



**HAL**  
open science

# Commande prédictive, et commande tolérante aux défauts appliquées au système éolien

Mohamed Abdelmoula Benlahrache

► **To cite this version:**

Mohamed Abdelmoula Benlahrache. Commande prédictive, et commande tolérante aux défauts appliquées au système éolien. Automatique / Robotique. Université de Lyon, 2016. Français. NNT : 2016LYSE1125 . tel-01558359

**HAL Id: tel-01558359**

**<https://theses.hal.science/tel-01558359>**

Submitted on 7 Jul 2017

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



N°d'ordre NNT : 2016 LYSE1125

## **THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON**

opérée au sein de

**l'Université Claude Bernard Lyon 1**

**Ecole Doctorale : 160**

**(ECOLE DOCTORALE EEA DE LYON)**

**Spécialité de doctorat : Automatique**

par :

**Mohamed Abdelmoula BENLAHRACHE**

---

# **Commande prédictive, et commande tolérante aux défauts appliquées au système éolien**

---

Le jury composé de :

Dr. (DR CNRS) Mazen ALAMIR	GIPSA-Lab, Grenoble	Rapporteur
Professeur Gilles ROUX	LAAS, Toulouse	Rapporteur
Professeur Mohammed M'SAAD	GREYC, Caen	Examineur
Professeur Jean-Pierre BARBOT	ENSEA, Cergy-Pontoise	Examineur
Professeur Hassan HAMMOURI	LAGEP, Lyon	Examineur
Dr. (MC) Catherine CADET	GIPSA-Lab, Grenoble	Examinatrice
Dr. (MC) Sami OTHMAN	LAGEP, Lyon	Directeur de thèse
Dr. (CR CNRS) Nida SHEIBAT-OTHMAN	LAGEP, Lyon	Co-encadrant

# UNIVERSITE CLAUDE BERNARD - LYON 1

## **Président de l'Université**

Président du Conseil Académique

Vice-président du Conseil d'Administration

Vice-président du Conseil Formation et Vie Universitaire

Vice-président de la Commission Recherche

Directrice Générale des Services

**M. le Professeur Frédéric FLEURY**

M. le Professeur Hamda BEN HADID

M. le Professeur Didier REVEL

M. le Professeur Philippe CHEVALIER

M. Fabrice VALLÉE

Mme Dominique MARCHAND

## ***COMPOSANTES SANTE***

Faculté de Médecine Lyon Est – Claude Bernard

Directeur : M. le Professeur G.RODE

Faculté de Médecine et de Maïeutique Lyon Sud – Charles  
Mérieux

Directeur : Mme la Professeure C. BURILLON

Faculté d'Odontologie

Directeur : M. le Professeur D. BOURGEOIS

Institut des Sciences Pharmaceutiques et Biologiques

Directeur : Mme la Professeure C. VINCIGUERRA

Institut des Sciences et Techniques de la Réadaptation

Directeur : M. X. PERROT

Département de formation et Centre de Recherche en Biologie  
Humaine

Directeur : Mme la Professeure A-M. SCHOTT

## ***COMPOSANTES ET DEPARTEMENTS DE SCIENCES ET TECHNOLOGIE***

Faculté des Sciences et Technologies

Directeur : M. F. DE MARCHI

Département Biologie

Directeur : M. le Professeur F. THEVENARD

Département Chimie Biochimie

Directeur : Mme C. FELIX

Département GEP

Directeur : M. Hassan HAMMOURI

Département Informatique

Directeur : M. le Professeur S. AKKOUCHE

Département Mathématiques

Directeur : M. le Professeur G. TOMANOV

Département Mécanique

Directeur : M. le Professeur H. BEN HADID

Département Physique

Directeur : M. le Professeur J-C PLENET

UFR Sciences et Techniques des Activités Physiques et Sportives

Directeur : M. Y. VANPOULLE

Observatoire des Sciences de l'Univers de Lyon

Directeur : M. B. GUIDERDONI

Polytech Lyon

Directeur : M. le Professeur E.PERRIN

Ecole Supérieure de Chimie Physique Electronique

Directeur : M. G. PIGNAULT

Institut Universitaire de Technologie de Lyon 1

Directeur : M. le Professeur C. VITON

Ecole Supérieure du Professorat et de l'Education

Directeur : M. le Professeur A. MOUGNIOTTE

Institut de Science Financière et d'Assurances

Directeur : M. N. LEBOISNE

*À celui à qui je dois tout ;  
À la mémoire de mes grands-parents ;  
À ma mère, à mon père ;  
À ma sœur et à mes frères ;  
À toute ma famille ;  
À tous mes amis.*

## *Remerciements*

### *Remerciements*

Le travail de thèse de doctorat peut être perçu de l'extérieur comme un ouvrage individuel ne requérant par conséquent que des ressources internes. Mon expérience me permet de témoigner du contraire, de sorte que mes années de thèse se sont effectuées avant tout grâce au soutien, à l'assistance ou tout simplement à la compagnie de plusieurs personnes auxquelles je dois ma reconnaissance.

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués au Laboratoire LAGEP, à l'université Lyon1. Je tiens tout particulièrement à remercier mes encadrants de thèse "**Sami OTHMAN** et **Nida SHEIBAT-OTHMAN**", qui m'ont accompagné tout au long de ma formation. Leurs disponibilités et leurs généreux secours au cours de certains de mes moments difficiles ont été d'une très grande qualité, et d'un immense réconfort. J'ai été extrêmement sensible à leurs qualités humaines d'écoute et de compréhension tout au long de ce travail doctoral.

Je souhaiterais exprimer ma gratitude à Monsieur **Mazen ALAMIR** directeur de recherche CNRS à GIPSA-Lab (Grenoble), et Monsieur **Gilles ROUX**, Professeur à l'université de Toulouse III Paul Sabatier, d'avoir accepté d'être rapporteurs de ces travaux, pour leur analyse soignée, ainsi que pour les remarques constructives émises dans leurs rapports.

Mes vifs remerciements à Monsieur **Jean-Pierre BERBOT**, Professeur à ECS-Lab à Cergy Pontoise, de m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider mon jury de thèse.

Je remercie Monsieur **Hassan HAMMOURI**, Professeur au Laboratoire LAGEP université Lyon1, Monsieur **Mohammed M'SAAD**, Professeur à GREYC (Caen) et Madame **Catherine CADET**, Maître de conférences à GIPSA-Lab (Grenoble) pour avoir été membre de mon Jury.

Je remercie également tous les membres du laboratoire LAGEP, en particulier Hassan HAMMOURI, Hamroun BOUSSAD, Vincent ANDRIEU, Nadia CHAPELLE, Jing Wu, Thouaiba HTIRA, Assma ALHARATI, Chalore TEEPAKORN, Pierre VERLHAC, Aline MESNIER. Alexi, Alexandre, Louis, Marc, Bachir.

A tous mes amis : Toufik (RIP), Khaled, Sofiane, Djamel, Zaki, Omar, Chouaib, Ilyes, Abdelmalek, Mohamed, Pierre, Jing, Chalore, Chek, Redha, Redha, Said, Elio, et Zaki.

Je tiens à remercier ma mère et mon père, pour leur temps pour leurs sacrifices, pour leur éducation et enseignements pour leurs encouragements, pour leur amour. Tout au long de mon cursus ils m'ont soutenu et aidé. Je tiens à remercier ma sœur et mes deux frères pour m'avoir soutenu et encouragé dans mes travaux.

# Table des matières

## Contenu

Introduction générale.....	11
I Etat de l'art de la commande et de la commande tolérante aux défauts pour le système éolien.....	13
I.1 Etat de l'art la commande appliquée au système éolien.....	13
I.1.1 Contrôle avancé dans la région 2.....	14
I.1.2 Contrôle avancé dans la région 3.....	14
I.2 Etat de l'art la commande tolérante aux défauts appliquée au système éolien.....	15
I.2.1 Généralités et classification de la commande tolérante aux défauts.....	15
I.2.2 Classification de la commande tolérante aux défauts.....	16
I.2.3 Travaux de la commande tolérante aux défauts appliquée au système éolien... ..	18
I.3 Conclusion.....	21
II Commande prédictive.....	23
II.1 Introduction.....	23
II.2 Historique de la commande prédictive.....	23
II.3 Généralités et principe de base de la commande prédictive.....	24
II.3.1 Principe de fonctionnement de la commande prédictive.....	25
II.3.2 Paramètre de réglage de la commande prédictive.....	26
II.4 Formulation de la commande prédictive.....	27
II.4.1 Commande prédictive pour des systèmes MIMO.....	27
II.4.2 Problème d'optimisation.....	31
II.5 Paramétrisation de la commande prédictive.....	34
II.5.1 Paramétrisation par les fonctions de Laguerre.....	35
II.5.2 Modélisation de la trajectoire de contrôle par les fonctions de Laguerre.....	36
II.5.3 Problème d'optimisation.....	38
II.6 Paramétrisation par les fonctions de Kautz.....	41
II.6.1 Fonctions de Kautz.....	41
II.6.2 Trajectoire de la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Kautz.....	43
II.6.3 Optimisation sans contraintes.....	44
II.6.4 Optimisation avec contraintes.....	45
II.6.5 Exemples de paramétrisation de trajectoires avec les fonctions de Laguerre et de Kautz.....	45
II.7 Commande Prédictive Robuste.....	48
II.7.1 Notion sur l'optimisation convexe sous contraintes LMI.....	48
II.7.2 Problèmes d'optimisation sous contraintes LMIs.....	50
II.7.3 Modélisation d'incertitude « incertitudes polytopiques ».....	50
II.7.4 Commande prédictive robuste avec optimisation convexe sous contraintes LMI, approche Min-Max.....	51
II.7.4.2 Solution du problème MPC robuste sans contraintes.....	53
II.8 Conclusion.....	53
III Système éolien.....	55
III.1 Généralités.....	55
III.1 Description de la turbine éolienne.....	56

## Table des matières

III.2	Modèle de la turbine éolienne .....	58
III.2.1	Aérodynamique de la turbine éolienne.....	58
III.2.2	Puissance et Couple aérodynamique .....	59
III.2.3	Arbre d'entraînement .....	62
III.2.4	Puissance électrique .....	65
III.2.5	Système d'orientation des pâles .....	66
III.3	Objectifs de commande .....	67
III.4	Linéarisation du modèle non linéaire de la turbine éolienne.....	68
III.4.1	La linéarisation du modèle de l'éolienne à vitesse faible.....	70
III.4.2	La linéarisation du modèle de l'éolienne à vitesse grande .....	71
III.5	Simulation des modèles non linéaire et linéaire .....	72
III.6	Conclusion.....	74
IV	Commande multivariable de la turbine éolienne.....	76
IV.1	Conception du système de contrôle .....	76
IV.2	Objectif de contrôle .....	78
IV.3	Caractéristiques de l'éolienne considérée.....	80
IV.4	Commande de la turbine éolienne par approche PI.....	81
IV.4.1	Stratégie de commande PI de l'éolienne .....	81
IV.4.2	Contrôle PI de l'éolienne avec faible vitesse de vent (région 2).....	82
IV.4.3	Contrôle PI monovariable de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3).....	86
IV.4.4	Contrôle PI multivariable de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3).....	89
IV.5	Commande MPC de la turbine éolienne.....	89
IV.5.1	Modèle de prédiction.....	90
IV.5.2	Problème d'optimisation .....	91
IV.5.3	Contrôle MPC classique de l'éolienne (sans paramétrisation) avec une vitesse faible de vent (région 2) .....	92
IV.5.4	Contrôle MPC non paramétrée de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3) .....	95
IV.6	Commande MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre appliquée au système éolien .....	101
IV.6.1	Modèle de prédiction : .....	101
IV.6.2	Problème d'optimisation : .....	102
IV.6.3	Contrôle LMPC de l'éolienne avec faible vitesse de vent (région 2) .....	103
IV.6.4	Contrôle LMPC de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3).....	106
IV.7	Commande MPC paramétrée par les fonctions de Kautz appliquée au système éolien .....	110
IV.7.1	Modèle de prédiction.....	110
IV.7.2	Problème d'optimisation .....	111
IV.7.3	Contrôle KMPC de l'éolienne avec faible vitesse de vent (région 2) .....	112
IV.7.4	Contrôle KMPC de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3) .....	115
IV.8	Commande prédictive robuste, approche min-max, appliquée au système éolien ..	119
IV.8.1	Commande MPC robuste approche min-max sans incertitudes paramétriques.....	119
IV.8.2	Commande MPC robuste approche min-max avec incertitudes paramétriques .....	125

## Table des matières

IV.9 Etude comparative entre les différentes stratégies de contrôle.....	130
IV.9.1 Sans défaut .....	131
IV.9.2 Avec défaut .....	134
IV.10 Conclusion.....	138
V Commande tolérante aux défauts du système éolien.....	140
V.1 Formulation de la MPC pour la compensation .....	140
V.2 Implémentation de la MPC compensation pour des défauts d'actionneurs de l'éolienne.....	142
V.2.1 Observateur de type Kalman.....	143
V.2.2 Commande MPC compensation paramétrée avec les fonctions de Laguerre -sans contraintes .....	148
V.2.3 Commande MPC compensation paramétrée avec les fonctions de Kautz sans contraintes: .....	150
V.2.4 Commande MPC compensation paramétrée avec les fonctions de Laguerre/Kautz avec contraintes .....	150
V.2.5 Simulation de la commande tolérante aux défauts, basée sur la compensation avec la MPC paramétrée .....	151
V.2.6 Commande tolérante aux défauts (avec compensation) appliquée à l'actionneur du couple du générateur .....	156
V.3 Conclusion.....	157
VI Conclusion générale .....	159
ANNEXE .....	162



## Tables des figures

Figure I-1 Schéma de commande multiple SISO (Laks et al., 2009).....	13
Figure I-2 Schéma de commande multivariable (MIMO) (Laks et al., 2009) .....	14
Figure I-3 Classification de la commande tolérante aux défauts (Noura, 2009).....	16
Figure I-4 Architecture de la commande passive tolérante aux défauts.....	17
Figure I-5 Architecture de la commande active tolérante aux défauts.....	18
Figure II-1 Principe de la commande prédictive (Maciejowski, 2002).....	25
Figure II-2 Schéma bloc présentant la commande prédictive en boucle fermée (Olaru, 2005).....	26
Figure II-3 Trajectoire de commande avec paramétrisation par les fonctions de Laguerre et Kautz .....	46
Figure II-4 Trajectoire de commande avec paramétrisation par les fonctions de Laguerre pour un pôle nul.....	47
Figure II-5 Trajectoire de commande avec paramétrisation par les fonctions de Laguerre et Kautz pour des pôles réels identiques .....	47
Figure II-6 fonction sur $\mathbb{R}$ à plusieurs minima (Scorletti, 2014).....	49
Figure II-7 fonction sur $\mathbb{R}$ à un seul minimum (Scorletti, 2014) .....	50
Figure II-8 Exemple de polyèdre avec 6 sommets .....	51
Figure III-1 Technologie d'éoliennes à axe vertical .....	56
Figure III-2 Technologie d'éoliennes à axe horizontal.....	56
Figure III-3 Schéma général d'une éolienne horizontale vue de l'extérieur .....	57
Figure III-4 Les composantes de l'intérieur de la nacelle.....	58
Figure III-5 Vitesse du vent et pression dans le tube rotorique .....	59
Figure III-6 Coefficient de puissance.....	61
Figure III-7 Train d'entraînement composé de deux masses.....	63
Figure III-8 Schéma bloc du modèle du convertisseur .....	66
Figure III-9 Système d'orientation des pâles .....	66
Figure III-10 Schéma bloc du modèle d'orientation des pâles .....	67
Figure III-11 Puissance du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 2 : faible vitesse de vent, $v = 6$ m/s).....	73
Figure III-12 Vitesse du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 2 : faible vitesse de vent, $v = 6$ m/s).....	73
Figure III-13 Puissance du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 3 : grande vitesse de vent, $v = 16$ m/s).....	74
Figure III-14 Vitesse du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 3 : grande vitesse de vent, $v = 16$ m/s).....	74

## Tables des figures

Figure IV-1 Courbe idéale de puissance d'une turbine éolienne .....	76
Figure IV-2 La courbe de puissance et les variations de commandes pour la poursuite de la courbe idéale de puissance correspondant.....	79
Figure IV-3 Stratégie de commande classique basée sur deux contrôleurs PI dans les régions 2 et 3 .....	82
Figure IV-4 Contrôleur PI du couple du générateur pour l'optimisation de la puissance (région 2).....	83
Figure IV-5 Profil de la vitesse du vent (région 2).....	83
Figure IV-6 Coefficient de puissance $C_{p}$ obtenu par le contrôleur PI du couple du générateur (région 2) .....	84
Figure IV-7 Puissance du générateur obtenue par le contrôleur PI (région 2).....	84
Figure IV-8 Vitesse angulaire du générateur obtenue par le contrôleur PI (région 2).....	85
Figure IV-9 Couple du générateur de référence obtenue par le contrôleur PI (région 2) .....	85
Figure IV-10 Schéma de contrôle PI monovariante pour de grande vitesse de vent (région 3) .....	86
Figure IV-11 Profil de la vitesse du vent (région 3).....	86
Figure IV-12 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu par le contrôleur PI monovariante (région 3) .....	87
Figure IV-13 Puissance du générateur obtenue par le contrôleur PI monovariante (région 3) .....	87
Figure IV-14 Vitesse angulaire du générateur obtenue par le contrôleur PI monovariante (région 3).....	88
Figure IV-15 Angle d'inclinaison des pâles obtenue par le contrôleur PI monovariante (région 3).....	88
Figure IV-16 Commande PI multivariante de l'éolienne dans la région 3 .....	89
Figure IV-17 Schéma de contrôle MPC de l'éolienne .....	90
Figure IV-18 Profil de la vitesse du vent (région 2).....	93
Figure IV-19 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 2) .....	94
Figure IV-20 Puissance du générateur obtenue avec la commande MPC non paramétrée (région 2).....	94
Figure IV-21 Vitesse du générateur obtenue avec la commande MPC non paramétrée (région 2).....	95
Figure IV-22 Couple du générateur obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 2) .....	95

## Tables des figures

Figure IV-23 Profil de la vitesse du vent (région 3).....	97
Figure IV-24 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 3).....	98
Figure IV-25 Puissance du générateur obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 3).....	98
Figure IV-26 Vitesse du générateur obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 3).....	99
Figure IV-27 Couple du générateur de référence $T_{g, ref}$ calculé avec la commande MPC non paramétrée (région 3) .....	100
Figure IV-28 Angle de calage de référence des pâles $\beta(1,2,3)_{ref}$ calculé avec la commande MPC non paramétrée (région 3).....	100
Figure IV-29 Profil de la vitesse du vent (région 2).....	104
Figure IV-30 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu avec la commande LMPC non paramétrée (région 2).....	104
Figure IV-31 Puissance du générateur obtenue par la commande LMPC (région 2) .....	105
Figure IV-32 Vitesse du générateur obtenue par la commande LMPC (région 2) .....	105
Figure IV-33 Couple du générateur de référence $T_{g, ref}$ calculé par la commande LMPC (région 2).....	106
Figure IV-34 Valeurs propres du système d'état augmenté (modèle multivariable, région 3) .....	107
Figure IV-35 Valeurs propres du système augmenté (modèle multivariable, région 3) .....	107
Figure IV-36 Profil du vent (région 3) .....	108
Figure IV-37 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu par commande LMPC (région 3).....	108
Figure IV-38 Puissance du générateur obtenu par commande LMPC (région 3).....	109
Figure IV-39 Vitesse du générateur obtenu par commande LMPC (région 3).....	109
Figure IV-40 Couple du générateur $T_{g, ref}$ calculé par commande LMPC (région 3) .....	110
Figure IV-41 Angle de calage des pâles $\beta(1,2,3)_{ref}$ calculée par commande LMPC (région 3) .....	110
Figure IV-42 Profil de la vitesse du vent (région 2).....	113
Figure IV-43 Coefficient de puissance obtenu par commande KMPC (région 2).....	113
Figure IV-44 Puissance du générateur obtenue par commande KMPC (région 2).....	114
Figure IV-45 Vitesse du générateur obtenue par commande KMPC (région 2).....	114
Figure IV-46 Couple du générateur $T_{g, ref}$ calculée par commande KMPC (région 2).....	115

## Tables des figures

Figure IV-47 Valeurs propres du système d'état augmenté (modèle multivariable, région 3) .....	116
Figure IV-48 Profil de vent (région 3) .....	116
Figure IV-49 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu par la commande KMPC (région 3) .....	117
Figure IV-50 Puissance du générateur obtenue par la commande KMPC (région 3).....	117
Figure IV-51 Vitesse du générateur obtenue par la commande KMPC (région 3).....	118
Figure IV-52 Couple du générateur $T_g$ , ref calculé par la commande KMPC (région 3).....	118
Figure IV-53 Angle de calage des pâles $\beta(1,2,3)$ ref calculée par la commande KMPC (région 3).....	119
Figure IV-54 Schéma de contrôle basé sur la commande MPC robuste.....	120
Figure IV-55 Profil de la vitesse du vent (région 3).....	122
Figure IV-56 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3) .....	123
Figure IV-57 Puissance du générateur obtenue par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3) .....	123
Figure IV-58 Vitesse du générateur obtenue par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3).....	124
Figure IV-59 Couple du générateur $T_g$ , ref calculé par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3).....	124
Figure IV-60 Angle de calage des pâles $\beta(1,2,3)$ ref calculé par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3).....	125
Figure IV-61 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s.....	128
Figure IV-62 Puissance du générateur obtenue par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s.....	129
Figure IV-63 Vitesse du générateur obtenue par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s.....	129
Figure IV-64 Angles de calage des pâles $\beta(1,2,3)$ mes calculé par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s.....	130
Figure IV-65 Couple du générateur $T_g$ , ref calculé par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s.....	130
Figure IV-66 Profil de la vitesse du vent (région 3).....	131

## Tables des figures

Figure IV-67 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut) .....	131
Figure IV-68 Puissances du générateur obtenu par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut) .....	132
Figure IV-69 Vitesse du générateur obtenue par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut) .....	132
Figure IV-70 Couple du générateur $T_{g, ref}$ calculé par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut) .....	133
Figure IV-71 Angle de calage pâles $\beta(1,2,3)_{ref}$ calculé par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut) .....	134
Figure IV-72 Profil de la vitesse du vent (région 3).....	135
Figure IV-73 Coefficient de puissance $C_p$ obtenu par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, avec défaut).....	135
Figure IV-74 Puissance du générateur obtenu par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, avec défaut).....	136
Figure IV-75 Vitesse du générateur obtenue par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut) .....	136
Figure IV-76 Couple du générateur $T_{g, ref}$ calculé par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, avec défaut).....	137
Figure IV-77 Angle de calage pâles ( $\beta(1,2,3)_{ref}$ , $\beta(1,2,3)_{cont}$ ) calculé par la commande LMPC (région 3, avec défaut).....	137
Figure IV-78 Angle de calage pâles ( $\beta(1,2,3)_{ref}$ , $\beta(1,2,3)_{cont}$ ) calculé par la commande LMPC (région 3, avec défaut).....	138
Figure V-1 Structure de la commande FTC basée sur la commande MPC pour la compensation, application à l'actionneur d'inclinaison des pâles $\beta$ .....	143
Figure V-2 Estimation des paramètres du deuxième actionneur d'inclinaison des pâles ( $\zeta_2$ et $\omega_2$ ) dans le cas du défaut causé par l'augmentation d'air contenu dans l'huile.....	147
Figure V-3 Estimation des paramètres du troisième actionneur d'inclinaison des pâles ( $\zeta_3$ et $\omega_3$ ) dans le cas du défaut causé par une fuite d'huile .....	148
Figure V-4 Valeurs propres du système d'orientation augmenté, en utilisant les fonctions de Laguerre .....	153
Figure V-5 LMPC FTC avec compensation pour un défaut dû au changement rapide dans la dynamique de l'actionneur de la pale 2 entre 370 s et 390 .....	154

## Tables des figures

Figure V-6 LMPC FTC avec compensation pour un défaut dû au changement lent dans la dynamique de l'actionneur de la pôle 3 entre 440 et 465 s ? .....	154
Figure V-7 Compensation du défaut actionneur sur la deuxième pôle ( $\beta_{2m}$ ) entre 370 et 390 s avec KMPC.....	155
Figure V-8 Compensation du défaut actionneur sur la troisième pôle ( $\beta_{3m}$ ) entre 440 s et 465 s avec KMPC .....	156
Figure V-9 Compensation du défaut sur l'actionneur du couple du générateur ayant lieu entre 495 et 520 s .....	157



## Introduction générale

Aujourd'hui dans le monde, l'énergie électrique est très demandée pour faire fonctionner les différents équipements électriques et mécaniques. Comme la technologie évolue, la demande d'énergie électrique augmente. En raison de ces fortes demandes d'énergie électrique, il est primordial de se concentrer sur les énergies renouvelables comme les ressources d'énergies en combustible fossile sont limitées. En outre, pour protéger l'environnement des émissions des gaz à effet de serre, on doit limiter l'utilisation des énergies fossiles.

Parmi les sources d'énergies renouvelables disponibles actuellement, l'énergie éolienne présente une très grande croissance dans le monde. Comme le nombre d'éolienne augmente considérablement, et une augmentation légère de l'efficacité d'une éolienne donnera un grand rendement recueilli sur l'ensemble des éoliennes plantées dans un parc éolien et permettrais d'augmenter la durée de vie de l'éolienne. Les travaux de cette thèse se penchent sur des stratégies de contrôle moderne de la turbine éolienne. L'objectif global est de développer des systèmes de commandes plus avancées pour améliorer la production de l'énergie éolienne, la rendre plus efficace et plus économique. Aussi pour des raisons économiques, ces stratégies de commandes doivent être robustes et performantes en présence des défauts. Pour cela, les commandes avancées doivent prendre en compte des défauts.

Les difficultés dans la commande de l'éolienne sont dues au caractère multivariable de l'éolienne, la corrélation entre les variables de commandes, les contraintes sur l'état et sur les variables de commande, la fluctuation de la vitesse du vent, et la rapidité du système et donc la nécessité d'agir rapidement.

Dans cette thèse on propose une stratégie de commande basée sur la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre. Une commande multivariable sous contrainte est considérée. Cette stratégie est comparée à la commande MPC non paramétrée et à la commande PI afin d'évaluer sa robustesse et la réduction de temps de calcul. On s'intéressera également à la commande prédictive robuste par approche min-max dans l'objectif également d'augmenter la robustesse en cas de défauts.

Ce mémoire comporte 5 chapitres :

**Chapitre I** : des généralités sur la commande tolérante aux défauts sont présentées ainsi que sa classification (commande tolérante aux défauts active et passive). Par la suite, les différents travaux concernant l'application de la commande tolérante aux défauts au système éolien sont cités. Enfin, l'état de l'art des commandes appliquées aux systèmes éoliens, stratégie contrôle classique et moderne, sont présentées.

**Chapitre II** : dans ce chapitre, après un bref historique de la commande prédictive, les étapes de la formulation mathématique de la MPC (Model predictive control) sont présentées. Ensuite, afin d'améliorer le conditionnement du problème d'optimisation et optimiser le temps de calcul, la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre et de Kautz sont présentées en tenant compte des contraintes sur les sorties et les entrées de commande. Une étude de comparaison entre les trajectoires de commandes obtenues par la MPC classique, la LMPC (Laguerre MPC) et la KMPC (Kautz MPC) est effectuée. La commande prédictive robuste par approche min-max est également présentée dans l'objectif de traiter des incertitudes polytopiques.



**Chapitre III** : le modèle mathématique de la turbine éolienne est présenté dans le chapitre III. Le modèle doit être suffisamment détaillé pour bien représenter le fonctionnement de l'éolienne surtout en cas de fluctuations de la vitesse du vent. Entre autre, un modèle à deux masses a été choisi pour représenter l'arbre d'entraînement. Le fonctionnement de l'éolienne dans les différents régimes (basse vitesse et haute vitesse du vent) est décrit. Comme le design du contrôleur est basé sur le modèle, le modèle non-linéaire a été linéarisé.

**Chapitre IV** : la conception du système de contrôle, l'objectif de contrôle et les caractéristiques de la turbine éolienne sont présentés dans ce chapitre. La stratégie de contrôle classique de l'éolienne composée de deux régulateurs PI est d'abord appliquée. Par la suite, une stratégie de contrôle plus moderne (multivariable) est appliquée. On compare une stratégie de commande prédictive non paramétrée, paramétrée par les fonctions orthogonales (Laguerre et Kautz) et la commande prédictive robuste par approche min-max. Une étude de comparaison est également réalisée en absence et en présence de défaut.

**Chapitre V** : Si dans le chapitre précédent la commande MPC a été utilisée pour la commande, dans ce chapitre, elle est utilisée pour la commande tolérante aux défauts pour compenser les défauts des actionneurs dans la turbine éolienne. On reprend la commande MPC paramétrée, afin améliorer le conditionnement numérique du problème d'optimisation de la commande MPC. Mais, au lieu de formuler le problème pour poursuivre une trajectoire sous contrainte, l'objectif de la commande ici est de calculer la compensation à considérer par la commande existante sur le système éolien afin de la rendre tolérante aux défauts. Donc, on gardera la commande existante, (qui peut être de type PI) et on calculera uniquement  $\Delta u$  à considérer pour permettre la commande existante de compenser le défaut.

Les défauts considérés dans ce chapitre sont de type actionneur,

- 1) un défaut sur l'actionneur d'orientation des pâles ;
- 2) un défaut sur le couple du générateur.

Pour permettre la compensation des défauts, une étape de détection et d'estimation de défauts est nécessaire. Les défauts sur le système d'inclinaison des pâles sont caractérisés par une variation au niveau de la dynamique de l'actionneur. Par conséquent, l'estimation de ces variations est effectuée avec un observateur de type-Kalman. Le défaut dû au couple du générateur correspond à un offset. L'estimation de ce défaut est donc basée sur l'écart entre la valeur mesurée et celle désirée. La correction de ce défaut est réalisée simplement par un contrôleur feed-forward, alors que la correction du défaut de l'actionneur de l'orientation des pâles est réalisée par la commande MPC paramétrée.

## I Etat de l'art de la commande et de la commande tolérante aux défauts pour le système éolien

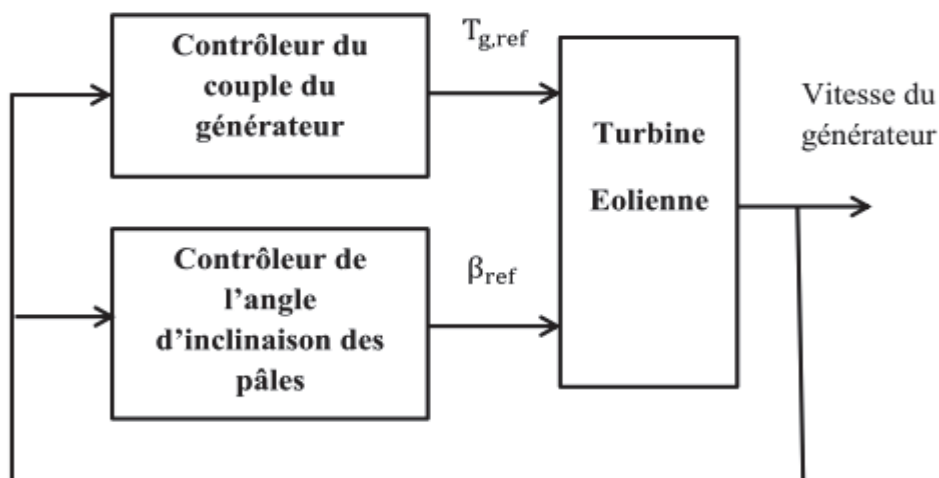
Ce chapitre est divisé en deux parties. Dans la première partie, un état de l'art des commandes appliquées aux systèmes éoliens est présenté, comprenant les stratégies de contrôle classiques et modernes. Dans la deuxième partie, les différents travaux sur l'application de la commande tolérante aux défauts au système éoliens sont présentés tout en présentant des généralités sur la commande tolérante aux défauts ainsi sa classification (commande tolérante aux défauts active et passive).

### I.1 Etat de l'art la commande appliquée au système éolien

Le contrôle joue un rôle important dans les turbines éoliennes modernes. En effet, la commande de la turbine éolienne permet une meilleure utilisation de la puissance de l'éolienne, ainsi que la réduction des charges aérodynamiques et mécaniques qui réduisent la durée de vie d'utilité des composantes de la turbine éolienne (Bianchi et al., 2007).

De nos jours, la plupart des contrôleurs implémentés dans les turbines éoliennes commercialisées utilisent des boucles «multiple mono-entrée mono-sortie» (multiple SISO : multiple simple-input simple-output) (Laks et al., 2009), (Bossanyi, 2000).

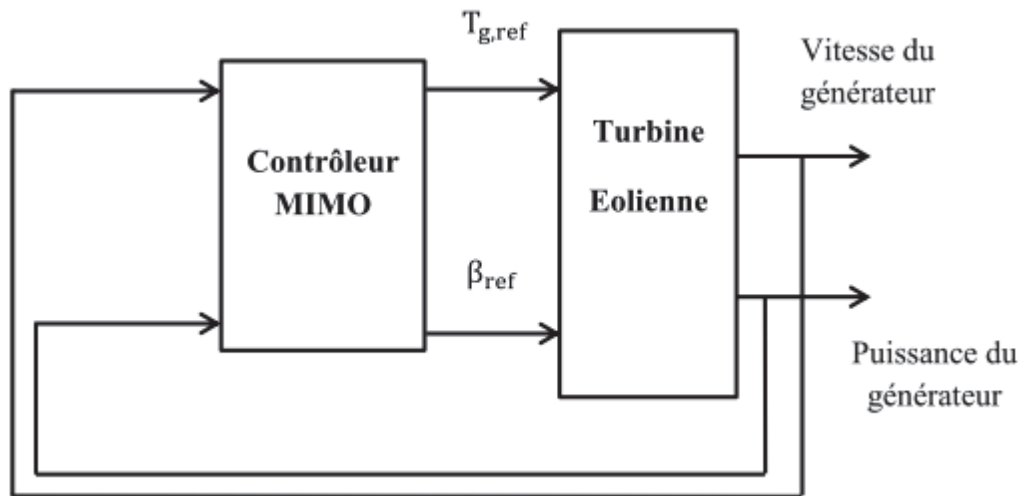
La **figure I.1** montre le schéma de commande avec deux contrôleurs différents, qui opèrent indépendamment l'un de l'autre, basés sur le contrôle de la vitesse du générateur seulement.



**Figure I-1 Schéma de commande multiple SISO (Laks et al., 2009)**

En revanche, les approches avancées de contrôle se distinguent par le caractère multivariable de la commande et la prise en compte des incertitudes explicitement dans le design du contrôleur (Wright, 2004). On peut citer par exemple, le contrôleur multi-entrée multi sortie (MIMO) (Wright, 2004), ou MIMO robuste basé sur la minimisation de la norme  $H_{\infty}$  (Geyler and Caselitz, 2008), la commande adaptative basée sur un modèle de référence (Freeman and Balas, 1999), (Frost et al., 2009), (Johnson et al., 2004) et (Johnson and Fingersh, 2008) et les techniques de commande non-linéaire, commande adaptative non-linéaire (Song et al., 2000) et commande linéarisante (Kumar and Stol, 2008).

La figure I.2, montre le schéma de commande avec un contrôleur multivariable, basé sur le contrôle de la puissance et de la vitesse du générateur.



**Figure I-2 Schéma de commande multivariable (MIMO) (Laks et al., 2009)**

Les techniques de commande appliquées au système éolien sont données par région de commande : (région à pleine charge (haute vitesse de vent) et région à charge partielle (basse vitesse du vent) (qui seront détaillées dans les chapitres III et IV) :

### **I.1.1 Contrôle avancé dans la région 2**

La région 2 correspond à une vitesse du vent qui n'est pas assez élevée pour permettre d'atteindre la vitesse nominale de la turbine. Dans ce cas, l'objectif du contrôleur est d'extraire le maximum de puissance. Pour ce faire, il faudra poursuivre la vitesse optimale du rotor (cette valeur dépend du système éolien considéré). Cette vitesse n'est pas forcément à maximiser car l'optimum de puissance n'est pas situé au maximum de vitesse de rotation. Comme on va le voir dans le chapitre III, pour contrôler la vitesse du rotor, on peut jouer soit sur l'angle d'inclinaison (ce qui augmenterait les charges sur les pâles) des pâles, soit sur le couple du générateur (ce qui augmenterait les charges sur le générateur, mais cette commande est plus simple que celle de l'inclinaison des pâles).

Donc, dans cette région, le contrôle de la turbine éolienne se fait principalement par le couple du générateur, dans le but d'optimiser l'utilisation de la turbine éolienne. L'extraction maximum de la puissance est atteinte par exemple avec des algorithmes maximum power point tracking (MPPT) (Ghaffari et al., 2013), (Barakati et al., 2009), (Bratcu et al., 2007), (Johnson et al., 2010), (Komatsu et al., 2001), (Kumar et al., 2009), (Pan et al., 2008) (Senjyu et al., 2006). Aussi, on trouve des approches adaptatives pour la maximisation de la puissance dans (Johnson et al., 2004), (Johnson and Fingersh, 2008) et (Song et al., 2000).

### **I.1.2 Contrôle avancé dans la région 3**

La région 3 correspond à une vitesse élevée du vent et qui permet d'atteindre la puissance nominale ou de la dépasser. Cependant, il y a un compromis entre rendement et dégradation des composantes, ce qui exige de respecter la puissance nominale et de ne pas la dépasser. Le système éolien est donc généralement construit pour générer une puissance limitée à ne pas

dépasser. En réalité, on n'a qu'une sortie de commande qui est la puissance générée. Mais, on a plusieurs variables de commande, notamment l'angle d'inclinaison des pâles et le couple du générateur. L'utilisation des deux variables de commande permet de partager les charges sur les différentes composées de l'éolienne et donc d'augmenter sa durée de vie. La deuxième sortie de commande à considérer est donc la réduction des charges sur le couple du générateur. Dans les éoliennes où l'angle des pâles est fixé (ne sont pas considérées dans cette thèse), le couple du générateur devient la seule variable de commande, ce qui accélère son usure.

Dans cette zone, la commande est faite principalement par l'angle d'inclinaison des pâles et le couple du générateur soit par deux commandes SISO ou par une commande MIMO. Les stratégies MIMO (Caselitz, P., 1997), (Balas et al., 1998) et (Wright, 2004a) ont tendance à être de plus en plus répandues dans cette région. On trouve aussi des stratégies de commande adaptative (Freeman and Balas, 2006.), (Frost et al., 2009), (Díaz-Guerra et al., 2012) et ajustement de gain (Kumar and Stol, 2009) et (Bianchi et al., 2007). Enfin, il y a également la commande prédictive (Adegas et al., 2013), (Yang and Maciejowski, 2012), (Mirzaei et al., 2012).

### **I.2 Etat de l'art la commande tolérante aux défauts appliquée au système éolien**

Dans cette section, on commence par présenter des généralités et classification de la commande tolérante aux défauts.

#### **I.2.1 Généralités et classification de la commande tolérante aux défauts**

Les systèmes modernes reposent sur la sophistication du système de contrôle pour améliorer les performances et répondre aux exigences de la sécurité. En cas de présence d'un ou de plusieurs mauvais fonctionnements dans les actionneurs, les capteurs ou dans les composants du système, le contrôle feedback (par retour d'état) conventionnel peut conduire à des performances insatisfaisantes ou même à des instabilités.

Pour remédier à ces faiblesses, de nouvelles approches pour le design du contrôleur ont été développées, dans le but de tolérer le comportement des composants défectueux tout en conservant la stabilité du système et les meilleures performances possibles. Ces types de contrôle sont connus sous le nom de la commande tolérante aux défauts (FTCs : Fault Tolerant Control system). Plus précisément, les FTCs sont des systèmes de contrôle qui possèdent la capacité d'accommoder les défaillances des composants automatiquement. Ils sont capables de maintenir la stabilité de l'ensemble du système et des performances acceptables dans le cas de présence de défauts.

À partir du début des années 80s, les recherches sur les systèmes de commandes tolérantes aux défauts reconfigurables ont augmenté progressivement. Les premières recherches concernent la commande restructurée et d'auto-réparation des systèmes de contrôles de vols (Eslinger and Chandler, 1988), (Eterno et al., 1985), (Montoya et al., 1982), (Chandler, 1984). Par la suite, la commande tolérante aux défauts, a attiré de plus en plus de chercheurs, que ce soit dans la communauté académique ou dans la communauté industrielle. Cette attraction est due à la demande accrue de la sûreté et la haute performance du système. Plusieurs articles de revues/conférences sur la commande tolérante aux défauts sont apparus depuis 1990 (Blanke et al., 1997), (Blanke et al., 2000), (Blanke et al., 2001), (Isermann et al., 2002), (Jiang, 2005)

, (Patton, 1993), (Patton, 1997), (Polycarpou and Vemuri, 1998), (Rauch, 1994), (Rauch, 1995), (Staroswiecki and Gehin, 2001), (Steinberg, 2005), (Stengel, 1990) de même on peut citer quelques livres sur la commande tolérante aux défauts (Garcia Nocetti and Benítez-Pérez, 2005), (Mahmoud et al., 2003), (Tao, 2004), (Steffen, 2005), (Blanke and Schröder, 2006), (Blanke et al., 2016), (Hajiyev and Caliskan, 2003), (Noura, 2009).

## I.2.2 Classification de la commande tolérante aux défauts

Une classification des méthodes de la commande tolérante aux défauts a été donnée dans la littérature en fonction des performances du système et la sévérité des défauts, comme montré dans la figure I.3.

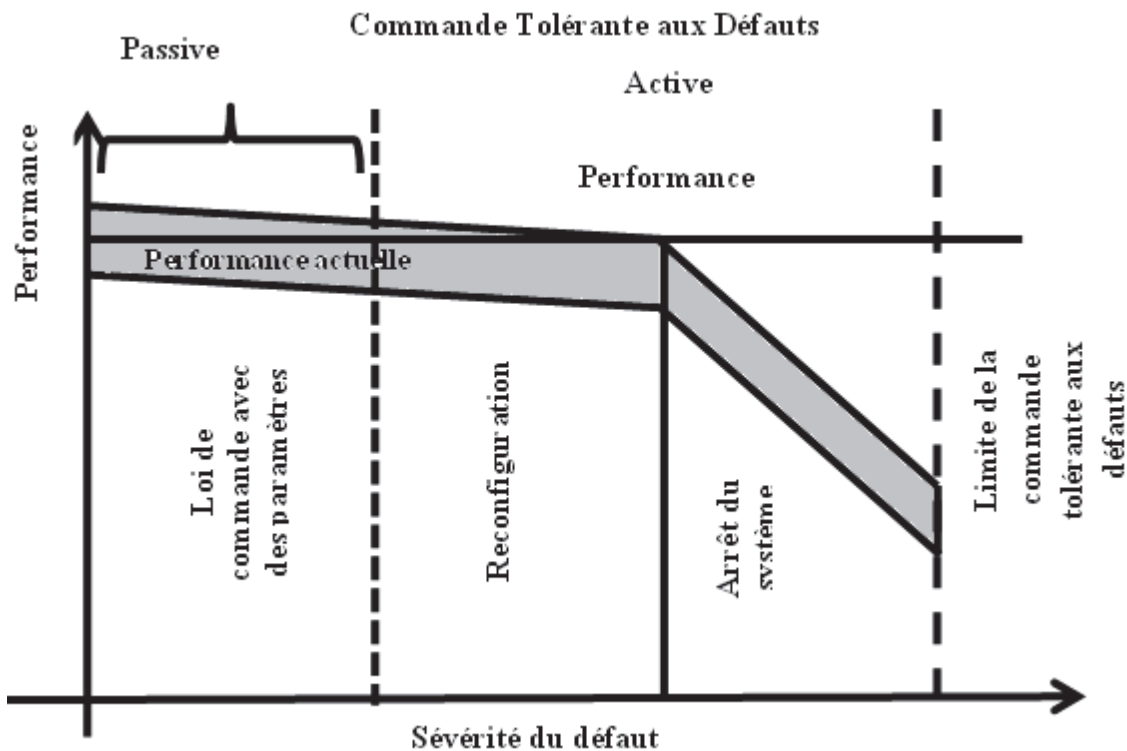


Figure I-3 Classification de la commande tolérante aux défauts (Noura, 2009)

Dans cette classification on distingue deux approches d'implémentation de la commande tolérante aux défauts : passive et active.

### I.2.2.1 Commande passive tolérante aux défauts

Dans l'approche passive, la liste des dysfonctionnements potentiels est supposée connue à priori comme défauts de conception de base (Jiang and Yu, 2012), et sont considérés dans l'étape de conception du système de contrôle. Ainsi, le terme « passive » indique qu'aucune action supplémentaire ne doit être prise par le système de contrôle en réponse au mauvais fonctionnement. Autrement dit, le contrôleur traite les défauts passivement (Chen and Patton, 2001), (Niemann and Stoustrup, 2003).

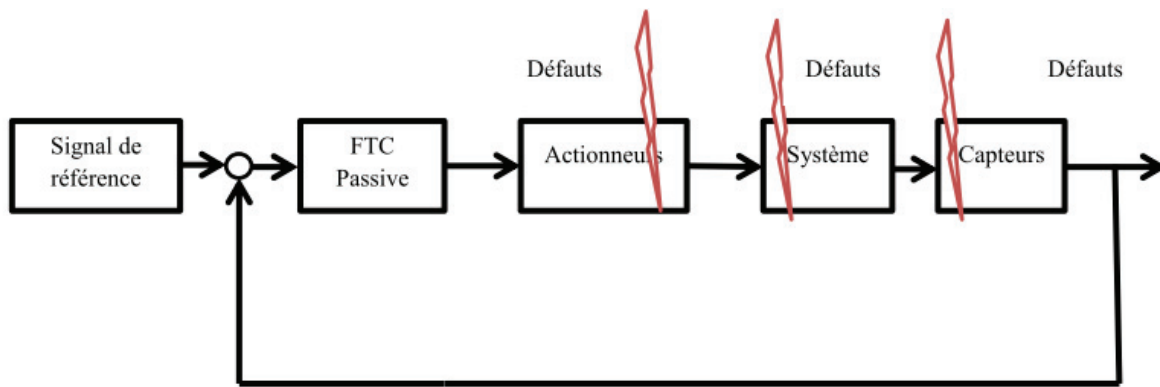


Figure I-4 Architecture de la commande passive tolérante aux défauts

**Remarque :**

Dans cette approche de commande, on n'a pas besoin des blocs FDI qui détectent et identifient les défauts (figure I.4).

L'objectif de la conception de la commande passive tolérante aux défauts est de synthétiser un seul contrôleur **robuste** pour rendre la boucle fermée du système insensible le plus possible vis-à-vis des défauts (Jiang and Yu, 2012). Cette stratégie se focalise donc sur la robustesse du système de contrôle et cela sans chercher les performances optimales d'un fonctionnement du système en présence du défaut.

L'avantage de la commande passive tolérante aux défauts, est qu'un seul contrôleur peut théoriquement faire face à n'importe quel défaut de conception. Cependant, rien ne pourra être dit sur le comportement du système, quand un défaut (hors domaine de conception) qui n'est pas considéré dans la conception du contrôleur (avec des défauts connus a priori) se produit. Le nombre de défauts qu'on peut considérer dans la conception est limité par la redondance du système (Jiang and Yu, 2012).

**I.2.2.2 Commande active tolérante aux défauts**

L'objectif principal de la commande active tolérante aux défauts (AFTC) est de préserver la stabilité du système, et de maintenir un niveau acceptable des performances dans le cas de défauts du système en agissant en ligne sur le système de contrôle (en temps réels) et en utilisant les différentes informations collectées sur les défauts (à partir d'un bloc FDI : Fault Detection and Isolation) de types actionneurs, capteurs ou système. Le terme « **active** » indique que l'action de correction considérée agit activement afin d'adapter le contrôle du système en fonction des défauts détectés dans le système.

En se basant sur cette architecture, l'objectif de la conception de la commande active tolérante aux défauts est de :

- Développer un système de Détection et d'Isolation de défaut (le bloc FDI) efficace qui fournit l'information sur le défaut en un temps minimum avec faibles incertitudes.
- Reconfigurer efficacement le schéma de contrôle existant afin de garantir la stabilité du système et d'atteindre des performances acceptables du système en boucle fermée.

- Reconfigurer le contrôle en douceur, en minimisant les commutations potentielles transitoires.

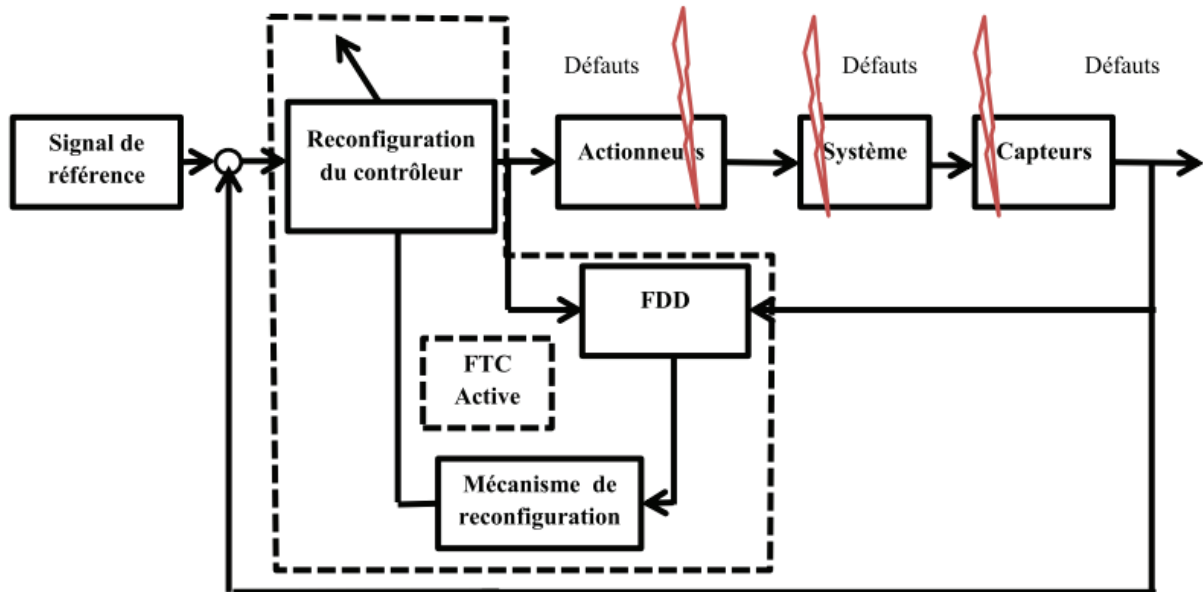


Figure I-5 Architecture de la commande active tolérante aux défauts

Comme le montre la figure I.5, la FTC active se compose généralement d'un bloc FDI (ou FDD) et d'un bloc de reconfiguration de la commande. Ces deux unités doivent travailler en harmonie pour assurer les tâches de contrôle avec succès.

De manière générale, on distingue trois types de commande active tolérante aux défauts :

- 1) Accommodation des défauts : elle ne prend en considération que les défauts de faible amplitude, où la nouvelle loi de commande n'est qu'une adaptation (en ligne) des paramètres de l'ancien régulateur (Blanke et al., 2016).
- 2) Reconfiguration du système : est généralement utilisée là où l'accommodation des défauts n'est pas efficace (Gao and Antsaklis, 1992), (Zhang and Jiang, 1999), (Kanev and Verhaegen, 2000), (Blanke et al., 2016), (Boskovic and Mehra, 2003). Elle est caractérisée par la modification de la structure du système afin de compenser les défauts.
- 3) Le troisième type de la AFTC est la reconstruction : elle correspond à la synthétisation d'une nouvelle loi de commande, avec de nouvelles structures et paramètres (Staroswiecki and Gehin, 2001).

La commande active tolérante aux défauts présente un inconvénient majeur, elle est limitée dans le temps pour agir et adapter la nouvelle loi de commande.

### I.2.3 Travaux de la commande tolérante aux défauts appliquée au système éolien

De nos jours les éoliennes contribuent à une très large partie de production d'énergie dans le monde. Au même moment, la taille standard de la turbine éolienne tend à grandir aussi. Les éoliennes de tailles des mégawatts sont très coûteuses, et donc, leur rendement devrait être

## CHAPITRE I

maximisé. Cela augmente la complexité du système, et le nombre de contraintes sur les entrées et les sorties du système à être satisfaites. La faisabilité d'une telle performance, dépend entre autres des facteurs des coûts associés à l'entretien et à la maintenance. Ces coûts peuvent être très élevés, surtout que les parcs éoliens sont généralement localisés dans des zones difficiles à accéder (offshore ou désert). Ainsi, la commande tolérante aux défauts est nécessaire pour optimiser la productivité et assurer le fonctionnement dans des limites de sûreté, en présence des défauts, tout en évitant les coûts élevés de maintenance.

