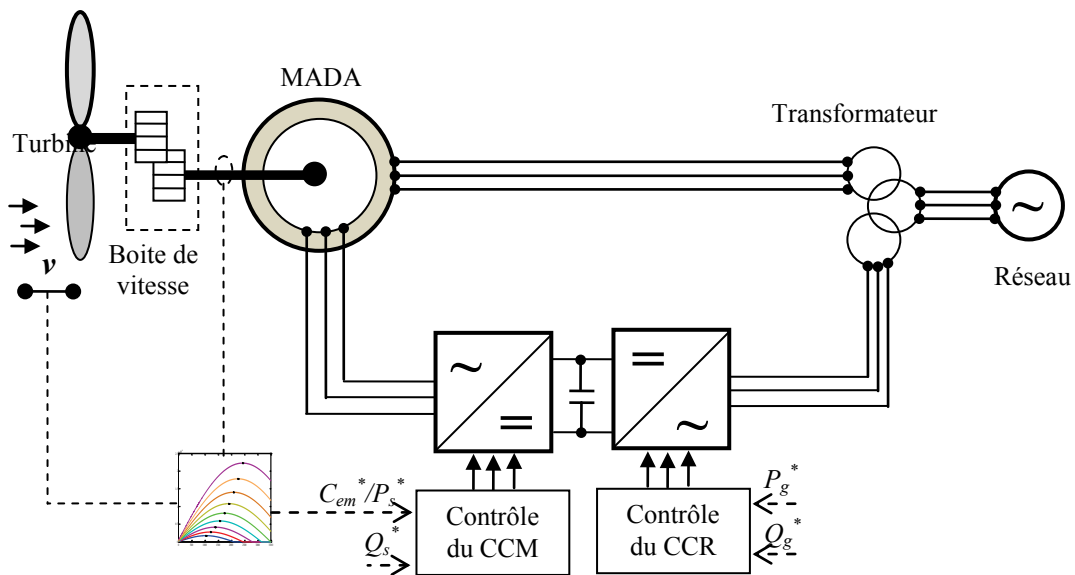


Fig 2.9: Schéma de contrôle global de la chaîne éolienne.

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

Le bloc de contrôle de la turbine intègre le contrôleur d'extraction du maximum de puissance de la turbine (Maximum Power Point Tracker MPPT). Dans ce contexte il y a trois commandes nécessaires pour le contrôle complet de la chaîne éolienne.

- La commande MPPT pour assurer le fonctionnement de la turbine à sa puissance maximale.
- La commande du CCM pour régler le transfert de la puissance active et réactive statorique de la MADA vers le réseau électrique.
- La commande du CCR pour contrôler la tension du bus continu et contrôler la puissance active et réactive transitées vers le réseau via le CCR.

### 2.7.1 Extraction de la puissance maximale de la turbine (MPPT)

La caractéristique puissance / vitesse d'une turbine éolienne est non linéaire ce qui mène à un couplage non parfait entre le générateur et la turbine. On a donc intérêt à faire fonctionner notre système éolien de manière optimale en adaptant la génératrice (MADA) avec la turbine quelles que soient les variations du vent, on parle alors d'adaptation de la turbine au point de puissance maximale MPPT (Maximum Power Point Tracking).

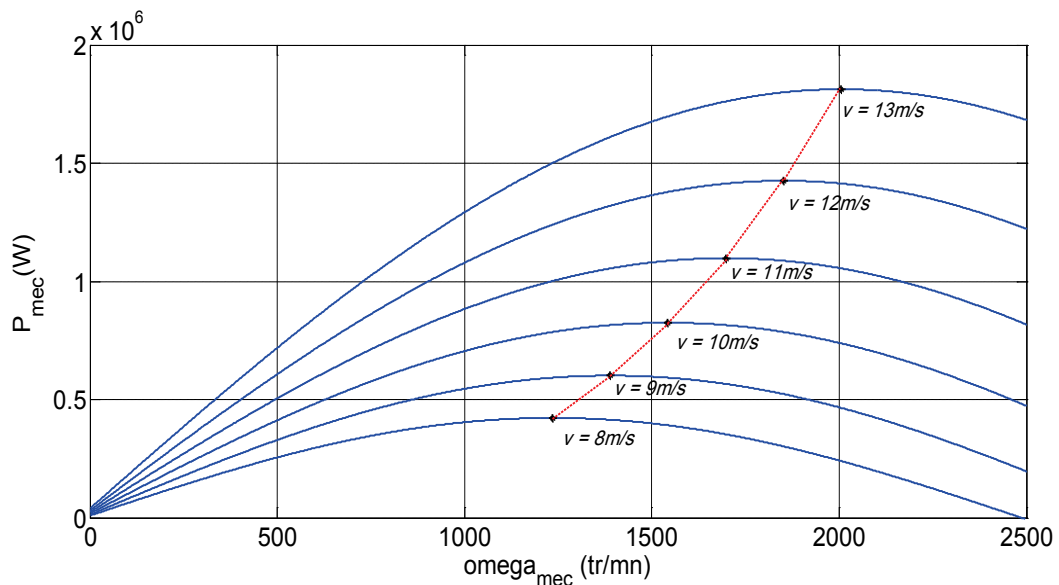


Fig 2 10: caractéristiques de l'éoliennes puissance-vitesse et le point de puissance maximale (MPP).

La figure 2.10 montre les caractéristiques typiques d'une éolienne fonctionnant à des vitesses de vent différentes, où  $P_{mec}$  et  $\Omega_{mec}$  sont la puissance mécanique de la turbine et la vitesse mécanique de la génératrice, respectivement. Pour une vitesse de vent donnée, chaque courbe de puissance a un point de puissance maximale (MPP) à laquelle la vitesse relative  $\lambda_{opt}$  est atteinte. Pour obtenir la puissance maximale disponible à des vitesses de vent différentes, la vitesse de la turbine doit être ajustée pour assurer son fonctionnement à tous les PPM. Le ratio de la vitesse de l'éolienne  $\lambda$  doit être maintenu à sa valeur optimale

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

( $\lambda = \lambda_{opt}$ ). Ainsi, le coefficient de puissance serait maintenu à sa valeur maximale ( $C_p = C_{p\_max}$ ) comme donné par la figure 2.11.

La littérature est très prolifique dans ce domaine en plein expansion et propose une grande quantité de commandes spécifiques qui effectue une recherche de point de puissance maximale (MPPT) [12-13]. Une grande variante de technique de commande et de poursuite du point à puissance maximale (PPM) ont été développées et données dans la littérature spécialisée et chaque commande diffère de l'autre de point de vue rapidité de convergence, robustesse vis-à-vis des variations climatiques et de la machine, rendement et son implantation temps réel. Dans notre travail nous nous intéressons de l'extraction de PPM par la commande MPPT sans mesure de vitesse du vent. La motivation principale pour notre choix c'est l'efficacité d'extraction de la puissance maximale au même temps la simplicité de l'implémentation dans la chaîne de conversion éolienne, aucune nécessité des régulateur PI, plus de ça elle nécessite un seul capteur pour capté la vitesse mécanique de la génératrice. L'inconvénient majeur réside d'une mesure erronée de la vitesse du vent par l'anémomètre du fait qu'il est placé derrière le rotor de la turbine, ce qui conduit à une dégradation de la puissance captée.

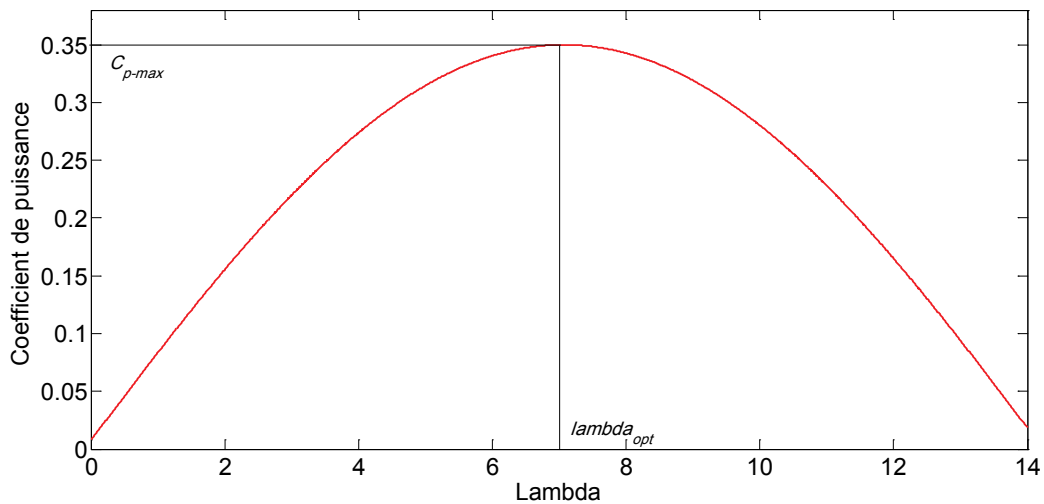


Fig 2 11: coefficient de puissance en fonction de la vitesse relative avec  $\beta = 2$

Le mode de contrôle du PPM retenu dans notre étude est celui du contrôle sans asservissement de la vitesse de rotation décrit dans [5] donné par la figure 2.12 qui repose sur l'hypothèse que la vitesse du vent varie très peu en régime permanent. Dans ce cas on obtient [5]:

$$\left(\frac{J_t}{G^2} + J_m\right) \cdot \frac{d\Omega_m}{dt} + f_v \cdot \Omega_m = C_m - C_{em} = 0 \quad (2.38)$$

De plus, en négligeant l'effet du couple de frottements visqueux ( $f_v \cdot \Omega_m = 0$ ) par rapport au couple mécanique  $C_m$  on peut alors écrire :

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

$$C_m = C_{em} \quad (2.39)$$

La vitesse de la génératrice permet l'estimation de la vitesse de rotation  $\Omega_t$  de la turbine à partir de la relation suivante :

$$\Omega_{t\_est} = \frac{\Omega_m}{G} \quad (2.40)$$

En supposant que l'angle d'orientation des pales  $\beta$  constante ( $\beta=2^\circ$ ) dans notre cas, la vitesse du vent peut être estimée comme suit :

$$v_{est} = \frac{R \cdot \Omega_{t\_est}}{\lambda_{opt}} \quad (2.41)$$

Afin d'atteindre la valeur optimale de la vitesse de rotation rotorique lorsque la vitesse du vent est modifiée, le coefficient de puissance doit être maintenu à sa valeur maximale  $C_{p\_max}$ . Alors, le couple aérodynamique absorbé est exprimé par [14] :

$$C_{t\_est} = C_{p\_max} \cdot \frac{\rho \cdot S}{2} \cdot \frac{1}{\Omega_{t\_est}} \cdot v_{est}^3 \quad (2.42)$$

En se plaçant dans les conditions d'exploitation optimale de l'éolienne, c'est-à-dire à  $\lambda = \lambda_{opt}$ , le couple électromagnétique de référence s'exprime par :

$$C_{em\_ref} = \frac{C_{p\_max} \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^5}{2 \cdot G^3 \cdot \lambda_{opt}^3} \cdot \Omega_m^2 \quad (2.43)$$

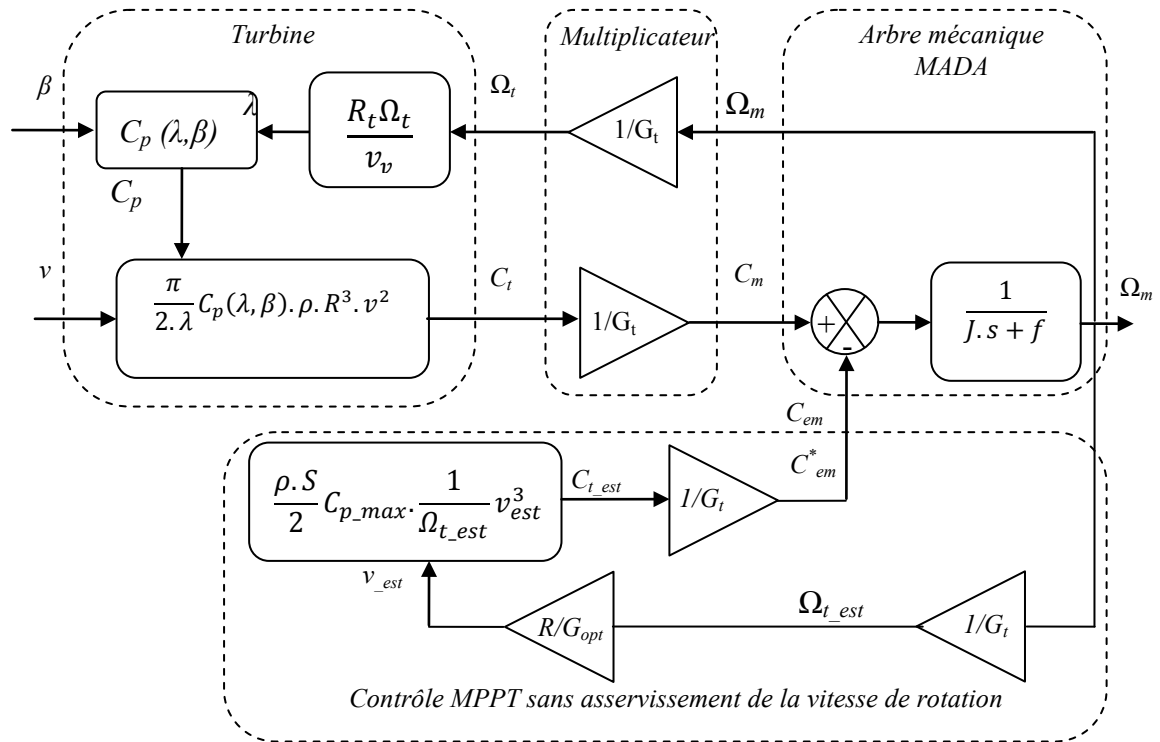


Fig 2 12: Contrôle MPPT sans asservissement de la vitesse de rotation.

### 2.7.2 Le contrôle de la MADA

Dans la littérature, de nombreux algorithmes de contrôle de la MADA ont été publiés et discutés [5-15-16]. L'orientation du flux statorique est le concept le plus célèbre pour le contrôle des machines électriques tournantes. Ce concept permet de contrôler les paramètres essentiels de la machine de manière indépendante et découplée comme le couple électromagnétique et la puissance réactive. Le courant rotorique de l'axe quadrature permet de contrôler le couple électromagnétique/puissance active, et celui de l'axe direct est utilisé pour contrôler la puissance réactive.

A partir de la relation (2.25), il est clair que le couple peut être contrôlé par action sur la composante en quadrature du courant rotorique de la MADA, et d'une manière similaire, la composante directe du courant rotorique est utilisée pour contrôler la puissance réactive générée d'après la relation (2. 26). On peut donc écrire ce qui suit :

$$i_{qr}^* = -\frac{L_s}{pM\psi_s} C_{em}^* \quad (2.44)$$

$$i_{dr}^* = \frac{\psi_s}{M} - \frac{L_s}{MV_s} Q_s^* \quad (2.45)$$

La puissance active statorique de référence en fonction du couple de référence peut être exprimée par :

$$P_s^* = \frac{\omega_s}{p} \cdot C_{em}^* \quad (2.46)$$

### 2.7.3 Le contrôle de la liaison au réseau électrique

L'objectif du convertisseur connecté au réseau CCR est de maintenir la tension du bus continu constante et de garantir le fonctionnement avec un facteur de puissance requis, dans ce contexte la puissance réactive de référence est généralement imposée nulle pour assurer un facteur de puissance unitaire et la puissance active de référence est obtenu par la boucle de régulation du bus continu.

La régulation de la tension du bus continu est assurée par un simple régulateur PI. Celui-ci corrige l'erreur entre la tension mesurée et sa référence. Le produit du courant de référence à injecter dans le condensateur généré par le régulateur PI ( $i_{c\_ref}$ ) par la tension du bus continu mesurée donne la puissance nécessaire pour charger ce condensateur ( $P_{c\_ref}$ ).

$$P_{c\_ref} = v_{dc\_mes} \cdot i_{c\_ref} \quad (2.47)$$

Si l'on néglige l'ensemble des pertes Joule devant la puissance échangée entre le rotor de la MADA et le réseau électrique (pertes dans le condensateur, pertes du convertisseur et le filtre RL), on peut obtenir la puissance de référence issue du réseau à partir de la soustraction de la puissance issue du bus continu de la puissance apparaissant dans le circuit rotorique ( $P_r$ ), en fonctionnement hyper-synchrone) :

$$p_{g\_ref} = p_r - p_{c\_ref} \quad (2.48)$$

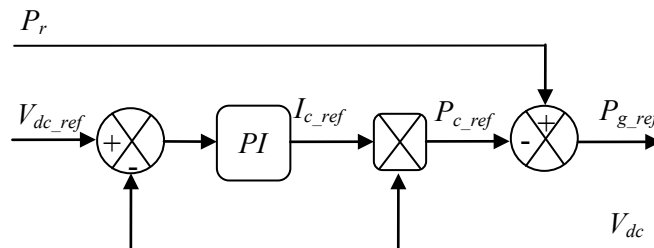


Fig 2 13: contrôle du bus continu.

Il a été montré qu'avec la compensation de la puissance, les variations de la tension du bus continu sont nettement réduites [17].

### 2.8. Le contrôle classique de la MADA

En général, la commande vectorielle (Field oriented control FOC) de la MADA est basée sur la commande de la puissance active et réactive statorique, toutefois cette solution convient lorsque la machine fonctionne en régime normal et que le réseau ne subit pas de



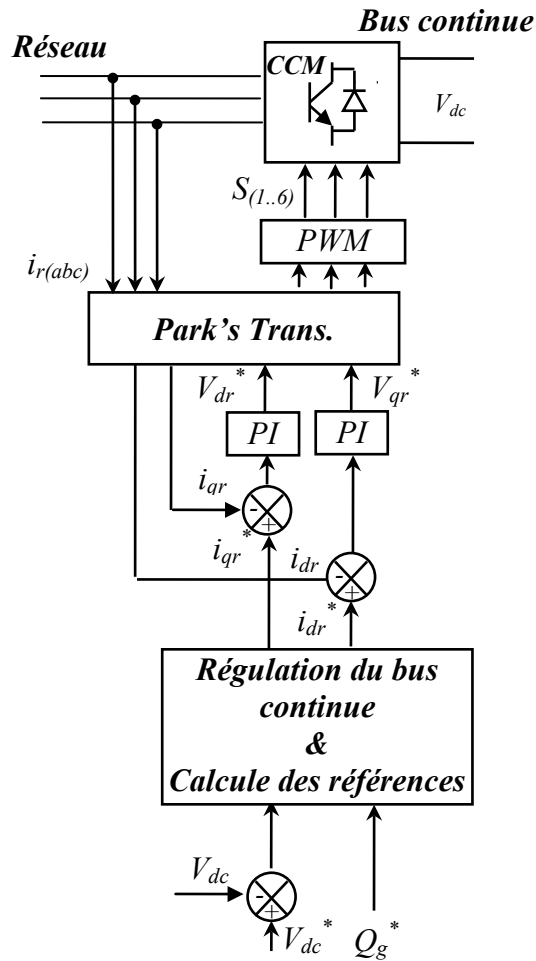


Fig 2 155: le schéma bloc de la commande du CCR

## 2.9. Résultats de simulation

Afin de présenter la commande classique d'un système SCEE à base d'une MADA, la commande directe en courants a été implantée dans l'environnement MATLAB afin d'effectuer une série de tests sur le système de contrôle de la figure 2.14. Le profil de variation de la vitesse du vent choisi permet à la MADA de fonctionner dans les deux modes hypo synchrone et hyper synchrone autour de sa vitesse de synchronisme (1500tr/min).

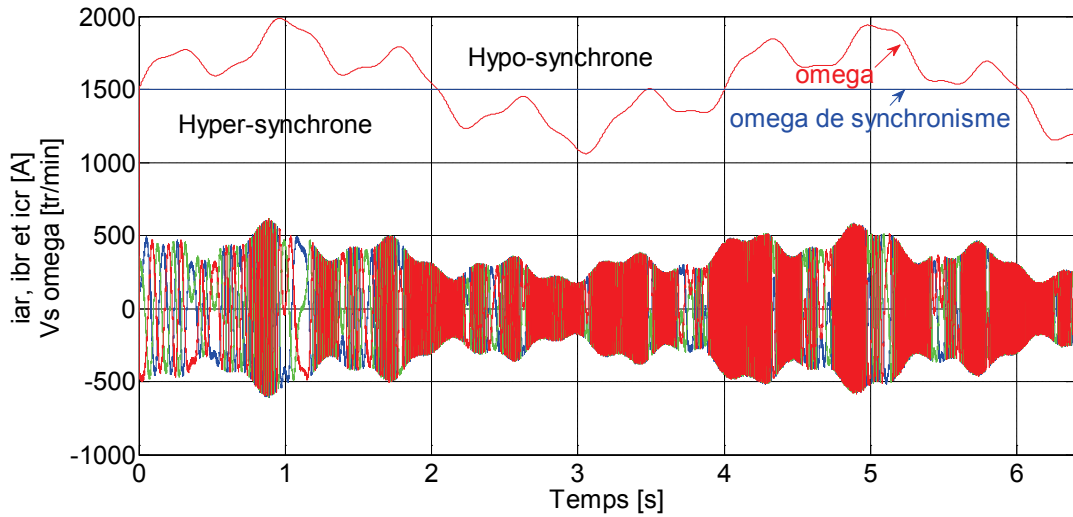


Fig 2 16: Courants rotoriques triphasés et la vitesse de rotation de la MADA.

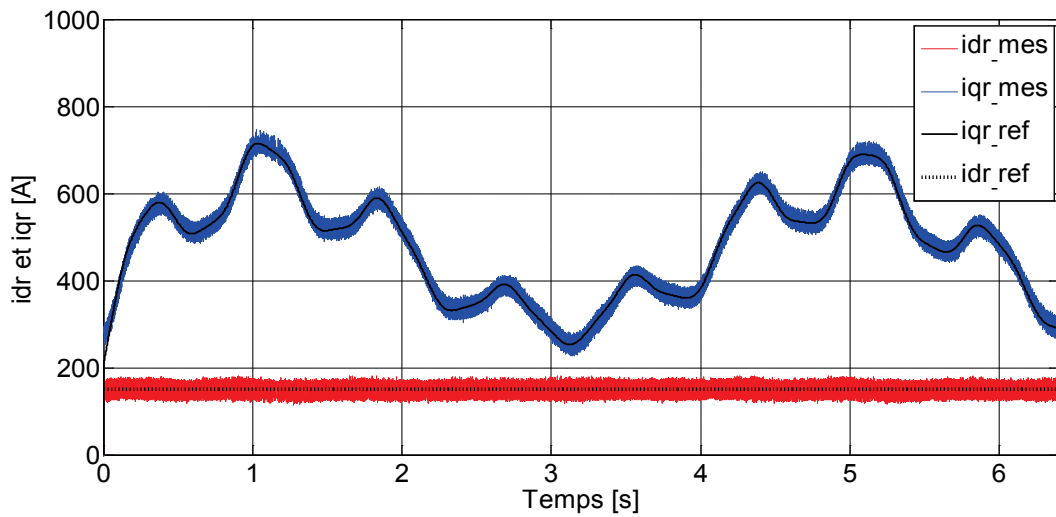


Fig 2. 17: les composantes directe et quadrature du courant rotorique.

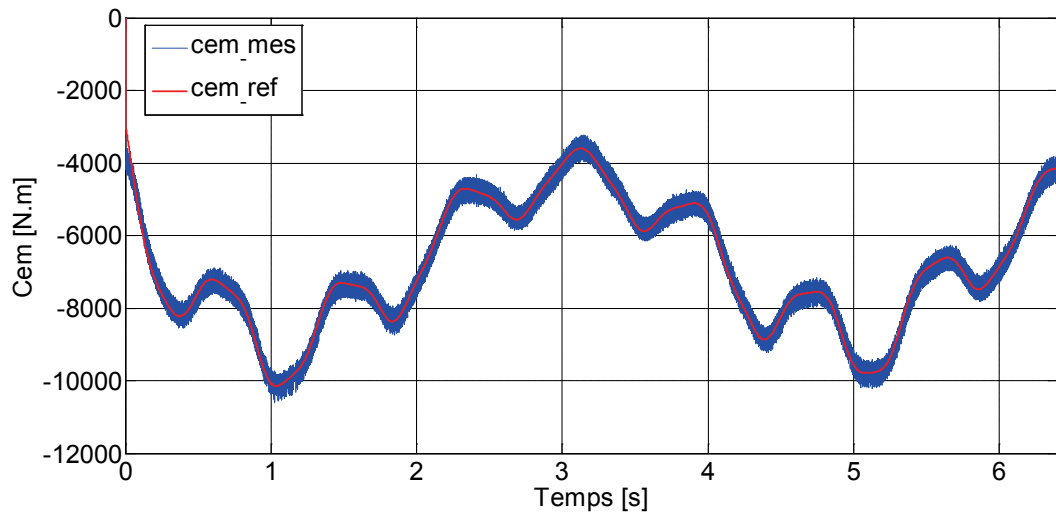


Fig 2 18: Couple électromagnétique de la MADA.

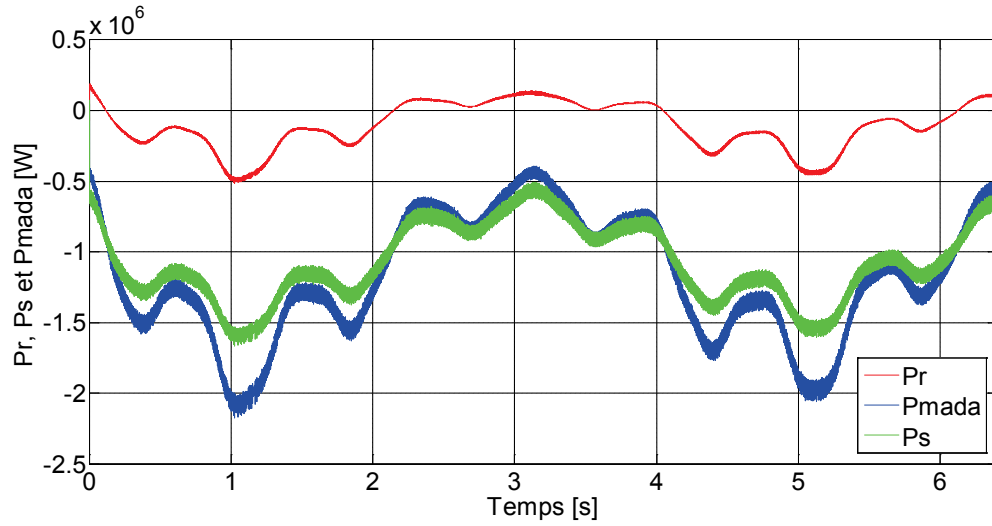


Fig 2. 19: Puissances active du stator  $P_s$ , du rotor  $P_r$  et totale de la MADA.

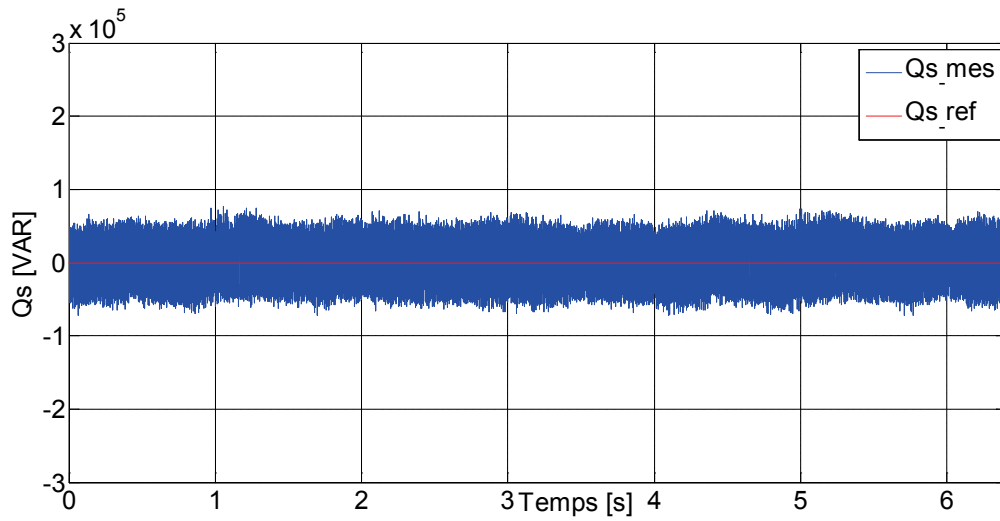


Fig 2. 20: La puissance réactive statorique

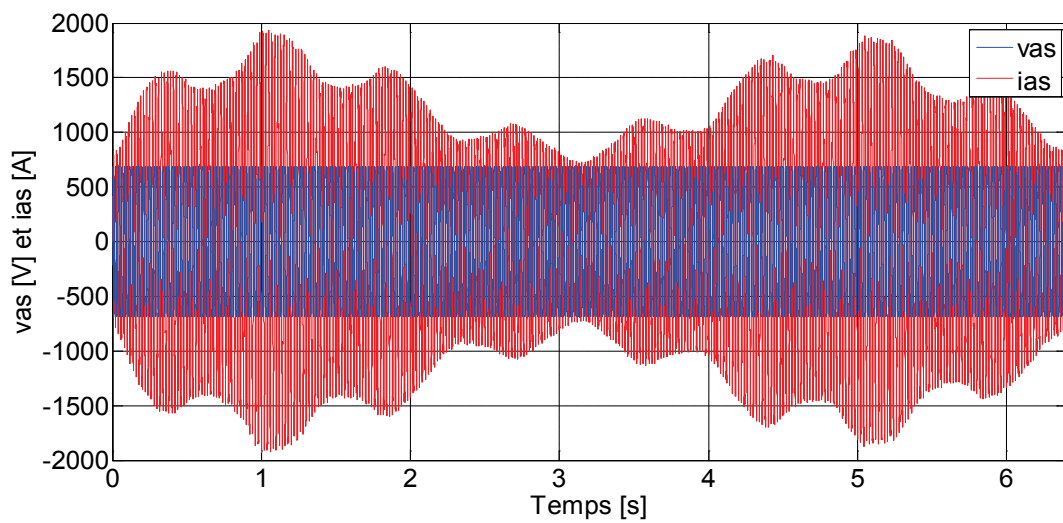


Fig 2. 21: Courant et la tension du réseau.

## Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA

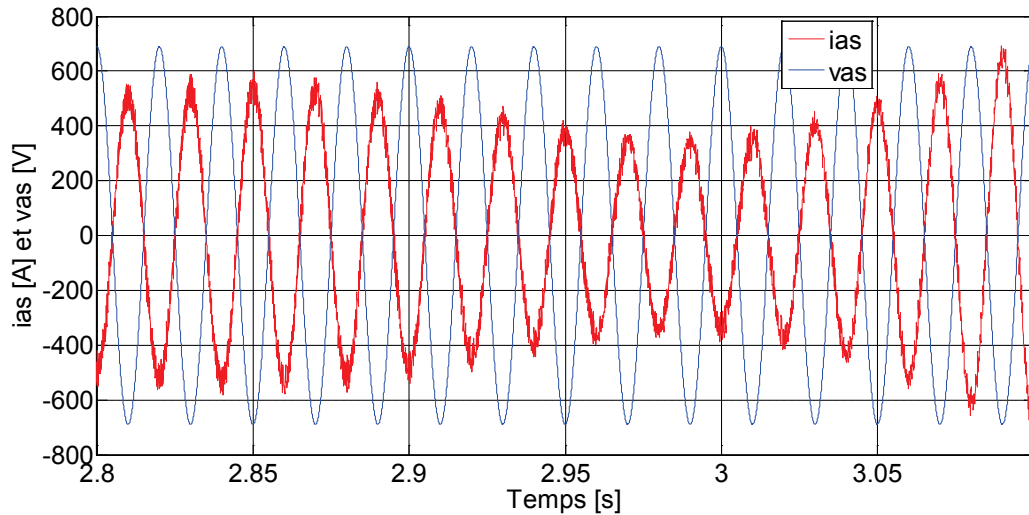


Fig 2 22: Zoom sur le courant et la tension du réseau.

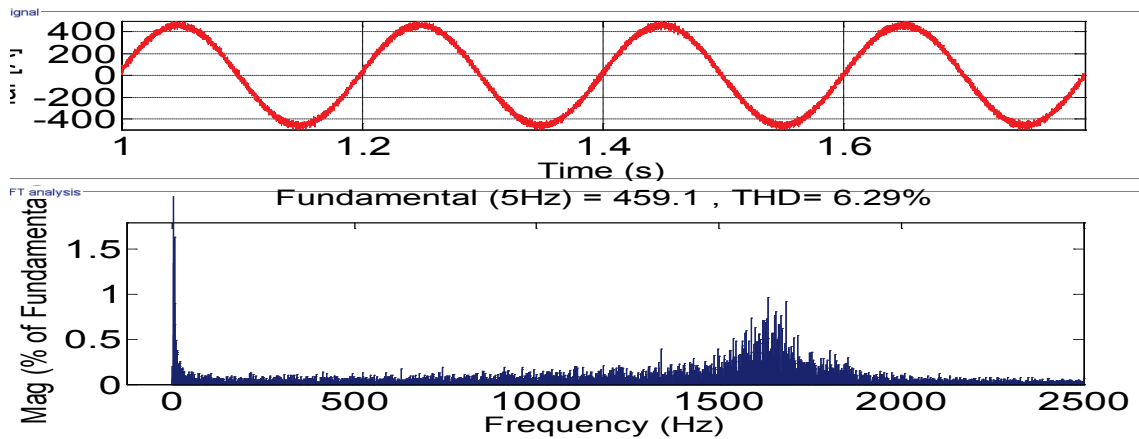


Fig 2 32: Spectre d'harmoniques du courant rotorique

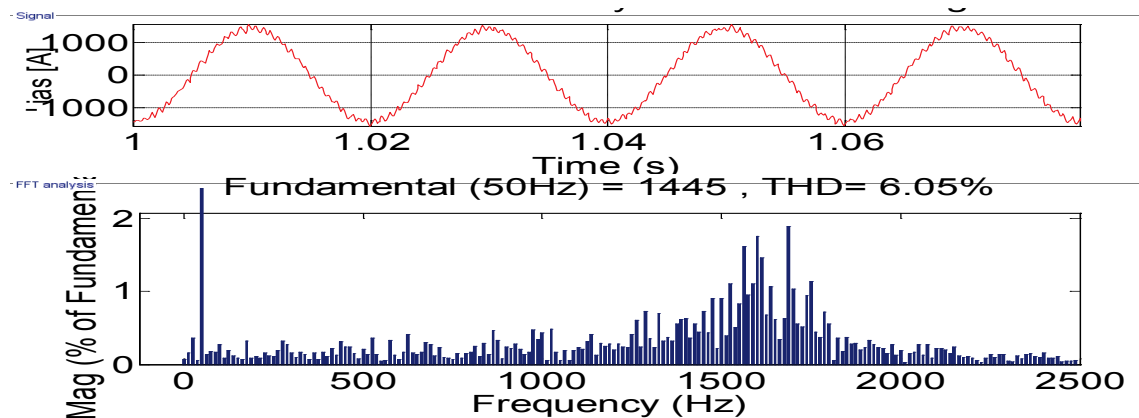


Fig 2. 24: Spectre d'harmoniques du courant statorique

D'après les figures de simulation [2. 16] jusqu[ 2. 23], On peut constater le découplage

## **Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA**

parfait des courants rotoriques de la machine. En effet, il est clair d'après la Figure 2.17 que les composantes directe et quadrature du courant rotorique de la MADA suivent leurs références imposées de manière indépendante, le couple électromagnétique représenté par la Figure 2.18 suit aussi sa référence. Il s'ensuit que les puissances active et réactive de la Figure 2.19 du système éolien peuvent être aussi bien contrôlées de façon indépendante tout en garantissant une puissance active optimale fournie au réseau électrique quel que soit le mode de fonctionnement de la MADA.

Coté qualité d'énergie, les Figures [2.19] à [2.23] montrent un taux d'oscillations et d'ondulations élevé du couple et des puissances ce qui peut nuire au rendement énergétique de la chaîne de conversion en plus du taux de distorsion harmonique THD élevé des courants. Aussi, on remarque le nombre élevé de régulateurs (3) de cette structure qui a pour effet d'aggraver les retards dans la chaîne de commande.

Afin de remédier à ces inconvénients, les chapitres suivants tentent de développer de nouvelles structures de commande pour les systèmes SCEE à base de nouvelles topologies de convertisseurs ayant pour but:

- De réduire le nombre de régulateurs ;
- De réduire les oscillations et les ondulations sur le couple et les puissances ;
- D'améliorer le rendement énergétique de la chaîne éolienne ;
- D'améliorer la qualité d'énergie.

### **2.10. Conclusion**

Ce chapitre nous a permis de présenter une modélisation d'une chaîne éolienne SCEE à vitesse variable à base d'une MADA. Dans un premier temps, on a modélisé les différentes parties de la chaîne en mode connecté au réseau (la turbine éolienne, les convertisseurs statiques, la machine), et en second temps, l'établissement de la commande indépendante des courants / puissances active et réactive statoriques de la MADA.

Une validation de la modélisation en question de notre système est effectuée pour le CCM dans l'environnement Matlab. Les résultats obtenus montrent la régulation découplée et le ralliement de grandeurs mesurées de la MADA à leurs références. Néanmoins, la qualité d'énergie obtenue est les autres performances sont médiocres (grandes oscillations sur le couple électromagnétique, les puissances électriques et les courants, THD des courants,...).

### **2.11. Références de chapitre 2**

- [1] R. Pena, J.C. Clare and G.M. Asher, "Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable-speed wind-energy generation," Proc. IEE. Elec. Power Appl., vol. 143, no. 3, pp. 231–241. May 1996.
- [2] A. Mirecki, "Etude comparative de chaînes de conversion d'énergie dédiées à une éolienne de petite puissance," Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Toulouse, 2005.
- [3] J. A. Baroudi, V. Dinavahi, A. M. Knight, "A review of power converter topologies for wind generators," *Renewable Energy*, Vol. 32, No. 14, pp. 2369-2385, 2007.

## **Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA**

- [4] S. El Aimani, B. François, F. Minne, B. Robyns, "Comparison analysis of control structures for variable wind speed turbine," *Proceedings of CESA 2003, Lille, France*, 2003.
- [5] A Gaillard, "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 de l'Université Henri Poincaré, Nancy-I*. 2010
- [6] S El Aimani, "Modelling and control structures for variable speed wind turbine," *Multimedia Computing and Systems (ICMCS). International Conference on*. pp. 1-5, 2011.
- [7] S. Abdeddaim, "Connexion au réseau des sources hybrides à caractère renouvelables," *Thèse doctorat université de Biskra*, 2013.
- [8] S. Muller, M. Deicke, R. W. De Doncker, "Doubly fed induction generator systems for wind turbines", *IEEE Industry Applications Magazine*, pp. 26-33, May-June 2002.
- [9] F Merahi, El M Berkouk, S Mekhif, "New management structure of active and reactive power of a large wind farm based on multilevel converter," *Renewable energy*. 68. pp. 814-828, 2014.
- [10] T. Mesbahi, T. Ghenam. T, El M Berkouk, "A Doubly Fed Induction Generator for wind stand lone power applications (Simulation and experimental validation)," *Electrical Machines (ICEM), XXth International Conference*. pp. 2028-2033, 2012.
- [11] A. Bouharchouche, E. M. Berkouk, T Ghenam, B. Tabbache, "Modeling and control of a Doubly fed induction generator with battery-super capacitor hybrid energy storage for wind power application," *Power Engineering, Energy and Electrical Drives, Fourth International Conference on*. pp. 1392 – 1397, 2013.
- [12] Ahmed G. Abo-Khalil, Dong-Choon Lee, "MPPT Control of wind generation Systems based on estimated wind speed using SVR," *IEEE Transaction on industrial electronics*, vol. 55, no. 3, 2008.
- [13] E. Koutroulis, K. Kalaitzakis, "Design of a maximum power tracking system for wind- energy-conversion applications," *IEEE transaction on industrial electronics*, vol. 53, no. 2, pp.486-494. April 2006.
- [14] K. Tan, S. Islam, "Optimum control strategies in energy conversion of PMSG wind turbine system without mechanical sensors," *IEEE Transaction on energy Conversion*, vol. 19, no. 2, pp. 392-399, 2004.
- [15] R. Bhattarai, N. Gurung, S. Kamalasadana, "Minimum Variance Adaptive Speed Estimation Technique for Vector Control of Doubly Fed Induction Generator," *North American Power Symposium (NAPS)*, 2015
- [16] G. D. Marques, "Stator flux damping methods of the field oriented doubly-fed induction generator," *11th International Conference on Electrical Power Quality and Utilisation*, pp 1–6, 2011.
- [17] Jun Yao, Hui Li, Yong Liao, Zhe Chen, "An improved control strategy of limiting the DC-link voltage fluctuation for a doubly fed induction wind generator," *IEEE Transaction on Power Electronics*, vol. 23, no. 3, pp. 1205-1213, 2008.
- [18] F. Poitiers, , "Etude et commande des génératrices asynchrone pour l'utilisation de l'énergie éolienne : machine asynchrone à cage autonome et machine asynchrone à

## **Chapitre II : Modélisation et commande classique du système éolien à base d'une MADA**

double alimentation reliée au réseau, ” *Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique de Nantes, 2003.*

## **CHAPITRE III**

### **Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de convertisseurs statiques**

### **3.1. Introduction**

Compte tenu de la demande croissante en performance et en efficacité des convertisseurs et variateurs de puissance, le développement de nouveaux systèmes de contrôle doit tenir compte de la nature réelle de ces types de systèmes. Les convertisseurs et les variateurs de puissance sont des systèmes non linéaires de nature hybride, y compris des éléments linéaires et non linéaires et un nombre fini de dispositifs de commutation. Les signaux d'entrée pour les convertisseurs de puissance sont des signaux discrets qui commandent les transitions d'ouverture et de fermeture de chaque composant. Plusieurs contraintes et restrictions doivent être considérées par le contrôle, dont certaines sont inhérentes au système, comme la tension de sortie maximale de l'onduleur, tandis que d'autres sont imposées pour des raisons de sécurité, comme les limitations de courant pour protéger le convertisseur et ses charges

De nos jours, pratiquement toutes les stratégies de contrôle sont mises en œuvre dans des plates-formes de contrôle numérique exécutées à des étapes de temps discrètes. La conception de tout système de contrôle doit tenir compte du modèle du système pour ajuster les paramètres du contrôleur, ce qui, dans le cas des convertisseurs de puissance et des variateurs, est bien connu.

Apparue en 2004, grâce aux travaux du Chilien J. Rodriguez et son équipe, la commande prédictive à ensemble finis FS-MPC (Finite States Model Predictive Control) fut une alternative très intéressante pour le contrôle numérique des systèmes de puissance intégrant des convertisseurs statiques.

A contrario de la commande prédictive généralisée GPC à plusieurs paramètres de réglage et utilisant des temps de calculs prohibitifs et des algorithmes complexes pour la prise en compte des contraintes. La commande prédictive FS-MPC utilise un modèle du système permettant de prédire son comportement futur à un ou deux pas de prédiction seulement. Cette prédiction est utilisée par l'algorithme de contrôle pour obtenir la commande optimale, selon un critère d'optimisation prédéfinie. Le principal avantage de la méthode FS-MPC réside en sa simplicité de mise en œuvre. Le procédé n'a pas besoin des contrôleurs linéaires ou non linéaires dans les boucles internes, pas besoin de modulateur pour la porteuse comme dans le cas de la modulation MLI. En plus, les contraintes sont prises en compte grâce à sa flexibilité ce qui réduit nettement le coût global du système d'entraînement.

Ce chapitre traite l'éclosion de la commande FS-MPC dans une chaîne de conversion d'énergie éolienne. D'abord, la MADA est alimentée par un convertisseur de tension triphasé à deux niveaux VSI-2L. Ensuite, on passe à l'utilisation du convertisseur multi niveaux VSI-3L type NPC.

### **3.2. Philosophie de la commande prédictive à états finis (FS-MPC)**

La commande prédictive FS-MPC repose sur la nature discrète des convertisseurs statiques à cause de la limitation du nombre de leurs états de commutation (nombre d'états finis). Un tel avantage a pour effet de réduire la tâche de calcul que ce soit pour la prédiction ou pour le traitement. Comme chaque convertisseur possède un nombre limité d'états de commutations (8 états pour un onduleur de tension triphasé à deux niveaux, 27 états pour un onduleur trois niveaux, 64 états pour un onduleur quatre niveaux...), la

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

procédure de prédiction se trouve limitée aussi à ces états. Ensuite une procédure d'optimisation sélectionne l'état optimal (vecteur tension optimal) pour être appliqué ensuite à la charge. Les principaux éléments de cette technique de contrôle sont donc le modèle mathématique du système et la fonction de coût prédéfinie. (Voir Figure 2.1) [9].

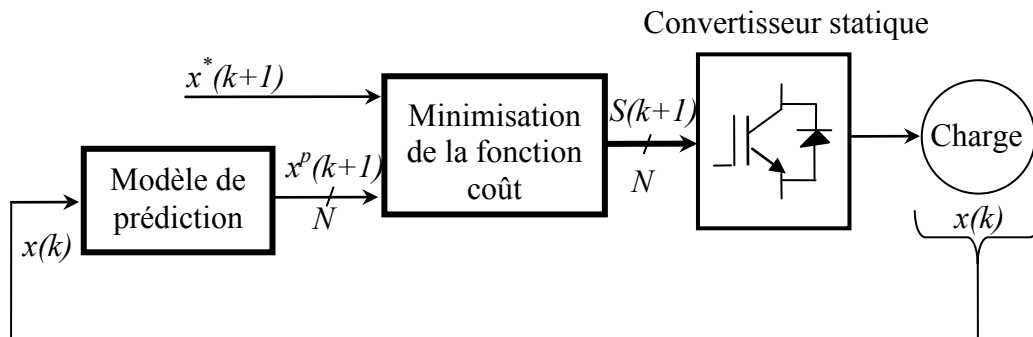


Fig. 3. 1: Schéma général de la commande prédictive à états finis FS-MPC.