Récemment, une compétition de commande tolérante aux défauts pour le système éolien a été publiée avec un benchmark de l'éolienne (Odgaard et al., 2009), (Odgaard and Johnson, 2013). Il s'agit d'un modèle SISO, où une commande PID est implémentée pour contrôler l'inclinaison des pâles et une autre commande proportionnelle (sans feedback, et indépendante de la première commande) permet de contrôler le couple du générateur. Les défauts possibles sont ceux des capteurs (de l'inclinaison des pâles, vitesse de rotation des pâles et du générateur) ainsi que ceux des actionneurs (de l'inclinaison des pâles, et du couple du générateur). Différentes techniques (active et passive) de commandes tolérantes aux défauts ont été appliquées à ce système éolien dans le cadre de cette compétition ou indépendamment. Dans ce paragraphe on propose une revue de ces différents travaux.

Certains de ces travaux se sont intéressés au bloc FTC sans modifier la commande existante et d'autres travaux ont proposé des nouveaux schémas de commande pour remplacer ceux existants dans le benchmark.

(Kamal et al., 2012) ont proposé une approche basée sur les observateurs flous avec entrées inconnues. L'application de cette méthode est faite sur une éolienne de 60 KW. Le défaut considéré est de type capteur. (Capteur de la vitesse du générateur).

(Kim et al., 2012) ont considéré les défauts de type actionneur sur le système d'orientation des pâles. Leur principe consiste à compenser le contrôle constant (nul) de l'actionneur défectueux par la distribution du contrôle (ou de l'effort) sur les actionneurs non défectueux (Allocation de contrôle).

(Montadher and Patton, 2012a.) ont employé un estimateur flou pour évaluer les vitesses du rotor et du générateur afin de détecter les défauts de ces capteurs. Le contrôleur PI de benchmark original a été remplacé par un contrôleur basé sur le modèle flou.

(Montadher and Patton, 2012b.) ont modélisé la turbine éolienne par la représentation multi-modèle de Takagi-Sugeno. La vitesse du générateur et la vitesse du vent ont été estimées à l'aide d'un observateur proportionnel multi-intégral. Cette solution a été appliquée seulement pour des vitesses du vent basses dans la présence d'un défaut de capteur de la vitesse du générateur.

(Odgaard and Stoustrup, 2012) ont proposé une approche basée sur les observateurs à entrées inconnues pour la détection et l'isolation de défauts de type capteurs sur la vitesse du rotor et la vitesse du générateur. Ainsi, les résultats d'estimation des vitesses obtenus par l'observateur sont utilisés dans la commande déjà existante.

(Rotondo et al., 2012) ont proposé un schéma de commande tolérante aux défauts basé sur des actionneurs et des capteurs virtuels. Le principe est d'utiliser la redondance analytique du système pour récolter les informations sur les défauts.



## CHAPITRE I

(Simani and Castaldi, 2012a) ont proposé une approche passive de commande tolérante aux défauts pour la modélisation et l'identification par la logique floue, orientée dans le design d'un contrôleur floue. Les défauts considérés sont de types capteur et actionneur.

(Simani and Castaldi, 2012b) ont utilisé une commande adaptative qui se base sur l'identification des paramètres du système éolien (identification avec les moindres carrées avec un facteur d'oubli). Les défauts considérés sont de types capteur et actionneur.

(Sloth et al., 2011) ont proposé une approche active et passive de la commande tolérante aux défauts basée sur la commande à paramètre variable (LPV). Le défaut considéré est de type actionneur.

(Yang and Maciejowski, 2012) ont proposé une solution basée sur la commande prédictive pour la compensation des défauts, où l'estimation des défauts est obtenue avec le filtre de Kalman étendu. Les défauts considérés sont de types capteur et actionneur.

**Tableau I-1 Etat de l'art de la commande tolérante aux défauts appliquée au système éolien**

Référence	Défauts capteurs considérés	Défauts actionneurs considérés	Méthode de détection et d'isolation (FDI)	Méthode de commande (FTC)
Kamal et al., 2012.	Vitesse du générateur		Observateurs flous	Contrôleur flou
Kim et al., 2012.		Système d'orientation des pâles		Allocation de commande
Montadher and Patton, 2012a	Vitesse de rotor Vitesse du générateur	Couple du générateur	Estimateur flou	Commande LPV basée sur un modèle flou
Montadher and Patton, 2012.b.	Vitesse de rotor Vitesse du générateur		observateur proportionnel multi-intégral	Commande LPV basée sur un modèle flou
Odgaard and Stoustrup, 2012	Vitesse de rotor Vitesse du générateur		Observateurs à entrées inconnues	Commande PI
(Rotondo et al., 2012)	Puissance du générateur Vitesse du générateur Vitesse du rotor Angle d'inclinaison des pâles	Système d'orientation des pâles Couple du générateur	Moindres carrés récursif	Commande PI

	Couple du générateur			
Simani and Castaldi, 2012a	Puissance du générateur Vitesse du générateur Vitesse du rotor Angle d'inclinaison des pâles	Couple du générateur		Contrôleur flou.
Simani and Castaldi, 2012b	Puissance du générateur Vitesse du générateur Vitesse du rotor Angle d'inclinaison des pâles	Couple du générateur	Moindres carrés récursif avec facteur d'oubli	Commande adaptative
Sloth et al., 2011		Système d'orientation des pâles		Commande LPV
Yang and Maciejowski, 2012	Vitesse du générateur Vitesse du rotor	Système d'orientation des pâles	filtre de Kalman étendu	Commande prédictive

### I.3 Conclusion

Il ressort de cette analyse de la littérature deux constats :

- Premièrement, la commande de l'éolienne devra être multivariable, multi-entrée multi-sortie afin de poursuivre la puissance désirée et en même temps réduire les charges sur les composantes de l'éolienne. La plupart des stratégies sont composées de deux commandes SISO. Les commandes multivariables existantes ne prennent pas forcément en compte les contraintes sur les actionneurs ou bien ne sont pas applicables en ligne car le temps de calcul est très élevé.
- Deuxièmement, il est intéressant de voir que les travaux de recherche concernent soit la commande soit la compensation de défaut. Dans le dernier cas, la commande existante est souvent maintenue et une couche de compensation de défaut est ajoutée.

Dans cette thèse, on s'intéressera à ces deux approches :

- la construction d'une loi de commande multivariable qui prend en compte les contraintes du système, qui est implémentable en ligne et qui assez robuste aux défauts
- Et la construction d'une stratégie de compensation de défauts à ajouter à la suite d'une commande existante.

## CHAPITRE I

En effet, même si la commande peut être construite de façon à accommoder le défaut, il est parfois demandé dans le cahier de charge de maintenir la commande existante et de la rendre robuste aux défauts.

Cette dernière approche répond à un problème posé dans (Odgaard and Johnson, 2013).

# II Commande prédictive

## II.1 Introduction

Dans ce chapitre, après un bref historique de la commande prédictive, les différentes approches de la commande prédictive utilisées dans ce travail sont présentées :

- Tout d'abord, les étapes de la formulation mathématique de la commande prédictive classique (Model Predictive Control, MPC) sont présentées.
- A la suite, et pour optimiser le temps de calcul et améliorer le conditionnement du problème d'optimisation, la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre et de Kautz sont présentées en tenant compte des contraintes sur les sorties et les entrées de commande. Une étude de comparaison entre les trajectoires de commandes obtenues par la MPC classique, la Laguerre MPC (LMPC) et la Kautz MPC (KMPC) a été effectuée.
- La commande prédictive robuste par approche min-max est également présentée dans l'objectif de palier les incertitudes polytopiques.

## II.2 Historique de la commande prédictive

Un grand intérêt de la commande prédictive est dénoté au milieu des années 70, surtout dans les développements industriels. Plusieurs versions de cette commande ont été développées dans la littérature (Clarke et al., 1987a), (Richalet et al., 1976), (Richalet et al., 1978), (De Keyser and Van Cauwenberghe, 1981), (Cutler and Ramaker, 1980), (Ydstie, 1984), (Clarke and Scattolini, 1991). C'est un terme général qui englobe un ensemble de méthodes différentes (MPHC, DMC, EHAC, EPSAC, GPC, PFC, CRHPC et le MPC) ayant le même principe philosophique de contrôle et de fonctionnement. Cette section propose un rapide tour d'horizon non exhaustif des versions de la commande prédictive.

La commande prédictive a commencé à faire ses débuts dans les industries des procédés chimiques et de la pétrochimie vers les années 70s (Richalet et al., 1976), (Richalet et al., 1978), où elle était connue sous le nom Model Predictive Heuristic Control (MPHC) ensuite sous le nom Model Algorithmic Control (MAC). Après des applications sur des systèmes multivariables linéaires, sans tenir compte des contraintes, cette version de commande a pris comme nom la Commande Matricielle Dynamique (DMC : Dynamic Matrix Control) (Cutler and Ramaker, 1980) et utilisable que pour des procédés stables et sans intégrateurs (Corriou, 2012).

La commande adaptative à horizon étendu (EHAC : Extended Horizon Adaptive Control) est apparue en 1984. Le principe de cette commande consiste à calculer à chaque instant la séquence des signaux (la trajectoire de commande) pour essayer d'assurer le suivi de la trajectoire entre la sortie future et la consigne dans une période de temps donnée, où la trajectoire de commande est obtenue via la résolution d'une équation diophantienne (Ydstie, 1984). Une année plus tard, le problème de résolution était remplacé par un prédicteur sous-optimal, où cette commande est connue sous le nom Extended Prediction Self-Adaptive Control EPSAC (DeKeyser and van Cauwenberghe, 1981).

En 1987 D. Clark propose la commande prédictive généralisée (GPC), qui est considérée comme étant la commande la plus populaire en ce moment (Clarke et al., 1987a), (Clarke et al., 1987b), basée sur un modèle de type CARIMA (Controller Auto-Regressive Integrated Moving-Average). Cette commande prend en considération les contraintes entrées/ sorties.

Durant cette période, la commande prédictive fonctionnelle (Predictive Functional Control PFC) a fait son apparition grâce à J. Richalet. Elle a été appliquée aux systèmes électromécaniques rapides (Richalet et al., 1987). La commande prédictive à horizon fuyant avec contraintes (Constrained Receding Horizon Predictive Control) proposée en 1991 par D. Clark en prend compte des contraintes terminales « égalité » sur la sortie du système (Clarke and Scattolini, 1991).

La commande prédictive a aussi connu une popularité croissante due à l'utilisation des méthodes de conception dans l'espace d'états (Wang, 2009), (Ricker, 1991), (Rawlings and Muske, 1993), (Morari, 1994), (Rawlings, 2000), (Maciejowski, 2002). Cela a permis la mise en pratique des théorèmes et des résultats déjà existants dans la bibliographie de la théorie des espaces d'états, ainsi facilitant l'application de la MPC sur des systèmes multivariables, bruités, et aux systèmes plus complexes.

Cependant, l'implémentation en ligne de ces algorithmes de commande induit (exige) une charge élevée de calcul, conduisant parfois à des solutions numériques mal conditionnées. Durant ces dix dernières années, des algorithmes d'optimisation rapide ont été développés, on peut citer Active set method (Cai et al., 2014), méthode de minimisation alternée (Attouch et al., 2010), méthode du gradient (Alamir, 2013). Pour remédier de temps de calcul, notre choix s'est porté sur l'introduction des fonctions orthogonales (Laguerre, Kautz) pour paramétrer la trajectoire de la commande et que nous allons considérer dans ce travail (Wang, 2009).

### II.3 Généralités et principe de base de la commande prédictive

La commande prédictive traditionnelle implique la conception d'un système de contrôle qui assure, en boucle fermée, des performances les plus proches de celles désirées pour garantir la sûreté de fonctionnement. Elle permet l'incorporation du système de contraintes dans le problème d'optimisation.

La stratégie de la commande prédictive génère donc des signaux de commande à partir de la résolution du problème d'optimisation. Ce dernier doit être optimisé en ligne et s'articule sur le modèle du processus ainsi que les mesures réelles, qui sont intégrées à chaque pas d'échantillonnage dans le problème d'optimisation afin d'assurer une structure de contrôle bouclée.

Les éléments suivants représentent les concepts de base de la stratégie de commande prédictive (Olaru, 2005), (Kanjilal, 1995) :

- Un **modèle** du système permet la prédiction des signaux qui agissent sur les performances du système en respectant les contraintes sur ces signaux.
- Connaître **la trajectoire à suivre** sur l'horizon de prédiction.
- Un **critère d'optimisation J**, généralement quadratique et qui se porte sur l'erreur entre les sorties prédites et désirées, qui sera pondéré par le signal de contrôle.
- Un **solveur** permet de trouver une solution optimale au problème d'optimisation en respectant les contraintes, et qui sera implémenté en temps réel. A mesure que le temps avance, le problème d'optimisation sera actualisé avec l'état du système (les nouvelles **mesures**).
- En fixant un **horizon fini de commande**  $N_c$  et un **horizon de prédiction**  $N_p$  (avec  $N_c < N_p$ ), et en mettant l'état présent comme état initial, et après optimisation de la

fonction du coût sur l'intervalle de prédiction  $N_p$ , tout en respectant les contraintes entrées sorties du système, on obtient une séquence de  $N$  commandes dont juste le premier élément est appliqué. Ainsi, à la prochaine période d'échantillonnage on répète la même procédure.

### II.3.1 Principe de fonctionnement de la commande prédictive

Le principe de fonctionnement de la commande prédictive à base de modèle (MPC), dans sa formulation la plus générale, est représenté sur la figure suivante (figure II.1) :

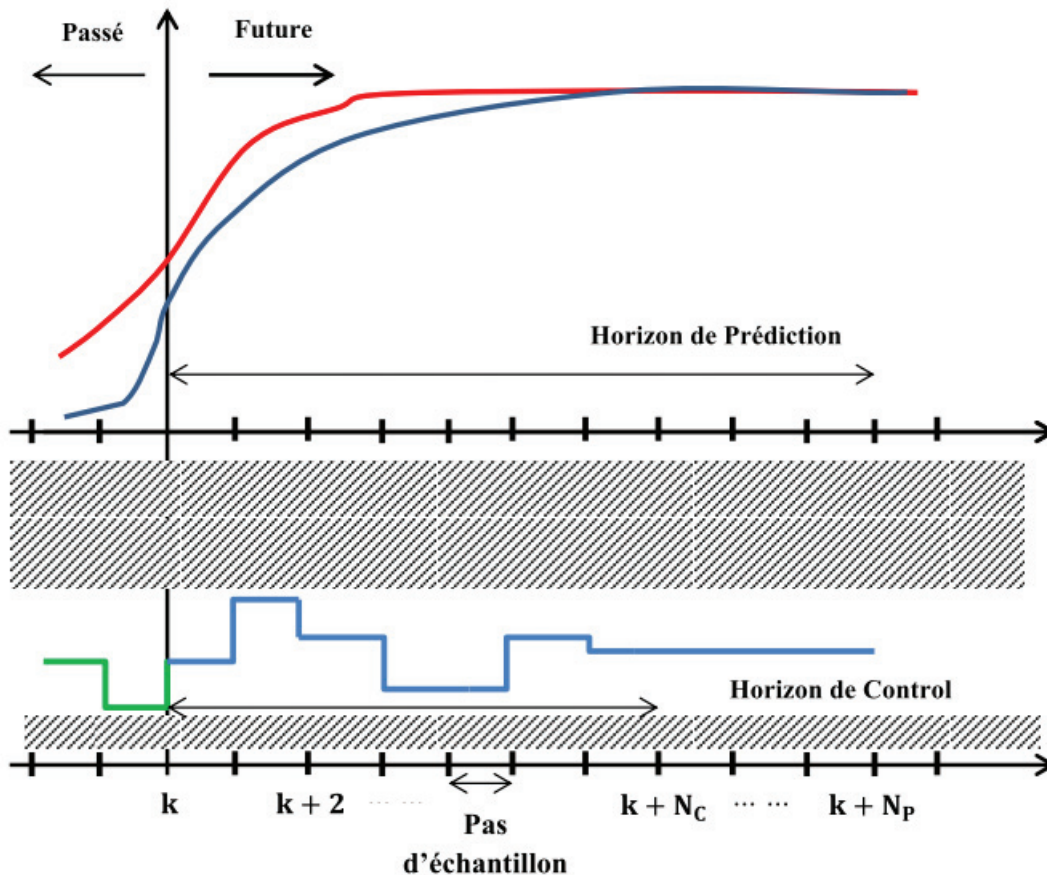
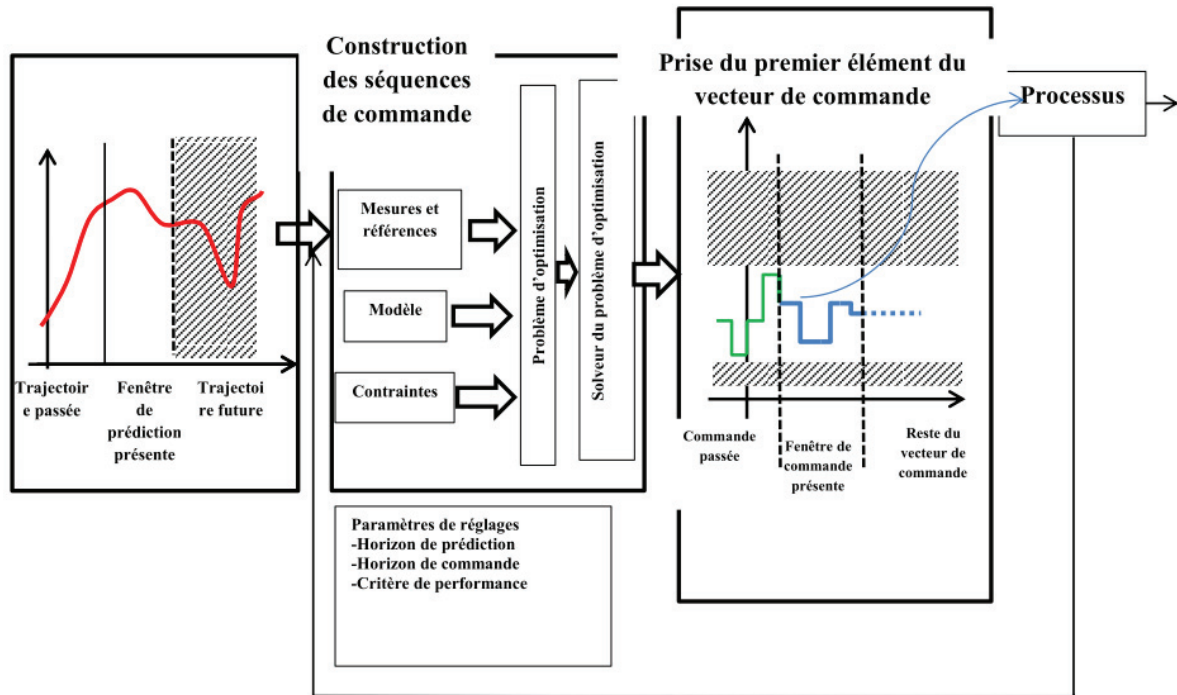


Figure II-1 Principe de la commande prédictive (Maciejowski, 2002)

Les sorties futures prédites sur un horizon de prédiction fini  $N_p$ , sont notées  $y(k_i + k|k_i)$  dans cette thèse (parfois simplifié dans la littérature  $y(k_i + k)$ ), où  $k = 1, 2, \dots, N_p$ .  $y(k_i + k|k_i)$  se lit : la sortie future à l'instant  $k_i + k$  sachant l'état à l'instant  $k_i$ . Les sorties sont prédites à partir des mesures, des entrées et des sorties à l'instant  $k_i$ . La séquence d'entrées de contrôles aux instants futurs,  $u(k_i + k)$ ,  $k = 0, 1, \dots, N_c - 1$  sont calculées en optimisant la fonction du coût, qui minimise l'erreur entre la sortie future prédite  $y(k_i + k)$  et la sortie désirée  $y_{ref}(k_i + k)$  (le critère est minimisé tout en respectant les contraintes). A la fin, on n'applique au système que le premier élément du vecteur de commande  $u(k_i + k)$ ,  $k = 0, 1, \dots, N_c - 1$ .

On peut aussi illustrer le principe de la commande prédictive par le schéma bloc présenté dans la figure II.2, où on peut voir la rétroaction avec certitude.



**Figure II-2 Schéma bloc présentant la commande prédictive en boucle fermée (Olaru, 2005)**

Le critère quadratique à optimiser à l'instant  $k$  aura la forme générale suivante :

$$J = \sum_{k=1}^{N_p} x(k_i + k)^T Q x(k_i + k) + \sum_{k=0}^{N_c-1} \Delta u(k_i + k)^T R \Delta u(k_i + k) \quad (\text{II.1})$$

Tels que :

$x$  : représente le vecteur d'état, qui est construit en se basant sur le modèle ;

$\Delta u$  : Le signal de commande ;

$N_p$  : L'horizon de prédiction ;

$N_c$  : L'horizon de commande ;

$Q$  et  $R$  : Les matrices de pondérations sur les sorties et les entrées respectivement ;

### II.3.2 Paramètre de réglage de la commande prédictive

Vu l'abondance des approches existantes de la commande prédictive, il n'est pas facile de dénombrer tous les paramètres de réglages. Cependant, on peut trouver quelques paramètres communs dominants :

- Horizon de prédiction.
- Horizon de commande.

## CHAPITRE II

- On peut également régler le critère de performance soit par sa forme soit à travers les matrices de pondération : pondération sur les erreurs de poursuite de trajectoire et pondération sur l'énergie de commande.

Certaines méthodes présentent d'autres paramètres à régler, tels que les paramètres terminaux (contraintes terminales, coût terminaux) et horizon de contraintes.

### II.4 Formulation de la commande prédictive

Dans la suite on ne considère que les systèmes MIMO (multiple inputs, and multiple outputs).

#### II.4.1 Commande prédictive pour des systèmes MIMO

On suppose que le processus possède  $m$  entrées,  $p$  sorties et  $n$  variables d'états, avec le nombre de sorties inférieur ou égal au nombre d'entrées ( $p \leq m$ ). Si le nombre de sorties est supérieur à celui des entrées du système, on ne peut espérer contrôler chacune des valeurs mesurées de sorties indépendamment avec des erreurs nulles (Wang, 2009).

Le modèle considéré pour la commande est décrit par un modèle linéaire discret représenté dans l'espace d'états (Wang, 2009):

$$M: \begin{cases} x_n(k+1) = A_n x_n(k) + B_n u_m(k) + B_d \omega(k) \\ y_p(k) = C_n x_n(k) \end{cases} \quad (\text{II.2})$$

Où :

$x_n$  : Vecteur des variables d'états, tel que  $x_n \in \mathbb{R}^{n \times 1}$  ;

$u_m$  : Vecteur des variables de commande, tel que  $u_m \in \mathbb{R}^{m \times 1}$  ;

$y_p$  : Vecteur des sorties mesurées, tel que  $y_p \in \mathbb{R}^{p \times 1}$  ;

$A_n$ ,  $B_n$  et  $C_n$  : Matrices avec des dimensions  $\mathbb{R}^{n \times n}$ ,  $\mathbb{R}^{n \times m}$  et  $\mathbb{R}^{p \times n}$ , respectivement.

$\omega$  : Vecteur des entrées de perturbations, tel que  $\omega \in \mathbb{R}^{m \times 1}$  ; on suppose que c'est une séquence d'intégration d'un bruit blanc. Cela revient à dire que la moyenne des entrées de perturbations est quasi nulle. La séquence du bruit blanc est définie par la relation suivante :

$$\varepsilon(k) = \omega(k) - \omega(k-1) \approx 0 \quad (\text{II.3})$$

Pour la formulation de la commande prédictive, on suppose que le modèle est stabilisable et détectable. La majorité des commandes prédictives à base de modèle, (Liuping Wang, 2001a), (Ricker, 1991) sont conçues à partir du calcul des incréments de commande, c'est-à-dire,  $\Delta u(k), \Delta u(k+1) \dots, \Delta u(k+N_p)$ , où :  $\Delta u(k) = u_m(k) - u_m(k-1)$ .

Ce type de contrôleur possède des intégrateurs intégrés. DMC (Dynamic Matrix Control) et GPC (Generalized Predictive Control) ont adopté ces approches (Liuping Wang, 2001a), (Cutler and Ramaker, 1980), (Clarke et al., 1987).



## CHAPITRE II

Afin d'introduire  $\Delta u$  comme variables manipulées dans le système II.2, on augmente le système d'états original comme suit :

On commence par faire le changement de variables suivant :

Sur les variables d'états :  $\Delta x_n(k+1) = x_n(k+1) - x_n(k)$

Sur les variables d'entrées  $\Delta u(k) = \Delta u_m(k) - \Delta u_m(k-1)$  ;

Ces nouvelles différences représentent les incréments de la variable d'état et de la variable de commande. Un nouveau vecteur d'état doit être défini, basé sur ces incréments. Ce vecteur est logiquement considéré comme suit :

$$x = [\Delta x_n(k) \quad r_p - y_p(k)] \quad (\text{II.4})$$

Où  $r_p$  représente le vecteur de référence des sorties. Au point d'équilibre, on peut considérer  $r_p = 0$ . Nous allons donc dans un premier temps considérer (on reviendra sur ce point plus tard) :

$$x = [\Delta x_n(k) \quad y_p(k)] \quad (\text{II.5})$$

On obtient donc le nouveau modèle d'états augmenté suivant :

$$M : \begin{cases} \begin{bmatrix} \Delta x_n(k+1) \\ y_p(k+1) \end{bmatrix}_{x(k+1)} = \underbrace{\begin{bmatrix} A_n & 0_{n \times p}^T \\ C_n A_n & I_{p \times p} \end{bmatrix}}_A \begin{bmatrix} \Delta x_n(k) \\ y_p(k) \end{bmatrix}_{x(k)} + \underbrace{\begin{bmatrix} B_n \\ C_n B_n \end{bmatrix}}_B \Delta u(k) + \begin{bmatrix} B_d \\ C_n B_d \end{bmatrix} \varepsilon(k) \\ y(k) = [0_n \quad I_{p \times p}] \begin{bmatrix} \Delta x_n(k) \\ y_p(k) \end{bmatrix} \end{cases} \quad (\text{II.6})$$

Avec :

$0_{n \times p}$  est une matrice zéro de dimension  $n \times p$  ;

$I_{p \times p}$  est une matrice identité de dimension  $p \times p$ .

$$A = \begin{bmatrix} A_n & 0_{n \times p}^T \\ C_n A_n & 1 \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} B_n \\ C_n B_n \end{bmatrix} \text{ et } C = [0_n \quad I_{p \times p}]$$

On note que  $y(k) = y_p(k)$ .

Ceci donne le modèle augmenté suivant (avec  $\varepsilon(k) \cong 0$ ) :

$$M : \begin{cases} x(k+1) = A x(k) + B \Delta u(k) \\ y(k) = C x(k) \end{cases} \quad (\text{II.7})$$

Les nouvelles variables de commande sont devenues le vecteur  $\Delta u$  au lieu du vecteur  $u$ .

## CHAPITRE II

La prochaine étape pour le design du système de contrôle prédictif, est de calculer les prédictions des sorties du processus avec les signaux de commande futurs comme variables de réglage.

On suppose que l'instant présent est défini par  $k_i$ , tel que  $k_i > 0$ . On rappelle que la largeur de la fenêtre d'optimisation est  $N_p$  (horizon de prédiction, avec  $N_c < N_p$ ).

Les mesures donnent l'information sur l'état actuel du processus. Dans le cas où les variables d'états ne sont pas mesurées, on utilise des observateurs. La trajectoire future de contrôle est donnée par :

$$\Delta U = [\Delta u(k_i | k_i), \Delta u(k_i + 1 | k_i), \dots, \Delta u(k_i + N_c - 1 | k_i)] \quad (\text{II.8})$$

Et on note les variables des états futures par le vecteur  $X$  :

$$X = [x(k_i + 1 | k_i), x(k_i + 2 | k_i), \dots, x(k_i + N_p | k_i)] \quad (\text{II.9})$$

Les variables d'état sont données par :

$$\text{A l'instant } k_i + 1 : x(k_i + 1 | k_i) = A x(k_i) + B \Delta u(k_i)$$

$$\text{À l'instant } k_i + 2 : x(k_i + 2 | k_i) = A x(k_i + 1 | k_i) + B \Delta u(k_i + 1)$$

$$= A^2 x(k_i) + AB \Delta u(k_i) + B \Delta u(k_i + 1)$$

$$\text{À l'instant } k_i + 3 : x(k_i + 3 | k_i) = A x(k_i + 2 | k_i) + B \Delta u(k_i + 2)$$

$$= A^3 x(k_i) + A^2 B \Delta u(k_i) + AB \Delta u(k_i + 1) + B \Delta u(k_i + 2)$$

⋮

⋮

$$\text{À l'instant } k_i + N_p : x(k_i + N_p | k_i) = A^{N_p} x(k_i) + A^{N_p-1} B \Delta u(k_i) + A^{N_p-2} B \Delta u(k_i + 1) + A^{N_p-3} B \Delta u(k_i + 2) + \dots + A^{N_p-N_c} B \Delta u(k_i + N_c - 1)$$

(II.10)

Ce qui donne de manière générale :

$$x(k_i + k | k_i) = A^k x(k_i) + \sum_{j=0}^{k-1} A^{k-j-1} B \Delta u(k_i + j) \quad (\text{II.11})$$

Où  $k_i$  est l'instant initial de la fenêtre glissante et  $k$  l'instant futur.

Ce qui donne le vecteur suivant sur l'horizon de prédiction :

$$X = \mathbf{F} x(k_i) + \mathbf{H} \Delta U \quad (\text{II.12})$$

## CHAPITRE II

Avec

$$F = \begin{bmatrix} A \\ A^2 \\ A^3 \\ \vdots \\ A^{N_p} \end{bmatrix}, H = \begin{bmatrix} B & 0 & 0 & \dots & \dots & 0 \\ AB & B & 0 & \dots & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ A^{N_p-1}B & A^{N_p-2}B & A^{N_p-3}B & \dots & \dots & A^{N_p-N_c}B \end{bmatrix}$$

À partir des prédictions sur les variables d'états, on constitue la séquence de prédictions des variables de sorties futures :

$$\text{A l'instant } k_i + 1 : y(k_i + 1|k_i) = CA x(k_i) + CB\Delta u(k_i)$$

$$\text{À l'instant } k_i + 2 : y(k_i + 2|k_i) = CA x(k_i + 1|k_i) + CB\Delta u(k_i + 1)$$

$$y(k_i + 2|k_i) = CA^2 x(k_i) + CAB \Delta u(k_i) + CB\Delta u(k_i + 1)$$

$$\text{À l'instant } k_i + 3 : y(k_i + 3|k_i) = CA x(k_i + 2|k_i) + CB\Delta u(k_i + 2)$$

$$y(k_i + 3|k_i) = CA^3 x(k_i) + CA^2B \Delta u(k_i) + CAB\Delta u(k_i + 1) + CB\Delta u(k_i + 2)$$

⋮

⋮

À l'instant  $k_i + N_p$  :

$$y(k_i + N_p|k_i) = CA^{N_p} x(k_i) + CA^{N_p-1}B \Delta u(k_i) + CA^{N_p-2}B\Delta u(k_i + 1) + CA^{N_p-3}B \Delta u(k_i + 2) + \dots + CA^{N_p-N_c}B \Delta u(k_i + N_c - 1)$$

(II.13)

Il faut noter que toutes les variables prédites sont formulées en fonction des variables d'informations sur les états courants et des variables de commandes futures  $\Delta u(k_i + j)$  où  $j = 0, 1, \dots, N_c - 1$

On définit le vecteur des variables de sorties prédites par

$$Y = [y(k_i + 1|k_i), y(k_i + 2|k_i), \dots, y(k_i + N_p|k_i)]$$

On peut donc écrire la séquence de prédiction des variables des sorties sous forme matricielle :

$$Y = V x(k_i) + M \Delta U \tag{II.14}$$

Avec :

$V = CF, M = CH.$

## II.4.2 Problème d'optimisation

L'objectif de la commande prédictive est de ramener les sorties prédites aussi proches que possible du signal de référence sur l'horizon de prédiction, où on suppose que le signal de référence est constant dans cette fenêtre d'optimisation. Dans la conception du système de contrôle, cela nous ramène à chercher la meilleure séquence de commande  $\Delta U$  de telle sorte que la fonction du coût qui exprime l'erreur entre les références et les variables de sorties prédites soit minimisée.

On considère le vecteur de références  $r_p = [R_1(k_i) \ R_2(k_i) \ R_3(k_i) \ \dots \ R_p(k_i)]$  avec  $p$  références, où  $R_s = [r_p(k_i + 1) \ r_p(k_i + 2) \ r_p(k_i + 3) \ \dots \ r_p(k_i + N_p)]$  (est de dimension de l'horizon).

Ainsi, on définit le critère à minimiser  $J$  à chaque instant  $k_i$  :

$$\begin{aligned} J &= (R_s - Y)^T \bar{Q} (R_s - Y) + \Delta U^T \bar{R} \Delta U \\ &= \sum_{k=1}^{N_p} (r_p(k_i + k) - y_p(k_i + k|k_i))^T Q (r_p(k_i) - y_p(k_i + k|k_i)) + \sum_{k=0}^{N_c-1} \Delta u(k_i + k|k_i)^T R \Delta u(k_i + k|k_i) \end{aligned} \quad (\text{II.15})$$

Où le premier terme  $(R_s - Y)^T \bar{Q} (R_s - Y)$  minimise l'erreur entre les références et les sorties prédites pondérées par une matrice définie positive  $\bar{Q} > 0$ . Alors que le deuxième terme minimise la variation de la commande  $\Delta U$ .  $\bar{R}$  est une matrice diagonale (par bloc) semi-définie positive de dimension  $(N_c \times m) \times (N_c \times m)$ .

Pour trouver un  $\Delta U$  qui minimise  $J$ , on utilise l'équation (II.14) dans le critère quadratique  $J$  (et (II.5) dans (II.15)):

$$\begin{aligned} J &= (R_s - V x(k_i) - M \Delta U)^T \bar{Q} (R_s - V x(k_i) - M \Delta U) + \Delta U^T \bar{R} \Delta U \\ &= (R_s - V x(k_i))^T \bar{Q} (R_s - V x(k_i)) - 2\Delta U^T M^T \bar{Q} (R_s - V x(k_i)) + \Delta U^T (M^T \bar{Q} M + \bar{R}) \Delta U \\ &= \sum_{i=1}^{N_p} x(k_i + k|k_i)^T Q x(k_i + k|k_i) + \sum_{i=0}^{N_p-1} \Delta u(k_i + k|k_i)^T R \Delta u(k_i + k|k_i) \end{aligned} \quad (\text{II.16})$$

### II.4.2.1 Cas sans contraintes

A partir de l'équation (II.16), on obtient la première dérivée par rapport au vecteur des variables d'entrées  $\Delta U$  :

$$\frac{\partial J}{\partial \Delta U} = -2M^T \bar{Q} (R_s - V x(k_i)) + 2(M^T \bar{Q} M + \bar{R}) \Delta U \quad (\text{II.17})$$

Ainsi, la condition nécessaire pour obtenir  $\Delta U$  qui minimise le critère  $J$  est (Wang, 2009):

## CHAPITRE II

$$\min_{\Delta U} J \quad \rightarrow \quad \frac{\partial J}{\partial \Delta U} = 0 \quad (\text{II.18})$$

Donc :

$$-2M^T \bar{Q} (R_s - V x(k_i)) + 2(M^T \bar{Q} M + \bar{R}) \Delta U = 0 \quad (\text{II.19})$$

Si aucune contrainte n'est prise en compte, la séquence de commande  $\Delta U$  qui minimise le critère  $J$ , peut être trouvée analytiquement :

$$\Delta U = (M^T Q M + \bar{R})^{-1} M^T \bar{Q} (R_s - V x(k_i)) \quad (\text{II.20})$$

L'avantage dans ce problème d'optimisation, c'est que la fonction du coût appartient à une classe de structure connue dans la littérature, et elle appartient à une catégorie de problèmes convexes, car l'ensemble faisable et la fonction du coût sont convexes (Bazaraa et al., 2006).

### II.4.2.2 Cas avec contraintes

Dans cette section on présente les contraintes opérationnelles qui apparaissent fréquemment dans le design de la commande prédictive comme des contraintes d'inégalités linéaires. Dans la littérature, on rencontre des contraintes imposées sur les variables de commande  $u(k)$  (sur l'amplitude de  $u(k)$  et sur sa variation  $\Delta u(k)$ ), des contraintes sur les sorties  $y(k)$  ou sur les états  $x(k)$ .

#### II.4.2.2.1 Contraintes sur les variations et l'amplitude de la commande $\Delta u(k)$

Pour un système multi-entrée, on doit spécifier les contraintes d'amplitude et de variation de commande pour chacune des entrées indépendamment :

$$\Delta U^{\max} = [\Delta u_1^{\max} \quad \Delta u_2^{\max} \quad \dots \quad \Delta u_m^{\max}]$$

$$\Delta U^{\min} = [\Delta u_1^{\min} \quad \Delta u_2^{\min} \quad \dots \quad \Delta u_m^{\min}]$$

Tels que  $\Delta U^{\max}$  et  $\Delta U^{\min}$  représentent les bornes supérieure et inférieure respectivement pour chacune des variations de variables d'entrées.

On impose alors sur la séquence de variation de commande  $\Delta U(k)$ :

$$\Delta U^{\min} < \Delta U(k) < \Delta U^{\max} \quad (\text{II.21})$$

Ce qui donne :

$$\begin{aligned} \Delta U^{\min} < \Delta U(k_i + 1) < \Delta U^{\max} \\ &\vdots \\ &\vdots \\ \Delta U^{\min} < \Delta U(k_i + N_c - 1) < \Delta U^{\max} \end{aligned}$$

(II.22)

Ce système d'équations peut s'écrire sous forme de deux inégalités :

$$\begin{bmatrix} -I_{N_c} \\ I_{N_c} \end{bmatrix} \Delta U \leq \begin{bmatrix} -\Delta U^{\min} \\ \Delta U^{\max} \end{bmatrix} \quad (II.23)$$

De la même manière, les contraintes sur les amplitudes de la commande U doivent respecter les bornes supérieure et inférieure  $U^{\max}$  et  $U^{\min}$  respectivement pour chaque entrée de commande :

$$U^{\max} = [u_1^{\max} \quad u_2^{\max} \quad \dots \quad u_m^{\max}]$$

$$U^{\min} = [u_1^{\min} \quad u_2^{\min} \quad \dots \quad u_m^{\min}]$$

De même à partir l'équation (II.21) on impose les contraintes d'amplitudes sur la séquence de U(k) :

$$U^{\min} < U(k) < U^{\max} \quad (II.24)$$

Pour exprimer le vecteur de décision U de l'instant  $k_i$  jusqu'à l'instant  $k_i + N_c - 1$  en fonction de sa variation  $\Delta U$ , il suffit de cumuler les incréments de commande ajoutés pendant l'horizon :

$$u_e(k_i + k) = u_e(k_i - 1) + \sum_{j=0}^k \Delta u_e(k_i + j) \quad (II.25)$$

Ce qui donne pour le vecteur U :

$$\begin{bmatrix} U(k_i) \\ U(k_i + 1) \\ U(k_i + 2) \\ \vdots \\ \vdots \\ U(k_i + N_c - 1) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} I_{N_c} \\ I_{N_c} \\ I_{N_c} \\ \vdots \\ \vdots \\ I_{N_c} \end{bmatrix}}_{V_i} U(k_i - 1) + \underbrace{\begin{bmatrix} I_{N_c} & 0 & \dots & 0 \\ I_{N_c} & I_{N_c} & \dots & 0 \\ I_{N_c} & I_{N_c} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ I_{N_c} & I_{N_c} & \ddots & I_{N_c} \end{bmatrix}}_{M_i} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta U(k_i) \\ \Delta U(k_i + 1) \\ \Delta U(k_i + 2) \\ \vdots \\ \vdots \\ \Delta U(k_i + N_c - 1) \end{bmatrix}}_{\Delta U} \quad (II.26)$$

$$U = V_i U_{i-1} + M_i \Delta U \quad (II.27)$$

À partir des équations (II.23) (II.26), l'expression compacte des contraintes sur l'amplitude du signal de commande est donnée par :

$$\begin{bmatrix} -M_i \\ M_i \end{bmatrix} \Delta U \leq \begin{bmatrix} -U^{\min} + V_i U_{i-1} \\ U^{\max} - V_i U_{i-1} \end{bmatrix} \quad (II.28)$$

#### II.4.2.2 Contraintes sur les sorties

On s'intéresse ici aux contraintes de la forme :

## CHAPITRE II

$$Y^{\min} < Y(k) < Y^{\max} \quad (\text{II.29})$$

Tels que  $Y^{\min}$  et  $Y^{\max}$  représentent les vecteurs des bornes inférieures et des bornes supérieures des sorties respectivement.

Afin d'exprimer aussi les contraintes sur les sorties avec la variable vecteur décision  $\Delta U$ , on utilise les équations (II.28), (II.14)

$$Y^{\min} < V_X(k_i) + M \Delta U < Y^{\max} \quad (\text{II.30})$$

Enfin l'expression compacte est donnée par :

$$\begin{bmatrix} -M \\ M \end{bmatrix} \Delta U \leq \begin{bmatrix} -Y^{\min} + V_X(k_i) \\ Y^{\max} - V_X(k_i) \end{bmatrix} \quad (\text{II.31})$$

En rassemblant toutes les formes compactes des inégalités linéaires (équations (II.23) (II.28) (II.31)):

$$M_{\Delta U} \Delta U \leq \gamma \quad (\text{II.32})$$

Tels que :

$$M_{\Delta U} = \begin{bmatrix} -I_{N_c} \\ I_{N_c} \\ -M_i \\ M_i \\ -M \\ M \end{bmatrix} \text{ et } \gamma = \begin{bmatrix} -\Delta U^{\min} \\ \Delta U^{\max} \\ -U^{\min} + V_i U_{i-1} \\ U^{\max} - V_i U_{i-1} \\ -Y^{\min} + V_X(k_i) \\ Y^{\max} - V_X(k_i) \end{bmatrix}$$

### 2.4.2.1 Résolution du problème d'optimisation sous contraintes

La résolution du problème d'optimisation est basée sur la programmation quadratique de Hildreth, un algorithme simple est proposé par (Luenberger, 1998), (Wismar and Chattergy, 1978). Il est détaillé dans l'**annexe A**. Pour arriver à implémenter cet algorithme, il faut reformuler le problème d'optimisation d'un problème primal à un problème dual.

## II.5 Paramétrisation de la commande prédictive

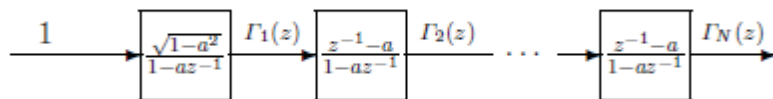
Malgré les avantages considérables que présente la commande prédictive, sa synthèse essentiellement en présence de contraintes, doit donner une importance toute particulière aux aspects liés au conditionnement du problème d'optimisation et au temps de calcul lors de son implémentation en ligne. La réussite d'une loi de commande prédictive est généralement dépendante du temps nécessaire à l'élaboration du vecteur de décision optimal. De ce point de vue, on pourra dire que l'algorithme d'optimisation est, à son tour, sous contraintes, des contraintes en temps de calcul, en nombre d'itération qui lui sont permises. Dans la littérature on trouve l'expression « degré de sous-optimalité » pour désigner les solveurs des problèmes d'optimisation qui acceptent des solutions souvent non optimales à cause des contraintes du temps lors du calcul en ligne.

Pour améliorer le problème d'optimisation, (Richalet, 2000) a proposé une approche qui utilise des fonctions polynomiales pour modéliser le signal de commande prévu. Et depuis, la commande prédictive paramétrée n'a cessé d'attirer les chercheurs, notamment (Wang, 2001), (Rossiter and Richalet, 2002), (Rossiter and Wang, 2008). Dans cette section, on va introduire la paramétrisation de la commande prédictive avec des fonctions orthogonales de Laguerre et de Kautz (Lee et al., 1995)). Dans cet algorithme, on suppose que dans une fenêtre d'horizon glissant, la variation de la commande prédite se comporte comme une réponse impulsionnelle d'un système stable, donc elle converge (décroit) exponentiellement après quelques pas d'échantillonnages. Ceci implique que les facteurs scalaires des fonctions de Laguerre et de Kautz deviennent des contraintes sur le taux de réduction du signal de commande incrémental.

## II.5.1 Paramétrisation par les fonctions de Laguerre

### II.5.1.1 Fonctions de Laguerre discrètes

Les réseaux de Laguerre ont été introduits par un mathématicien Français dans l'année 1879 (Wang, 2009). Les polynômes de Laguerre, qui vérifient la condition d'orthogonalité, sont définis à partir du réseau de Laguerre, comme suit :



La transformation en  $\mathbb{Z}$  des réseaux de Laguerre discrets dans le temps est définie comme suit ( $k = 1, \dots, N$ , avec  $N$  le nombre de fonctions de Laguerre) :

$$\Lambda_k(z) = \sqrt{1-a^2} \frac{(z^{-1}-a)^{k-1}}{(1-az^{-1})^k} \quad (\text{II.33})$$

Ce qui donne :

$$\begin{cases} \Lambda_1(z) = \frac{\sqrt{1-a^2}}{1-az^{-1}} \\ \vdots \\ \Lambda_N(z) = \frac{\sqrt{1-a^2}}{1-az^{-1}} \left( \frac{z^{-1}-a}{1-az^{-1}} \right)^{N-1} \end{cases} \quad (\text{II.34})$$

Où  $a$  désigne le pôle des fonctions de Laguerre avec :  $0 \leq a < 1$  pour assurer la stabilité du réseau. Ce paramètre est à régler par l'utilisateur.

$N$  : désigne le nombre des fonctions de Laguerre.

Pour la paramétrisation de la commande prédictive, on a besoin d'avoir une forme compacte des fonctions de Laguerre dans le domaine temporel.

Si on pose  $l_i(k)$  la transformée inverse en  $\mathbb{Z}$  de  $\Lambda_i(z)$ ,  $i = 1, \dots, N$ , ainsi l'ensemble du réseau dans le domaine temporel noté par le vecteur  $L(k)$ .



## CHAPITRE II

Donc, à partir de l'équation (II.33), les fonctions de Laguerre discrétisées dans le temps donnent la forme compacte suivante :

$$L(k+1) = A_L L(k) \quad (\text{II.35})$$

Tel que  $A_L$  est une matrice carrée  $N \times N$  :

$$A_L = \begin{bmatrix} a & 0 & \cdots & 0 \\ 1-a^2 & a & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ a^{N-3}(1-a^2) & a^{N-4}(1-a^2) & a & 0 \\ a^{N-2}(1-a^2) & a^{N-3}(1-a^2) & \cdots & a \end{bmatrix}$$

La condition initiale de  $L$  est donnée par :

$$L(0)^T = \sqrt{(1-a^2)} [1 \quad -a \quad a^2 \quad -a^3 \quad \cdots \quad (-1)^{N-1} a^{N-1}] \quad (\text{II.36})$$

On remarque que cette paramétrisation peut être réglée avec le paramètre  $a$  et le nombre de fonctions  $N$ .

### II.5.2 Modélisation de la trajectoire de contrôle par les fonctions de Laguerre

Les fonctions de Laguerre discutées dans la section précédente sont utilisées ici pour la paramétrisation de la commande prédictive dans le cas des systèmes MIMO. On rappelle que  $\Delta u \in \mathbb{R}^m$ , et donc sans paramétrisation la trajectoire de commande sur l'horizon de commande à l'instant  $k_i$  est donnée par (Wang, 2009) :

$$\Delta U = [\Delta u(k_i) \quad \Delta u(k_i+1) \quad \dots \quad \Delta u(k_i+N_c-1)]$$

avec :

$$\Delta u(k) = [\Delta u_1(k) \quad \Delta u_2(k) \quad \Delta u_3(k) \quad \cdots \quad \Delta u_m(k)]$$

L'objectif de la paramétrisation est de réduire le nombre de paramètres à identifier par optimisation ou tout au moins améliorer le conditionnement du problème d'optimisation en identifiant les coefficients de Laguerre ( $c_j, j = 1, \dots, N$ ) au lieu des incréments de commande sur l'horizon ( $\Delta U = [\Delta u(k_i) \quad \Delta u(k_i+1) \quad \dots \quad \Delta u(k_i+N_c-1)]$ ). Pour ce faire, pour chacune de ces entrées, on désigne son propre pôle de Laguerre à régler indépendamment des autres. On supposera que les trajectoires de contrôle prédites à l'instant  $k_i$ ,  $\Delta U$  ont une réponse impulsionnelle d'un système stable. Donc, on peut écrire le  $e^{\text{ème}}$  signal de commande  $\Delta u_e$  prédit à un instant  $k_i+k$  avec les fonctions Laguerre comme suit :

$$\begin{aligned} \Delta u_e(k_i+k) &= c_1(k_i)l_1(k) + c_2(k_i)l_2(k) + \cdots + c_N(k_i)l_N(k) \\ &= \sum_{j=1}^N c_j(k_i)l_j(k) \end{aligned} \quad (\text{II.37})$$

$k_i$  : l'instant initial de la fenêtre glissante, et  $k$  : l'instant futur ;

## CHAPITRE II

$c_j$  : désigne le  $j^{\text{ème}}$  coefficient de Laguerre à déterminer par optimisation à partir des données.

En choisissant le pôle  $a_e$  et le nombre des fonctions de Laguerre  $N_e$  des fonctions de Laguerre pour chacune des entrées indépendamment, l'équation (II.37) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\Delta u_e(k_i + k) = L_e(k)^T \eta_e \quad (\text{II.38})$$

Avec :

$$\eta_e = [c_{1e} \ c_{2e} \ \dots \ c_{N_e}]^T$$

Et :

$$L_e(k) = [l_{1e}(k) \ l_{2e}(k) \ l_{3e}(k) \ \dots \ l_{N_e}(k)]$$

$\eta_e$  et  $L_e$  : correspondent aux coefficients et vecteur des fonctions de Laguerre respectivement de la  $e^{\text{ème}}$  entrée.

On a donc

$$\begin{aligned} \Delta u(k_i + k) &= \begin{bmatrix} L_{N_1}(k)^T & \dots & 0_{N_m}^T \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_{N_1}^T & \dots & L_{N_m}(k)^T \end{bmatrix} \eta \\ &= L(k)^T \eta \end{aligned} \quad (\text{II.39})$$

$0_{N_m}$  : vecteur zéro qui a la même dimension que  $L_m(k)$ .

Avec des matrices d'états données ( $A, B, C$ ) (équation II.6), des signaux d'entrées  $\Delta U(k_i)$  connus et avec des informations initiales connues sur les variables d'états  $x(k_i)$ , les futurs états ou les variables d'états prédits  $x(k_i + k|k_i)$  à l'instant  $k$ , s'expriment par :

$$\begin{aligned} x(k_i + k|k_i) &= A^k x(k_i) + \sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} [B_1 L_1(i)^T \ B_2 L_2(i)^T \ \dots \ B_m L_m(i)^T] \eta \\ &= A^k x(k_i) + \underbrace{\sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} B L(i)^T \eta}_{\phi^T(k)} \\ &= A^k x(k_i) + \phi^T(k) \eta \end{aligned} \quad (\text{II.40})$$

où  $\eta$  est la matrice contenant les coefficients de Laguerre de chacune des variations d'entrées :

$$\eta = [\eta_1 \ \eta_2 \ \dots \ \eta_m]$$

$$\text{et : } \phi(k)^T = \sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} B L(i)^T$$

$$\text{avec } B = [B_1 \ B_2 \ \dots \ B_m]$$

Ainsi de l'équation (II.13), on peut déduire les sorties prédites :

$$\begin{aligned} y(k_i + k|k_i) &= C x(k_i + k|k_i) \\ &= CA^k x(k_i) + C\phi(k)^T \eta \end{aligned} \quad (\text{II.41})$$

A partir des équations (II.40) (II.41), on remarque que les variables d'états et les sorties prédites, s'expriment, toutes les deux, en fonction du vecteur de coefficient de Laguerre  $\eta$  à la place du vecteur  $\Delta U$ . Ainsi, on va calculer (optimiser) le vecteur  $\eta$  qui minimise la fonction du coût qui s'écrit maintenant en fonction de  $\eta$ .

### II.5.3 Problème d'optimisation

Considérons à nouveau le critère d'optimisation donné par équation (II.16) :

$$J = \sum_{k=1}^{N_p} x(k_i + k|k_i)^T Q x(k_i + k|k_i) + \sum_{k=0}^{N_p-1} \Delta u(k_i + k|k_i)^T R \Delta u(k_i + k|k_i) \quad (\text{II.42})$$

On rappelle que ce critère a été développé pour :

$$x(k_i) = \begin{bmatrix} \Delta x_n(k_i) \\ y(k_i) \end{bmatrix}$$

Maintenant considérons le cas où le vecteur d'état devient (voir équation (II.5)) :

$$x(k_i) = \begin{bmatrix} \Delta x_n(k_i) \\ r(k_i) - y(k_i) \end{bmatrix}$$

Où le vecteur référence des sorties est considéré constant sur l'horizon de prédiction et est donné par :

$$r(k_i) = [r_1(k_i) \quad r_2(k_i) \quad r_3(k_i) \quad \cdots \quad r_p(k_i)]$$

Il est intéressant de constater que le critère (équation (II.5)) reste identique avec la nouvelle définition du vecteur d'état  $x(k)$  (Wang, 2009).

Q et R : sont des matrices de pondération.

En utilisant aussi la propriété d'orthogonalité des fonctions de Laguerre, on remarque que:

$$\begin{cases} \sum_{k=0}^{N_p} l_i(k) l_j(k) = 0 \text{ pour } j \neq i \\ \sum_{k=0}^{N_p} l_i(k) l_j(k) = 1 \text{ pour } j = i \end{cases} \quad (\text{II.43})$$

Ceci donne le critère suivant en fonction de  $\eta$  :

$$J = \sum_{k=1}^{N_p} (x(k_i + k|k_i))^T Q (x(k_i + k|k_i)) + \eta^T R \eta \quad (\text{II.44})$$

En remplaçant  $x$  par son expression (équation II.40) dans l'équation (II.44), on obtient la fonction du coût suivante :

$$J = \eta^T \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q \phi^T(k) + R \right) \eta + 2\eta^T \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q A^k \right) x(k_i) + x(k_i)^T \left( \sum_{k=1}^{N_p} (A^T)^k Q A^k \right) x(k_i) \quad (\text{II.45})$$

### II.5.3.1 Optimisation sans contraintes

Pour trouver la valeur minimale de J sans contraintes, on procède de la même manière que dans le cas sans paramétrisation (équation (II.15)). C'est-à-dire, il suffit d'utiliser la dérivée partielle de la fonction du coût mais cette fois faire la dérivée par rapport aux coefficients de Laguerre  $\eta$  et non par rapport à  $\Delta U$  :

$$\frac{\partial J}{\partial \eta} = 2 \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q \phi^T(k) + R \right) \eta + 2 \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q A^k \right) x(k_i) \quad (\text{II.46})$$

Ainsi pour trouver  $\eta$ , qui minimise J, on utilise la relation suivante :

$$\frac{\partial J}{\partial \eta} = 0 \quad (\text{II.47})$$

En assurant l'existence de  $\left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q \phi^T(k) + R \right)^{-1}$ , la solution optimale est :

$$\eta_{\text{opt}} = - \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q \phi^T(k) + R \right)^{-1} \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q A^k \right) x(k_i) \quad (\text{II.48})$$

Pour simplifier, on pose :

$$\begin{cases} \Omega = \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q \phi^T(k) + R \right) \\ \Psi = \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q A^k \right) \end{cases}$$

Ce qui donne :

$$\eta_{\text{opt}} = - \Omega^{-1} \Psi x(k_i) \quad (\text{II.49})$$

Donc, l'incrément de commande à appliquer à l'instant  $k_i$  (pour chaque entrée) est :

$$\Delta u(k_i) = \begin{bmatrix} L_{N_1}(0)^T & \cdots & 0_{N_m}^T \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_{N_1}^T & \cdots & L_{N_m}(0)^T \end{bmatrix} \eta_{\text{opt}} \quad (\text{II.50})$$

### II.5.3.2 Optimisation avec contraintes

#### II.5.3.2.1 Contraintes sur les variables de contrôle

Les inégalités linéaires qui traduisent les contraintes sur les variables de commande, peuvent être tirées à partir des équations (II.21, II.24) ( $\Delta U^{\min} < \Delta U < \Delta U^{\max}$ ), en utilisant la relation (II.39) pour exprimer les variations de commande avec les fonctions et coefficients de

Laguerre. Les contraintes pour chaque entrée et sur chaque point dans l'horizon (borne supérieure et borne inférieure) sont données par les deux vecteurs  $\Delta U^{\max}$  et  $\Delta U^{\min}$  :

$$\Delta U^{\min} < \underbrace{\begin{bmatrix} L_{N_1}(k)^T & \cdots & 0_{N_m}^T \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_{N_1}^T & \cdots & L_{N_m}(k)^T \end{bmatrix}}_{M_{\Delta U}} \eta < \Delta U^{\max} \quad (\text{II.51})$$

Par la suite on pose :

$$M_{\Delta U} = \begin{bmatrix} L_1(k)^T & \cdots & 0_m^T \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_1^T & \cdots & L_m(k)^T \end{bmatrix} \quad (\text{II.52})$$

$$\Delta U^{\min} < M_{\Delta U} \eta < \Delta U^{\max}$$

$$\begin{pmatrix} -M_{\Delta U} \\ M_{\Delta U} \end{pmatrix} \eta < \begin{pmatrix} -\Delta U^{\min} \\ \Delta U^{\max} \end{pmatrix} \quad (\text{II.53})$$

De la même manière, pour les contraintes sur les amplitudes des signaux de commandes, on remplace les variations de commande par les coefficients et fonctions de Laguerre. On pose le signal d'une  $e^{\text{ème}}$  entrée à l'instant  $k$  (comme dans équation II.25),

$$\begin{aligned} u_e(k_i + k) &= u_e(k_i - 1) + \sum_{i=0}^k \Delta u_e(k_i + i) \\ &= u_e(k_i - 1) + \sum_{i=0}^{k-1} L_e(i) \eta_e \end{aligned} \quad (\text{II.54})$$

De l'expression (II.24) ( $U^{\min} < U < U^{\max}$ ) on obtient :

$$U^{\min} < \begin{bmatrix} \sum_{i=0}^{k-1} L_1(i)^T & \cdots & 0_m^T \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_1^T & \cdots & \sum_{i=0}^{k-1} L_m(i)^T \end{bmatrix} \eta + U_{i-1} < U^{\max} \quad (\text{II.55})$$

Sachant qu'on a deux contraintes pour chacune des amplitudes qui sont données par  $U^{\max}$  et  $U^{\min}$ . Et le vecteur  $U_{i-1}$  est défini par :

$$U_{k_i-1} = [u_1(k_i - 1) \quad \cdots \quad u_m(k_i - 1)]$$

En posant :

$$M_U = \begin{bmatrix} \sum_{i=0}^{k-1} L_1(i)^T & \cdots & 0_m^T \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_1^T & \cdots & \sum_{i=0}^{k-1} L_m(i)^T \end{bmatrix} \quad (\text{II.56})$$

$$\begin{pmatrix} -M_U \\ M_U \end{pmatrix} \eta < \begin{pmatrix} -\Delta U^{\min} + U_{k_i-1} \\ \Delta U^{\max} - U_{k_i-1} \end{pmatrix}$$

### II.5.3.2 Contraintes sur les sorties

En posant des sorties ayant une borne inférieure  $Y^{\min}$  et une borne supérieure  $Y^{\max}$ , en utilisant la relation (II.39) :

$y(k_i + k|k_i) = CA^k x(k_i) + C\phi(k)^T \eta$  puis en la remplaçant dans

$Y^{\min} < y(k) < Y^{\max}$ , on obtient

$$Y^{\min} < CA^k x(k_i) + C\phi(k)^T \eta < Y^{\max} \quad (\text{II.57})$$

Connaissant les informations sur les états  $x(k_i)$  à l'instant  $k_i$  :

$$\begin{bmatrix} -C\phi(k)^T \\ C\phi(k)^T \end{bmatrix} \eta \leq \begin{bmatrix} -Y^{\min} + CA^k x(k_i) \\ Y^{\max} - CA^k x(k_i) \end{bmatrix} \quad (\text{II.58})$$

En rassemblant toutes les formes compactes des inégalités linéaires (équations (II.55) (II.56) (II.58)):

$$M_\eta \eta \leq \gamma \quad (\text{II.59})$$

Tel que :

$$M_\eta = \begin{bmatrix} -M_{\Delta U} \\ M_{\Delta U} \\ -M_U \\ M_U \\ -C\phi(k)^T \\ C\phi(k)^T \end{bmatrix} \text{ et } \gamma = \begin{bmatrix} -\Delta U^{\min} \\ \Delta U^{\max} \\ -U^{\min} + U_{i-1} \\ U^{\max} - U_{i-1} \\ -Y^{\min} + CA^k x(k_i) \\ Y^{\max} - CA^k x(k_i) \end{bmatrix}$$

## II.6 Paramétrisation par les fonctions de Kautz

### II.6.1 Fonctions de Kautz

Les fonctions (ou le réseau de Kautz) ont été présentées pour la première fois par Kautz (Kautz, 1954). Comme pour les fonctions de Laguerre, les fonctions de Kautz vérifient les conditions d'orthogonalités. La représentation d'état des fonctions de Kautz est obtenue à partir du réseau de Kautz ( $i = 1, 2, \dots, N$ ) :

$$K_i(z) = \sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \frac{(z^{-1}-a)^{i-1}(z^{-1}-b)^{i-1}}{(1-az^{-1})^i(1-bz^{-1})^i} \quad (\text{II.60})$$

Tel que  $0 \leq a < 1$  et  $0 \leq b < 1$  pour assurer la stabilité des fonctions de Kautz.

$a$  et  $b$  sont les pôles discrets des fonctions de Kautz.

Remarque : la représentation d'état des fonctions de Kautz est importante pour avoir une forme compacte et rendre ensuite la paramétrisation de la commande prédictive facile.

## CHAPITRE II

Cependant la transformée inverse en  $\mathbb{Z}$ , ne donne pas une expression compacte des fonctions de Kautz dans le domaine temporel. Ainsi, pour obtenir la forme compacte on utilise la représentation d'état. De l'équation (II.60) on peut écrire le réseau de Kautz sous cette forme, pour  $i = 1, 2, \dots, N$ , et pour  $i = 0$  l'expression de  $K_0(z)$  est obtenue par récurrence :

$$\left\{ \begin{array}{l} K_0(z) = \frac{\sqrt{(1-a^2)(1-b^2)}}{(1-az^{-1})} \\ K_1(z) = \frac{1}{(1-bz^{-1})} K_0(z) \\ K_2(z) = \frac{z^{-1}-a}{(1-az^{-1})} K_1(z) \\ K_3(z) = \frac{z^{-1}-b}{(1-bz^{-1})} K_2(z) \\ \vdots \\ K_{N-1}(z) = \frac{z^{-1}-a}{(1-az^{-1})} K_{N-2}(z) \\ K_N(z) = \frac{z^{-1}-b}{(1-bz^{-1})} K_{N-1}(z) \end{array} \right. \quad (\text{II.61})$$

A partir de la représentation du réseau de Kautz (équation II.61), (on peut exprimer le réseau de Kautz en temps discret, comme suit :

$$\begin{aligned} k_0(n) &= ak_0(n-1) + \sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \\ k_1(n) &= bk_1(n-1) + \sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \\ k_2(n) &= ak_2(n-1) + (1-ab)k_1(n-1) - a\sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \\ k_3(n) &= bk_3(n-1) + (1-ab)k_2(n-1) - b(1-ab)k_1(n-1) + ab\sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \\ k_4(n) &= ak_4(n-1) + (1-ab)k_3(n-1) - a(1-ab)k_2(n-1) + ab(1-ab)k_1(n-1) \\ &\quad - a^2b\sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \\ k_5(n) &= bk_5(n-1) + (1-ab)k_4(n-1) - b(1-ab)k_3(n-1) + ab(1-ab)k_2(n-1) \\ &\quad - ab^2(1-ab)k_1(n-1) + a^2b^2\sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \\ k_6(n) &= ak_6(n-1) + (1-ab)k_5(n-1) - b(1-ab)k_4(n-1) + ab(1-ab)k_3(n-1) \\ &\quad - ab^2(1-ab)k_2(n-1) + a^2b^2(1-ab)k_1(n-1) - a^3b^2\sqrt{(1-a^2)(1-b^2)} \\ &\quad \vdots \end{aligned} \quad (\text{II.62})$$

Donc, la représentation d'état est la suivante :

$$K(i+1) = \begin{bmatrix} k_{1,i+1} \\ k_{2,i+1} \\ k_{3,i+1} \\ k_{4,i+1} \\ k_{5,i+1} \\ \vdots \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} b & 0 & 0 & 0 & 0 & \dots \\ \beta & a & 0 & 0 & 0 & \dots \\ -b\beta & \beta & b & 0 & 0 & \dots \\ \alpha\beta & -b\beta & \beta & a & 0 & \dots \\ -b\alpha\beta & \alpha\beta & -b\beta & \beta & b & \dots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix}}_{A_K} K(i) \quad (\text{II.63})$$

Avec la condition initiale suivante :

$$K(0)^T = \sqrt{(1-b^2)(1-a^2)} [1 \quad -a \quad \alpha \quad -a\alpha \quad \alpha^2 \quad \dots] \quad (\text{II.64})$$

Où :

$$\alpha = ab \text{ et } \beta = a + b$$

La forme compacte qui sera utilisée dans la suite est :

$$K(i+1) = A_K K(i) \quad (\text{II.65})$$

où  $A_K$  est une matrice  $N \times N$ , dépend des paramètres  $a$  et  $b$  qui sont les deux paramètres de réglage de la paramétrisation par Kautz.

## II.6.2 Trajectoire de la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Kautz

La formulation de la commande prédictive paramétrée avec les fonctions de Kautz dans le cas des systèmes MIMO est identique à celle formulée dans le paragraphe précédent, avec les fonctions de Laguerre. La seule différence est que pour chaque entrée de variation du signal de commande on désigne son propre pôle complexe de Kautz qu'on peut régler indépendamment des autres alors qu'avec les fonctions de Laguerre les pôles sont réels. Le but est toujours le même, c'est-à-dire de réduire le nombre d'incrément de commande.

Prenons le signal de la  $e^{\text{ème}}$  entrée paramétrée par les fonctions de Kautz à un instant  $k_i + k$ , qui est donné par :

$$\Delta u_e(k_i + k) = c_1(k_i)k_1(k) + c_2(k_i)k_2(k) + \dots + c_N(k_i)k_N(k) \quad (\text{II.66})$$

$$= \sum_{j=1}^N c_j(k_i)k_j(k) \quad (\text{II.66})$$

Où :

$c_j$  : désigne le  $j^{\text{ème}}$  coefficient de Kautz à déterminer à partir des données.

En choisissant les pôles  $a_e$ ,  $b_e$  et le nombre  $N_e$  des fonctions de Kautz pour chacune des entrées indépendamment, l'équation (II.66) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\Delta u_e(k_i + k) = K_e(k)^T \eta_e \quad (\text{II.67})$$



## CHAPITRE II

Avec :

$$\eta_e = [c_{1e} \ c_{2e} \ \dots \ c_{N_e}]^T \text{ et } K_e(k) = [k_{1e}(k) \ k_{2e}(k) \ k_{3e}(k) \ \dots \ k_{N_e}(k)]$$

$\eta_e$  et  $K_e$  : correspondent aux coefficients et au vecteur des fonctions de Kautz respectivement de la  $e^{\text{ème}}$  entrée.

Ainsi d'une manière équivalente au développement (équation II.40) on tire les variables d'états prédites  $x(k_i + k|k_i)$  :

$$\begin{aligned} x(k_i + k|k_i) &= A^k x(k_i) + \sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} [B_1 K_1(i)^T \ B_2 K_2(i)^T \ \dots \ B_m K_m(i)^T] \eta \\ &= A^k x(k_i) + \phi^T(k) \eta \end{aligned} \quad (\text{II.68})$$

où  $\eta$  est la matrice qui contient les coefficients de Kautz pour chacune des variations d'entrées :

$$\eta = [\eta_1 \ \eta_2 \ \dots \ \eta_m]$$

$$\begin{aligned} \text{et : } \phi(k)^T &= \sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} [B_1 K_1(i)^T \ B_2 K_2(i)^T \ \dots \ B_m K_m(i)^T] \\ &= \sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} B K(i)^T \end{aligned}$$

Les sorties prédites sont :

$$y(k_i + k|k_i) = C A^k x(k_i) + C \phi(k)^T \eta \quad (\text{II.69})$$

Selon les équations (II.68) (II.69), on remarque que les variables d'états et les sorties prédites sont toutes fonctions du vecteur coefficient de Kautz à la place du vecteur  $\Delta U$ .

Le critère d'optimisation reste inchangé :

$$\begin{aligned} J &= \\ \eta^T &\left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q \phi^T(k) + R \right) \eta + 2 \eta^T \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q A^k \right) x(k_i) + x(k_i)^T \left( \sum_{k=1}^{N_p} (A^T)^k Q A^k \right) x(k_i) \end{aligned} \quad (\text{II.70})$$

Où  $\eta$  est vecteur des coefficients de Kautz.

### II.6.3 Optimisation sans contraintes

Pour trouver la valeur minimale de  $J$  sans contraintes, il suffit d'utiliser la dérivée partielle de la fonction du coût par rapport aux coefficients de Kautz  $\eta$  ;

$$\frac{\partial J}{\partial \eta} = 2 \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q \phi^T(k) + R \right) \eta + 2 \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi(k) Q A^k \right) x(k_i) \quad (\text{II.71})$$

La solution est identique à celle obtenue par les fonctions de Laguerre :

$$\eta_{\text{opt}} = - \Omega^{-1} \Psi x(k_i) \quad (\text{II.72})$$

Donc, la variation de la commande à appliquer est :

$$\Delta u(k_i) = \begin{bmatrix} K_{N_1}(k)^T & \cdots & 0_{N_m}^T \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0_{N_1}^T & \cdots & K_{N_m}(k)^T \end{bmatrix} \eta_{opt} \quad (II.73)$$

## II.6.4 Optimisation avec contraintes

### II.6.4.1 Contraintes sur les incréments et amplitudes de la commande et sur les sorties

Les inégalités linéaires qui traduisent les contraintes sur les incréments de commande, sur les amplitudes de commande et sur les sorties sont similaires aux formules de Laguerre et sont données par :

$$M_\eta \eta \leq \gamma \quad (II.74)$$

Tel que :

$$M_\eta = \begin{bmatrix} -M_{\Delta U} \\ M_{\Delta U} \\ -M_U \\ M_U \\ -C\phi(k)^T \\ C\phi(k)^T \end{bmatrix} \text{ et } \gamma = \begin{bmatrix} -\Delta U^{\min} \\ \Delta U^{\max} \\ -U^{\min} + U_{i-1} \\ U^{\max} - U_{i-1} \\ -Y^{\min} + CA^k x(k_i) \\ Y^{\max} - CA^k x(k_i) \end{bmatrix}$$

## II.6.5 Exemples de paramétrisation de trajectoires avec les fonctions de Laguerre et de Kautz

Pour mieux représenter l'effet des paramètres de réglages des fonctions de Laguerre et de Kautz sur la paramétrisation d'une trajectoire de commande, quelques cas sont simulés dans cette section. La trajectoire de commande est considérée comme réponse impulsionnelle à un système stable. Pour cela, on suppose que la commande suit le système stable à temps discret, avec une fonction de transfert en  $\mathbb{Z}$  donnée comme suit :

$$G(z) = \frac{z-0.1}{(z-0.7)(z-0.6)}$$

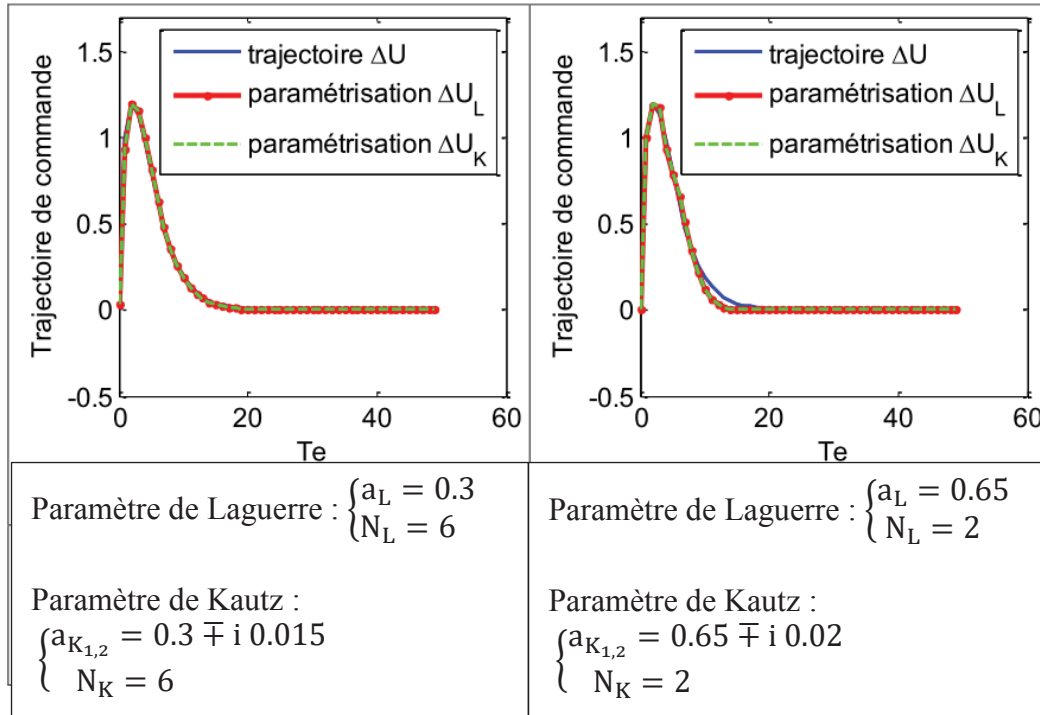
La trajectoire de commande est donnée par la réponse impulsionnelle de la fonction  $G$  sur un horizon fini  $N$ . On aura donc une séquence de commande  $\Delta U = [\Delta u(1) \quad \cdots \quad \Delta u(N)]$ .

À partir des équations (II.39) et (II.67), la trajectoire de commande, peut être paramétrée par les fonctions de Laguerre et de Kautz comme suit ( $k = 1, \dots, N$ ):

$$\Delta u(k) = L(k)^T \eta_L,$$

$$\Delta u(k) = K(k)^T \eta_K.$$

La figure II.3 compare la paramétrisation par les fonctions de Laguerre et de Kautz avec  $N=2$  et  $N=6$ . On remarque qu'il est possible de réduire l'horizon de paramétrisation de façon importante avec un réglage adapté des paramètres  $a$  et  $b$  (les pôles des fonctions orthogonales, pôles réels pour Laguerre et complexes pour Kautz). Ainsi, l'horizon de paramétrisation peut être de taille  $N=2$  seulement.

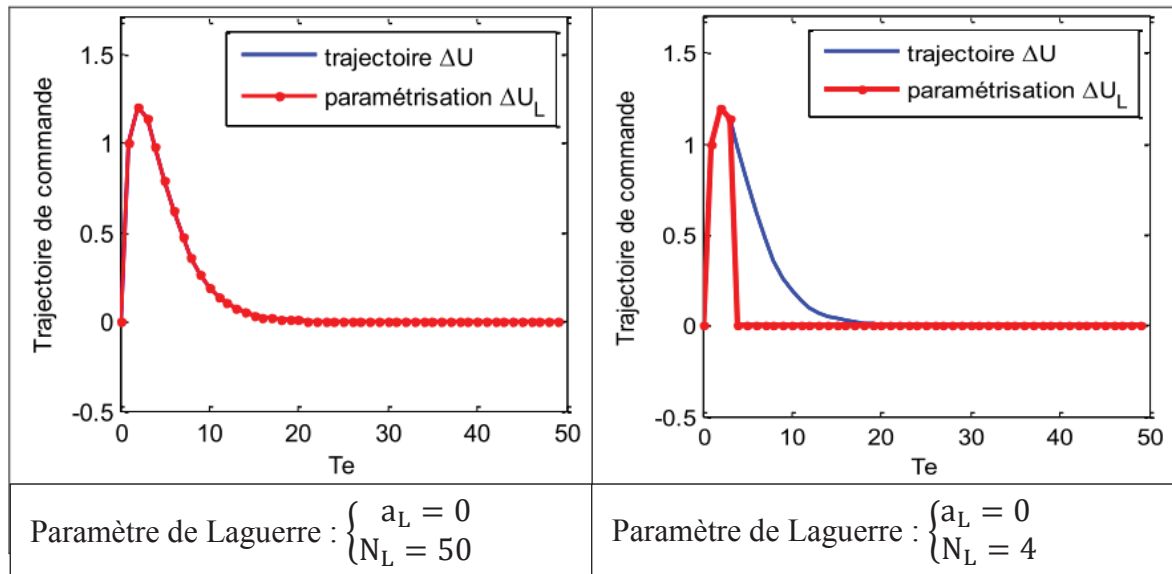


**Figure II-3 Trajectoire de commande avec paramétrisation par les fonctions de Laguerre et Kautz**

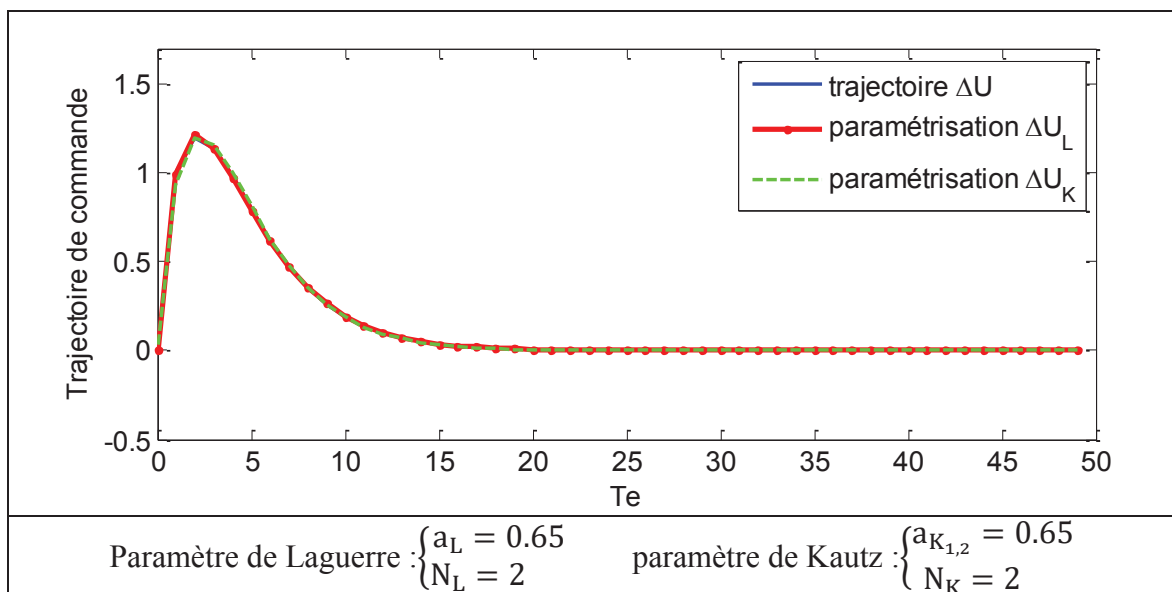
La figure II.4 montre le comportement des fonctions de Laguerre (opérateur de pulsation) pour un pôle nul. Dans ce cas, il faut un horizon de paramétrisation plus important pour construire la trajectoire de commande. On note que la commande prédictive paramétrée par des fonctions de Laguerre avec un pôle nul, est équivalente à la commande prédictive classique.

Dans le cas où les fonctions de Kautz ont deux pôles réels égaux, les fonctions de Laguerre et de Kautz deviennent équivalentes  $L(k) = K(k)$ . Par exemple, le cas où  $a_L = a_{K_{1,2}} = 0.65$  est montré dans la figure II.5.

On constate donc que le nombre de fonctions de Laguerre et de Kautz peut être réduit, ce qui réduira le nombre de paramètres à identifier par optimisation lors de l'application de la commande prédictive. En plus, la trajectoire de la commande reste bien représentée si les coefficients de ces fonctions sont bien choisis. De cette manière, la convergence vers la solution optimale est mieux garantie que sans paramétrisation, comme on le verra dans le chapitre IV où la commande prédictive non paramétrée peut diverger si on réduit  $N_C$  de manière importante.



**Figure II-4** Trajectoire de commande avec paramétrisation par les fonctions de Laguerre pour un pôle nul



**Figure II-5** Trajectoire de commande avec paramétrisation par les fonctions de Laguerre et Kautz pour des pôles réels identiques

## II.7 Commande Prédicative Robuste

On a parlé du principe de la MPC et de la MPC paramétrée (en général modèle nominal), sans tenir compte des incertitudes sur le modèle. Cependant, le modèle représente toujours des imperfections par rapport au système physique réel, il y a toujours des incertitudes et des perturbations possibles. Cette section présente les différents aspects pris en compte dans la littérature lors de la synthèse de la loi de commande prédictive robuste.

L'étude de robustesse de la loi de commande prédictive a attiré l'attention de plusieurs chercheurs à partir de la fin des années 80s, dont plusieurs stratégies ont été développées. (Garcia and Morari, 1985), (Kothare et al., 1996) ont analysé la robustesse de la commande prédictive en introduisant un filtre dit de robustesse, qui est introduit au niveau du signal d'écart dans la boucle de retour. Puis le problème de la robustesse est formulé sous le nom d'un problème min-max, en tenant compte des contraintes pour lesquelles la maximisation est réalisée pour un ensemble borné d'incertitudes et/ou de perturbations. La solution proposée dans (Kothare et al., 1996) considère une borne supérieure pour la fonction du coût  $J$ , où ils transforment le problème min-max en un problème d'optimisation convexe sous contraintes LMIs (linear matrix inequalities, inégalités linéaires matricielles). Une autre technique de la commande robuste a été présentée dans (Fukushima and Bitmead, 2005) où il a utilisé un modèle de comparaison pour formuler la commande prédictive robuste avec contraintes comme un problème nominal sans termes incertains (le modèle de comparaison est pris dans le pire des cas d'analyse d'incertitude).

(Fukushima and Bitmead, 2005) ont présenté une autre approche de commande prédictive robuste, dont le but de réduire les charges de calcul liées à l'utilisation des outils LMIs. Cette stratégie qui remplace le problème min-max par un problème de programmation quadratique, donne une solution très proche du problème original.

Dans le présent paragraphe, on va développer l'approche min-max et la manière de ramener la commande prédictive à base de modèle (incertain) à un problème d'optimisation convexe sous contraintes LMIs. Tout d'abord, on commencera par les notions de base de l'optimisation convexe sous contraintes LMI, ensuite on va prendre en compte les incertitudes du modèle à travers la représentation polytopique. Par la suite, on formulera le problème min-max sous forme d'optimisation convexe avec des contraintes LMI. Nous allons considérer deux cas avec et sans contraintes sur les entrées et les sorties.

### II.7.1 Notion sur l'optimisation convexe sous contraintes LMI

#### II.7.1.1 Optimisation Convexe

Soit  $m$  un entier naturel non nul, la fonction:

$$\begin{aligned} f : \mathbb{R}^m &\rightarrow \mathbb{R} \\ \xi &\rightarrow f(\xi) \end{aligned}$$

Le problème d'optimisation comme il est détaillé dans (Scorletti, 2014), consiste à chercher  $\xi$  qui est le vecteur de variables de décision ou variables d'optimisation pour minimiser une fonction  $f$  qui est l'objectif ou fonction coût. On écrit le problème sous la forme suivante :

$$\min_{\xi \in C} f(\xi) \tag{II.75}$$

Avec :

$C \in \mathbb{R}^m$  : un ensemble convexe non vide qui définit l'ensemble des contraintes.  
 $\xi = [\xi_1 \ \cdots \ \xi_m]$  : est le vecteur des variables de décision.

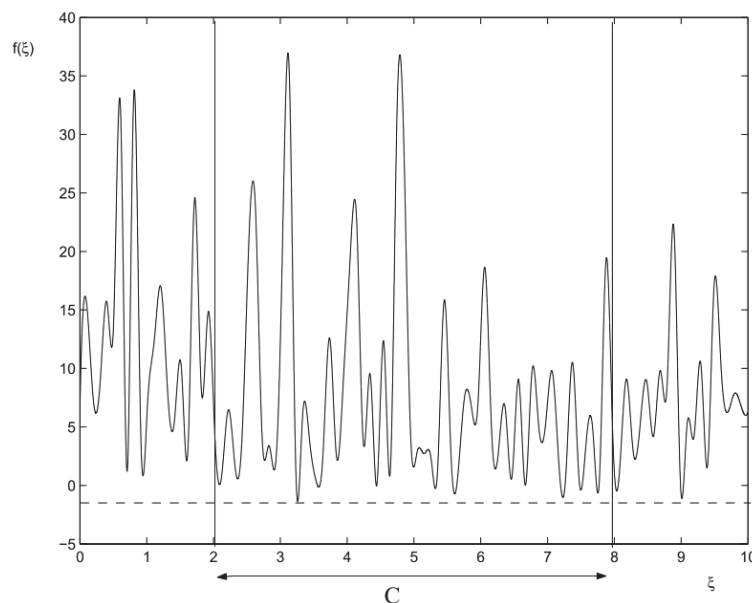
On dit que :

- $\xi_{opt} \in C$  est un optimum local s'il existe un voisinage ouvert  $U$  de  $\xi_{opt}$  tel que, pour tout  $\xi \in U \cap C$ , on a  $f(\xi_{opt}) \leq f(\xi)$ .
- $\xi_{opt} \in C$  est un optimum global si, pour tout  $\xi \in C$ , on a  $f(\xi_{opt}) \leq f(\xi)$ .

La résolution du problème d'optimisation devient difficile dans le cas où la fonction admet plusieurs minima, car à partir d'un point initial  $\xi_0$  l'algorithme cherche un minimum local, c'est le cas dans la figure (II.6) (Scorletti, 2014), et le résultat dépend de la valeur initiale  $\xi_0$ . Pour cela, on considère le cas d'optimisation convexe pour que l'algorithme converge vers un minimum global quel que soit le point de départ  $\xi_0$ .

Un problème d'optimisation est dit convexe si :

- $C$  est un ensemble convexe : pour tout  $\xi_1 \in C$ , pour tout  $\xi_2 \in C$  et pour tout  $\lambda \in [0, 1]$ , on a  $(\lambda\xi_1 + (1 - \lambda)\xi_2) \in C$ .
- $f$  est une fonction convexe : pour tout  $\xi_1 \in C$ , pour tout  $\xi_2 \in C$  et pour tout  $\lambda \in [0, 1]$  on a  $f(\lambda\xi_1 + (1 - \lambda)\xi_2) \leq \lambda f(\xi_1) + (1 - \lambda)f(\xi_2)$ .



**Figure II-6 fonction sur  $\mathbb{R}$  à plusieurs minima (Scorletti, 2014)**

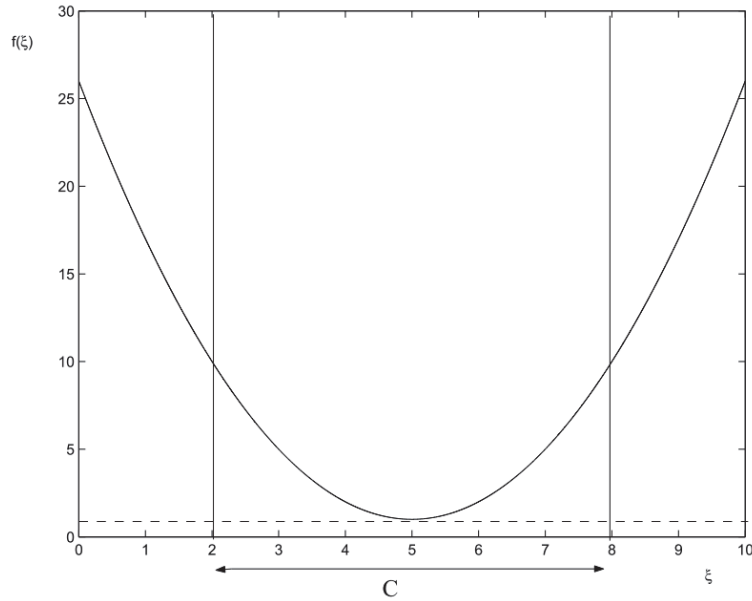


Figure II-7 fonction sur  $\mathbb{R}$  à un seul minimum (Scorletti, 2014)

### II.7.2 Problèmes d'optimisation sous contraintes LMIs

L'optimisation convexe sous contraintes LMI apparait actuellement comme une des plus larges classes d'optimisation convexe, pour laquelle on dispose des algorithmes de résolution efficace et avec un temps de calcul polynomial proposé dans les logiciels généraux de calcul scientifique comme Matlab. On peut voir en détail les règles pour pouvoir transformer un problème d'optimisation convexe en un problème sous contraintes LMI dans (Scorletti, 2014).

La formulation du problème d'optimisation s'écrit sous la forme (Kothare et al., 1996), (Scorletti, 2014):

$$\min_{\xi \in C} f(\xi) \tag{II.76}$$

$$\text{Où } C = \{ \xi \in \mathbb{R}^m, \forall x \in \mathbb{R}^n, x^T F(\xi) x \geq 0 \} \text{ Avec } F(\xi) = F_0 + \sum_i^m \xi_i F_i > 0 \tag{II.77}$$

Dans cette inégalité matricielle,  $\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_m$  représentent les coordonnées de l'optimum recherché  $\xi \in \mathbb{R}^m$ , et  $F_i \in \mathbb{R}^{n \times n}$  sont des matrices symétriques données.

L'équation (II.77) s'appelle inégalité matricielle.

### II.7.3 Modélisation d'incertitude « incertitudes polytopiques »

Dans le cas où on peut quantifier précisément l'effet des différentes incertitudes sur les différents paramètres, il est possible de représenter (modéliser) ces incertitudes dans une classe dite « incertitudes structurées ».

Dans la littérature de la commande robuste, on retrouve deux grandes catégories intéressantes de représentation des incertitudes: polytopique et transformation linéaire fractionnaire. Par la suite, seulement la présentation polytopique sera présentée.

## CHAPITRE II

La représentation polytopique peut être utilisée si la représentation d'état dépend d'une façon linéaire des paramètres incertains appartenant à un polytope.

Dans ce paragraphe, on va utiliser la formulation polytopique proposée dans (Kothare et al., 1996), on considère le système multivariable dont la représentation d'état est donnée par :

$$\begin{cases} x(k+1) = A(k)x(k) + B(k)u(k) \\ y(k) = C(k)x(k) \end{cases} \quad (\text{II.78})$$

Où  $x(k) \in \mathbb{R}^n$ ,  $u(k) \in \mathbb{R}^m$ ,  $y(k) \in \mathbb{R}^p$  sont respectivement les vecteurs d'états et de commandes et de sorties.  $A(k) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ ,  $B(k) \in \mathbb{R}^{n \times m}$ ,  $C(k) \in \mathbb{R}^{p \times n}$  sont les matrices d'états.

Les matrices d'états du système sont des combinaisons linéaires convexes des matrices appartenant à un polyèdre, défini à travers le polytope d'incertitudes, illustré par la figure II.8 :

$$\Omega = C_0 \{ [A_1 \ B_1 \ C_1] \ \cdots \ [A_L \ B_L \ C_L] \}$$

Où :

$L$  : étant le nombre de sommets du polyèdre  $\Omega$

$C_0$  : l'enveloppe convexe définie par les  $L$  sommets  $[A_i \ B_i \ C_i]$

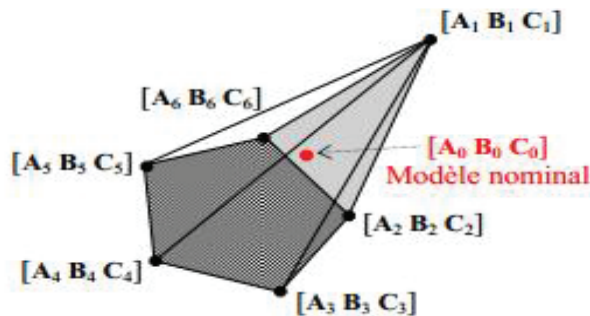


Figure II-8 Exemple de polyèdre avec 6 sommets

Dans la suite, on utilisera la représentation suivante :

$$\Omega = \{ [A(k) \ B(k) \ C(k)] = \sum_{i=1}^L \alpha_i(k) [A_i \ B_i \ C_i]; \sum_{i=1}^L \alpha_i(k) = 1 \text{ et } \alpha_i(k) \leq 1 \} \quad (\text{II.79})$$

### II.7.4 Commande prédictive robuste avec optimisation convexe sous contraintes LMI, approche Min-Max

L'approche MPC par approche min-max, consiste à modifier la minimisation de la fonction coût nominale (fonction coût avec des paramètres nominaux) à une minimisation de la



fonction coût dans le pire cas (fonction coût avec le maximum d'incertitudes sur les paramètres).

### II.7.4.1 Commande prédictive robuste sans contrainte

Tout d'abord, on définit le critère quadratique nominal (paramètres nominaux) par :

$$J = \sum_{j=1}^{N_p} x(k+j)^T Q_c x(k+j) + u(k+j)^T R_c u(k+j) \quad (\text{II.80})$$

On considère le système (II.78) associé à l'ensemble d'incertitude polytopique  $\Omega$  donnée par (II.79). Dans le cadre de la commande robuste par approche min-max on remplace à chaque instant  $k$ , la minimisation du critère nominale par la minimisation du critère suivant :

$$\min_{u(k+i|k), i=0,1,\dots,N_p} \max_{[A(k+i),B(k+i)] \in \Omega} J \quad (\text{II.81})$$

Le problème min-max de minimisation (II.81) se lit comme suit : trouver la trajectoire de commande  $u$  qui minimise la fonction coût  $J$  prise pour des incertitudes paramétriques maximales  $[A(k+i), B(k+i)] \in \Omega$ . La valeur du critère  $J$  dans le pire cas est minimiser au long de l'horizon de prédiction  $u(k+i|k)$ ,  $i = 0, 1, \dots, N_p$ . Ce problème d'optimisation, bien qu'il est convexe sur un horizon fini  $N_p$ , son calcul n'est pas traitable et n'a pas été abordé en tant que tel dans la littérature de la commande robuste (Kothare et al., 1996). Le problème d'optimisation est abordé par donner une borne supérieure du terme  $\max_{[A(k+i),B(k+i)] \in \Omega} J$ , à la suite la borne supérieure est minimisé par un retour d'état constant  $u(k+i|k) = F x(k+i|k)$   $i \geq 0$ .

La borne supérieure de  $\max_{[A(k+i),B(k+i)] \in \Omega} J$  est donnée par  $V(x)$  qui est obtenue en suivant la procédure suivante :

- On considère une fonction de quadratique (Lyapunov)

$$\begin{cases} V(x) = x^T P x \text{ avec } P > 0 \\ V(0) = 0 \end{cases} \quad (\text{II.82})$$

- On suppose que  $V$  satisfait l'inégalité suivante :

$$\begin{cases} V(x(k+i+1)) - V(x(k+i)) \leq -[x(k+i)^T Q_c x(k+i) + u(k+i)^T R_c u(k+i)] \\ x(\infty) = 0 \text{ et } V(x(\infty)) = 0 \end{cases} \quad (\text{II.83})$$

- On somme l'inégalité (II.83) de  $i = 0$  à  $i = \infty$ , on obtient :

$$J(\infty) \leq V(x(k)) \quad (\text{II.84})$$

Donc le problème d'optimisation original peut être formulé comme suit :

$$\begin{cases} \min V(x(k)) \\ u(k+i), i = 1, \dots, N_p \end{cases} \quad (\text{II.85})$$

Ainsi, l'objectif de l'algorithme MPC robuste a été redéfini, à chaque pas d'échantillonnage  $k$ , un retour d'état constant  $u(k+i|k) = F x(k+i|k)$  minimise la borne supérieure  $V(x(k))$ . A la prochaine période d'échantillonnage, les états  $x(k+1)$  sont mesurés et l'optimisation est répétée pour calculer le gain du retour d'état  $F$ .

La recherche de cette loi peut être formulée sous la forme d'un problème d'optimisation convexe sous contraintes LMI.

### II.7.4.2 Solution du problème MPC robuste sans contraintes

La méthode développée dans (Kothare et al., 1996) (Stoica, 2008) sert à calculer  $F$  à chaque instant  $k$ , tel que  $F = YQ^{-1}$ , avec  $Q > 0$  tout en minimisant  $\gamma$  qui est la borne supérieure de  $V(x)$

La solution est donnée par :

$$\begin{aligned} & \min_{\gamma, Q, Y} \gamma \\ & \text{Tel que } \begin{bmatrix} 1 & x(k)^T \\ x(k) & Q \end{bmatrix} \geq 0 \\ & \begin{bmatrix} Q & QA_j^T + Y^T B_j^T & QQ_1^{\frac{1}{2}} & Y^T R_2^{\frac{1}{2}} \\ A_j Q + B_j Y & Q & 0 & 0 \\ Q_1^{\frac{1}{2}} & 0 & \gamma I & 0 \\ R_2^{\frac{1}{2}} & 0 & 0 & \gamma I \end{bmatrix} \geq 0, \forall j = 1, 2, \dots, L \end{aligned} \quad (\text{II.86})$$

## II.8 Conclusion

Dans ce chapitre, les différents algorithmes de la commande prédictive ont été développés. La commande prédictive classique (à base de modèle) est présentée en premier, ainsi pour améliorer le temps de calcul de la résolution du problème d'optimisation en présence des contraintes, la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre et la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Kautz ont été introduites. La trajectoire de la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre est caractérisée par un pôle réel ( $\mathbf{a}$ ) et par le nombre ( $\mathbf{N}$ ) des fonctions de Laguerre. Alors que la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Kautz est caractérisée par deux pôles complexes conjugués ( $\mathbf{a}_{1,2}$ ) et par le nombre de fonction de Kautz. Un exemple de simulation a montré qu'avec la paramétrisation de la commande prédictive, on pouvait obtenir la même trajectoire que celle obtenue par approche classique. Ainsi, on a pu voir qu'avec un certain réglage ( $\mathbf{a}_{1,2(\text{Kautz})} = \mathbf{a}_{\text{Laguerre}}$ ), la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre et Kautz deviennent équivalente. Mais aussi, pour un pôle nul ( $\mathbf{a}_{\text{Laguerre}} = \mathbf{0}$ ), la commande prédictive paramétrée est équivalente à la commande prédictive classique, si, le nombre des fonctions de Laguerre égale à l'horizon de contrôle ( $\mathbf{N} = \mathbf{N}_c$ ). Le dernier

## CHAPITRE II

paragraphe de ce chapitre, a été consacré à la formulation de la commande prédictive robuste avec optimisation convexe sous contrainte LMI par approche min-max.

### III Système éolien

Dans ce chapitre, le but est de présenter le modèle physique et mathématique d'une turbine éolienne. Le modèle choisi doit être suffisamment détaillé pour être utilisé comme modèle de simulation dans différentes situations (niveau de la vitesse du vent), et qui supporte les fluctuations de la vitesse du vent, et qui sera comme on va le voir non linéaire. Donc, comme le design du contrôleur est basé sur le modèle, un modèle linéaire devrait être également développé à partir du modèle non linéaire.

#### III.1 Généralités

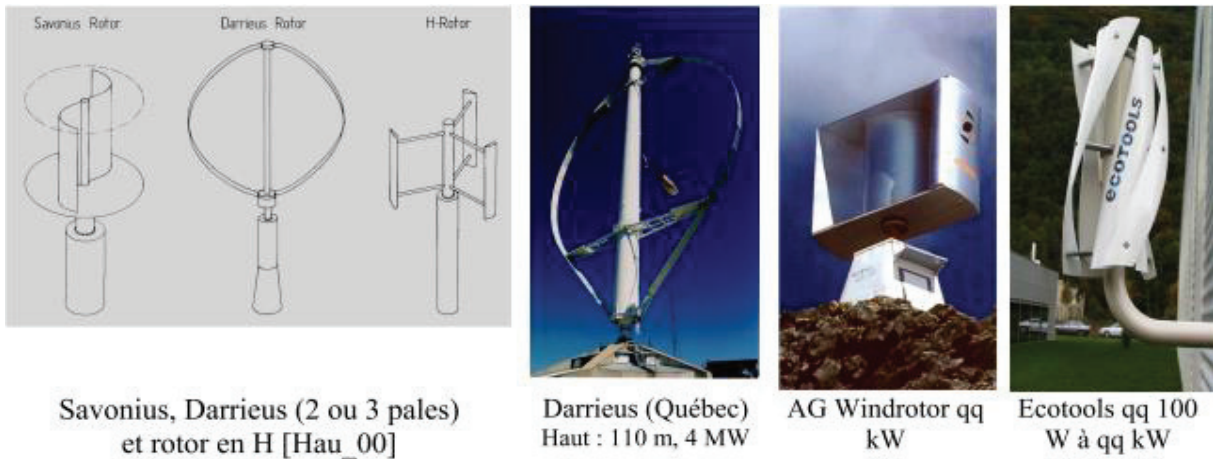
La turbine éolienne génère de l'énergie électrique à partir de l'énergie cinématique du vent. On peut classer les turbines éoliennes en deux grandes catégories selon leur structure:

##### a- Eolienne à axe vertical:

Les éoliennes à axe vertical ont été les premières structures développées pour produire de l'électricité paradoxalement en contradiction avec le traditionnel moulin à vent à axe horizontal. Cette structure possède de nombreux avantages parmi lesquels on cite : le fait que la machinerie est posée au sol d'où un accès et un entretien facile, il n'y a pas besoin d'orientation en fonction de la direction du vent, il y a un fort couple de démarrage, la construction simple (surtout la technologie Savonius), et elle tourne à faible vitesse, donc peu bruyante. Néanmoins elle souffre de beaucoup d'autres inconvénients comme : la nécessité de guidages mécaniques, notamment le palier bas qui doit supporter le poids de l'ensemble de la turbine. Parfois (technologie Darrieus), il y a la nécessité d'entraîner au démarrage (ce serait moins un problème aujourd'hui avec l'électronique de puissance déjà associée aux systèmes à vitesse variable). Aussi, le rendement aérodynamique est inférieur aux turbines à axes horizontaux et les courbes de capacité de puissance  $C_p(\lambda)$  sont fortement en cloche nécessitant d'optimiser la vitesse de rotation par rapport à la vitesse du vent (quasi indispensable pour le système MPPT) (Multon et al., 2002).

Il existe deux modèles caractéristiques d'éoliennes à axe vertical: le type "Savonius" et le type "Darrieus" :

- Les éoliennes "Savonius" ne permettent pas de produire de grandes puissances et n'ont qu'un très faible rendement, ne dépassant pas 50% de la limite de Betz (maximum théorique de l'énergie du vent pouvant être récupérée). De ce fait, elles ne connaissent pas un grand développement.
- Les éoliennes "Darrieus" sont plus sophistiquées et, bien qu'elles puissent développer une puissance plus grande, elles ne sont guère répandues car elles ne peuvent pas démarrer toutes seules.



**Figure III-1 Technologie d'éoliennes à axe vertical**

**b- Eolienne à axe horizontal :**

Les éoliennes à axe horizontal sont basées sur la technologie ancestrale des moulins à vent. Elles sont constituées de pales profilées de façon aérodynamique à la manière des ailes d'avion. Dans ce cas, la portance n'est pas utilisée pour maintenir un avion en vol mais pour générer un couple moteur entraînant la rotation. La technologie dominante aujourd'hui est à axe horizontal à turbine tripale, parfois bipale et à rotor face au vent.

Elles ont l'avantage de présenter un rendement aérodynamique plus élevé, démarrant de façon autonome et présentent un faible encombrement au niveau du sol (Multon et al., 2002), (Gaillard, 2010).