Pour la conception de la commande FS-MPC, trois étapes nécessaires sont à remplir : [9]

- Détermination du modèle discret nécessaire pour la prédiction du comportement futur des variables contrôlées ;
- Modélisation du convertisseur de puissance en identifiant tous les états possibles de commutation ;
- Formulation d'une fonction de coût en fonction du comportement désiré du système.

### **3.3. Commande FS-MPC d'une chaîne éolienne par un convertisseur back to back à deux niveaux**

Le système de commande de la chaîne éolienne, à base de la MADA, connectée au réseau par deux convertisseurs back to back à deux niveaux est présenté sur la Figure 3.2.

Dans notre travail, le dispositif de commande est constitué principalement de trois blocs qui sont:

- Bloc de contrôle de la turbine (bloc MPPT) ;
- Bloc de contrôle du convertisseur coté MADA, pour le contrôle découplé de la puissance active et réactive du stator ;
- Bloc de contrôle du convertisseur coté réseau, pour la régulation de la tension de bus continu d'une part et le contrôle des puissances active et réactive échangées entre la MADA et le réseau via le CCR.

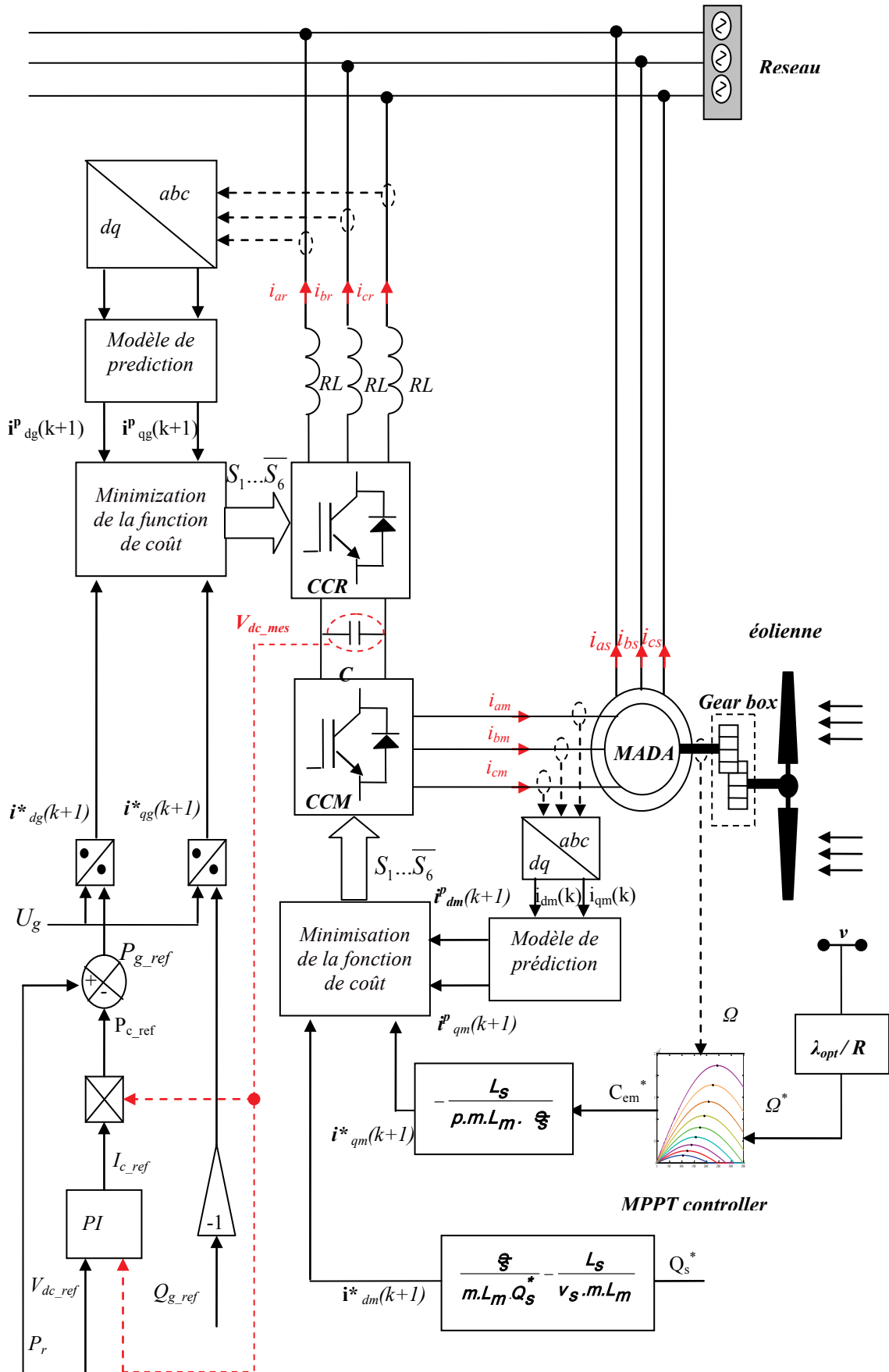


Fig. 3. 2: Commande FS-MPC de la chaîne éolienne utilisant 2 convertisseurs VSI-2L

### 3.3.1. La commande FS-MPC de la MADA par le contrôle du CCM

Le rôle principal du contrôle du convertisseur CCM est d'assurer le transfert découplé et optimal de la puissance active et réactive statorique par le contrôle des composantes directe et quadrature du courant rotorique de la MADA. L'algorithme prédictif traite les objectifs de la commande en fonction des courants de référence reçus à partir de l'étage MPPT donnés par les équations suivantes:

$$i_{qr}^* = -\frac{L_s}{pM\psi_s} C_{em}^* \quad (3.1)$$

$$i_{dr}^* = \frac{\psi_s}{M} - \frac{L_s}{MV_s} Q_s^* \quad (3.2)$$

La stratégie de contrôle FS-MPC peut être résumée dans les étapes suivantes :

- Construire un modèle de la MADA pour la prédiction;
- Construire un modèle du convertisseur de puissance ;
- Définir une fonction de coût  $g$  en fonction des performances désirées.

#### 3.3.1.1. Modèle de la MADA

Le modèle de la MADA est représenté par les expressions dynamiques des courants rotoriques exprimées par :

$$\begin{cases} \frac{di_{dr}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (v_{dr} - R_r i_{dr} + \omega_r \sigma L_r i_{qr}) \\ \frac{di_{qr}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (v_{qr} - R_r i_{qr} - \omega_r \sigma L_r i_{dr} - \omega_r \cdot \frac{M}{L_s} \psi_s) \end{cases} \quad (3.3)$$

#### 3.3.1.2. Modèle discret de la MADA

Le modèle temporel continu (3.3) sera maintenant discrétisé et utilisé pour prédire le comportement futur du courant rotorique à partir des tensions et courants rotoriques mesurés à l'instant d'échantillonnage  $k$ .

Plusieurs méthodes de discrétisation peuvent être utilisées afin d'obtenir un modèle discret dans le temps approprié pour le calcul des prédictions. La dérivée des courants rotorique  $\frac{di_{dq,r}}{dt}$  est remplacée par une approximation d'Euler à un pas en avant par :

$$\frac{di_{dq,r}}{dt} \approx \frac{i_{dq,r}^{(k+1)} - i_{dq,r}^{(k)}}{T_s} \quad (3.4)$$

L'équation (3.4) est maintenant substituée dans (3.3) afin d'obtenir une expression qui permet de prédire le courant futur du rotor à l'instant  $k+1$ , pour chacune des sept valeurs du vecteur tension  $v_{dq_r}(k)$  générées par l'onduleur. Cette expression est donnée par:

$$\begin{cases} i_{d_r}(k+1) = \frac{T_s}{\sigma L_r} (v_{dr}(k) - R_r i_{dr}(k) + \omega_r \sigma L_r i_{qr}(k)) + i_{d_r}(k) \\ i_{q_r}(k+1) = \frac{T_s}{\sigma L_r} (v_{qr}(k) - R_r i_{qr}(k) - \omega_r \sigma L_r i_{dr}(k) - \omega_r \frac{M}{L_s} \psi_s) + i_{q_r}(k) \end{cases} \quad (3.5)$$

### 3.3.1.3. Modèle de CCM

Le circuit de puissance de l'onduleur CCM est présenté sur la Figure 3.3. La structure du CCM à deux niveaux est constituée de six interrupteurs bidirectionnels (six transistors IGBT avec des diodes de roue libre placés en anti parallèle). Chaque bras est constitué de deux interrupteurs commandables connectés en série. L'interrupteur est "fermé" lorsque son signal de commande est au niveau logique "1" et "ouvert" lorsque le signal de sa commande est au niveau logique "0". L'état de commutation des interrupteurs de puissance  $S_{xm}$  avec  $x = 1, \dots, 6$  peut être représenté par les signaux de commutation  $S_{am}$ ,  $S_{bm}$  et  $S_{cm}$ , considérant que les deux interrupteurs de chaque phase (ou bras) fonctionnent dans un mode complémentaire pour éviter le court circuit de la source de tension. L'indice  $m$  montre que ces interrupteurs correspondent au convertisseur placé coté de la MADA.

$$S_{am} = \begin{cases} 1 & \text{si } S_{1m} \text{ fermé et } S_{4m} \text{ ouvert} \\ 0 & \text{si } S_{1m} \text{ ouvert et } S_{4m} \text{ fermé} \end{cases} \quad (3.6)$$

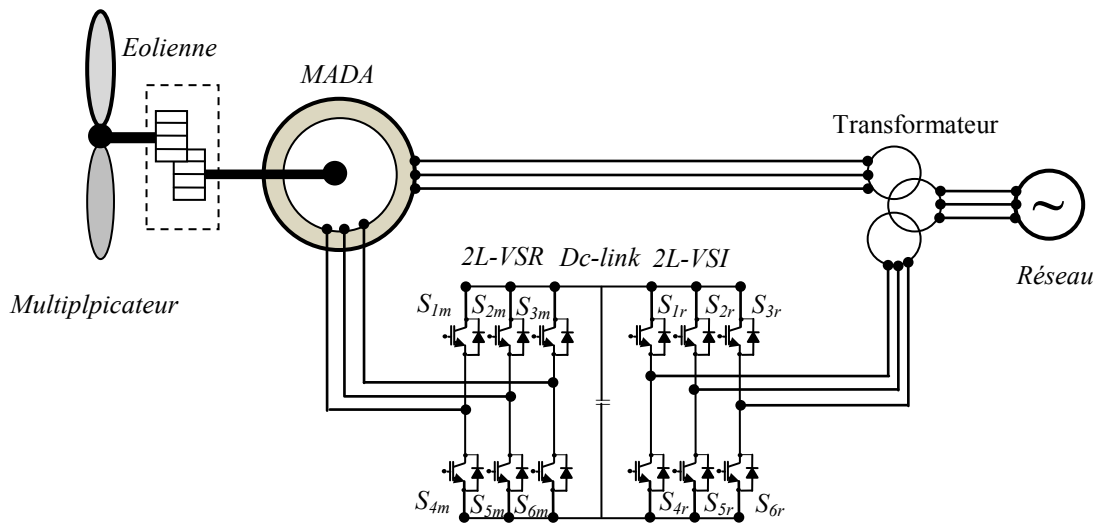


Fig. 3. 3: SCEE basé sur une MADA associé à deux convertisseurs à deux niveaux.

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

Les expressions des tensions de sortie de l'onduleur sont données par:

$$\mathbf{v}^p_m(k) = \begin{bmatrix} V_{aNm}(k) \\ V_{bNm}(k) \\ V_{cNm}(k) \end{bmatrix} = V_{dc}(k) \cdot \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} \\ -\frac{1}{3} & \frac{2}{3} & -\frac{1}{3} \\ -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} & \frac{2}{3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{am}(k) \\ S_{bm}(k) \\ S_{cm}(k) \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

$V_{dc}$  étant la tension du bus continu.

Le nombre des états de commutation possibles de l'onduleur à deux niveaux est huit états, donnant huit vecteurs de tension avec six vecteurs actifs et deux vecteurs nuls. Les vecteurs actifs correspondent à la tension de phase en relation de 1/3 et 2/3 avec la tension du bus continu  $V_{dc}$ , et les deux vecteurs nuls génèrent une tension nulle. Le tableau III.1 détermine les états de commutation possibles de l'onduleur VSI-2L [8].

$S_a$	$S_b$	$S_c$	Vecteur de sortie
0	0	0	$V_1 = 0$
1	0	0	$V_1 = \frac{2}{3} \cdot V_{dc}$
1	1	0	$V_2 = \frac{1}{3} \cdot V_{dc} + j \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot V_{dc}$
0	1	0	$V_3 = -\frac{1}{3} \cdot V_{dc} + j \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot V_{dc}$
0	1	1	$V_4 = -\frac{2}{3}$
0	0	1	$V_5 = -\frac{1}{3} \cdot V_{dc} - j \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot V_{dc}$
1	0	1	$V_6 = \frac{1}{3} \cdot V_{dc} - j \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot V_{dc}$
1	1	1	$V_7 = 0$

Tab. 3. 1: Les séquences possibles de l'onduleur VSI-2L.

#### 3.3.1.4 La fonction de coût pour le contrôle du CCM

Si les principales variables contrôlées du système sont de l'ordre de deux et plus, on distingue deux options différentes pour la formulation de la fonction de coût [9]:

- Si toutes les variables contrôlées sont de même nature ou unité, la fonction de coût résultante sera la somme de leurs erreurs entre leurs valeurs prédites et leurs valeurs de référence:

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

$$C = \left| x_{\alpha}^*(k+1) - x_{\alpha}(k+1) \right| + \left| x_{\beta}^*(k+1) - x_{\beta}(k+1) \right| \quad (3.8)$$

Ou bien sous la forme quadratique dans le plan complexe:

$$C = (x_{\alpha}^*(k+1) - x_{\alpha}(k+1))^2 + (x_{\beta}^*(k+1) - x_{\beta}(k+1))^2 \quad (3.9)$$

Ou bien sous la forme triphasée réelle:

$$C = (x_a^*(k+1) - x_a(k+1))^2 + (x_b^*(k+1) - x_b(k+1))^2 + (x_c^*(k+1) - x_c(k+1))^2 \quad (3.10)$$

- Si les variables contrôlées ont des natures différentes, un facteur de pondération  $\lambda$  est utilisé alors pour ajuster leurs unités pour le contrôleur. En fait, le facteur de pondération est un coefficient constant positif qui fixe l'importance des variables contrôlées pour le contrôleur. Par exemple, le courant et la puissance réactive peuvent être définis comme variables contrôlées dans une MADA par:

$$C = \left| i^*(k+1) - i(k+1) \right| + \lambda \left| Q^*(k+1) - Q(k+1) \right| \quad (3.11)$$

La méthode de détermination du facteur de pondération  $\lambda$  est seulement empirique (c'est-à-dire par essai et erreur "trial and error"). Une autre approche pour compenser la différence d'unité est de normaliser les sous-fonctions (par valeur unitaire) afin d'éliminer leurs effets unitaires:

$$C = \frac{\left| i^*(k+1) - i(k+1) \right|}{i_n^2} + \frac{\left| Q^*(k+1) - Q(k+1) \right|}{Q_n^2} \quad (3.12)$$

avec  $i_n$  et  $Q_n$  les valeurs nominales du courant et de la puissance réactive.

Il n'y a habituellement pas de facteur de pondération lors de l'utilisation de la méthode de normalisation, alors que parfois ajouter un facteur de pondération proche de l'unité ( $\lambda \approx 1$ ) peut améliorer les performances du contrôleur.

Dans notre cas, la fonction de cout résume le comportement désiré pour le contrôle la MADA, les régulateurs PI du second chapitre sont maintenant remplacés par la fonction suivante :

$$C_{CCM[7]} = |i_{dr}^*(k+1) - i_{dr}^p(k+1)| + |i_{qr}^*(k+1) - i_{qr}^p(k+1)| \quad (3.13)$$

L'organigramme de la commande prédictive FS-MPC est donné par la figure 3.4, où, pour chaque vecteur tension du rotor, la fonction coût  $FC_{CCM[7]}$  est évaluée et le vecteur tension qui la minimise est alors appliqué pendant la période d'échantillonnage suivante.

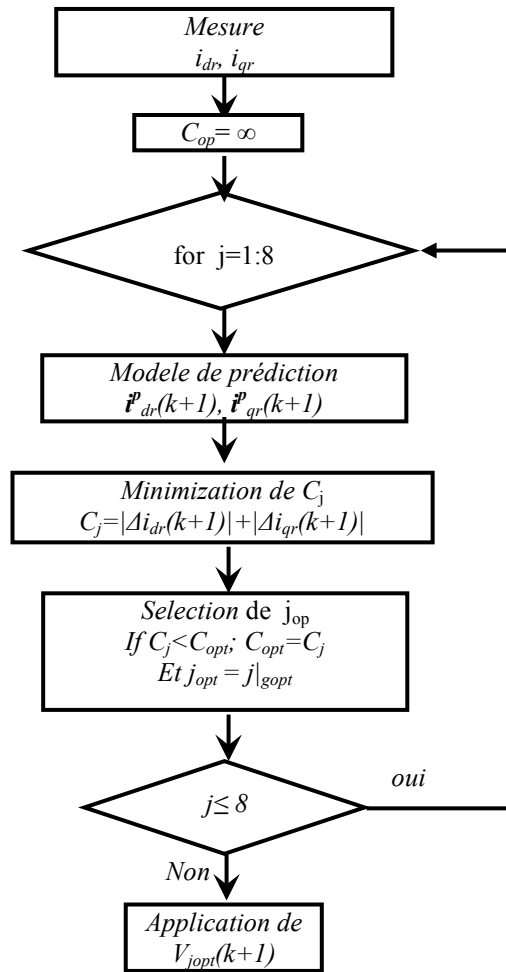


Fig. 3. 4: Organigramme de la commande prédictive FS-MPC [10].

### 3.3.2. La commande FS-MPC de la MADA par le contrôle du CCR

Le convertisseur coté réseau est placé entre le bus continu et le réseau comme illustré sur la figure 3.3. L'objectif principal de ce convertisseur est d'une part de maintenir la tension du bus continu constante et d'autre part d'assurer le fonctionnement avec un facteur de puissance unitaire coté réseau. L'objectif principal de la commande prédictive FS-MPC pour le CCR est de commander les courants qui circulent dans le filtre RL coté réseau. Pour ce faire, la tension  $V_{dc}$  est régulée par un simple régulateur PI en donnant la composante directe de référence  $i_{d_g}^*$  par la relation suivante :

$$\begin{cases} i_{d-g}^* = \left(k_p + \frac{ki}{p}\right) * (V_{dc}^* - V_{dc}) \\ i_{q-g}^* = -\frac{Q_g^*}{v_g} \end{cases} \quad (3.14)$$

La composante directe du courant de référence coté réseau est générée par la sortie de régulateur PI de la tension de bus continu, alors que la composante quadrature donnée par l'équation (3.16) est nulle, image de la puissance réactive nulle ayant pour but d'assurer un facteur de puissance unitaire.

### 3.3.2.1 Modélisation de la connexion du CCR

#### a) Modèle continu de la liaison au réseau

Le modèle de la liaison au réseau en fonction de composante directe et quadrature du courant circulant dans le filtre RL coté réseau est donné par [11,12] :

$$\begin{aligned} \frac{di_{dg}}{dt} &= \frac{1}{L_g} (v_{dp} - R_g i_{dg} + \omega_s L_g i_{qg} - v_{dg}) \\ \frac{di_{qg}}{dt} &= \frac{1}{L_g} (v_{qp} - R_g i_{qg} - \omega_s L_g i_{dg}) \end{aligned} \quad (3.15)$$

#### b) Modèle discret de la liaison au réseau

En appliquant la méthode d'approximation d'Euler décrite précédemment à l'équation (3.17), on obtient le modèle discret suivant :

$$\begin{aligned} i_{dg}(k+1) &= \frac{T_s}{L_g} (v_{dp}(k) - R_g i_{dg}(k) + \omega_s L_g i_{qg}(k) - v_{dg}(k)) + i_{dg}(k) \\ i_{qg}(k+1) &= \frac{T_s}{L_g} (v_{qp}(k) - R_g i_{qg}(k) - \omega_s L_g i_{dg}(k)) + i_{qg}(k) \end{aligned} \quad (3.17)$$

#### c) Modèle du CCR

Le CCR est typiquement similaire au CCM, les tensions de sortie du CCR en fonction des signaux de commutation sont décrites par les relations suivantes:

$$\mathbf{v}^p_r(k) = \begin{bmatrix} V_{aNr}(k) \\ V_{bNr}(k) \\ V_{cNr}(k) \end{bmatrix} = V_{dc}(k) \cdot \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} \\ -\frac{1}{3} & \frac{2}{3} & -\frac{1}{3} \\ -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} & \frac{2}{3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{ar}(k) \\ S_{br}(k) \\ S_{cr}(k) \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

### 3.3.2.2. La fonction de coût pour le contrôle du CCR

La fonction de coût  $C_{CCR}$  intègre deux termes représentant les erreurs des courants du réseau. Cette fonction de coût garantit le fonctionnement avec facteur de puissance unitaire et garantie le réglage de la tension du bus continu autour d'une valeur. Cette fonction est formulée comme suit :

$$C_{CCR[19]} = |i_{dg}^*(k+1) - i_{dg}^p(k+1)| + |i_{qg}^*(k+1) - i_{qg}^p(k+1)| \quad (3.9)$$

L'organigramme de la stratégie de commande FS-MPC pour le CCR est identique à celui de la Figure 3.4.

### 3.4. La commande FS-MPC du système SCEE par les convertisseurs multi-niveaux à trois niveaux VSI-3L

Durant la dernière décennie, l'exploitation des générateurs éoliens à vitesse variable est orientée vers les systèmes de production d'une capacité de l'ordre des MWs [16]. Pour ce genre d'application, les convertisseurs multi niveaux sont préférés aux topologies à deux niveaux VSI-2L [17].

Dans les systèmes de forte puissance moyenne tension, les convertisseurs à deux niveaux de tension présentent les limitations suivantes [7]:

- Impossibilité d'augmenter la puissance par le biais d'une tension plus élevée que la limite que peut supporter les composants semi conducteurs ;
- La multiplication du nombre des convertisseurs à 2 niveaux VSI-2L pour les applications moyenne et grande puissance implique l'augmentation du nombre de convertisseurs et par conséquent le nombre d'interrupteurs ce qui rend ces configurations coûteuses et plus compliquées pour la commande ;
- Augmentation des pertes de commutation ce qui réduit ainsi le rendement de l'application moyenne et grande puissance ;
- Augmentation des pertes dans les lignes à cause du fort courant traversant celles-ci étant donné la limitation de la tension.

Les topologies de convertisseurs multi-niveaux présentent les avantages suivants :

- Réduction du taux de distorsion harmoniques sur les ondes du courant et de la tension de sortie ce qui améliore le facteur de puissance du système. En effet ;

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

plus on augmente le nombre de niveaux de tension dans le convertisseur, meilleure est la forme d'onde ;

- Les contraintes des tensions de blocage des composants de puissances se trouvent nettement réduites. En effet la tension bloquée par chaque interrupteur n'est que  $V_{dc}/(n-1)$ ,  $n$  étant le nombre de niveaux de tension du convertisseur ;
- Réduction des variations brusques de la tension ( $dV/dt$ ) lors des commutations qui génèrent des tensions de mode commun importantes aux bornes de la charge ;
- La possibilité de connexion aux réseaux de moyenne tension grâce à l'augmentation de la tension de sortie des convertisseurs en éliminant ainsi l'utilisation du transformateur élévateur de couplage ;
- Rendement énergétique meilleur.

Dans la section suivante, la commande FS-MPC est appliquée à deux convertisseurs trois niveaux clampés par le neutre NPC (Neutral Point Clamped) NPC-3L, ces deux convertisseurs remplacent les deux convertisseurs type VSI-2L comme donné par la figure 3.5.

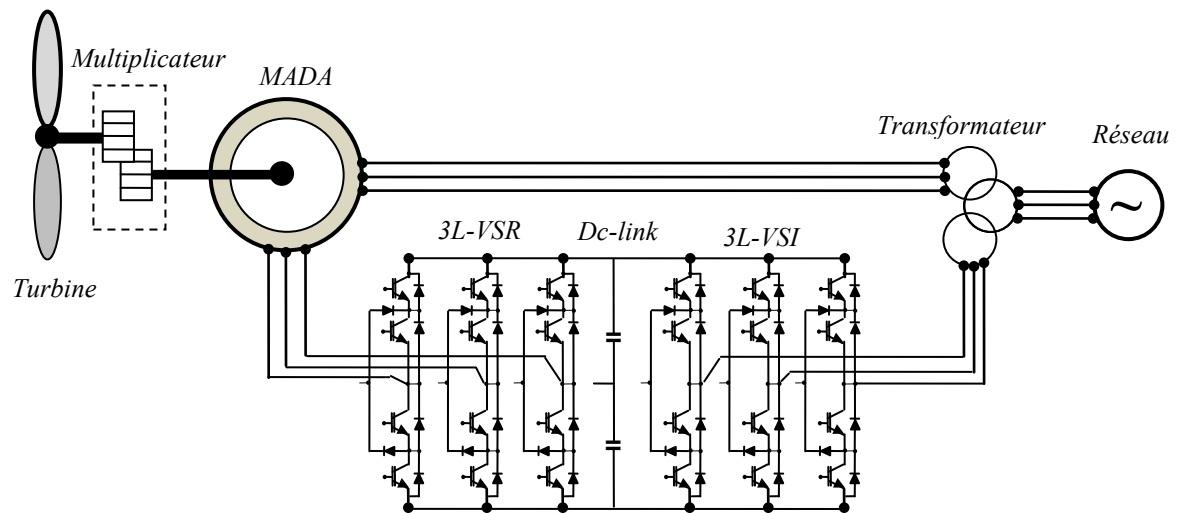


Fig. 3. 5: Système SCEE associé avec 2 convertisseurs NPC-3L.

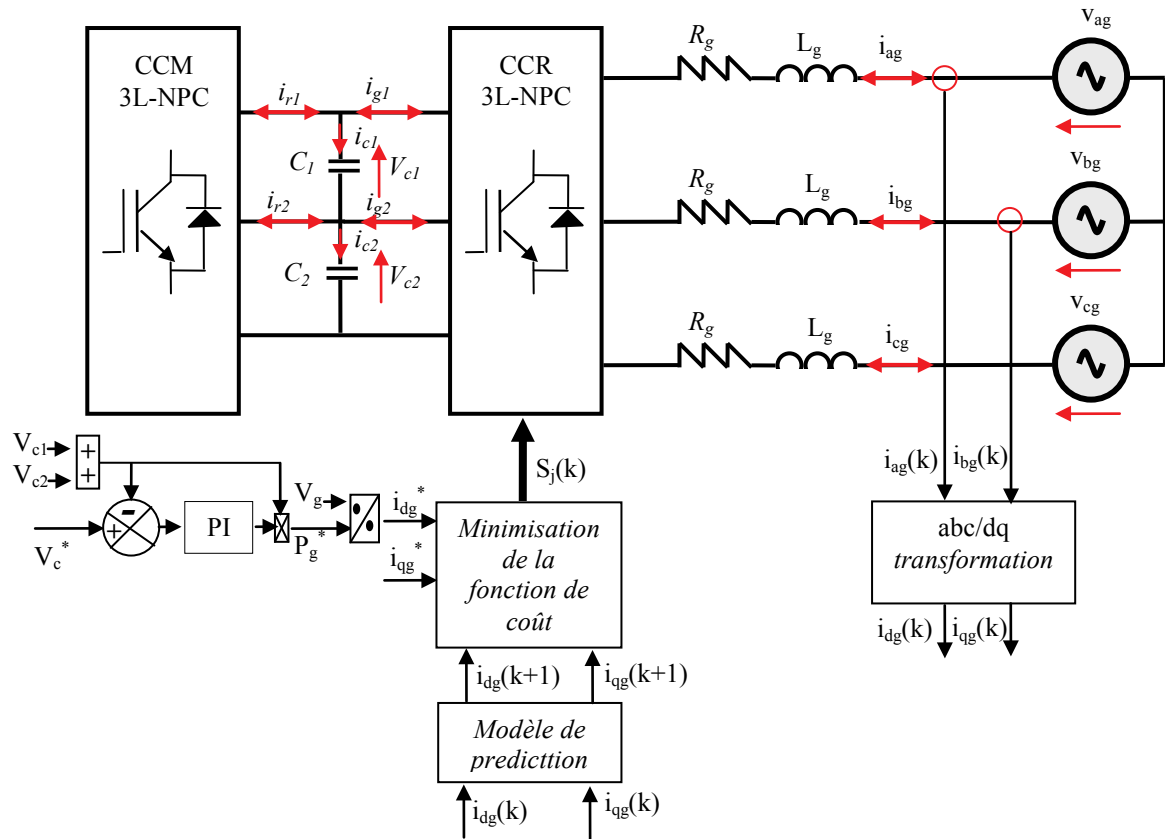


Fig. 3. 6: Commande FS-MPC du convertisseur coté réseau CCR.

### 3.4.2. La commande prédictive directe du CCR

#### 3.4.2.1. Modèle du CCR à trois niveaux

Pour la topologie VSI-3L, chaque bras se compose de quatre interrupteurs commandables et de deux diodes de Clamp permettant la connexion entre la borne de sortie et le point milieu du bus continu.

La variable  $S_{xr}$  représente l'état du commutateur (avec  $x : a, b$  et  $c$ ), dont il a trois valeurs possibles symbolisés avec  $+$ ,  $0$  et  $-$ . Ces trois possibilités représentent les combinaisons de commutation qui génèrent  $V_{dc}/2$ ,  $0$  et  $-V_{dc}/2$  à la sortie de la phase du CCR comme donné par le Tableau 3.2.

Le nombre des états possibles d'interrupteurs du convertisseur NPC-3L est 27 possibilités ( $3^3$ ) qui confère au convertisseur d'appliquer 19 vecteurs différents comme illustré par la Figure 3.7. Notez que certains états de commutation sont redondants générant le même vecteur de tension par exemple le vecteur nul ( $V_o$ ) peut générer trois différents états possibles ( $+++$ ), ( $000$ ) et ( $---$ ). La tension composée peut être modulée sur cinq niveaux de tension. Dans ce cas, chaque transistor peut supporter la moitié de la

pleine tension du bus continu à l'état bloqué [20].

$S_x$	$S_{x1}$	$S_{x2}$	$S_{x3}$	$S_{x4}$	$v_{x0}$
+	1	1	0	0	$V_{dc}/2$
0	0	1	1	0	0
-	0	0	1	1	$-V_{dc}/2$

Tab. 3. 2: Etats des interrupteurs dans un bras de l'onduleur à 3Niveaux.

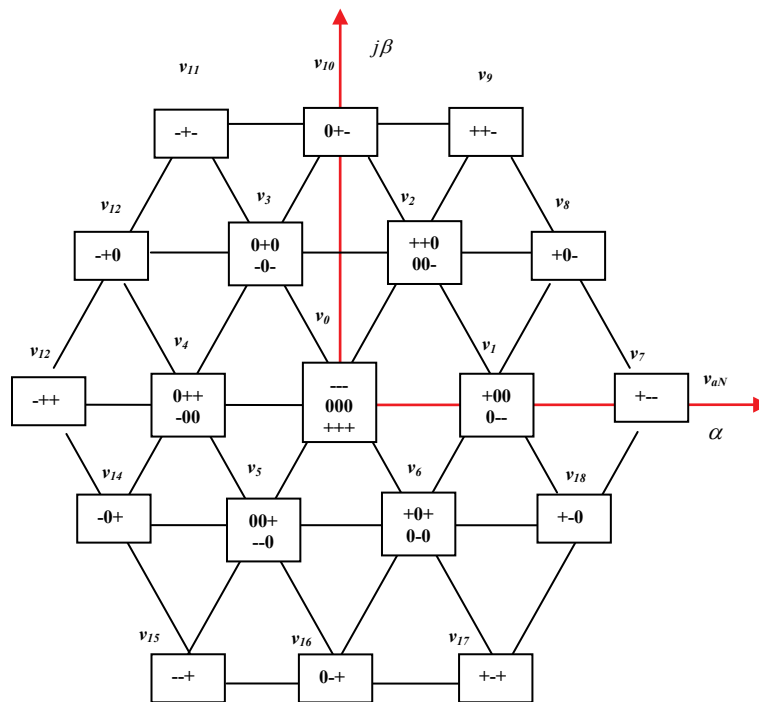


Fig. 3. 7: Différents états possibles des interrupteurs et les vecteurs de tension possibles du convertisseur NPC-3L.

### 3.4.2.2. Modèle du bus continu

Les deux convertisseurs de la chaîne éolienne sont interconnectés par l'intermédiaire d'un bus continu qui permet le transfert de la puissance électrique entre deux sources à fréquence variable. Pour la topologie VSI-3L, le bus continu se compose de deux condensateurs à point milieu [21-22].

La Figure 3.8 montre les deux convertisseurs interconnectés par un bus continu constitué de deux condensateurs. Les quatre courants ( $i_{g1}$ ,  $i_{g2}$ ) et ( $i_{r1}$ ,  $i_{r2}$ ) sont les courants de sortie du CCM et le CCR Respectivement.

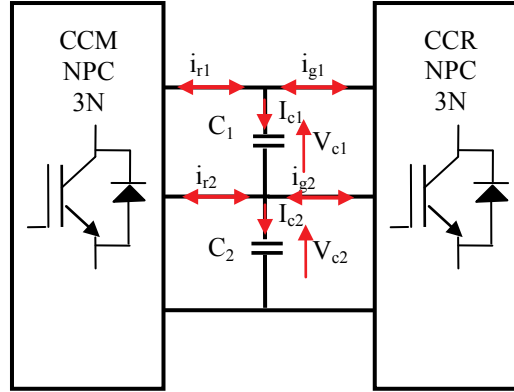


Fig. 3. 8: Interconnexion des deux convertisseurs du bus continu.

Les dynamiques des tensions du bus continu des deux condensateurs sont données par les deux équations différentielles suivantes:

$$\frac{dv_{c1}}{dt} = \frac{1}{C} i_{c1} \quad (3.20)$$

$$\frac{dv_{c2}}{dt} = \frac{1}{C} i_{c2} \quad (3.21)$$

Où l'indice  $C$  représente la valeur du condensateur (on suppose que les deux capacités sont égales  $C_1=C_2=C$ ).

Les expressions des courants  $i_{c1}$  et  $i_{c2}$  traversant les condensateurs  $C_1$  et  $C_2$  sont, respectivement, données par :

$$i_{c1} = i_{r1} - i_{g1} \quad (3.22)$$

$$i_{c2} = i_{c1} + i_{r2} - i_{g2} \quad (3.26)$$

Les courants  $(i_{g1}, i_{g2})$  et  $(i_{r1}, i_{r2})$  sont les courants de sortie au niveau du CCM et le CCR, respectivement.

### 3.4.2.3. Modèle discret du bus continu

Les courants  $(i_{g1}, i_{g2})$  générés par le CCR sont dépendants des états des interrupteurs du CCR et des courants des 3 phases du filtre. Les équations permettant de calculer ces courants sont définies par :

$$i_{g1} = G_{1a}i_{ag} + G_{1b}i_{bg} + G_{1c}i_{cg} \quad (3.23)$$

$$i_{g2} = G_{2a}i_{ag} + G_{2b}i_{bg} + G_{2c}i_{cg} \quad (3.24)$$

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

$$i_{r1} = R_{1a\_opt}i_{ar} + R_{1b\_opt}i_{br} + R_{1c\_opt}i_{cr} \quad (3.25)$$

$$i_{r2} = R_{2a\_opt}i_{ar} + R_{2b\_opt}i_{br} + R_{2c\_opt}i_{cr} \quad (3.26)$$

Les variables ( $G_{1x}$ ,  $G_{2x}$ ) et ( $R_{1x\_opt}$ ,  $R_{2x\_opt}$ ) sont calculées en fonction des états d'interrupteurs du CCM et CCR respectivement et sont données comme suit :

$$G_{1x} = \begin{cases} 1 & \text{si } S_{xr} = "+" \\ 0 & \text{autre} \end{cases} \quad (3.27)$$

$$G_{2x} = \begin{cases} 1 & \text{si } S_{xr} = "-" \\ 0 & \text{autre} \end{cases} \quad (3.28)$$

$$R_{1x\_opt} = \begin{cases} 1 & \text{si } S_{xr\_opt} = "+" \\ 0 & \text{autre} \end{cases} \quad (3.29)$$

$$R_{2x\_opt} = \begin{cases} 1 & \text{si } S_{xr\_opt} = "-" \\ 0 & \text{autre} \end{cases} \quad (3.30)$$

Ou :

$x$  : définit la phase  $a$ ,  $b$  ou  $c$ ,

$S_{xr\_opt}$  : l'état optimal qui minimise la fonction cout du CCR ;

$R_{1x\_opt}$  et  $R_{2x\_opt}$  : l'état optimal qui minimise la fonction cout du CCM.

Enfin, pour obtenir le modèle discret des tensions des deux capacités, nous avons utilisé la même approximation d'Euler avec un pas en avant pour la prédiction des courants rotorique :

$$\frac{dv_{cx}}{dt} \approx \frac{v_{cx}(k+1) - v_{cx}(k)}{T_s} \quad (3.31)$$

Les équations en temps discret qui permet la prédiction des tensions de bus continu sont données par :

$$v_{c1}(k+1) = v_{c1}(k) + \frac{1}{C} i_{c1}(k) T_s \quad (3.32)$$

$$v_{c2}(k+1) = v_{c2}(k) + \frac{1}{C} i_{c2}(k) T_s \quad (3.33)$$

#### **3.4.2.4. La fonction de coût pour le contrôle du CCR**

La fonction de coût utilisée pour le contrôle du CCR intègre deux termes représentant les erreurs des courants du réseau. La fonction de coût est formulée par la relation suivante:

$$C_{CCR[19]} = |i_{dg}^*(k+1) - i_{dg}^p(k+1)| + |i_{qg}^*(k+1) - i_{qg}^p(k+1)| \quad (3.34)$$

### 3.5. Prise en compte des contraintes

L'exploitation d'un convertisseur NPC à trois niveaux dans un système électrique quelconque exige des lois de commande assurant le bon fonctionnement tel que :

- La poursuite de la puissance ou le courant de référence ;
- Le balancement des tensions du bus continu des deux condensateurs ;
- Réduction du nombre et de la fréquence moyenne de commutation pour améliorer le rendement énergétique des convertisseurs.

#### 3.5.1. Le balancement des tensions de bus continu des deux condensateurs

L'un des aspects les plus intéressants dans la commande FS-MPC est la simplicité de prise en compte des contraintes linéaires et non linéaires. Pour montrer l'efficacité de l'équilibrage des tensions par la méthode FS-MPC, nous avons formulé la fonction de coût (3.35) en rajoutant un troisième terme à la fonction (3.34).

Dans l'essai de la Figure 3.9, pendant [0-3.2s] le facteur de pondération prend la valeur de  $\lambda_{vdc} = 0.1$  et dans l'intervalle [3.2-6.4s] le facteur de pondération  $\lambda_{vdc}$  est pris égale à 0 (dans ce cas la méthode ne prend pas en considération la condition du balancement des tensions).

$$C_{CCR[19]} = |i_{dg}^*(k+1) - i_{dg}^p(k+1)| + |i_{qg}^*(k+1) - i_{qg}^p(k+1)| + \lambda_{vdc} |v_{c1}^p(k+1) - v_{c2}^p(k+1)| \quad (3.35)$$

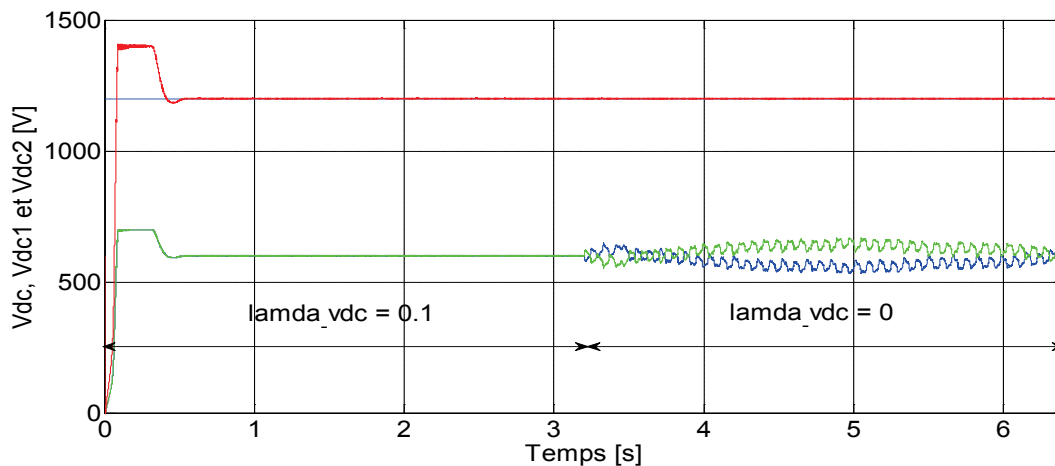


Fig. 3. 9: Balancement des tensions du bus continu par la FS-MPC

Pour mieux illustrer l'effet de l'équilibrage des tensions d'entrée du convertisseur NPC-3L, La Figure (3.19) illustrent la procédure d'équilibrage des tensions des deux condensateurs d'entrée. Après un démarrage avec des tensions équilibrées ( $\lambda_{dc} = 0.1$ ) avec  $v_{c1} = 600V$  et  $v_{c2} = 600V$ , on désactive le processus d'équilibrage à l'instant  $t = 3.2s$  en

imposant un facteur de pondération nul ( $\lambda_{dc} = 0$ ) dans la fonction (3.39). On pourra remarquer que les deux tensions deviennent déséquilibrées ce qui engendre un contenu harmonique supplémentaire sur les ondes de courant et de tension de sortie.

### 3.5.2. Réduction de la fréquence de commutation moyenne

La réduction de la fréquence de commutation dans les applications de l'énergie éolienne à haute puissance est très importante pour améliorer le rendement en réduisant les pertes de puissance dues aux commutations des interrupteurs.

L'un des avantages de la commande prédictive des états finis est sa flexibilité puisque nous pouvons ajouter des contraintes non linéaires qui sont généralement difficiles à prendre en compte dans les contrôleurs linéaires en ajoutant plus de termes dans la fonction de coût à minimiser. Ici, un troisième terme qui tient compte de la réduction de la fréquence de commutation moyenne sans dégradation des performances de régulation comme suit:

$$C_{CCR[27]} = |i_{dr}^* - i_{dr}^{k+1}| + |i_{qr}^* - i_{qr}^{k+1}| + \lambda_{f_{sw}} * \sum_{j=1:27}^{k=a,b,c} (V_{kr}(j) - V_{kr_{opt}}(j)) \quad (3.36)$$

Où le dernier terme représente le nombre de commutation des interrupteurs requis pour passer de d'état de commutation optimal actuel à l'état de commutation en cours d'évaluation. Le paramètre  $\lambda_{f_{sw}}$  est un facteur de pondération choisi en fonction des performances souhaitées. Le choix de la valeur du facteur de pondération peut être considéré comme la tâche la plus difficile de la méthode. Ce choix se fait après plusieurs tests pour sélectionner  $\lambda_{f_{sw}}$ . La Figure (3.10) illustre un exemple de la réduction de la fréquence de commutation moyenne de 3072Hz pour  $\lambda_{f_{sw}}=0$  à la fréquence de commutation de 183Hz pour  $\lambda_{f_{sw}}=0.9$ .

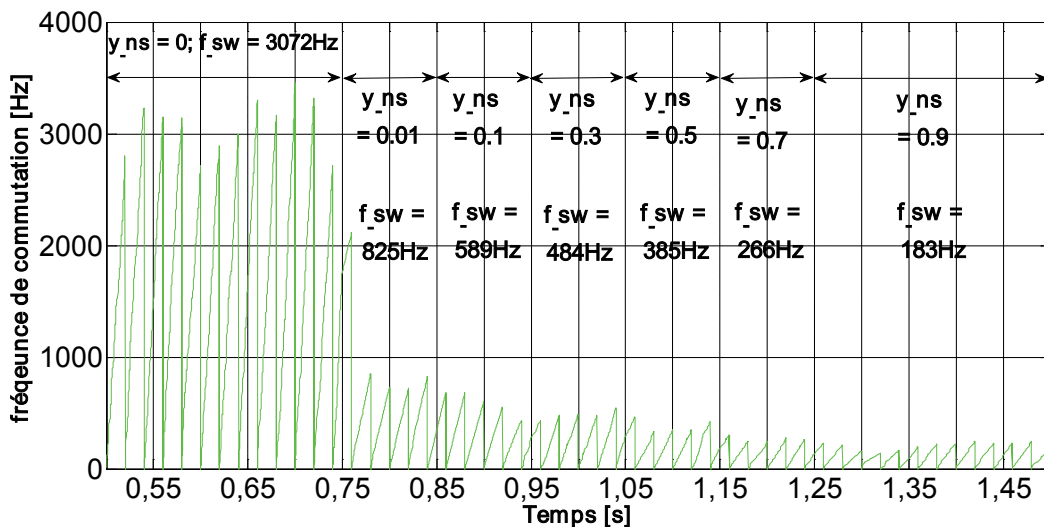


Fig. 3. 10: Réduction de la fréquence de commutation moyenne par FS-MPC

On note donc que la fréquence de commutation moyenne peut être réduite en augmentant le facteur de pondération, par contre les valeurs élevées de  $\lambda_{f_{sw}}$  peuvent détériorer les performances de régulation, donc un compromis entre la réduction de la fréquence de commutation à un niveau acceptable et une bonne dynamique de régulation doit se faire, et dans ce cas on parle de l'application du vecteur tension sub-optimal au lieu du vecteur tension optimal.