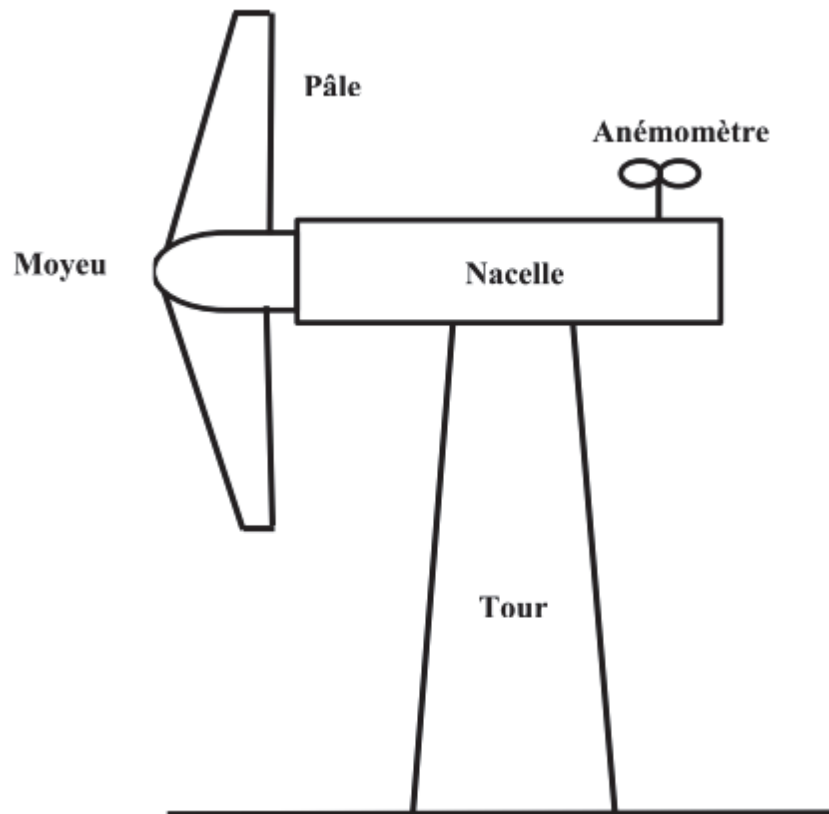


**Figure III-2 Technologie d'éoliennes à axe horizontal**

Dans ce projet, on s'intéressera aux éoliennes horizontales à vitesse variable car elles sont les plus répandues et offrent les meilleures performances (le coefficient de puissance le plus élevé).

**III.1 Description de la turbine éolienne**

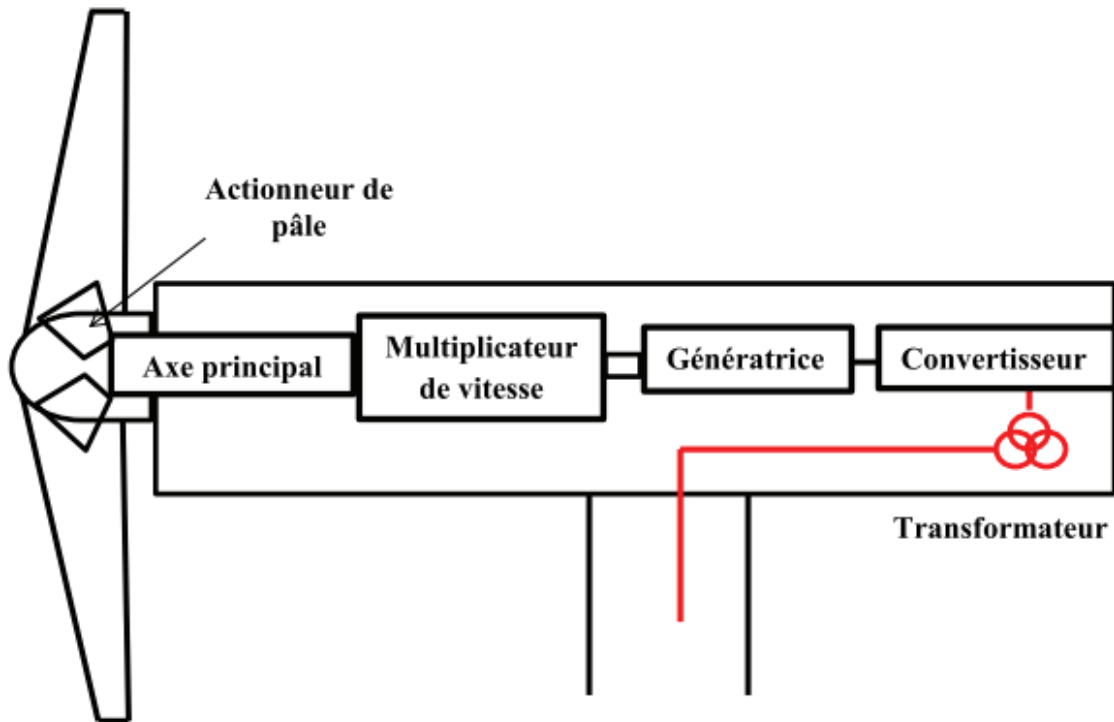
Dans cette thèse, on considère une éolienne tripale, à axe horizontal, à vitesse variable et avec un système d'orientation des pâles (figure II.3).



**Figure III-3 Schéma général d'une éolienne à axe horizontal vue de l'extérieur**

On peut voir que la nacelle est montée au sommet de la tour. A l'intérieur de la nacelle, se trouve les équipements de contrôle et de conversion d'énergie, à partir du système de rotation mécanique en énergie électrique. Les pâles sont fixées à l'axe principal du moyeu. Un anémomètre est souvent placé sur le sommet de la nacelle pour mesurer la vitesse et donner la direction du vent.

La figure III.4 présente l'intérieur de la nacelle, qui montre l'axe principal connecté au générateur (à la génératrice) par l'intermédiaire du multiplicateur de vitesse (gear box). La génératrice est connectée au réseau à travers les convertisseurs d'électronique de puissance et un transformateur à haute tension.



**Figure III-4 Les composants de l'intérieur de la nacelle**

Le fonctionnement général de la turbine éolienne commence par la pression exercée par le vent sur les pâles du système éolien, forçant le rotor de l'éolienne à tourner. Ainsi, l'énergie cinétique du vent est convertie en énergie mécanique à travers la rotation de l'arbre de l'éolienne. L'énergie générée dépend principalement de la vitesse du vent et de la surface du disque rotorique (donc du diamètre du rotor), et des paramètres hydrodynamique : la forme des pâles et leur inclinaison, et la densité du vent. On détecte alors une première variable de contrôle de l'énergie générée par l'éolienne, à savoir l'orientation des pâles, car les autres paramètres mentionnés ne sont pas manipulables : diamètre du rotor, forme des pâles, vitesse/densité du vent.

Entre le générateur et le rotor, un multiplicateur de vitesse est utilisé pour augmenter la vitesse rotationnelle du générateur à partir de la vitesse du rotor. Les convertisseurs d'électronique de puissance peuvent être utilisés pour régler le couple du générateur, par conséquent ils peuvent être utilisés pour le contrôle de la vitesse rotationnelle de la génératrice aussi bien que la vitesse du rotor. Ce couple représente une deuxième variable de contrôle de l'énergie de l'éolienne.

Le fonctionnement de la turbine éolienne est bien décrit dans la littérature, notamment dans (Munteanu, 2008), (Burton, 2011), (Bianchi et al., 2007b).

## **III.2 Modèle de la turbine éolienne**

### **III.2.1 Aérodynamique de la turbine éolienne**

On considère un disque rotorique plongé dans un flux d'air, qui est considéré comme incompressible (figure III.4). Du principe de conservation de la matière, le débit massique est le même dans tout le tube qu'il traverse entre l'amont et l'aval du disque. Par contre, comme

le disque rotorique extrait une partie de l'énergie cinétique du vent, la vitesse du vent en amont ( $V_{\text{amont}}$ ) est supérieure à la vitesse en aval ( $V_{\text{aval}}$ ) du disque rotorique. La chute de vitesse est notée  $V_{\text{dr}} = V_{\text{amont}} - V_{\text{aval}}$ . Par conséquent, pour un tube de flux entourant le disque, la surface de la section transversale située en amont ( $S_{\text{am}}$ ) est inférieure à la surface du disque rotorique ( $S_{\text{dr}}$ ), qui est à son tour inférieure à la section transversale située en aval ( $S_{\text{av}}$ ) (car la vitesse = débit volumique / surface). Aussi, du fait de la compression et l'expansion du vent dans le tube, la pression varie où l'on observe une augmentation de  $P$  à  $P^+$  sur le disque, et ensuite juste après le disque rotorique la pression chute immédiatement en dessous de la pression atmosphérique de  $P^+$  à  $P^-$  (effet Venturi) (Bianchi et al., 2007b).

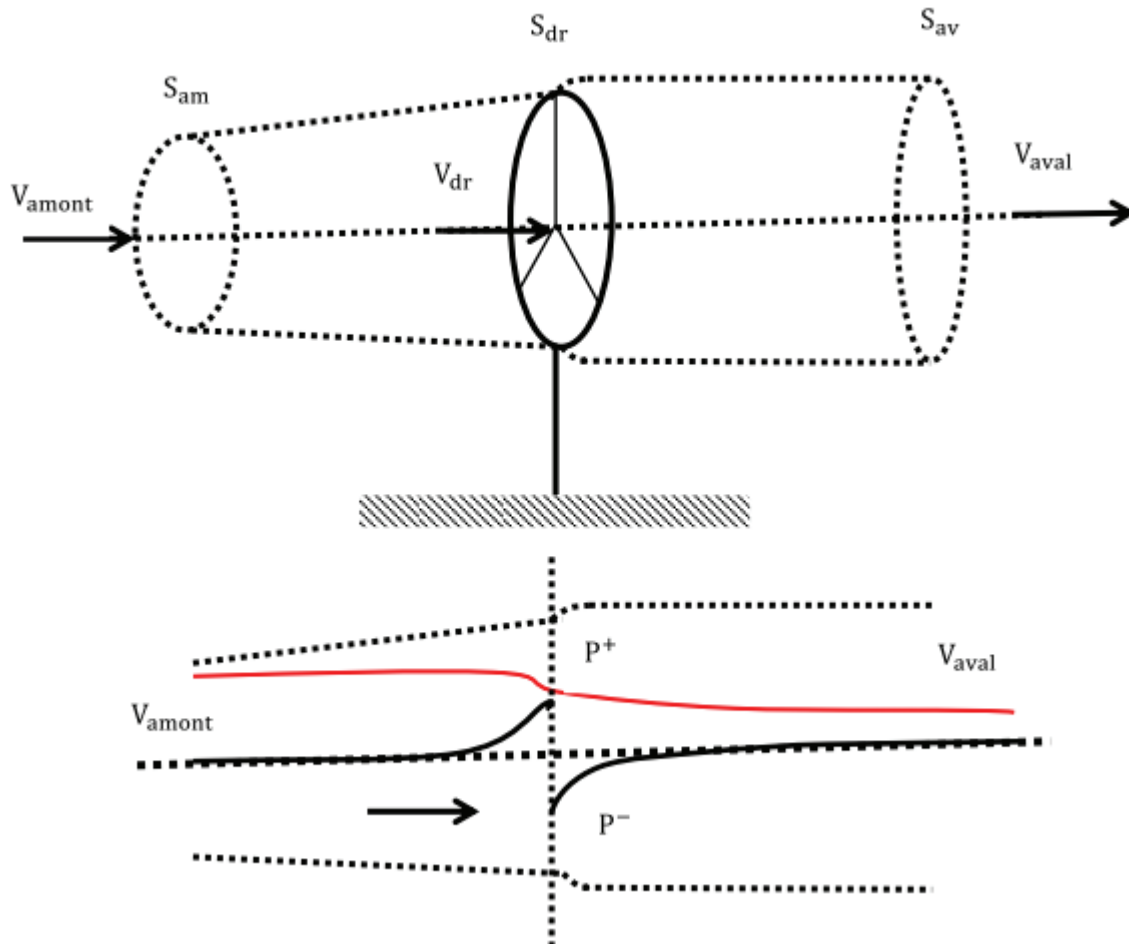


Figure III-5 Vitesse du vent et pression dans le tube rotorique

### III.2.2 Puissance et Couple aérodynamique

L'énergie du vent ( $E_w$ ), est une énergie cinétique, qui dépend donc de sa vitesse et de sa masse :

$$E_w(t) = \frac{1}{2} m v^2(t)$$

Tels que :



## CHAPITRE III

$v(t)$  : la vitesse du vent [m/s]

$m$  : la masse du volume d'air, [kg]

$E_w$  : l'énergie cinétique du vent [J]

La puissance disponible à partir du vent, qui traverse la surface du disque rotorique (la surface balayée par les pâles), peut être calculée à partir du débit massique de l'air sur le disque, ce qui donne (Bianchi et al., 2007b) :

$$P_w(t) = \frac{1}{2} \dot{m} v^2(t) = \frac{1}{2} \rho A v^3(t) = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3(t) \quad (\text{III.1})$$

Tel que :

$A$  : la surface balayée par les pâles de l'éolienne [ $m^2$ ]

$P_w(t)$  : la puissance disponible à partir du vent [W]

$\rho$  : la densité d'air [ $kg/m^3$ ]

$R$  : le rayon du rotor [m]

En pratique, l'éolienne dévie le vent avant qu'il n'atteigne la surface balayée par le rotor et donc elle ne peut jamais récupérer l'énergie totale fournie par le vent (loi de Betz). Il y a aussi l'efficacité de l'éolienne à extraire l'énergie du vent, qui est représentée par un coefficient de puissance,  $C_p(\lambda(t), \beta(t))$ . La puissance transmise au rotor ( $P_a(t)$ ), à partir de la puissance disponible dans le vent, est proportionnelle au  $C_p(\lambda(t), \beta(t))$  comme suit :

$$\begin{aligned} P_a(t) &= P_w(t) C_p(\lambda(t), \beta(t)) \\ &= \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3(t) C_p(\lambda(t), \beta(t)) \end{aligned} \quad (\text{III.2})$$

Le coefficient de puissance est donc défini comme le rapport entre l'énergie extraite du vent et celle disponible. Il dépend du ratio de vitesse  $\lambda$  et de l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta$  (donc du nombre des pâles, des formes géométriques et aérodynamiques (Camblong, 2003)). Le coefficient de puissance est souvent approximé par une fonction non-linéaire de la forme suivante (Heier, 2006) :

$$C_p(\lambda(t), \beta(t)) = c_1(c_2 - c_3\beta - c_4\beta^x - c_5)e^{-c_6} + c_7\lambda \quad (\text{III.3})$$

$\beta(t)$  : angle d'inclinaison des pâles [ $^\circ$ ]

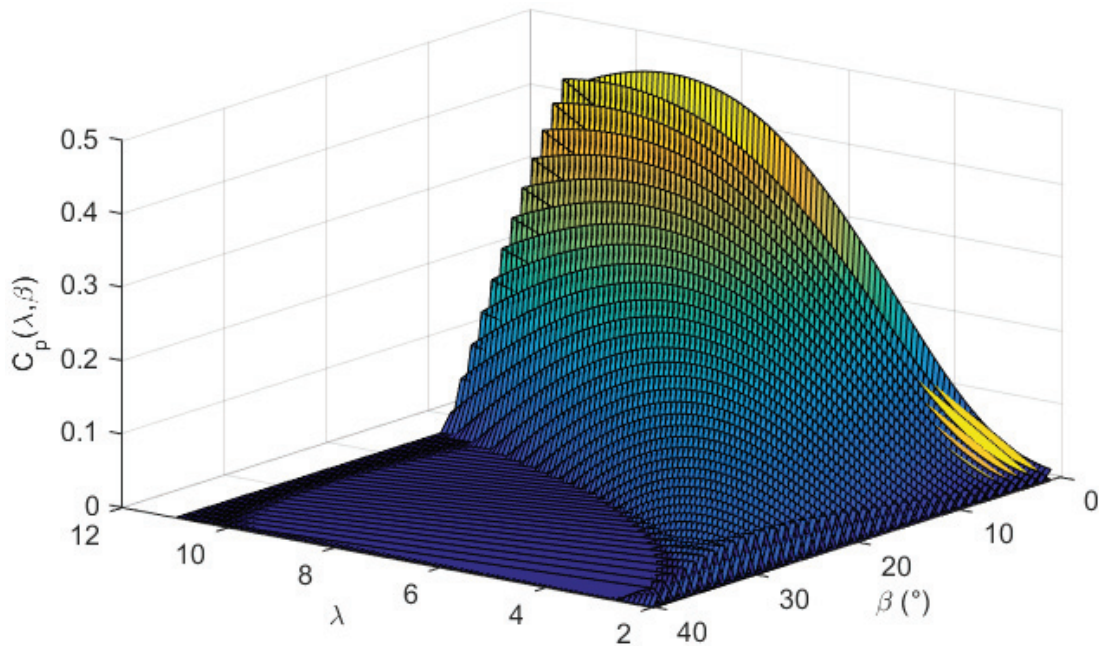
Les coefficients  $c_1$  à  $c_7$  dépendent des caractéristiques de la turbine éolienne en question (**tableau III.1**). Avec  $\beta(t)$  : angle d'inclinaison des pâles [ $^\circ$ ]

Les coefficients  $c_1$  à  $c_7$  dépendent des caractéristiques de la turbine éolienne en question (**tableau III.1**). La figure III.6 montre l'évolution de  $C_p$  en fonction du rapport de vitesse linéaire de l'extrémité des pâles sur la vitesse du vent ( $\lambda(t)$ ), et en fonction de l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta(t)$ . On remarque qu'en augmentant  $\beta(t)$  le coefficient de puissance  $C_p$  diminue, Et pour des valeurs très petite de  $\beta(t)$  le coefficient de puissance  $C_p$  augmente en augmentant  $\lambda(t)$  avant d'atteindre son maximum, ensuite,  $C_p$  diminue si  $\lambda(t)$  continue à augmenter. Ce point maximum donne l'énergie maximale et sera visé par la commande dans la région 2 (qui correspond à une vitesse faible du vent ne permettant pas d'atteindre la

puissance nominale ; plus de détails sont donnés dans le chapitre suivant). En région 3 (correspondant à une vitesse élevée du vent), on utilisera les valeurs optimales  $C_p$  correspondant à chaque valeur de  $\beta(t)$ .

**Tableau III-1 Coefficients de la corrélation de calcul du coefficient de puissance**

$c_1$	0.517
$c_2$	$\frac{116}{\left(\frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1}\right)^{-1}}$
$c_3$	0.4
$c_4$	0
$c_5$	5
$c_6$	$\frac{21}{\left(\frac{1}{\lambda + 0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1}\right)^{-1}}$
$c_7$	0.0068
x	1.5



**Figure III-6 Coefficient de puissance**

$\lambda(t)$  : est le rapport de vitesse linéaire de l'extrémité de la pôle sur la vitesse du vent :

$$\lambda(t) = \frac{\omega_r(t)R}{v(t)} \tag{III.4}$$

Où

$\omega_r(t)$  : la vitesse angulaire du rotor [rad/s]

## CHAPITRE III

Ainsi, le couple aérodynamique appliqué au rotor est défini par l'équation suivante (Johnson et al., 2006) :

$$T_a(t) = \frac{P_a(t)}{\omega_r(t)} \quad (\text{III.5})$$

En utilisant (III.2) et (III.4) dans (III.5), on obtient :

$$T_a(t) = \frac{1}{2\omega_r(t)} \rho \pi R^2 v^3(t) C_p(\lambda(t), \beta(t)) \quad (\text{III.6})$$

Avec :

$T_a(t)$  : le couple aérodynamique appliqué au rotor [N. m]

### III.2.3 Arbre d'entraînement

L'analyse de la réponse du système d'entraînement à des perturbations importantes du vent, montre qu'il doit être approximé par un modèle à deux masses avec ressort et amortisseur (Akhmatov and Andresen, 2012), (Wright, 2004). Cela donne une réponse plus précise du comportement dynamique du système éolien durant des conditions de fluctuations du vent ou en cas de défauts sur le système éolien.

Le modèle mécanique à deux masses est le plus utilisé pour représenter le dispositif (train) d'entraînement (Bongers et al., 1994), (Novak et al., 1994)). Les deux masses sont reliées par un arbre flexible, caractérisé par des coefficients de torsion  $K_{al}$  et d'amortissement  $B_{al}$ , comme décrit dans (Sørensen and Forskningscenter Risø, 2001), (Hansen and Forskningscenter Risø, 2004), (Iov, 2004), (Boukhezzar, 2006). L'arbre flexible peut être considéré comme un ressort de torsion connecté entre deux masses :

- Une masse qui représente l'inertie de la turbine (rotor)  $J_r$ . Les composants flexibles (d'amortissement) sont présents sur l'arbre à vitesse lente.
- Une deuxième masse représente l'inertie de la génératrice plus celle du multiplicateur de vitesse  $J_g$ . L'arbre à grande vitesse est supposé rigide.

On note qu'un modèle à une masse peut être utilisé si on considère que l'arbre lent du dispositif d'entraînement est aussi parfaitement rigide. Ceci réduit le modèle à une seule inertie et un seul coefficient de frottement. Ce modèle simplifié sera utilisé uniquement dans le dernier chapitre de la thèse dans l'application du benchmark FAST.

La figure III.6 montre le modèle de deux masses, qui est utilisé dans le chapitre IV pour la modélisation de la structure mécanique de la turbine éolienne.

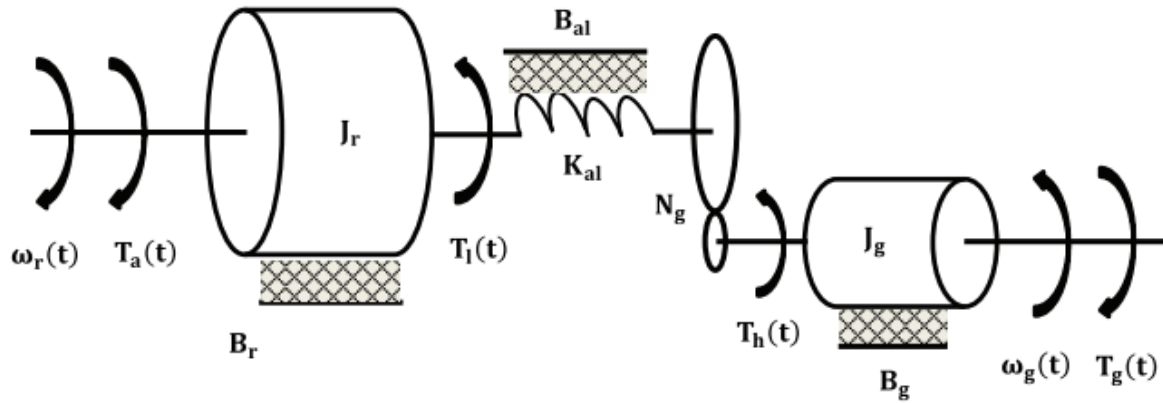


Figure III-7 Train d'entrainement composé de deux masses

Pour modéliser la première masse, on considère donc l'inertie de l'arbre à vitesse lente incluant l'inertie du rotor ( $J_r$ ). La composante de frottement comprend les frottements externes du rotor (dû à la rotation  $B_r$ ). Ainsi, la dynamique de l'arbre à vitesse lente est donnée par (Boukhezzar, 2006):

$$J_r \ddot{\theta}_r(t) = T_a(t) - T_1(t) - B_r \dot{\theta}_r(t) \quad (\text{III.7})$$

Avec :

$B_r$  : le coefficient de frottements externes du rotor [Nm/rad/s]

$J_r$  : le moment d'inertie de l'arbre à vitesse lente [kg m<sup>2</sup>]

$T_1(t)$  : le couple de l'arbre à vitesse lente [Nm]

$\theta_r(t)$  : l'angle de l'arbre à vitesse lente [rad]

$\dot{\theta}_r(t) = \omega_r(t)$  : la vitesse de l'arbre à vitesse lente [rad/s]

$\ddot{\theta}_r(t)$  : l'accélération de l'arbre à vitesse lente [rad/s<sup>2</sup>]

Pour modéliser la deuxième masse, on considère l'inertie de l'arbre à vitesse rapide ( $J_g$ ) incluant l'inertie du multiplicateur de vitesse et du générateur ainsi que les torsions des pales et du moyeu. Les coefficients de frottements couvrent aussi les frottements externes de la génératrice. Ainsi, la dynamique de l'arbre rapide est donnée par l'équation suivante :

$$J_g \ddot{\theta}_g(t) = T_h(t) - T_g(t) - B_g \dot{\theta}_g(t) \quad (\text{III.8})$$

Tels que :

$B_g$  : le coefficient de frottements externes du générateur [Nm/rad/s]

$J_g$  : le moment d'inertie de l'arbre à vitesse rapide [kg m<sup>2</sup>]

$T_h(t)$  : le couple de l'arbre à vitesse rapide [Nm]

$T_g$  : couple du générateur [Nm]

$\theta_g(t)$  : l'angle de l'arbre à vitesse rapide [rad]

$\dot{\theta}_g(t) = \omega_g(t)$  : la vitesse de l'arbre à vitesse rapide [rad/s]

$\ddot{\theta}_g(t)$  : l'accélération de l'arbre à grande vitesse [rad/s<sup>2</sup>]

## CHAPITRE III

Le rapport du couple est égal au rapport de vitesse ( $N_g$ ), qui donne :

$$T_h(t) = \frac{T_1(t)}{N_g} \quad (\text{III.9})$$

Tels que :

$N_g$  : est le coefficient du multiplicateur de vitesse (le rapport de vitesse).

Donc, l'équation (III.8), devient :

$$J_g \ddot{\theta}_g(t) = \frac{1}{N_g} T_1(t) - T_g(t) - B_g \dot{\theta}_g(t) \quad (\text{III.10})$$

Les effets de frottements et de torsion engendrés par les écarts entre la position angulaire du rotor  $\theta_r$  et celle du générateur  $\theta_g$  et par l'écart entre la vitesse angulaire du rotor  $\omega_r$  et celle du générateur  $\omega_g$ , génèrent un couple  $T_1$  sur l'arbre à vitesse lente, qui est donné par la relation suivante :

$$T_1(t) = K_{al} \theta_\Delta(t) + B_{al} \dot{\theta}_\Delta(t) \quad (\text{III.11})$$

Ce qui donne :

$$T_1(t) = K_{al} \left( \theta_r(t) - \frac{\theta_g(t)}{N_g} \right) + B_{al} \left( \omega_r(t) - \frac{\omega_g(t)}{N_g} \right) \quad (\text{III.12})$$

Où :

$K_{al}$  : le coefficient de torsion de l'arbre à vitesse lente [Nm/rad]

$B_{al}$  : le coefficient de frottements de l'arbre à vitesse lente [Nm/rad/s]

En dérivant l'équation (III.12) :

$$\dot{T}_1(t) = K_{al} \left( \dot{\theta}_r - \frac{\dot{\theta}_g}{N_g} \right) + B_{al} \left( \dot{\omega}_r(t) - \frac{\dot{\omega}_g(t)}{N_g} \right) \quad (\text{III.13})$$

Et en utilisant les équations (III.7) et (III.10) dans l'équation (III.13), on obtient :

$$\dot{T}_1(t) = K_{al} \left( \omega_r(t) - \frac{\omega_g(t)}{N_g} \right) + B_{al} \left( \frac{1}{J_r} (T_a(t) - T_1(t) - B_r \omega_r(t)) - \frac{1}{N_g J_g} \left( \frac{1}{N_g} T_1(t) - T_g(t) - B_g \omega_g(t) \right) \right) \quad (\text{III.14})$$

Après simplification (développement) de l'équation (III.14), on obtient :

$$\dot{T}_l(t) = \left(K_{al} - \frac{B_{al}B_r}{J_r}\right)\omega_r(t) - \left(K_{al} - \frac{B_{al}B_g}{N_gJ_g}\right)\omega_g(t) - \left(\frac{B_{al}}{J_r} + \frac{B_{al}}{N_g^2J_g}\right)T_l(t) + \frac{B_{al}}{J_r}T_a(t) + \frac{B_{al}}{N_gJ_g}T_g(t) \quad (\text{III.15})$$

### III.2.4 Puissance électrique

On considère dans ce travail les turbines à vitesse variable, qui peuvent produire entre 8 à 15 % plus d'énergie que les turbines à vitesse constante. Pour ce faire, ces turbines doivent être dotées d'un convertisseur électronique de puissance à placer entre la génératrice de l'éolienne et le réseau électrique. Ce convertisseur permet d'avoir un couple aérodynamique différent du couple électrique. Ceci permet de récupérer le meilleur rendement et de réduire les charges dynamiques sur la chaîne de transmission.

Dans le modèle du système de puissance considéré dans ce travail, les tensions et les courants ne sont pas pris en compte. On ne s'intéresse qu'à deux variables à modéliser dans ce bloc, à savoir le couple et la puissance de la génératrice.

Le modèle du convertisseur d'électronique de puissance peut être approximé par une fonction de transfert de premier ordre (Odgaard et al., 2009), (Bianchi et al., 2007b), (Wright, 2004b), :

$$\frac{T_g(s)}{T_{g,ref}(s)} = \frac{1}{\tau_g s + 1} \quad (\text{III.16})$$

Dans le domaine temporel, on obtient :

$$\dot{T}_g(t) = -\frac{1}{\tau_g}T_g(t) + \frac{1}{\tau_g}T_{g,ref}(t) \quad (\text{III.17})$$

Tels que :

$T_{g,ref}(t)$  : est le couple de référence du générateur [Nm]

$\tau_g$  : est la constante du temps du système de premier ordre [s]

La puissance produite par le générateur dépend de la vitesse rotationnelle de la génératrice et de la charge appliquée (du couple du générateur). Comme le modèle du système électronique n'est pas pris en compte, la puissance mécanique est donnée par :

$$P_g(t) = \eta_g \omega_g(t) T_g(t) \quad (\text{III.18})$$

Tels que :

$P_g(t)$  : est la puissance produite par le générateur [W]

$\eta_g$  : est le rendement du générateur.

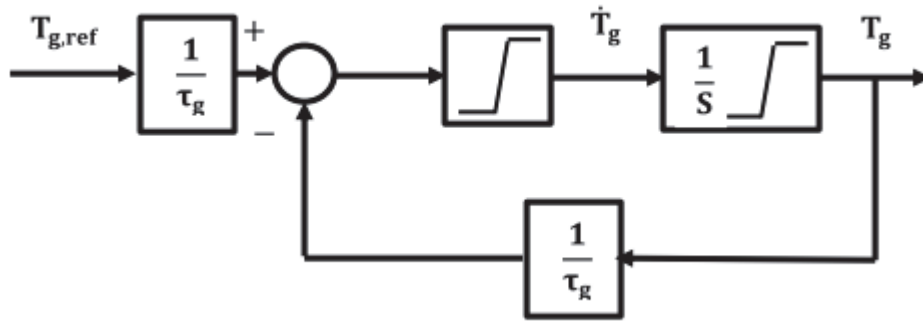


Figure III-8 Schéma bloc du modèle du convertisseur

### III.2.5 Système d'orientation des pâles

Le système d'orientation des pâles se compose de trois actionneurs de pâles identiques, chacune des pâles a son propre contrôleur interne, qui est considéré comme partie intégrante de l'actionneur des pâles.

L'actionneur des pâles ajuste l'angle (position angulaire) de calage des pâles par un mouvement de rotation. La figure III.9 montre le système d'actionneur hydraulique des pâles.

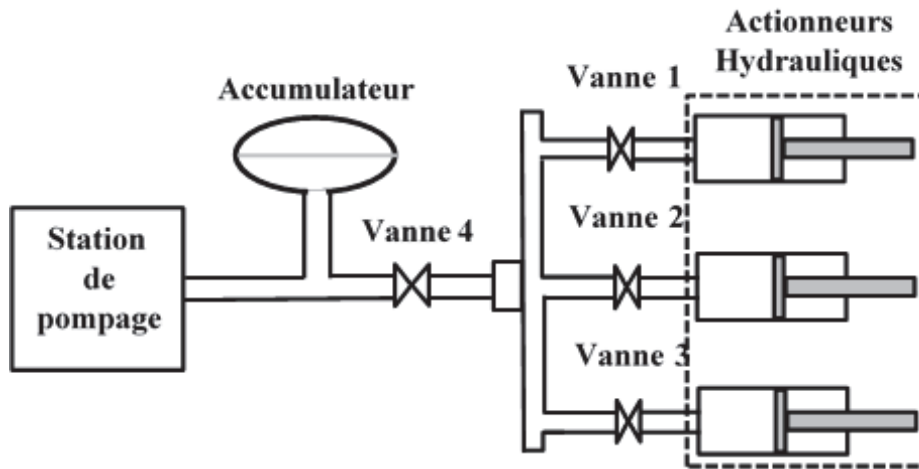


Figure III-9 Système d'orientation des pâles

Le système d'orientation des pâles est modélisé par un système de deuxième ordre :

$$\frac{\beta(s)}{\beta_{ref}(s)} = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (III.19)$$

Dans le domaine temporel, ça donne :

$$\ddot{\beta}(t) = -2\zeta\omega_n \dot{\beta}(t) - \omega_n^2 \beta(t) + \omega_n^2 \beta_{ref}(t) \quad (III.20)$$

Tels que :

$\beta(t)$  : est l'angle de calage [°]

$\beta_{ref}(t)$  : est l'angle de calage de référence (consigne à poursuivre) [°]

$\omega_n$  : est la pulsation naturelle du système d'actionneur des pâles [rad/°]

$\zeta$  : est le coefficient d'amortissement du système d'actionneur des pâles

$\omega_n$  et  $\zeta$  sont donnés dans l'annexe

Les actionneurs des pâles sont limités dans leur variation ainsi que dans leur plage d'opération, ce qui implique une saturation sur l'amplitude et sur la dérivée du signal de sortie de l'actionneur, comme le montre le schéma bloc suivant. Ces saturations sont donc à considérer dans la loi de commande.

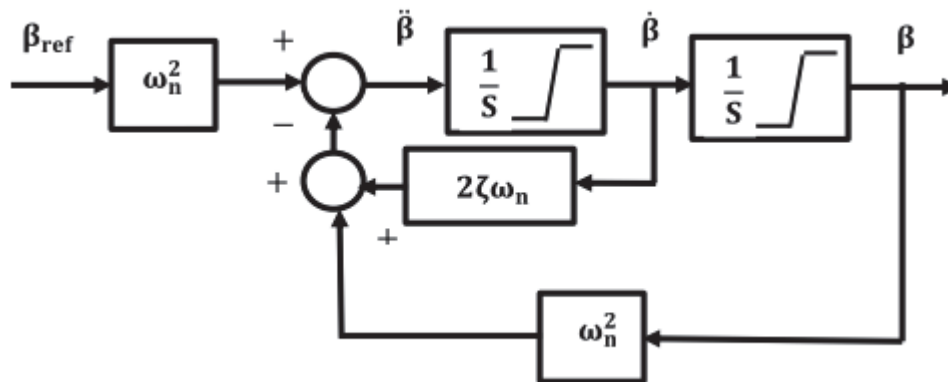


Figure III-10 Schéma bloc du modèle d'orientation des pâles

### III.3 Objectifs de commande

Le fonctionnement d'une éolienne à vitesse variable peut être classé en deux régimes où une commande est nécessaire :

- Région 2 : Cette région concerne le fonctionnement en dessous de la vitesse nominale du vent (donc en dessous de la puissance nominale). Comme dans cette région la puissance du vent ne permet pas de capter l'énergie nominale, l'objectif dans cette zone est de maximiser la capture de l'énergie du vent. Pour ce faire, la vitesse du rotor doit être contrôlée de manière à viser le point maximum de  $C_p(\lambda, \beta)$  (Figure III). Pour ce faire, il y a deux possibilités : manipuler le couple du générateur ou l'angle d'inclinaison des pâles. Souvent, le couple de la génératrice est utilisé pour faire varier la vitesse du rotor car il donne un effet immédiat et il peut supporter la charge de commande dans cette région où la vitesse du vent n'est pas très élevée et donc ne causera pas trop d'usure. L'angle d'inclinaison des pâles est positionné à la valeur qui donne le maximum de puissance, à savoir l'angle nul.
- Région 3 : Cette région correspond à une vitesse du vent au-dessus de la vitesse nominale du vent. Comme l'éolienne est conçue pour récupérer une puissance nominale garantissant un bon compromis entre énergie récupérée et usure des différentes composantes, la commande vise à maintenir la puissance nominale dans cette région. Le contrôle de la puissance passe par le contrôle de la vitesse de rotor qui peut être réalisé en manipulant encore soit le couple du générateur soit l'angle d'inclinaison des pâles. Afin de partager les charges entre ces deux variables de commande, elles sont toutes les deux utilisées. Un deuxième objectif est donc ajouté à



la commande pour réduire les charges sur le générateur en maintenant une vitesse nominale de générateur. L'angle d'inclinaison des pales et le couple de la génératrice sont donc utilisés pour réguler la puissance et minimiser les charges subies par l'éolienne.

### III.4 Linéarisation du modèle non linéaire de la turbine éolienne

Le modèle non linéaire de la turbine éolienne est obtenu directement en assemblant les équations (III.7), (III.10), (III.15), (III.17), et (III.20) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\omega}_r(t) = \frac{1}{J_r} T_a(t) - \frac{1}{J_r} T_l(t) - \frac{1}{J_r} B_r \omega_r(t) \\ \dot{\omega}_g(t) = \frac{1}{N_g J_g} T_l(t) - \frac{1}{J_g} T_g(t) - \frac{1}{J_g} B_g \omega_g(t) \\ \dot{T}_l(t) = \left( K_{al} - \frac{B_{al} B_r}{J_r} \right) \omega_r(t) - \left( K_{al} - \frac{B_{al} B_g}{N_g J_g} \right) \omega_g(t) - \left( \frac{B_{al}}{J_r} + \frac{B_{al}}{N_g^2 J_g} \right) T_l(t) + \frac{B_{al}}{J_r} T_a(t) + \frac{B_{al}}{N_g J_g} T_g(t) \\ \dot{T}_g(t) = -\frac{1}{\tau_g} T_g(t) + \frac{1}{\tau_g} T_{g,ref}(t) \\ \dot{\beta}(t) = -2\zeta \omega_n \beta(t) + \dot{\beta}(t) \\ \ddot{\beta}(t) = -\omega_n^2 \beta(t) + \omega_n^2 \beta_{ref}(t) \end{array} \right. \quad (III.21)$$

Les variables d'états sont données par le vecteur  $x(t)$  :

$$x(t) = [\omega_r(t) \quad \omega_g(t) \quad T_l(t) \quad T_g(t) \quad \beta(t) \quad \dot{\beta}(t)]^T$$

Les variables d'entrée, et donc de commandes de la vitesse de la turbine éolienne sont le couple du générateur de référence  $T_{g,ref}(t)$  et l'angle d'inclinaison des pales de référence  $\beta_{ref}(t)$ , et sont données par le vecteur  $u(t)$  :

$$u(t) = [T_{g,ref}(t) \quad \beta_{ref}(t)]^T$$

Ainsi, l'équation (III.21) peut s'écrire sous forme matricielle :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{x}(t) = A x(t) + B u(t) + \underbrace{F T_a(t)}_{\text{partie non linéaire}} \\ y(t) = \begin{bmatrix} P_g(t) \\ \omega_g(t) \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad (III.22)$$

Tel que :

$$A = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & a_{13} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a_{22} & a_{23} & a_{24} & 0 & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & a_{55} & a_{56} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & a_{65} & 0 \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ \frac{1}{\tau_g} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \omega_n^2 \end{bmatrix}$$

## CHAPITRE III

avec :

$$\begin{aligned}
 a_{11} &= -\frac{1}{J_r} B_r, & a_{13} &= -\frac{1}{J_r} \\
 a_{22} &= -\frac{1}{J_g} B_g, & a_{23} &= \frac{1}{N_g J_g}, & a_{24} &= -\frac{1}{J_g} \\
 a_{31} &= \left( K_{al} - \frac{B_{al} B_r}{J_r} \right), & a_{32} &= -\left( K_{al} - \frac{B_{al} B_g}{N_g J_g} \right), & a_{33} &= -\left( \frac{B_{al}}{J_r} + \frac{B_{al}}{N_g^2 J_g} \right), & a_{34} &= \frac{B_{al}}{N_g J_g} \\
 a_{44} &= -\frac{1}{\tau_g} \\
 a_{55} &= -2\zeta\omega_n, & a_{56} &= 1 \\
 a_{65} &= -\omega_n^2
 \end{aligned}$$

Et le vecteur F est donné par :

$$F = \begin{bmatrix} \frac{1}{J_r} \\ 0 \\ \frac{B_{al}}{J_r} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

On remarque que la non linéarité du modèle vient principalement du couple aérodynamique qui dépend du coefficient de puissance  $(T_a(t) = \frac{1}{2\omega_r(t)} \rho \pi R^2 v^3(t) C_p(\lambda(t), \beta(t)))$ . Ce coefficient à son tour dépend non-linéairement de la variable d'état  $\omega_r(t)$  (vitesse du rotor), de l'état  $\beta(t)$  (angle d'inclinaison des pâles) et de la vitesse du vent  $v(t)$ , qui est une entrée non commandable, et sera considérée comme perturbation (équation III.3). Donc, linéariser le modèle d'état donné par le système d'équations différentielles dans (IV.21), revient à linéariser son comportement non linéaire traduit par le couple aérodynamique (donné dans l'équation (III.6)).

On définit les variations de  $\omega_r$ ,  $\beta$  et  $v$  autour du point de fonctionnement nominal  $(\omega_{r0} \quad \beta_0 \quad v_0)$  par  $\delta\omega_r$ ,  $\delta\beta$  et  $\delta v$ , respectivement :

$$\begin{aligned}
 \delta\omega_r &= \omega_r - \omega_{r0} \\
 \delta\beta &= \beta - \beta_0 \\
 \delta v &= v - v_0
 \end{aligned} \tag{III.23}$$

Ainsi, la linéarisation du couple aérodynamique  $T_a(t)$  autour du ce point de fonctionnement est donnée par :

$$\delta T_a = T_a(\omega_r, \beta, v) - T_a(\omega_{r0}, \beta_0, v_0) = \alpha \delta\omega_r + \gamma \delta\beta + \mu \delta v \tag{III.24}$$

avec :

$\alpha = \left. \frac{\partial T_a}{\partial \omega_r} \right|_{\text{point de fonctionnement}}$  : dérivée partielle du couple aérodynamique par rapport à la vitesse du rotor.

## CHAPITRE III

$\gamma = \left. \frac{\partial T_a}{\partial \beta} \right|_{\text{point de fonctionnement}}$  : dérivée partielle du couple aérodynamique par rapport à la l'angle d'inclinaison des pâles.

$\mu = \left. \frac{\partial T_a}{\partial v} \right|_{\text{point de fonctionnement}}$  : dérivée partielle du couple aérodynamique par rapport à la vitesse du vent.

$$T_a(t) = \frac{1}{2\omega_r} \rho \pi R^2 v^3(t) C_p(\lambda(t), \beta(t))$$

$$\alpha = \left. \frac{1}{2} \rho \pi R^2 v^3 \left[ \frac{\partial C_p(\lambda, \beta)}{\omega_r \partial \omega_r} - \frac{C_p(\lambda, \beta)}{\omega_r^2} \right] \right|_{\text{point de fonctionnement}}$$

$$\gamma = \left. \frac{1}{2\omega_r} \rho \pi R^2 v^3 \left[ \frac{C_p(\lambda, \beta)}{\partial \beta} \right] \right|_{\text{point de fonctionnement}}$$

$$\mu = \left. \frac{1}{2\omega_r} \rho \pi R^2 \left[ v^3 \frac{C_p(\lambda, \beta)}{\partial v} + 3 v^2 C_p(\lambda, \beta) \right] \right|_{\text{point de fonctionnement}}$$

### III.4.1 La linéarisation du modèle de l'éolienne à vitesse faible

Pour un vent de faibles vitesses, l'angle de calage des pâles est nul (voir les zones de fonctionnement de l'éolienne dans la section précédente). Donc, l'équation (III.24) devient :

$$\delta T_a = \alpha \delta \omega_r + \mu \delta v \quad (\text{III.25})$$

Par définition, les variations des états autour du point de fonctionnement sont :

$$\begin{aligned} \delta \omega_r &= \omega_r - \omega_{r0} \\ \delta \omega_g &= \omega_g - \omega_{g0} \\ \delta T_1 &= T_1 - T_{10} \\ \delta T_g &= T_g - T_{g0} \\ \delta \beta &= \beta - \beta_0 = 0 \\ \delta \dot{\beta} &= \dot{\beta} - \dot{\beta}_0 = 0 \end{aligned} \quad (\text{III.26})$$

Ainsi les variations sur les sorties sont :

$$\begin{aligned} \delta P_g &= \delta \omega_g T_{g0} + \delta T_g \omega_{g0} \\ \delta \omega_g &= \omega_g - \omega_{g0} \end{aligned} \quad (\text{III.27})$$

Dans cette région, on a une seule entrée de commande  $\delta T_g$ , ainsi le modèle linéaire est donné par :

$$\begin{cases} \delta \dot{x}(t) = \mathbf{A}_1 \delta x(t) + \mathbf{B}_1 \delta T_{g,ref}(t) + \mathbf{E}_1 \delta v(t) \\ \delta y(t) = \begin{bmatrix} \delta \omega_g T_{g0} + \delta T_g \omega_{g0} \\ \delta \omega_g \end{bmatrix} \end{cases} \quad (\text{III.28})$$

Avec :

$$\mathbf{A}_1 = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{00} & a_{13} & a_{00} & a_{00} & a_{00} \\ a_{00} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{00} & a_{00} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{00} & a_{00} \\ a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{44} & a_{00} & a_{00} \\ a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{55} & a_{56} \\ a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{65} & a_{00} \end{bmatrix}; \mathbf{B}_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ b \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; \mathbf{E}_1 = \begin{bmatrix} e_1 \\ 0 \\ e_2 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix};$$

Tels que :

$$a_{00} = 0, a_{11} = \frac{1}{J_r}(\alpha - B_r), a_{13} = -\frac{1}{J_r};$$

$$a_{22} = -\frac{1}{J_g} B_g, a_{23} = \frac{1}{N_g J_g}, a_{24} = -\frac{1}{J_g};$$

$$a_{31} = \left( K_{al} - \frac{B_{al} B_r}{J_r} \right) + \alpha \frac{B_{al}}{J_r}, a_{32} = -\left( K_{al} - \frac{B_{al} B_g}{N_g J_g} \right), a_{33} = -\left( \frac{B_{al}}{J_r} + \frac{B_{al}}{N_g^2 J_g} \right), a_{34} = \frac{B_{al}}{N_g J_g};$$

$$a_{44} = -\frac{1}{\tau_g};$$

$$a_{55} = -2\zeta\omega_n, a_{56} = 1;$$

$$a_{65} = -\omega_n^2;$$

$$b = \frac{1}{\tau_g};$$

$$e_1 = \frac{1}{J_r} \mu; e_2 = \frac{B_{al}}{J_r} \mu;$$

### III.4.2 La linéarisation du modèle de l'éolienne à vitesse grande

Pour de grandes vitesses de vent, l'objectif est de réguler la puissance et de réduire les charges et les efforts de commande. L'angle de calage des pâles est donc manipulé à des valeurs différentes de zéro ( $\delta\beta \neq 0$ ). Ainsi, on aura deux variables de commande  $\delta T_{g,ref}$  et  $\delta\beta_{ref}$ . Le modèle linéarisé est donné par :

$$\begin{cases} \delta\dot{x}(t) = \mathbf{A}_2 \delta x(t) + \mathbf{B}_2 \delta T_{g,ref}(t) + \mathbf{B}_{22} \delta\beta_{ref} + \mathbf{E}_2 \delta v(t) \\ \delta y(t) = \begin{bmatrix} \delta\omega_g T_{g0} + \delta T_g \omega_{g0} \\ \delta\omega_g \end{bmatrix} \end{cases} \quad (III.29)$$

Avec :

$$\mathbf{A}_2 = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{00} & a_{13} & a_{00} & a_{15} & a_{00} \\ a_{00} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{00} & a_{00} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{15} & a_{00} \\ a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{44} & a_{00} & a_{00} \\ a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{55} & a_{56} \\ a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{00} & a_{65} & a_{00} \end{bmatrix}, \mathbf{B}_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ b \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \mathbf{B}_{22} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ b_{21} \\ b_{22} \end{bmatrix}, \mathbf{E}_2 = \begin{bmatrix} e_1 \\ 0 \\ e_2 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$a_{00} = 0, a_{11} = \frac{1}{J_r}(\alpha - B_r), a_{13} = -\frac{1}{J_r}, a_{15} = \frac{1}{J_r}\gamma;$$

$$a_{22} = -\frac{1}{J_g}B_g, a_{23} = \frac{1}{N_gJ_g}, a_{24} = -\frac{1}{J_g};$$

$$a_{31} = \left(K_{al} - \frac{B_{al}B_r}{J_r}\right) + \alpha \frac{B_{al}}{J_r}, \quad a_{32} = -\left(K_{al} - \frac{B_{al}B_g}{N_gJ_g}\right), \quad a_{33} = -\left(\frac{B_{al}}{J_r} + \frac{B_{al}}{N_g^2J_g}\right), \quad a_{34} = \frac{B_{al}}{N_gJ_g},$$

$$a_{35} = \gamma \frac{B_{al}}{J_r};$$

$$a_{44} = -\frac{1}{\tau_g};$$

$$a_{55} = -2\zeta\omega_n, a_{56} = 1;$$

$$a_{65} = -\omega_n^2;$$

$$b = \frac{1}{\tau_g};$$

$$b_{21} = 0, b_{22} = \omega_n^2;$$

$$e_1 = \frac{1}{J_r}\mu; e_2 = \frac{B_{al}}{J_r}\mu;$$

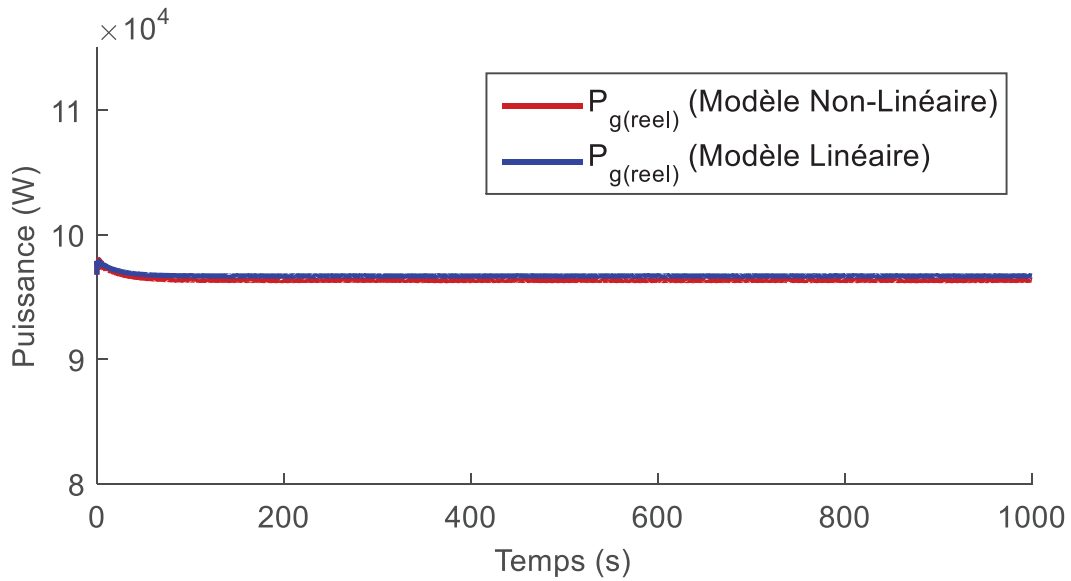
### III.5 Simulation des modèles non linéaire et linéaire

Afin de valider le modèle linéaire, en vue de développer des lois de commande, on procède à deux tests (deux simulations en boucle ouverte), le premier test est pour une vitesse faible du vent, avec une moyenne de 6 m/s, le deuxième test est effectué pour une vitesse élevée du vent avec une moyenne de 16 m/s. On compare les réponses en sortie des deux modèles (non linéaire et linéaire).

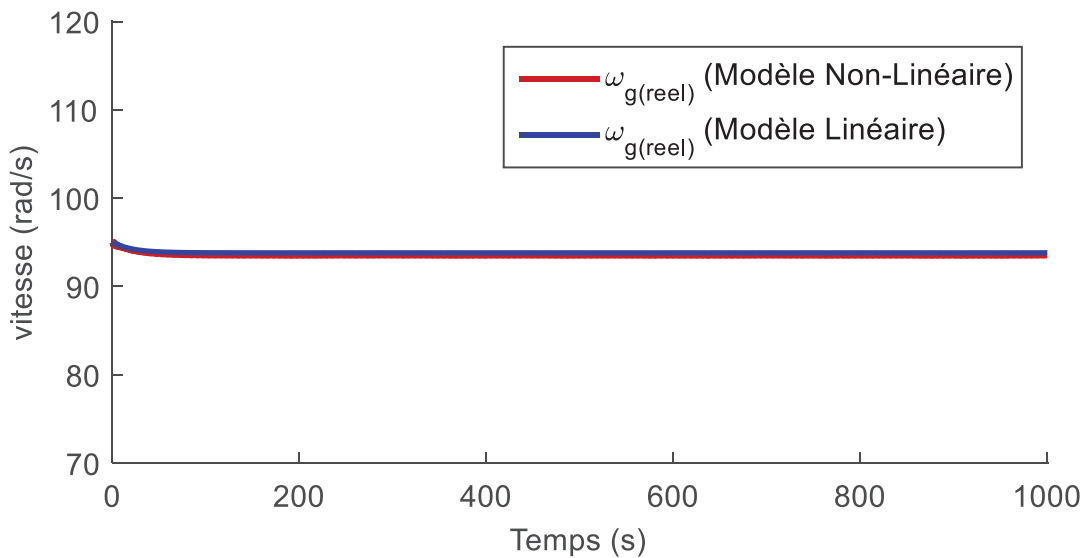
#### Test 1 :

Le couple du générateur est fixé à  $T_g = 44$  kN.m et l'angle d'inclinaison des pâles est gardé nul. La vitesse du vent est faible  $v = 6$  m/s (région 2), et ne présente pas de fluctuations.

Les figures III.11 et III.12, montrent la puissance et la vitesse du générateur obtenues par les deux modèles. Les puissances obtenues par les deux modèles varient autour de  $P_g = 98$  kW. Et les vitesses du générateur obtenues varient autour de  $\omega_r = 93$  rad/s pour les deux modèles.



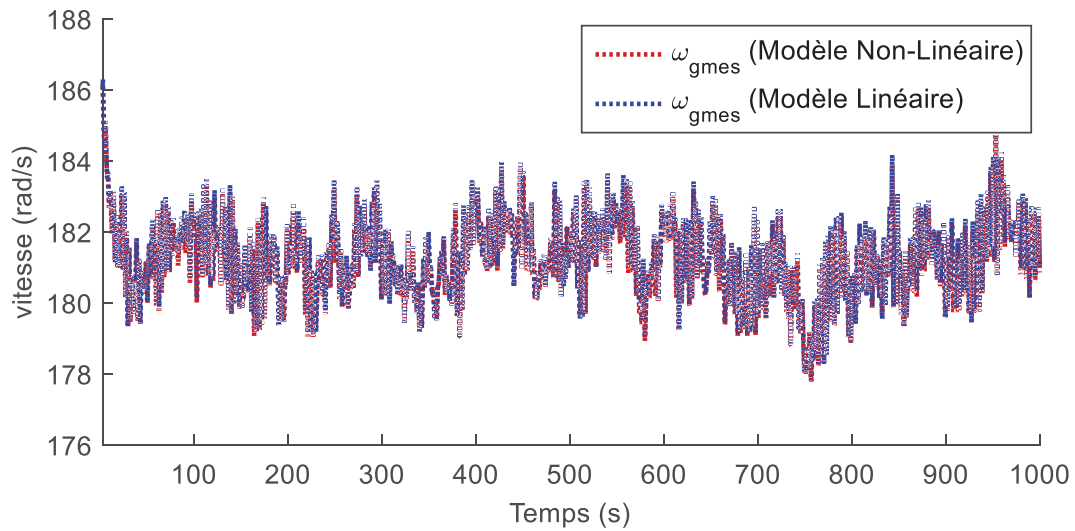
**Figure III-11 Puissance du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 2 : faible vitesse de vent,  $v = 6$  m/s)**



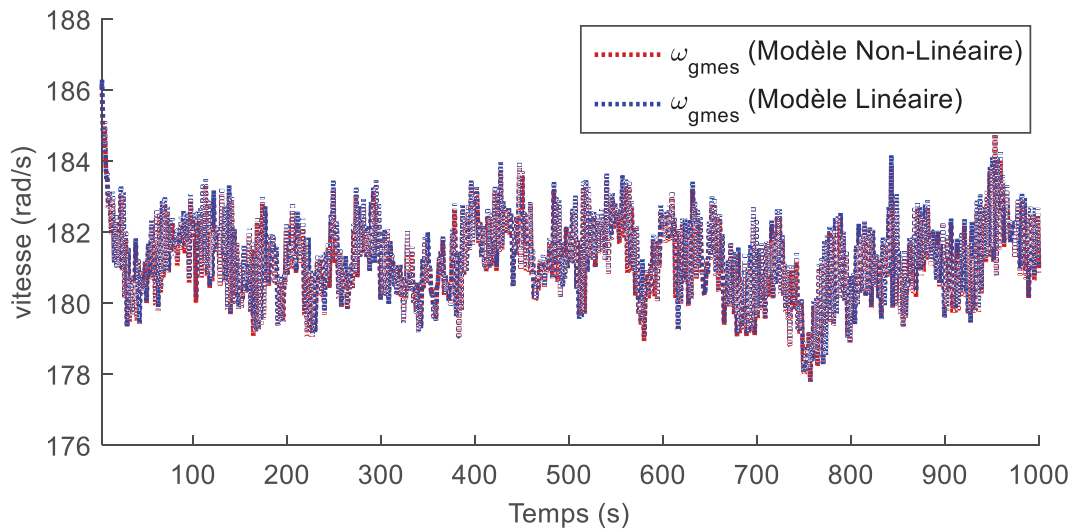
**Figure III-12 Vitesse du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 2 : faible vitesse de vent,  $v = 6$  m/s)**

**Test 2 :**

Dans ce test, les entrées sont fixées à  $T_g = 140$  kN.m (avec une variation de 10%) pour le couple de la génératrice et  $\beta = 16.23^\circ$  (avec une variation de de 10%) pour l'angle d'inclinaison des pâles. La vitesse du vent est élevée  $v = 16$  m/s (région 3), et présente des fluctuations.



**Figure III-13 Puissance du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 3 : grande vitesse de vent,  $v = 16$  m/s)**



**Figure III-14 Vitesse du générateur obtenue par le modèle linéaire et non linéaire (région 3 : grande vitesse de vent,  $v = 16$  m/s)**

Les figures III.13 et III.14, montrent la puissance et la vitesse du générateur, obtenues par les modèles non linéaire et linéaire qui se superposent. On peut conclure que le modèle linéaire décrit bien le comportement dynamique du modèle non linéaire même en présence de fluctuation dans la vitesse du vent.

### III.6 Conclusion

Le modèle de la turbine éolienne a été présenté dans ce chapitre. Tout d'abord, la puissance disponible à partir du vent  $P_w$ , est transformée en puissance aérodynamique  $P_a$  qui est proportionnelle au  $C_p(\lambda(t), \beta(t))$  (coefficient de puissance). Cette puissance ( $P_a$ ) est transmise à la génératrice via l'arbre d'entraînement. Cet arbre est composé de deux masses, une représente l'inertie de la turbine, alors que la deuxième représente l'inertie de la génératrice plus celle du multiplicateur de vitesse. Dans la modélisation, les actionneurs du

### CHAPITRE III

système d'orientation des pâles (modélisés par une fonction de transfert de deuxième ordre) et le convertisseur de puissance simplifié (modélisé par une fonction de transfert de premier ordre), sont pris en comptes. Le modèle de la turbine représente une forte non-linéarité représentée par son coefficient de puissance  $C_p(\lambda(t), \beta(t))$ . Ainsi, pour pouvoir appliquer la commande prédictive présentée dans le chapitre II, le modèle de la turbine éolienne à 6 états, a été linéarisé pour de faibles vitesses du vent et pour de fortes vitesses du vent. Le premier modèle a une seule entrée de commande (le couple du générateur) et décrit le fonctionnement de l'éolienne à charge partielle, alors que le deuxième a deux entrées de commande (couple du générateur et angle d'inclinaison des pâles de référence) et décrit le fonctionnement de l'éolienne à pleine charge.



## IV Commande multivariable de la turbine éolienne

Dans ce chapitre, l'objectif de contrôle et les caractéristiques de la turbine éolienne sont d'abord présentés et ensuite différentes stratégies de contrôle sont réalisées et étudiées en simulation. Premièrement, une stratégie de contrôle classique basée sur deux régulateurs PI (composés de deux systèmes SISO) de l'éolienne est appliquée. Par la suite, une stratégie de contrôle plus moderne (multivariable) est appliquée, cette stratégie est basée sur la commande prédictive d'abord non paramétrée, ensuite paramétrée par les fonctions orthogonales (Laguerre et Kautz) et enfin la commande prédictive robuste par approche min-max est étudiée afin de remédier aux défauts. Une étude de comparaison est faite dans la dernière section de ce chapitre.

### IV.1 Conception du système de contrôle

La turbine éolienne connectée au réseau électrique doit être conçue pour maximiser l'énergie fournie tout en assurant un fonctionnement sûr, ainsi que les normes d'émissions acoustiques (Patil et al., 2001), (Bossanyi, 2000).

Dans le cas d'une turbine éolienne à vitesse variable le coût de fonctionnement de l'éolienne dépend des conditions dans lesquelles elle produit la puissance. Ces conditions sont donc à considérer dans la fonction du coût de production d'énergie, en plus de la puissance produite.

Par exemple, pour des vitesses de vent trop faibles (région 1) ou trop élevées (région 4), l'éolienne est à l'arrêt. Si la vitesse du vent est suffisamment élevée pour assurer une rentabilité, elle est activée, même si elle ne permet pas de fournir la puissance nominale (région 2). Enfin, pour des grandes vitesses de vent (région 3), la production de la puissance nominale est possible. Il en résulte que la turbine éolienne doit produire de la puissance suivant la courbe de puissance montrée dans (figure IV.1) (Bianchi et al., 2007).

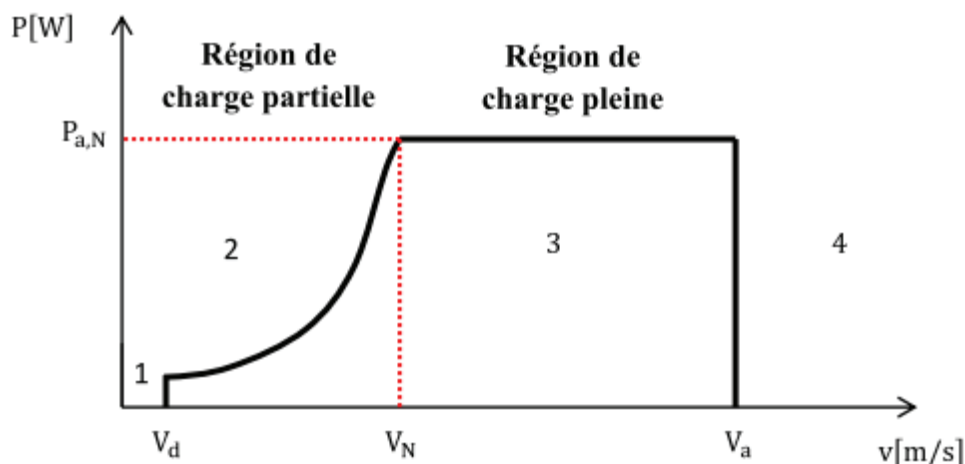


Figure IV-1 Courbe idéale de puissance d'une turbine éolienne

Donc, la puissance est nulle dans les régions 1 et 4, elle suit l'équation III.2 dans la région 2, et elle atteint sa valeur nominale dans la région 3, comme suit :

## CHAPITRE IV

$$P_a(t) = \begin{cases} 0 & \text{pour } 0 \leq v(t) \leq V_d \\ \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_{p,\max} v^3 & \text{pour } V_d \leq v(t) \leq V_N \\ P_{a,N} & \text{pour } V_N \leq v(t) \leq V_a \\ 0 & \text{pour } V_a \leq v(t) \end{cases} \quad (\text{IV.1})$$

Tels que :

$C_{p,\max}$  : le coefficient de puissance max

$P_a(t)$  : la puissance capturée par le rotor [W]

$P_{a,N}$  : la puissance aérodynamique nominale [W]

$R$  : le rayon des pâles [m]

$v(t)$  : la vitesse du vent [m/s]

$V_d$  et  $V_a$  : les vitesses du vent pour lesquelles l'éolienne démarre ou s'arrête (respectivement) [m/s]

$V_N$  : la vitesse nominale (désirée) du vent [m/s]

$\rho$  : la densité massique de l'air [kg/m<sup>3</sup>]

Les valeurs de  $V_d$ ,  $V_N$  et  $V_a$  sont propres à chaque éolienne. La courbe distingue 4 régions :

**Région 1** : pour des vitesses de vent très faibles et inférieures à la vitesse de démarrage, la turbine éolienne ne produit pas d'énergie, puisque le coût d'exploitation est supérieur à la valeur de puissance produite.

**Région 2** : appelée, région de charge partielle comme la puissance  $P_a(t)$  est inférieure à la puissance nominale. Pour des vitesses de vent comprises entre la vitesse de démarrage  $V_d$  et la vitesse nominale  $V_N$ , la turbine éolienne doit produire le maximum de puissance disponible. Ceci est réalisé en maximisant le coefficient de puissance  $C_p$ . Le  $C_{p,\max}$  est obtenu pour un rapport ( $\lambda$ ) constant de vitesse du rotor et celle du vent (équation III.4). Cette région est alors appelée région d'optimisation de puissance. On peut aussi noter que dans cette région, la vitesse du générateur est variable (ainsi que le couple du générateur), donc, on ne peut pas raccorder directement la génératrice au réseau électrique (elle est raccordée au réseau via des convertisseurs d'électronique de puissance). Comme discuté dans le chapitre précédent, la maximisation de puissance dans cette région est obtenue avec un angle de calage des pâles ( $\beta$ ) nul. La seule variable de commande de la puissance dans cette région est donc le couple du générateur qui permet d'asservir la vitesse de générateur désirée. Cette variable de commande étant unique, une fatigue de l'arbre d'entraînement peut être observée dans cette région (même si elle reste faible car la vitesse n'est pas très élevée). Les charges de fatigue sont accentuées si la turbulence et les fluctuations du vent sont plus grandes ce qui sollicitera une accommodation plus fréquente de la génératrice.

**Région 3** : appelée, région de charge pleine comme la puissance  $P_a(t)$  est égale à la puissance nominale. Pour des vitesses de vent comprises entre la vitesse nominale  $V_N$  et la vitesse d'arrêt de la turbine  $V_a$ , la turbine éolienne doit produire une puissance égale à la puissance nominale  $P_{a,N}$ . Cette puissance nominale est calculée pour chaque éolienne de façon à optimiser la production et en même temps de minimiser les dommages de fatigue causés par les charges mécaniques de la structure. En outre, le bruit de la turbine éolienne doit être limité, et il est proportionnel à la vitesse angulaire du rotor. Comme la puissance est constante dans cette région (à sa valeur nominale), la vitesse du rotor et de la génératrice sont aussi

## CHAPITRE IV

constantes, et on a donc des valeurs nominales prédéterminées de ces vitesses pour chaque éolienne. Dans cette région, on peut agir sur l'angle d'inclinaison des pâles ou sur le couple de la génératrice. Même si la commande de l'angle d'inclinaison des pâles pourrait permettre à elle seule d'atteindre la puissance nominale, ceci peut causer une fatigue prématurée des pâles. La même remarque s'applique sur le couple du générateur. Afin de limiter les charges de fatigue des pâles et de l'arbre d'entraînement, certaines stratégies de commande recommandent d'utiliser les deux variables de commande : l'angle d'inclinaison des pâles et le couple de la génératrice. Pour la réduction des charges, une deuxième sortie est définie et dans l'objectif de réduire les charges sur l'arbre d'entraînement en définissant un couple de générateur optimal à poursuivre. Ainsi le problème de commande devient multi-entrée multi-sortie.

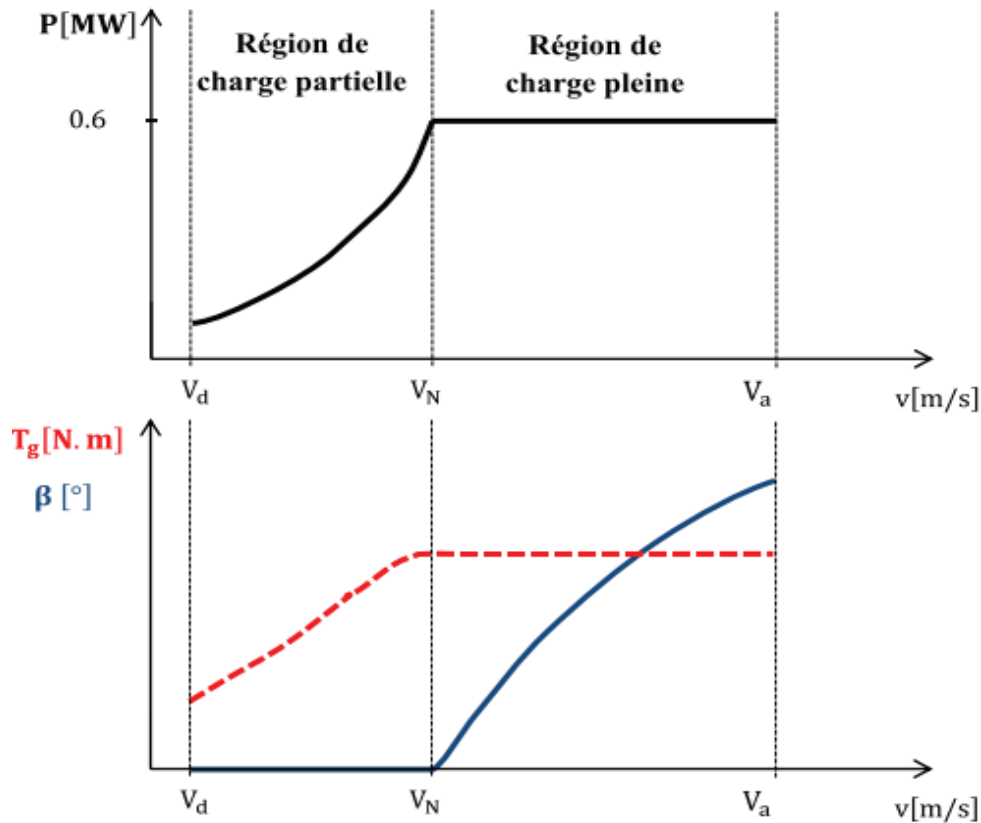
**Région 4** : pour des vitesses élevées du vent et supérieures à la vitesse d'arrêt  $V_a$ , la turbine éolienne doit être arrêtée pour sa protection. Les pâles sont ainsi orientées d'une façon à ne plus capter d'énergie.

**Remarque** : Dans ce travail, on tiendra compte que deux régions de fonctionnement de l'éolienne : 2 et 3, où une commande est nécessaire.

### IV.2 Objectif de contrôle

Dans les régions de charge partielle et de charge pleine, il est désirable de poursuivre la courbe idéale de la puissance (**figure IV.2**).

La figure montre également les changements des variables de commande, dans les deux régions de charge partielle et de charge pleine) : le couple du générateur  $T_g$  et l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta$  en fonction de la vitesse du vent  $v(t)$ .



**Figure IV-2 La courbe de puissance et les variations de commandes pour la poursuite de la courbe idéale de puissance correspondant**

On distingue sur cette figure les objectifs de commande dans les deux régions :

1- **Région 2** : L'objectif de commande dans la région de charge partielle est de maximiser la puissance. Pour ce faire, il faut mettre l'angle de calage des pâles et le couple du générateur à la position de maximum de capture d'énergie. La puissance maximale est obtenue quand le coefficient de puissance  $C_p = C_{p,max}$  (figure III.6). Pour maximiser ce coefficient (équation III.3), le ratio de vitesse ( $\lambda = \frac{R\omega_r}{v} \cong 8.1$ ) doit rester constant, donc  $\omega_r$  est proportionnelle à  $v$ . La commande de  $\omega_r$  peut se faire en manipulant le couple du générateur ou l'angle d'inclinaison des pâles. Habituellement, dans cette région, seul le couple du générateur est manipulé et l'angle de calage des pâles est positionné à la valeur qui maximise la puissance, donc nul. La variation du couple du générateur  $T_g$  permet alors, par accélération ou, décélération de l'arbre du rotor d'avoir le rapport de vitesse constant désiré. Ceci, garantit d'avoir un coefficient de puissance maximal  $C_{p,max}$ . La commande dans cette région est donc une commande mono entrée mono sortie (SISO), avec le couple du générateur  $T_g$  comme entrée et la vitesse de la génératrice  $\omega_g$  (ou la vitesse du rotor  $\omega_r$  dans certaines stratégies) comme sortie.

2- **Région 3** : Dans la région de charge totale, l'objectif de la commande est de maintenir la puissance à sa valeur nominale, et ceci est possible dans cette région de forte vitesse de vent. Deux méthodes sont possibles pour atteindre cet objectif :

## CHAPITRE IV

a- Une première méthode consiste à agir uniquement sur l'angle d'inclinaison des trois pâles de l'éolienne ( $\beta$ ) pour réduire la vitesse angulaire du rotor et la maintenir à sa valeur nominale. On note que la même inclinaison est considérée pour chacune des trois pâles. Le couple du générateur ( $T_g$ ) est quant à lui dans ce cas maintenu constant à sa valeur nominale. En maintenant le couple à sa valeur nominale et en manipulant l'angle d'inclinaison des pâles pour compenser la variation de la vitesse du vent, un contrôle de la vitesse du générateur est assuré et ainsi de la puissance à leurs valeurs nominales. La commande dans cette région dans ce cas particulier est une commande mono entrée mono sortie avec l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta$  comme entrée et la puissance générée  $P_g$  comme sortie. L'inconvénient de cette méthode est qu'elle peut causer une usure prématurée des pâles. On peut également avoir une commande mono variable avec le couple de générateur comme entrée et sans manipulation de l'angle d'inclinaison des pâles, qui cause dans ce cas une fatigue prématurée de l'arbre d'entraînement.

b- Pour réduire les fatigues de charges mécaniques sur le système d'orientation des pâles, on peut agir sur les deux variables de commande  $T_g$  et  $\beta$  pour atteindre l'objectif d'avoir en sortie une puissance nominale, par conséquent une vitesse angulaire du rotor constante. Pour ces deux commandes, il faut une deuxième sortie, afin de cadrer le fonctionnement dans la zone souhaitée. Comme le point nominal représente généralement un fonctionnement souhaité du système, le deuxième objectif ajouté dans ce cas consiste à poursuivre la vitesse de la génératrice nominale, ce qui permettra de ne respecter les charges supportable par ses composantes. Dans ce cas, la commande dans cette région est une commande multi-entrées multi-sorties (MIMO) avec comme entrées l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta$  et le couple du générateur  $T_g$  et comme sorties la puissance générée  $P_g$  et la vitesse de la génératrice  $\omega_g$ . Cette commande est réduite à deux commandes SISO découplées dans certains travaux (pas dans ce travail) ce qui dégrade le fonctionnement du système, car ces différentes variables sont corrélées.

**Remarque :** Dans la région 2, et à cause de la fluctuation de la vitesse du vent, il se peut que le vent s'accélère ponctuellement permettant un court passage dans la région 3. Pour cette raison, certains travaux définissent une région médiane supplémentaire entre les régions 2 et 3 (figure IV.1), qui permet de prendre en compte la fluctuation de la vitesse du vent. La stratégie de commande peut être distinguée dans cette région de celles des régions 2 et 3, comme par exemple devenir multi-variable mais avec une transition douce (Petersson and Thiringer, 2005), (Soliman et al., 2011).

### IV.3 Caractéristiques de l'éolienne considérée

L'éolienne utilisée dans les simulations des stratégies de commande dans ce chapitre est une éolienne tripale, à axe horizontal, et à vitesse variable équipée d'un système d'orientation des pâles. Les caractéristiques de cette éolienne sont données dans le tableau suivant.

**Table IV-1** Caractéristiques de l'éolienne considérée

Paramètre	Désignation	Valeur
R	Rayon du rotor	21.65 m
$N_g$	Rapport de transmission	43.165
$\rho$	Densité de l'air	1.225 kg/m <sup>3</sup>
v	Vitesse du vent	[3 12 25] m/s
$T_s$	Pas d'échantillonnage	0.0125 s

## CHAPITRE IV

$P_{g,n}$	Puissance nominale (région 3)	600 kW
$\omega_{r,n}$	Vitesse de rotor nominale (région 3)	4.4 rad/s
$\omega_{g,n}$	Vitesse du générateur nominale (région 3)	190 rad/s
$T_{g,n}$	Couple du générateur nominal (région 3)	$1.4 \times 10^5$ N.m
$\lambda_{opt}$	Rapport de vitesse optimale (région 2)	8.1
$C_{p,max}$	Coefficient de puissance maximal (région 2)	0.49
$\delta\beta_{min}, \delta T_{g,min}$	Vitesses de variation minimales de l'angle de calage et du couple du générateur	$-19^\circ/s, -1500. Nm/s$
$\delta\beta_{max}, \delta T_{g,max}$	Vitesses de variation maximales de l'angle de calage et du couple du générateur	$19^\circ/s, 1500Nm/s$
$\beta_{min}, T_{g,min}$	Le maximum de l'angle de calage et de couple du générateur	$-5^\circ, 0 N.m$
$\beta_{max}, T_{g,max}$	Le maximum de l'angle de calage et du couple du générateur	$50^\circ, 162 kN.m$

Les mesures disponibles sont la vitesse du vent ( $v$ ), la puissance électrique ( $P_g$ ), la vitesse du rotor ( $\omega_r$ ), la vitesse du générateur ( $\omega_g$ ), le couple du générateur  $T_g$  et l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta$ . On supposera également qu'on a une mesure fiable de la vitesse du vent. Le pas d'échantillonnage des mesures est de 0.0125 s (12.5 ms). Le coefficient de puissance est défini par :

$$C_p(\lambda(t), \beta(t)) = c_0[c_1 - c_2\beta - c_3]e^{c_4} + c_5\lambda \quad (IV.2)$$

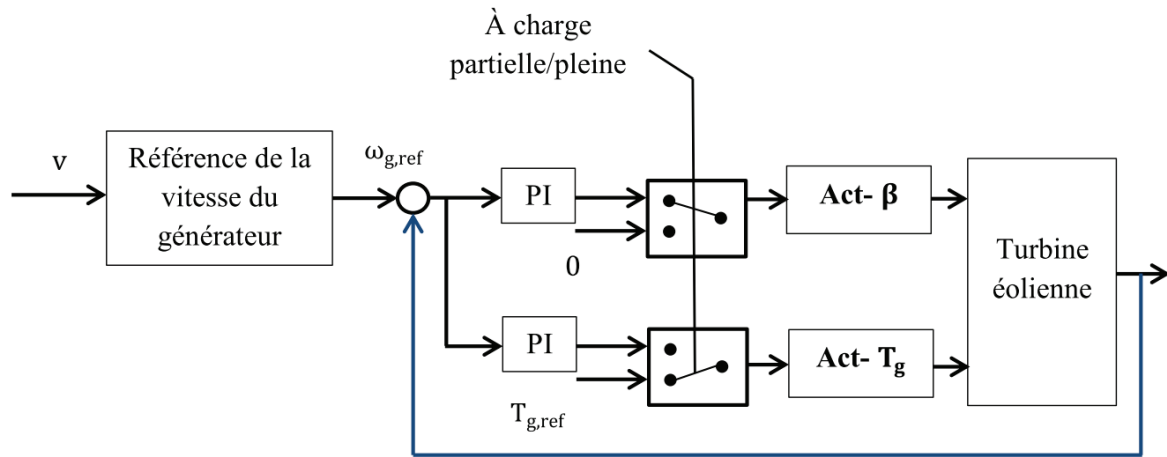
$$\text{Où, } c_0 = 0.517, c_1 = \frac{116}{\left(\frac{1}{\lambda+0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3+1}\right)^{-1}}, c_2 = 0.4, c_3 = 5, c_4 = \frac{21}{\left(\frac{1}{\lambda+0.08\beta} - \frac{0.035}{\beta^3+1}\right)^{-1}} \text{ et } \lambda(t) = \frac{\omega_r(t)R}{v(t)}$$

Le modèle de la turbine éolienne simulé est le modèle non linéaire de 6 états, présenté dans le précédent chapitre dans l'équation (III.21).

### IV.4 Commande de la turbine éolienne par approche PI

#### IV.4.1 Stratégie de commande PI de l'éolienne

La stratégie de commande proportionnelle et intégrale (PI) monovariante est la plus utilisée dans les turbines éoliennes commercialisées (Soliman et al., 2011). Elle consiste à concevoir deux différents contrôleurs dans les opérations de charge partielle et de charge pleine qui assure la poursuite de la vitesse nominale de la génératrice  $\omega_{g,ref}$  (et donc indirectement la puissance nominale). Le diagramme bloc d'un contrôleur classique est montré dans la figure IV.3 (Soliman et al., 2011).



**Figure IV-3 Stratégie de commande classique basée sur deux contrôleurs PI dans les régions 2 et 3**

Pour des opérations de charge partielle, l'angle d'inclinaison des pâles de référence est fixé à zéro ( $\beta_{ref} = 0$ ) et le couple du générateur de référence  $T_{g,ref}$  est manipulé par un régulateur PI, pour que la vitesse du générateur  $\omega_g$  suive la consigne  $\omega_{g,ref}$ .

Pour des opérations de charge pleine, deux stratégies peuvent se distinguer : une commande monovariante (la plus répandue) et une commande multivariante. Dans la commande monovariante, le couple du générateur de référence est gardé à sa valeur nominale et constant ( $T_{g,ref} = T_{g,N}$ ), et  $\beta_{ref}$  est manipulé à son tour par un contrôleur PI pour assurer la poursuite de la consigne  $\omega_{g,ref}$  ; Dans ce cas, les pâles sont sollicitées fréquemment et subissent des charges. Dans la stratégie de commande multivariante, afin de réduire les charges sur les pâles, le couple du générateur est manipulé en même temps que l'angle de calage. Dans la stratégie classique, ces deux contrôleurs constituent cependant deux commandes mono entrée mono sortie et non une commande multi entrées mono sortie. Seule la commande PI monovariante sera simulée dans ce travail et comparée à la commande prédictive.

#### IV.4.2 Contrôle PI de l'éolienne avec faible vitesse de vent (région 2)

Cette stratégie de commande a été utilisée dans (Mika Rasila, 2003) et (Soliman et al., 2011).

Comme discuté auparavant, dans cette région la vitesse de la génératrice est commandée par la régulation du couple du générateur.  $\beta_{ref}$  est pris égal à 0 ( $\beta_{ref} = 0$ ), par conséquent on aura un coefficient de puissance maximal pour une certaine valeur du ratio de vitesse ( $\lambda$ ). Pour obtenir le meilleur rendement de l'éolienne, la vitesse angulaire du rotor doit satisfaire la condition ci-dessous :

$$\omega_{r,opt}(t) = \frac{\lambda_{opt} v(t)}{R} \quad [\text{rad/s}] \quad (\text{VI.3})$$

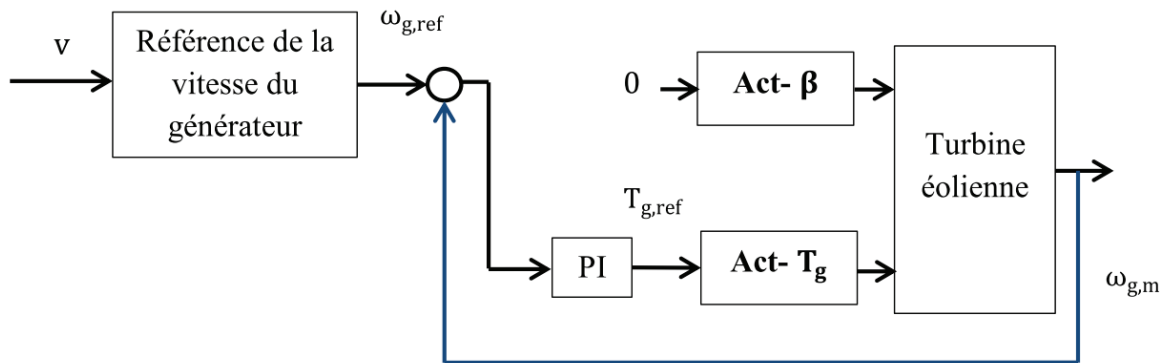
Tels que :

$\omega_{r,opt}$  : la vitesse optimale du rotor [rad/s]

$\lambda_{opt}$  : ratio de vitesse qui maximise la valeur du coefficient  $C_p$  pour  $\beta = 0$

## CHAPITRE IV

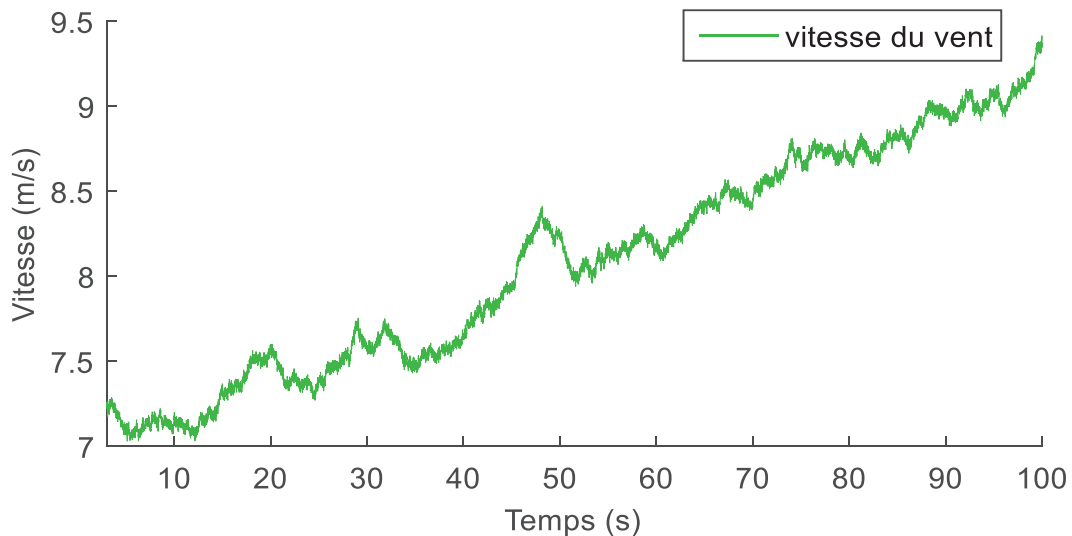
De l'équation (IV.3), on peut calculer la vitesse angulaire du rotor, et l'injecter comme référence pour le contrôleur du couple du générateur.



**Figure IV-4 Contrôleur PI du couple du générateur pour l'optimisation de la puissance (région 2)**

Le profil de la vitesse du vent utilisé dans cette simulation est montré dans la figure IV.5. La vitesse du vent  $v(t)$  varie entre 7 et 9.5 [m/s], qui est inférieure à la vitesse nominale  $V_N$  de l'éolienne considérée (tableau IV.1). Les valeurs du correcteur PI sont données comme suite :

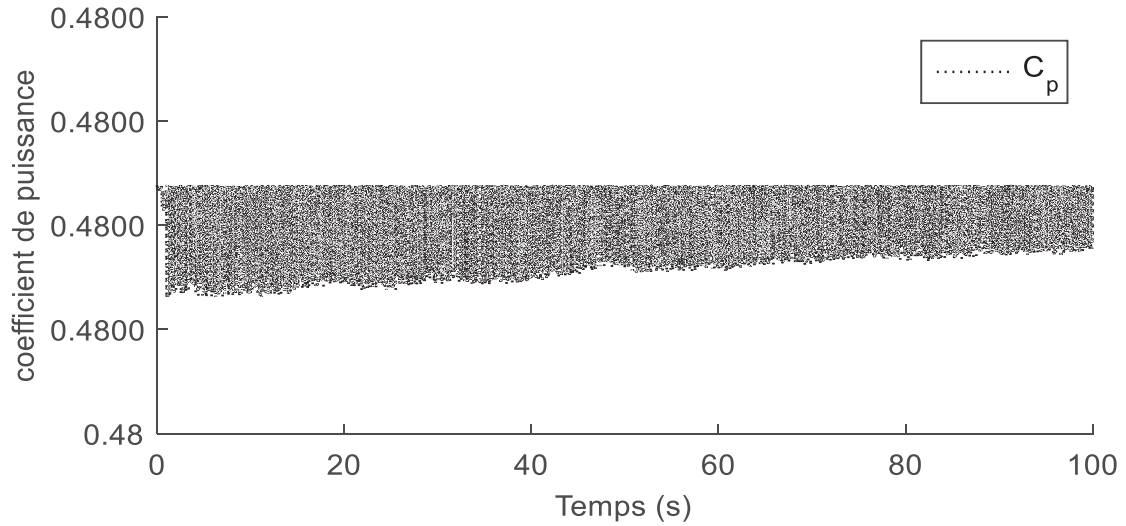
$K_p = 1000$  et  $K_i = 100$ .



**Figure IV-5 Profil de la vitesse du vent (région 2)**

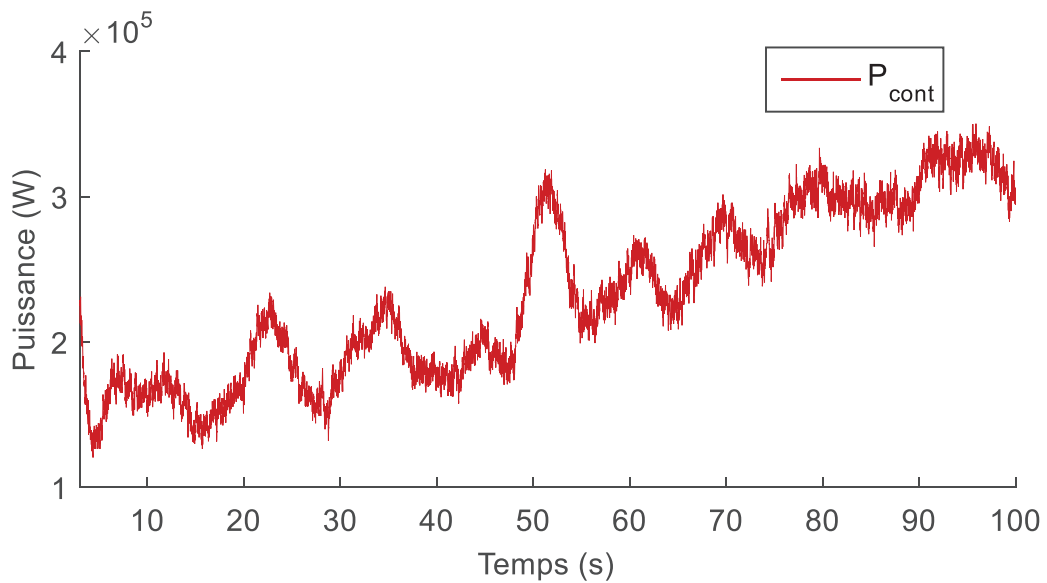


## CHAPITRE IV



**Figure IV-6 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par le contrôleur PI du couple du générateur (région2)**

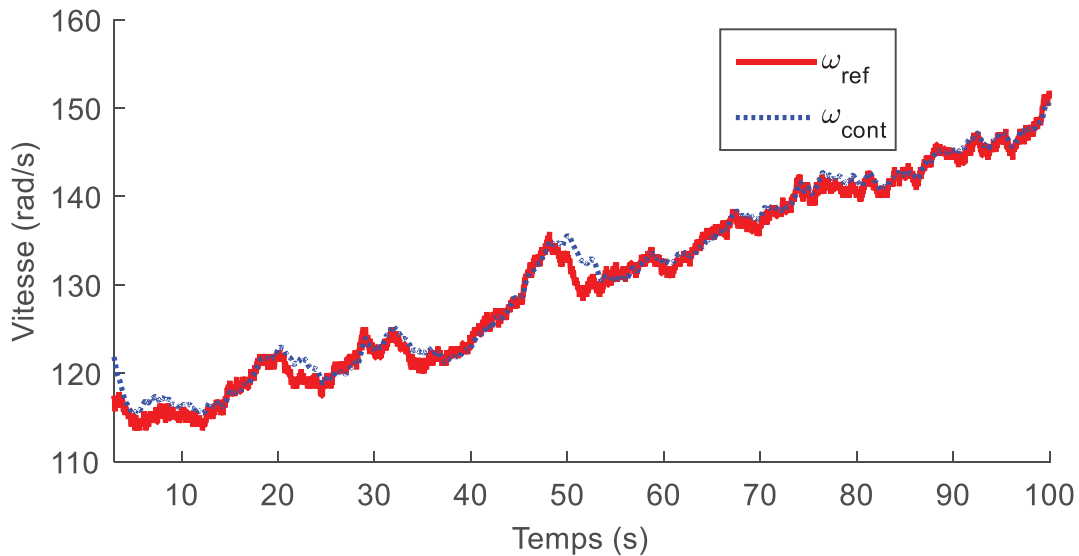
La figure IV.6 montre que le coefficient de puissance est bien maximisé ( $C_{p,max} = 0.48$ ). La figure IV.7 montre la puissance du générateur obtenue par le contrôleur. La variation de puissance de la génératrice est entre 150 kW et 400 kW.



**Figure IV-7 Puissance du générateur obtenue par le contrôleur PI (région 2)**

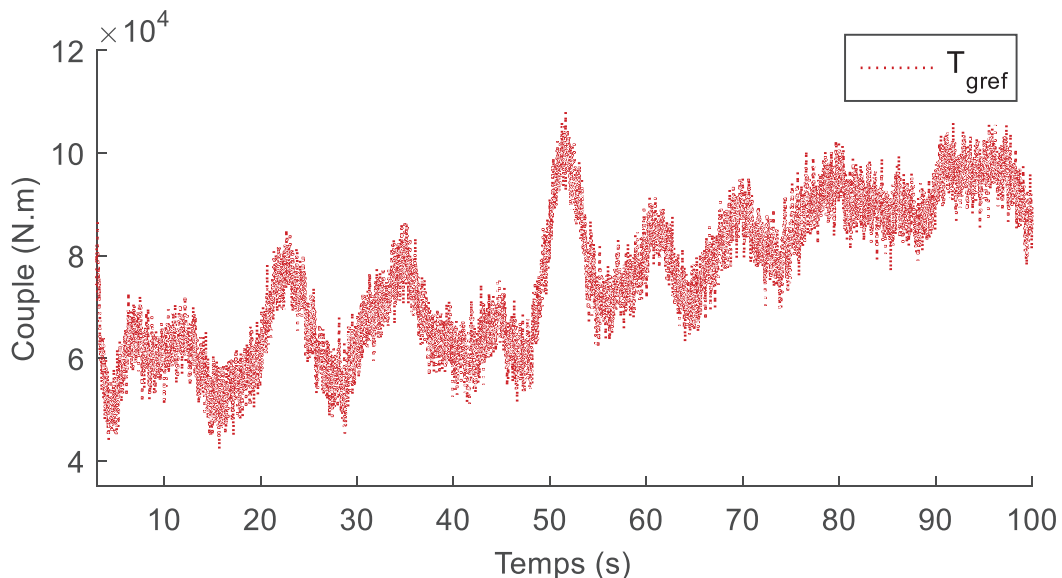
La figure IV.8 montre la vitesse de la génératrice obtenue et celle de référence qui varie entre 110 et 160 [rad/s]. Une bonne poursuite de la valeur de référence est constatée avec un léger retard en cas de grandes variations de la vitesse.

## CHAPITRE IV



**Figure IV-8 Vitesse angulaire du générateur obtenue par le contrôleur PI (région 2)**

La variable de commande est montrée dans la figure IV.9. On peut voir que le couple du générateur de référence varie entre 40 et 120 kN. m. On remarque que le signal de commande varie de façon importante afin d'assurer l'objectif de commande comme le couple du générateur assure seul la maximisation de la puissance dans cette région. La valeur du couple est relativement faible comparée au fonctionnement nominal, donc il y a peu de décélération de l'arbre d'entraînement. Cependant, cette commande du couple est nécessaire pour assurer la poursuite du point optimal du coefficient de la puissance, qui ne doit pas être réglé à sa valeur minimale sinon la puissance s'écarte de l'optimum. On rappelle que l'angle d'inclinaison des pôles est maintenu nul.



**Figure IV-9 Couple du générateur de référence obtenue par le contrôleur PI (région 2)**

Il faut noter qu'en augmentant le gain proportionnel  $K_p$  dans le correcteur du couple du générateur, les fluctuations du signal de commande  $T_{g,ref}$  augmentent aussi.

### IV.4.3 Contrôle PI monovariante de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3)

Pour de grandes vitesses de vent, la turbine éolienne fonctionne à plein régime. L'objectif de commande est de maintenir la puissance à sa valeur nominale. Ceci revient à maintenir la vitesse du générateur à sa valeur nominale. Dans cette stratégie, la variable de commande principale dans cette région est l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta_{ref}$ . Le couple du générateur est égal au couple nominal dans la commande PI monovariante. La figure IV.10 montre le schéma du contrôleur PI monovariante de la turbine éolienne pour un fonctionnement à charge pleine.

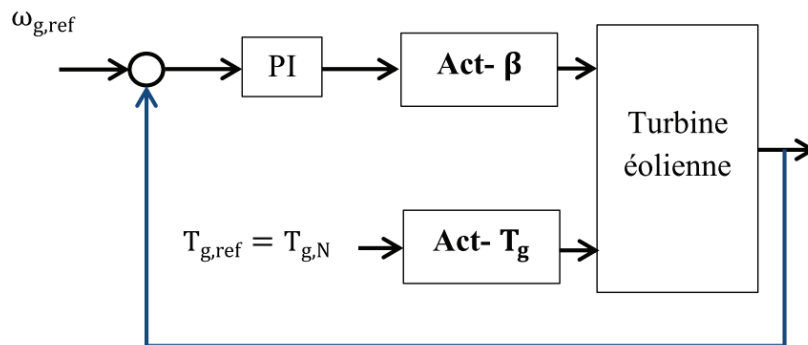


Figure IV-10 Schéma de contrôle PI monovariante pour de grande vitesse de vent (région 3)

Le profil du vent utilisé dans les simulations est montré dans la figure IV.11, avec une variation sur  $v(t)$ , entre 12 m/s et 18 m/s qui est compris entre la vitesse d'arrêt  $V_a$  et la vitesse nominale  $V_N$ . Les valeurs du correcteur PI sont données comme suit :

$K_p = 15$  et  $K_i = 20$ .

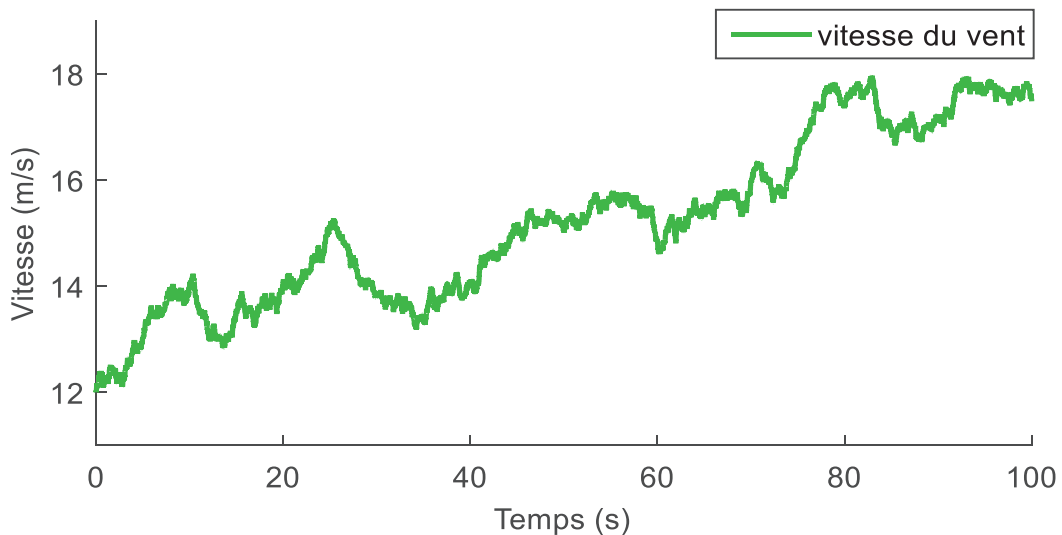
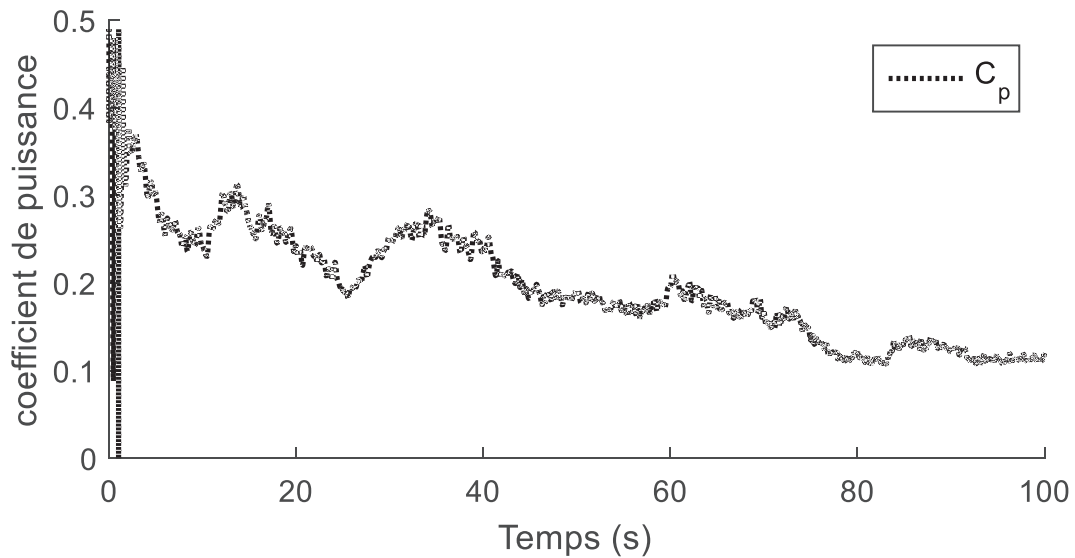


Figure IV-11 Profil de la vitesse du vent (région 3)

## CHAPITRE IV

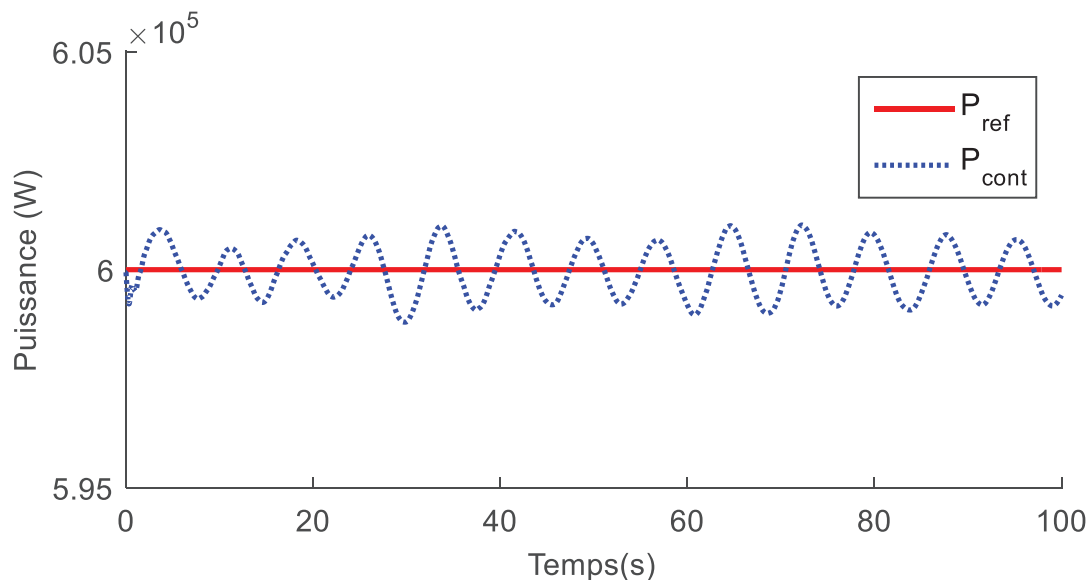
La figure IV.12 montre le coefficient de puissance, avec une variation entre 0.48 et 0.1. La variation du coefficient de puissance dépend des variations de l'angle d'inclinaison des pâles et la vitesse du vent (donc de la vitesse du rotor).