#### **3.6. Résultats de simulation et interprétation**

La chaîne éolienne à base d'une MADA est alimentée à tour de rôle par les deux topologies en cascade VSI-2L à deux niveaux et NPC-3L à trois niveaux, et est examinée en simulation sous l'environnement Matlab/Script, les différents paramètres mécaniques et électriques sont donnés dans l'annexe.

Les Figures (3.11) et (3.12) montrent l'évolution des courants du rotor en fonction de la vitesse de rotation de la MADA pour les deux topologies (VSI-2L) et (NPC-3L).

Les Figures (3.13) et (3.14) illustrent les profils des puissances actives du stator, du rotor et globale de la machine. Quant aux Figures (3.15) et (3.16), elles montrent les puissances réactives au point de raccordement au réseau pour les deux topologies. Les Figures (3.17) montrent les variations du courant du filtre avec la tension du réseau pour la topologie VSI-2L selon que la MADA passe du mode hypo au mode hyper synchrone ou vice versa. Les Figures (3.18) montrent les variations du courant du filtre avec la tension du réseau pour la topologie NPC-3L selon que la MADA passe du mode hypo au mode hyper ou vice versa.

Les Figures (3.19) montrent le courant et la tension du stator en opposition de phase pour la topologie NPC-3L, puisque la machine est génératrice coté stator ce qui confirme que la MADA injecte seulement la puissance active dans le réseau électrique (la puissance réactive est nulle).

Finalement, on présente le contenu harmonique des courants du stator et du filtre par les Figures (3.21) et (3.22).

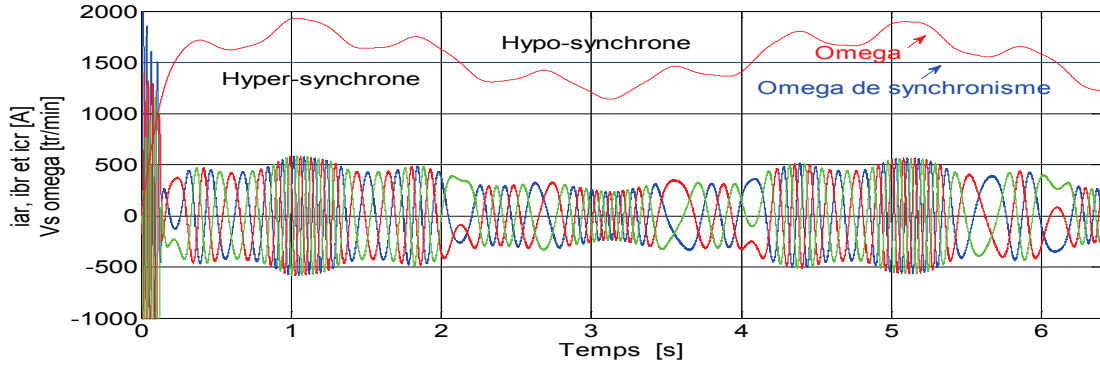


Fig. 3. 11: Courants du rotor en fonction de la vitesse de la MADA (topologie VSI-2L)

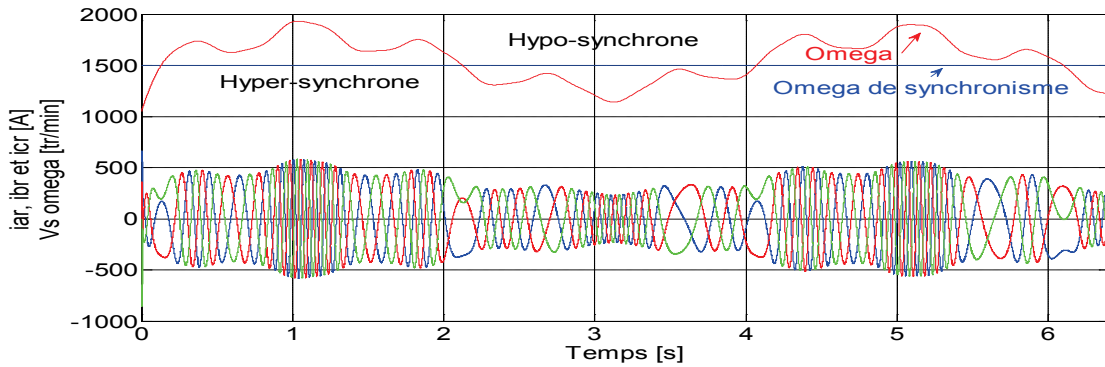


Fig. 3. 12 : Courants du rotor en fonction de la vitesse de la MADA (topologie NPC-3L)

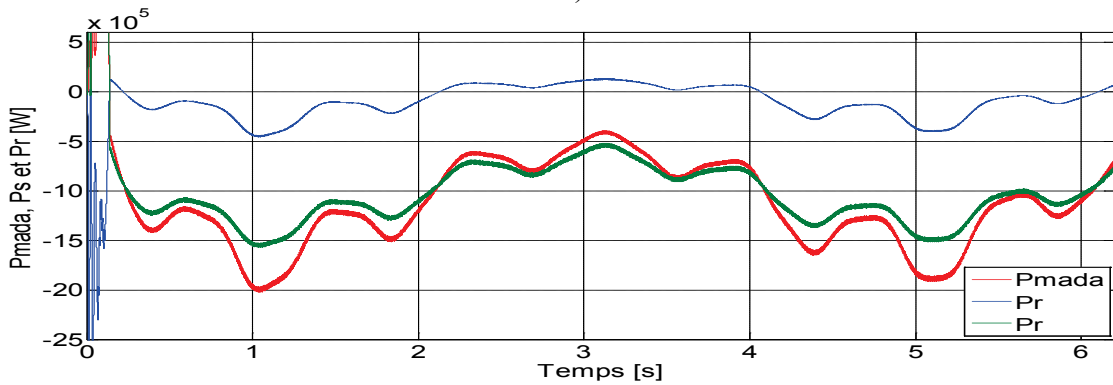


Fig. 3. 13 : Différentes puissances de la MADA (topologie VSI-2L).

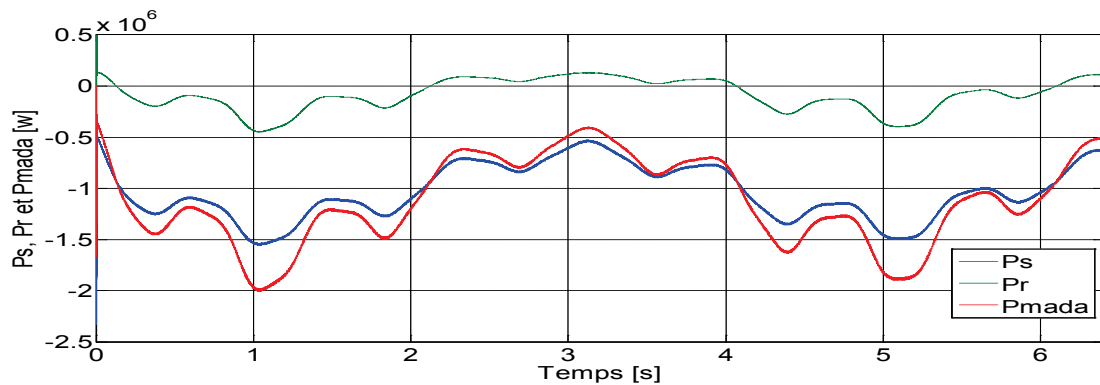


Fig. 3. 14 : Différentes puissances de la MADA (topologie NPC-3L).

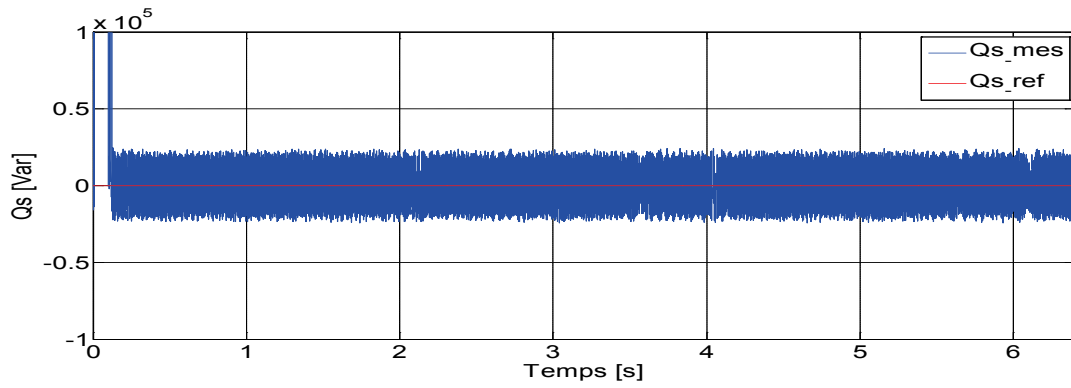


Fig. 3. 15 : Puissance réactive (topologie VSI-2L).

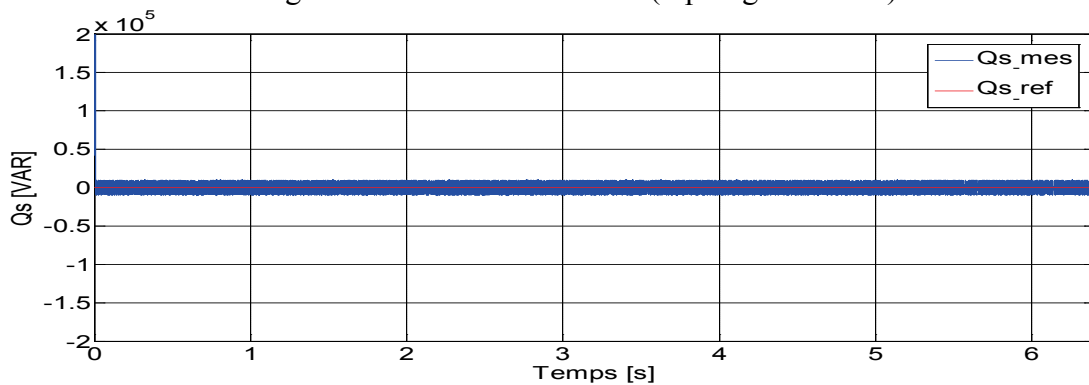


Fig. 3. 16 : Puissance réactive (topologie NPC-3L).

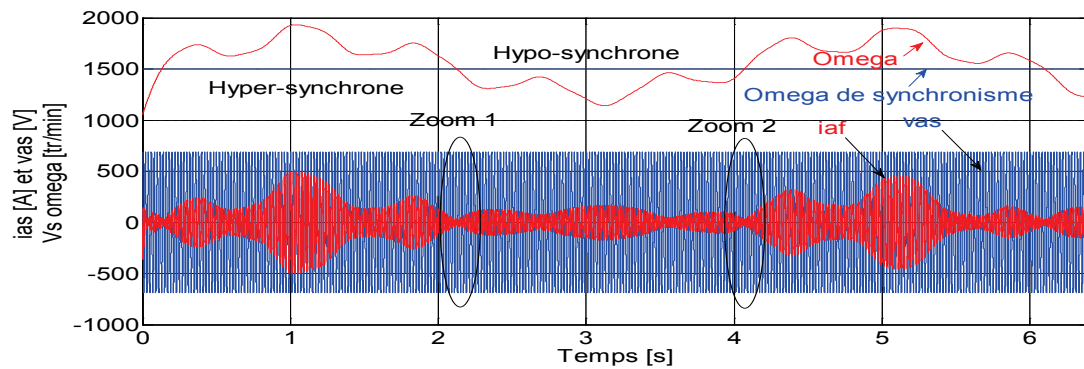


Fig.3. 17. a) : Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie VSI-2L).

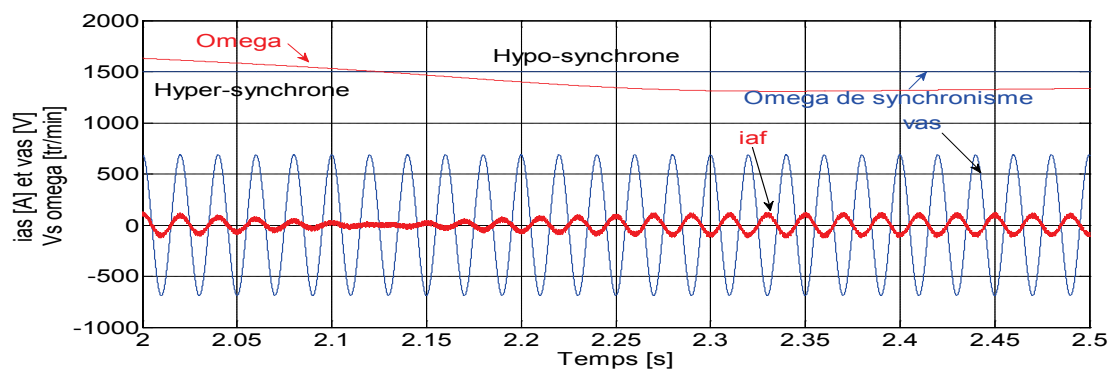


Fig.3. 17. b) : Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie VSI-2L) lors du passage du mode hyper au mode hypo synchrone.

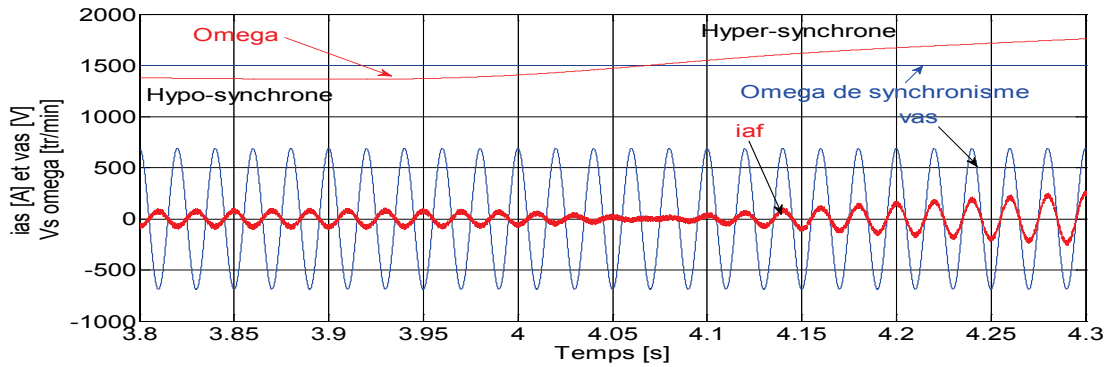


Fig.3. 17. c): Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie VSI-2L) lors du passage du mode hypo au mode hyper synchrone.

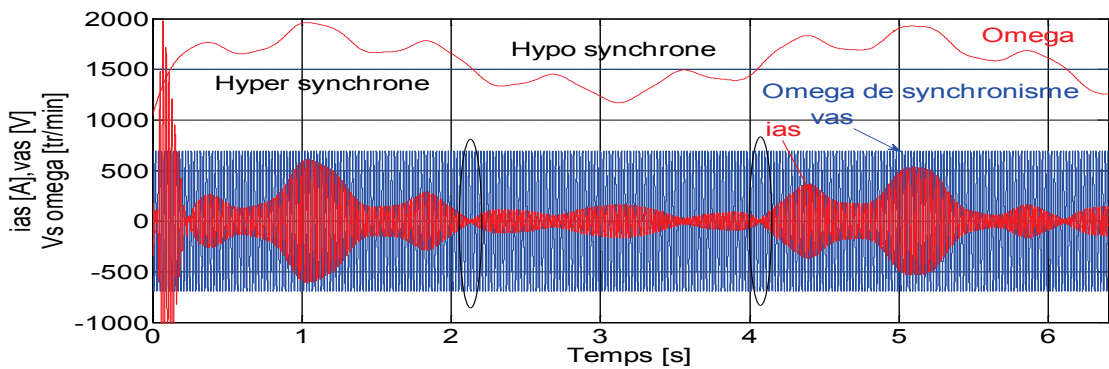


Fig.3. 18. a):Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie NPC-3L).

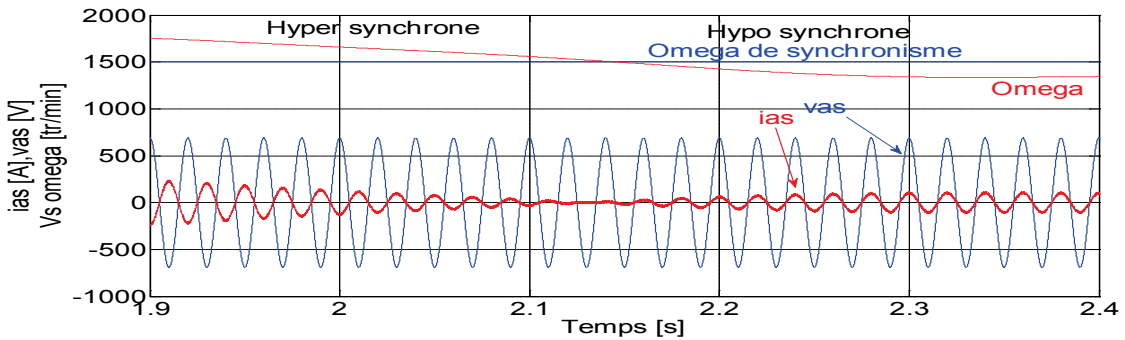


Fig.3. 18. b): Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie NPC-3L) lors du passage du mode hyper au mode hypo synchrone.

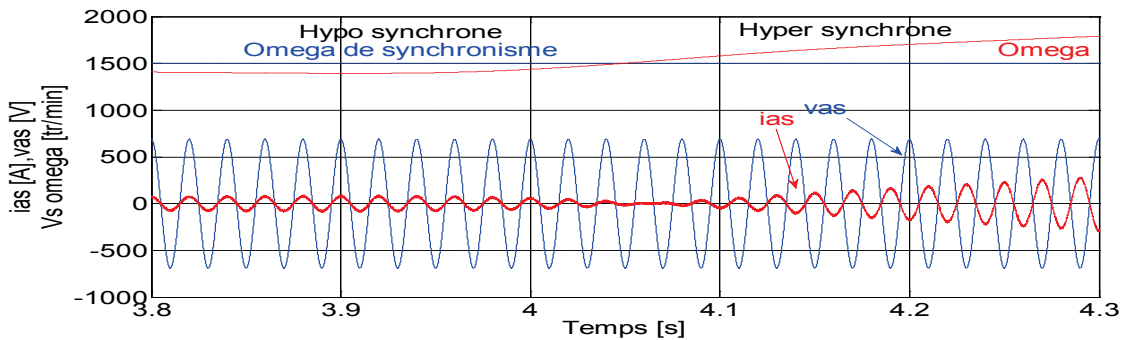


Fig.3. 18. c): Variation du courant du filtre avec la tension du réseau (topologie NPC-3L) lors du passage du mode hypo au mode hyper synchrone.

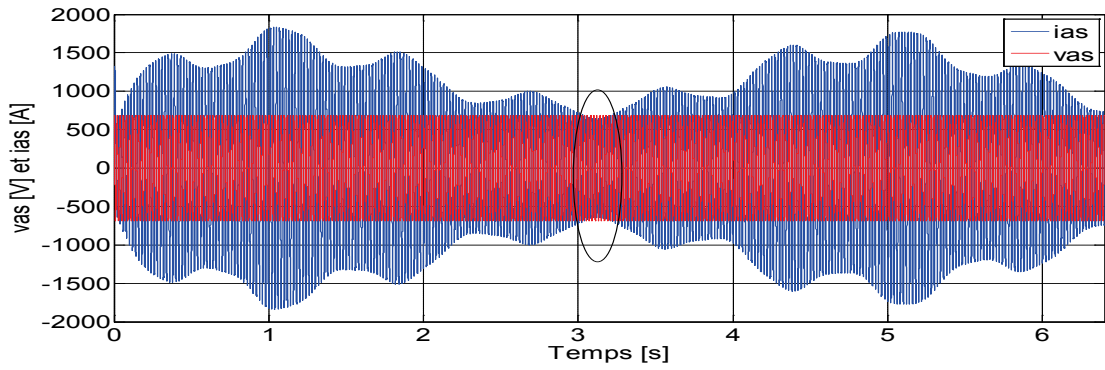


Fig.3. 19. a): Courant et tension de phase statorique (topologie NPC-3L).

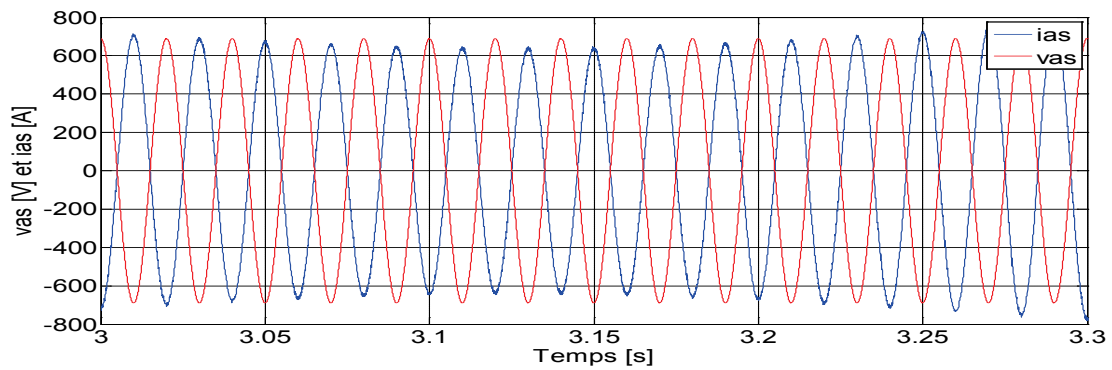


Fig.3. 19. b): Zoom du courant et de la tension de phase statorique (topologie NPC-3L).

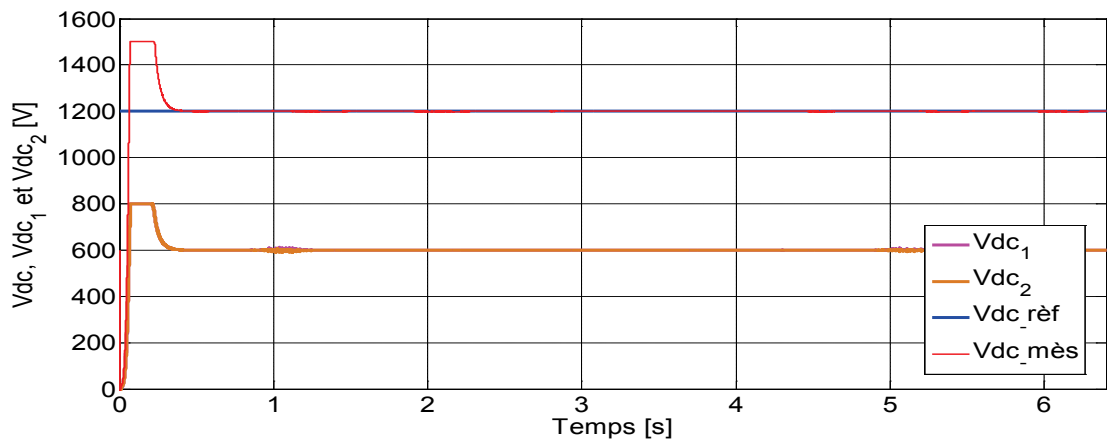


Fig. 3.20. a) : Tensions d'entrée du convertisseur NPC-3L

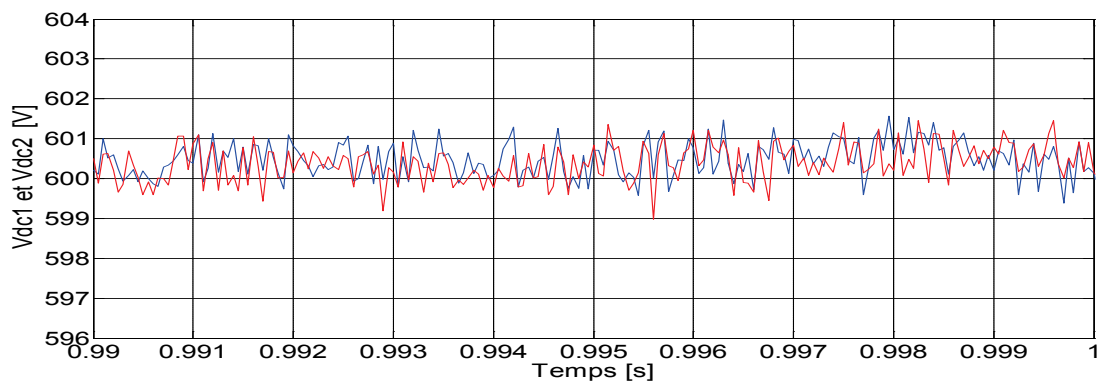


Fig. 3.20. b) : Zoom sur les tensions à l'entrée du convertisseur NPC-3L

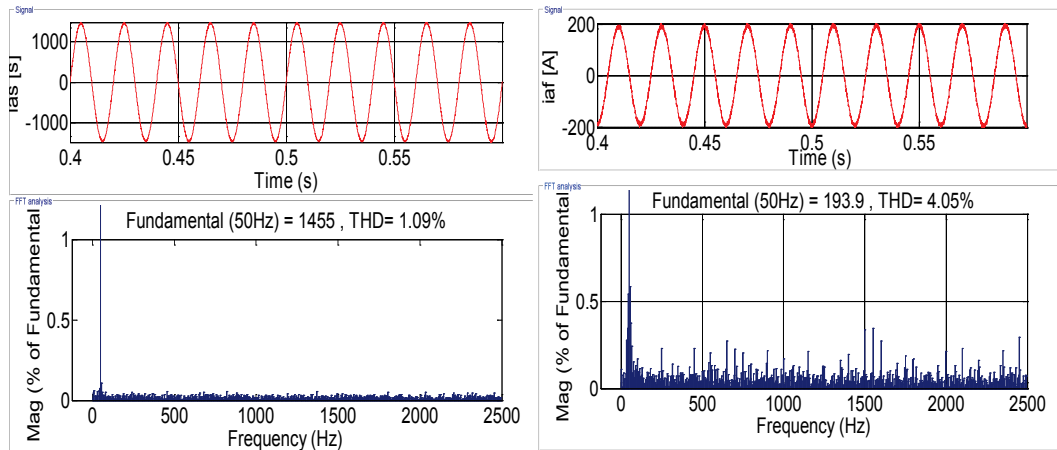


Fig. 3. 17 : Spectres des courants statorique et du filtre (topologie VSI-2L).

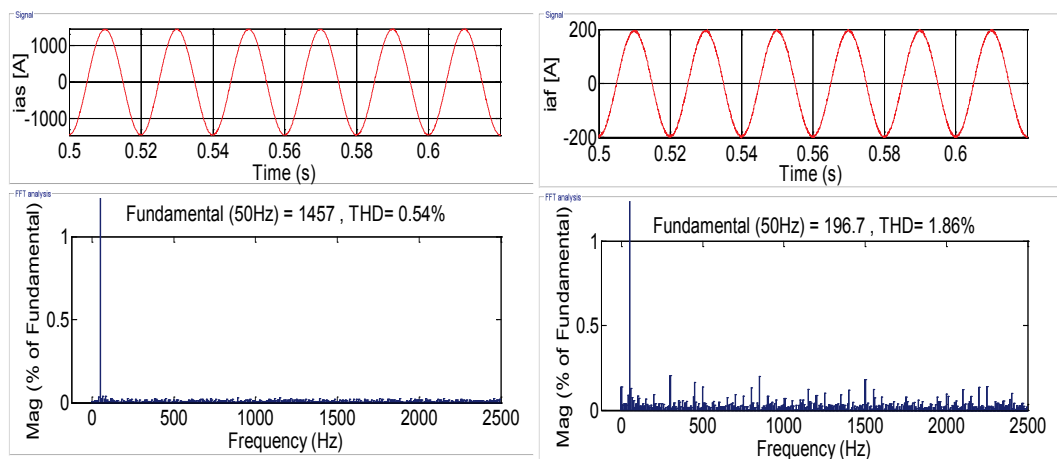


Fig. 3. 18 : Spectres des courants du stator et du filtre (topologie NPC-3L).

Au vu des résultats obtenus, on pourra constater et confirmer les résultats suivants :

- ✓ La structure de commande prédictive proposée FS-MPC omit l'utilisation des boucles de régulation internes. Les régulateurs classiques sont remplacés par des termes dans les 2 fonctions de coût grâce à la flexibilité de la technique ;
- ✓ L'amplitude et la fréquence des courants du rotor sont variables et varient en fonction de l'amplitude du profil du vent ;
- ✓ Les courants du rotor obtenus confirment la possibilité de fonctionnement de la MADA dans une plage de vitesse variable (environ  $\pm 30\%$ ) ;
- ✓ Découplage parfait de la puissance active et réactive ;

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

- ✓ Les courants du stator apparaissent de formes sinusoïdales à 50 Hz et en opposition de phase avec les tensions du réseau avec un THD de 1.09% pour la topologie VSI-2L et 0.54% pour la topologie NPC-3L ;
- ✓ Selon le mode de fonctionnement de la MADA, les courants du filtre apparaissent eux aussi de formes sinusoïdales à 50 Hz, en opposition de phase avec la tension du réseau pour le mode hyper synchrone et en phase avec la tension du réseau en mode hypo synchrone. Le contenu harmonique de ces courants passe de 4.05% pour la topologie VSI-2L à 1.86% pour la topologie NPC-3L ;
- ✓ De point de vue qualité d'énergie, la topologie multi niveaux NPC-3L montre sa supériorité en termes de réduction des ondulations sur les puissances active et réactive (voir les tableaux (3.3) et (3.4)) et son contenu harmonique nettement réduit par rapport à la topologie VSI-2L.

$\Delta_x$	$\Delta Ps$	$\Delta Qs$	$\Delta Cem$	$\Delta Vdc$
%	3%	3.5%	3.33%	0.5%

Tab. 3. 3: Bande d'ondulation autour de leurs références (VSI-2L)

$\Delta_x$	$\Delta Ps$	$\Delta Qs$	$\Delta Cem$	$\Delta Vdc$
%	1.5%	1.3%	2.22%	0.35%

Tab. 3. 4: Bande d'ondulation autour de leurs références (NPC-3L)

### 3.7. Validation expérimentale

La chaîne de conversion éolienne à base de la topologie VSI-2L (deux convertisseurs type VSI-2L placés en back to back) étudiée auparavant est validée par un banc d'essai expérimental représenté par la Figure 3.23. Ce banc est constitué d'une MADA de 3KW couplé mécaniquement à une machine à courant continu alimentée par un hacheur à quatre quadrant qui émule le fonctionnement d'une turbine éolienne. Les lois de contrôle qui assurent: le découpage de la puissance active et réactive de la MADA, le réglage de la tension du bus continu et les algorithmes de la commande FS-MPC des deux convertisseurs sont implémentés sur deux cartes Dspace 1104.

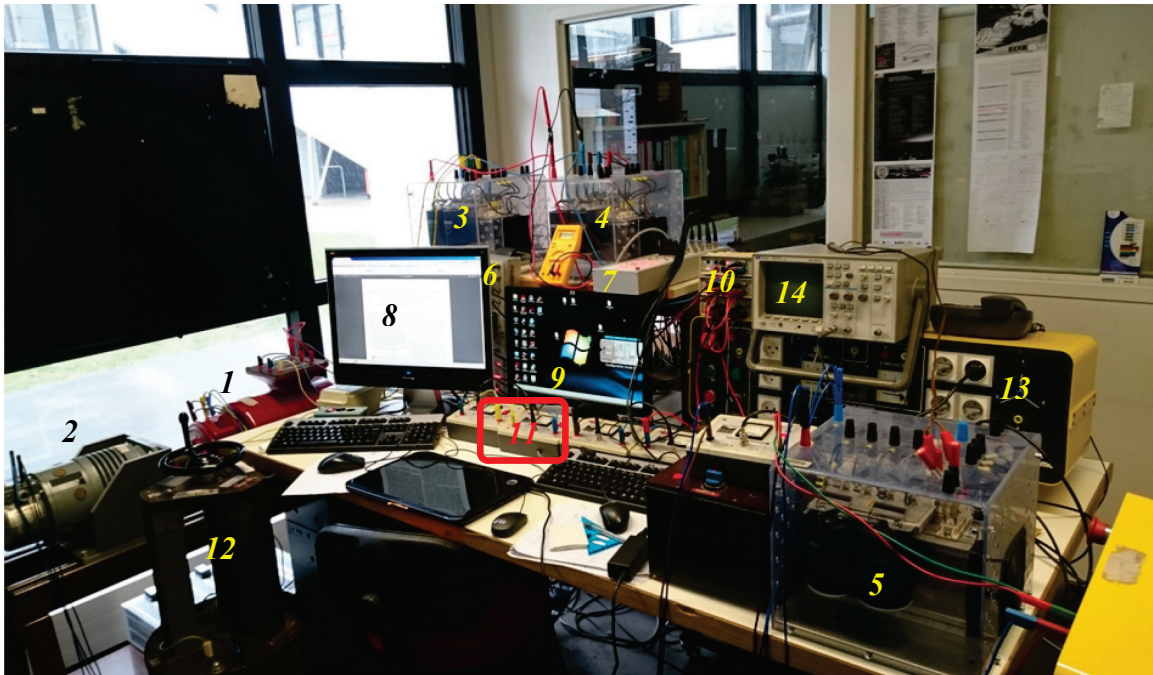


Figure 3.23: Banc d'essai du système éolien connecté au réseau (laboratoire ESIEE-Paris).

Les détails du banc d'essai sont montrés par numéros sur la Figure 3.23 que l'on peut énumérer comme suit :

- (1): MADA ;
- (2): MCC, machine à courant continu fonctionnant en émulateur de la vitesse du vent ;
- (3): CCM (onduleur Semikron à 2 Niveaux) ;
- (4): CCR (onduleur Semikron à 2 Niveaux) ;
- (5): Hacheur à quatre quadrants ;
- (6): 1<sup>er</sup> carte Dspace 1104 ;
- (7): 2<sup>ème</sup> carte Dspace 1104 ;
- (8): 1<sup>st</sup> Host PC;
- (9): 2<sup>nd</sup> Host PC;
- (10): Capteurs de tension type LAV 1000V ;
- (11): Capteurs de courants LEM 25A ;
- (12): Filtre RL ;
- (13): Réseau électrique 3Ph ;
- (14) Oscilloscope.

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

L'algorithme de commande prédictive FS-MPC est mis en œuvre en utilisant deux host PCs fonctionnant avec le logiciel MATLAB-Simulink par Real-Time Interface (RTI) comme illustré par la Figure 3.24. Les deux convertisseurs back-to-back de marque Semikron séparés par un bus continu ayant une capacité de  $2200\mu\text{F}$ . Les deux convertisseurs sont contrôlés séparément par deux cartes TI TMS320F240 DSP de Texas Instrument. Une carte d'interfaçage est utilisée entre la carte dSPACE et la grille des interrupteurs IGBTs pour adapter les signaux de sortie de la carte dSPACE TTL (0 / 5V) avec les niveaux logiques des signaux d'entrée du pilote SKHI 22 (0 / 15V). La mesure de la position du rotor est réalisée au moyen d'un encodeur incrémental placé sur l'arbre de la génératrice. La tension du réseau, la tension DC-link, le courant continu du MCC, les courants de stator et les courants de rotor sont mesurés avec des capteurs LEM. Une inductance de  $32\text{mH}$  est intercalée entre le rotor de la MADA et le CCM pour lisser les courants du rotor. Pour alimenter la MADA, nous avons utilisé un transformateur avec une entrée de  $220\text{V}$  et deux sorties avec  $120\text{V}$  pour le stator et  $70\text{V}$  pour le rotor. Afin de fixer la vitesse de la MCC à la valeur souhaitée, nous avons utilisé un hacheur quatre quadrants avec un rapport cyclique adéquat.

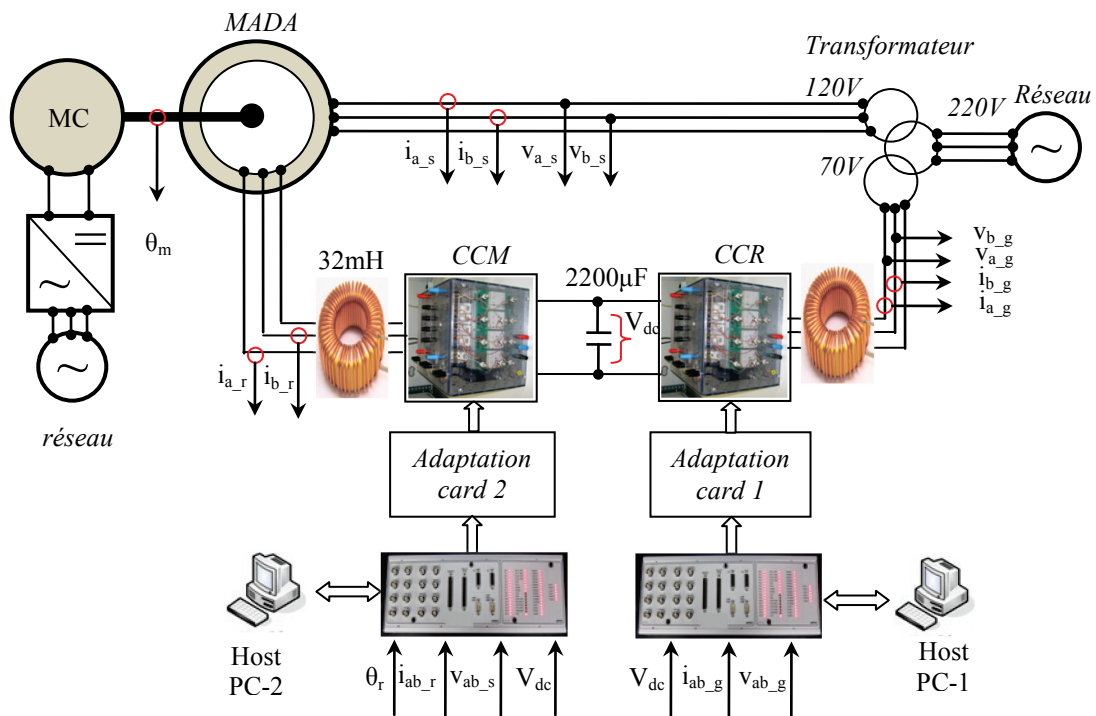


Figure 3.24: Schéma illustratif du banc expérimental.

- **Test N°1 (Exploitation des signaux de la commande du CCR)**

Pour tester les performances du banc d'essai, un premier test est porté sur un fonctionnement à vitesse fixe de la MADA en mode hypo synchrone ( $N=1200\text{tr}/\text{min}$ ) grâce à un rapport cyclique adéquat du hacheur 4 quadrants. La consigne de la tension du bus continu est imposée égale  $V_{dc}^*=220\text{V}$  puis incrémentée à la valeur de  $V_{dc}^*=248\text{V}$  à l'instant  $t=1.75\text{s}$ , comme illustré par la Figure (3.25). La tension du réseau est prise égale à  $70\text{V}$  en valeur efficace, soit une amplitude de  $100\text{V}$  environ.

Les Figures (3.25)-(3.27) montrent les réponses dynamiques de la tension du bus continu

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

$V_{dc}$ , de la puissance active  $P_g$  et réactive  $Q_g$  du filtre coté réseau ainsi que le courant du filtre ( $i_{a\_g}$ ) et la tension du réseau  $V_{a\_g}$  respectivement (voir Figure (3.24)).

Nous pouvons voir clairement que la tension du bus continu est bien régulée autour de sa référence sans erreur statique. Lorsque la consigne de la tension du bus continu  $V_{dc}^*$  a changé, la puissance active du filtre  $P_g$  et le courant du filtre ( $i_{a\_g}$ ) suivent cette sollicitation par une augmentation pour compenser l'augmentation de  $V_{dc}^*$ , alors que la puissance réactive du filtre  $Q_g$  reste nulle ce qui témoigne du découplage parfait des deux puissances.

Le courant du filtre ( $i_{a\_g}$ ) et la tension du filtre  $V_{a\_g}$  apparaissent de formes sinusoïdales et parfaitement en phase puisque la machine opère en mode hypo synchrone et que la consigne de la composante quadrature du courant du filtre est nulle ( $i_{q\_g}^* = -\frac{Q_g^*}{v_g} = 0$ ), ce qui se traduit par un fonctionnement à facteur de puissance unitaire.

On note que les ondulations sur les grandeurs mesurées (puissances et courants) sont dues au choix limité de la période d'échantillonnage de l'ordre de  $T_s = 100\mu s$  pour la carte Dspace 1104.

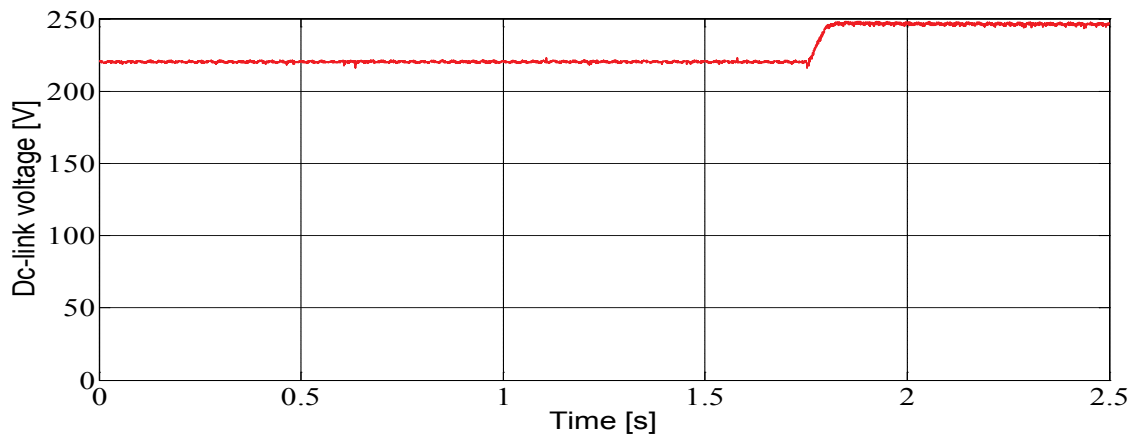


Fig. 3.25 : Tension du bus continu ( $V_{dc}^* = 220V$  puis  $V_{dc}^* = 248V$ ).

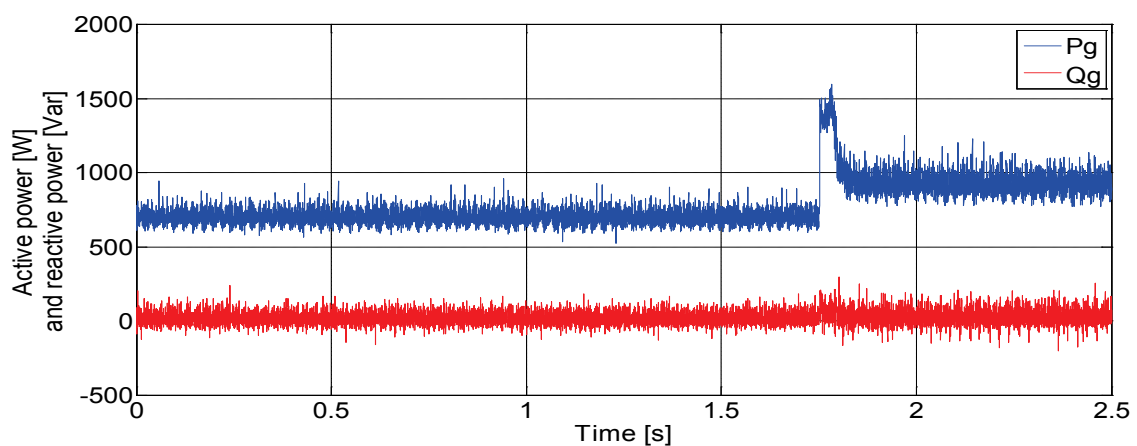


Fig. 3.26 : Puissance active et réactive du filtre coté réseau.

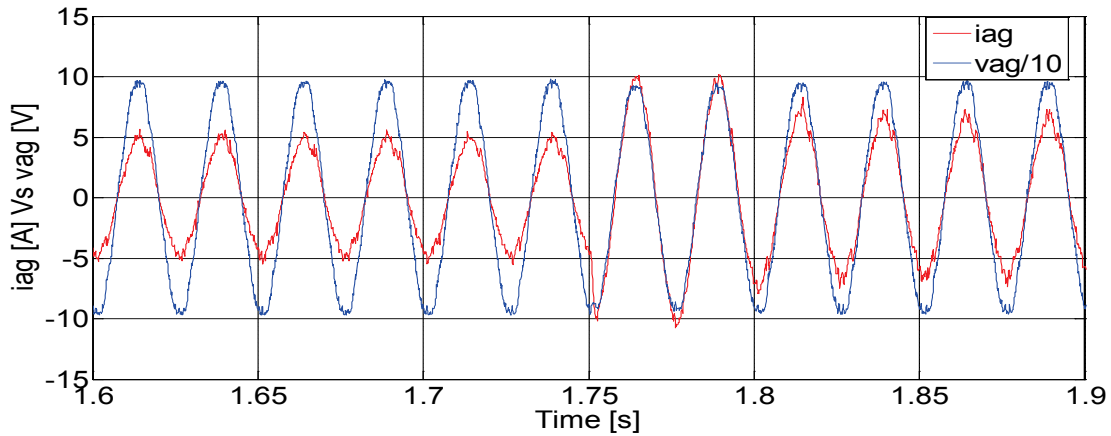


Fig. 3.27: Tension et le courant du filtre coté réseau.