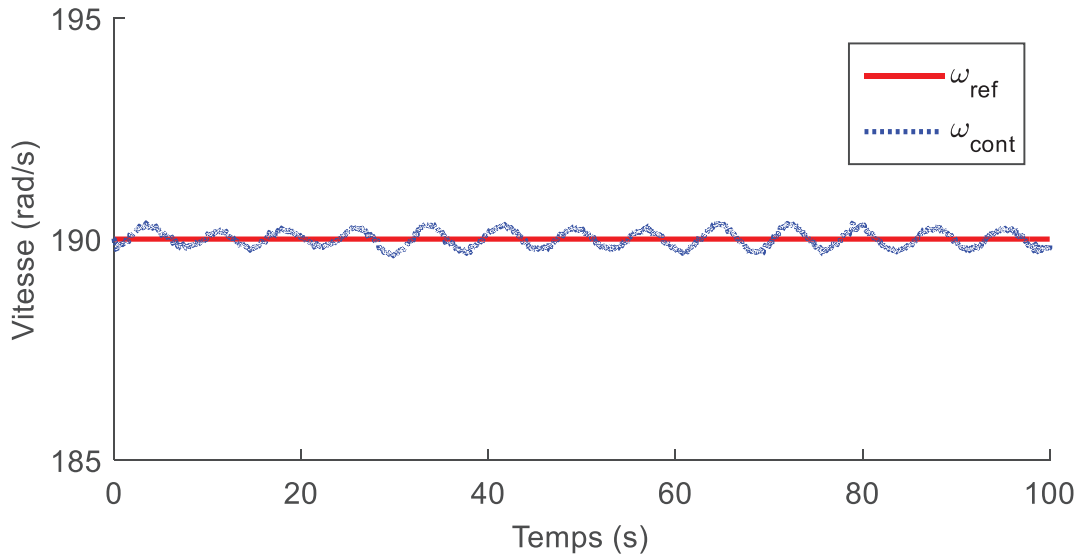
**Figure IV-12 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par le contrôleur PI monovariante (région 3)**

On rappelle que la vitesse nominale du générateur est  $\omega_{g,N} = 190$  rad/s, la puissance nominale est  $P_{g,N} = 600$  kW et le couple du générateur nominal est  $T_{g,N} = 1.4$  kN. m.

La figure IV.13 montre la puissance du générateur qui oscille autour de sa valeur nominale.

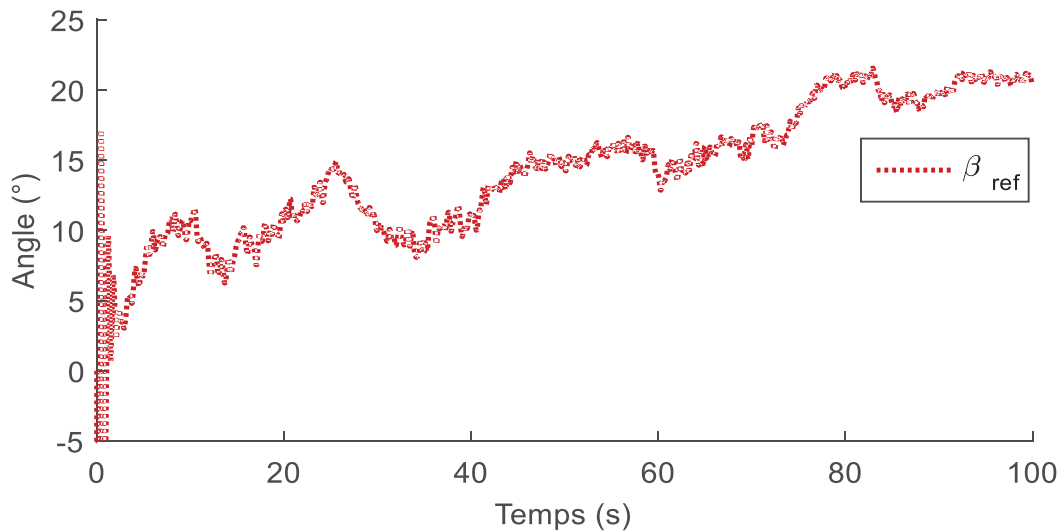


**Figure IV-13 Puissance du générateur obtenue par le contrôleur PI monovariante (région 3)**



**Figure IV-14 Vitesse angulaire du générateur obtenue par le contrôleur PI monovariante (région 3)**

On peut voir également sur la figure IV.14 que la vitesse du générateur présente des oscillations autour de sa valeur nominale. La seule variable de commande utilisée ici est l'angle d'inclinaison des pôles ( $\beta_{ref}$ ), présentée dans la figure IV.15. La variation de  $\beta_{ref}$  permet la régulation de la vitesse angulaire du rotor ( $\omega_r$ ) pour maintenir constant le ratio de vitesse  $\lambda$  à sa valeur optimale. Par conséquent, la vitesse angulaire de la génératrice est réglée pour avoir ( $\omega_{g,N} = \omega_{g,cont}$ ).



**Figure IV-15 Angle d'inclinaison des pôles obtenu par le contrôleur PI monovariante (région 3)**

La stratégie de contrôle PI monovariante dans un fonctionnement à plein régime présente des inconvénients majeurs. En effet, l'utilisation de l'angle d'inclinaison des pôles seul pour la régulation de la vitesse du générateur peut causer de lourdes charges sur le système d'orientation des pôles ce qui réduit la durée de vie des équipements. On peut également avoir

## CHAPITRE IV

des importantes fluctuations sur la puissance. Enfin, le correcteur PI ne prend pas en considération les contraintes des actionneurs.

### IV.4.4 Contrôle PI multivariable de l'éolienne avec une grande vitesse de vent (région 3)

On peut aussi trouver d'autres stratégies de contrôle (classiques) dans la région de commande à grande vitesse de vent. (Esbensen et al., 2008) ajoutent un deuxième régulateur PI pour le contrôle de la puissance en agissant sur le couple du générateur figure IV.16. Même si cette commande permet de réduire les charges sur les pâles, elle ne garantit pas un bon fonctionnement car elle constitue deux commandes monovariante indépendantes, et ne prend pas en compte les contraintes du système. Cette commande ne sera pas simulée ici, et nous passons directement à une commande avancée multivariable dans la section suivante.

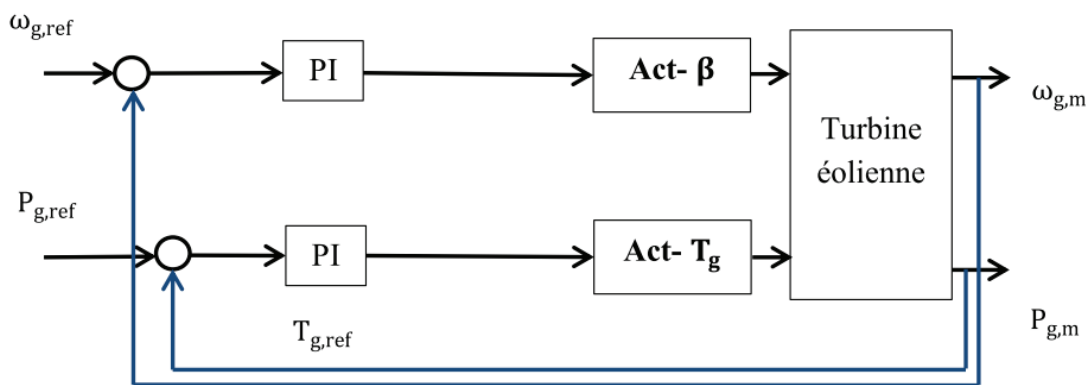


Figure IV-16 Commande PI multivariable de l'éolienne dans la région 3

### IV.5 Commande MPC de la turbine éolienne

Comme on l'a vu précédemment dans le **chapitre II**, la commande prédictive est utilisée avec succès dans plusieurs domaines industriels. Il y'a eu un vaste effort de recherche visant à étendre l'applicabilité de la commande MPC aux systèmes non linéaires (Henson, 1998). L'une des approches les plus simples à utiliser est la Multiple Model Predictive Control (MMPC) (Kuure-Kinsey and Bequette, 2007). Dans l'approche MMPC, les régions de fonctionnement sont divisées en M sous-régions avec M modèles linéarisés qui représentent adéquatement la dynamique de fonctionnement locale de chaque sous-système. Ainsi, la commande MPC présentée dans le **chapitre II** peut être implémentée pour chaque sous-système.

Dans le cas de l'éolienne, où le modèle est en partie non linéaire, le modèle non linéaire doit donc être linéarisé autour de quelques points de fonctionnement (en fonction de la vitesse du vent). On peut ainsi formuler le problème d'optimisation et de maximisation de puissance de la turbine éolienne avec la commande prédictive linéaire à base de modèle.

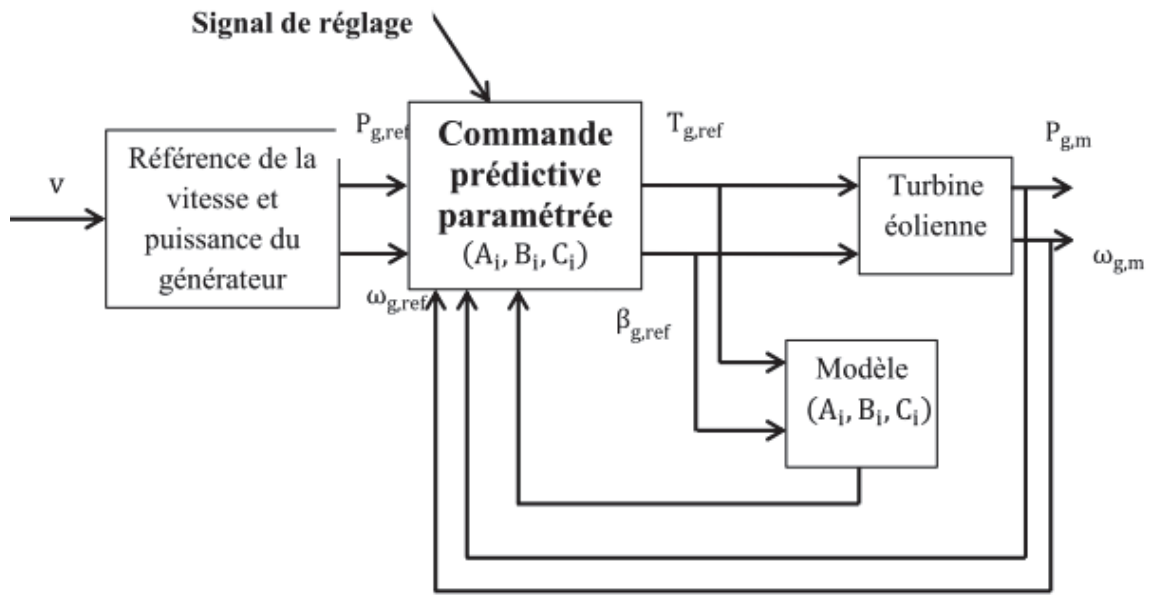


Figure IV-17 Schéma de contrôle MPC de l'éolienne

Les principales composantes de cette approche de commande sont : le modèle de prédiction et le problème d'optimisation présentés dans la figure IV.17.

### IV.5.1 Modèle de prédiction

Le modèle de prédiction consiste en M modèles linéarisés, qui représentent localement la dynamique de la turbine éolienne dans les deux régions de fonctionnement (régions 2 et 3) figure IV.1. Le nombre de point de fonctionnement à considérer dépend de la variation de la vitesse du vent. Pour la plage considérée dans ce travail, deux points de fonctionnement peuvent représenter assez fidèlement le fonctionnement dans la région 2 (faible vitesse du vent). Dans la région 3 (à haute vitesse de vent), vue la variation plus importante de la vitesse du vent, 3 points de fonctionnement ont été calculés. Ces points de fonctionnement ont été calculés numériquement en fonction de la vitesse du vent considérée.

Les M sous-modèles dans le cas discret sont obtenus à partir équation III.29, comme suit :

$$\begin{cases} x^i(k+1) = A^i x^i(k) + B^i u^i(k) + E^i d^i(k) \\ y^i(k) = C^i x^i(k) \end{cases} \quad (IV.4)$$

Tels que :

$i = 1 \dots M$ , qui représente le nombre de sous-modèles.

$$\begin{aligned} x^i(k) &= [\delta\omega_r^i(k) \quad \delta\omega_g^i(k) \quad \delta T_1^i(k) \quad \delta T_g^i(k) \quad \delta\beta^i(k) \quad \delta\dot{\beta}^i(k)] \\ d^i(k) &= \delta v^i(k) \end{aligned} \quad (IV.5)$$

Une commande SISO est considérée en région 2 :

$$\begin{aligned} u^i(k) &= [\delta T_{g,ref}^i(k)]^T \\ y^i(k) &= [\delta\omega_g^i(k)]^T \end{aligned}$$

## CHAPITRE IV

Une commande MIMO est considérée en région 3 :

$$\begin{aligned} u^i(k) &= [\delta T_{gref}^i(k) \quad \delta \beta_{ref}^i(k)]^T \\ y^i(k) &= [\delta P_g^i(k) \quad \delta \omega_g^i(k)]^T \end{aligned}$$

La vitesse du vent est considérée comme une perturbation mesurée. Les matrices A, B et E sont données dans le chapitre III pour les différentes zones de fonctionnement. La commande MPC prendra en compte les contraintes sur les signaux de commandes  $T_{g,ref}$  et  $\beta_{(1,2,3)ref}$  en termes de min, max et de variation (voir **tableau IV.1**)

### IV.5.2 Problème d'optimisation

Le critère qui définit le problème d'optimisation à chaque instant k, est donné par l'équation (II.15) :

$$J = \sum_{k=1}^{N_p} \bar{x}^i(k_i + k|k_i)^T Q^i \bar{x}^i(k_i + k|k_i) + \sum_{k=0}^{N_c} \Delta U^i(k_i + k)^T R^i \Delta U^i(k_i + k) \quad (IV.6)$$

Tel que :

$Q^i$  et  $R^i$  : sont les matrices de pondération du modèle i. (Leur réglage est discuté ci-dessous).

$N_p$  et  $N_c$  : sont l'horizon de prédiction et l'horizon de commande respectivement.

$\bar{x}^i$  : sont les variations des variables d'états (dans le cas linéaire), augmentées par les erreurs entre les sorties mesurées et leurs références, comme suit :

$$\bar{x}^i = \begin{bmatrix} \Delta(\delta \omega_r^i(k)) \\ \Delta(\delta \omega_g^i(k)) \\ \Delta(\delta T_1^i(k)) \\ \Delta(\delta T_g^i(k)) \\ \Delta(\delta \beta^i(k)) \\ \Delta(\delta \dot{\beta}^i(k)) \\ (\delta \omega_{g,m}^i(k) - \delta \omega_{ref}^i(k)) \\ (\delta P_{g,m}^i(k) - \delta P_{ref}^i(k)) \end{bmatrix} \quad (IV.7)$$

Tels que :

$$\begin{aligned} \Delta(\delta \omega_r^i(k)) &= \delta \omega_r^i(k) - \delta \omega_r^i(k-1) \\ \Delta(\delta \omega_g^i(k)) &= \delta \omega_g^i(k) - \delta \omega_g^i(k-1) \\ \Delta(\delta T_1^i(k)) &= \delta T_1^i(k) - \delta T_1^i(k-1) \\ \Delta(\delta T_g^i(k)) &= \delta T_g^i(k) - \delta T_g^i(k-1) \\ \Delta(\delta \beta^i(k)) &= \delta \beta^i(k) - \delta \beta^i(k-1) \end{aligned}$$



## CHAPITRE IV

$$\Delta(\delta\beta^i(k)) = \delta\beta^i(k) - \delta\beta^i(k)$$

Le critère J est sous les contraintes suivantes :

$$\begin{aligned} \beta_{\min} &< \beta_{\text{ref}}(k+j) < \beta_{\max} \\ \Delta\beta_{\min} &< \Delta\beta_{\text{ref}}(k+j) < \Delta\beta_{\max} \\ T_{g,\min} &< T_{g,\text{ref}}(k+j) < T_{g,\max} \end{aligned} \quad (\text{IV.8})$$

Tels que :

$$\begin{aligned} \beta_{\min} &: \text{le minimum de l'angle de calage } [^\circ] \\ \beta_{\max} &: \text{le maximum de l'angle de calage } [^\circ] \\ \Delta\beta_{\min} &: \text{la vitesse minimum de l'angle de calage } [^\circ/\text{s}] \\ \Delta\beta_{\max} &: \text{la vitesse maximale de l'angle de calage } [^\circ/\text{s}] \\ T_{g,\min} &: \text{le minimum du couple du générateur } [\text{Nm}] \\ T_{g,\max} &: \text{le maximum du couple du générateur } [\text{Nm}] \end{aligned}$$

### IV.5.3 Contrôle MPC classique de l'éolienne (sans paramétrisation) avec une vitesse faible de vent (région 2)

Dans cette région à vent faible, il est raisonnable de considérer deux sous-modèles, donc deux points de fonctionnements. On rappelle que l'objectif de commande dans cette région est la poursuite de la vitesse du générateur de référence, qui assure une vitesse de rotor proportionnelle à la vitesse du vent, et donc la puissance optimale.

**Sous-régions 1 et 2:** les sous-modèles correspondants sont linéarisés ( quation III.28), autour des points de fonctionnements suivants :

$$x^0 = [\omega_r^0 \quad \omega_g^0 \quad T_l^0 \quad T_g^0 \quad \beta^0 \quad \dot{\beta}^0]^T$$

Pour l'éolienne considérée dans ce travail, avec une vitesse de vent qui varie entre  $4 < v(t) < 7.5$  [m/s], on obtient (numériquement) :

$$\begin{aligned} x^{01} &= [2.2 \quad 95 \quad 4.48 \cdot 10^4 \quad 4.48 \cdot 10^4 \quad 0 \quad 0]^T \\ \Delta u^{01} &= [4.48 \cdot 10^4 \quad 0]^T \end{aligned} \quad (\text{IV.9})$$

Pour une vitesse de vent qui varie entre  $7.5 < v(t) < 11$  [m/s], on a :

$$\begin{aligned} x^{02} &= [3.38 \quad 146 \quad 9.78 \cdot 10^4 \quad 9.78 \cdot 10^4 \quad 0 \quad 0]^T \\ \Delta u^{02} &= [9.78 \cdot 10^4 \quad 0]^T \end{aligned} \quad (\text{IV.10})$$

Ainsi, en fonction de  $v$ , à chaque pas d'échantillonnage, un seul problème quadratique d'optimisation basé sur les  $M$  modèles (ici  $M=2$ ), est résolu. Cependant, tous les sous-modèles reçoivent continuellement le signal de contrôle récent et les signaux de mesures pour actualiser leur état interne. Par conséquent, la transition en état est réduite lorsqu'un nouveau

## CHAPITRE IV

contrôleur MPC est activé. Le switch entre les différentes commandes MPCs est basé sur la vitesse du vent (Bianchi et al., 2004), (Østergaard et al., 2009).

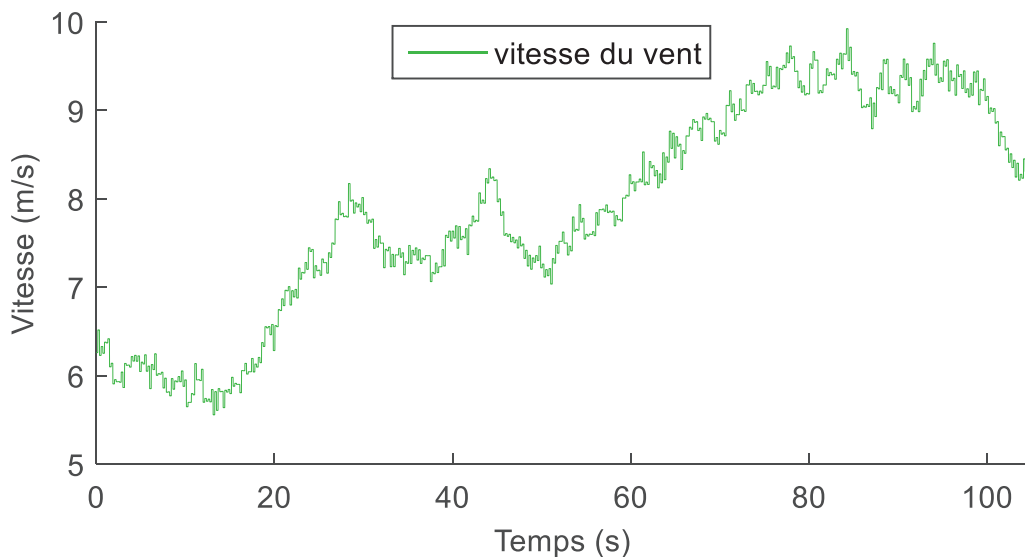
Dans la région 2, il est plus simple de considérer la commande SISO ( $u^i(k) = [\delta T_{gref}^i(k)]^T$ ,  $y^i(k) = [\delta \omega_g^i(k)]^T$ ), et de régler les matrices de pondération Q et R afin d'obtenir la sortie désirée. Il est également possible de considérer la commande MIMO ( $u^i(k) = [\delta T_{gref}^i(k) \quad \delta \beta_{ref}^i(k)]^T$ ,  $y^i(k) = [\delta \omega_g^i(k) \quad \delta P_g^i(k)]^T$ ) et de régler Q et R de manière à ramener le problème à une commande SISO, comme fait par exemple (Soliman et al., 2011). Le choix est fait ici de considérer la commande SISO. Les matrices de pondération Q et R ont été réglées comme suit :

$$Q = 1, R = 10.$$

Comme les entrées et sorties ne sont pas normées, il y a besoin de considérer leur amplitude pour estimer leur sensibilité au réglage des matrices Q et R. Nous rappelons que les valeurs nominales des entrées sont :  $T_{g,ref} = 140$  kN.m et  $\beta_{ref} = [-5 \quad 50]^\circ$ , et les valeurs nominales des sorties sont :  $\omega_{g,ref} = 190$  rad/s et  $P_{g,ref} = 600$  kW. Pour le modèle linéarisé, l'ordre de grandeur de la sortie est  $\delta \omega_g \approx 10$  rad/s et de l'entrée est  $\delta T_{gref} \approx 10$  kN.m.

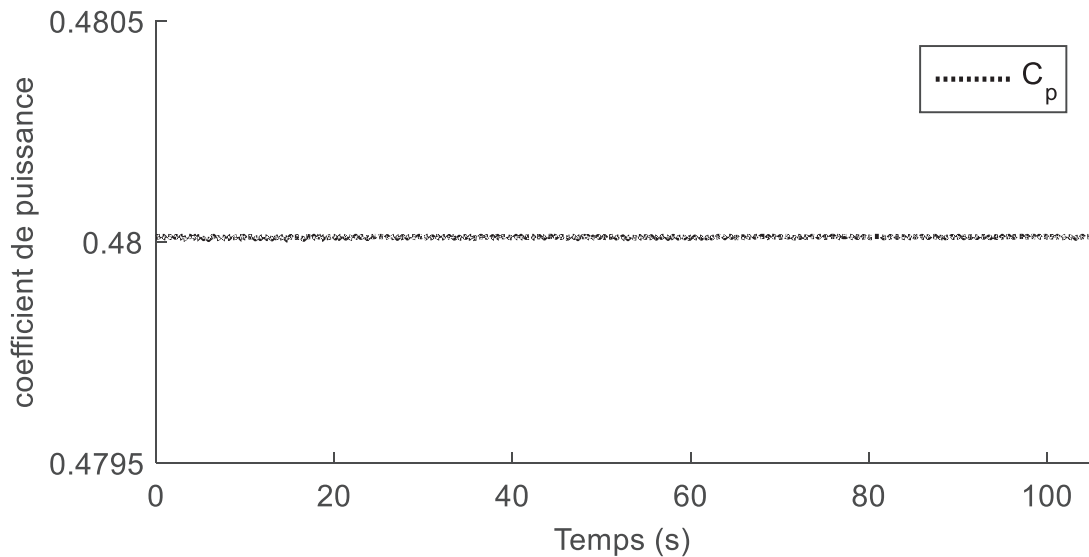
Les horizons de prédiction et de commande ont les valeurs :  $N_p = 80$  et  $N_c = 50$ . Nous rappelons que le pas d'échantillonnage est de 0.0125 s, ce qui donne un horizon de prédiction de 1 s et un horizon de commande de 0.625s.

La variation de la vitesse de vent (v) considérée dans la simulation est entre 5 m/s et 10 m/s, figure IV.18. La figure IV.19 montre le coefficient de puissance maximisé à sa valeur maximale (de 0.48), dans le but d'extraire le maximum de puissance.



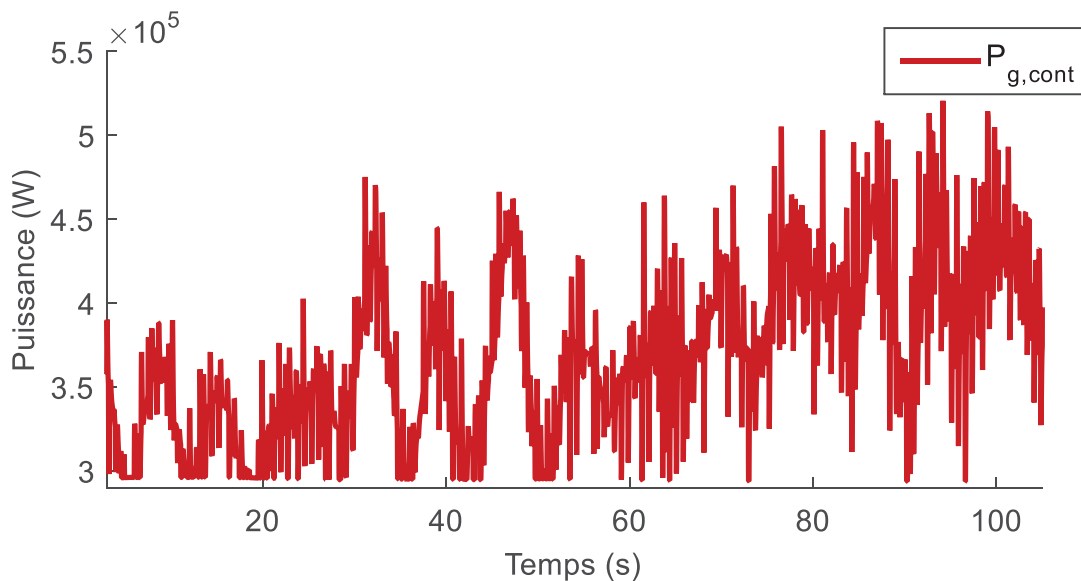
**Figure IV-18 Profil de la vitesse du vent (région 2)**

## CHAPITRE IV



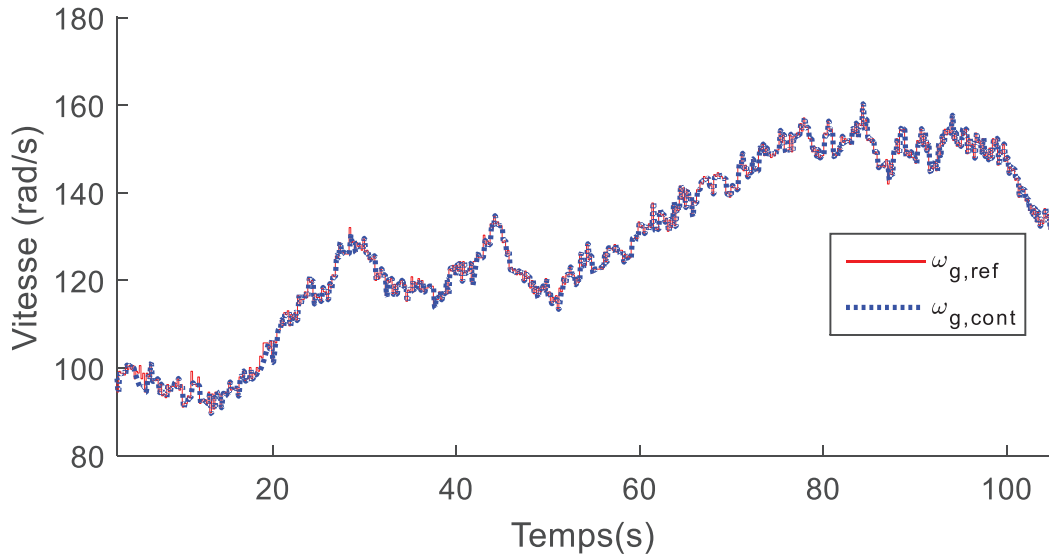
**Figure IV-19 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 2)**

La puissance du générateur est montrée dans la figure IV.20. La puissance électrique obtenue  $P_{g,cont}$  varie entre 300 KW et 550 KW, donc inférieure à la puissance nominale  $P_{g,n} = 600$  KW, comme la turbine éolienne est en fonctionnement en dessous de la vitesse nominale du générateur  $\omega_{g,n} = 190$  rad/s.



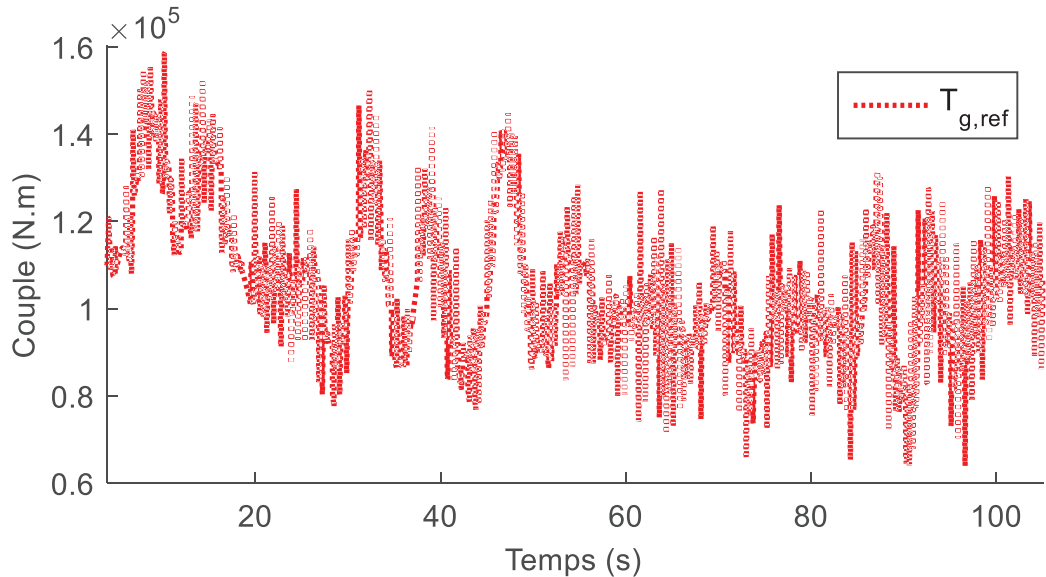
**Figure IV-20 Puissance du générateur obtenue avec la commande MPC non paramétrée (région 2)**

La figure IV.21 montre la vitesse du générateur  $\omega_{g,cont}$  obtenue par la commande MPC, qui varie entre 90 rad/s et 160 rad/s. On peut remarquer, une bonne poursuite de la vitesse du générateur de référence.



**Figure IV-21 Vitesse du générateur obtenue avec la commande MPC non paramétrée (région 2)**

Le signal de commande (le couple du générateur de référence  $T_{g,ref}$ ) calculé par la commande prédictive est montré dans la figure IV.22. Ce couple varie entre 70 KN.m et 160 KN.m. L'angle de calage est nul.



**Figure IV-22 Couple du générateur obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 2)**

#### IV.5.4 Contrôle MPC non paramétrée de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3)

Dans la région à grande vitesse de vent, on considère trois sous-modèles correspondant à trois points de fonctionnements afin de décrire au mieux le fonctionnement local de la turbine

## CHAPITRE IV

éolienne. Une commande multivariable sera considérée en utilisant les deux variables de commande : l'angle d'inclinaison des pâles et le couple du générateur, contrairement à la stratégie de commande PI monovariante (où juste  $\beta$  est manipulé et  $T_g$  est maintenu à sa valeur nominale). Par rapport au cas monovariante, le premier objectif de commande, concernant la poursuite de la vitesse nominale du générateur, reste valable. Ajoutée à cette consigne, comme  $T_g$  n'est plus fixé à sa valeur nominale, une deuxième consigne est introduite,  $P_{g,ref}$ , afin de garantir que  $T_g$  converge vers sa valeur nominale à l'équilibre. Deux consignes sont donc considérées ( $P_{g,ref} = P_{g,n}$  et  $\omega_{g,ref} = \omega_{g,n}$ ) et deux variables de commande ( $\beta$  et  $T_g$ ).

Les sous-modèles correspondants sont le résultat de la linéarisation du modèle (équation III.29), autour des points de fonctionnements suivants :

$$x^0 = [\omega_r^0 \quad \omega_g^0 \quad T_l^0 \quad T_g^0 \quad \beta^0 \quad \dot{\beta}^0]^T$$

Pour une vitesse de vent qui varie entre  $11 < v(t) < 13$  [m/s]

$$x^{01} = [4.4 \quad 190 \quad 1.4 \cdot 10^5 \quad 1.4 \cdot 10^5 \quad -1 \quad 0]^T$$

$$\Delta u^{01} = [1.4 \cdot 10^5 \quad -1]^T$$

(IV.11)

Pour une vitesse de vent qui varie entre  $13 < v(t) < 18$  [m/s]

$$x^{02} = [4.4 \quad 190 \quad 1.4 \cdot 10^5 \quad 1.4 \cdot 10^5 \quad 16.21 \quad 0]^T$$

$$\Delta u^{01} = [1.4 \cdot 10^5 \quad 16.21]^T$$

(IV.12)

Pour une vitesse de vent qui varie entre  $18 < v(t) < 25$  [m/s]

$$x^{02} = [4.4 \quad 190 \quad 1.4 \cdot 10^5 \quad 1.4 \cdot 10^5 \quad 24.1 \quad 0]^T$$

$$\Delta u^{01} = [1.4 \cdot 10^5 \quad 24.1]^T$$

(IV.13)

L'horizon de prédiction et de commande ont les mêmes valeurs que dans la région 2 :

$$N_p = 80 \text{ et } N_c = 50.$$

### Réglage des paramètres Q et R :

Le réglage des matrices de pondération Q et R est primordial dans cette région de commande multivariable. En effet, elle permettra de pondérer la contribution de chacune des commandes pour la poursuite de la puissance. Une étude comparative a été menée afin de déterminer l'influence de ces paramètres sur l'efficacité de la commande et la sollicitation des variables de commande. Le tableau suivant montre les réglages de Q et R considérées. On rappelle que  $u^i(k) = [\delta T_{g,ref}^i(k) \quad \delta \beta_{ref}^i(k)]^T$  et  $y^i(k) = [\delta P_g^i(k) \quad \delta \omega_g^i(k)]^T$  ; les valeurs nominales des entrées sont :  $T_{g,ref} = 1.4 \times 10^5 \text{ N.m}$  et  $\beta_{ref} = [-5 \quad 50]^\circ$ , et les valeurs nominales des sorties sont :  $\omega_{g,ref} = 190 \text{ rad/s}$  et  $P_{g,ref} = 600 \text{ kW}$  ; dans le modèle linéarisé la variation des sorties est de l'ordre de grandeur de  $\delta \omega_g = 10 \text{ rad/s}$  et  $\delta P_g = 10^3 \text{ W}$  et de l'entrée est  $\delta T_{g,ref} = 10^3 \text{ N.m}$  et  $\delta \beta_{ref} = 10^\circ$ .

Table IV-2 Réglages des matrices de pondération Q et R

Cas	R $u = [\delta T_{g,ref} \quad \delta \beta_{ref}]^T$	Q $y = [\delta P_g \quad \delta \omega_g]^T$	Objectif
1	$R = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1600 \end{bmatrix}$	$Q = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1300 \end{bmatrix}$	Solliciter $u_1$ beaucoup plus que $u_2$ . Poursuivre $y_1$ beaucoup mieux que $y_2$ .
2	$R = \begin{bmatrix} 10 & 0 \\ 0 & 160 \end{bmatrix}$	$Q = \begin{bmatrix} 10 & 0 \\ 0 & 130 \end{bmatrix}$	Solliciter $u_1$ plus que $u_2$ . Poursuivre $y_1$ mieux que $y_2$ .
3	$R = \begin{bmatrix} 50 & 0 \\ 0 & 160 \end{bmatrix}$	$Q = \begin{bmatrix} 50 & 0 \\ 0 & 130 \end{bmatrix}$	Solliciter $u_2$ autant que $u_1$ . Poursuivre $y_2$ autant que $y_1$ .
4	$R = \begin{bmatrix} 150 & 0 \\ 0 & 16 \end{bmatrix}$	$Q = \begin{bmatrix} 150 & 0 \\ 0 & 13 \end{bmatrix}$	Solliciter $u_2$ plus que $u_1$ . Poursuivre $y_2$ mieux que $y_1$ .
5	$R = \begin{bmatrix} 1500 & 0 \\ 0 & 16 \end{bmatrix}$	$Q = \begin{bmatrix} 1500 & 0 \\ 0 & 13 \end{bmatrix}$	Solliciter $u_2$ beaucoup plus que $u_1$ . Poursuivre $y_1$ beaucoup mieux que $y_2$ . (a causé un ralentissement du calcul ; trop d'oscillations de $\beta$ )
6	$R = \begin{bmatrix} 0.15 & 0 \\ 0 & 160 \end{bmatrix}$	$Q = \begin{bmatrix} 0.015 & 0 \\ 0 & 130 \end{bmatrix}$	Solliciter principalement $u_1$ Poursuivre principalement $y_1$ .

Les résultats des six cas de simulation considérés sont donnés par les figures IV.23 à IV.26 La figure IV.23 montre le profil de la vitesse de vent  $v$  considérée, variant entre 12 m/s et 22 m/s (donc bien dans la région 3). Le coefficient de puissance est montré dans la figure IV .24, où il varie entre 0.48 (pour une faible vitesse de vent  $v(t) = 12$  m/s) et 0.12 (pour une grande vitesse de vent  $v(t) = 22$  m/s).

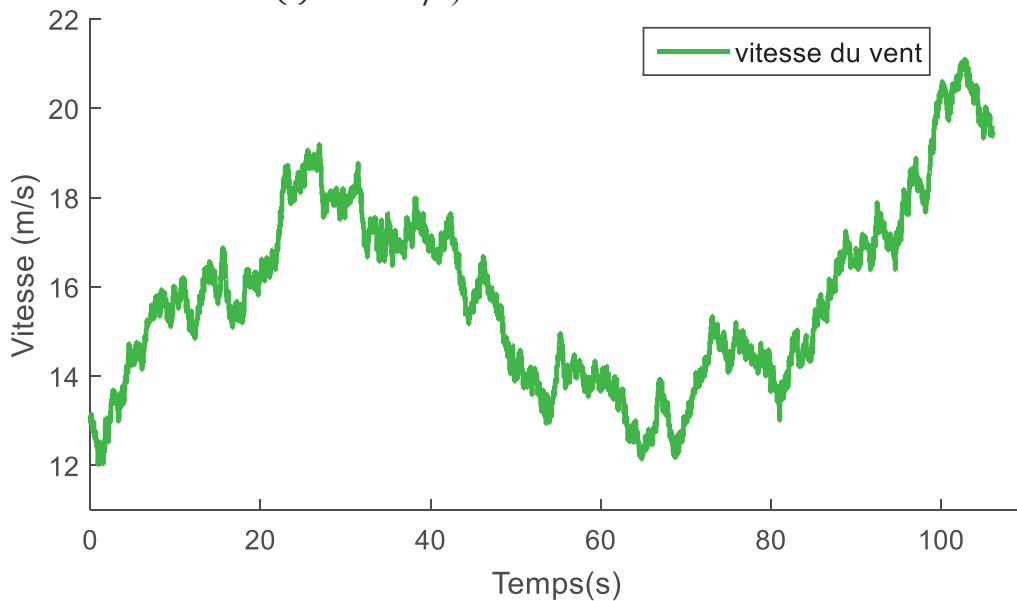
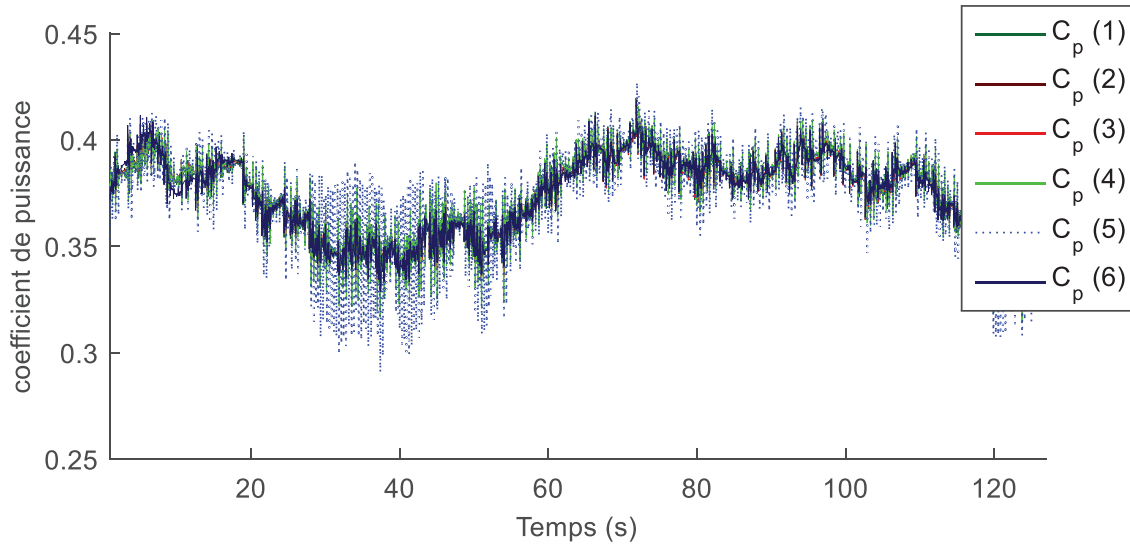


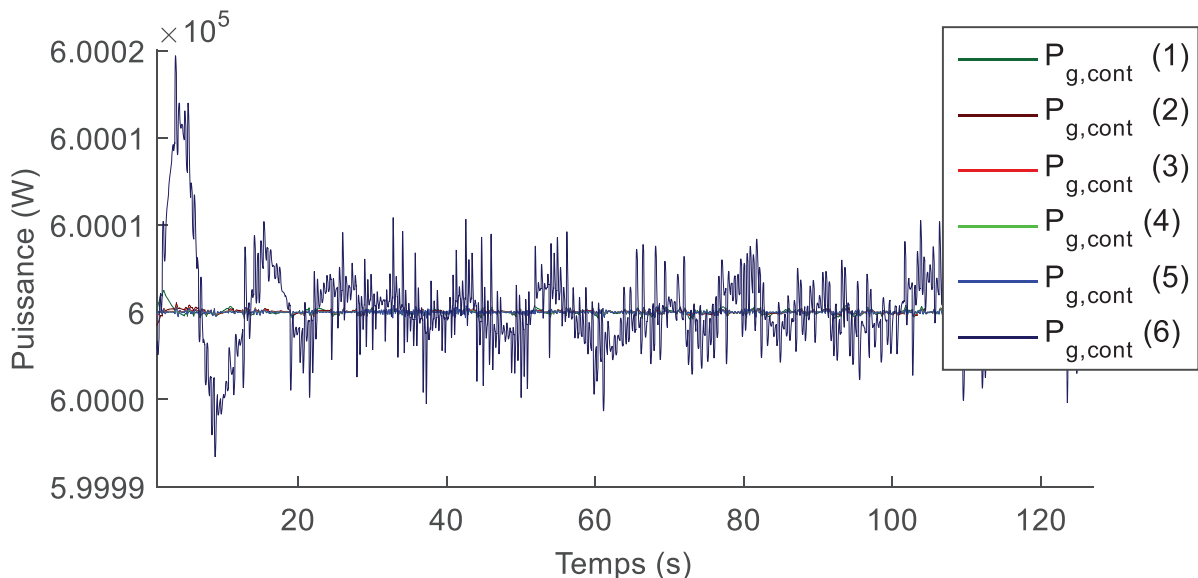
Figure IV-23 Profil de la vitesse du vent (région 3)

## CHAPITRE IV

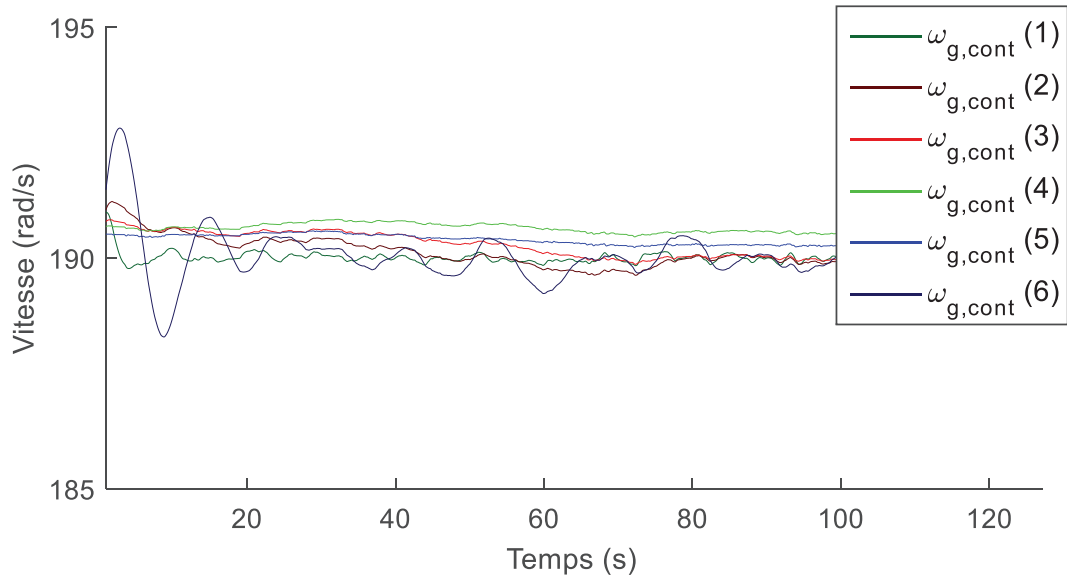


**Figure IV-24 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu avec la commande MPC non paramétrée (région 3)**

Le but dans cette région est de maintenir la puissance électrique  $P_{g,cont}$  à sa valeur nominale  $P_{g,n} = 600$  KW. La figure IV.25 montre la puissance du générateur obtenue, qui atteint sa valeur nominale et se maintient à cette valeur. La poursuite de la puissance est acceptable pour les 6 réglages des matrices Q et R considérées, sauf probablement le réglage numéro 6 où on sollicite la commande  $u_1$  ( $T_g$ ) et on exige une meilleure poursuite de la sortie  $y_2$  ( $\omega_g$ ) (donc moins de poursuite de  $y_1 = P_g$ ). De même, la vitesse du générateur obtenue  $\omega_{g,mes}$ , montrée dans la figure IV.26, est superposée sur la vitesse de référence  $\omega_{g,ref} = \omega_{g,n} = 190$  rad/s.



**Figure IV-25 Puissance du générateur obtenue avec la commande MPC non paramétrée (région 3)**



**Figure IV-26 Vitesse du générateur obtenue avec la commande MPC non paramétrée (région 3)**

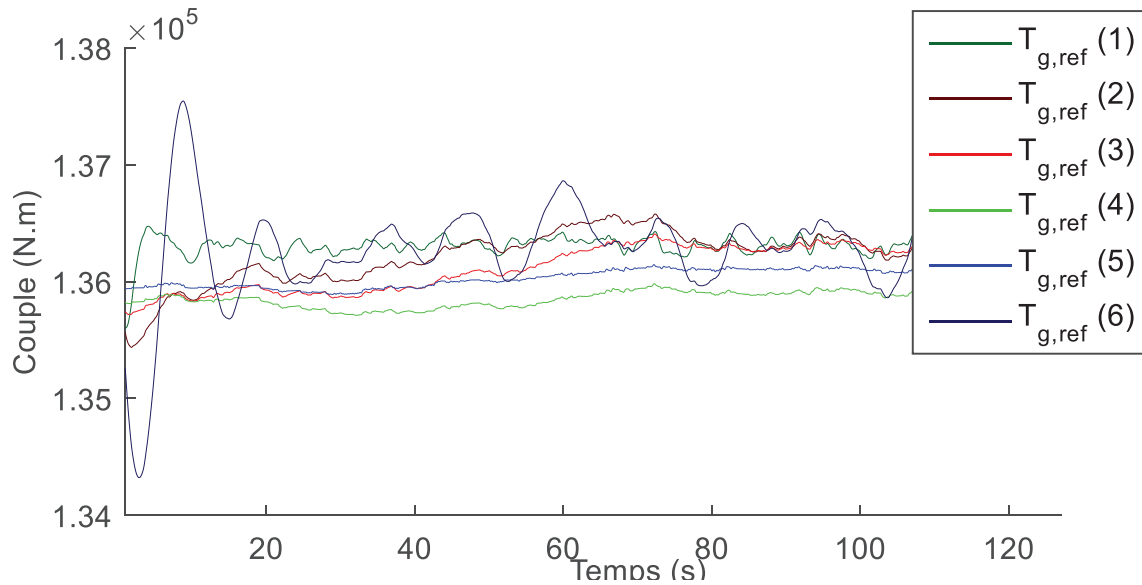
Les signaux de commandes calculés par la commande prédictive non paramétrée avec les différents réglages des matrices Q et R, sont montrés dans les figures V.27 et V.28. On remarque que la sollicitation des variables de commande dépend de façon importante du réglage des matrices de pondération. Un compromis est établi entre la sollicitation de l'angle de calage des pôles qui augmente les charges et la fatigue de ces composantes, et la sollicitation du couple du générateur qui peut causer la fatigue de l'arbre d'entraînement. Une grande variation des signaux d'entrée est à éviter également. Les réglages n°4 et n°5 sollicitent de façon importante la commande de  $\beta$  et pratiquement pas du tout la commande de  $T_g$ . Le réglage n°6 est celui qui sollicite le plus la commande de  $T_g$ , sans soulager la commande de  $\beta$ . En plus, on a vu que ce réglage cause un léger écart de la puissance nominale. Les réglages n°1, 2, et 3 ne causent pas d'oscillations importantes de  $\beta$ , et semblent donc convenir.

Basé sur cette étude comparative, le réglage des matrices de pondération sélectionnées pour la suite de l'étude est le n°1, donc :

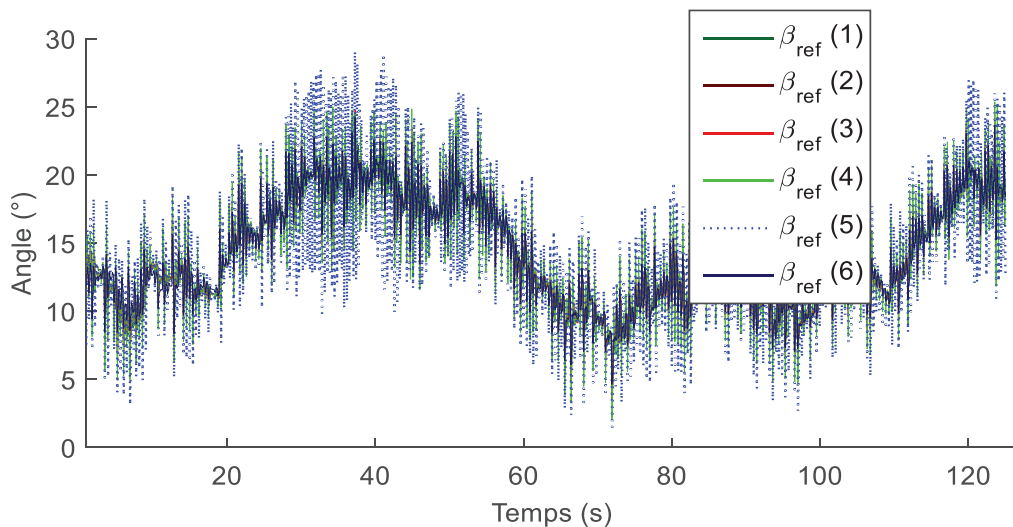
$$R = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1600 \end{bmatrix} \text{ et } Q = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1300 \end{bmatrix} \quad (\text{IV.14})$$

Ce réglage permet d'obtenir une commande MIMO ( $u^i(k) = [\delta T_{gref}^i(k) \quad \delta \beta_{ref}^i(k)]^T$ ,  $y^i(k) = [\delta P_g^i(k) \quad \delta \omega_g^i(k)]^T$ ) car il sollicite bien une variation des deux entrées et une poursuite des deux sorties.





**Figure IV-27 Couple du générateur de référence  $T_{g,ref}$  calculé avec la commande MPC non paramétrée (région 3)**



**Figure IV-28 Angle de calage de référence des pâles  $\beta_{(1,2,3)ref}$  calculé avec la commande MPC non paramétrée (région 3)**

En conclusion, l'approche classique de commande de la turbine éolienne a pu être appliquée dans les deux régions de fonctionnement:

**Région 2 :** La stratégie MPC est appliquée sur deux points de fonctionnement dans la région 2. Ces deux points semblent suffisants pour représenter l'opération dans cette région. La commande dans cette région est monovariante. L'avantage de la commande MPC par rapport à la commande PI est la prise en compte des contraintes sur les signaux de commandes  $T_{g,ref}$  et  $\beta_{(1,2,3)ref}$ . On n'observe pas une amélioration de la poursuite de puissance dans cette région par rapport à la commande PI. Cependant, la commande MPC non paramétrée est plus gourmande en temps de calcul que la commande PI. Une comparaison entre les différentes

## CHAPITRE IV

commandes employées en termes d'efficacité de fonctionnement et de temps de calcul est réalisée dans la dernière section de ce chapitre.

**Région 3** : Trois points de fonctionnement semblent suffisant pour représenter l'opération dans cette région. La commande MPC est multivariable dans cette région, afin de permettre de réduire les charges tout en assurant la puissance nominale. Alors que la commande PI simulée est monovariable et ne permet pas la réduction des charges. Le calcul du gain en termes de réduction des charges est donné dans la dernière section de ce chapitre. On constate néanmoins sur les figures dans cette section une nette amélioration de la poursuite de la puissance par la commande MPC comparée à la commande PI dans la région 3.

Afin de réduire le temps de calcul de la commande MPC, qui est dû à la résolution du problème d'optimisation quadratique, les trajectoires de commande prédictive  $T_{g,ref}$  et  $\beta_{ref}$  sont paramétrées par les fonctions de Laguerre et de Kautz, avant de formuler le problème d'optimisation, ce qui représente le but des deux sections suivantes.

### IV.6 Commande MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre appliquée au système éolien

Comme dans la commande MPC non paramétrée, pour la commande MMPC paramétrée par les fonctions de Laguerre, les zones d'opération de la turbine éolienne sont divisées en  $M$  sous-régions avec  $M$  modèles linéarisés qui décrivent la dynamique locale de chaque sous-système. La commande LMPC développée dans le **chapitre III** est implémentée pour chaque sous-système.

La stratégie de la commande LMPC appliquée au système éolien est présentée dans la figure IV.17.

Les principales composantes de cette approche de commande sont : Le modèle de prédiction et le problème d'optimisation.

#### IV.6.1 Modèle de prédiction :

Le modèle de prédiction consiste en  $M$  modèles linéaires, qui représentent localement la dynamique de la turbine éolienne dans toutes les régions. Ces modèles sont les mêmes que dans la commande MPC non paramétrée (équations IV.4 et IV.5).

En utilisant l'équation II.38, la trajectoire de commande  $u^i(k) = [u_1^i(k) \ u_2^i(k)]^T = [\delta T_{ref}^i(k) \ \delta \beta_{ref}^i(k)]^T$  est paramétrée par les fonctions de Laguerre (cette stratégie de commande est appelée LMPC).

Les séquences de commande prédites à l'instant  $k_i$   $\Delta U = [u^i(k_i) \ u^i(k_i + 1) \ \dots \ \Delta u^i(k_i + k)]$  sont considérées comme une réponse impulsionnelle d'un système stable, ce qui donne :

$$\Delta u_1^i(k_i + k) = \sum_{j=1}^{N_1} c_{j1}(k_i) l_{j1}(k) \quad (IV.15)$$

$$\Delta u_2^i(k_i + k) = \sum_{j=1}^{N_2} c_{j2}(k_i) l_{j2}(k) \quad (IV.16)$$

## CHAPITRE IV

Les équations IV.15 et IV.16 peuvent aussi s'écrire sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \Delta u_1^i(k_i + k) = L_1(k)^T \eta_1 \\ \Delta u_2^i(k_i + k) = L_2(k)^T \eta_2 \end{cases} \quad (\text{IV.17})$$

Tels que :

$$\begin{aligned} \eta_1 &= [c_{11} \ c_{12} \ \dots \ c_{1N_1}]^T \\ \eta_2 &= [c_{21} \ c_{22} \ \dots \ c_{2N_2}]^T \\ L_1(k) &= [l_{11}(k) \ l_{12}(k) \ l_{13}(k) \ \dots \ l_{1N_1}(k)] \\ L_2(k) &= [l_{21}(k) \ l_{22}(k) \ l_{23}(k) \ \dots \ l_{2N_2}(k)] \end{aligned} \quad (\text{IV.18})$$

$\eta_1$  et  $\eta_2$  correspondent aux coefficients des fonctions de Laguerre et  $L_1$  et  $L_2$  correspondent aux vecteurs des fonctions de Laguerre. Donc, chaque fonction de Laguerre est caractérisée par le nombre de fonction  $N_1$  et  $N_2$  et par les pôles de Laguerre  $a_1$  et  $a_2$ .

### IV.6.2 Problème d'optimisation

Le critère qui définit le problème d'optimisation à chaque instant  $k$ , est donné par l'équation II.45 :

$$\begin{aligned} J = & \eta^{iT} \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi^i(k) Q^i \phi^{iT}(k) + R^i \right) \eta^i + 2\eta^{iT} \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi^i(k) Q^i A^{ik} \right) \bar{x}^i(k_i) + \\ & x^i(k_i)^T \left( \sum_{k=1}^{N_p} (A^{iT})^k Q^i A^{ik} \right) x^i(k_i) \end{aligned} \quad (\text{IV.19})$$

Tels que :

$Q^i$  et  $R^i$  : sont les matrices de pondération qui sont propres à chaque sous modèle (réglées de la même façon que pour la MPC non paramétrée).

$N_p$  : l'horizon de prédiction.

Et  $\eta^i$  et  $\phi^{iT}(k)$  sont données par :

$$\begin{aligned} \eta^i &= [\eta_1^i \ \eta_2^i] \\ \phi^{iT}(k) &= \sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} [B_1^i L_1(i)^T \quad B_2^i L_2(i)^T] \end{aligned} \quad (\text{IV.20})$$

$\bar{x}^i$  : sont les variations des variables d'états (dans le cas linéaire), augmentées par les erreurs entre les sorties mesurées ( $\delta\omega_{g,m}^i$  et  $\delta P_{g,m}^i$ ) et leurs références (ne changent pas par rapport à la MPC non paramétrée, équations IV.7).

Les contraintes sur les amplitudes du signal de commande de la MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre, deviennent :

$$\begin{pmatrix} \delta T_{\min} \\ \delta \beta_{\min} \end{pmatrix} < \begin{bmatrix} \sum_{i=0}^{k-1} L_1(i)^T & 0_2^T \\ 0_1^T & \sum_{i=0}^{k-1} L_2(i)^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta_1^i \\ \eta_2^i \end{bmatrix} + U_{i-1} < \begin{pmatrix} T_{\max} \\ \beta_{\max} \end{pmatrix} \quad (\text{IV.21})$$

## CHAPITRE IV

Et les contraintes sur les variations du signal de commande sont données par :

$$\Delta(\delta\beta_{\min}) < L_1(k)^T \eta_1^i < \Delta(\delta\beta_{\max}) \quad (\text{IV.22})$$

$$\Delta(\delta T_{\min}) < L_2(k)^T \eta_2^i < \Delta(\delta T_{\max}) \quad (\text{IV.23})$$

### IV.6.3 Contrôle LMPC de l'éolienne avec faible vitesse de vent (région 2)

On considère deux sous-modèles, (deux points de fonctionnements), où la seule variable de commande est le couple du générateur  $T_{g,\text{ref}}$  qui assure la poursuite de la vitesse du générateur de référence  $\omega_{g,\text{ref}}$  (ce qui permet d'optimiser la puissance). Les points de fonctionnement considérés sont les mêmes que pour la commande MPC non paramétrée (équation IV.9 et IV.10).

Paramètres de réglage de la MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre :

Les matrices de pondération  $Q$  et  $R$  sont les mêmes que pour la commande MPC non paramétrée ( $Q = 1$  et  $R = 10$ ). L'horizon de prédiction et de commande ont les valeurs :

$N_p = 80$  (Horizon de prédiction)

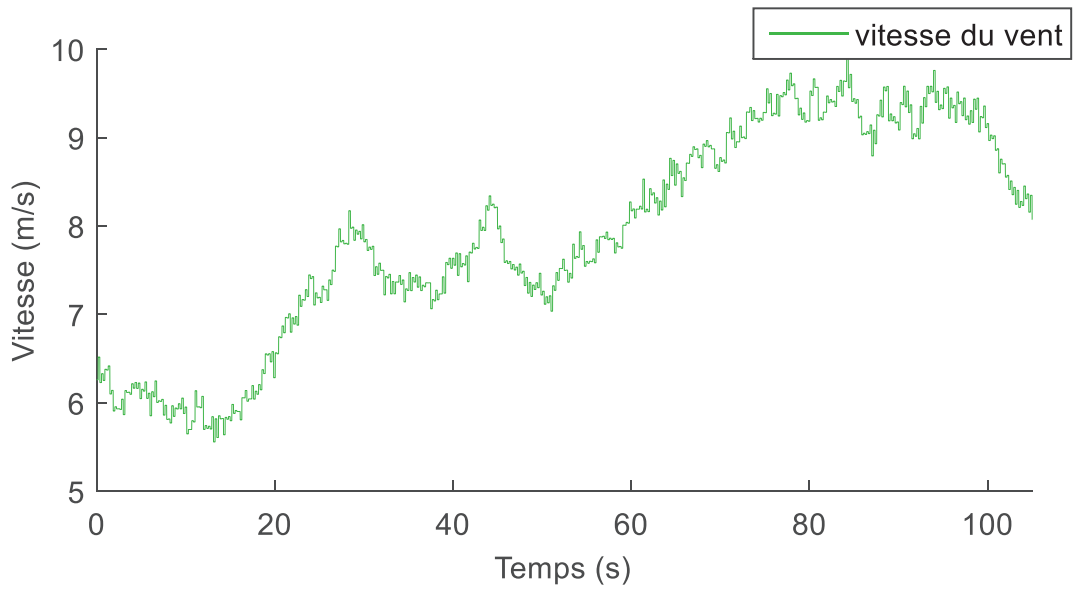
$N = [N_1 \ N_2] = [8 \ 0]$  (Nombre des fonctions de Laguerre)

$a = [0.9 \ 0]$  (Pôles des fonctions de Laguerre)

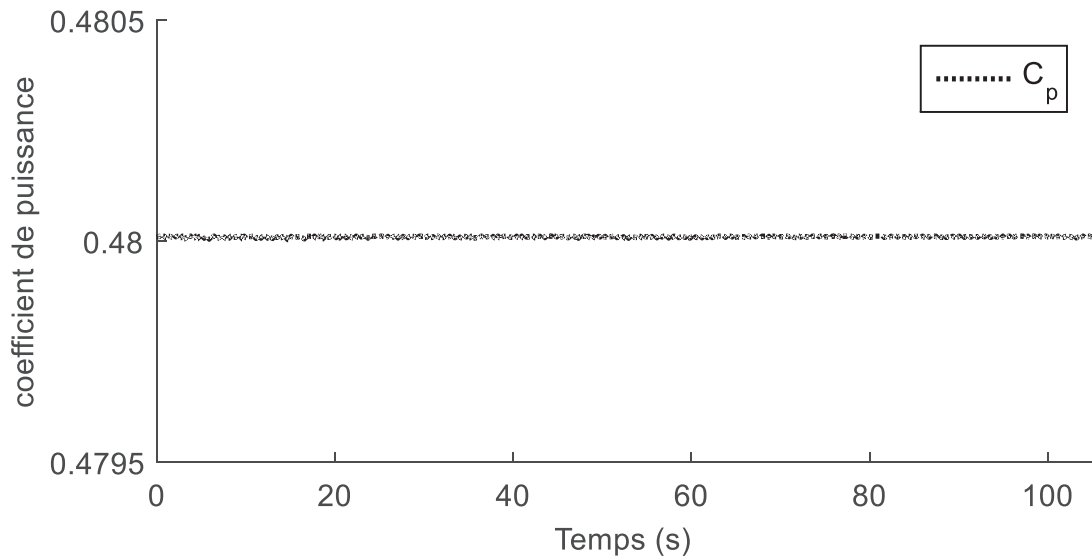
On rappelle que dans la commande MPC non paramétrée,  $N_c = 50$ . Le nombre d'itérations est donc réduit de façon importante par la paramétrisation de la trajectoire de commande. De plus, l'optimisation devrait être mieux conditionnée avec la paramétrisation de la commande ce qui assure la convergence.

La figure IV.29 montre la variation de la vitesse de vent  $v$  considérée, entre 5 m/s et 10 m/s. La figure IV.30 montre que le coefficient de puissance  $C_p$  est maximisé à une valeur de 0.48 dans le but d'extraire le maximum de puissance dans cette région de commande.

## CHAPITRE IV



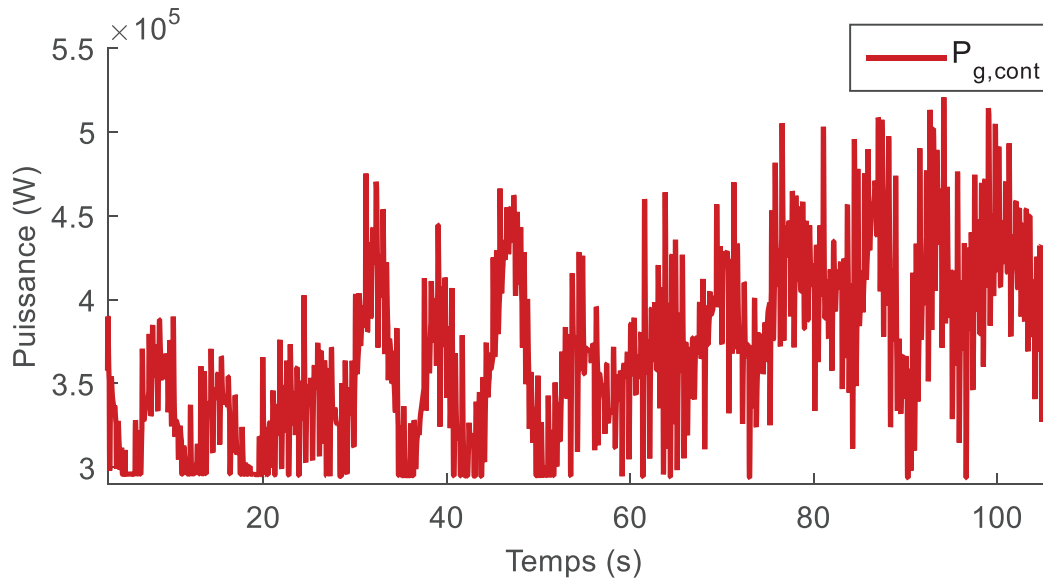
**Figure IV-29 Profil de la vitesse du vent (région 2)**



**Figure IV-30 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu avec la commande LMPC non paramétrée (région 2)**

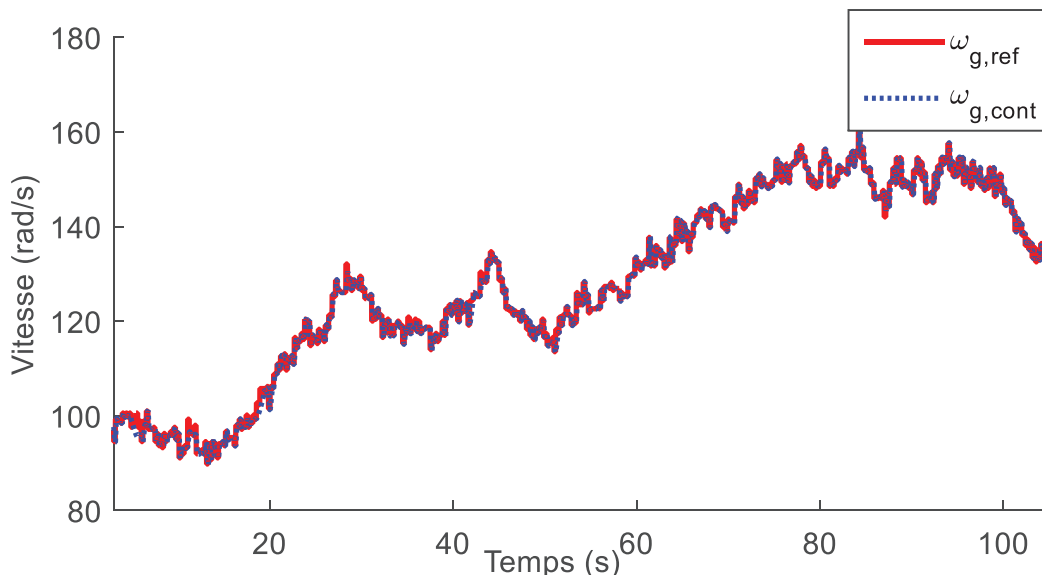
La puissance électrique du générateur obtenue  $P_{g,cont}$  est montrée dans la figure IV.31, où elle varie entre 300 KW et 500 KW, (la puissance nominale  $P_{g,n}$  est 600 kW).

## CHAPITRE IV



**Figure IV-31 Puissance du générateur obtenue par la commande LMPC (région 2)**

L'optimisation de la puissance électrique du générateur est atteinte par la poursuite de la vitesse de référence du générateur (qui assure à son tour une vitesse de rotor proportionnelle à la vitesse du vent, donnant un  $C_{p,max}$ ). La figure IV.32, montre la vitesse du générateur mesurée  $\omega_{g,cont}$  et la vitesse du générateur de référence qui varient entre 90 rad/s et 160 rad/s. On peut remarquer une bonne poursuite de la vitesse du générateur. La figure IV.33 montre le couple du générateur (la seule commande dans cette région), qui présente des variations importante mais reste d'amplitude relativement faible.



**Figure IV-32 Vitesse du générateur obtenue par la commande LMPC (région 2)**

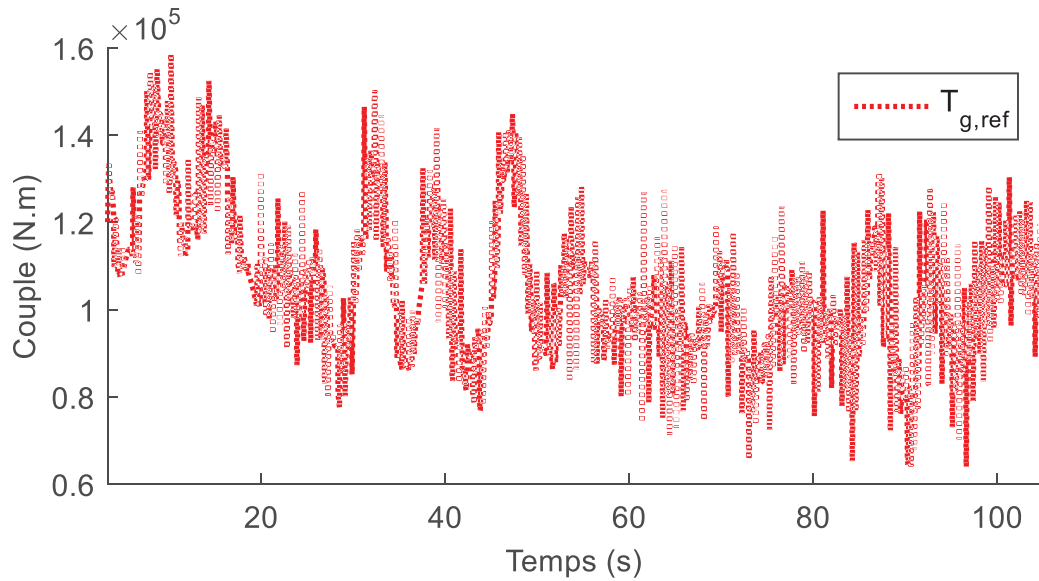


Figure IV-33 Couple du générateur de référence  $T_{g,ref}$  calculé par la commande LMPC (région 2)

#### IV.6.4 Contrôle LMPC de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3)

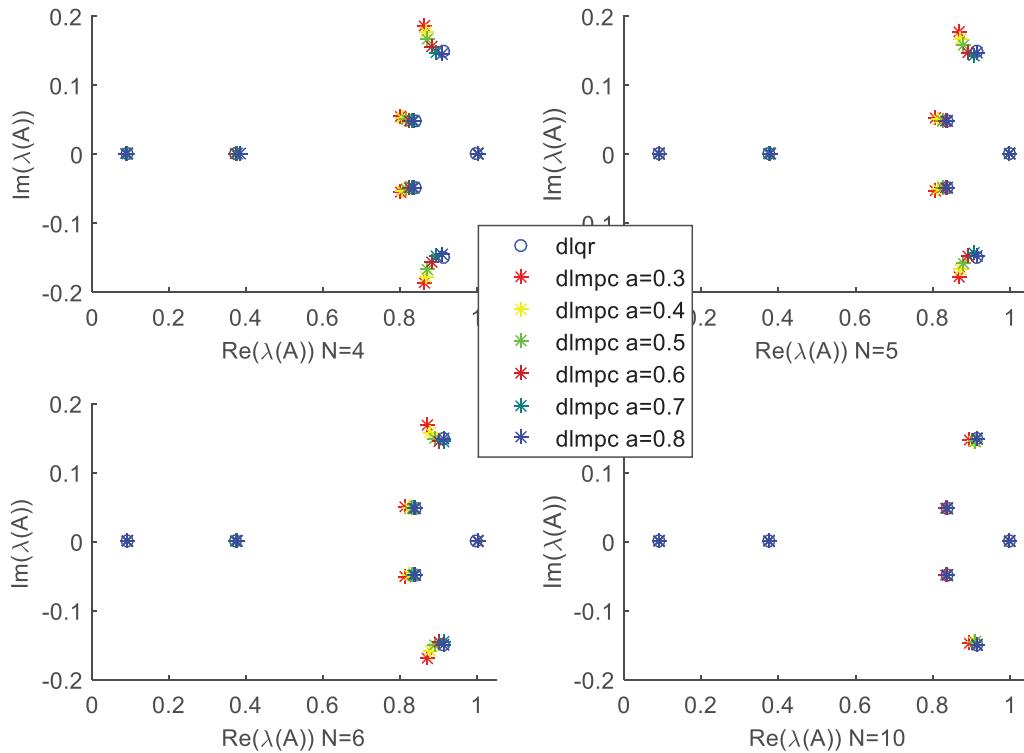
Pour des opérations de la turbine éolienne à grande vitesse de vent, trois sous-modèles sont considérés pour appliquer la commande prédictive paramétrée (les mêmes que pour la MPC non paramétrée). L'asservissement de la vitesse du générateur (à sa vitesse nominale) et la puissance du générateur (à sa puissance nominale) sera assuré par la commande multivariable paramétrée par les fonctions de Laguerre (LMPC).

Les points de fonctionnement sont donnés par les équations IV.11, IV.12 et IV.13.

Les matrices de pondération  $Q$  et  $R$  sont données par l'équation IV.14 et l'horizon de prédiction est fixé à  $N_p = 80$ .

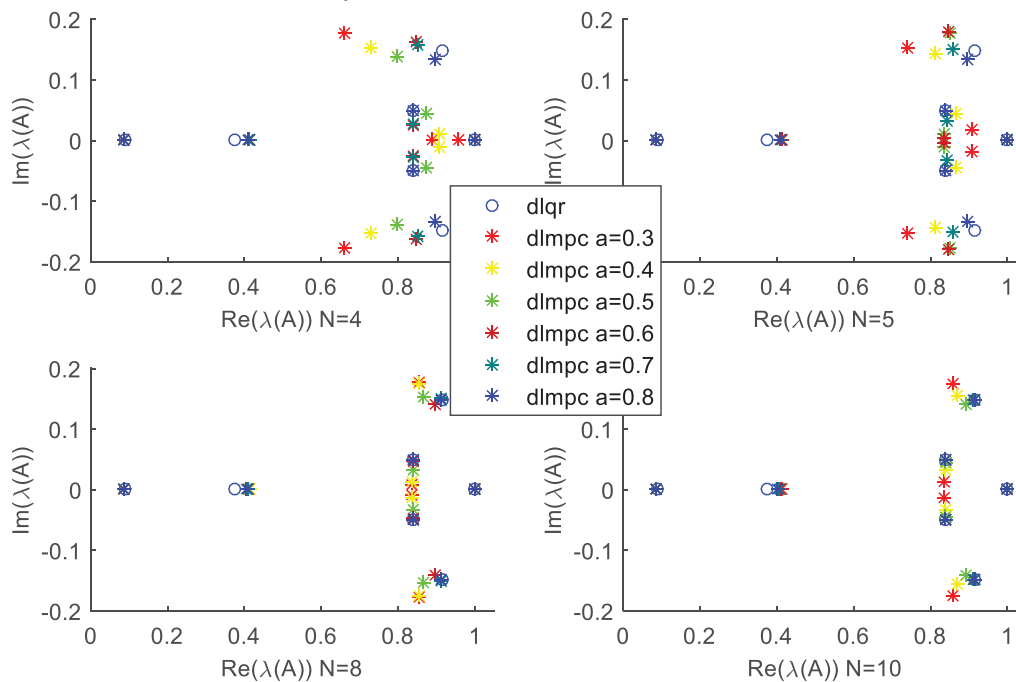
Les choix des paramètres des fonctions de Laguerre sont basés sur la figure IV.34. La figure représente les valeurs propres du système d'état (pour la sous-région 2) augmenté avec les deux sorties (vitesse de la génératrice et puissance électrique) dans un plan complexe, pour un pôle  $a_2 = 0.8$ , un nombre de fonction  $N_2 = 10$  et un horizon de prédiction  $N_p = 80$  et on varie  $a_1$  et  $N_1$ . Ceci permettra de choisir les paramètres de réglage de la paramétrisation,  $a_1$  et  $N_1$ , de la première commande  $T_g$ . On remarque que l'augmentation de  $N_1$  permet d'obtenir les mêmes valeurs propres que la méthode DLQR (annexe B) et qui est supposée une solution précise du problème d'optimisation. L'augmentation de  $a_1$  permet également de s'approcher de la solution réelle. Par le réglage de  $a_1$ , on peut éviter d'augmenter  $N_1$  de façon importante. De cette manière, le nombre de paramètres à optimiser est réduit ce qui peut accélérer l'optimisation.

## CHAPITRE IV



**Figure IV-34 Valeurs propres du système d'état augmenté (modèle multivariable, région 3)**

La figure IV.35 montre les valeurs propres obtenues pour un pôle  $a_1 = 0.8$ , un nombre de fonction  $N_1 = 5$  et un horizon de prédiction  $N_p = 80$ , et on varie  $a_2$  et  $N_2$ . De la même manière, cette simulation permet de déduire le réglage de  $a_2$  et  $N_2$ , pour paramétrer la deuxième variable de commande  $\beta$ .



**Figure IV-35 Valeurs propres du système augmenté (modèle multivariable, région 3)**



## CHAPITRE IV

A partir de ces figures les paramètres choisis des fonctions de Laguerre sont :

$$\begin{cases} a_1 = 0.8 \\ N_1 = 5 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} a_2 = 0.8 \\ N_2 = 8 \end{cases} \quad (\text{IV.24})$$

Les résultats de simulations de la MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre dans la région 3 sont donnés dans les figures IV.36 à IV.44. En matière d'efficacité, il n'y a pas de contribution supplémentaire de la commande MPC paramétrée par rapport à la commande MPC non paramétrée. En revanche, le temps de calcul est réduit de manière importante (voir dernière section de ce chapitre).

La figure IV.36, montre le profil de la vitesse du vent  $v$ , avec une variation 12 m/s et 21 m/s.

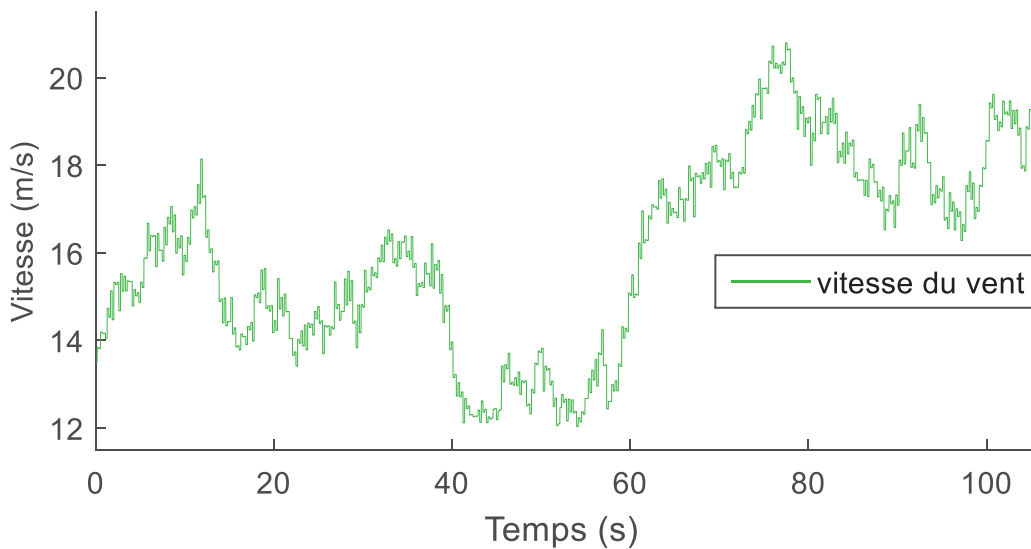


Figure IV-36 Profil du vent (région 3)

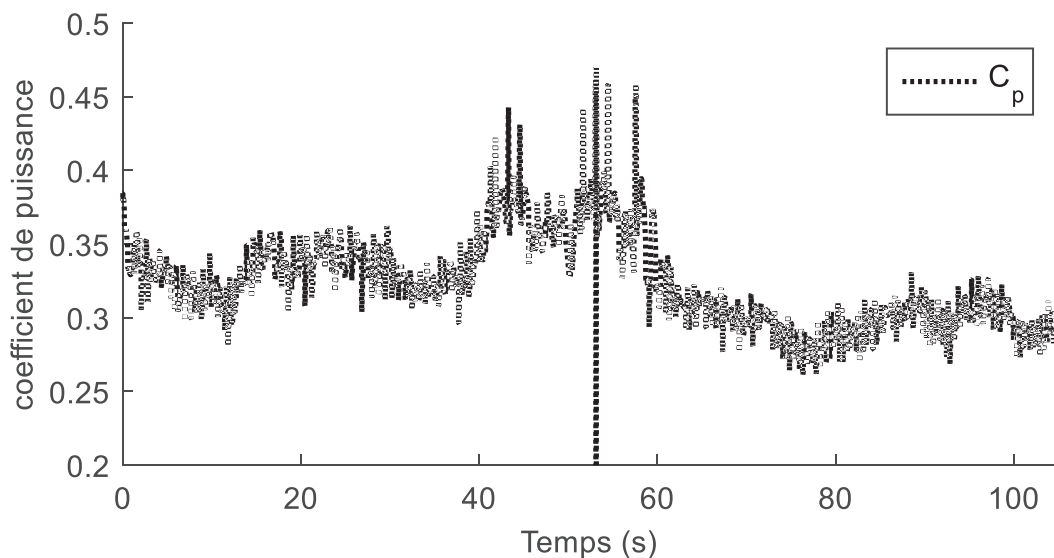
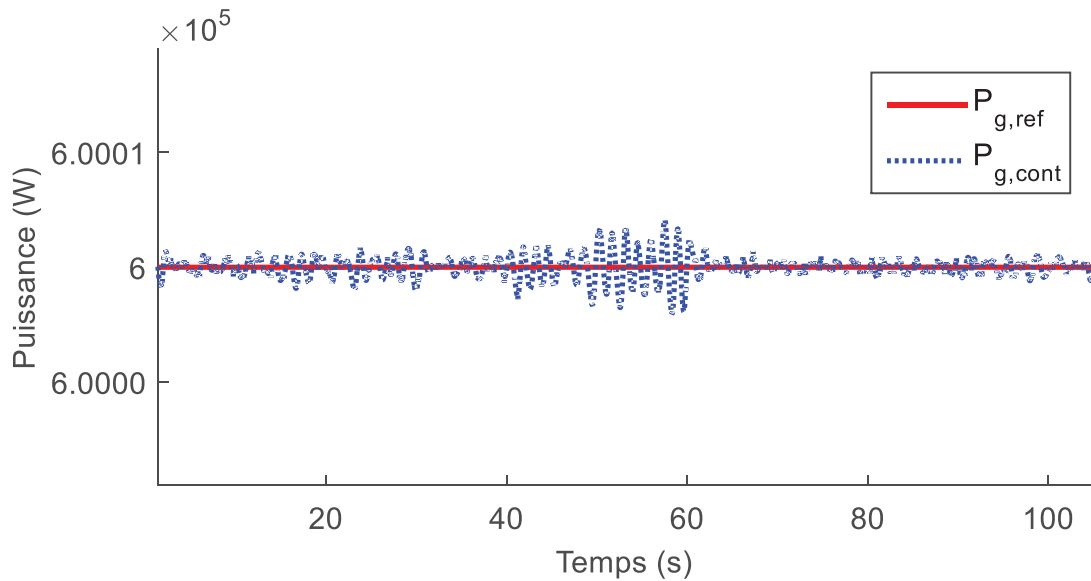


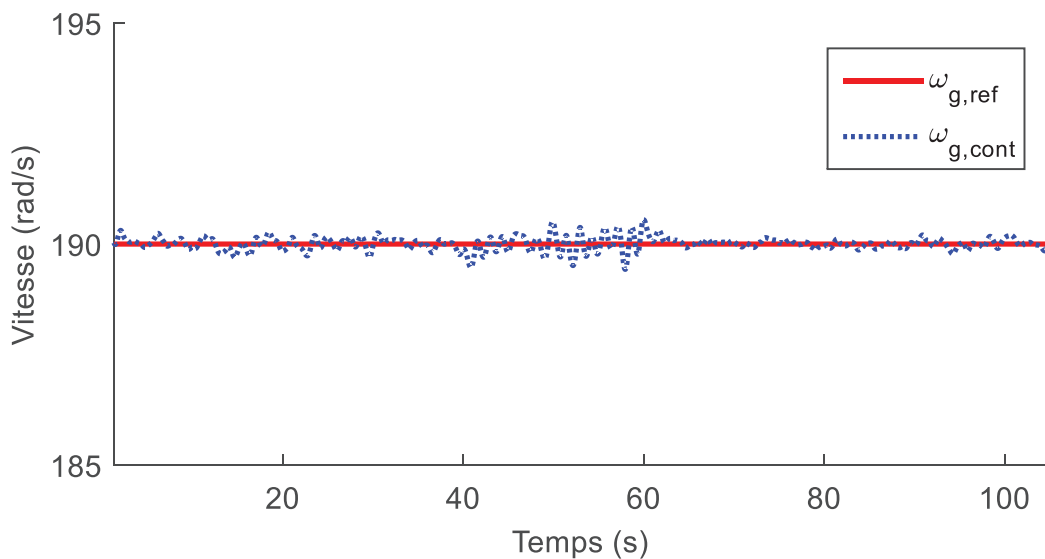
Figure IV-37 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par commande LMPC (région 3)

## CHAPITRE IV

la figure IV.37 présente le coefficient de puissance qui varie entre 0.1 et 0.48. Le coefficient de puissance varie en fonction de la vitesse du vent mais aussi en fonction de l'angle d'inclinaison des pâles  $\beta$  (**Région 3**).



**Figure IV-38 Puissance du générateur obtenu par commande LMPC (région 3)**



**Figure IV-39 Vitesse du générateur obtenu par commande LMPC (région 3)**

Les figures IV.38 et IV.39 montrent la puissance et la vitesse du générateur avec leurs références respectivement. On peut remarquer une bonne poursuite de la puissance (puissance nominale 600 kW) et de la vitesse (vitesse nominale à 190 rad/s). Le couple du générateur est montré dans la figure IV.40, avec une variation entre 135 k N.m et 137 k N.m. L'angle de référence d'inclinaison des pâles est présenté dans la figure IV.41, le signal de commande varie entre  $0^\circ$  (pour des vitesse du vent au voisinage de la région 2) et  $30^\circ$  (pour de grande vitesse de vent, dans le but de réduire la vitesse du rotor  $\omega_r$ ).

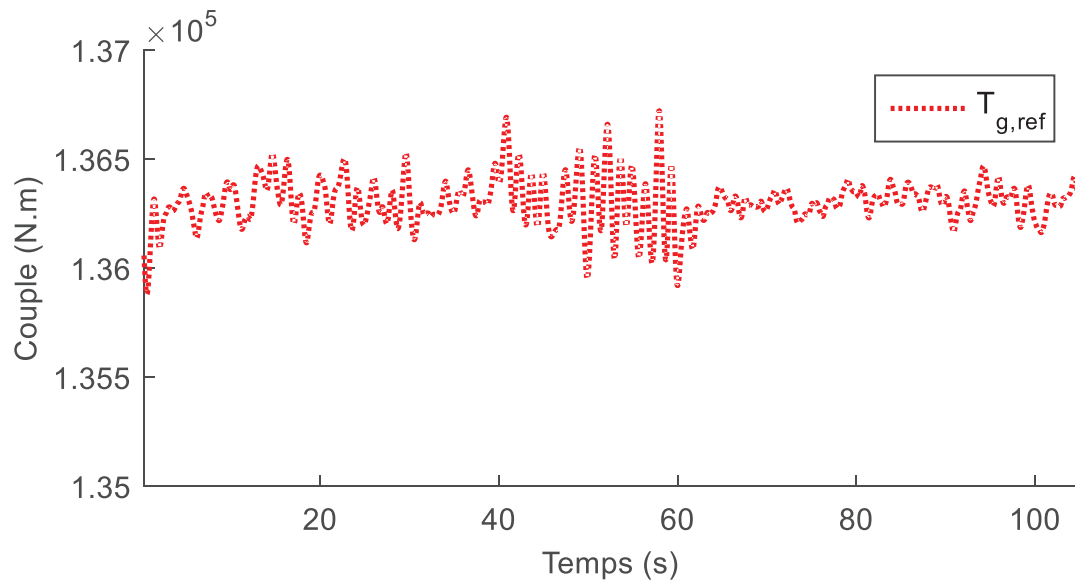


Figure IV-40 Couple du générateur  $T_{g,ref}$  calculé par commande LMPC (région 3)

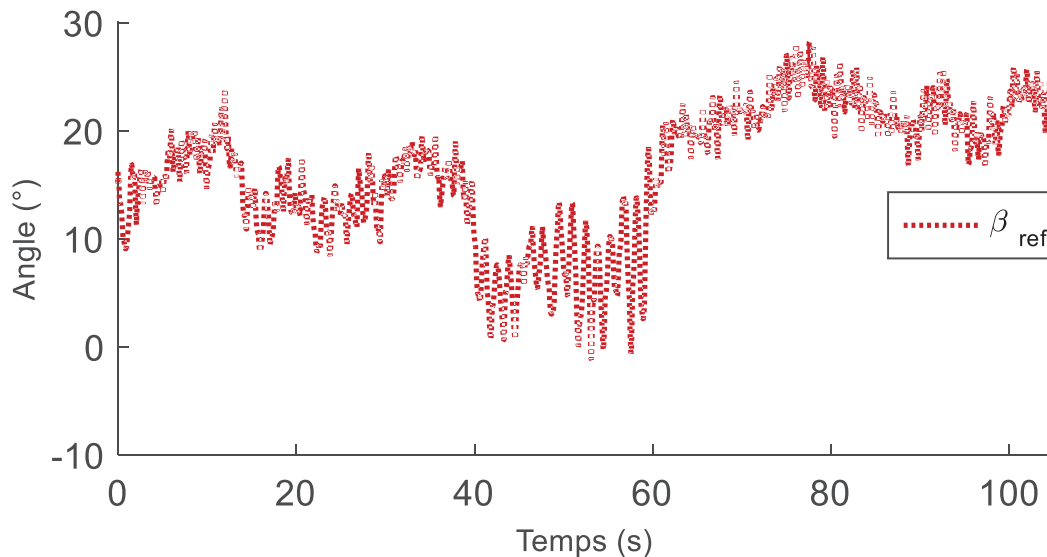


Figure IV-41 Angle de calage des pôles  $\beta_{(1,2,3)ref}$  calculé par commande LMPC (région 3)

## IV.7 Commande MPC paramétrée par les fonctions de Kautz appliquée au système éolien

La formulation de la stratégie de commande basée sur la MMPC paramétrée par les fonctions de Kautz est la même présentée dans la section précédente, sauf que la paramétrisation est basée sur les fonctions orthogonales de Kautz.

### IV.7.1 Modèle de prédiction

En utilisant l'équation II.67, on paramètre la trajectoire de commande  $u^i(k) = [u_1^i(k) \ u_2^i(k)]^T = [\delta T_{ref}^i(k) \ \delta \beta_{ref}^i(k)]^T$  par les fonctions de Kautz. Les

## CHAPITRE IV

séquences de commande prédites à l'instant  $k_i$   $\Delta U = [u^i(k_i) \ u^i(k_i + 1) \dots \Delta u^i(k_i + k)]$  sont considérées comme une réponse impulsionnelle d'un système stable. Alors, les trajectoires des variables de commande ( $\delta T_{ref}^i(k)$ ,  $\delta \beta_{ref}^i(k)$ ) paramétrées par les fonctions de Kautz sont données par :

$$\Delta u_1^i(k_i + k) = \sum_{j=1}^{N_1} c_{j1}(k_i) k_{j1}(k) \quad (IV.25)$$

$$\Delta u_2^i(k_i + k) = \sum_{j=1}^{N_2} c_{j2}(k_i) k_{j2}(k) \quad (IV.26)$$

Les équations (IV.25) et (IV.26) peuvent s'écrire sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \Delta u_1^i(k_i + k) = K_1^T(k) \eta_1 \\ \Delta u_2^i(k_i + k) = K_2^T(k) \eta_2 \end{cases} \quad (IV.27)$$

Tels que :

$$\begin{aligned} \eta_1 &= [c_{11} \ c_{12} \ \dots \ c_{1N_1}]^T \\ \eta_2 &= [c_{21} \ c_{22} \ \dots \ c_{2N_2}]^T \\ K_1(k) &= [k_{11}(k) \ k_{12}(k) \ k_{13}(k) \ \dots \ k_{1N_1}(k)] \\ K_2(k) &= [k_{21}(k) \ k_{22}(k) \ k_{23}(k) \ \dots \ k_{2N_2}(k)] \end{aligned} \quad (IV.28)$$

$\eta_1$  et  $\eta_2$  correspondent aux coefficients des fonctions de Kautz.  
 $K_1$  et  $K_2$  correspondent aux vecteurs des fonctions de Kautz.

Chaque fonction de Kautz est caractérisée par le nombre de fonction  $N_1$  et  $N_2$  et par les pôles de Kautz (complexe)  $a_1$  et  $a_2$ .

### IV.7.2 Problème d'optimisation :

Le critère qui définit le problème d'optimisation à chaque instant  $k$ , est donné par l'équation II.70 :

$$\begin{aligned} J = & \eta^{iT} \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi^i(k) Q^i \phi^{iT}(k) + R^i \right) \eta^i + 2\eta^{iT} \left( \sum_{k=1}^{N_p} \phi^i(k) Q^i A^{ik} \right) \bar{x}^i(k_i) + \\ & x^i(k_i)^T \left( \sum_{k=1}^{N_p} (A^{iT})^k Q^i A^{ik} \right) x^i(k_i) \end{aligned} \quad (IV.29)$$

Tels que :

$Q^i$  et  $R^i$  : sont les matrices de pondération qui sont propres à chaque sous modèle  $i$  (ici tous réglées comme pour la MPC non paramétrée, équations IV.4 et IV.5).

$\eta^i$  et  $\phi^{iT}(k)$  sont données par :

$$\eta^i = [\eta_1^i \ \eta_2^i]$$

## CHAPITRE IV

$$\Phi^{iT}(k) = \sum_{i=0}^{k-1} A^{k-i-1} [B_1^i K_1(i)^T \quad B_2^i K_2(i)^T] \quad (\text{IV.30})$$

Les contraintes sur les amplitudes du signal de commande sont données par :

$$\begin{pmatrix} \delta T_{\min} \\ \delta \beta_{\min} \end{pmatrix} < \begin{bmatrix} \sum_{i=0}^{k-1} K_1(i)^T & 0_2^T \\ 0_1^T & \sum_{i=0}^{k-1} K_2(i)^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta_1^i \\ \eta_2^i \end{bmatrix} + U_{i-1} < \begin{pmatrix} T_{\max} \\ \beta_{\max} \end{pmatrix} \quad (\text{IV.31})$$

Et les contraintes sur les variations du signal de commande sont :

$$\Delta(\delta \beta_{\min}) < K_1(k)^T \eta_1^i < \Delta(\delta \beta_{\max}) \quad (\text{IV.32})$$

$$\Delta(\delta T_{\min}) < L_2(k)^T \eta_2^i < \Delta(\delta T_{\max}) \quad (\text{IV.33})$$

### IV.7.3 Contrôle KMPC de l'éolienne avec faible vitesse de vent (région 2)

Les mêmes sous-régions de contrôle que celles du contrôle LMPC sont considérées dans la commande MPC paramétrée par les fonctions de Kautz, appelée KMPC.

Paramètres de la MPC paramétrée par les fonctions de Kautz:

Les matrices de pondération Q et R sont les mêmes que pour la MPC non paramétrée.

L'horizon de prédiction et de commande ont les valeurs :

$N_p = 80$  (Horizon de prédiction)

$N = [N_1 \quad N_2] = [8 \quad 8]$  (Nombre des fonctions de Kautz pour chaque entrée de commande)

$a_1 = 0.6 + i 0.02 \quad b_1 = 0.6 - i 0.02$

$a_2 = 0.75 + i 0.02 \quad b_2 = 0.75 - i 0.02$

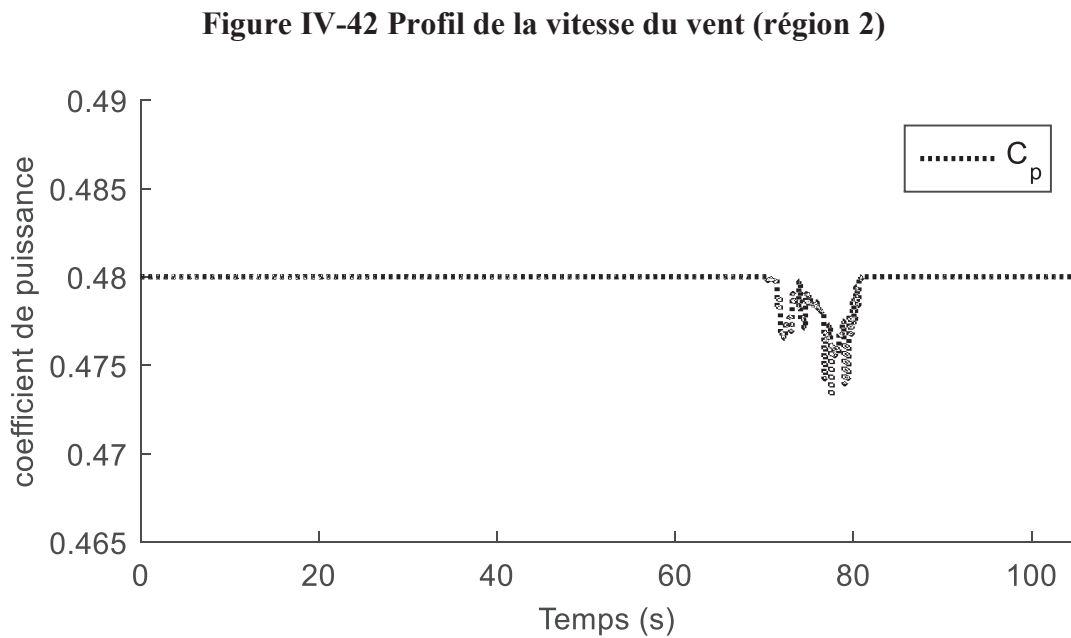
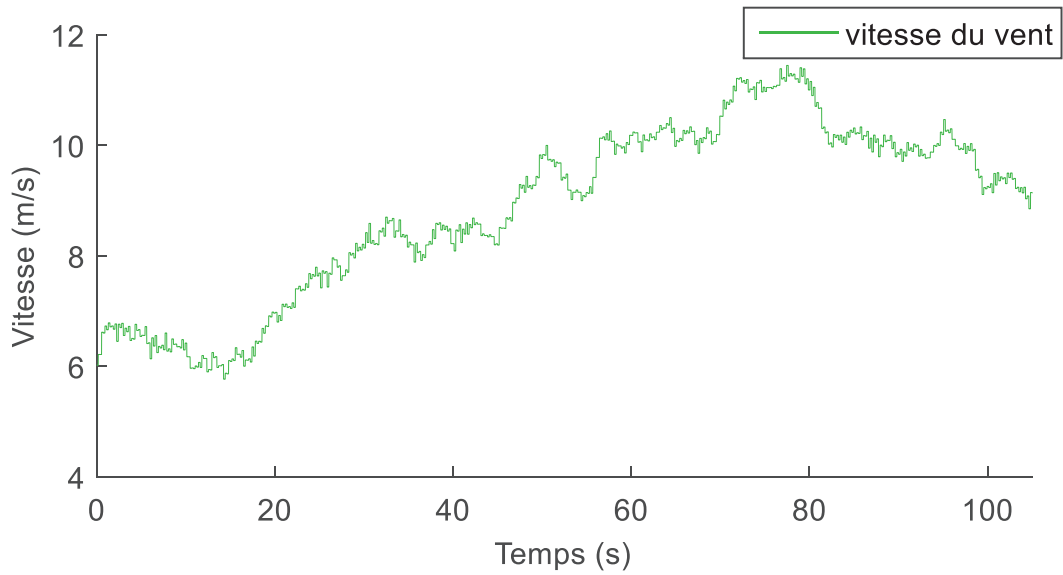
On a donc deux pôles complexes conjugués pour chacune des entrées.

$$a = \begin{bmatrix} a_1 & b_1 \\ a_2 & b_2 \end{bmatrix} \quad (\text{Pôles des fonctions de Kautz})$$

Les résultats de simulation sont présentés dans les figures IV.42 à IV.46. Ces résultats sont comparables à la commande MPC non paramétrée et à la commande LMPC en matière d'efficacité. En ce qui concerne le temps de calcul, une réduction est garantie par rapport à la commande MPC non paramétrée pour une même efficacité. La commande KMPC reste comparable à la commande LMPC en matière de temps de calcul et d'efficacité.

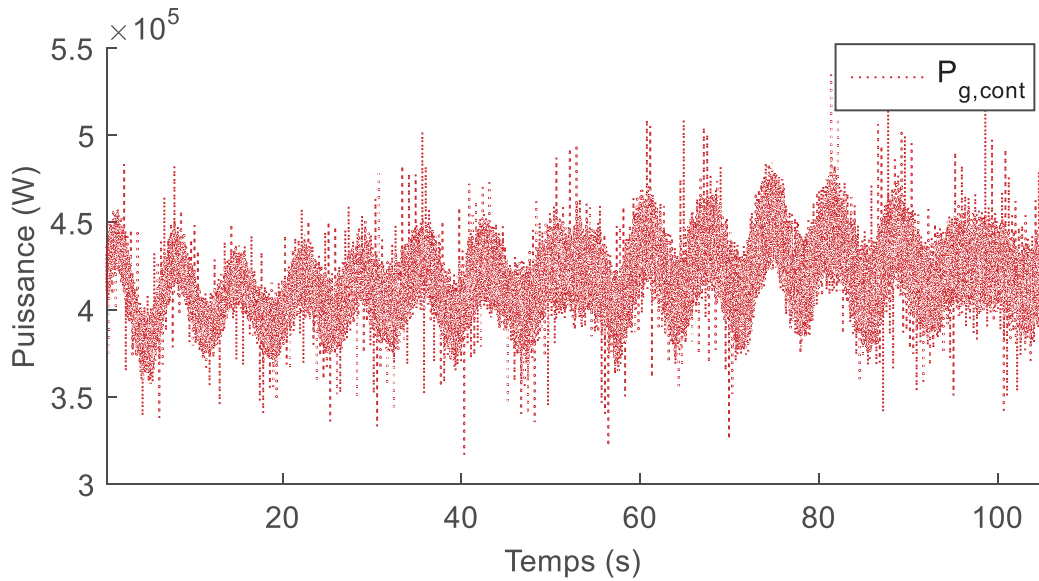
La figure IV.42 présente le profil de la vitesse du vent, avec une plage de variation entre 6 m/s et 12 m/s. Le coefficient de puissance est présenté dans la figure IV.43. Il est maximisé à 0.48, mais pour des vitesses du vent qui avoisine les 12 m/s le coefficient de puissance décroît légèrement.