- **Tests N°2 (Exploitation des signaux de la commande du CCM)**

Afin de montrer les performances de l'algorithme de commande prédictive FS-MPC lors du contrôle de la MADA en mode MPPT par le CCM, nous avons effectué une série de tests par variation des consignes des composantes directe et quadrature du courant du rotor.

- Les Figures (3.28) et (3.29) sont prélevées en imposant les consignes  $i_{dr}^* = 4A$ ,  $i_{qr}^* = 0A$  dans l'intervalle  $[0 - 1.2]s$ , ensuite  $i_{dr}^* = -1A$ ,  $i_{qr}^* = 0A$  dans l'intervalle  $[1.2 - 2.8]s$  et enfin  $i_{dr}^* = 4A$ ,  $i_{qr}^* = 0A$  dans l'intervalle  $[2.8 - 4]s$ .

Les résultats obtenus témoignent des performances dynamiques et statiques élevées de la commande FS-MPC en terme du suivi parfait des consignes en plus du découplage des deux composantes des courants rotoriques. La Figure (3.29) montre le profile des trois courants du rotor en mode hypo synchrone lors de la variation de la consigne  $i_{dr}^*$ .

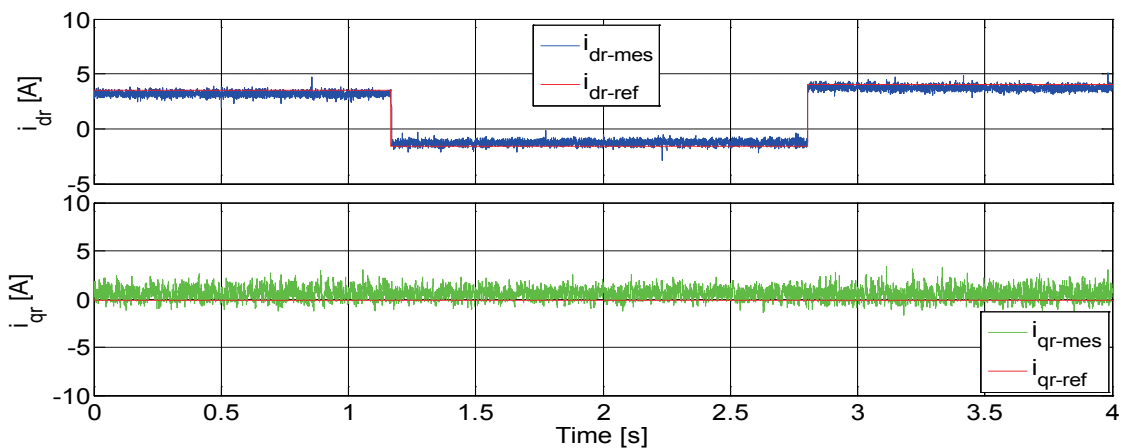


Fig. 3.28: Courants du rotor direct  $i_{dr}$  et quadrature  $i_{qr}$ .

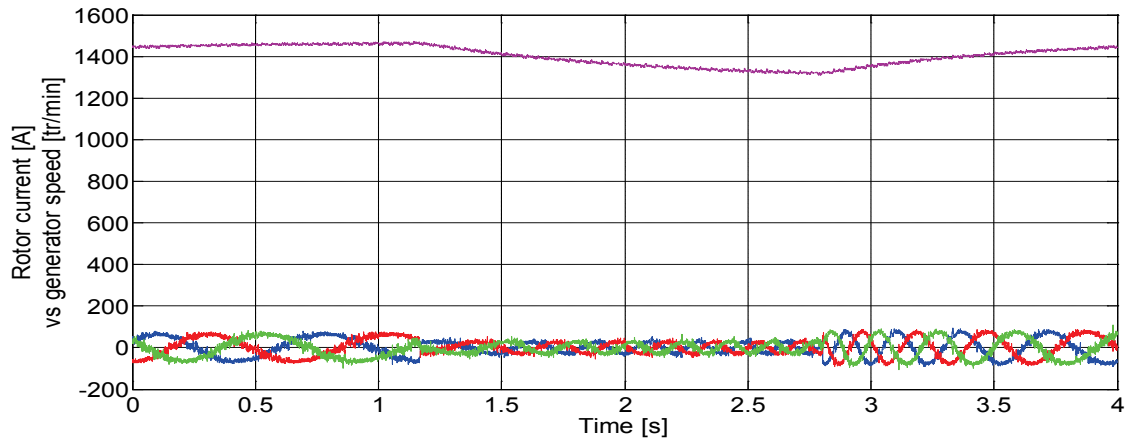


Fig. 3.29 : Courants du rotor et la vitesse de rotation de la MADA en mode hypo synchrone

- Les Figures (3.30) et (3.31) sont prélevées maintenant en imposant les consignes  $i_{dr}^* = 4A$ ,  $i_{qr}^* = -3A$  dans l'intervalle  $[0 - 1.75]s$ , ensuite  $i_{dr}^* = 4A$ ,  $i_{qr}^* = 1A$  dans l'intervalle  $[1.75 - 3.1]s$  et enfin  $i_{dr}^* = 4A$ ,  $i_{qr}^* = -3A$  dans l'intervalle  $[3.1 - 4]s$ .

Les résultats obtenus témoignent une autre fois des meilleures performances dynamiques et statiques de la commande FS-MPC en terme de suivi des consignes en plus du découplage des deux composantes du courant rotorique. La figure (3.31) montre le profil des trois courants du rotor en mode hyper synchrone lors de la variation de la consigne quadrature  $i_{qr}^*$ .

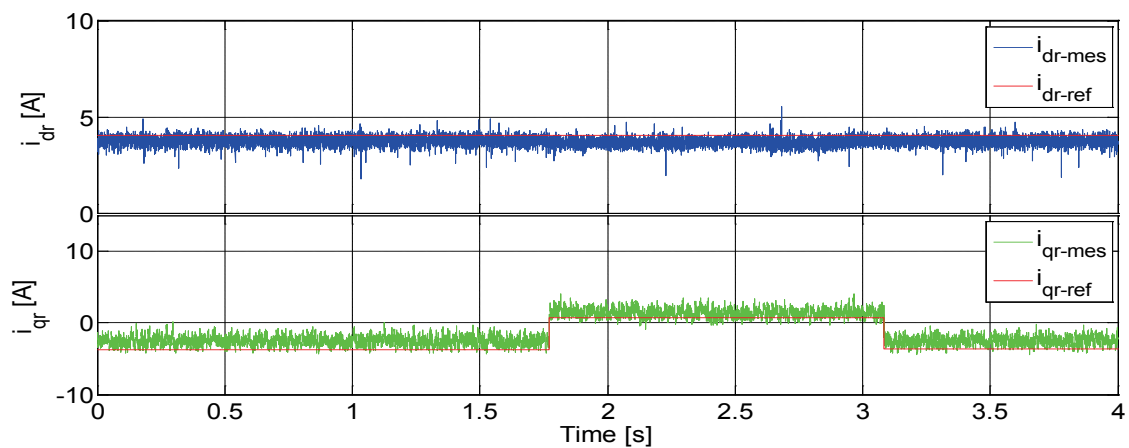


Figure 3.30 : Courants du rotor direct  $i_{dr}$  est quadrature  $i_{qr}$

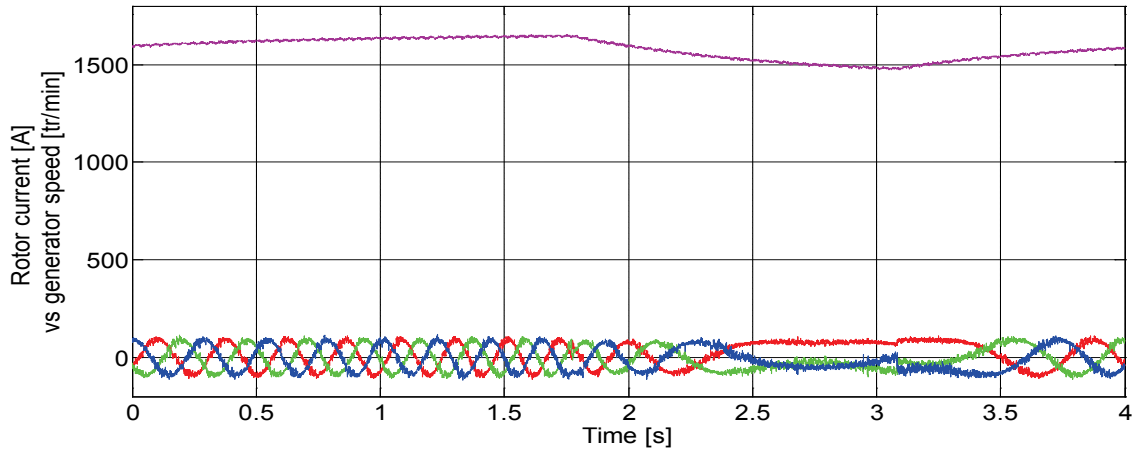


Fig.3.31 : Courants du rotor et la vitesse de rotation de la MADA en mode hyper synchrone.

- La Figure (3.32) illustre un fonctionnement du système éolien ayant une consigne de courant  $i_{dr}^*$  non nulle  $i_{dr}^* \neq \psi_s/M$  ( $Q_s^* \neq 0$ ) ce qui revient à fonctionner avec un facteur de puissance coté stator non unitaire se traduisant ainsi par un déphasage non nul entre le courant et la tension coté stator. Le courant du rotor (en vert à +30) apparaît de forme quasi sinusoïdale de faible fréquence par rapport à celle du courant du stator ( $f_r = g f_s$ )

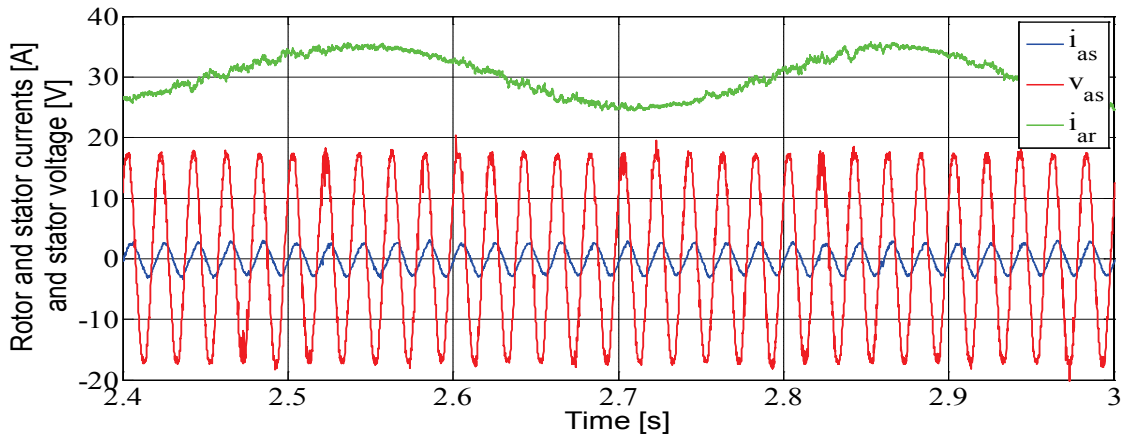


Fig. 3.32 Courant du rotor (+30), courant du stator et la tension du réseau, ( $v_{as}/10$ ).

### 3.8. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le principe de la commande prédictive à ensemble finis FS-MPC et son application à un système éolien SCEE à vitesse variable basé sur une MADA. Dans un premier temps, nous avons fait passer en aperçu la modélisation des différents constituants du système éolien. Puis, dans le but d'établir les différentes commandes des deux convertisseurs, nous avons développés les modèles de la MADA et

### Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs

de la liaison du CCR au réseau via le filtre RL avant d'appliquer la commande FS-MPC.

Les différentes commandes prédictives du CCM et du CCR ont été détaillées pour assurer un contrôle indépendant des puissances active et réactive tout en garantissant un fonctionnement optimal de l'éolienne. La commande FS-MPC est appliquée ensuite au système SCEE tantôt pour la topologie à 2 niveaux VSI-2L, tantôt en utilisant la topologie à trois niveaux NPC-3L. Les résultats de simulation montrent la supériorité de la structure multi niveaux NPC-3L pour les systèmes moyenne et grande puissance en termes de performances et qualité d'énergie.

Enfin, une validation expérimentale sur un banc d'essai du laboratoire ESIEE est réalisée montrant les performances de la commande prédictive FS-MPC du système SCEE tantôt pour le CCR tantôt pour le CCM.

### 3.9. Références

- [1] F. Blaschke, "The principle of field orientation applied to trans vector closed-loop control system for rotating field machines", *simens review*, Vol XXXIX, No 5; PP 217-219; 1972.
- [2] Takahashi and T. Noguchi, "A new quick response and high efficiency control strategy for an induction motor," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 22, no. 5, pp. 820–827, September 1986.
- [3] Noguchi T, Tomiki H, Kondo S, Takahashi I. "Direct power control of PWM converter without power-source voltage sensors". *IEEE Trans Ind Appl* ; 34(3):473–9; 1998
- [4] E. F. Camacho and C. Bordons, "Model Predictive Control", *Springer Verlag*, 1999.
- [5] C. E. Garcia, D. M. Prett, and M. Morari, "Model predictive control: theory and practice – a survey," *Automatica*, vol. 25, no. 3, pp. 335–348, May 1989.
- [6] J. Holtz and S. Stadtfeld, "A predictive controller for the stator current vector of AC machines fed from a switched voltage source," in *International Power Electronics Conference, IPEC, Tokyo*, pp. 1665–1675, 1983.
- [7] Kamel B, Djamel R. "Predictive direct power control for photovoltaic grid connected system: an approach based on multilevel converters," *Energy conversion and Management*. 78. pp. 825-833. 2014.
- [8] Rodriguez J, Pontt J, Silva C, Salgado M, Rees S, Ammann, U, Lezana P, Huerta R, Cortes P "Predictive control of three phase inverter," *Electronics Letters*. Vol 40. No 9. pp. 561-563. 2004.
- [9] Lammouchi Zakaria, "Contribution à la commande prédictive non linéaire dans l'espace d'état des actionneurs électriques," Thèse de doctorat de l'université L'arbi Ben M'hidi d'oum El bouaghi, Algeria, 2017.
- [10] S. Chikha; K. Barra; A. Reama, "Predictive current control of a wind energy conversion system based DFIG via direct matrix converter », *Renewable Energy Congress (IREC)*, 2015 6th International, 2015.

### **Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs**

- [11] S. Chikha; K. Barra, "Predictive Control of Variable Speed Wind Energy Conversion System with Multi Objective Criteria," *Period. Polytech. Elec. Eng. Comp. Sci.*, Vol. 60, No. 2 (2016), pp. 96-106.
- [12] J. Rodriguez, J. Pontt, C. Silva et al. "Predictive current control of a voltage source inverter," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 54, no. 1, pp. 495–503, February 2007.
- [13] B. Wu, Y. Lang, N. Zargari, and S. Kouro, *Power Conversion and Control of Wind Energy Systems, 1st ed., ser. IEEE Press Series on Power Engineering*. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons, Inc., Jul. 2011.
- [14] J. Hu, L. Shang, Y. He, and Z. Zhu, "Direct active and reactive power regulation of grid-connected DC/AC converters using sliding mode control approach," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 26, no. 1, pp. 210–222, Jan. 2011.
- [15] R. Teodorescu, M. Liserre, and P. Rodriguez, *Grid Converters for Photovoltaic and Wind Power Systems*. Chichester, UK: Wiley-IEEE Press, Jan. 2011.
- [16] S. Kouro, P. Cortes, R. Vargas, U. Ammann, and J. Rodriguez, "Model predictive control-A simple and powerful method to control power converters," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 56, no. 6, pp. 1826–1838, Jun. 2009.
- [17] J. Rodriguez, J. Pontt, P. Cortes, and R. Vargas, "Predictive control of a three-phase neutral point clamped inverter," in *Power Electronics Specialists Conference, 2005. PESC '05. IEEE 36th*, pp. 1364–1369, 2005.
- [18] L. Peng, "Reconfiguration du dispositif de commande d'une éolienne en cas de creux de tension", thèse de doctorat de l'école centrale de Lille, juin 2010.
- [19] T. Ghennam, E.M. Berkouk, "Back-to-back three-level converter controlled by a novel space-vector hysteresis current control for wind conversion systems", *Electric Power System Research Journal*, Elsevier, vol. 10, no. 5, 2010.
- [20] G. Holmes and T. Lipo, *Pulse width modulation for power converters: Principles and practice*, IEEE Press Series on Power Engineering, Wiley-Interscience, 2003.
- [21] J. E. Espinoza, J. R. Espinoza, and L. A. Moran, "A systematic controller-design approach for neutral-point-clamped three-level inverters," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 52, no. 6, pp. 1589–1599, December 2005.
- [22] J Rodriguez et P Cortes, "predictive control of power converters and electrical drives". Wiley-IEEE Press, 2012.
- [23] T. Ghennam, E.M. Berkouk, B. François, DC-link voltage balancing algorithm using a space-vector hysteresis current control for three-level VSI applied for wind conversion system, 12th European conference on power electronics and applications (EPE 2007), Aalborg, Denmark, 2-5 September 2007.
- [24] M. Lafoz, I.J. Iglesias, A Novel Double Hysteresis-Band Current Control for a Three-Level Voltage Source Inverter", *Proceeding of the 31<sup>st</sup> Annual Power Electronics Specialist Conference (PESC 2000)*, vol. 1, pp 21, 18-23 June 2000.
- [25] Perantzakis, G. S., Xepapas, F. H., Manias, S. N. "Efficient predictive current control technique for multilevel voltage source inverters." In: *Power Electronics and Applications, 2005 European Conference*, Dresden, Germany, September 11-14, 2005.

### **Chapitre III: Commande FS-MPC du système éolien associé à différentes topologies de CSs**

- [26] Vargas, R., Cortes, P., Ammann, U., Rodriguez, J., Pont, P. "Predictive control of three-phase neutral point clamped inverter." IEEE Transactions on Industrial Electronics. 54(5), pp. 2697-2705. 2007.
- [27] Cortes, P., Rodriguez, J., Quevedo, D., Silva, C. "Predictive current control strategy with imposed load current spectrum." IEEE Transactions on Power Electronics. 23(2), pp. 612-618. 2008.

## **Chapitre VI**

### **Commande prédictive FS-MPC des convertisseurs matriciels dans les systèmes de conversion d'énergie éolienne**

### **4.1 Introduction**

De nos jours, les différentes topologies des convertisseurs de puissance utilisées comme interfaçage dans les systèmes éoliens à vitesse variable, jouent un rôle vital et reçoivent une grande attention en raison de leur impact sur la qualité de l'énergie injectée dans le réseau électrique. Parmi eux, les convertisseurs matriciels utilisés dans les systèmes de moyenne et grande puissance, ayant plusieurs avantages sur les convertisseurs traditionnels à deux niveaux VSI-2L.

Les convertisseurs matriciels sont une bonne alternative pour la conversion d'énergie éolienne, ayant deux structures principales: directe et indirecte. Le convertisseur matriciel direct (CMD) est une topologie constituée d'un seul étage par l'assemblage de neuf commutateurs bidirectionnels type quatre segments, il permet le raccordement de chacune des phases d'entrée (la source) à des n'importe quelles phases de la sortie (la charge) [10-12]. Cette topologie a récemment suscité une attention considérable en raison de ses nombreux mérites sur les convertisseurs AC-DC-AC traditionnels tels que l'absence du condensateur du bus continu ce qui augmente la durée de vie du système, la possibilité de transfert bidirectionnel de la puissance électrique, les formes d'ondes d'entrée-sortie quasi sinusoïdales et le facteur de puissance d'entrée réglable [11]. L'inconvénient de ce convertisseur est sa tension de sortie limitée.

Le convertisseur matriciel indirect (CMI) est un convertisseur à deux étages, l'étage redresseur et l'étage onduleur doté d'une technique de commutation plus sécurisé que le DMC, le bus continu ne contient aucun élément de stockage d'énergie.

Dans le présent chapitre, on se propose d'utiliser ces deux topologies de convertisseurs de puissance dans la chaîne éolienne connectée au réseau électrique. La première topologie utilise un convertisseur CMD, tandis que la seconde emploie une structure CMI.

### **4.2 FS-MPC appliquée à la commande d'une chaîne éolienne à base d'une MADA alimentée par un convertisseur matriciel indirect CMI**

Le système de conversion éolien SCEE utilisant un convertisseur matriciel indirect CMI est donné par la Figure 4.1. Il se compose d'un étage de redressement connecté à un étage d'ondulation en cascade par l'intermédiaire d'un bus continu sans élément de stockage d'énergie (convertisseur à double étage). Le redresseur est totalement commandé (à interrupteurs à quatre segments) est directement connecté à l'onduleur (à interrupteurs à trois segments).

En outre, le IMC inclut un filtre RLC dans le côté d'entrée qui est nécessaire pour empêcher les surtensions et pour fournir le filtrage des composants à haute fréquence des courants d'entrée produits par les commutations et la nature inductive de la charge.

Le convertisseur doit synthétiser une tension positive dans le bus continu en choisissant un état de commutation dans le redresseur qui relie une phase au point P et l'autre phase au point N. Cette tension du bus continu doit être positive afin d'éviter le court-circuit des condensateurs du filtre d'entrée via les diodes de l'onduleur (contrainte liée aux

interrupteurs trois segments).

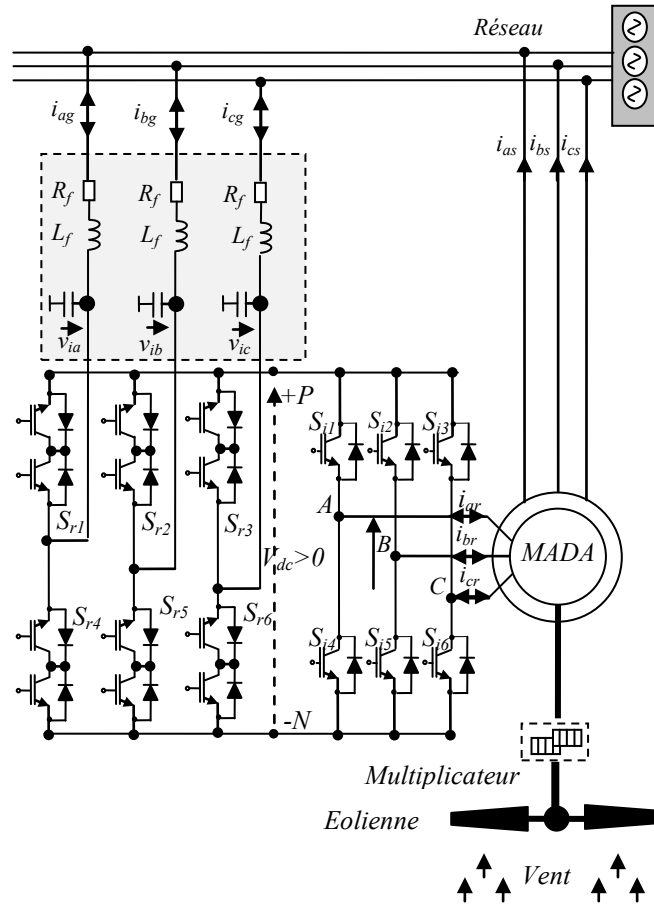


Fig. 4. 1: Chaîne éolienne connectée au réseau alimentée par un CMI

#### 4.2.1. Modélisation de la MADA et le CMI

##### 4.2.1.1 Modèle de la MADA

Le modèle de la MADA est celui donné au deuxième chapitre par les équations suivantes :

$$\begin{cases} \frac{di_{dr}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (v_{dr} - R_r i_{dr} + \omega_r \sigma L_r i_{qr}) \\ \frac{di_{qr}}{dt} = \frac{1}{\sigma L_r} (v_{qr} - R_r i_{qr} - \omega_r \sigma L_r i_{dr} - \omega_r \cdot \frac{M}{L_s} \psi_s) \end{cases} \quad (4.1)$$

##### 4.2.1.2. Modèle du CMI

La topologie du convertisseur matriciel indirect est donnée par la figure 4.1 et se

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE

compose d'un redresseur relié à un onduleur sans élément de stockage d'énergie.

La tension du bus continu  $V_{dc}$  est donnée en fonction des tensions d'entrée  $V_i = [v_{ia} \ v_{ib} \ v_{ic}]^T$  et les états d'interrupteurs comme suit:

$$V_{dc} = |S_{r1} - S_{r4} \ S_{r2} - S_{r5} \ S_{r3} - S_{r6}| \cdot V_i \quad (4.2)$$

Ou  $S_{r1} \dots S_{r6}$  sont les états d'interrupteurs du redresseur.

Le courant d'entrée  $i_i = [i_a \ i_b \ i_c]^T$  est donné par :

$$i_i = \begin{bmatrix} S_{r1} - S_{r4} \\ S_{r2} - S_{r5} \\ S_{r3} - S_{r6} \end{bmatrix} \cdot i_{dc} \quad (4.3)$$

Le courant du bus continu  $i_{dc}$  est déterminé par les états des interrupteurs de l'onduleur  $S_{i1} \dots S_{i6}$  et les courants rotoriques de la MADA  $i_o = [i_{ar} \ i_{br} \ i_{cr}]^T$  comme suit:

$$i_{dc} = [S_{ia} \ S_{ib} \ S_{ic}] i_o \quad (4.4)$$

La tension de sortie appliquée au rotor de la MADA  $V_o = [v_{ar} \ v_{br} \ v_{cr}]^T$  est déterminée par les états des interrupteurs de l'onduleur  $S_{i1} \dots S_{i6}$  et la tension  $V_{dc}$  par [13]:

$$V_o = \begin{bmatrix} S_{i1} - S_{i4} \\ S_{i2} - S_{i5} \\ S_{i3} - S_{i6} \end{bmatrix} \frac{V_{dc}}{2} \quad (4.5)$$

Le nombre des états des interrupteurs possibles de la topologie du CMI est neuf états pour le redresseur et huit états pour l'onduleur comme donnée par le tableau 4.1 et 4.2. Pour avoir une tension positive  $V_{dc} > 0$  les neuf états du redresseur sont réduites à trois états seulement produisant une tension positive.

**Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSs dans les systèmes SCEE**

$N$	$S_{i1}$	$S_{i2}$	$S_{i3}$	$S_{i4}$	$S_{i5}$	$S_{i6}$
1	1	1	0	0	0	1
2	1	1	1	0	0	0
3	0	1	1	1	0	0
4	0	0	1	1	1	0
5	0	0	0	1	1	1
6	1	0	0	0	1	1
7	1	0	1	0	1	0
8	0	1	0	1	0	1

Tab. 4. 1: Etats des interrupteurs possibles de l'onduleur

$N$	$S_{r1}$	$S_{r2}$	$S_{r3}$	$S_{r4}$	$S_{r5}$	$S_{r6}$
1	1	1	0	0	0	0
2	0	1	1	0	0	0
3	0	0	1	1	0	0
4	0	0	0	1	1	1
5	0	0	0	0	1	1
6	1	0	0	0	0	1
7	1	0	0	1	0	0
8	0	0	1	0	0	1
9	0	1	0	0	1	0

Tab. 4. 2: Etats des interrupteurs possibles de redresseur

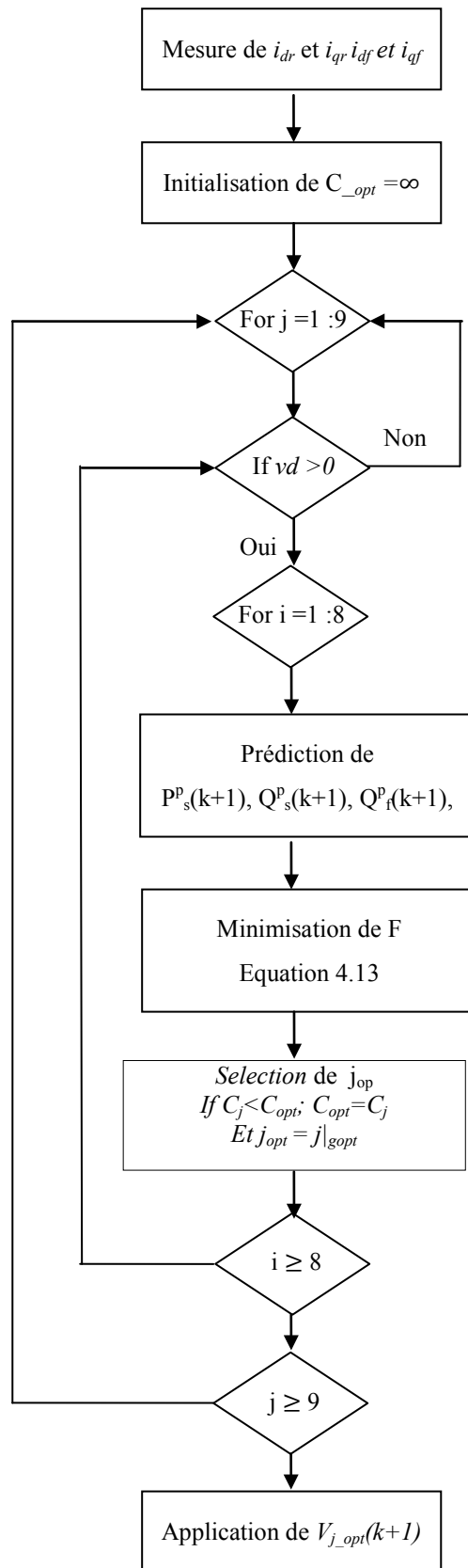


Fig. 4. 2 : L'organigramme de la commande FS-MPC pour le contrôle du CMI

**4.3. Implémentation de la commande prédictive directe sur le CMI**

La structure de la commande prédictive FS-MPC appliquée sur le CMI est représentée par la figure 4.2, on distingue deux blocs :

- bloc de contrôle de la turbine (MPPT);
- bloc de contrôle du convertisseur matriciel indirect.

Pour le fonctionnement de l'éolienne dans des conditions normales, les blocs de contrôle cités précédemment assurent les lois de commande suivantes :

- L'extraction de la puissance maximale du vent appliquée sur l'éolienne avec des stratégies de contrôle MPPT ;
- Le contrôle de l'CMI garanti:
  - La régulation de la puissance active et réactive de la MADA par un suivi de leurs références ;
  - Une tension positive assurée dans le bus continu ;
  - Un facteur de puissance unitaire à l'entrée coté réseau.

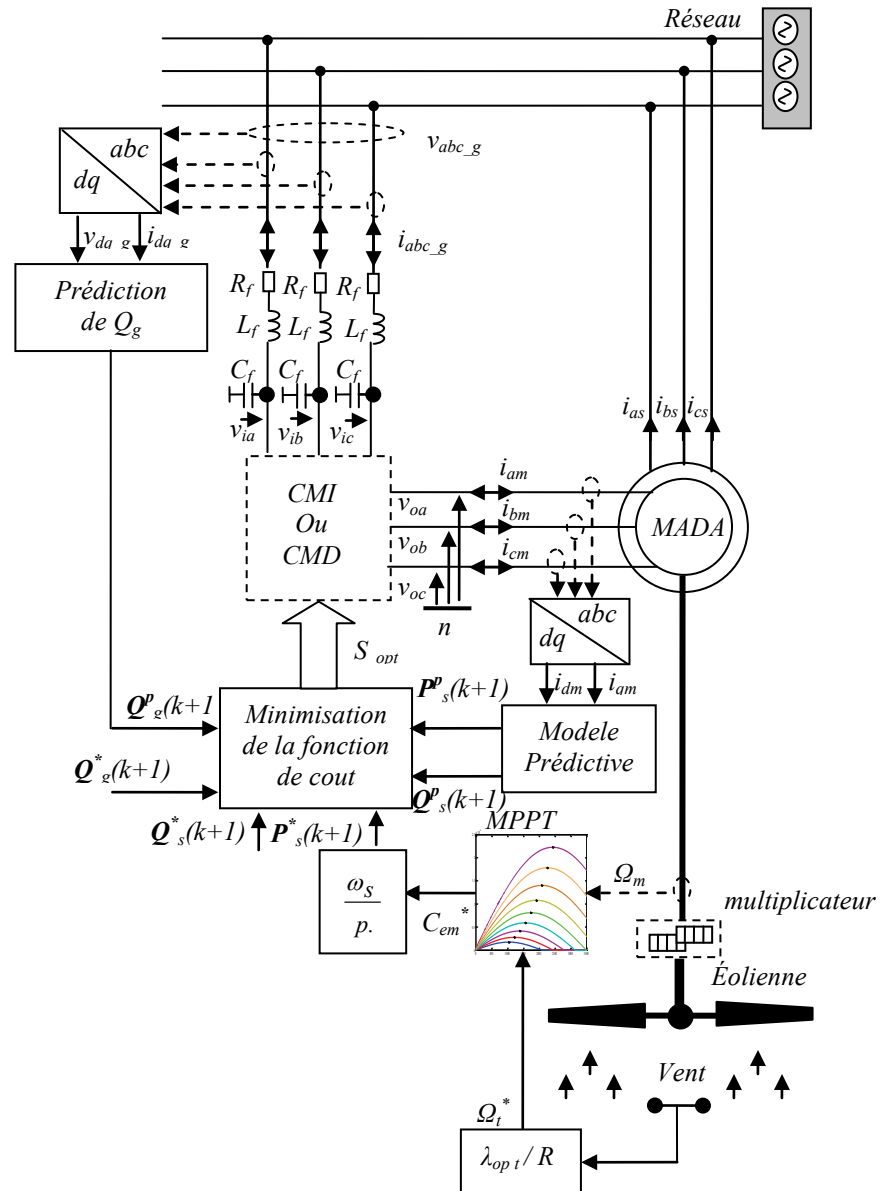


Fig. 4. 3: Structure globale de la FS-MPC pour contrôlée un SCEE par un CMD

### 4.3.1. Modèle de prédiction

#### 4.3.1.1. Modèle de prédiction de la MADA

Le modèle de la MADA (4.1) est représenté par les équations dynamiques du courant direct et quadrature du rotor. Les prédictions des courants rotoriques à chaque état des interrupteurs du IMC sont données par :

$$\begin{cases} \mathbf{i}_{dr}^p(k+1) = \frac{T_s}{\sigma L_r} (v_{dr}(k) - R_r i_{dr}(k) + \omega_r \sigma L_r i_{qr}(k)) + i_{dr}(k) \\ \mathbf{i}_{qr}^p(k+1) = \frac{T_s}{\sigma L_r} (v_{qr}(k) - R_r i_{qr}(k) - \omega_r \sigma L_r i_{dr}(k) - \omega_r \frac{M}{L_s} \psi_s) + i_{qr}(k) \end{cases} \quad (4.6)$$

Ces valeurs prédites des composantes des courant rotoriques sont utilisées pour évaluer une fonction de coût  $F$  qui minimise l'erreur absolue entre les valeurs prédites et leurs références.

#### 4.3.1.2. Modèle de prédiction du filtre d'entrée

Le modèle du filtre d'entrée  $RLC$  peut être décrit par les équations suivantes [12-15]:

$$\begin{cases} v_g(t) = R_f i_f(t) + L_f \frac{di_f(t)}{dt} + v_i(t) \\ i_f(t) = i_e(t) + C_f \frac{dv_i(t)}{dt} \end{cases} \quad (4.7)$$

ou  $R_f$  est la résistance de filtre,  $L_f$  comprend la valeur de l'inductance principale (de la ligne) et l'inductance du filtre et  $C_f$  représente la capacité de filtre.

$v_g = [v_{ga} \ v_{gb} \ v_{gc}]^t$  : tension du réseau triphasé,  $v_i = [v_{ia} \ v_{ib} \ v_{ic}]^t$  : tension d'entrée du convertisseur,  $i_e = [i_{eA} \ i_{eB} \ i_{eC}]^t$  : courant d'entrée du convertisseur. Le filtre peut être représenté par un modèle d'espace d'état par:

$$\dot{x}(t) = A_c x(t) + B_c u(t) \quad (4.8)$$

$$x(t) = \begin{bmatrix} v_i(t) \\ i_f(t) \end{bmatrix}, \quad u(t) = \begin{bmatrix} v_g(t) \\ i_e(t) \end{bmatrix}, \quad A_c = \begin{bmatrix} 0 & 1/C_f \\ -1/L_f & -R_f/L_f \end{bmatrix}, \quad B_c = \begin{bmatrix} 0 & -1/C_f \\ 1/L_f & 0 \end{bmatrix}$$

Ce modèle est discrétisé pour être ensuite utilisé pour estimer la valeur suivante du courant d'entrée en tenant compte des tensions et des courants. Le modèle discret est déterminé comme suit:

$$\begin{bmatrix} v_i(k+1) \\ i_f(k+1) \end{bmatrix} = A_q \begin{bmatrix} v_i(k) \\ i_f(k) \end{bmatrix} + B_q \begin{bmatrix} v_g(k) \\ i_e(k) \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

$$A_q = \begin{pmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{pmatrix} = e^{A_c T_s}, \quad B_q = \begin{pmatrix} B_{11} & B_{12} \\ B_{21} & B_{22} \end{pmatrix} = A_c^{-1} (A_q - I_{2 \times 2}) B_c \quad (4.10)$$

Enfin, on calcul la tension de la capacité  $v_i$  et le courant de réseau  $i_f$  actuelle par les relations suivantes:

$$\begin{cases} v_i(k+1) = A_{11}v_i(k) + A_{12}i_f(k) + B_{11}v_g(k) + B_{12}i_e(k) \\ i_f(k+1) = A_{21}v_i(k) + A_{22}i_f(k) + B_{21}v_g(k) + B_{22}i_e(k) \end{cases} \quad (4.11)$$

La puissance réactive qui circule entre le réseau et le rotor par l'intermédiaire du IMC peut être prédite par les prédictions de la tension et du courant du réseau en tant que:

$$Q_f(k+1) = v_{fq}(k+1)i_{fd}(k+1) - v_{fd}(k+1)i_{fq}(k+1) \quad (4.12)$$

### 4.3.2. La fonction de coût

La fonction de coût est définie pour satisfaire les performances dynamiques du système de contrôle, chaque terme de la fonction coût remplace un régulateur. Cette fonction de coût est calculée à chaque période d'échantillonnage pour chaque état de commutation possible du convertisseur pour sélectionner l'état optimale qui donne l'erreur la plus petite. Le vecteur de l'état de commutation optimale est alors sélectionné pour être appliqué au début de la période d'échantillonnage suivante. Grâce à la flexibilité de la commande prédictive, plusieurs objectifs peuvent être atteints en même temps en ajoutant d'autres termes dans la fonction de coût global F. Les objectifs de contrôle de la méthode de contrôle proposée sont les suivants:

- Le réglage de la puissance active et réactive statorique de la MADA ;
- Minimisation de la puissance réactive cotée filtre transitant entre le rotor de la MADA et le réseau afin d'assurer un facteur de puissance unitaire côté réseau.

Ces deux objectifs sont résumés par le choix de la fonction coût suivante:

$$F = |P_s^*(k+1) - P_s^p(k+1)| + |Q_s^*(k+1) - Q_s^p(k+1)| + \lambda_{Qg} |Q_g^*(k+1) - Q_g^p(k+1)| \quad (4.13)$$

$\lambda_{Qg}$  : Facteur de pondération.

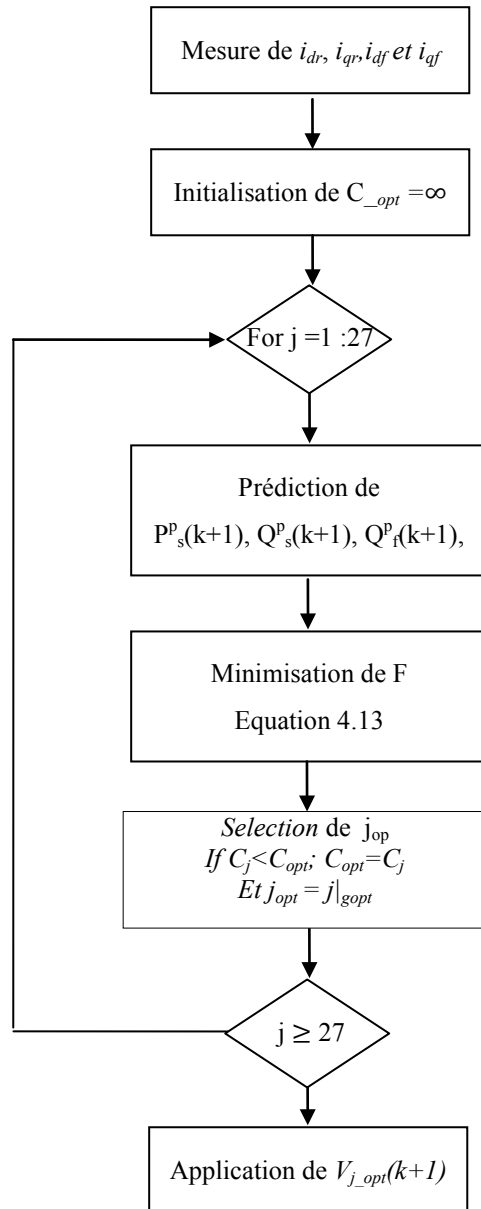


Fig. 4. 4: L'organigramme de la commande FS-MPC pour le contrôle du CMD

### 4.3.3. Résultats de simulation

Le contrôle prédictif FS-MPC proposé du système SCEE par un convertisseur matriciel indirect CMI est illustré par la figure 4.2. Les simulations sont élaborées dans l'environnement Matlab. La MADA considérée est de 2MW pour le système de génération de puissance dont les paramètres sont donnés en annexe. La période d'échantillonnage est de 10 $\mu$ s.

La Figure 4.3 illustre la variation des courants du rotor pour ce profil de vitesse, où il est clair de constater que ceux-ci apparaissent de forme sinusoïdale avec des fréquences variables selon la loi de variation de la vitesse du vent et en concordance avec la loi des fréquences ( $f_r = g \cdot f_s$ ). La Figure 4.4 illustre les différentes puissances actives de la MADA : la puissance active statorique, la puissance active rotorique et la puissance totale

de la machine.

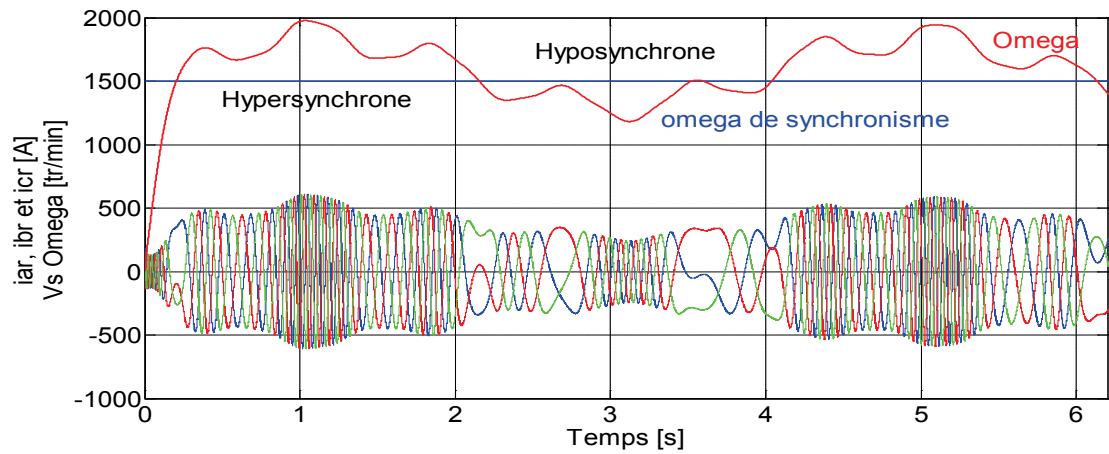


Fig. 4. 5: Evolution des courants rotoriques avec la variation de la vitesse de la MADA

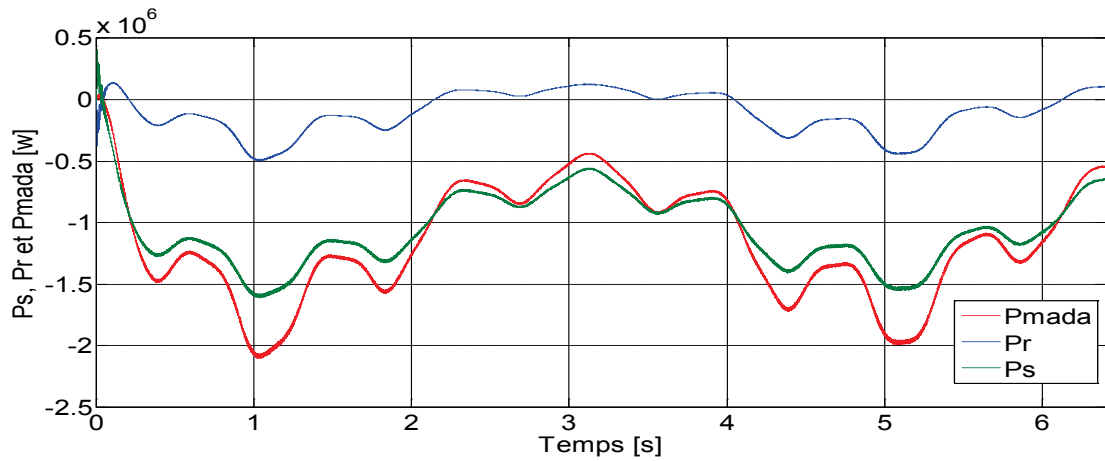


Fig. 4. 6: Puissance active statorique, rotorique et totale de la MADA

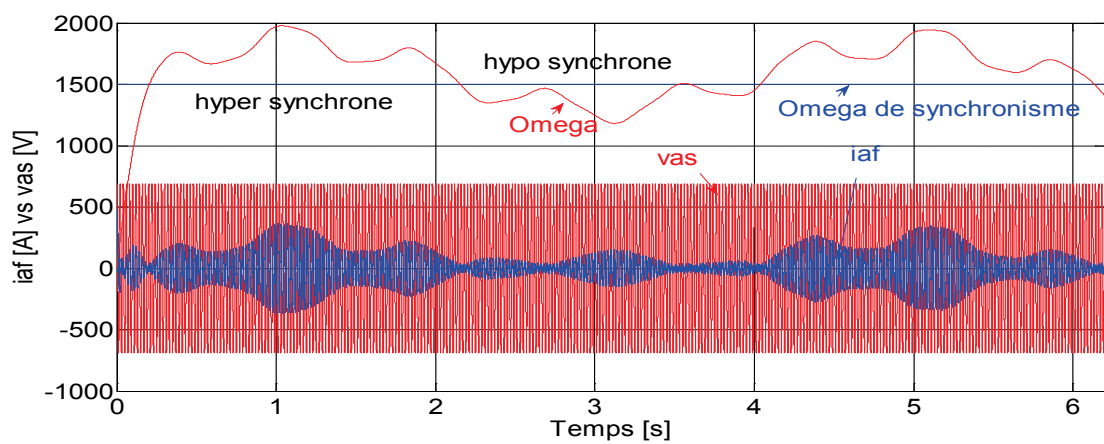


Fig. 4. 7: Evolution du courant du filtre avec la variation de la vitesse de la MADA.

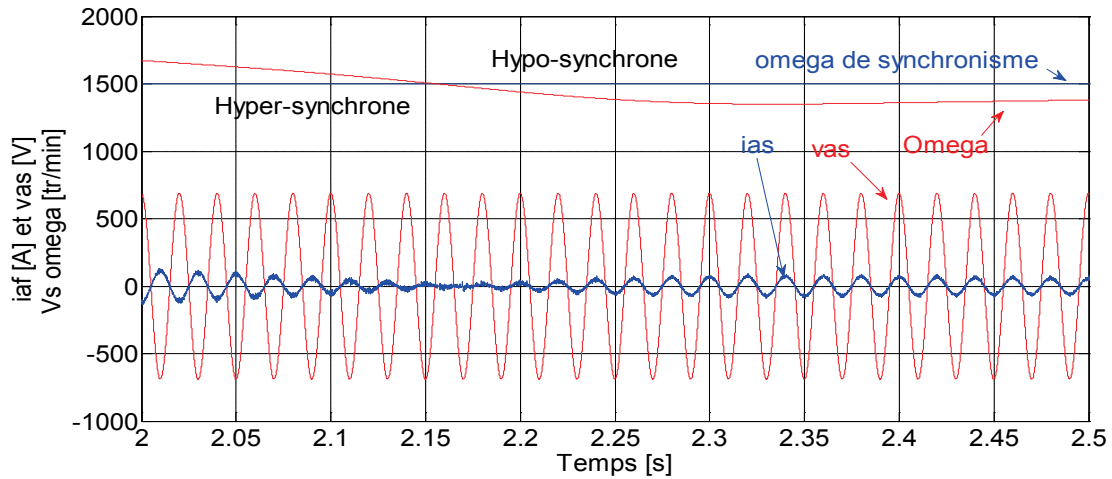


Fig. 4. 8: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hyper synchronisme à l'hypo synchronisme

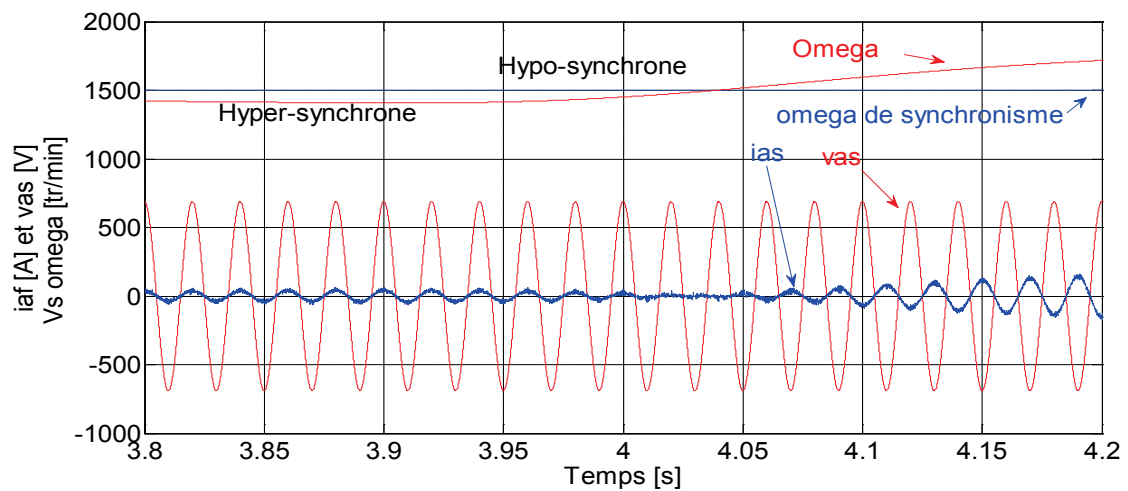


Fig. 4. 9: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hypo synchronisme vers l'hyper synchronisme.

Le courant du filtre injecté au réseau est à son tour présenté sur la Figure 4.5. Elle est soit de forme sinusoïdale de fréquence 50Hz soit en phase avec la tension du réseau pour un fonctionnement en hypo synchronisme soit, par ailleurs, en opposition de phase avec la tension du réseau pour un fonctionnement en hyper synchronisme. Un zoom de la zone de changement du mode de fonctionnement est illustré par les Figures (4.6) et (4.7), ce qui se traduit par une consommation quasi nulle de la puissance réactive coté filtre et que le troisième terme de la fonction de cout a été bien pris en considération lors de la phase de l'optimisation.

Quant aux courants statoriques de la Figure (4.8), ils sont à leurs tours de forme sinusoïdale de fréquence 50Hz et en phase avec la tension du réseau. La tension du bus continu  $V_{dc}$  de la Figure (4.9) est unipolaire ( $V_{dc} > 0$ ) à cause du choix sélectif de trois états de commutation pour l'étage de redressement.

Le second terme de la fonction cout dépend de la minimisation de la puissance réactive statorique. En observant la Figure (4. 10), on constate que les performances de régulation sont assurées puisque la puissance réactive du stator est aux alentours de sa consigne nulle, ce qui se traduit par un fonctionnement avec déphasage nul entre les courants du stator et

les tensions du réseau.

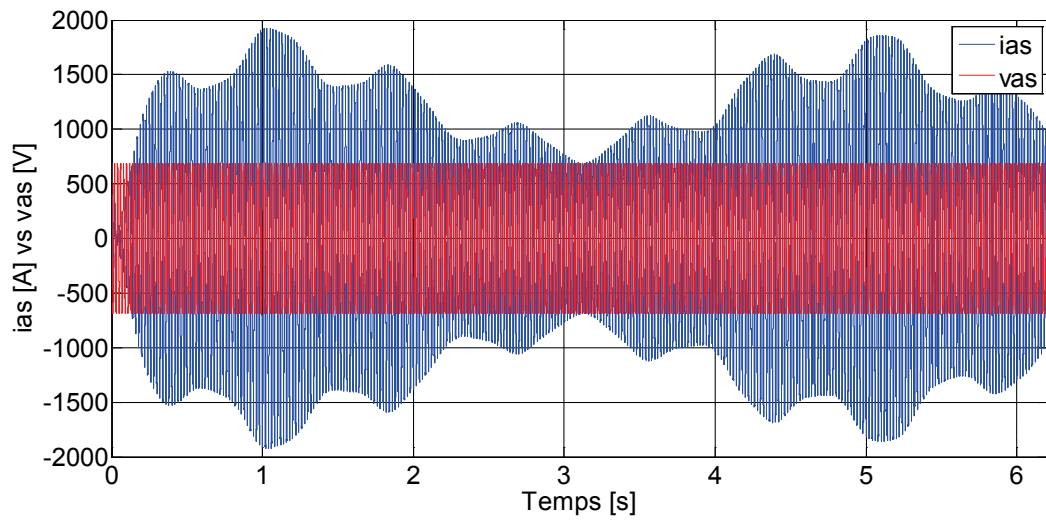


Fig. 4. 10: Evolution du courant statorique de la MADA/la tension du réseau

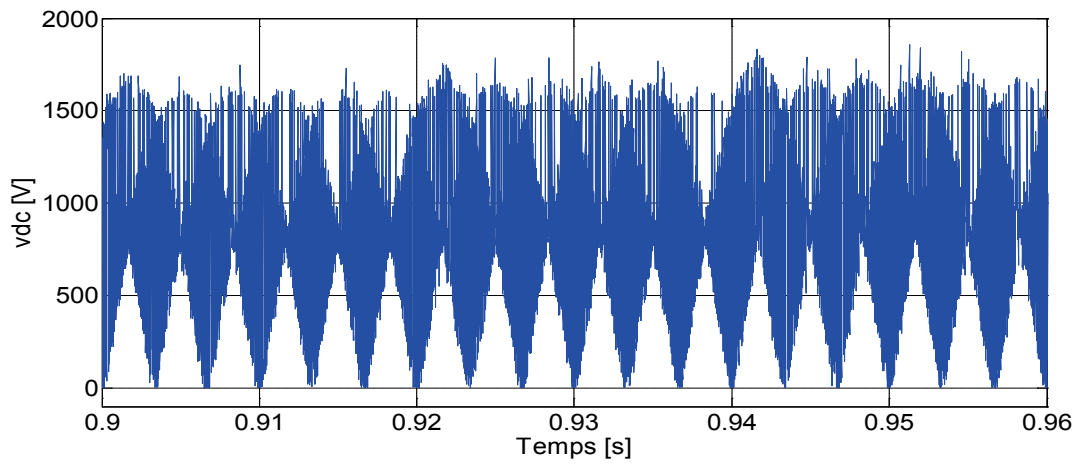


Fig. 4. 11: Tension du bus continu

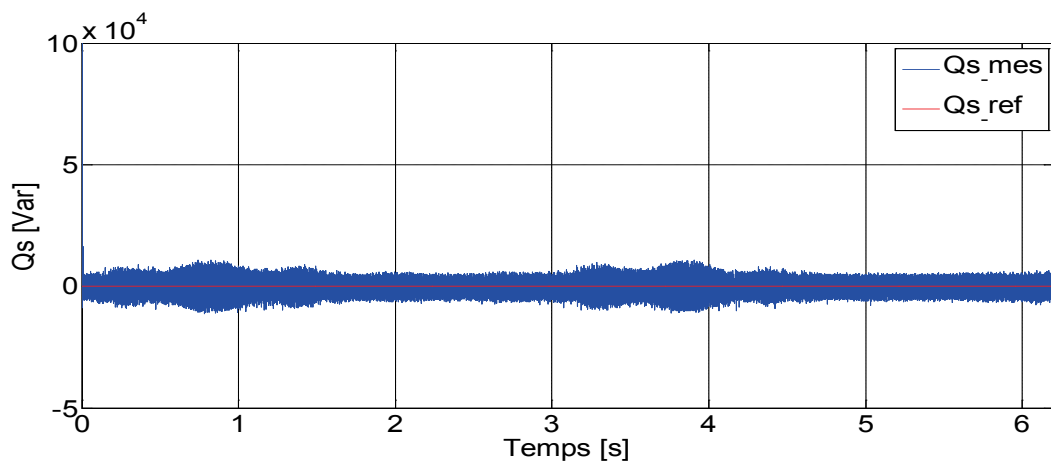


Fig. 4. 12: Puissance réactive statorique et sa référence

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE

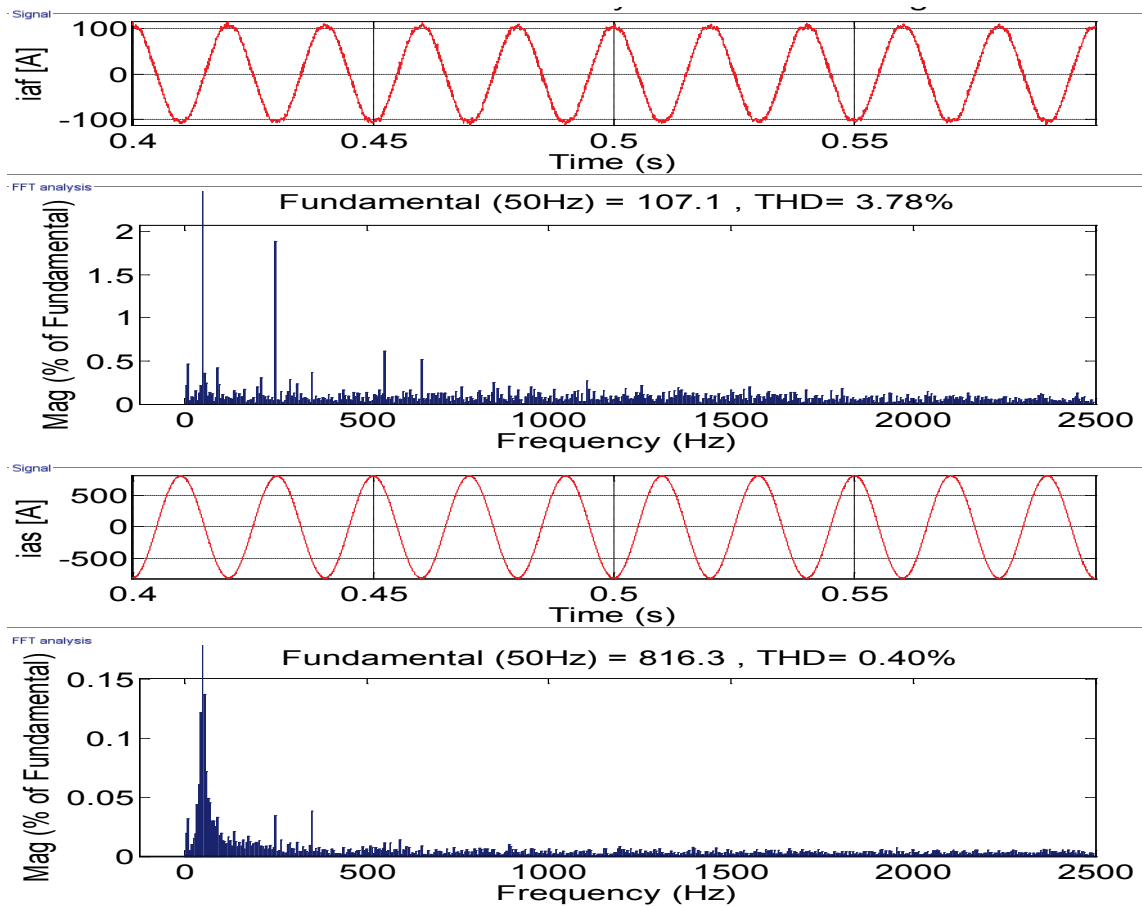


Fig. 4. 13: Spectre harmonique des courants du filtre et du stator.

Finalement, l'analyse spectrale des courants coté réseau montre qu'il est possible de réduire le contenu harmonique avec cette topologie de convertisseur CMI lors de son contrôle par la commande FS-MPC comme le témoigne les Figures (4. 11).

### 4.4. FS-MPC appliquée à la commande du convertisseur matriciel direct CMD dans un système SCEE

Le convertisseur matriciel direct CMD est une topologie relativement récente des convertisseurs de fréquence directe. Il permet d'obtenir un système de tensions variables en amplitude et en fréquence à partir des tensions fixes du réseau d'alimentation. Ceci est réalisé par une matrice d'interrupteurs de puissance bidirectionnels, en courant et en tension, reliant chaque phase d'entrée à chaque phase de sortie.

En dépit de certains inconvénients du convertisseur matriciel direct tels que le nombre des semi-conducteurs élevé, la limitation de la tension maximale de la charge à 86% de la tension d'alimentation, les convertisseurs matriciels ont reçu récemment une grande attention en particulier dans le contrôle des machines électriques. Le convertisseur matriciel triphasé a été largement étudié en raison de son potentiel comme un remplacement pour le convertisseur AC-DC-AC traditionnel pour les avantages suivants:

- Facteur de puissance réglable à l'entrée, quelle que soit la charge ;

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE

- La capacité de régénération (opération à quatre quadrants) ;
- Haute qualité des signaux d'entrée et de sortie ;
- Convertisseur ne nécessite pas d'éléments de stockage d'énergie tels que les condensateurs électrolytiques (habituellement, ont une durée de vie limitée et aussi causent l'encombrement du système) ;
- Convertisseur est plus petit, plus léger et plus fiable que les convertisseurs classiques,

Le convertisseur matriciel direct est un convertisseur de puissance mono étagé, capable d'alimenté directement  $m$ -phases de la charge de  $n$ -phases de la source sans dispositifs de stockage d'énergie. Chaque commutateur bidirectionnel est composé de deux dispositifs contrôlables et deux diodes connectées en antiparallèle (interrupteurs quatre segments).

### 4.4.1 Modélisation du CMD triphasé

Considérons un convertisseur matriciel direct ayant trois phases de courants d'entrée ( $i_A, i_B, i_C$ ) à trois phases de courants de charge ( $i_a, i_b, i_c$ ) comme donnée par la figure 4.12. La fonction de commutation  $S_{jJ}(t)$  prend la valeur «0» quand l'interrupteur est ouvert, et «1», lorsqu'il est fermé comme indiqué par les expressions suivantes:

$$S_{jJ}(t) = \begin{cases} 1 & \text{lorsque } S_{jJ} \text{ fermée} \\ 0 & \text{lorsque } S_{jJ} \text{ ouverte} \end{cases} \quad \text{pour } j \in \{a, b, c\}, \text{ et } J \in \{A, B, C\} \quad (4.14)$$

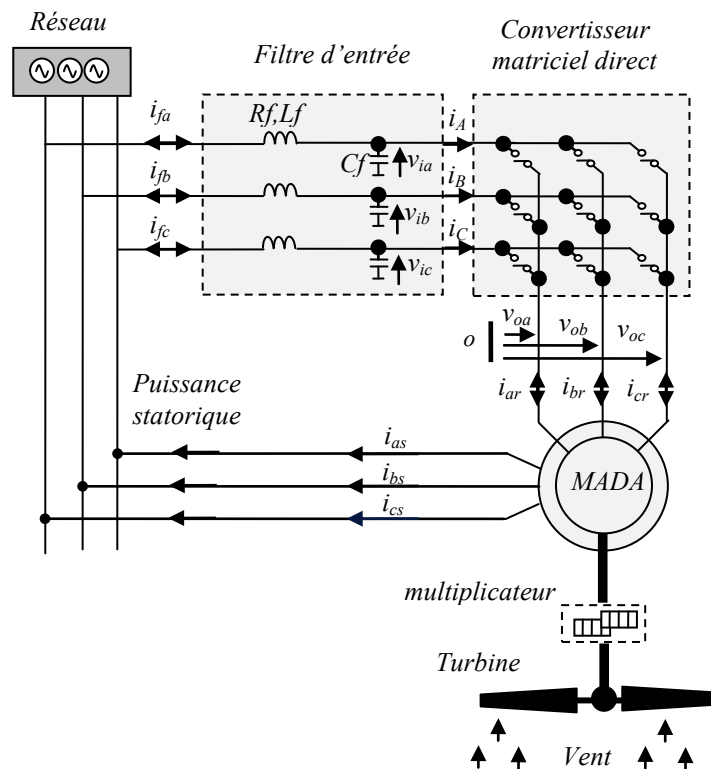


Fig. 4. 14: Structure globale de la chaîne éolienne à base d'une MADA alimentée par un CMD.

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSs dans les systèmes SCEE

Soit  $kj$  ( $k = A, B, C$  et  $j = a, b, c$ ) le rang de l'interrupteur placé entre la phase d'entrée  $k$  et la phase de sortie  $j$ . Soit  $S_{jk}$  l'état de commutation de l'interrupteur avec  $S_{jk}=0$  implique que l'interrupteur  $jk$  est ouvert et  $S_{jk}=1$  implique que l'interrupteur est fermé.

$$S_{jk} = \begin{cases} 1 & \text{l'interrupteur } jk \text{ fermé} \\ 0 & \text{l'interrupteur } jk \text{ ouvert} \end{cases} \quad (4.15)$$

La connexion directe de la source de tension (le réseau et le filtre d'entrée) au rotor de la MADA (source de courant) exige de respecter les spécifications des sources d'entrée et de sortie comme suit :

Le convertisseur CMD doit assurer le passage du courant par chaque phase de la charge pour éviter le circuit ouvert de la source de courant qu'est le rotor de la MADA.

D'autre part, le court-circuit de deux phases de la source de tension n'est pas permis, il entraînerait une surintensité de courant qui détruirait les semi-conducteurs.

Il en découle la relation suivante :

$$S_{jA} + S_{jB} + S_{jC} = 1 \quad j \in \{a, b, c\} \quad (4.16)$$

Les valeurs instantanées des courants d'entrée et les tensions de sortie générés par chaque combinaison de commutation peuvent être déterminés en utilisant les matrices de transfert instantané, où  $T_{LL}$  est la matrice de transfert instantané entre lignes et  $T_{ph}$  la matrice instantané de la phase d'entrée à la phase de sortie :

$$T_{LL} = \begin{pmatrix} S_{aA} - S_{bA} & S_{aB} - S_{bB} & S_{aC} - S_{bC} \\ S_{bA} - S_{cA} & S_{bB} - S_{cB} & S_{bC} - S_{cC} \\ S_{cA} - S_{aA} & S_{cB} - S_{aB} & S_{cC} - S_{aC} \end{pmatrix}, T_{ph} = \begin{pmatrix} S_{aA} & S_{aB} & S_{aC} \\ S_{bA} & S_{bB} & S_{bC} \\ S_{cA} & S_{cB} & S_{cC} \end{pmatrix} \quad (4.17)$$

Pour un convertisseur CMD triphasé-triphasé, les deux conditions (4.15) et (4-16) permettent de générer 27 combinaisons possibles pour produire des courants et des tensions à la charge, ces combinaisons sont présentées dans le tableau 4.3 ci-après :

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE

<i>N</i>	$S_{aA}$	$S_{bA}$	$S_{cA}$	$S_{aB}$	$S_{bB}$	$S_{cB}$	$S_{aC}$	$S_{bC}$	$S_{cC}$
1	1	0	0	1	0	0	1	0	0
2	0	1	0	0	1	0	0	1	0
3	0	0	1	0	0	1	0	0	1
4	1	0	0	0	0	1	0	0	1
5	0	1	0	0	0	1	0	0	1
6	0	1	0	1	0	0	1	0	0
7	0	0	1	1	0	0	1	0	0
8	0	0	1	0	1	0	0	1	0
9	1	0	0	0	1	0	0	1	0
10	0	0	1	1	0	0	0	0	1
11	0	0	1	0	1	0	0	0	1
12	1	0	0	0	1	0	1	0	0
13	1	0	0	0	0	1	1	0	0
14	0	1	0	0	0	1	0	1	0
15	0	1	0	1	0	0	0	1	0
16	0	0	1	0	0	1	1	0	0
17	0	0	1	0	0	1	0	1	0
18	1	0	0	1	0	0	0	1	0
19	1	0	0	1	0	0	0	0	1
20	0	1	0	0	1	0	0	0	1
21	0	1	0	0	1	0	1	0	0
22	1	0	0	0	1	0	0	0	1
23	1	0	0	0	0	1	0	1	0
24	0	1	0	1	0	0	0	0	1
25	0	1	0	0	0	1	1	0	0
26	0	0	1	1	0	0	0	1	0
27	0	0	1	0	1	0	1	0	0

Tab. 4. 3: Combinaisons de commutation valides pour le convertisseur CMD

La tension instantanée entre phase  $V_{oll}$  et les courants de phase d'entrée  $i_{iph}$  peuvent être déterminé par les équations suivantes [11]:

$$V_{oll} = [V_{ab} \ V_{bc} \ V_{ca}]^T = T_{LL} \cdot [V_A \ V_B \ V_C]^T = T_{LL} \cdot V_i \quad (4.18)$$

$$i_{iph} = [i_A \ i_B \ i_C]^T = T_{LL}^t \cdot [i_{ab} \ i_{bc} \ i_{ca}]^T = T_{LL}^t \cdot i_{oll} \quad (4.19)$$

Ou  $T_{LL}^t$  est la transposée de  $T_{LL}$ ;  $V_{ab}$ ,  $V_{bc}$  et  $V_{ca}$  sont les tensions de sortie entre phases;  $V_A$ ,  $V_B$  et  $V_C$  sont les tensions d'entrée;  $i_{ab}$ ,  $i_{bc}$  et  $i_{ca}$  sont les courants de sortie entre phase ;  $i_A$ ,  $i_B$  et  $i_C$  sont les courants d'entrée. Par ailleurs, en utilisant la matrice de transfert  $T_{ph}$ , la tension instantanée de sortie entre la phase et le neutre ( $V_a$ ,  $V_b$  and  $V_c$ ) et les courants de phase d'entrée peuvent être donnés par [11]:

$$\begin{aligned} V_{oph} &= (V_a \ V_b \ V_c)^t = T_{ph} (V_A \ V_B \ V_C)^t = T_{ph} V_i \\ i_{iph} &= (i_A \ i_B \ i_C)^t = T_{ph}^t (i_a \ i_b \ i_c)^t = T_{ph}^t i_{oph} \end{aligned} \quad (4.20)$$

### 4.4.2. Résultats de simulation

De la même manière que pour le convertisseur CMI de la section précédente, les

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE

simulations de la commande FS-MPC du système SCEE associé à un convertisseur matriciel direct CMD sont illustrées par l'ensemble des Figures (4.13)-(4.21). Les simulations sont élaborées dans l'environnement Matlab avec une période d'échantillonnage est de  $10\mu s$ .

La Figure 4.13 illustre la variation des courants du rotor pour le profil de vitesse de la MADA choisi. Les mêmes remarques que pour le cas de la topologie CMI peuvent être constatées aussi pour la topologie CMD comme la forme sinusoïdale des courants du rotor avec des fréquences variables selon la loi de variation de la vitesse du vent et en concordance avec la loi des fréquences ( $f_r = g f_s$ ). La Figure 4.14 illustre les différentes puissances actives de la MADA : la puissance active statorique, la puissance active rotorique et la puissance totale de la machine.

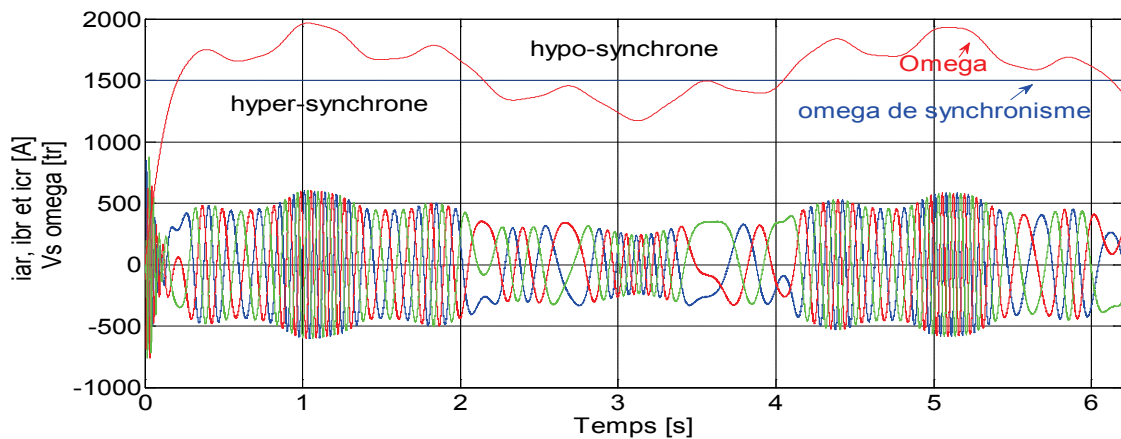


Fig. 4. 15: Evolution des courants rotoriques avec la variation de la vitesse de la MADA

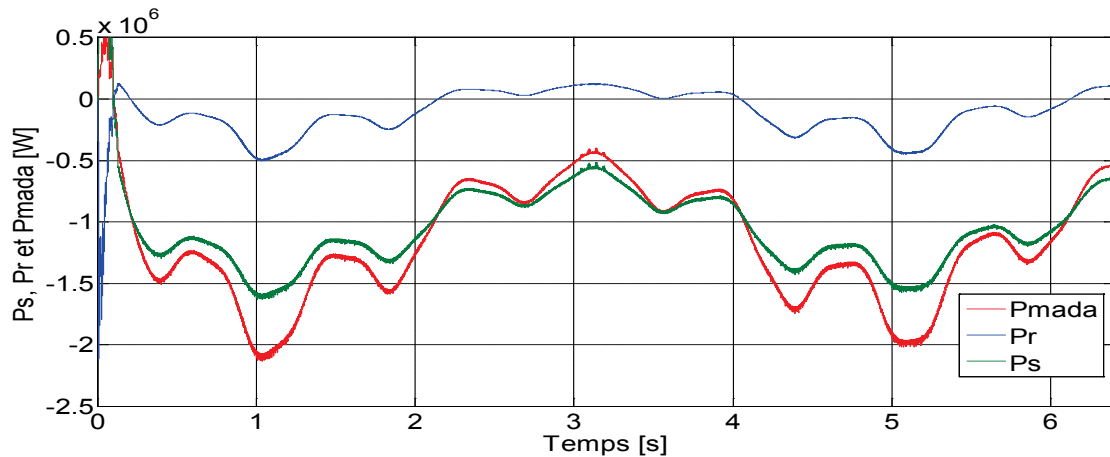


Fig. 4. 16: Puissance active statorique, rotorique et totale de la MADA

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE

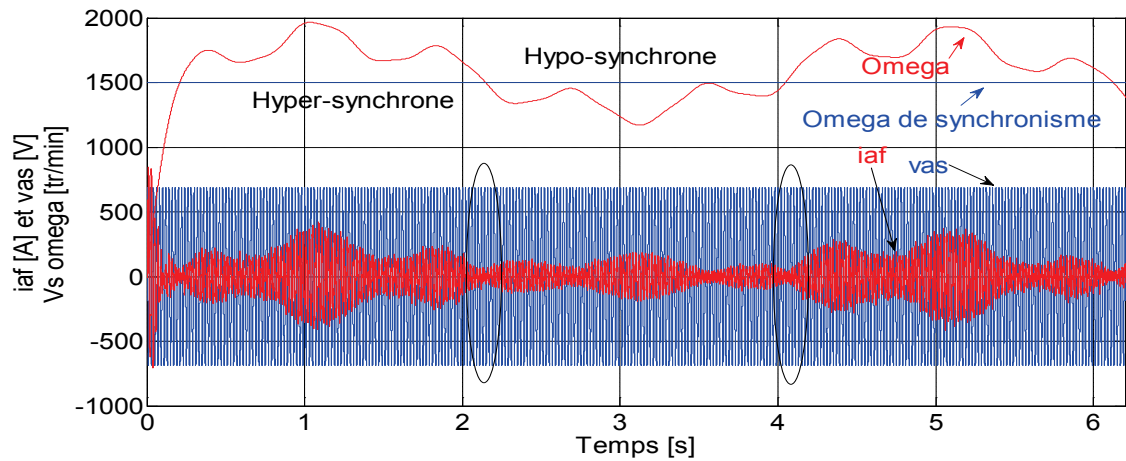


Fig. 4. 17: Evolution du courant du filtre avec la variation de la vitesse de la MADA

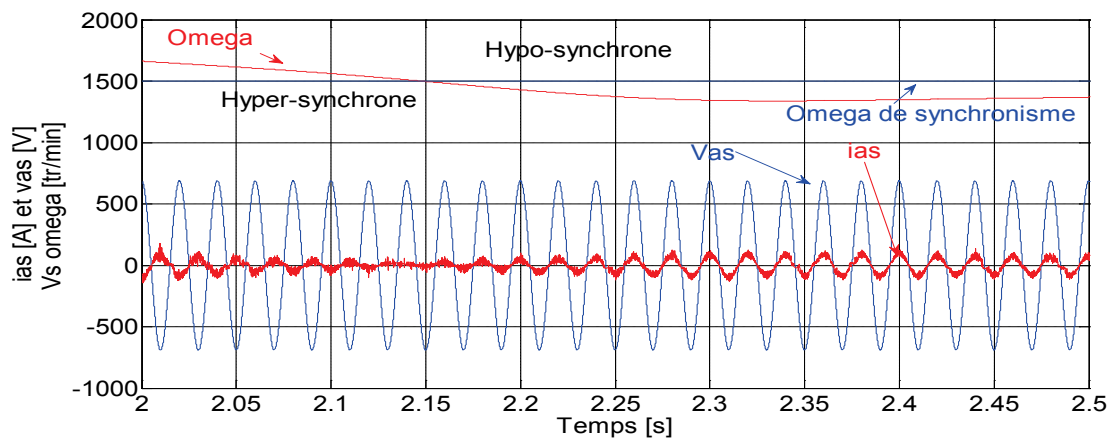


Fig. 4. 18: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hyper synchronisme à l'hypo synchronisme

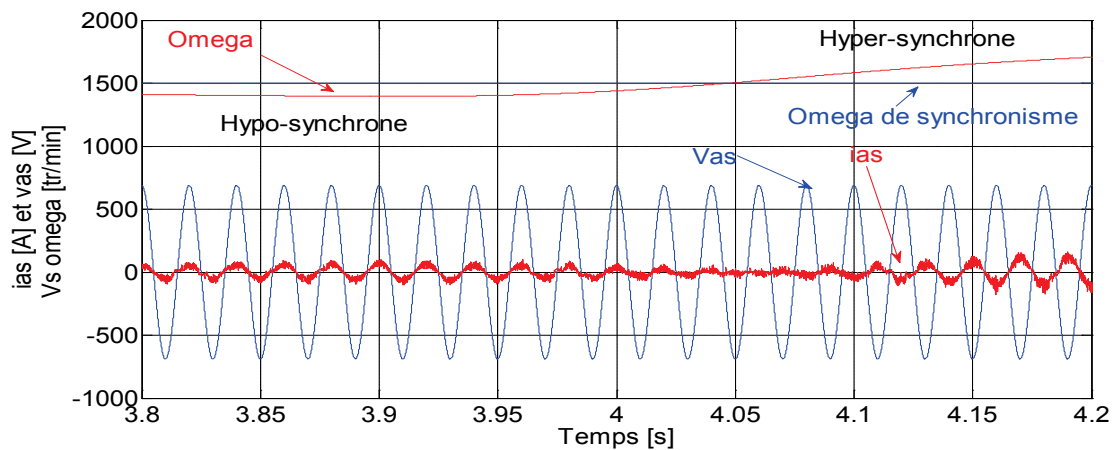


Fig. 4. 19: Courant du filtre /tension du réseau lors du passage de l'hypo synchronisme à l'hyper synchronisme.

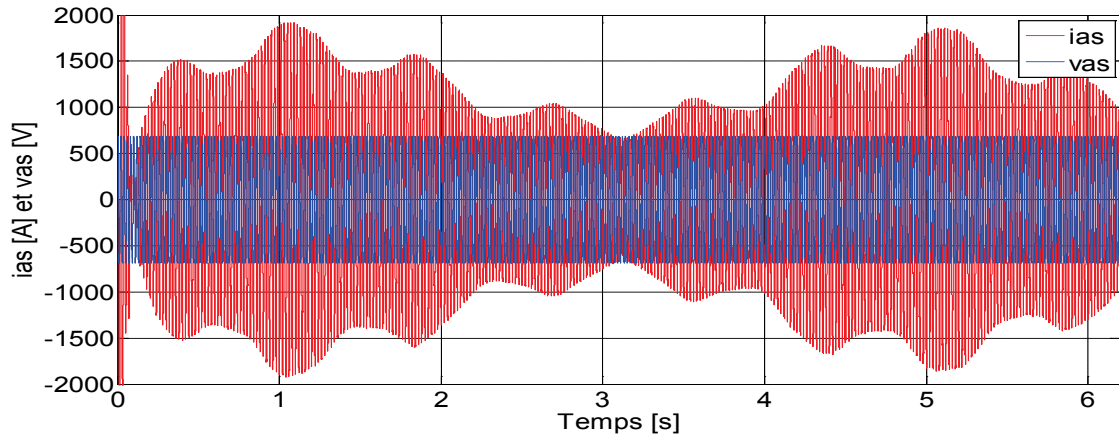


Fig. 4. 20: Le courant et la tension statorique

Le courant du filtre injecté au réseau est à son tour présenté sur la Figure 4.15 apparaissant sinusoïdal de fréquence 50Hz et est soit en phase avec la tension du réseau lors du fonctionnement en hypo synchronisme soit en opposition de phase avec la tension du réseau lors du fonctionnement en hyper synchronisme. Un zoom de la zone de changement du mode de fonctionnement est illustré par les Figures (4.16) et (4.17), ce qui se traduit par une consommation quasi nulle de la puissance réactive du côté filtre (voir Figure 4.19).

Quant aux courants statoriques de la Figure (4.18), ils sont à leurs tours de forme sinusoïdale de fréquence 50Hz.

Le second terme de la fonction coût dépend de la minimisation de la puissance réactive statorique. En observant la Figure (4. 20), on constate que les performances de régulation sont assurées puisque la puissance réactive du stator est quasi nulle, ce qui se traduit par un fonctionnement avec déphasage nul entre les courants du stator et les tensions du réseau.

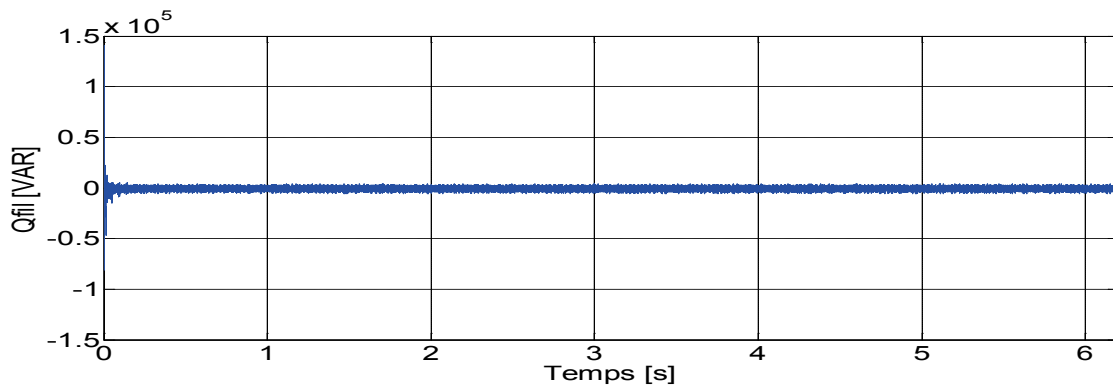


Fig. 4. 21: Puissance réactive du côté filtre

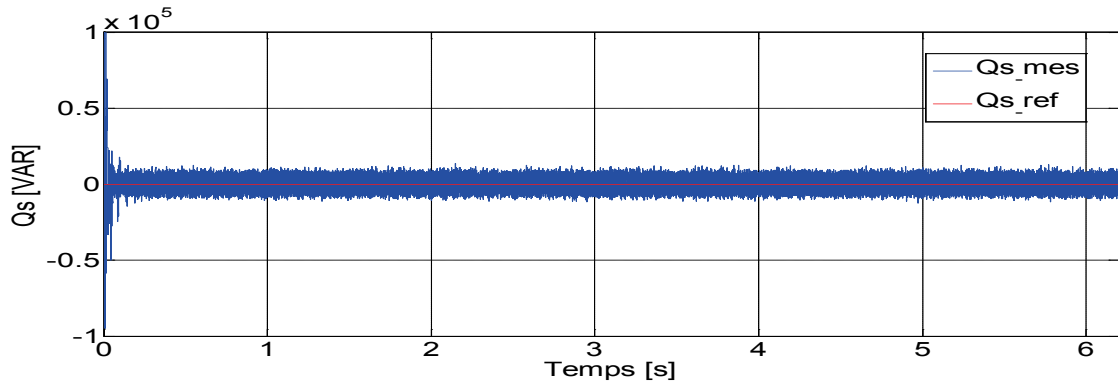


Fig. 4. 22: Puissance réactive statorique de la MADA

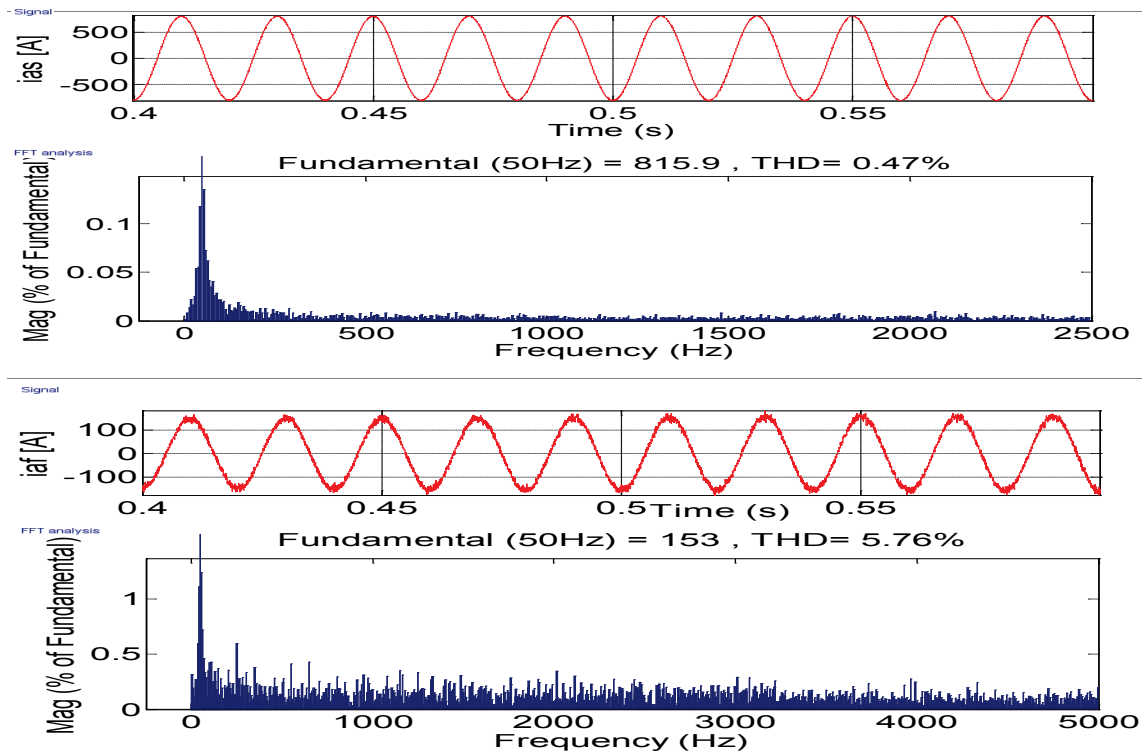


Fig. 4. 23: THD et le spectre d'harmonique des courants statorique et du filtre

Le spectre harmonique des courants statoriques et du filtre sont représentées sur la figure 4.22. Pour cette topologie, le courant du stator est sinusoïdal avec un THD de l'ordre de 0.47%. Alors pour le courant du filtre est quasi sinusoïdal affecté par des ondulations avec un contenu harmonique moins meilleur que celui du courant statorique. Ces résultats montrent que la commande FS-MPC assure une bonne qualité d'énergie bien que la fréquence de commutation est variable; le THD est calculée jusqu'à 2500Hz.

#### 4.5. Minimisation de la fréquence de commutations

Le principal inconvénient de la commande prédictive FS-MPC est la fréquence de commutation variable. Dans cette technique, on parle de fréquence de commutation moyenne  $f_{sw}$  par interrupteur. Le nombre de commutation est directement lié aux pertes par commutation des composants de puissance. Pour la topologie DMC, la fréquence de

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSs dans les systèmes SCEE

commutation moyenne  $f_{sw}$  par interrupteur est donnée par

$$f_{sw} = \sum_{i=1}^4 \frac{f_{sw\_ai} + f_{sw\_bi} + f_{w\_sci}}{12} \quad (4.21)$$

Dans les systèmes énergétiques de moyenne et grande puissance, le fonctionnement à une fréquence de commutation faible est un avantage majeur qui a pour conséquence une réduction significative des pertes de commutation dans les commutateurs, d'où un rendement énergétique meilleur et une dissipation thermique appropriée.

Grace à la flexibilité de la commande FS-MPC, cette tâche est aisément réalisable. Il suffit d'ajouter un quatrième terme dans la fonction coût principale. Tous les objectifs souhaités sont résumés par :

$$F = |P_s^*(k+1) - P_s^P(k+1)| + |Q_s^*(k+1) - Q_s^P(k+1)| + \lambda_{Qg} |Q_g^*(k+1) - Q_g^P(k+1)| + \lambda_{ns} n \quad (4.22)$$

$\lambda_{Qg}$ ,  $\lambda_{ns}$  sont des facteurs de pondération.

Le terme  $ns$  dans la fonction (4.22) de la topologie IMC est donné par :

$$ns = \underbrace{\sum_{jr} |S_{jr}(k) - S_{jr\_opt}(k)|}_{\text{étage redresseur}} + \underbrace{\sum_{ji} |S_{ji}(k) - S_{ji\_opt}(k)|}_{\text{étage onduleur}} \quad j=1,\dots,6 \quad (4.23)$$

Et pour la topologie DMC par :

$$ns = \sum_{ij} |S_{ij}(k) - S_{ij\_opt}(k)| \quad i = a,b,c \text{ et } j = A,B,C \quad (4.24)$$

## Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE

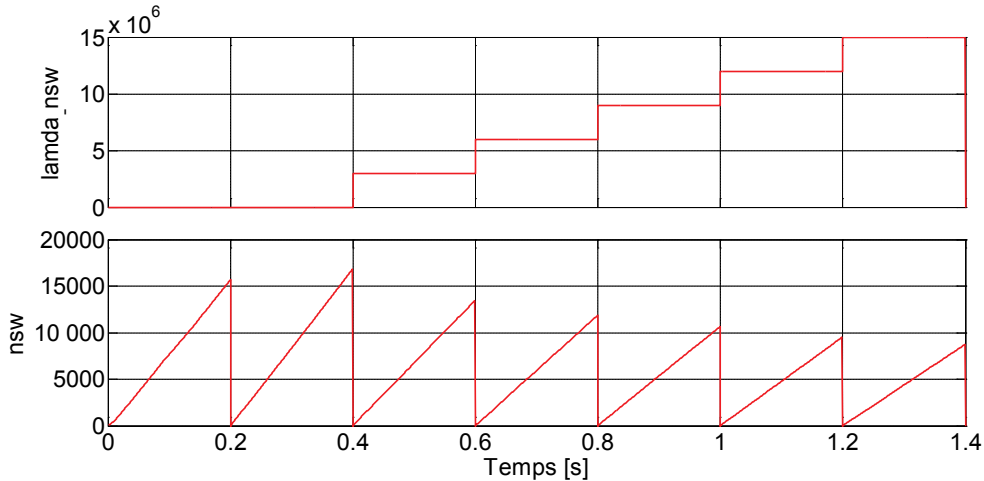


Fig. 4. 24: Réduction du nombre de commutations en fonction du coefficient de pondération

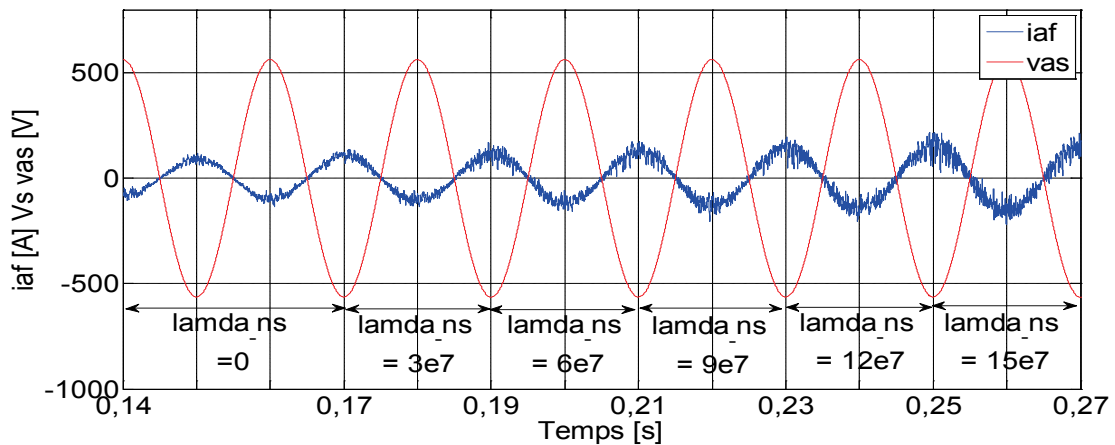


Fig. 4. 25: Détérioration de la qualité du courant du filtre avec l'augmentation de  $\lambda_{ns}$

La Figure (4.22) montre la variation du nombre de commutation en fonction du coefficient de pondération  $\lambda_{ns}$ , alors que la Figure (4.23) illustre la détérioration de la qualité du courant du filtre avec la croissance du coefficient de pondération  $\lambda_{ns}$ . Ceci montre l'effet du choix des coefficients de pondération lorsque la fonction coût est multi objectives fonctionnant ainsi avec un vecteur tension sub optimal.

### 4.6. Conclusion

Ce chapitre nous a permis de présenté deux topologies de convertisseurs statiques relativement récentes dans le domaine de la conversion d'énergie éolienne, à savoir, le convertisseur matriciel indirect IMC et direct DMC.

Le procédé de commande est simple et utilise le modèle discret du convertisseur pour prédire le comportement du système à un pas de prédiction en avance. Le procédé évite l'utilisation des régulateurs linéaires ou non linéaires dans les boucles internes à l'exception de la boucle de commande MPPT externe.

Les résultats de simulation montrent les meilleures performances de régulation en termes de la précision de la poursuite des consignes de puissance active et réactive pour les deux topologies.

Le fonctionnement avec un facteur de puissance unitaire côté réseau est assuré grâce à la flexibilité de la commande FS-MPC. En plus, les contraintes non linéaires peuvent facilement prises en considération.

### 4.7. Références du chapitre 4

- [1] N. Taib, B. Metidji, T. Rekioua, "Performance and efficiency control enhancement of wind power generation system vased on DFIG using three level sparse matrix converter," *Electric power and energy systems journal*, vol 53 pp.287-296. 2013.
- [2] F. Akel, T. Ghennam, E. M. Berkouk, M. Laour, "An omproved sensorless decoupled power control scheme of grid connected variable speed wind turbine generator," *Energy conversion and management*, vol 78, pp. 584-594. 2014.
- [3] F. Merahi, E. M. Berkouk, S. Mekhilef, "New management structure of active and reactive power of a large wind farm based on multilevel converter," *Renewable enrgy*, vol 68, pp. 814-828. 2014.
- [4] S. El Aimani, "Modelling and control structures for variable speed wind turbine," *Multimedia Computing and Systems (ICMCS), 2011 International Conference on*, pp 1-5, April 2011.
- [5] Bouharchouche, E. M. Berkouk, ; T. Ghennam, B. Tabbache, "Modeling and control of a Doubly fed induction generator with battery-supercapacitor hybrid energy storage for wind power applications," *Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG), 2013 Fourth International Conference on* , pp 1392 – 1397, 13-17 May 2013.
- [6] Melício R, Mendes VMF, Catalão JPS. "Comparative study of power converter topologies and control strategies for the harmonic performance of variable speed wind turbine generator systems," *Energy 2010*, pp. 1–10.
- [7] Melício R, Mendes VMF, Catalão JPS, "Power converter topologies for wind energy conversion systems: integrated modeling, control strategy and performance simulation," *Renew. Energy 2010*, vol. 35, pp 2165–2174. 2010.
- [8] Venkata Yaramasu, BinWu and Jin Chen, "Model-Predictive Control of Grid-Tied Four-Level Diode-Clamped Inverters for High-Power Wind Energy Conversion Systems," *IEEE transactions on power electronics*, vol. 29, N°. 6, p. p 2861-2873. June 2014
- [9] T. Ghennam, "Supervision d'une ferme éolienne pour son intégration dans la gestion d'un réseau électrique, Apports des convertisseurs multi niveaux au réglage des éoliennes à base de machine asynchrone à double alimentation, " *PHD thesis in French, Ecole Militaire Polytechnique d'Alger (Algeria) and the Ecole Centrale de Lille (France)*, 2011.
- [10] S. F. Pinto, L. Aparicio, P. Esteves, "Direct controlled matrix converters in variable speed wind energy generation systems," *IEEE POWENERG conf. 2007, Detubal, Portugal*. April 12-14 2007

## **Chapitre VI : Commande FS-MPC des CSS dans les systèmes SCEE**

- [11] Wheeler P.W., Rodriguez J., Clare J.C., Empringham L., Weinstein A. "Matrix converter: a technology review," *IEEE Trans. Ind. Electron. Vol 49, no 2, pp. 276–288*.2002.
- [12] R. Vargas, J. Rodriguez, U. Ammann, and P. Wheeler, "Predictive Current Control of a Induction Machine Fed by a Matrix Converter with Reactive Power Control," *IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 55, no. 12, pp. 4362-4371*, 2008.
- [13] M. Rivera, J. L. Elizondo, M. E. Macías, O. M. Probst, O. M. Micheloud, J. Rodriguez, C. Rojas, A. Wilson, "Model Predictive Control of a Doubly Fed Induction Generator with an Indirect Matrix Converter," *IECON 2010 - 36th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society . 7-10 p. 2959 – 2965*, 2010.
- [14] M. E. Rivera, René E. Vargas José R. Espinoza José R. Rodríguez, "Behavior of the Predictive DTC based Matrix Converter under Unbalanced AC Supply", *42nd IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2007 IEEE pp. 202-207*.
- [15] M. E. Rivera, R. Vargas, J. Espinoza, J. Rodríguez, P. Wheeler, C. Silva, "Current Control in Matrix Converters connected to Polluted AC Voltage Supplies," *in Proc. of IEEE PESC 2008, pp. 412-417*, 2008.
- [16] P. Correa, J. Rodriguez, M. Rivera, J.R. Espinoza, and J.W. Kolar, "Predictive Control of an Indirect Matrix Converter," *IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 56, no. 6, pp. 1847-1853*, Jun. 2009.
- [17] J. Rodriguez et al., "Predictive Torque and Flux Control of an Induction Machine fed by an Indirect Matrix Converter with Reactive Power Minimization," *IEEE Transactions on power Electronics , Vol. 978-1-4244-6392*, March 2010.
- [18] Kolar JW, Schafmeister F. "Novel modulation schemes minimizing the switching losses of sparse matrix converters," *In: The 29th annual conference of the IEEE industrial electronics society, IECON '03, vol. 3, Roanoke, VA, USA; pp. 2085–2090*, 2003.
- [19] R. Vargas, U. Ammann, J. Rodríguez, and J. Pontt, "Predictive strategy to control common-mode voltage in loads fed by matrix converters," *IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 55, no. 12, pp. 4372–4380*, December 2008.
- [20] S. Muller, U. Ammann, and S. Rees, "New time-discrete modulation scheme for matrix converters," *IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 52, no. 6, pp. 1607–1615*, December 2005.
- [21] R. Vargas, J. Rodríguez, U. Ammann, and P. W. Wheeler, "Predictive current control of an induction machine fed by a matrix converter with reactive power control," *IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 55, no. 12, pp. 4362–4371*, December 2008.
- [22] J. Rodriguez, J. Pontt, C. Silva et al, "Predictive direct torque control of an induction machine," *in EPE-PEMC 2004 (Power Electronics and Motion Control Conference), Riga, Latvia, September 2004*.
- [23] Venkata Yaramasu; Bin Wu; Jin Chen, "Venkata Yaramasu; Bin Wu; Jin Chen, "Model-Predictive Control of Grid-Tied Four-Level Diode-Clamped Inverters for High-Power Wind Energy Conversion Systems," *IEEE Transactions on Power Electronics, Volume: 29, Issue: 6, PP 2861 – 2873*, 2014



## **Chapitre 5**

**Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des convertisseurs matriciels indirects contrôlés par la commande FS-MPC.**

### **5.1 Introduction**

Au cours des deux dernières décennies, les systèmes de conversion de l'énergie éolienne (SCEE) ont attiré de plus en plus d'attention pour maintenir les besoins croissants en énergie électrique de l'humanité. Les systèmes d'énergie éolienne utilisant des MADAs alimentées par des convertisseurs back to back sont la configuration la plus populaire en raison de ces avantages comme la vitesse variable et les capacités de fonctionnement dans les quatre quadrants.

Grâce aux avantages intrinsèques de la topologie matricielle indirecte (absence d'éléments de stockage d'énergie dans le bus continu, le contrôle bidirectionnel de la puissance, les formes d'ondes d'entrée-sortie sinusoïdales et le facteur de puissance réglable), elle peut également être utilisée pour concevoir un système multi-entraînement avec plusieurs étages d'ondulation [1].

La connexion traditionnelle des éoliennes / fermes éoliennes au réseau électrique de distribution souffre de l'incapacité partielle de la commande et de la supervision en cas de défaut dans le réseau. En effet, ces éoliennes se déconnectent de celui-ci lorsqu'un défaut y survient puisque elles n'ont aucune capacité à régler leur production et de fournir des services pour le système électrique. Ces parcs éoliens produisent une puissance maximale (fonctionnant en mode MPPT) en fonctionnement normal et se déconnectent en cas de défauts du réseau. Ils travaillent de façon autonome sans contrôle centralisé. Ils ne peuvent pas réguler leur production et contribuer à la stabilité du réseau électrique. Ces fermes éoliennes sont appelées de plus en plus à se conformer aux exigences imposées par le gestionnaire du réseau

Cette situation a mis en défi les chercheurs pour s'orienter vers des algorithmes de supervision des parcs éoliens et leur connexion avec le réseau. Plusieurs techniques de contrôle et de supervision des parcs éoliens sont actuellement en pleine émergence. Il s'agit du contrôle de la puissance active et réactive [2,3], contrôle de la tension [4,5], contrôle de la fréquence [6] et la tolérance vis-à-vis des défauts du réseau.

Plusieurs algorithmes de distribution des puissances actives et réactives sont proposés tels que les algorithmes de contrôle basés sur les contrôleurs linéaires [7] et les algorithmes de supervision basés sur les fonctions d'optimisation [8]. L'utilisation de ces algorithmes ne distribue pas la puissance active et réactive de référence proportionnellement et entraîne la saturation de certaines centrales éoliennes, tandis que les autres sont capables de fournir un surplus de puissance active ou réactive. Autres algorithmes de surveillance reposent sur la répartition proportionnelle des puissances actives et réactives [9]. Ces algorithmes peuvent garantir que toutes les éoliennes du parc éolien fonctionnent suffisamment au-delà de leurs capacités de production maximum.

Dans ce chapitre, nous présenterons une nouvelle configuration de puissance du parc éolien. Le système proposé est basé sur l'utilisation des convertisseurs matriciels indirects pour piloter des MADAs fonctionnant à des vitesses de vent différentes sous le concept de la commande prédictive directe des puissances (FS-PDPC). Il s'agit de présenter une supervision centralisée des puissances active et réactive d'un parc éolien qui représente un des besoins majeurs du gestionnaire de réseau, en évoquant en premier lieu les principales

## Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI

réglementations techniques imposées par le gestionnaire du réseau. Ensuite, les stratégies de supervision et de dispatching des puissances du parc éolien en question.

### 5.2 Principales exigences pour la connexion d'une ferme éolienne au réseau électrique

Cette section présente un aperçu des principales exigences adoptées par les gestionnaires de réseau dans les codes modernes afin de permettre une grande intégration de l'énergie éolienne dans le réseau électrique tout en assurant la sécurité et la fiabilité du réseau électrique [10].

#### 5.2.1 Contrôle absolu de la puissance active

La production en puissance active du parc éolien ne dépassera jamais un niveau maximum prédéfini par le gestionnaire du réseau, même si on peut extraire plus de puissance électrique. En dessous de cette puissance maximale, la puissance du parc éolien peut être contrôlée pour extraire la puissance maximale en mode MPPT. La raison principale de cette exigence est d'éviter de payer le surplus de la puissance au producteur lorsque la consommation est minimale (consommation dans la nuit) [11]. Sinon, le gestionnaire doit exporter l'excès de puissance aux réseaux électriques voisins gratuitement.

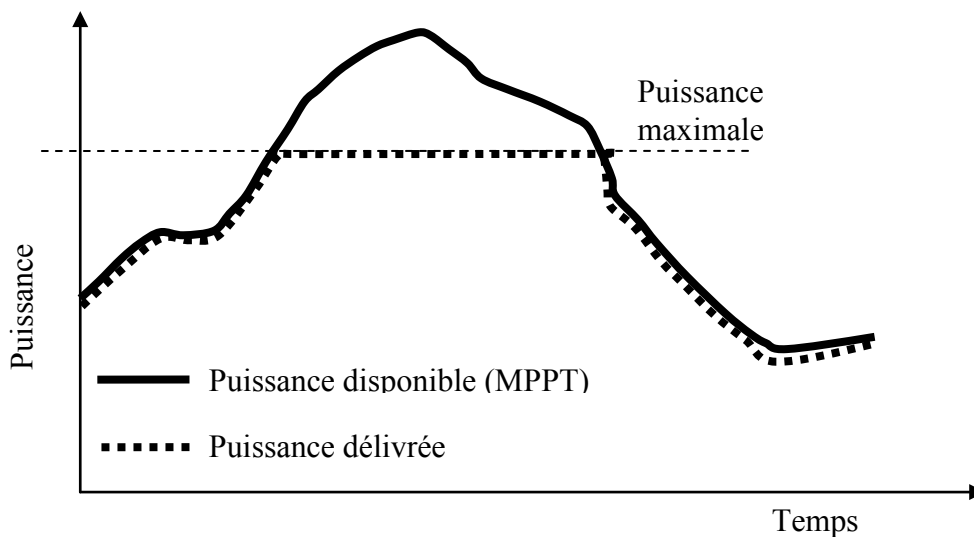


Fig. 5. 1: Contrôle absolu de la puissance active [11].

#### 5.2.2 Allocation de la puissance de réserve

Dans ce type de contrôle, la production d'énergie électrique est limitée en dessous de la puissance disponible d'une puissance dite puissance de réserve ( $\Delta_p$ ) (Figure 5.2). Ce type de contrôle de puissance permet au parc éolien de participer au contrôle de la fréquence. Si cette dernière diminue, le parc éolien est capable d'augmenter la puissance et d'aider à maintenir la fréquence dans les limites de fonctionnement normales. Cela peut également

contribuer à réduire les fluctuations de puissance en raison de fortes variations dans la vitesse du vent [12].

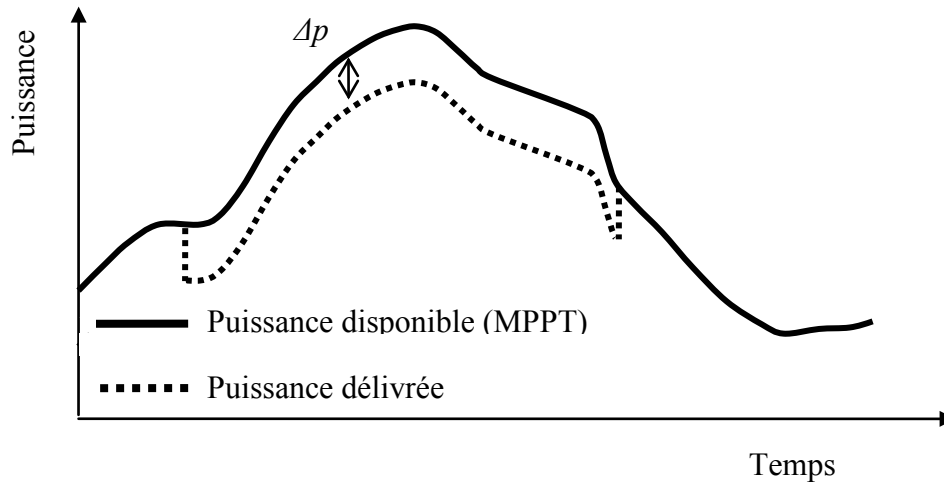


Fig. 5. 2 : Allocation d'une puissance de réserve [11,12].

### 5.2.3 Contrôle du gradient de puissance

Ce contrôle a pour but de garder l'équilibre de la production de l'électricité entre les centrales électriques conventionnelles et les fermes éoliennes. En effet, lors de la perte d'une centrale électrique conventionnelle, les fermes éoliennes augmentent la production de l'électricité avec un gradient de puissance maximale pour compenser la perte de génération produite par les centrales de productions classiques [12].

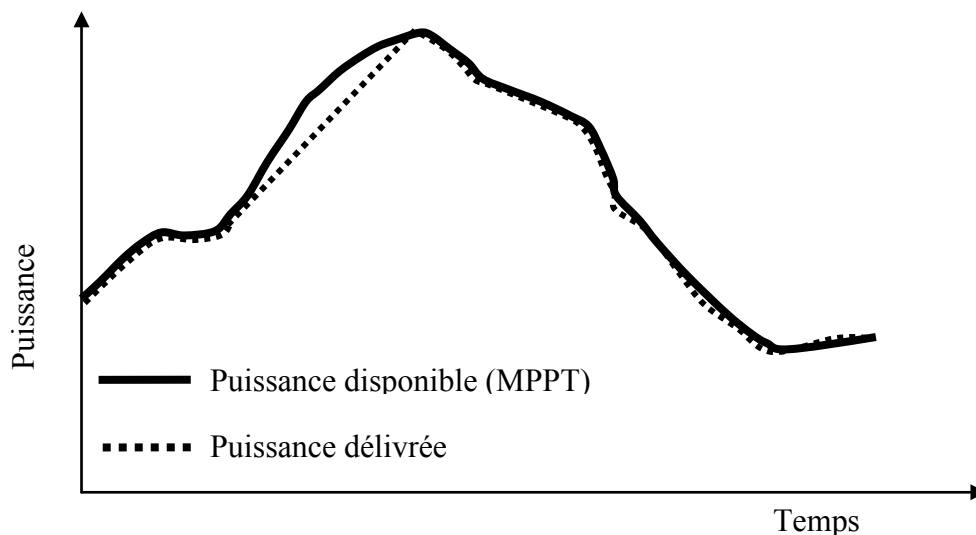


Fig. 5. 3 : Contrôle du gradient de puissance [11]

### 5.2.4. Contrôle de l'équilibre en puissance

Le parc éolien doit pouvoir réduire / augmenter très rapidement sa puissance fournie (+/-

## Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI

MW) pour pouvoir équilibrer la production et la consommation de puissance active au réseau électrique [12], ce qui confère à la ferme éolienne de participer au réglage secondaire.

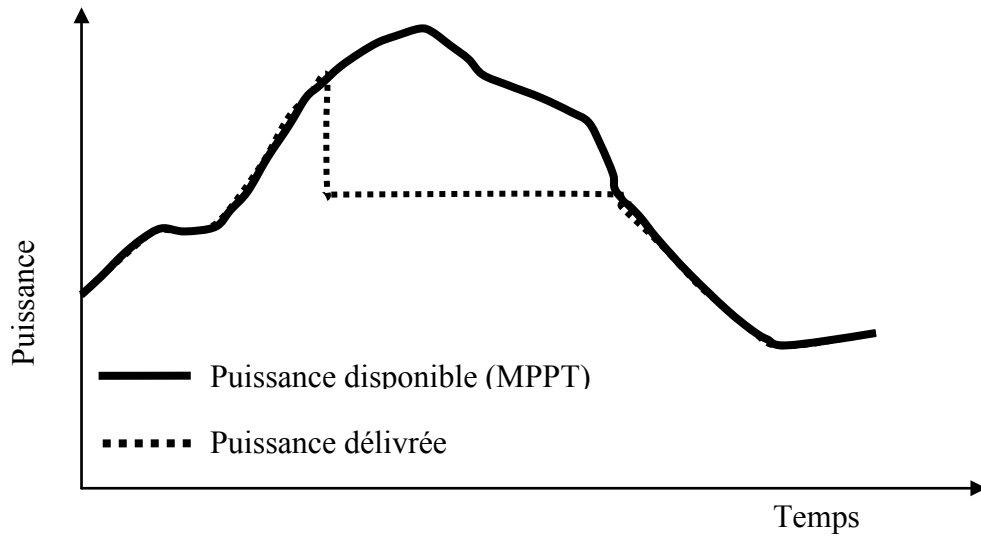


Fig. 5. 4: Contrôle d'équilibre de la puissance [11]

### 5.2.5 Contrôle de la puissance pour la protection du système

Lorsqu'il y a une surcharge du réseau électrique, le gestionnaire de réseau demande au parc éolien de réduire rapidement sa puissance pour protéger le système électrique (exemple : au Danemark, ce mode de contrôle est choisi pour réduire la production de la puissance de 100% à 0% en 30s seulement). Cette réduction de la puissance sera maintenue jusqu'à ce que le signal de protection disparaisse [12].

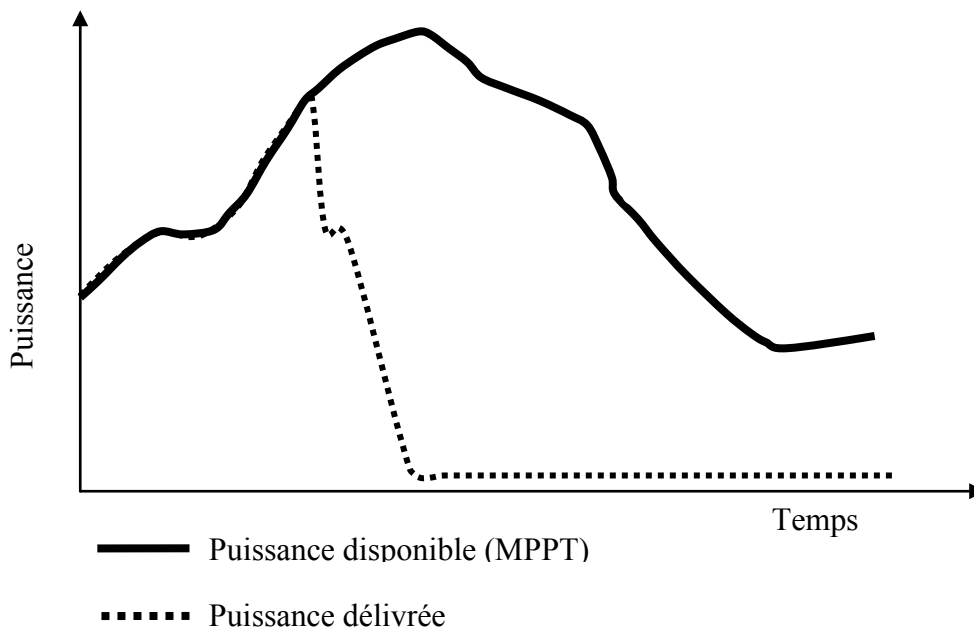


Fig. 5. 5: Contrôle de la puissance pour la protection du système [11].

### 5.2.6 Contrôle de la puissance réactive

Les capacités de régulation de la puissance réactive sont requises par de nombreux codes du réseau. Ceci est effectué soit en fournissant de manière externe une valeur de puissance réactive spécifique, soit par un facteur de puissance spécifique. En outre, la capacité de régulation de la puissance réactive peut être exploitée pour le contrôle de tension au point PCC (Point de Couplage Commun) [12].

Les Figures 5.6 et 5.7 montrent les exigences typiques du gestionnaire du réseau pour la plage de régulation du facteur de puissance, en fonction de la tension au PPC et de la puissance active produite par la ferme éolienne, respectivement.

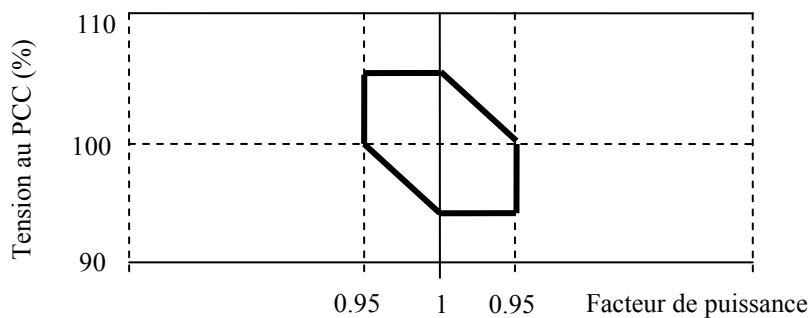


Fig. 5. 6: Courbe typique du facteur de puissance en fonction de la tension au PCC [11]

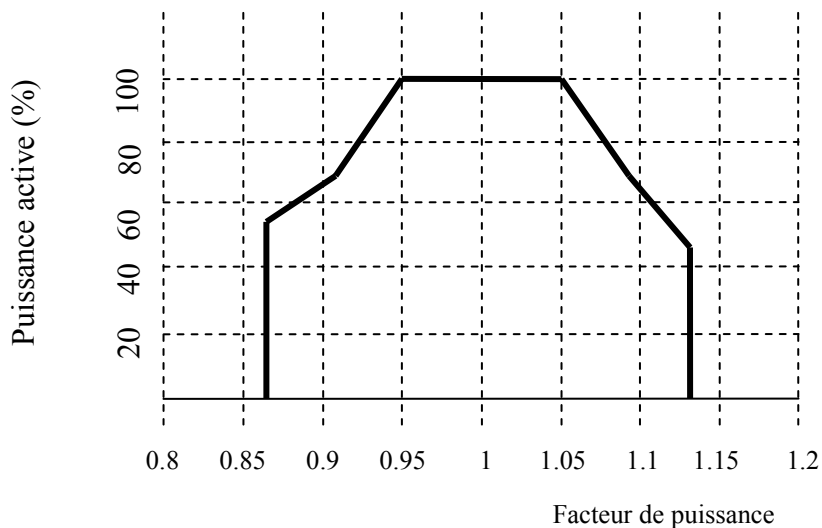


Fig. 5. 7: Courbe typique du facteur de puissance en fonction de la puissance active produite [11].

La littérature scientifique spécialisée contient beaucoup de recherches dans ce domaine que nous pouvons citer :

- Contrôle de la fréquence [13] ;
- Contrôle de la tension à travers le contrôle de la puissance réactive [14] ;
- Maintien de la production lors des défaillances du réseau [12-15] ;

## **Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI**

- Emission d'harmoniques [16];
- Fault Ride-Through Capability FRTC [11].

### **5.3 Configuration de la ferme éolienne (application)**

La structure générale de la ferme éolienne proposée est représentée par la Figure 5.8. La ferme est composée de six turbines éoliennes de même puissance nominale (2MW), chaque éolienne est connecté avec le rotor d'une MADA à partir d'une boîte de vitesse d'un coté et l'autre coté lié avec l'étage onduleur du convertisseur matriciel indirect IMC. Ce dernier est connecté avec le réseau à travers un filtre (pour réduire les harmoniques produit par le convertisseur) et l'autre coté est divisé en deux étages d'ondulations comme donné par la Figure 5.8. Chaque onduleur est connecté avec un rotor d'une MADA. Le stator de chaque MADA est lié directement au réseau 50Hz.

L'objectif principal de la topologie proposée est le contrôle indépendant de la puissance active et réactive coté rotor de la MADA et la puissance réactive coté réseau électrique.

La contribution essentielle de la structure proposée est le contrôle indépendant des puissances active et réactive coté rotor de la MADA et la puissance réactive au réseau électrique en utilisant une seule fonction de coût.

### **5.4 Modélisation de la ferme éolienne**

Dans cette section, le modèle mathématique de la turbine, de la MADA et le modèle du convertisseur matriciel indirect est représenté.

#### **5.4.1 Modèle de la turbine**

Le modèle de chaque turbine est donné par les équations suivantes :

$$P_{mi} = \frac{1}{2} C_{pi}(\lambda_i, \beta_i) \cdot \rho \cdot \pi \cdot R_i^2 \cdot v_i^3 \quad (5.1)$$

$$\lambda_i = \frac{R_i \Omega_{ti}}{v_i} \quad (5.2)$$

$$C_{ti} = \frac{P_{ti}}{\Omega_{ti}} = \frac{\pi}{2 \cdot \lambda_i} C_{pi}(\lambda_i, \beta_i) \cdot \rho \cdot R_i^3 \cdot v_i^2 \quad (5.3)$$

$$C_{pi}(\lambda_i, \beta_i) = (0.35 - 0.00167)(\beta_i - 2) \sin \left[ \frac{\pi(\lambda_i + 0.1)}{(14.34 - 0.3(\beta_i + 0.1))} \right] - 0.00184(\lambda_i - 3)(\beta_i - 2) \quad (5.4)$$

L'indice  $i$  représenté le nombre de la turbine ( $i = 1, \dots, 6$ ).

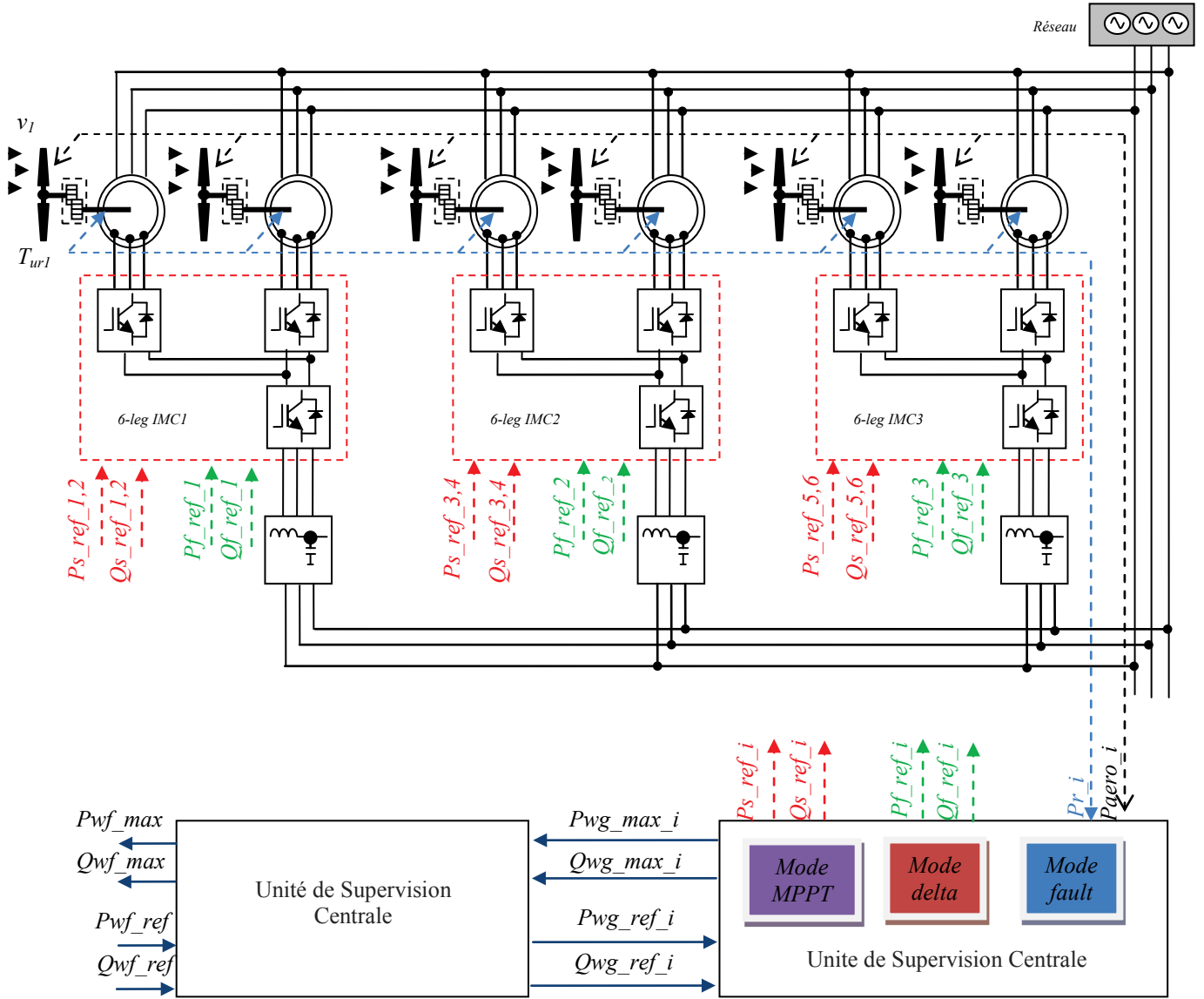


Fig. 5. 8: Schéma synoptique de la ferme éolienne

#### 5.4.2 Modèle de la MADA

Modèle de la MADA avec orientation du flux statorique est donné par :

$$v_{dri} = R_{ri}i_{dri} + \sigma_i L_{ri} \frac{di_{dri}}{dt} - w_{ri} \cdot \sigma_i L_{ri} \cdot i_{qri} + \frac{M_i}{L_{si}} \cdot \frac{d\psi_{si}}{dt} \quad (5.5)$$

$$v_{qri} = R_{ri}i_{qri} + \sigma_i L_{ri} \frac{di_{qri}}{dt} + w_{ri} \cdot \sigma_i L_{ri} \cdot i_{dri} + w_{ri} \cdot \frac{M_i}{L_{si}} \psi_{si}$$

$$\begin{cases} \frac{di_{dri}}{dt} = \frac{1}{\sigma_i L_{ri}} (v_{dri} - R_{ri}i_{dri} + w_{ri} \sigma_i L_{ri} i_{qri}) \\ \frac{di_{qri}}{dt} = \frac{1}{\sigma_i L_{ri}} (v_{qri} - R_{ri}i_{qri} - w_{ri} \sigma_i L_{ri} i_{dri} - w_{ri} \cdot \frac{M_i}{L_{si}} \psi_{si}) \end{cases} \quad (5.6)$$

$$C_{emi} = p_i \psi_{dsi} i_{qsi} = -p_i \frac{M_i}{L_{si}} \psi_{si} i_{qri} \quad (5.7)$$

## Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI

$$\begin{cases} P_{si} = V_{dsi}i_{dsi} + V_{qsi}i_{qsi} = -U_{si} \frac{M_i}{L_{si}} i_{qri} \\ Q_{si} = V_{qsi}i_{dsi} - V_{dsi}i_{qsi} = \frac{U_{si}\psi_{si}}{L_{si}} - \frac{U_{si}M_i}{L_{si}} i_{dri} \end{cases} \quad (5.8)$$

### 5.4.3 Modèle du convertisseur matriciel indirect

Le parc éolien étudié est subdivisé en trois sous groupes de puissance notés  $j = 1, 2, 3$  comme illustré par les Figures (5.8) et (5.9).

Chaque sous groupe de puissance est constitué de deux MADAs et un convertisseur statiques (Two-Stage Six-Leg Matrix Converter TS-SL-MC). Le TS-SL-MC composé d'un redresseur et de deux onduleurs, qui sont connectés au redresseur via une liaison continue sans éléments de stockage d'énergie. Les stators des 2 MADAs sont directement connectés au réseau. Les deux rotors sont raccordés au réseau électrique via trois convertisseurs statiques. Le convertisseur coté machine CCM de chaque MADA est un étage d'ondulation. Les deux MADAs du même sous groupe de puissance se partagent l'étage d'ondulation CCR. Ainsi on obtient un convertisseur matriciel indirect IMC pour chaque sous groupe de puissance.

Une telle topologie possède beaucoup d'avantages que l'on peut énumérer comme suit :

- ✓ Le coût réduit de l'installation par rapport aux structures classiques où chaque turbine possède proprement deux convertisseurs placés en back to back avec élément de stockage d'énergie nécessite un entretien quasi permanent ;
- ✓ La réversibilité totale en courant et en tension ;
- ✓ La possibilité du fonctionnement avec un facteur de puissance unitaire ;
- ✓ la qualité d'énergie meilleure sur les formes d'ondes courant/tension des deux cotés.

En outre, le CMI comprend un filtre RLC côté réseau nécessaire pour éviter les surtensions et pour fournir le filtrage des composantes à haute fréquence des courants d'entrée produit par la commutation et de la nature inductive de la MADA [17,18, 19].

Pour l'étage de redressement CCR, il y a neuf états de commutations possibles ; Et huit états de commutations possibles pour l'étage d'ondulation CCM. Pour avoir une tension de liaison continue positive ( $V_{dc} > 0$ ), les neuf états du redresseur se réduisent à seulement trois états valides dans chaque période d'échantillonnage [13]. Donc, le nombre total d'états de commutations possibles de TS-SL-MC de chaque sous groupe est  $3 \times 8 \times 8 = 192$  états de commutation possibles.

La tension de la liaison continue  $V_{dc}$  est synthétisée en fonction de la tension aux bornes de la capacité du filtrage ( $V_i = [v_{ia} \ v_{ib} \ v_{ic}]^T$ ) et les commutateurs de l'étage redresseur :

$$V_{dc} = [S_{r1} - S_{r4} \ S_{r3} - S_{r6} \ S_{r5} - S_{r2}] \cdot V_i \quad (5.9)$$

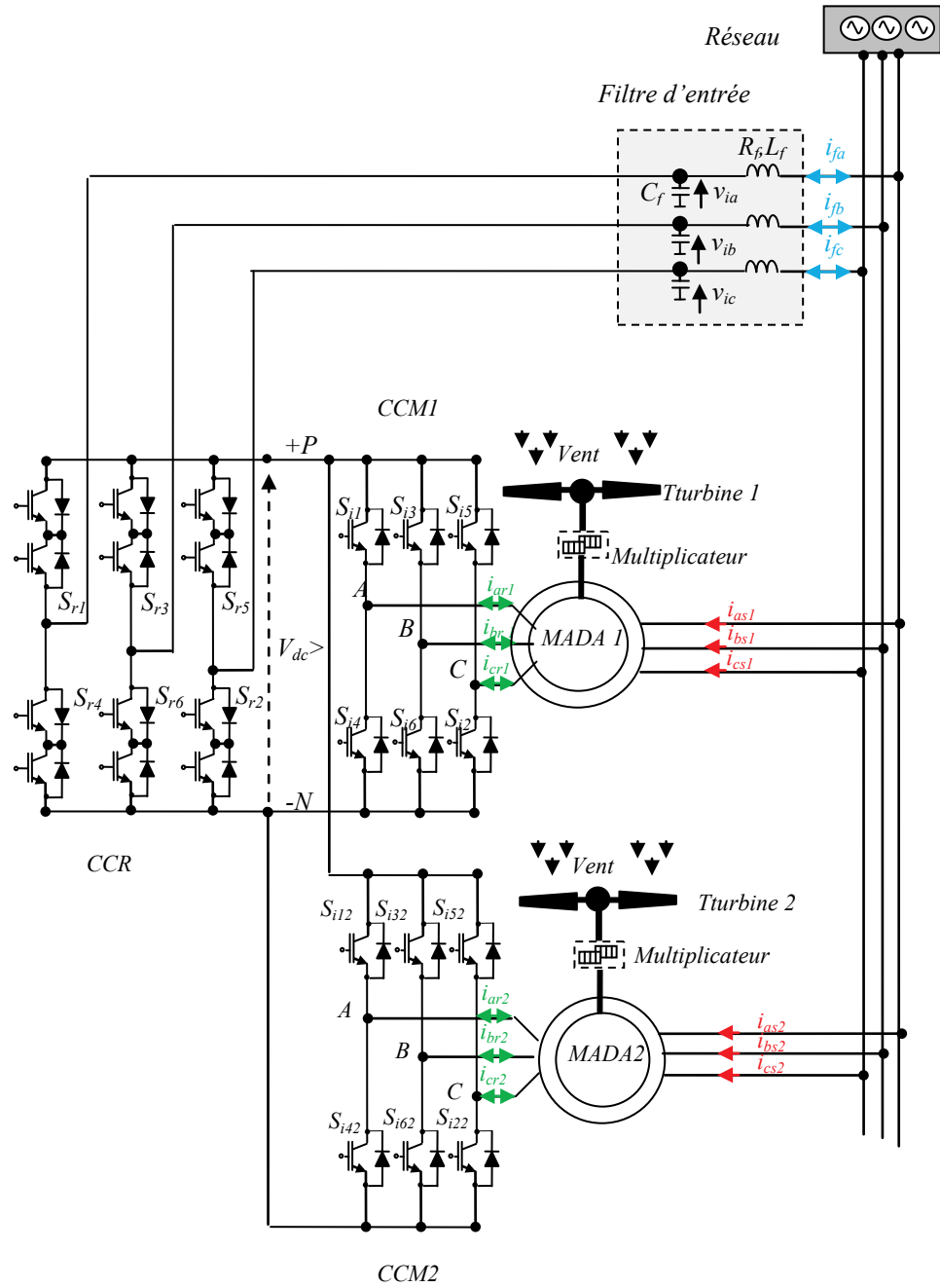


Fig. 5. 9: Topologie proposée de chaque sous groupe de puissance.

Le courant à l'entrée du filtre est donné par l'équation suivante :

$$i_f = \begin{bmatrix} i_{fa} \\ i_{fb} \\ i_{fc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{r1} - S_{r4} \\ S_{r3} - S_{r6} \\ S_{r5} - S_{r2} \end{bmatrix} \cdot i_{dc} \quad (5.10)$$

Le courant  $i_{dc1}$  de la liaison continue est déterminé par les états des interrupteurs du premier onduleur  $S_{i11} \dots S_{i16}$  et le courant rotorique de la première MADA  $i_{o1} = [i_{ar1} \ i_{br1} \ i_{cr1}]^T$  et les états des interrupteurs du deuxième onduleur  $S_{i21} \dots S_{i26}$  et les courants

## Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI

rotoriques de la deuxième MADA  $i_{o2} = [i_{ar2} \ i_{br2} \ i_{cr2}]^T$  pour  $i_{dc2}$ . Ces deux courants sont donnés par :

$$i_{dc1} = [S_{i11} \ S_{i13} \ S_{i15}] \cdot i_{o1} \quad (5.11)$$

$$i_{dc2} = [S_{i21} \ S_{i23} \ S_{i25}] \cdot i_{o2} \quad (5.12)$$

$$i_{dc} = i_{dc1} + i_{dc2} \quad (5.13)$$

Les tensions simples appliquées aux deux rotors des MADAs sont données par :

$$V_o = \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{ar1} \\ v_{br1} \\ v_{cr1} \\ v_{ar2} \\ v_{br2} \\ v_{cr2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{i11} - S_{i41} \\ S_{i31} - S_{i61} \\ S_{i51} - S_{i21} \\ S_{i12} - S_{i42} \\ S_{i32} - S_{i62} \\ S_{i52} - S_{i22} \end{bmatrix} \cdot \frac{v_{dc}}{2} \quad (5.14)$$

### 5.5 Application de la commande prédictive directe en puissance PDPC (Predictive Direct Power Control)

#### 5.5.1 Prédiction du courant rotorique

La prédiction des composantes directe et quadrature du courant rotorique est nécessaire pour l'exploiter dans la fonction de coût comme suit :

$$\begin{cases} i_{dri}(k+1) = \frac{T}{\sigma L_r} (V_{dri}(k) - r_r i_{dri}(k) + s_i \omega_{si} \sigma L_r i_{qri}(k)) + i_{dri}(k) \\ i_{qri}(k+1) = \frac{T}{\sigma L_r} (V_{qri}(k) - r_r i_{qri}(k) - s_i \omega_{si} \sigma L_r i_{dri}(k) - s_i \frac{M}{L_s} V_s) + i_{qri}(k) \end{cases} \quad (5.15)$$

Aussi, la prédiction des puissances statorique active et réactive sont données par :

$$\begin{cases} P_{si}(k+1) = -V_s \cdot \frac{M}{L_s} \cdot i_{qri}(k+1) \\ Q_{si}(k+1) = \frac{V_s \cdot \phi_s}{L_s} - \frac{V_s \cdot L_m}{L_s} \cdot i_{dri}(k+1) \end{cases} \quad (5.16)$$

#### 5.5.2 Prédiction de la puissance réactive d'entrée (coté filtre)

Le modèle du filtre RLC est défini en fonction du temps par les équations suivantes :

## Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI

$$\begin{cases} v_g(t) = R_f i_{fj}(t) + L_f \frac{di_{fj}(t)}{dt} + v_{ij}(t) \\ i_{fj}(t) = i_{ej}(t) + C_f \frac{dv_{ij}(t)}{dt} \end{cases} \quad (5.17)$$

Où l'indice  $j$  représente le rang de l'étage de redressement dans le parc (rang du CMI du parc  $j = 1, 2$  et  $3$ ) ;

$L_f$ ,  $R_f$  et  $C_f$  sont l'inductance, la résistance et la capacité du filtre respectivement ;

$v_g = [v_{ga} \ v_{gb} \ v_{gc}]^t$  : la tension du réseau ;

$i_f = [i_{fa} \ i_{fb} \ i_{fc}]^t$  : le courant du filtre ;

$v_i = [v_{ia} \ v_{ib} \ v_{ic}]^t$  : la tension aux borne de la capacité du filtrage ;

On peut représenter ce filtre sous forme d'espace d'états comme suit :

$$\dot{x}(t) = A_c x(t) + B_c u(t) \quad (5.18)$$

$$x(t) = \begin{bmatrix} v_i(t) \\ i_{ff}(t) \end{bmatrix}, u(t) = \begin{bmatrix} v_g(t) \\ i_{ej}(t) \end{bmatrix}, A_c = \begin{bmatrix} 0 & 1/C_f \\ -1/L_f & -R_f/L_f \end{bmatrix}, B_c = \begin{bmatrix} 0 & -1/C_f \\ 1/L_f & 0 \end{bmatrix}$$

On peut exploiter le modèle discret du filtre d'entrée pour estimer la valeur suivante du courant d'entrée en considérant les valeurs de tension et de courant mesurés à l'instant  $k$ . Le modèle discret dans l'espace d'états est déterminé par :

$$\begin{bmatrix} v_{ij}(k+1) \\ i_{fj}(k+1) \end{bmatrix} = A_q \begin{bmatrix} v_{ij}(k) \\ i_{fj}(k) \end{bmatrix} + B_q \begin{bmatrix} v_g(k) \\ i_{ej}(k) \end{bmatrix} \quad (5.19)$$

$$\text{Ou: } A_q = \begin{pmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{pmatrix} = e^{A_c T_s}, \quad B_q = \begin{pmatrix} B_{11} & B_{12} \\ B_{21} & B_{22} \end{pmatrix} = A_c^{-1} (A_c - I_{2 \times 2}) B_c$$

Finalement, on peut calculer la valeur prédite de la tension des capacités  $v_i$  et le courant de réseau  $i_f$  par les équations suivantes :

$$\begin{cases} v_{ij}(k+1) = A_{11} v_{ij}(k) + A_{12} i_{fj}(k) + B_{11} v_g(k) + B_{12} i_{ej}(k) \\ i_{fj}(k+1) = A_{21} v_{ij}(k) + A_{22} i_{fj}(k) + B_{21} v_g(k) + B_{22} i_{ej}(k) \end{cases} \quad (5.20)$$

Ainsi, la prédiction de la puissance réactive d'entrée  $Q_{gj}$  qui circule entre le réseau et le rotor par l'intermédiaire de l'étage de redressement du convertisseur matriciel indirect comme suit :

## **Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI**

$$Q_{fj}(k + 1) = i_{dfj}(k + 1).v_{qfj}(k + 1) - i_{qfj}(k + 1).v_{dfj}(k + 1) \quad (5.21)$$

### **5.5.3 Définition de la fonction de coût pour la gestion du parc éolien**

En raison de la flexibilité de la commande prédictive, des objectifs multiples peuvent être atteints en même temps par l'addition des fonctions qui représentent des performances désirés secondaire dans la fonction de coût globale  $F$ , les objectifs de contrôle dans ce travaille sont :

- Régulation de la puissance active et réactive du stator  $(P_s, Q_s)$  de chaque générateur du parc éolien.
- Contrôle de la puissance réactive côté réseau pour assurer le fonctionnement avec un facteur de puissance unitaire.

Ces deux objectifs sont résumés dans la fonction de coût globale  $F$  incluant ainsi 5 termes comme suit:

$$F_j = \left( \sum_{i=1}^2 (|P_{sij}^*(k+1) - P_{sij}^p(k+1)| + |Q_{sij}^*(k+1) - Q_{sij}^p(k+1)|) \right) + \lambda_{Qf} |Q_{fj}^*(k+1) - Q_{fj}^p(k+1)| \quad (5.22)$$

$\lambda_{Qf}$  est le coefficient de pondération pour la puissance réactive coté filtre ( $\lambda_{Qf} = 1$ ) ;

$i$  : est le nombre de générateur de chaque sous groupe de puissance ( $i = 1, 2$ ) ;

$j$  : est le nombre de sous groupe de puissance ( $j = 1, 2, 3$ ).

### **5.6 Supervision des puissances actives et réactives d'une ferme éolienne**

Dans toute circonstance et sous n'importe quelle condition du vent, le gestionnaire du réseau commande la production de la ferme éolienne selon des tâches de contrôle différentes, exactement comme une centrale électrique conventionnelle. L'opérateur du système supervise le comportement du parc éolien grâce à un système de contrôle complexe. En fonction de l'état réel du réseau, l'opérateur du système émet des demandes spécifiques au niveau du contrôle central du parc éolien qui prépare et envoie d'autres signaux de référence à chaque niveau de contrôle local de l'éolienne.

Dans ce contexte, la ferme éolienne est constituée de deux unités de contrôle dont la

## Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI

première unité (unité de supervision centrale) qui contrôle la production d'électricité du parc éolien en envoyant des références de puissance active et réactive au niveau du contrôle de chaque turbine éolienne. Ces références de puissance sont préparées au niveau du système de contrôle éolien à partir de plusieurs mesures au point de couplage commun (PCC) et sur la puissance disponible de chaque éolienne. La deuxième unité (unité de supervision locale) qui traite le système de commande local de chaque éolienne et assure que les références envoyées du niveau du contrôle du parc éolien sont atteintes [12-20].

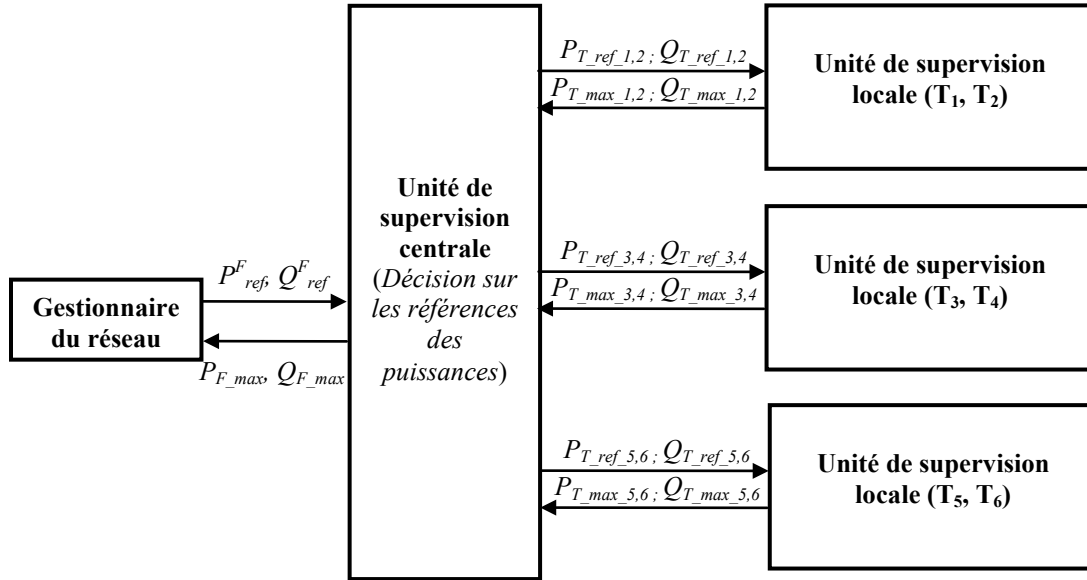


Fig. 5. 10: Schéma synoptique pour le contrôle de la puissance dans la ferme éolienne.

### 5.6.1 Unité de supervision centrale de la ferme éolienne

L'objectif principal de l'unité de supervision central de la ferme éolienne est de contrôler les puissances active et réactive totales à injecter au réseau électrique par la ferme éolienne selon des demandes spécifiques par le gestionnaire du réseau. Pour élaborer les signaux de référence pour chaque éolienne, le contrôleur du parc éolien reçoit une demande horaire de puissance ( $P_{F\_ref}$ ,  $Q_{F\_ref}$ ) du gestionnaire du réseau. Celui- envoi ci aussi la capacité maximale de production de la puissance ( $P_{F\_max}$ ,  $Q_{F\_max}$ ).

Par l'addition des puissances actives maximales disponibles au niveau de chaque éolienne de la ferme, la capacité de production maximale de la puissance active est définie par:

$$P_{F\_max} = \sum_{i=1}^n P_{T\_max\_i} \quad (5.23)$$

De la même façon, la capacité de production de la puissance réactive de la ferme est estimée par la somme de toutes les puissances réactives maximales que peut produire chaque éolienne de la ferme.

$$Q_{F\_max} = \sum_{i=1}^n Q_{T\_max\_i} \quad (5.24)$$

## **Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI**

Le dispatching des références des puissances active et réactive de chaque éolienne ( $P_{T\_ref\_i}$ ,  $Q_{T\_ref\_i}$ ) est effectué par l'algorithme de distribution proportionnelle de la puissance. L'intérêt de cet algorithme est de s'assurer que l'éolienne ayant la plus grande capacité de production (en puissance active et réactive), va recevoir la référence de puissance la plus élevée. Ces références sont définies par les équations (5.25) et (5.26), celles-ci seront envoyées en temps réel aux unités de supervision locale de chaque éolienne:

$$P_{T\_ref\_i} = \frac{P_{T\_max\_i}}{P_{F\_max}} \cdot P_{F\_ref} \quad (5.25)$$

$$Q_{T\_ref\_i} = \frac{Q_{T\_max\_i}}{Q_{F\_max}} \cdot Q_{F\_ref} \quad (5.26)$$

Cet algorithme garantit que toutes les éoliennes fonctionnent suffisamment loin de leur capacité de production maximale afin de ne pas saturer les turbines du parc. Cependant, la mise en œuvre de cet algorithme est un peu complexe car elle a besoin des informations sur la puissance aérodynamique disponible de toutes les éoliennes. Par ailleurs, la difficulté d'estimation de cette dernière au niveau de chaque éolienne dépend directement de la vitesse du vent (grandeur difficilement mesurable) et rend cette méthode approximative [12-20].

### **5.6.2 Unité de supervision locale de la ferme éolienne**

Cette unité envoie des informations sur la capacité maximale des puissances (active et réactive) de chaque éolienne ( $P_{T\_max\_i}$ ,  $Q_{T\_max\_i}$ ). Elles sont basées sur le fonctionnement au point de puissance maximale (MPPT) en fonction de la vitesse optimale. La capacité de production de la puissance maximale est effectuée par l'estimation de la puissance aérodynamique disponible de chaque éolienne, celle-ci représentée par l'équation suivante :

$$P_{T\_max\_i} = P_{aéro\_i} \quad (5.27)$$

La capacité de production de la puissance réactive maximale de chaque turbine est effectuée par l'addition des deux puissances réactives fournies par le stator de la MADA ( $Q_{s\_max}$ ) et par le filtre ( $Q_{f\_max}$ ) par :

$$Q_{T\_max\_i} = Q_{s\_max\_i} + Q_{f\_max\_j} \quad (5.28)$$

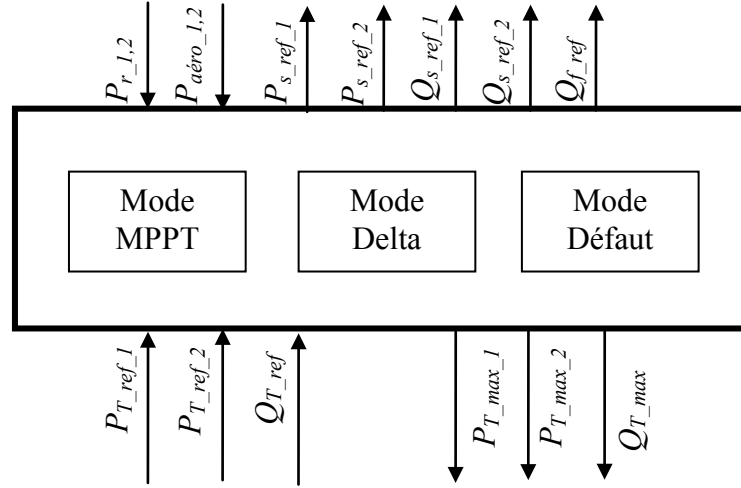


Fig. 5. 11: Unité de supervision locale

La puissance active de référence de chaque éolienne ( $P_{T\_ref\_i}$ ) élaborée par l'unité de supervision centrale est générée seulement par le stator de la MADA ( $P_{s\_i}$ ). Par contre, la puissance réactive totale ( $Q_{T\_ref}$ ) est produite par la somme des puissances réactive fournit par la puissance réactive statorique de la première MADA ( $Q_{s\_1}$ ), la deuxième MADA ( $Q_{s\_2}$ ) et la puissance réactive du filtre ( $Q_f$ ). Dans ce contexte, l'unité de supervision centrale coordonne la distribution de la puissance active entre le stator de la première MADA et la deuxième MADA. La détermination des puissances actives de références pour la première et la deuxième éolienne ( $P_{s\_1}$  et  $P_{s\_2}$ ) sont calculées à partir de la puissance active de référence de chaque éolienne par l'équation suivante :

$$P_{s\_ref\_1} = P_{T\_ref\_1} - P_{r\_1} \quad (5.29)$$

$$P_{s\_ref\_2} = P_{T\_ref\_2} - P_{r\_2} \quad (5.30)$$

A partir des équations (5.27), (5.29) et (5.30), le calcul des puissances maximales et la puissance statorique de référence de chaque turbine nécessite les informations sur la puissance aérodynamique disponible au niveau de chaque éolienne  $P_{aéro\_i}$  et la puissance active rotorique  $P_{r\_i}$ .

L'unité de supervision locale distribuée les références des puissances réactives pour chaque éolienne d'une manière à imposé un facteur de puissance unitaire au niveau du filtre d'entrée ( $Q_{f\_ref} = 0$ ). La puissance réactive de référence élaborée par l'unité de supervision centrale ( $Q_{T\_ref}$ ) pour le stator de la MADA [12-20] sont données par :

$$Q_{s\_ref\_i} = Q_{T\_ref\_i} \quad (5.31)$$

$$Q_{f\_ref\_j} = 0 \quad (5.32)$$

Malgré les avantages de l'algorithme de disruption proportionnel de la puissance tel que le fonctionnement lointain de la limite maximale de la puissance réactive et la distribution

## **Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI**

de la puissance active d'une façon proportionnel afin d'éviter la saturation des éoliennes, l'implémentation de cet algorithme est un peu complexe puisqu'on a besoin des informations de la puissance aérodynamique disponible de toutes les éoliennes (cette grandeur électrique dépend directement de la vitesse du vent et donc difficile à mesurer) [12,20].

### **5.7 Algorithme de supervision locale de la puissance réactive**

Cet algorithme a pour but de distribuer la production de la puissance réactive de référence pour chaque éolienne, un algorithme de supervision locale prend en compte la capacité de production maximale. Comme un exemple nous avons choisie trois modes de fonctionnement : mode MPPT, Delta et Défaut.

#### **5.7.1 Mode MPPT**

Dans ce mode de contrôle, la ferme éolienne est demandée à produire sa puissance active maximale. Dans ce cas, le stator de la MADA produit uniquement la puissance active, la puissance réactive du filtre à l'entrée compense la totalité de la puissance réactive de référence demandée.

$$Q_{f\_ref\_i} = Q_{T\_ref\_i} \qquad Q_{s\_ref\_i} = 0 \qquad (5.33)$$

Si la référence de la puissance réactive demandée de l'éolienne  $Q_{T\_ref\_i}$  est supérieure à la puissance réactive maximale que peut produire le filtre  $Q_{f\_max\_i}$ , le convertisseur fournit la puissance réactive maximale produite par le filtre et le stator fournit la puissance réactive complémentaire.

$$Q_{f\_ref\_i} = Q_{f\_max\_i} \qquad Q_{s\_ref\_i} = Q_{T\_ref\_i} - Q_{f\_max\_i} \qquad (5.34)$$

#### **5.7.2 Mode Delta**

Ce mode de fonctionnement permet à la ferme éolienne de fonctionner à une marge inférieure à sa puissance maximale de production (mode de fonctionnement en puissance de réserve). Dans ce mode de contrôle, le stator de la MADA et le filtre contribuent à fournir la puissance réactive requise d'une manière coordonnée. En utilisant l'algorithme de distribution proportionnelle pour calculer les puissances réactives de références.

$$Q_{f\_ref\_i} = \frac{Q_{T\_ref\_i}}{Q_{T\_max\_i}} \cdot Q_{f\_max\_i} \qquad (5.35)$$

$$Q_{s\_ref\_i} = \frac{Q_{T\_ref\_i}}{Q_{T\_max\_i}} \cdot Q_{s\_max\_i} \qquad (5.36)$$

$$P_{s\_ref\_i} = P_{s\_mppt\_i} - \Delta P \qquad (5.37)$$

**5.7.3 Mode de défaut**

Ce troisième mode est défini en cas de défaut, Le crow bar court-circuite le rotor de la MADA et le filtre à l'entrée du convertisseur est exploité pour compenser la puissance réactive demandée, dans la limite de sa capacité maximale de production du réactif.

$$Q_{f\_ref\_i} = Q_{T\_ref\_i} - Q_{s\_max\_i} \qquad Q_{s\_ref\_i} = Q_{s\_max\_i} \qquad (5.38)$$

L'algorithme proposé pour la supervision locale est illustré sur la figure 5.12

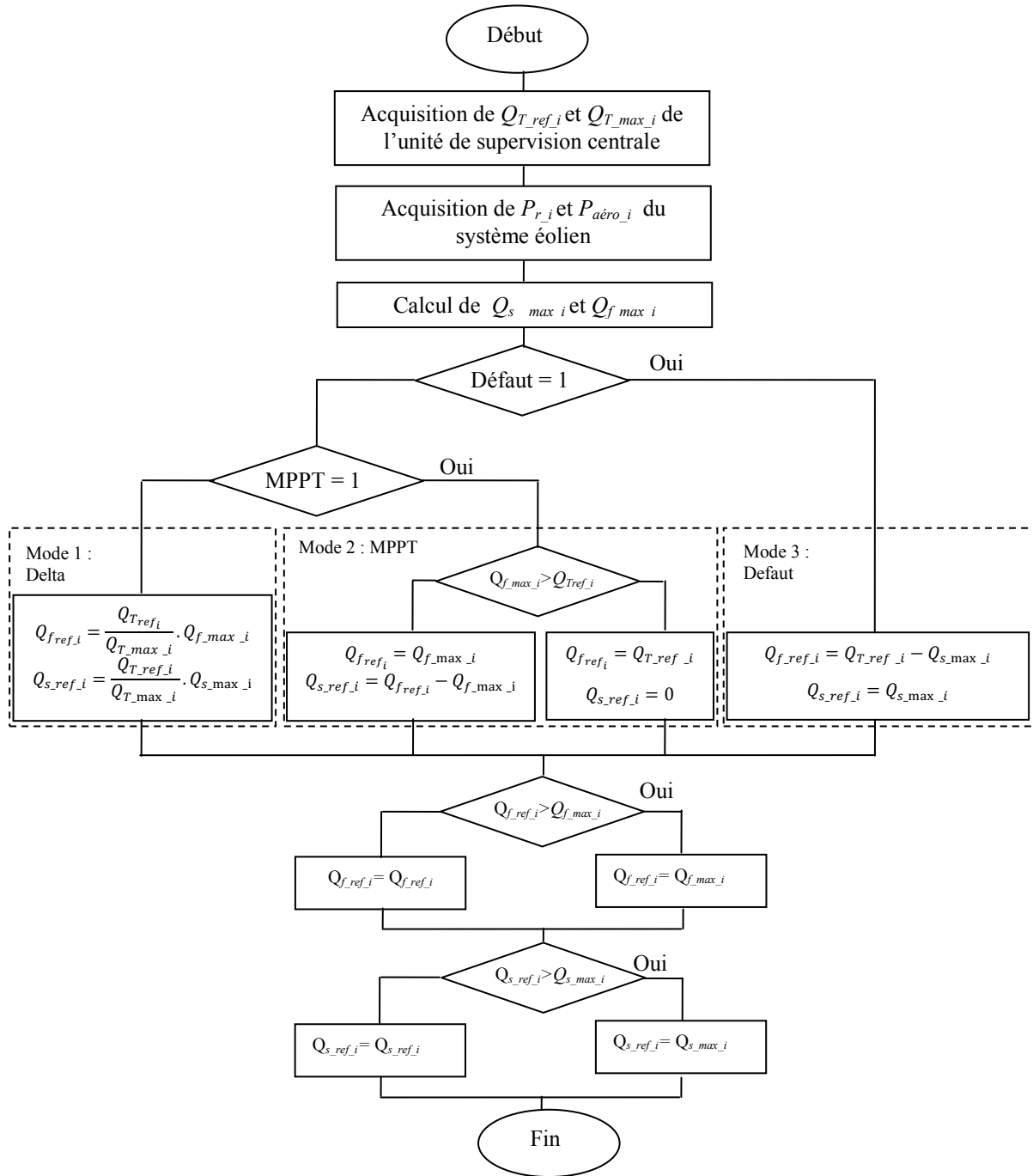


Fig. 5. 12: Algorithme de supervision locale de la puissance réactive [12].

**5.8 Limites de la puissance réactive de la MADA**

Dans cette partie, un modèle mathématique est utilisé pour le calcul des limites de la puissance réactive de la MADA. Les équations (5.39) et (5.40) peuvent être représentées par le circuit équivalent par phase en T de la MADA (Figure 5.13) qui décrit la relation entre la tension et le courant du stator et du rotor. La tension et le courant du rotor sont ramenés au stator [21-23].

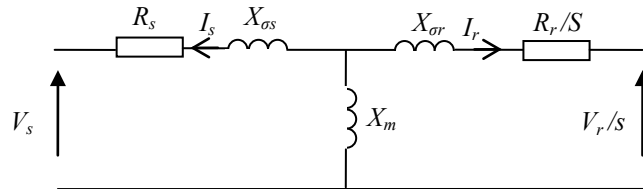


Fig. 5. 13: Circuit équivalent par phase de la MADA

$$\vec{V}_s = -R_s \vec{I}_s - jX_s \vec{I}_s - jX_m(\vec{I}_r + \vec{I}_s) \quad (5.39)$$

$$\frac{\vec{V}_r}{s} = -\frac{R_r}{s} \vec{I}_r - jX_r \vec{I}_r - jX_m(\vec{I}_r + \vec{I}_s) \quad (5.40)$$

La capacité maximale de la puissance réactive de la MADA est limitée par les contraintes suivantes :

- Pour le stator, la machine est limitée par la tension et le courant statorique maximaux ( $U_{s\_max}$  et  $I_{s\_max}$ ) :

$$I_s < I_{s\_max} \quad (5.41)$$

$$U_s < U_{s\_max} \quad (5.42)$$

- Similairement, le rotor de la machine est contraint par la tension et le courant rotorique maximales ( $U_{r\_max}$  et  $I_{r\_max}$ ) :

$$I_r < I_{r\_max} \quad (5.43)$$

$$U_r < U_{r\_max} \quad (5.44)$$

- La puissance apparente du convertisseur coté réseau ne doit pas dépasser sa valeur maximale :

$$S_c < S_{c\_max} \quad (5.45)$$

- Le glissement de la machine peut osciller entre les valeurs maximale et minimale ( $S_{min}$ ;  $S_{max}$ ) qui sont spécifiées par le fabricant.

### 5.8.1 Limitation de la puissance réactive par la contrainte du courant statorique

Les puissances active et réactive du stator sont définies comme suit:

$$P_s = 3 V_s I_s \cos\varphi \quad (5.46)$$

$$Q_s = 3 V_s I_s \sin\varphi \quad (5.47)$$

En absence d'harmoniques, la relation entre la puissance active, réactive et apparente statorique en fonction du courant statorique est décrite par:

$$P_s^2 + Q_s^2 = S_s^2 \quad (5.48)$$

A partir de l'équation (5.48) on peut déterminer la limite de la puissance réactive minimale et maximale en fonction du courant statorique maximale ( $I_s = I_{s\_max}$ ) comme suit :

$$Q_{s\_max} = -Q_{s\_min} = \sqrt{(3V_s I_{s\_max})^2 - P_s^2} \quad (5.49)$$

La puissance active statorique en fonction du glissement et la puissance aérodynamique de la turbine est donnée par :

$$P_s = \frac{1}{1-s} P_{aéro} \quad (5.50)$$

En remplaçant l'équation (5.50) dans (5.49) on obtient la nouvelle relation de la limite de la puissance réactive maximale :

$$Q_{s\_max} = -Q_{s\_min} = \sqrt{(3V_s I_{s\_max})^2 - \left(\frac{1}{1-s} P_{aéro}\right)^2} \quad (5.51)$$

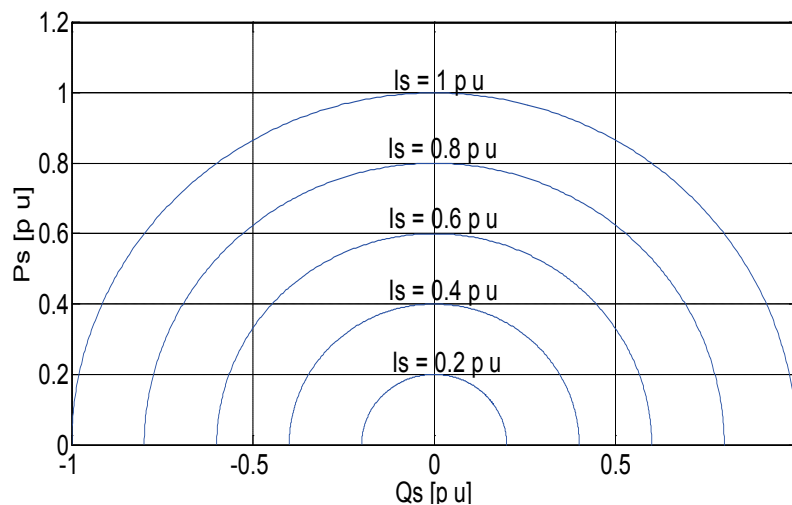


Fig. 5. 14: Courants statoriques et diagrammes ( $P_s$ ,  $Q_s$ ) correspondant.

**5.8.2 Limitation de la puissance réactive par la contrainte du courant rotorique**

On a vu au troisième chapitre que les courants du rotor s'expriment en fonction des puissances active et réactive par :

$$\begin{cases} i_{qr} = -\frac{L_s}{U_s M} P_s \\ i_{dr} = -\frac{L_s}{U_s M} Q_s + \frac{U_s}{w_s M} \end{cases} \quad (5.52)$$

La limite de la puissance réactive en fonction de la contrainte du courant rotorique est calculée par:

$$i_{dr}^2 + i_{qr}^2 \leq i_{r\_max}^2 \quad (5.53)$$

On remplaçant l'équation (5.52) dans l'équation (5.53), on obtient la relation suivante:

$$\left(-\frac{L_s}{U_s M} Q_s + \frac{U_s}{w_s M}\right)^2 + \left(-\frac{L_s}{U_s M} P_s\right)^2 \leq i_{r\_max}^2 \quad (5.54)$$

Finalement, la limite minimale et maximale de la puissance réactive en fonction du courant rotorique maximum sont définies par :

$$\begin{cases} Q_{s\_max} = \sqrt{\left(\frac{3V_s X_m}{X_s} I_{r\_max}\right)^2 - P_s^2} - \frac{3V_s^2}{X_s} \\ Q_{s\_min} = -\sqrt{\left(\frac{3V_s X_m}{X_s} I_{r\_max}\right)^2 - P_s^2} - \frac{3V_s^2}{X_s} \end{cases} \quad (5.55)$$

En fonction de la puissance aérodynamique de l'éolienne, les limites minimale et maximale de la capacité de production du réactif sont réécrites par :

$$\begin{cases} Q_{s\_max} = \sqrt{\left(\frac{3V_s X_m}{X_s} I_{r\_max}\right)^2 - \left(\frac{1}{1-S} p_{aéro}\right)^2} - \frac{3V_s^2}{X_s} \\ Q_{s\_min} = -\sqrt{\left(\frac{3V_s X_m}{X_s} I_{r\_max}\right)^2 - \left(\frac{1}{1-S} p_{aéro}\right)^2} - \frac{3V_s^2}{X_s} \end{cases} \quad (5.56)$$

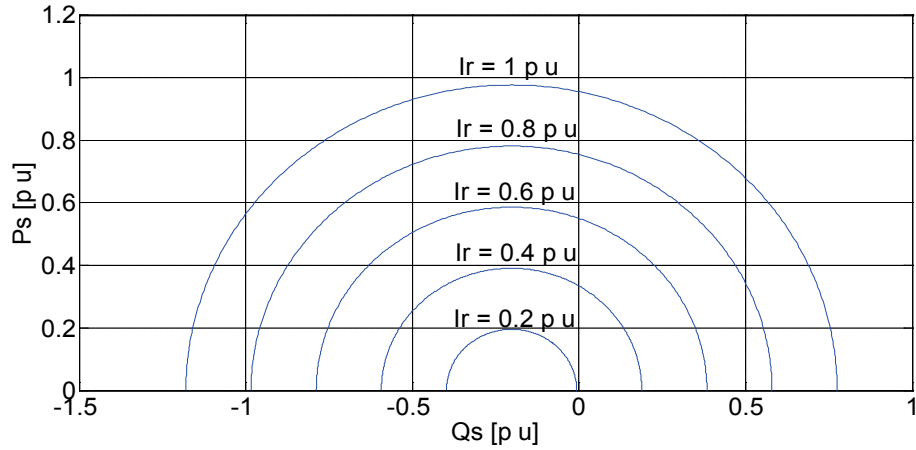


Fig. 5. 15: Courants rotoriques et diagrammes ( $P_s$ ,  $Q_s$ ) correspondants.

### 5.8.3 Limitation de la puissance réactive par la contrainte de la tension rotorique

Les limites minimale et maximale de la puissance réactive en fonction de la tension rotorique maximale et le glissement sont données par [12]:

$$\begin{cases} Q_{s\_max} = \sqrt{\left(3V_s \frac{X_m}{\sigma X_s X_r S} V_{r\_max}\right)^2 - P_s^2} - \frac{3V_s^2}{\sigma X_s} \\ Q_{s\_min} = -\sqrt{\left(3V_s \frac{X_m}{\sigma X_s X_r S} V_{r\_max}\right)^2 - P_s^2} - \frac{3V_s^2}{\sigma X_s} \end{cases} \quad (5.57)$$

Celles-ci réécrites en fonction de la puissance aérodynamique par :

$$\begin{cases} Q_{s\_max} = \sqrt{\left(3V_s \frac{X_m}{\sigma X_s X_r S} V_{r\_max}\right)^2 - \left(\frac{1}{1-S} p_{aéro}\right)^2} - \frac{3V_s^2}{\sigma X_s} \\ Q_{s\_min} = -\sqrt{\left(3V_s \frac{X_m}{\sigma X_s X_r S} V_{r\_max}\right)^2 - \left(\frac{1}{1-S} p_{aéro}\right)^2} - \frac{3V_s^2}{\sigma X_s} \end{cases} \quad (5.58)$$

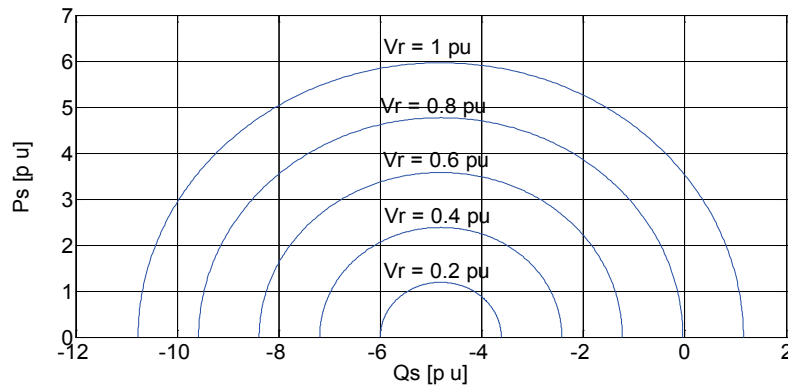


Fig. 5. 16: Tension rotoriques et diagrammes ( $P_s$ ,  $Q_s$ ) correspondants.

**5.8.4 Limitation de la puissance réactive par la contrainte de la stabilité en régime permanent**

La puissance active du stator s'exprime aussi en fonction de la tension statorique, le courant rotorique et l'angle entre le courant rotorique et la tension statorique par [12]:

$$P_s = 3V_s \frac{X_m}{X_s} I_r \sin \delta \quad (5.59)$$

La puissance active augmente lorsque l'angle  $\delta$  augmente de  $0$  à  $\pi/2$  ce qui conduit à un fonctionnement stable, et la puissance active décroît lorsque l'angle  $\delta$  augmente de  $\pi/2$  à  $\pi$  ce qui provoque un fonctionnement instable. Donc, le point limite de fonctionnement de la MADA est obtenu lorsque  $\delta = \pi/2$ .

On définit la limite de stabilité en régime permanent par [12]:

$$Q_{s\_lim\_stab} = \max \left( -\frac{3V_s^2}{X_s}, -\frac{3V_s^2}{\sigma X_s} \right) \quad (5.60)$$

Comme le coefficient  $\sigma < 1$ , la limite de stabilité est donnée par la droite constante d'équation :

$$Q_s = Q_{s\_lim\_stab} = -\frac{3V_s^2}{X_s} \quad (5.61)$$

**5.8.5 Limitation de la puissance réactive avec prise en compte de toutes les contraintes.**

La puissance réactive maximale est calculée en tenant compte de l'intersection des différentes contraintes notamment celles du courant statorique et rotorique, celle de la tension rotorique et la stabilité du fonctionnement de la MADA en régime permanent. L'intersection des diagrammes ( $P_s$ ,  $Q_s$ ) résumant l'influence de toutes les contraintes pour un glissement  $s = 0.3$  est illustrée par la figure (5.17) ou la zone de fonctionnement acceptable pour le fonctionnement de la MADA est représentée par la zone hachurée déterminant l'aire de la capacité de compensation du réactif.

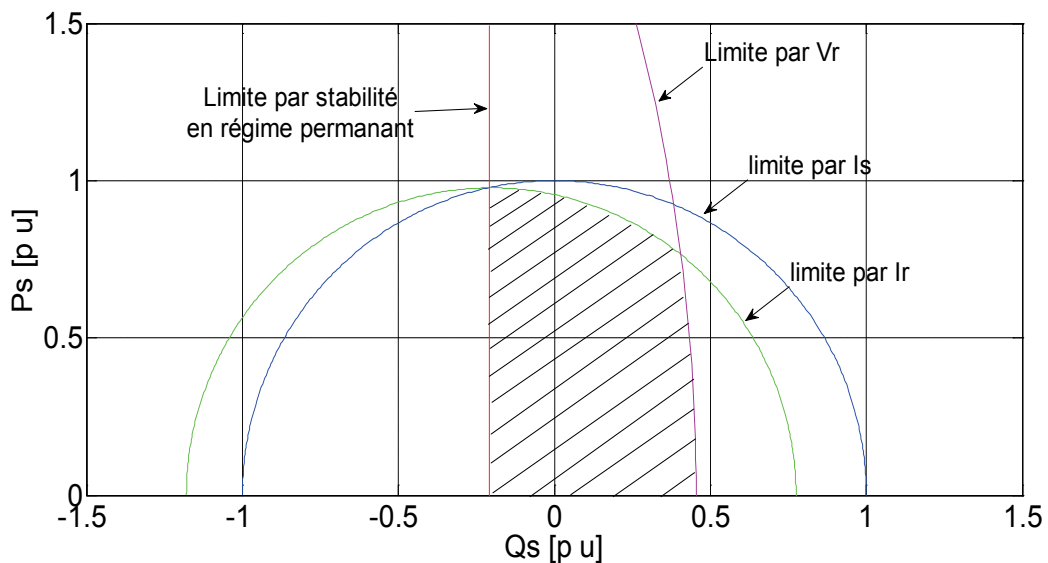


Fig. 5. 17: Zone de fonctionnement acceptable de la MADA

### 5.8.6 Limitation de la puissance réactive du convertisseur

La dernière limite requise dans notre étude est la puissance réactive pour le convertisseur côté réseau, la puissance apparente  $S_{c\_max}$  du convertisseur coté réseau définira les limites de la puissance réactive injectée au réseau.

$$P_c^2 + Q_c^2 = S_{c\_max}^2 \quad (5.62)$$

Les limites minimale et maximale de la puissance réactive du convertisseur coté réseau sont définies par les équations suivantes :

$$\begin{cases} Q_{c\_max} = \sqrt{S_{c\_max}^2 - P_r^2} \\ Q_{c\_min} = -\sqrt{S_{c\_max}^2 - P_r^2} \end{cases} \quad (5.63)$$

### 5.9 Résultats de simulation

La structure globale de la ferme éolienne proposée est basée sur des MADAs alimentées par des convertisseurs matriciels indirects connectés au réseau électrique est présentée sur la Figure 5.8. Ce parc éolien se compose de six générateurs (MADA) de même puissance nominale 2MW dont les paramètres sont donnés en annexe et qui subissent six profils de vent différents. Le contrôle des convertisseurs matriciels est réalisé par la commande prédictive directe en puissance PDPC.

La distribution des puissances de références est assurée par l'algorithme de distribution proportionnelle. Ce système de production (ferme éolienne et son unité de supervision centrale) a été simulé sous Matlab (m.file) avec une période d'échantillonnage  $T_s = 10\mu s$ . Le fonctionnement de la ferme est simulé selon un plan de contrôle imposé par le gestionnaire du réseau. Cet algorithme est basé sur trois modes de fonctionnement : le mode MPPT pour fournir la puissance maximale au réseau, puis le mode de réserve dit mode Delta, qui permet la participation avec un autre type de contrôle comme le réglage de la fréquence (si celle-ci dévie de sa valeur de 50Hz) en terminant par le mode de défaut qui simule une défaillance au niveau du réseau électrique.

Dans notre travail la simulation est effectuée durant 60 s, à chaque demi période nous avons appliqué les trois modes de contrôle. Chaque éolienne subit un profil de vitesse du vent différent comme illustré par la figure 5.18.

L'évolution des vitesses des six MADAs est représentée par la Figure 5.18. La Figure 5.19 illustre la puissance active totale de la ferme, alors que les Figures (5.21) jusqu'à (5.26) montrent le profil de la puissance active statorique de chaque générateur. Les Figures (5.27) jusqu'à (5.32) montrent le profil de la puissance réactive statorique ainsi que sa valeur maximale pour chaque générateur. Les Figures (5.33)-(5.35) illustrent les puissances réactives qui transitent par les trois filtres RLC, enfin la Figure (5.36) montre l'allure du courant du filtre lors du changement de la consigne de la puissance réactive d'une valeur nulle (courant en opposition de phase avec la tension du réseau) à une valeur

non nulle (le courant du filtre déphasé par rapport à la tension du réseau).

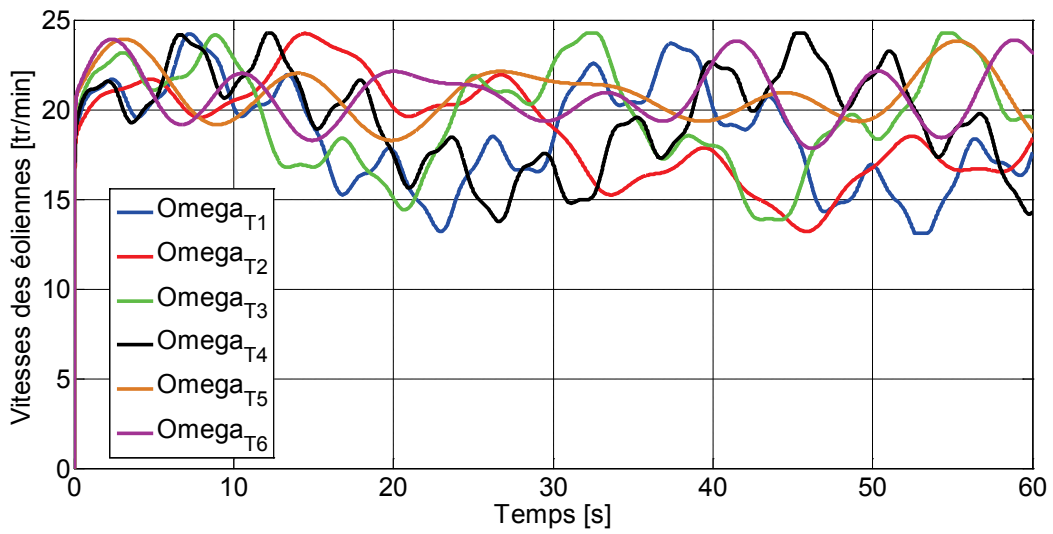


Fig. 5.18: Profile des vitesses des MADAs

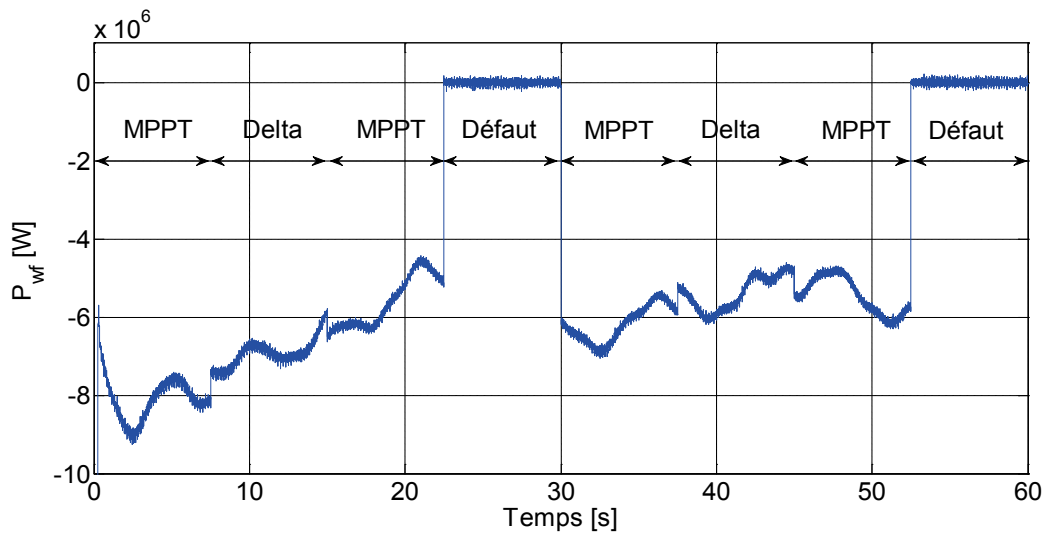


Fig. 5.19: Puissance active totale de la ferme éolienne

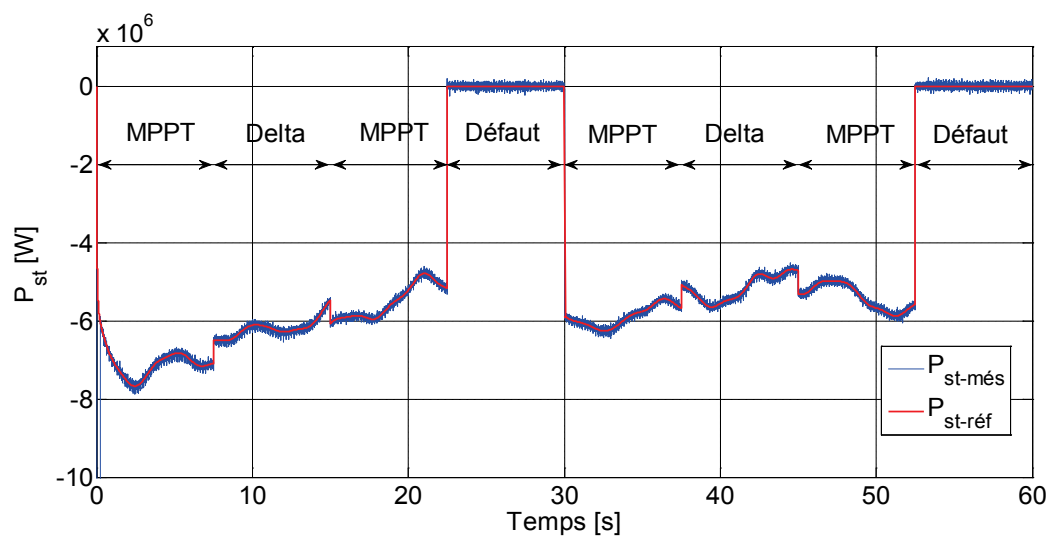


Fig. 5.20: Puissance active statorique totale de la ferme

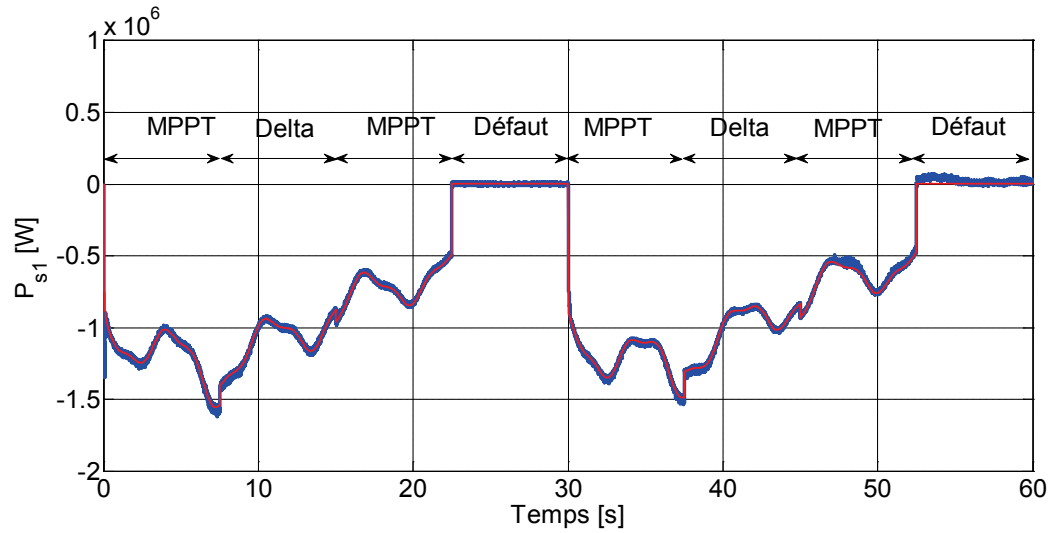


Fig. 5. 21: Puissance active statorique de la première MADA

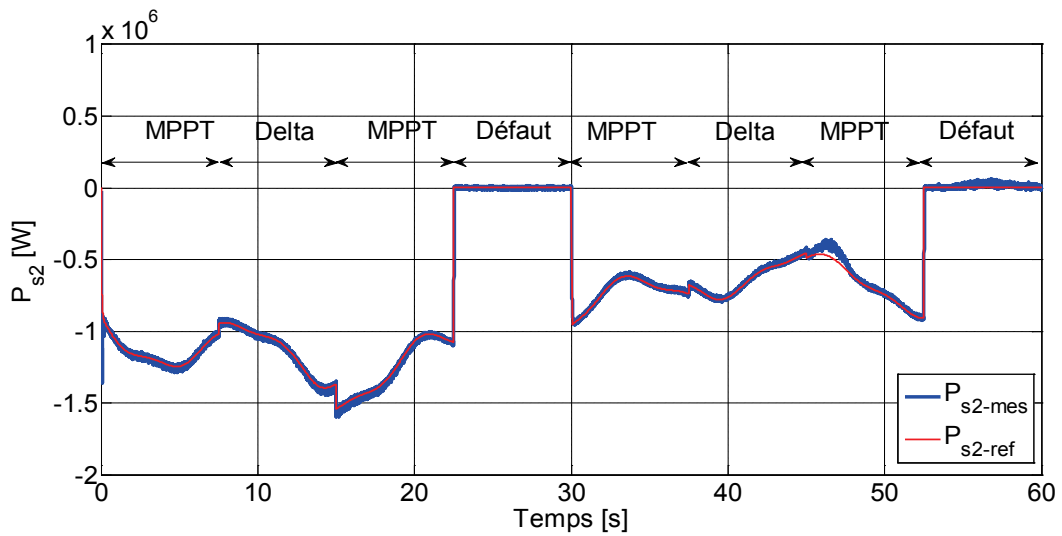


Fig. 5. 22: Puissance active statorique de la deuxième MADA

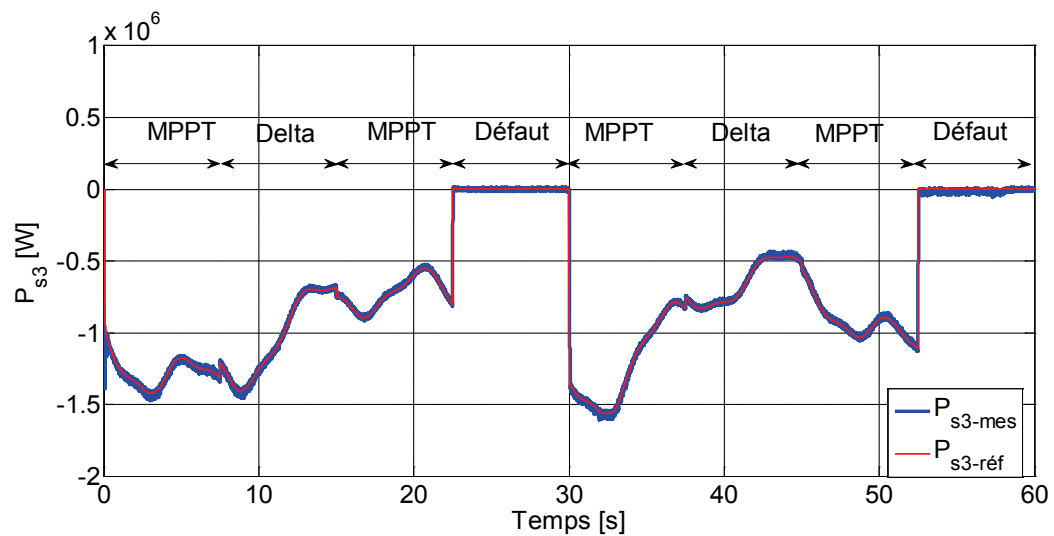


Fig. 5. 23: Puissance active statorique de la troisième MADA

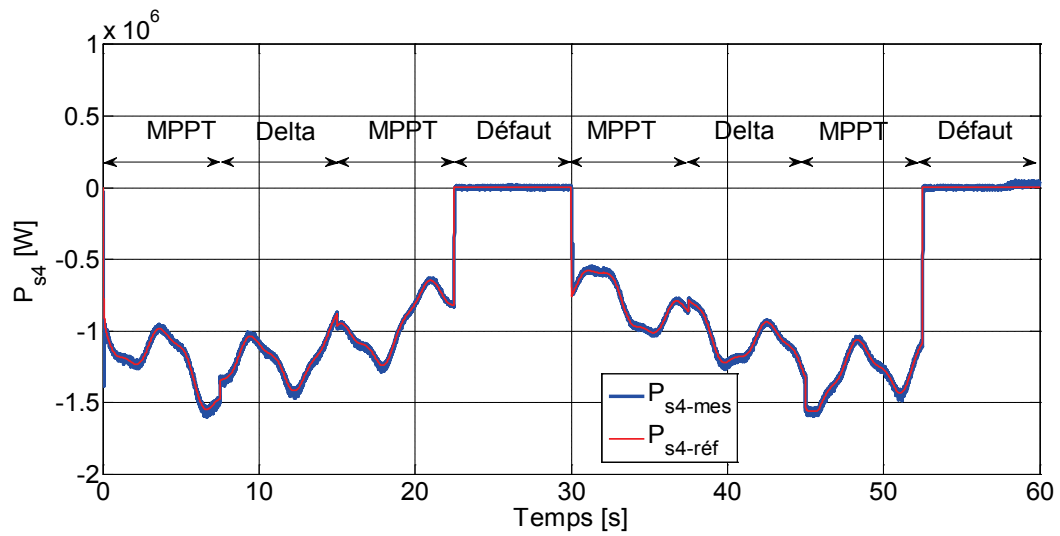


Fig. 5. 24: Puissance active statorique de la quatrième MADA

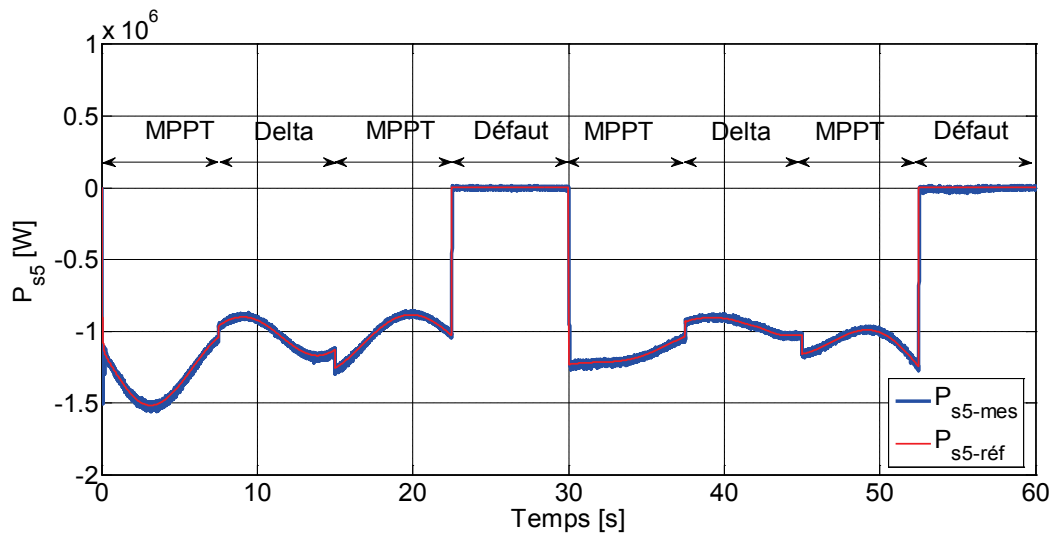


Fig. 5. 25: Puissance active statorique de la cinquième MADA

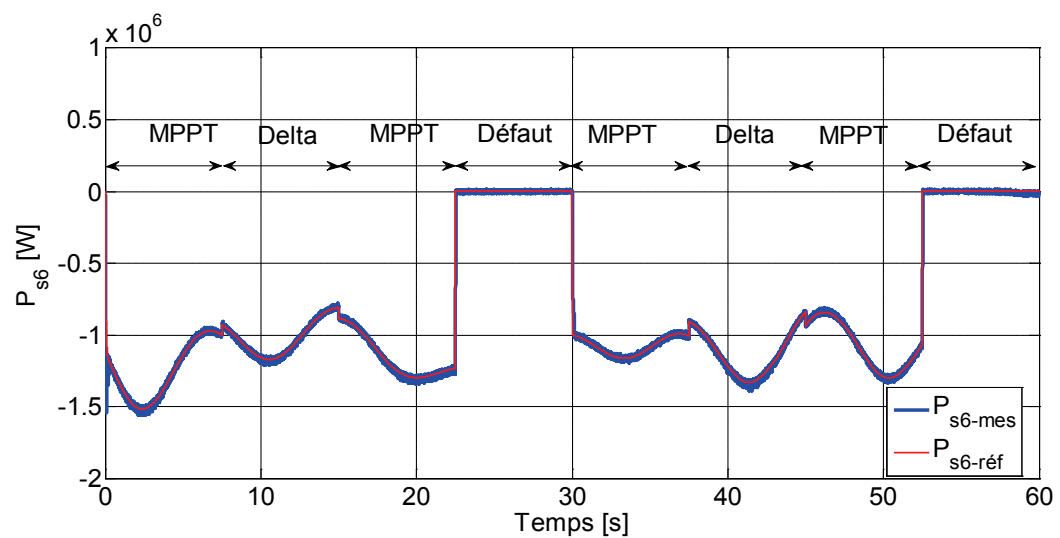


Fig. 5. 26: Puissance active statorique de la sixième MADA

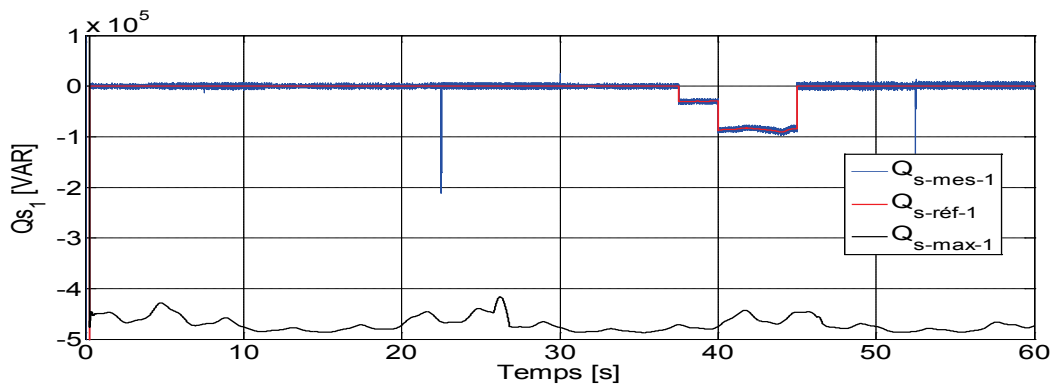


Fig. 5. 27: Puissance réactive statorique de la première MADA.

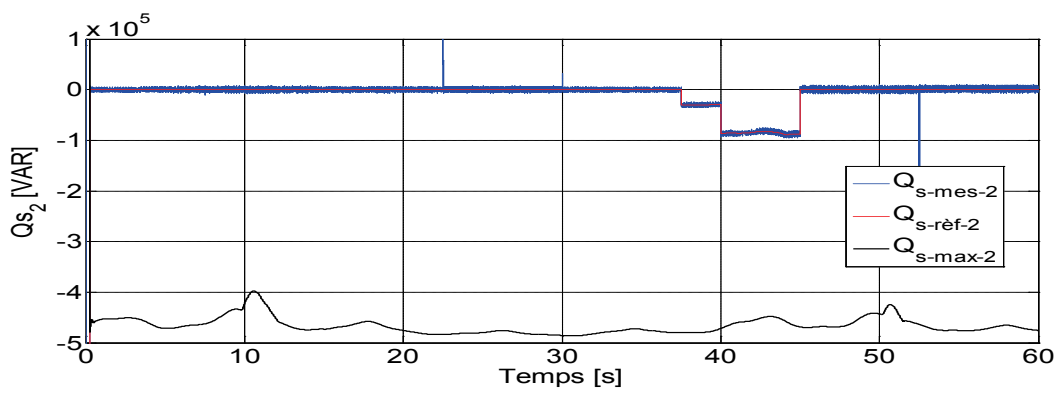


Fig. 5. 28: Puissance réactive statorique de la deuxième MADA

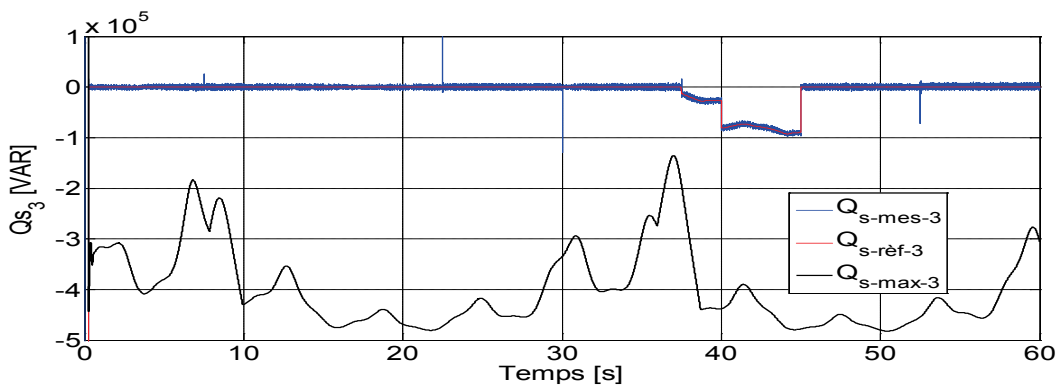


Fig. 5. 29: Puissance réactive statorique de la troisième MADA

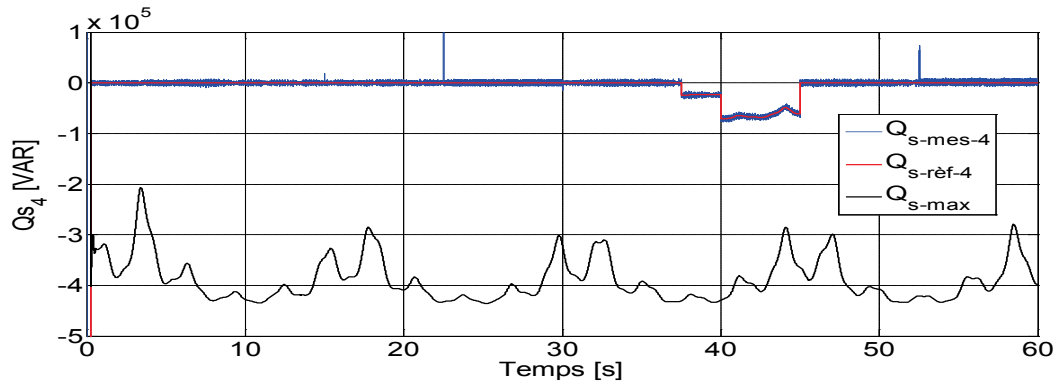


Fig. 5. 30: Puissance réactive statorique de la quatrième MADA.

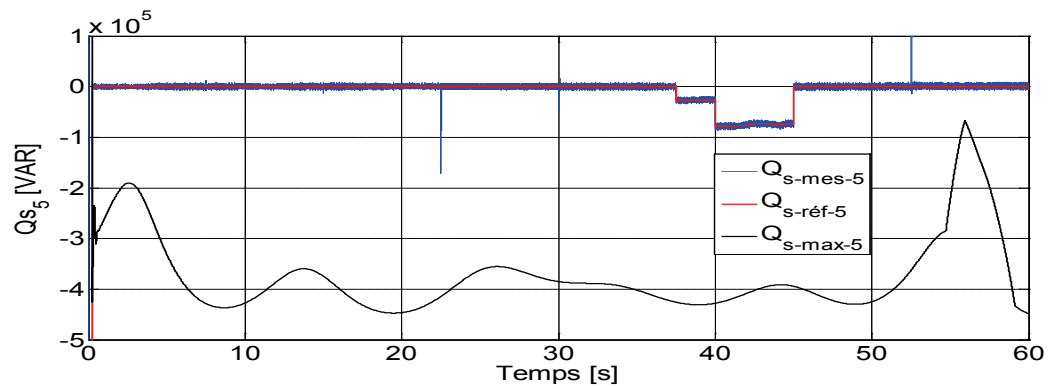


Fig. 5. 31: Puissance réactive statorique de la cinquième MADA

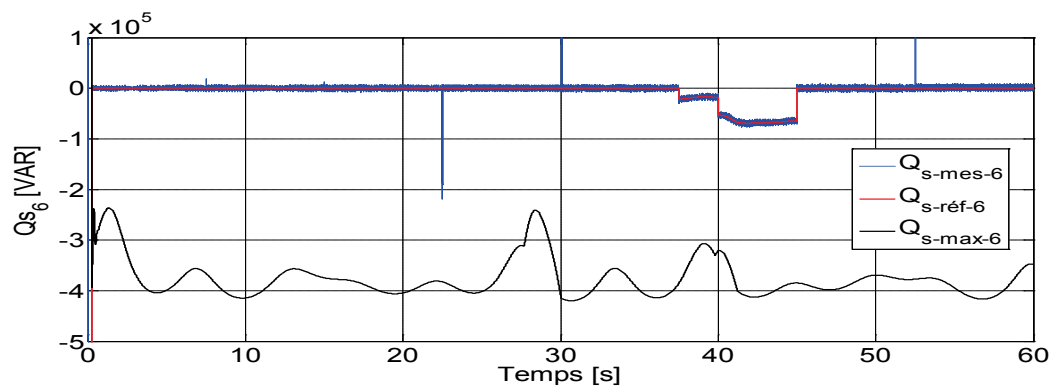


Fig. 5. 32: Puissance réactive statorique de la sixième MADA

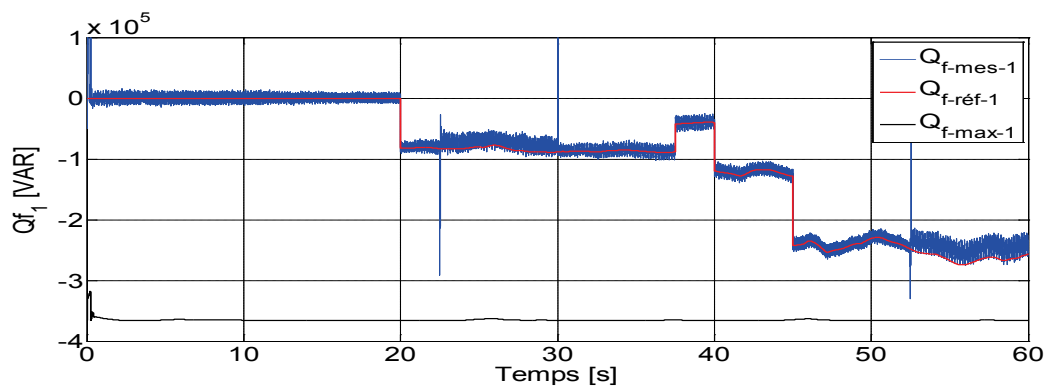


Fig. 5. 33: Puissance réactive du premier filtre.

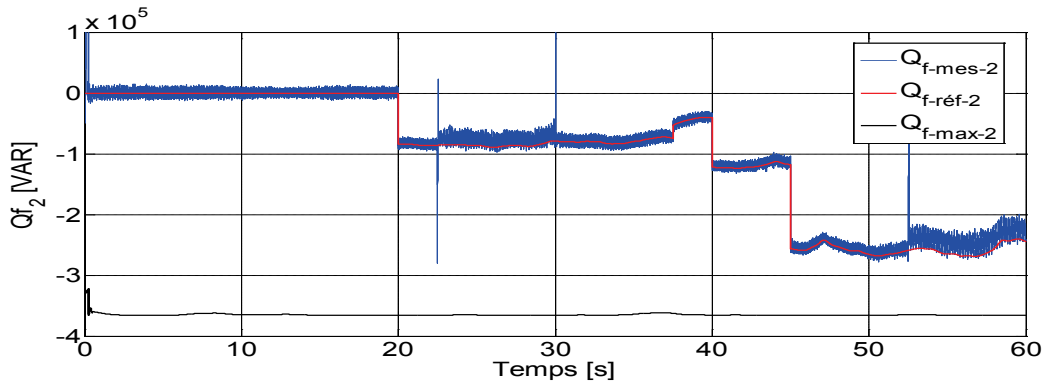


Fig. 5. 34: Puissance réactive du deuxième filtre.

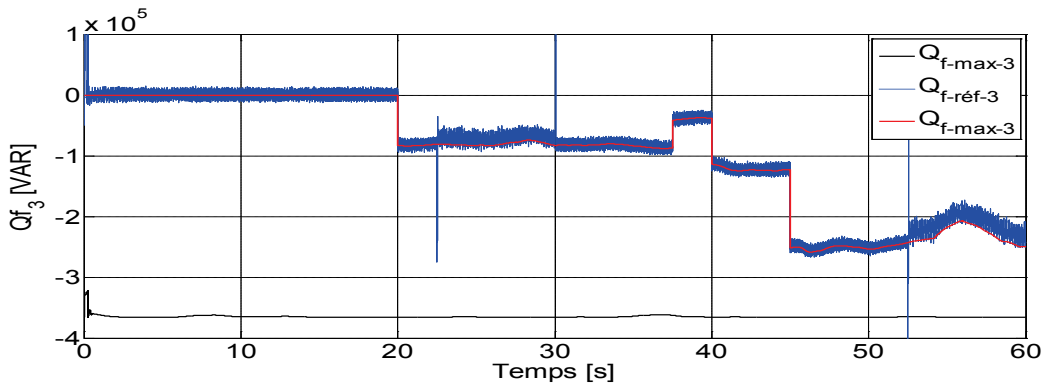


Fig. 5. 35: Puissance réactive du troisième filtre.

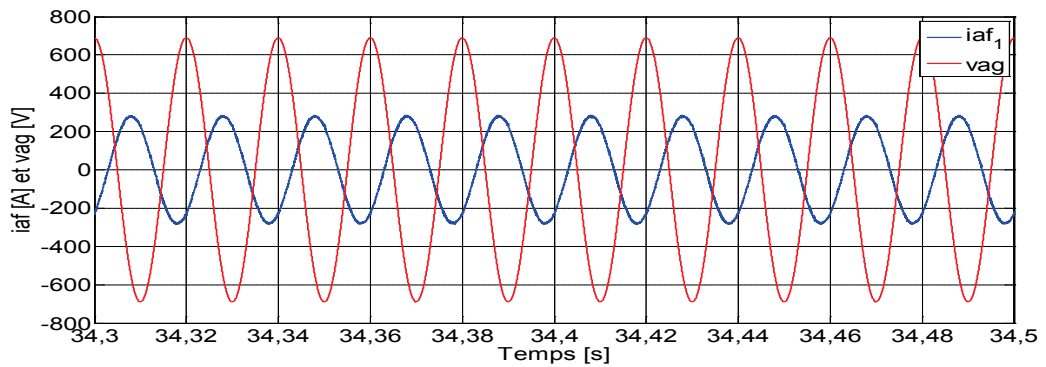
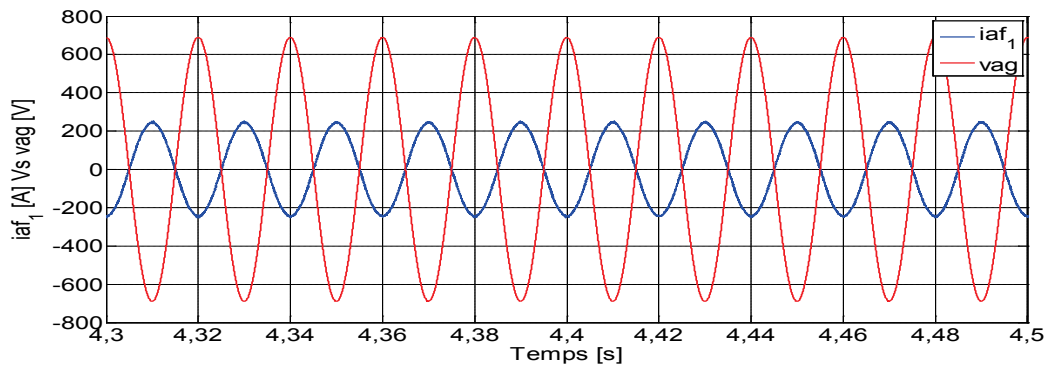


Fig. 5. 36: Le courant du filtre (en haut,  $Q^*_{wf} = 0$  et coté droite  $Q^*_{wf} < 0$ )

L'application de l'algorithme de distribution proportionnelle pour la supervision

## **Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI**

centralisée des puissances dans la ferme nous a permis de conclure ce qui suit :

- Suivi parfait des puissances active et réactive de leurs références imposées par le gestionnaire du réseau grâce à l'application de la commande PDPC.
- Meilleure gestion des puissances pour les trois modes de contrôle appliqués (mode MPPT, mode Delta et mode de Défaut). En effet, Ces puissances sont réparties d'une façon pondérée sur les six éoliennes
- Toutes les éoliennes participent selon l'algorithme de distribution proportionnelle à la gestion optimale des puissances active et réactive du parc.
- Prise en compte de la capacité de production maximale de la puissance réactive de chaque éolienne.

### **5.10 Conclusion**

Ce dernier chapitre, nous a permis de présenter une nouvelle topologie à base des convertisseurs matriciels indirects bien adaptée aux parcs éoliens. La topologie proposée est optimisée en utilisant un convertisseur matriciel indirect à deux étage TS-SL-MC pour chaque sous groupe de puissance constitué de deux générateurs type MADAs.

Ensuite, un mécanisme de gestion des puissances active et réactive de la ferme éolienne connectée au réseau électrique est exposé. La supervision centralisée des puissances active et réactive s'est fait à base de l'algorithme de distribution proportionnelle.

L'algorithme de distribution proportionnelle nécessite l'estimation de la puissance aérodynamique de chaque éolienne, il assure ainsi le fonctionnement de ces dernières sans saturation car leurs références de puissance sont définies en tenant compte de leur capacité maximale de production. En effet, il attribue les références de puissance les plus élevées aux éoliennes ayant la plus grande capacité de production.

Basé sur les demandes spécifiques du gestionnaire du réseau, l'unité de supervision centrale distribue les références des puissances pour chaque unité de supervision locale à l'intérieur de chaque éolienne. L'algorithme de supervision est appliquée pour la gestion de la puissance active et réactive répartit les références envoyées par l'opérateur du système de manière proportionnelle. La stratégie de répartition proportionnelle garantit que chaque éolienne travaille assez loin de sa capacité de production d'énergie maximale (loin de la saturation).

Une commande prédictive directe en puissance est proposée en intégrant tout type de puissance active et réactive de la ferme dans trois fonctions de coût à minimiser liées avec trois convertisseurs. Avec la stratégie proposée, la gestion d'énergie s'est fait avec de très bonnes performances et avec très haute qualité d'énergie transitée ainsi qu'une augmentation du rendement totale du système éolien.

### **5.11 Référence du chapitre 5**

- [1] M. Lopez, M. Rivera, C. Garcia, J. Rodriguez, R. Pena, J. Espinoza, and P. Wheeler, "Predictive control of two parallel induction machines fed by a six-leg indirect matrix converter under an unbalanced ac-supply", *IEEE International Symposium on*, 2013.

## **Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI**

- [2] Hansen AD, Sorensen P, Iov F, Blaabjerg F. "Centralised power control of wind farm with doubly fed induction generators". *Renew Sustain Energy* 2006;31:935-51.
- [3] Tapia A, Tapia G, Ostolaza JX, Saenz JR, Criado R, Berasategui JL. "Reactive power control of a wind farm made up with doubly fed induction generators". *IEEE power tech proceedings, Porto, Portugal*, 10-13 September 2001.
- [4] Cartwright P, Holdsworth L, Ekanayake JB, Jenkins N. "Co-ordinated voltage control strategy for a doubly fed induction generator (DFIG)-based wind farm". *IEE Proceeding Gen Trans Distrib* 2004;151:495-502.
- [5] Skolthanasarat S. "The modeling and control of a wind farm grid interconnection in a multi-machine system [Ph.D. dissertation]". *Virginia Polytechnic Institute and State University*; 2009.
- [6] Courtecuisse V, Robyns B, Francois B, Petit M, Deuse J. "Variable speed wind generators participation in primary frequency control". *Wind Eng* 2008;32: 299-318.
- [7] Rodríguez JL, Arnaltes S, Rodríguez MA. "Operation and coordinated control of fixed and variable speed wind farms". *Renew Energy* 2008; 33:406-14.
- [8] Niknam T. "A new HBMO algorithm for multi objective daily Volt/Var control in distribution systems considering distributed generators". *Appl Energy* 2011; 88: 778-88.
- [9] Tapia G, Zubia I, Tapia A, Ostolaza X. "Connection of wind farms to the grid: normal operation, grid disturbances and islanding effects". *Tunis: ELEC-TRIMACS*; 2005.
- [10] Basit, Abdul; Hansen, Anca Daniela; Margaritis, Ioannis; Hansen, Jens Carsten "A Review of Grid Requirements for Wind Farm in Denmark and China", *China wind power* 2012.
- [11] I. Martinez, J. Andreua, J.L. Martina, P. Villateb, H. Camblong, "Connection requirements for wind farms: A survey on technical requirements and regulation", *Renewable and Sustainable Energy reviews*, vol. 11, no. 08, pp. 1858-1872, 2007.
- [12] Tarak Ghennam, « Supervision d'une ferme éolienne pour son intégration dans la gestion d'un réseau électrique, Apports des convertisseurs multi niveaux au réglage des éoliennes à base de machine asynchrone à double alimentation », *Thèse de doctorat en génie électrique de L'Ecole Militaire Polytechnique d'Alger et l'Ecole Centrale de Lille*, 2011.
- [13] V. Courtecuisse, " Supervision d'une centrale multi-sources à base d'éoliennes et de stockage d'énergie connectée au réseau électrique," *Thèse de doctorat en génie électrique de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers*, pp. 1-217, 2008.
- [14] Arrêté du 4 juillet 2003 « Prescriptions techniques de conception et de fonctionnement pour le raccordement au réseau public de transport d'une installation de production d'énergie électrique », *Ministère de l'économie, des finances et de l'industrie*.
- [15] L. Peng, " Reconfiguration du dispositif de commande d'une éolienne en cas de creux de tension", *Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lille*, juin 2010.
- [16] Acha, E. ; et al. "power electronic control in electrical systems". *Newness, 1<sup>st</sup> ed., UK*. 2002.

## **Chapitre V : Gestion des puissances d'une ferme éolienne associée à des CMI**

- [17] M. Lopez, M. Rivera, C. Garcia, J. Rodriguez, R. Pena, J. Espinoza, and P. Wheeler, "Predictive control of two parallel induction machines fed by a six-leg indirect matrix converter under an unbalanced ac-supply", *IEEE International Symposium on, 2013*.
- [18] Lopez, M.; Garcia, C.; Rodriguez, J.; Rivera, M.; Pena, R.; Espinoza, J.; Wheeler, P. "Predictive torque control of a multi-drive system based on a two-stage six-leg matrix converter with unity input power factor", *Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG), Fourth International Conference on, 2013*.
- [19] Lopez, M.; Rivera, M.; Garcia, C.; Rodriguez, J.; Pena, R.; Espinoza, J.; Wheeler, P. "Predictive torque control of a multi-drive system fed by a six-leg indirect matrix converter", *2013 IEEE International Conference on, pp 1642 -1674, 2013*.
- [20] Anca, D.H.; Poul, S.; Florin, I.; Frede B., "Centralised power control of wind farm with doubly fed induction generators," *Renewable Energy*, Vol 31, Issue 7, PP 935-951; 2007.
- [21] Amaris, H.; Alonso, M.; Alvarez, O.C.; "Reactive Power Management of Power Networks with Wind Generation," *Renewable and Green Energy , spring edition 2013*.
- [22] Huang, Ya-feng; Yan Gan-gui; Chao Chu-yan; Mu Gang; Zhang Zhen-qing; Xu Fei; Zhang, Cheng-xin "Mining and utilization of reactive power capability of doubly fed induction generator systems for wind turbines," *2009 International Conference on Sustainable Power Generation and Supply*, PP 1-5; 2009.
- [23] Muhamad, Z.S.; Istvan E; "Reactive power capability of DFIG based wind turbine around synchronous operating point with two-level and three-level NPC converter," *2013 IEEE Grenoble Conference*. PP 1-6; 2013.

## **CONCLUSION GENERALE**

Les travaux de cette thèse sont portés sur la commande prédictive des systèmes de conversion d'énergie éolienne (SCEE) à base de machine asynchrone à double alimentation. MADA. Le système WECS est associé à différentes topologies de convertisseurs statiques notamment l'onduleur/redresseur à deux niveaux VSI-2L, le convertisseur multi niveaux NPC-3L, le convertisseur matriciel indirect CMI et le convertisseur matriciel direct CMD.

Les travaux présentés dans la présente thèse montrent une richesse et une flexibilité remarquable de la commande prédictive à ensembles finis FS-MPC, notamment :

- ✓ C'est une technique de commande discrète par nature, simple à implémenter, facilement adaptée et embarquée par les calculateurs numériques ;
- ✓ Les régulateurs linéaires classiques sont remplacés par des termes dans la fonction cout à minimiser ce qui réduit nettement la structure de commande ;
- ✓ C'est une technique de commande complètement différente des autres techniques de modulation. En effet, c'est une technique de modulation sans porteuse (a contrario de la modulation PWM) ;
- ✓ Procure de très bonnes performances statique et dynamique ;
- ✓ C'est une commande dynamique, très flexible et multi objective ;
- ✓ Les contraintes non linéaires sont facilement prises en compte.

Dans le premier chapitre, nous avons présenté la production mondiale de l'énergie éolienne, les types d'aérogénérateurs existants, les deux types d'éoliennes à vitesse fixe et à vitesse variable ainsi que les différentes configurations des systèmes de conversion d'énergie éolienne. Dans un second lieu, nous avons exposé les différentes configurations de fermes éoliennes existantes.

Le deuxième chapitre est subdivisé en deux parties: dans la première partie on a présenté les structures, le principe de fonctionnement et le modèle mathématique de chaque élément de la chaine éolienne connectée au réseau. Ensuite, nous avons présenté les différentes lois de commandes permettant de contrôler indépendamment les puissances active et réactive. Enfin, on a passé à l'application de la commande vectorielle sur le système SCEE à base d'une MADA de grande puissance fonctionnant à ( $\pm 30\%$ ) de sa vitesse de synchronisme. Un algorithme MPPT sans asservissement de la vitesse est utilisé pour extraire le maximum de puissance de la turbine.

Au troisième chapitre, nous avons élaboré une commande prédictive du système SCEE tantôt avec deux convertisseurs VSI-2L placés en mode back to back, tantôt avec deux

## Conclusion Générale

convertisseurs NPC-3L afin d'améliorer la qualité d'énergie en termes de lissage des puissances (réduction des ondulations et oscillations) et réduction du contenu harmonique des courants et tensions.

Les algorithmes présentés sont validés expérimentalement sur un banc d'essai à base d'une MADA de 3KW. Le contrôle par découplage des puissances active et réactive est implémenté grâce à une carte DSpace DS1104. Les résultats expérimentaux obtenus valident les stratégies de contrôle et fournissent de bonnes performances dynamiques en termes de temps de réponse, robustesse et la précision de poursuite de consignes.

Au quatrième chapitre, on a présenté d'autres topologies d'actualité pour les systèmes SCEE à base de convertisseurs matriciels direct CMD et indirect CMI. L'application des deux variantes a montré que ces topologies de convertisseurs sont bien adaptées aux applications SCEE et peuvent faire une très bonne alternative pour la qualité d'énergie au lieu des convertisseurs VSI-2L.

Dans le dernier chapitre, nous avons présenté une nouvelle topologie de puissance pour les systèmes SCEE dans une ferme éolienne. Cette topologie est à base de convertisseur matriciels indirects ou chaque MADA est lié à un VSI -2L classique et chaque sous groupe de puissance constitué de deux MADAs se partagent un convertisseur étage d'ondulation.

Une telle topologie permet la réduction de coût de système complet d'un coté et de diminuer les pertes de puissance de l'autre coté, tout en conservant les hautes performances de la commande FS-MPC.

L'algorithme de supervision centralisé basé sur la distribution proportionnelle a été appliqué sur la ferme éolienne pour distribuer les références des puissances active et réactive pour chaque MADA et pour chaque convertisseur statique. L'avantage de cet algorithme est le fonctionnement de ces dernières sans saturation car leurs références de puissance sont définies en tenant compte de leur capacité maximale de production. En réalité, il distribue les références de puissance selon la capacité réelle de la MADA. L'inconvénient principal de cet algorithme est la nécessité d'estimation de la puissance aérodynamique au niveau de chaque éolienne.

Le fonctionnement optimal du système en utilisant cet algorithme peut être assuré en respectant les limites de puissance maximale du convertisseur et de la MADA. Par conséquent, les références de puissance réactive calculées pour le stator de la MADA et aussi pour le convertisseur doivent être limitées par la capacité de la puissance réactive maximale. Cette dernière est calculée en tenant compte des contraintes du courant statorique et rotorique maximale et la tension maximale du rotor et du stator.

Enfin, quelques perspectives qui nous paraissent utiles pour la continuation du présent travail, nous pouvons énoncer les points suivants :

- ✓ Application des algorithmes d'optimisation pour la sélection en temps réel des coefficients de pondération de la fonction de coût ;
- ✓ Développement d'algorithme assurant un fonctionnement avec une fréquence de commutation fixe ;
- ✓ Exploitation du fonctionnement dans le cas de défaut dans le réseau ;

## **Conclusion Générale**

- ✓ Afin de remédier aux problèmes liés aux variations dans le temps des paramètres de la machine (notamment le moment d'inertie, le coefficient de frottement, les résistances et les inductances statoriques et rotoriques ... etc), et afin de maintenir un haut niveau de performances que le régulateur prédictif à paramètres fixes ne peut satisfaire malgré une certaine robustesse, on pense à la commande prédictive adaptative qui englobe un ensemble de techniques permettant l'ajustement automatique, en ligne et en temps réel, des paramètres de la MADA.

## Annexe

### Annexe 1 : Les caractéristiques de simulations de la machine asynchrone à double alimentation (MADA), le réseau et l'éolienne [1].

Variables	Description	Paramètres de simulation
<b>Source</b>		
$V_s$	RMS tension de réseau entre phase	690 (V)
$f_s$	Fréquence	50(Hz)
<b>Filtre d'entrée</b>		
$L_f$	Inductance du filtrage	0.75(mH)
$R_f$	Resistance de filtrage	75(m $\Omega$ )
<b>MADA</b>		
$R_r$	Resistance rotorique	54,44(m $\Omega$ )
$R_s$	Resistance statorique	4,45(m $\Omega$ )
$L_m$	Inductance mutuel	4,41(mH)
$L_{fs}$	Inductance statorique de fuite	134( $\mu$ H)
$L_{fr}$	Inductance rotorique de fuite	1,6(m H)
$m$	le rapport de transformation Rotor / Stator	3,33
$p$	Nombre de pairs de pole	2
<b>Dc-link</b>		
$C$	Capacité du bus continu	38(mF)
$E$	La tension de bus continu	1200(V)
<b>éolienne</b>		
$R$	Rayon de l'éolienne	35(m)
$G$	Gain de multiplication de vitesse	80
$C_{p,max}$	Le coefficient de puissance maximal	0.4
$\lambda_{opt}$	valeur optimale de la vitesse relative	6.9

### Annexe 2 Les caractéristiques du banc d'essais de la machine asynchrone doublement alimentée (MADA) et le réseau.

Variables	Description	Paramètres de simulation
<b>Source</b>		
$V_s$	Tension de réseau	220 (V)
$f_s$	Fréquence	50(Hz)
<b>Réseau</b>		
$L_f$	Inductance du réseau	32 (mH)
$R_f$	Resistance du réseau	2.8 ( $\Omega$ )
<b>MADA</b>		
$V_s$	Tension d'alimentation statorique	220 (V)
$V_r$	Tension d'alimentation rotorique	110(V)
$P_n$	Puissance nominale	3KW
$R_r$	Resistance rotorique	1.7329 (m $\Omega$ )
$R_s$	Resistance statorique	88 (m $\Omega$ )
$L_m$	Inductance mutuel	168,6 (mH)
$L_{fs}$	Inductance statorique de fuite	175,2 (mH)
$L_{fr}$	Inductance rotorique de fuite	175,2 (mH)
$p$	Nombre de pairs de pole	2
<b>Dc-link</b>		
$C$	Capacité du bus continu	2200( $\mu$ F)
$E$	La tension de bus continu	250(V)

[1] Arnaud Gaillard, "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 de l'université Henri Poincaré de Nancy France, 2010.

## ملخص

من أجل الحصول على نوعية رفيعة وعالية الجودة للطاقة الكهربائية المنقولة بين محطة الانتاج عن طريق الرياح و الشبكة الكهربائية قمنا في هذه الرسالة بدراسة وتطبيق نوع جديد من انواع تقنيات التحكم للسيطرة على محولات الطاقة المستعملة في انظمة انتاج الطاقة الكهربائية باستغلال طاقة الرياح المتميزة باستمراريتها ونظافتها. حيث قمنا بتطبيق استراتيجية التحكم التنبؤية المباشرة التي تركز على نموذج النظام على محولات الطاقة ( محول استطاعة ثنائي المستوى , ثلاثي المستوى , محول المصفوفة المباشر والغير مباشر) من اجل التحكم الجيد والفعال في الاستطاعة الفعالة و الردية المنتجة من طرف الماكينة اللاتزامنية المزدوجة التغذية. حيث هاته الطريقة تستعمل نموذج للنظام من اجل التنبوء بالاستجابة المستقبلية لخطوة او خطوتين. الميزة الاساسية لهاته الطريقة هي التطبيق السهل على انظمة انتاج الطاقة الكهربائية بالاطافة الى امكانية التحكم في عدة اهداف في دالة وحيدة.

كما قمنا بتطبيق هذه الاستراتيجية على مثال جديد ألا وهو حقل توربينات الرياح الذي يركز على محول مصفوفة غير مباشر ذو ستة ارجل من اجل التحكم في جهازين في نفس الوقت. ربط هذا الحقل الكهربائي مع الشبكة الكهربائية خاضعا لعدة انماط من انماط التشغيل. حيث قمنا باستعمال خوارزمية اشرافية تناسبية للتوزيع الطاقات الخاصة بكل جهاز بشكل تناسبي. السبب الرئيسي لاختيارنا هاته الخوارزمية هو توزيع الطاقات الردية مع الاخذ بعين الاعتبار الطاقة الردية العظمى لكل ماكينة.

**كلمات مفتاحيه :** طاقة الرياح , استراتيجية التحكم التنبؤية المباشرة , محولات الطاقة , ماكينة لاتزامنية مزدوجة التغذية.

## Abstract

In order to improved the quality of electrical power transmitted between the wind energy conversion systems and the electric grid we present in this PhD theses a study and implementation of a new type of control technologies to control the power converters (back to back 2 levels, three levels, direct matrix converter and indirect matrix converter). The finite set model predictive control based on the model of the system and cost function represents the desired response is used in order to assure the high level of the active and reactive power transmission between the rotor of the doubly fed induction generator and the electrical grid. The main advantage of the FS-MPC method lies in its simplicity of implementation. In addition, the constraints are taken into account thanks to its flexibility which considerably reduces the overall cost of the drive system.

In second part, we applied a new kind of wind farm based on the indirect matrix converter with six legs for purpose to control two DFIGs in the same time. The connection of this wind farm to electrical power is depending on several operating modes of the wind generator. Each mode of them, the DFIG and the power converter take a specified reference power. The supervisory algorithm is distribute the power reference with the proportional way, the principal choice of this algorithm is disturbed the reference power on each DFIGs and each power converters tacking in to count the maximal reactive power.

**Key words:** wind energy, finite set model predictive control, power converters, DFIG. TS-SL-MC