## CHAPITRE IV

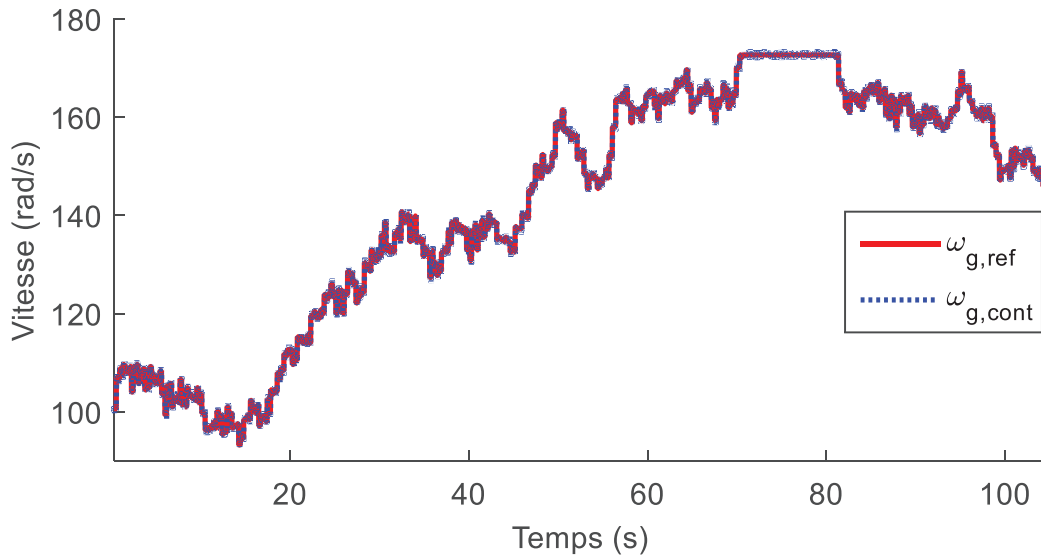


La puissance du générateur est présentée dans la figure IV.44 où on détecte beaucoup d'oscillations. La vitesse du générateur est montrée dans la figure IV.45, où elle varie entre 95 rad/s et 180 rad/s. On remarque une bonne poursuite de la vitesse avec une saturation de la vitesse de référence du générateur pour des vitesses qui avoisinent la région 3.

## CHAPITRE IV



**Figure IV-44 Puissance du générateur obtenue par commande KMPC (région 2)**



**Figure IV-45 Vitesse du générateur obtenue par commande KMPC (région 2)**

La figure IV.46, présente le couple du générateur de référence qui varie entre 30 kN.m et 120 kN.m. Ce couple oscille également de manière importante, ce qui signifie que le réglage des matrices R et Q peut être amélioré pour le cas de KMPC, et ne doit pas forcément être le même que MPC et LMPC.

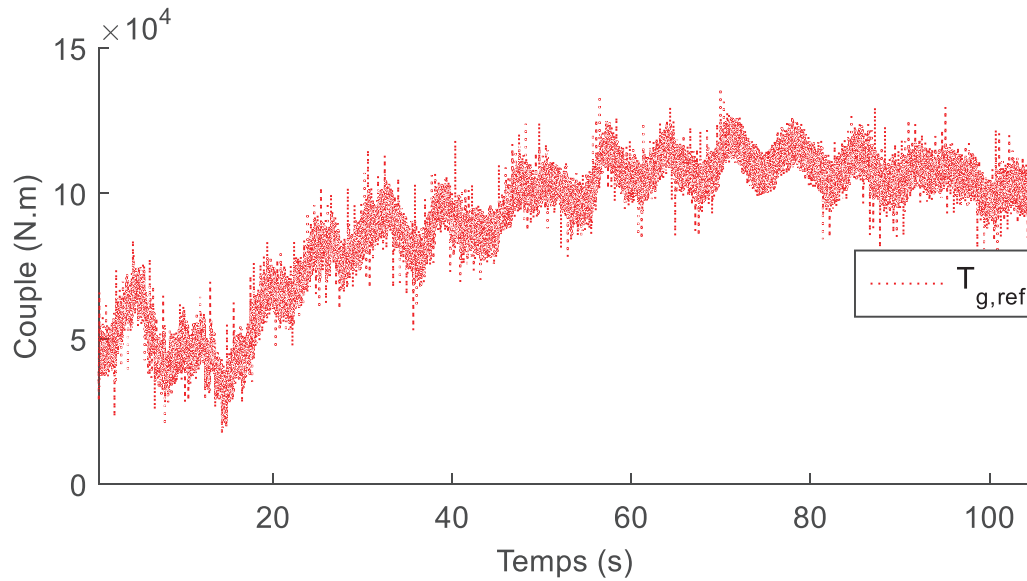


Figure IV-46 Couple du générateur  $T_{g,ref}$  calculé par commande KMPC (région 2)

#### IV.7.4 Contrôle KMPC de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3)

Les mêmes sous-régions de contrôle que celles dans le contrôle avec LMPC sont considérées dans la KMPC pour de grandes vitesses de vent.

Paramètres de la MPC paramétrée par les fonctions de Kautz:

Les matrices de pondération  $Q$  et  $R$  sont les mêmes que pour la commande MPC non paramétrée. L'horizon de prédiction et de commande ont les valeurs :

$$N_p = 80 \text{ (Horizon de prédiction)}$$

$$N = [N_1 \ N_2] = [8 \ 8] \text{ (Nombre des fonctions de Kautz)}$$

$$a_1 = 0.8 + i 0.02 \quad b_1 = 0.8 - i 0.02$$

$$a_2 = 0.9 + i 0.02 \quad b_2 = 0.9 - i 0.02$$

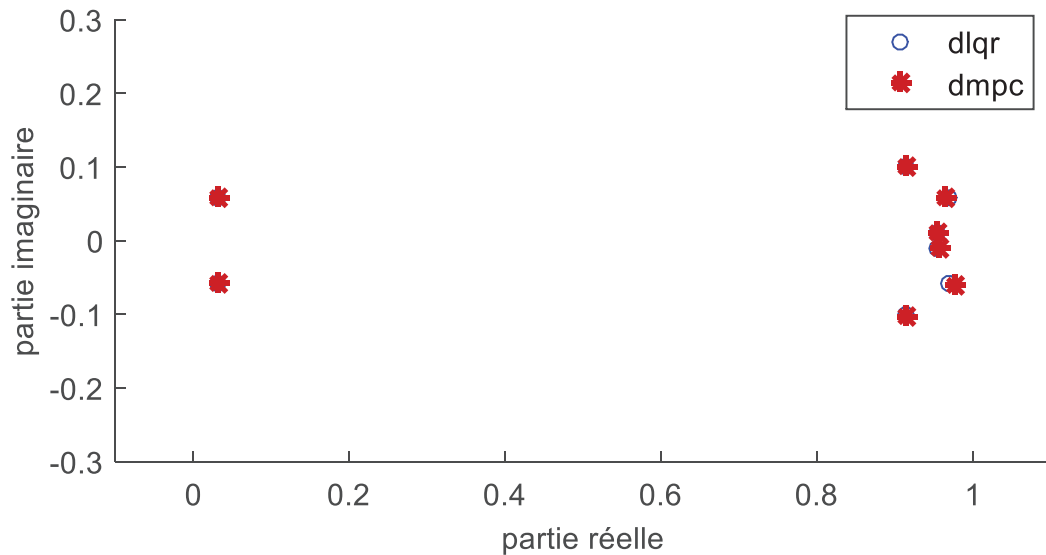
On a donc deux pôles complexes conjugués pour chaque entrée.

$$a = \begin{bmatrix} a_1 & b_1 \\ a_2 & b_2 \end{bmatrix} \text{ (Pôles des fonctions de Kautz)}$$

Les pôles de Kautz sont fixés à partir de la figure IV.47. La figure montre les résultats d'estimation des valeurs propres obtenus avec les paramètres  $a_1 = 0.8 + i 0.02$ ,  $b_1 = 0.8 - i 0.02$ ,  $a_2 = 0.9 + i 0.02$ ,  $b_2 = 0.9 - i 0.02$  et  $[N_1 \ N_2] = [8 \ 8]$ . On peut voir que ce réglage permet de converger vers les valeurs obtenues par la méthode LQR, considérée comme une référence ici.

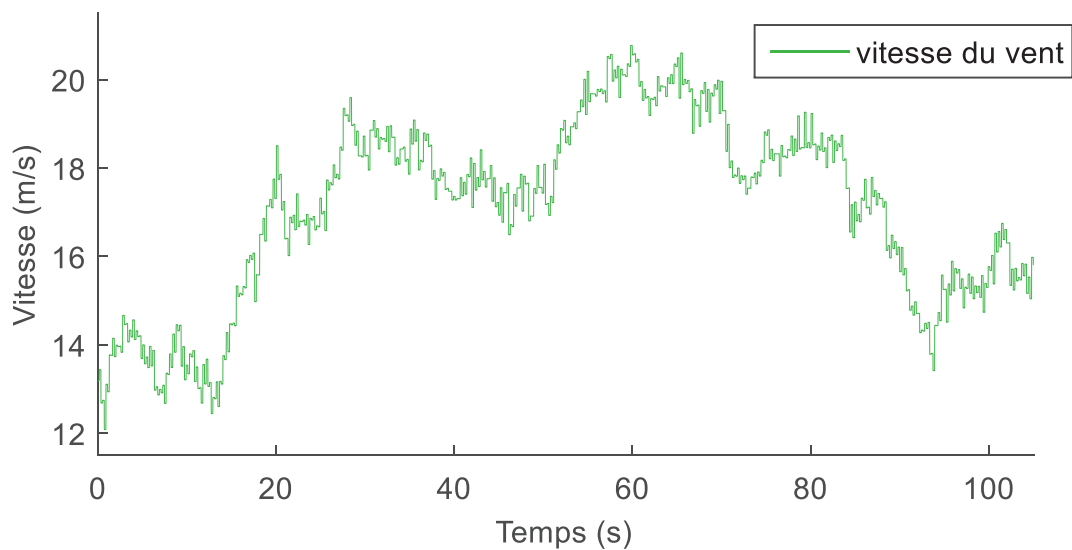


## CHAPITRE IV



**Figure IV-47 Valeurs propres du système d'état augmenté (modèle multivariable, région 3)**

Les résultats de simulation sont montrés dans les figures V.48 à V.53. On constate que pour le même profil du vent, les différentes variables présentent plus d'oscillations, ce qui doit être dû à la paramétrisation de la commande KMPC. Ces oscillations sont à éviter car les variables de commande subissent dans ce cas plus de charges.



**Figure IV-48 Profil de vent (région 3)**

La figure IV.48 présente le profil de la vitesse du vent qui varie entre 12 m/s et 21 m/s (région 3). Le coefficient de puissance est présenté dans la figure IV.49 où il varie entre 0.48 et 0.2.

## CHAPITRE IV

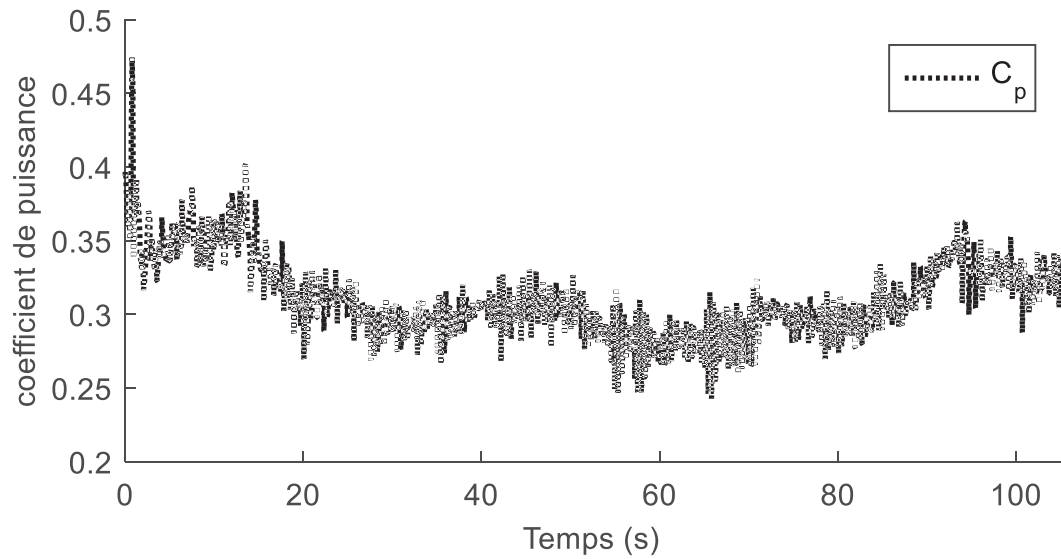


Figure IV-49 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par la commande KMPC (région 3)

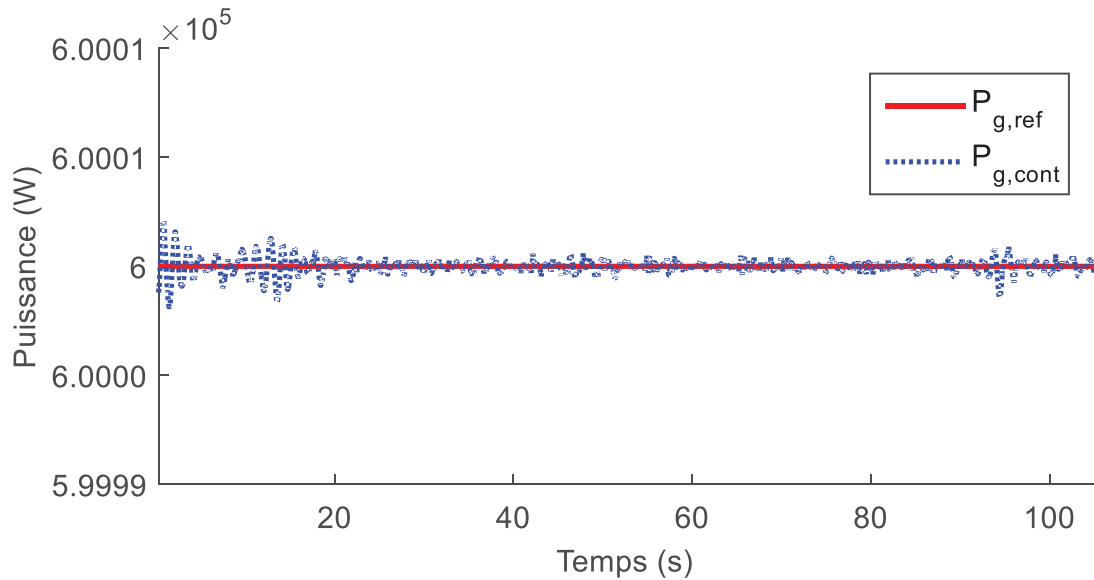


Figure IV-50 Puissance du générateur obtenue par la commande KMPC (région 3)

Les figures IV.50 et IV.51 montre une bonne poursuite de la puissance nominale et de la vitesse nominale du générateur (600 kW pour la puissance et 190 rad/s pour la vitesse).

## CHAPITRE IV

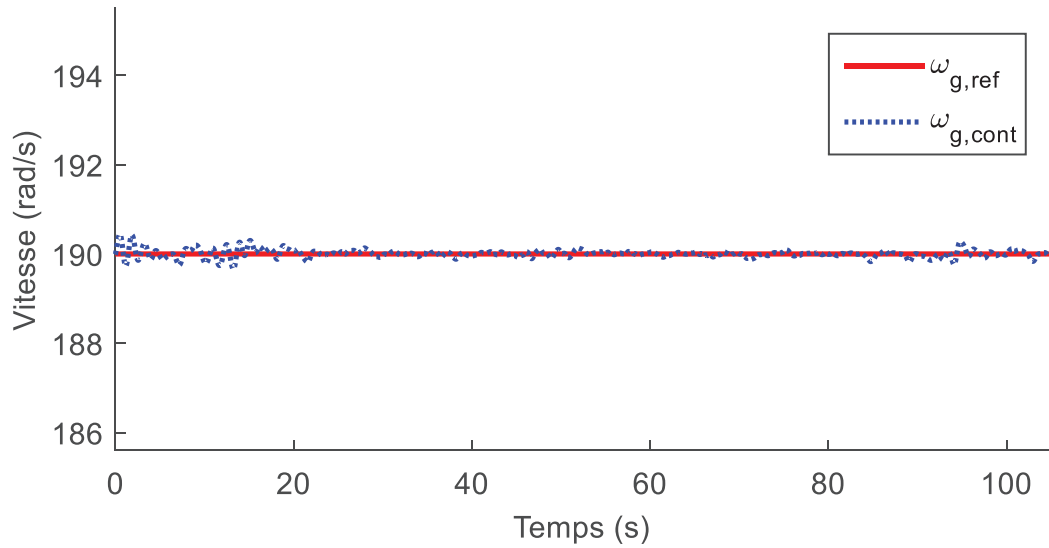


Figure IV-51 Vitesse du générateur obtenue par la commande KMPC (région 3)

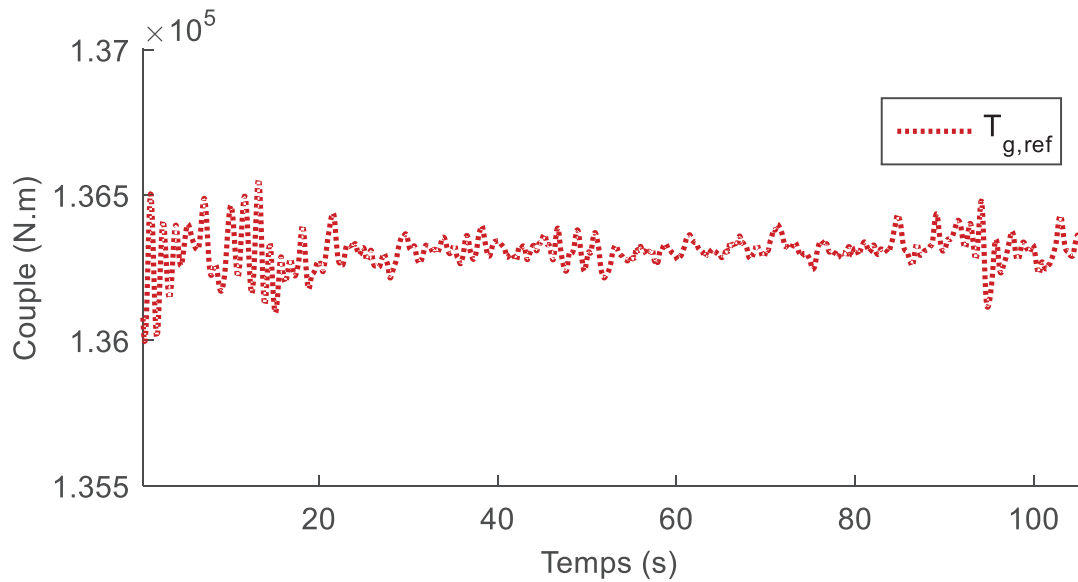


Figure IV-52 Couple du générateur  $T_{g,ref}$  calculé par la commande KMPC (région 3)

Le couple du générateur est présenté dans la figure IV.52, avec de petite variation à l'inverse de l'angle d'inclinaison des pôles qui varie entre  $0^\circ$  et  $30^\circ$ .

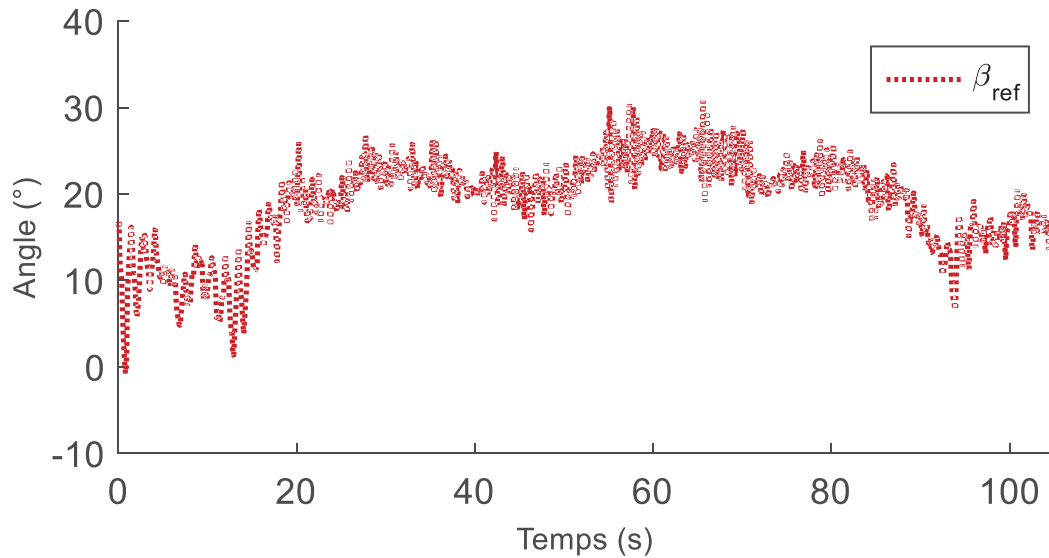


Figure IV-53 Angle de calage des pâles  $\beta_{(1,2,3)ref}$  calculé par la commande KMPC (région 3)

## IV.8 Commande prédictive robuste, approche min-max, appliquée au système éolien

Dans cette partie, on applique la commande prédictive par approche min-max sur le modèle du système éolien, qui sera utile dans le cas d'incertitude sur le modèle.

### IV.8.1 Commande MPC robuste approche min-max sans incertitudes paramétriques

On considère dans un premier temps la commande prédictive basée sur des matrices d'état dans un fonctionnement nominal (sans incertitudes). On ne considèrera dans cette section que la région 3 de fonctionnement de l'éolienne, qui représente un challenge plus accru comme on l'a vu précédemment (commande multivariable avec deux entrées).

La stratégie du contrôle prédictif robuste est la même que pour la commande MPC classique (figure IV.54).

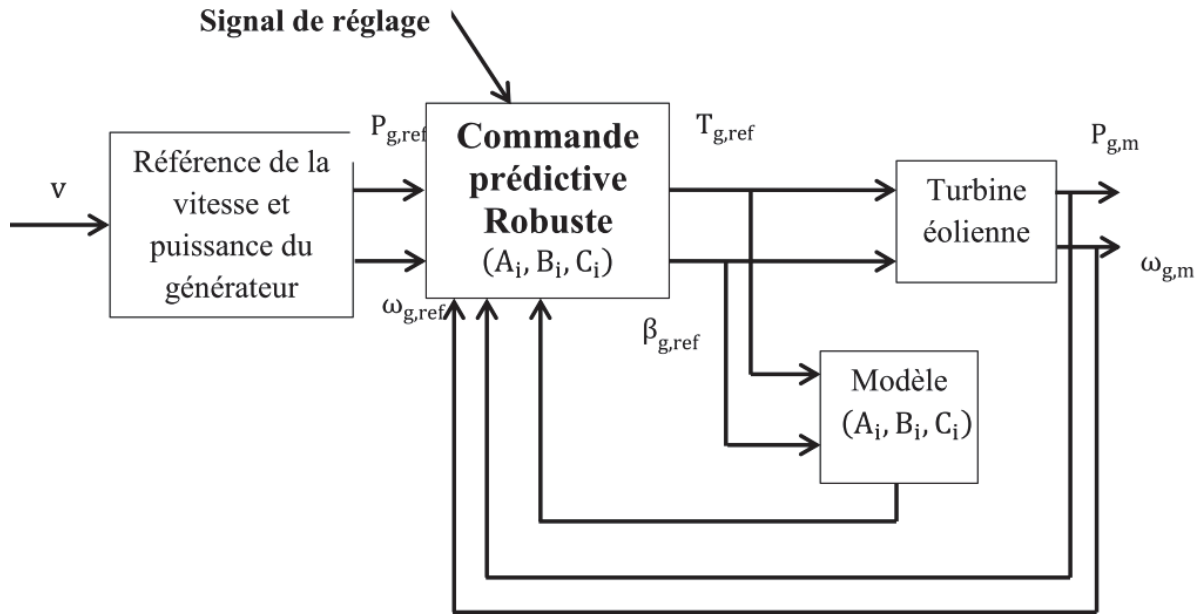


Figure IV-54 Schéma de contrôle basé sur la commande MPC robuste

Le fonctionnement du système dans des conditions nominales revient à représenter le modèle du système avec ses paramètres nominaux :

$$\begin{cases} x^i(k+1) = A_n^i x^i(k) + B_n^i u^i(k) + E^i d^i(k) \\ y^i(k) = C^i x^i(k) \end{cases} \quad (IV.34)$$

Avec :

$$x^i(k) = [\delta\omega_r^i(k) \quad \delta\omega_g^i(k) \quad \delta T_1^i(k) \quad \delta T_g^i(k) \quad \delta\beta^i(k) \quad \delta\dot{\beta}^i(k)]$$

$$u^i(k) = [\delta T_{ref}^i(k) \quad \delta\beta_{ref}^i(k)]^T$$

$$y^i(k) = [\delta\omega_g^i(k) \quad \delta P_g^i(k)]^T$$

$$d^i(k) = \delta v^i(k)$$

Pour l'application de la commande prédictive par approche min-max, dans des conditions nominales, on considère les matrices d'états ( $A_n^i \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$ ,  $B_n^i \in \mathbb{R}^{6 \times 2}$ ) du système linéarisé de la turbine éolienne avec ses paramètres nominaux. Donc, les paramètres des actionneurs  $\zeta$  (coefficient de frottement) et  $\omega_n$  (pulsation naturelle) prennent leurs valeurs nominales.

#### IV.8.1.1 Problème d'optimisation :

Le critère définissant le problème d'optimisation à chaque instant  $k$ , est donné par l'équation (II.80) :

$$J = \sum_{j=1}^{N_p} x^i(k+j)^T Q_c x^i(k+j) + u^i(k+j)^T R_c u^i(k+j) \quad (IV.35)$$

En introduisant une fonction de Lyapunov :

## CHAPITRE IV

$$\begin{cases} V(x(k)) = x(k)^T P x(k) \text{ avec } P > 0 \\ V(0) = 0 \end{cases} \quad (\text{IV.36})$$

On transforme le problème (équation IV.35), en un problème min-max :

$$\min_{u(k+i|k), i=0,1,\dots,N_p} \max_{[A(k+i), B(k+i)] \in \Omega} J \quad (\text{IV.37})$$

Comme on considère les matrices d'états avec leurs paramètres nominaux, on peut réécrire l'équation (IV.37), comme suit :

$$\begin{cases} \min_{u(k)} J \\ u(k+i), i = 0, 1, \dots, N_p - 1 \end{cases} \quad (\text{IV.38})$$

La solution du problème d'optimisation IV.38 a la forme suivante :

$$\text{Avec : } u(k+i) = F x(k+i), \forall i \geq 0 \quad (\text{IV.39})$$

La résolution de ce problème se fait tout d'abord par reformulation de ce dernier (équation IV.38) en un problème d'optimisation convexe sous contraintes LMI. Le calcul de la loi de commande (le retour d'état F) à chaque instant k, est obtenu par la solution :

$$\min_{\gamma, Q, Y} \gamma$$

Tels que :

$$\gamma \geq 0$$

$$\begin{bmatrix} 1 & x(k)^T \\ x(k) & Q \end{bmatrix} \geq 0$$

$$\begin{bmatrix} Q & QA_j^T + Y^T B_j^T & QQ_1^{\frac{1}{2}} & Y^T R_2^{\frac{1}{2}} \\ A_j Q + B_j Y & Q & 0 & 0 \\ Q_1^{\frac{1}{2}} & 0 & \gamma I & 0 \\ R_2^{\frac{1}{2}} Y & 0 & 0 & \gamma I \end{bmatrix} \geq 0, \quad j = 1 \quad (\text{IV.40})$$

Avec :

$$\begin{cases} F = YQ^{-1} \\ Q = \gamma P^{-1} \end{cases} \quad (\text{IV.41})$$

En prenant en compte les contraintes sur les entrées :

$$\begin{aligned} \beta_{\min} &< \beta_{\text{ref}}(k+j) < \beta_{\max} \\ \Delta\beta_{\min} &< \Delta\beta_{\text{ref}}(k+j) < \Delta\beta_{\max} \end{aligned}$$

## CHAPITRE IV

$$T_{g,\min} < T_{\text{ref}}(k + j) < T_{g,\max} \quad (\text{IV.42})$$

On suppose que le signal de la perturbation mesurée (vitesse du vent), est un signal à énergie bornée. Autrement dit :

$$\sum_{k=0}^{\infty} \left( \delta v^i(k) \delta v^i(k) \right) \leq \infty$$

Les états  $x(k)$  du système mesuré à chaque pas d'échantillonnage sont asymptotiquement stabilisables par le retour d'état  $Fx(k+i)$ , même en présence de bruit qui est asymptotiquement atténuable. La stabilité peut être démontrée à partir de la fonction de Lyapunov :

$$V(x(k)) = x(k)^T P x(k)$$

où  $P > 0$  est une fonction de Lyapunov strictement décroissante obtenue à partir de la solution optimale à l'instant  $k$ .

### IV.8.1.2 Contrôle MPC robuste de l'éolienne avec grande vitesse de vent (région 3), approche min-max, sans incertitudes

Les mêmes sous-régions de contrôle que celles dans le contrôle avec LMPC sont considérées dans la MPC par approche min-max pour de grandes vitesses du vent (donc trois points de fonctionnement). Les matrices de pondération  $Q$  et  $R$  sont les mêmes que la MPC non paramétrée.

Le profil de la vitesse du vent employé est donné par la figure IV.55. La figure V.56 montre les variations du coefficient de puissance obtenues par la commande robuste.

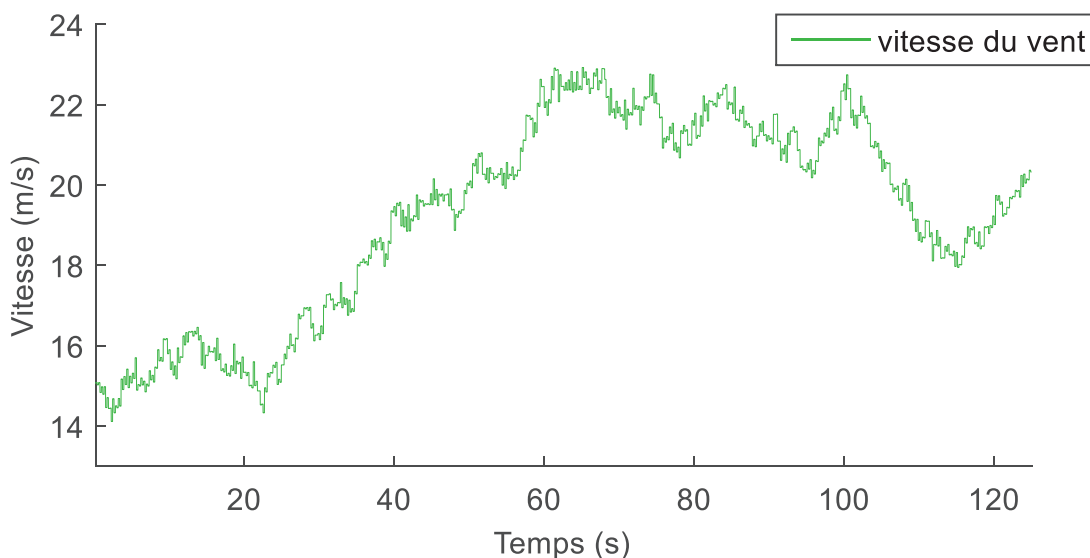
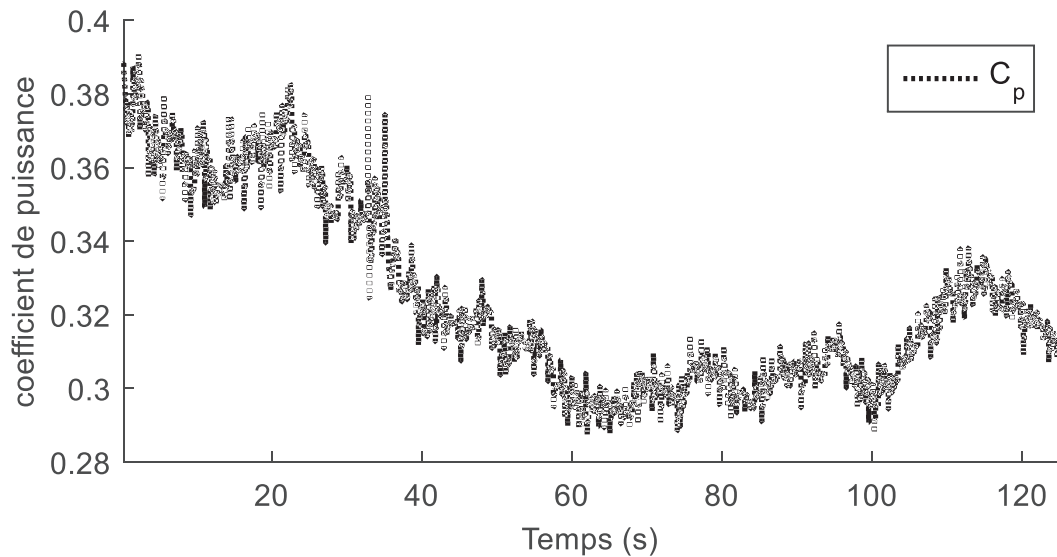
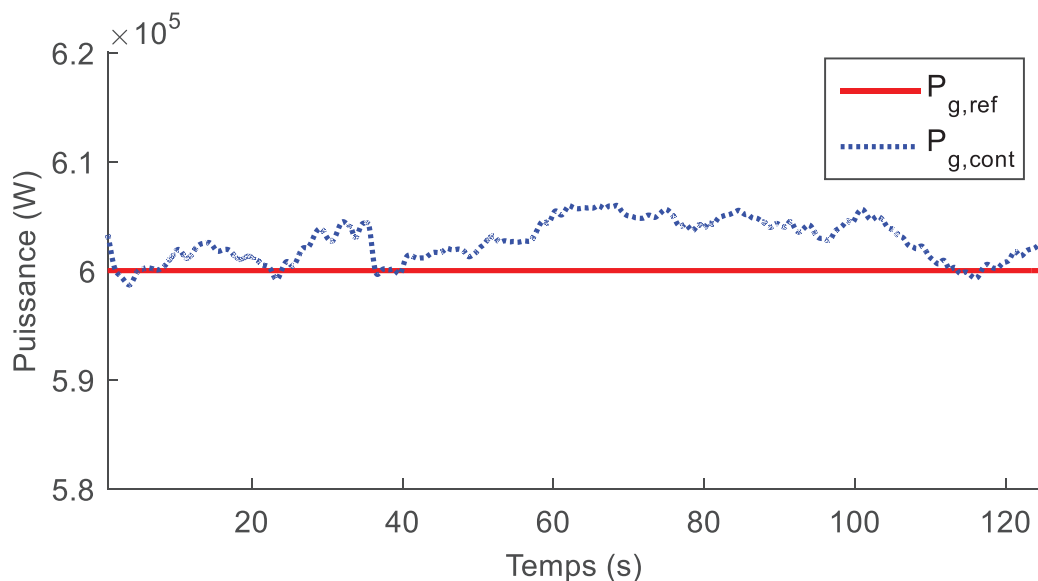


Figure IV-55 Profil de la vitesse du vent (région 3)



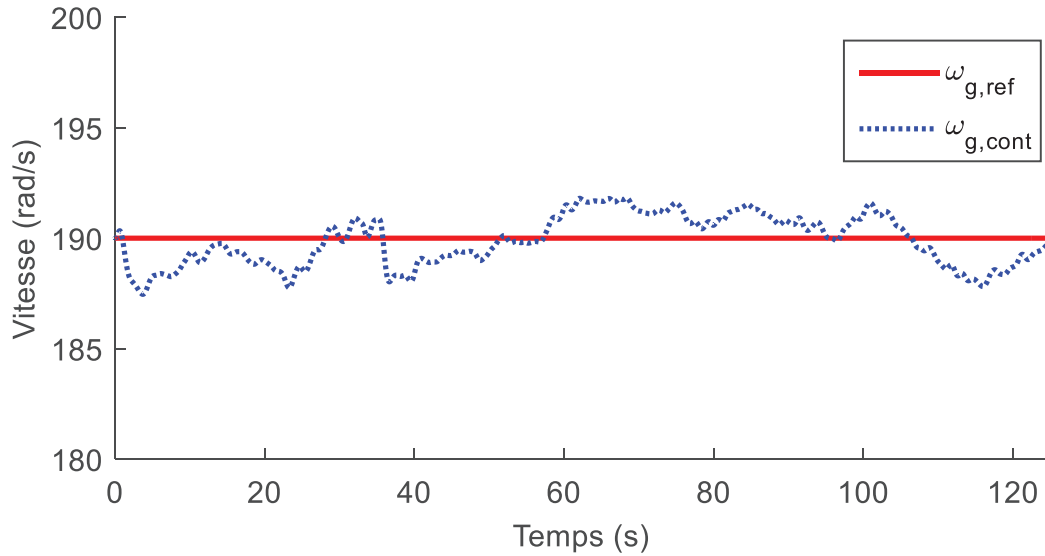
**Figure IV-56 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3)**

La figure IV.57 présente la puissance du générateur  $P_{g,cont}$  obtenue par cette stratégie de commande, qui converge vers la puissance nominale  $P_{g,n}$  mais moins bien que dans les stratégies de commande précédentes. La figure IV.58 présente la vitesse du générateur  $\omega_{g,cont}$  qui oscille autour de la vitesse nominale  $\omega_{g,n}$ . Le comportement de la sortie est donc légèrement dégradé, dans le cas de paramètres certains, par rapport à la commande MPC non paramétrée ou MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre ou Kautz. En ce qui concerne le temps de calcul, cette commande est beaucoup plus gourmande.



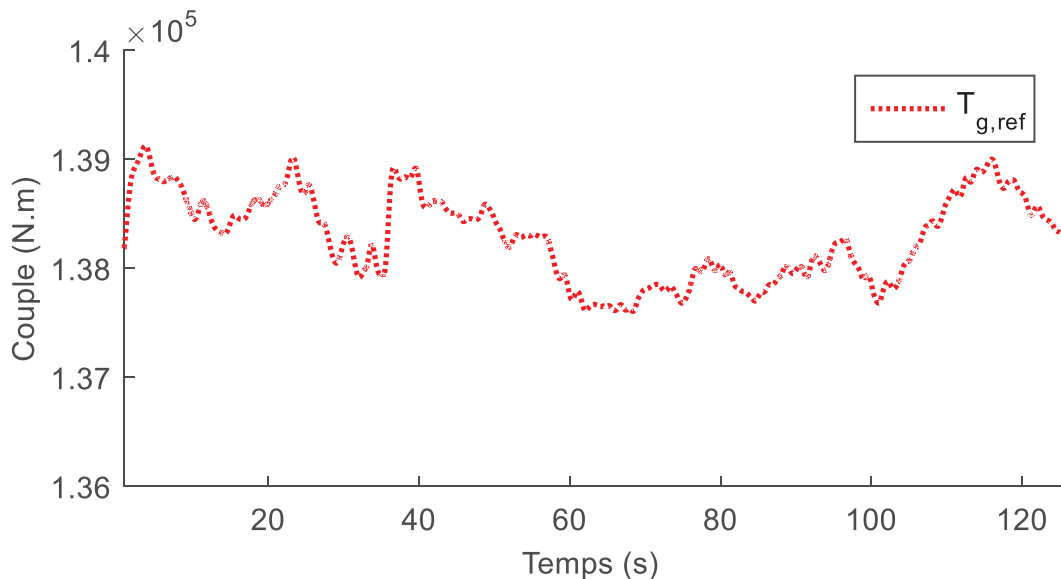
**Figure IV-57 Puissance du générateur obtenue par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3)**





**Figure IV-58 Vitesse du générateur obtenue par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3)**

Les figures IV.59 et IV.60 montrent les deux signaux de commande obtenus par la commande MPC robuste. Le couple du générateur varie entre  $T_{g,ref} = 1.37$  et  $1.39$  KN.m, alors que l'angle d'inclinaison des pôles varie entre  $\beta_{ref} = 12^\circ$  et  $30^\circ$ . Plus de variabilité du couple et moins de variation de l'angle d'inclinaison des pôles sont observées par cette stratégie de commande comparée à la commande MPC non paramétrée, la LMPC ou la KMPC, ce qui peut être avantageux pour la réduction des charges des pôles. En plus, les signaux de commande ne présentent pas beaucoup d'oscillation.



**Figure IV-59 Couple du générateur  $T_{g,ref}$  calculé par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3)**

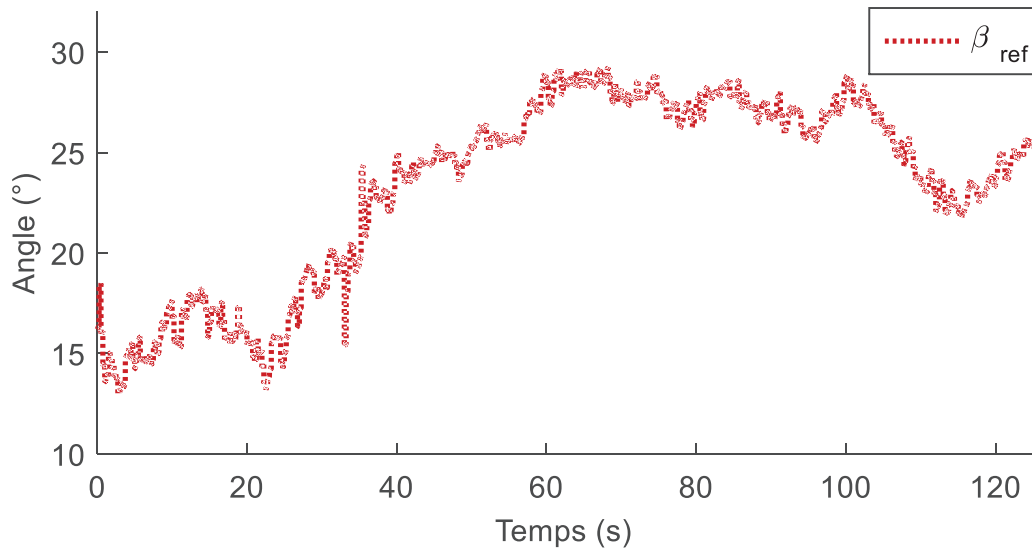


Figure IV-60 Angle de calage des pâles  $\beta_{(1,2,3)ref}$  calculé par commande MPC robuste, approche min-max, sans incertitude (région 3)

#### IV.8.2 Commande MPC robuste approche min-max avec incertitudes paramétriques

L'attention s'est spécialement portée sur la façon de prendre en considération deux paramètres incertains liés aux actionneurs d'inclinaison des pâles. En effet, les pâles peuvent être manipulées par un actionneur de type hydraulique qui peut subir un défaut dû à la présence d'air dans l'huile hydraulique. On reprend le système de l'actionneur des pâles, qui suit le modèle de deuxième ordre :

$$\frac{\beta_m}{\beta_{ref}} = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (IV.43)$$

Où  $\zeta$  est le coefficient de frottement et  $\omega_n$  la pulsation naturelle. Les valeurs nominales de ces paramètres sont :

$$\begin{cases} \zeta = \zeta_{nom} = 0.6 \\ \omega_n = \omega_{n,nom} = 11.11 \end{cases} \quad (IV.42)$$

La présence d'air dans le système hydraulique peut affecter le coefficient d'amortissement et la fréquence naturelle du système d'inclinaison des pâles. Les paramètres  $\zeta$  et  $\omega_n$  s'écartent donc de leur valeurs nominales en cas de défaut. On s'intéressera dans cette section à ce type d'incertitude (défaut).

La représentation de la commande considérée a été décrite dans le **chapitre II**. Il s'agit d'une représentation polytopique (Bayon, 2012). Cette représentation polytopique nécessite que le modèle du système éolien dépend linéairement de ces paramètres incertains ( $\omega_n$  et  $\zeta$ ), ce qui n'est pas le cas dans l'équation III.29. Pour obtenir cette représentation polytopique, à partir des matrices d'états, on procède à un changement de variables. Ce changement de variable a également été utilisé par (Sloth et al., 2011) pour une commande linéaire à paramètre invariants (LPV).

## CHAPITRE IV

Le modèle du système d'orientation des pâles (équation IV.43) peut s'écrire sous la forme de représentation d'états suivante :

$$\begin{cases} \dot{\beta}(t) = -2\zeta\omega_n\beta(t) + \dot{\beta}(t) \\ \ddot{\beta}(t) = -\omega_n^2\beta(t) + \omega_n^2\beta_{\text{ref}}(t) \end{cases} \quad (\text{IV.43})$$

Dans l'équation III.29 du modèle, on a deux termes qui sont non linéaires en fonction des incertitudes  $\zeta$  et  $\omega_n$  :

$$\begin{cases} a_{55} = -2\zeta\omega_n \\ a_{65} = -\omega_n^2 \end{cases} \quad (\text{IV.44})$$

Le changement de variable considéré est le suivant (Sloth et al., 2011) :

$$\begin{cases} a_{55}(t) = -(2(1 - \alpha_F(t))\zeta_n\omega_{n_n} + \alpha_F(t)\zeta_F\omega_{n_F}) \\ a_{65}(t) = -((1 - \alpha_F(t))\omega_{n_n}^2 + \alpha_F(t)\omega_{n_F}^2) \end{cases} \quad (\text{IV.45})$$

Avec :

$$0 < \alpha_F(t) < 1 \quad (\text{IV.46})$$

Tels que :

- $\zeta_n = 0.6$  : est le coefficient d'amortissement nominal ;
- $\omega_{n_n} = 11.11$  [rad/s] : est la pulsation naturelle nominale ;
- $\zeta_F = 0.9$  : est le coefficient d'amortissement en présence d'un grave défaut ;
- $\omega_{n_F} = 3.42$  [rad/s] : est la pulsation naturelle en présence de défaut ;
- $\alpha_F(t)$  : est une variable qui décrit la sévérité du défaut ;

Avec ce changement de variable, le modèle du système éolien (équation III.29) devient linéaire par rapport au paramètre incertain  $\alpha_F(t)$ , qui varie entre 0 et 1 (respectivement : dans le cas de fonctionnement nominal et dans le cas de présence de défaut grave).

La représentation du modèle du système éolien devient :

$$\begin{cases} x^i(k+1) = \tilde{A}^i x^i(k) + \tilde{B}^i u^i(k) + E^i d^i(k) \\ y^i(k) = \tilde{C}^i x^i(k) \end{cases} \quad (\text{IV.47})$$

Avec :

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}^i & \tilde{B}^i \\ \tilde{C}^i & 0_{2 \times 2} \end{bmatrix} = \sum_j \alpha_j \begin{bmatrix} A_j^i & B_j^i \\ C_j^i & 0_{2 \times 2} \end{bmatrix} \quad (\text{IV.48})$$

Avec :

$$\sum_j \alpha_j = 1 \quad (\text{IV.49})$$

## CHAPITRE IV

Les matrices d'états constituent donc un polyèdre  $\Omega$  à deux sommets, qui correspondent aux valeurs de  $\alpha_F(t) = 0$  et  $\alpha_F(t) = 1$ . Ce polyèdre est donné par :

$$\Omega = \{ [\tilde{A}^i \quad \tilde{B}^i \quad \tilde{C}^i] = \sum_{j=1}^2 \alpha_j [A_j^i \quad B_j^i \quad C_j^i]; \sum_{j=1}^2 \alpha_j = 1 \text{ et } \alpha_j \leq 1 \} \quad (\text{IV.50})$$

(Remarque :  $\alpha_j \neq \alpha_F$ ).

### IV.8.2.1 Problème d'optimisation

Le problème d'optimisation de la commande prédictive par approche min-max avec incertitudes est le même que celui dans le cas sans incertitudes (développé dans la section précédente). La seule différence réside dans la prise en considération des deux sommets du polyèdre défini dans équation IV.50. Le critère qui définit le problème d'optimisation à chaque instant  $k$ , est donné par l'équation II.80 :

$$J = \sum_{j=1}^{N_p} x^i(k+j)^T Q_c x^i(k+j) + u^i(k+j)^T R_c u^i(k+j) \quad (\text{IV.51})$$

La solution à chaque instant  $k$ , est donnée par :

$$\min_{\gamma, Q, Y} \gamma$$

Tels que :

$$\gamma \geq 0$$

$$\begin{bmatrix} 1 & x(k)^T \\ x(k) & Q \end{bmatrix} \geq 0$$

$$\begin{bmatrix} Q & QA_j^T + Y^T B_j^T & QQ_1^{\frac{1}{2}} & Y^T R_2^{\frac{1}{2}} \\ A_j Q + B_j Y & Q & 0 & 0 \\ Q_1^{\frac{1}{2}} Q & 0 & \gamma I & 0 \\ R_2^{\frac{1}{2}} Y & 0 & 0 & \gamma I \end{bmatrix} \geq 0, \quad j = 1, 2 \quad (\text{IV.52})$$

Avec :

$$\begin{cases} F = YQ^{-1} \\ Q = \gamma P^{-1} \end{cases} \quad (\text{IV.53})$$

En prenant en compte les contraintes sur les entrées :

$$\begin{aligned} \beta_{\min} &< \beta_{\text{ref}}(k+j) < \beta_{\max} \\ \Delta\beta_{\min} &< \Delta\beta_{\text{ref}}(k+j) < \Delta\beta_{\max} \\ T_{\min} &< T_{\text{ref}}(k+j) < T_{\max} \end{aligned} \quad (\text{IV.54})$$

### IV.8.2.2 Contrôle MPC de l'éolienne avec une grande vitesse de vent (région 3), approche min-max, avec incertitudes

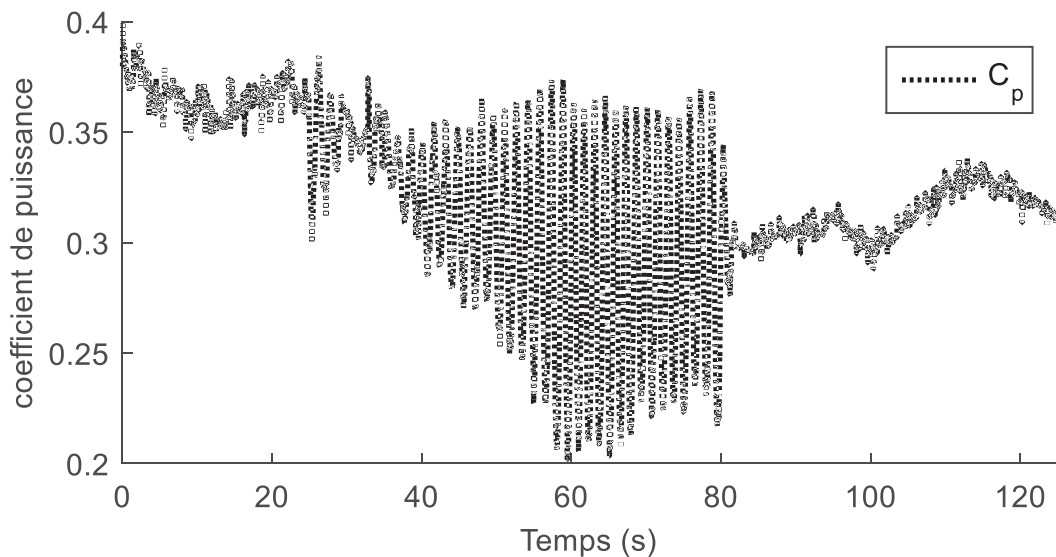
Les mêmes sous-régions de contrôle de la région 3 utilisées auparavant sont considérées ici (donc trois points de fonctionnement). Les matrices de pondération Q et R sont également les mêmes.

Afin d'introduire un défaut, les paramètres  $a_{55}$  et  $a_{65}$  sont utilisés pour simuler une incertitude paramétrique. Ces paramètres sont maintenus à leur valeurs nominales toute la simulation sauf de 25 à 80 s où un défaut est supposé avoir lieu, comme suit :

$$\begin{cases} a_{55} = 2\zeta\omega_n = 2 \times 0.718 \times 4.78 \\ a_{65} = \omega_n^2 = (4.78)^2 \end{cases} \quad \text{de 25 s à 80 s}$$

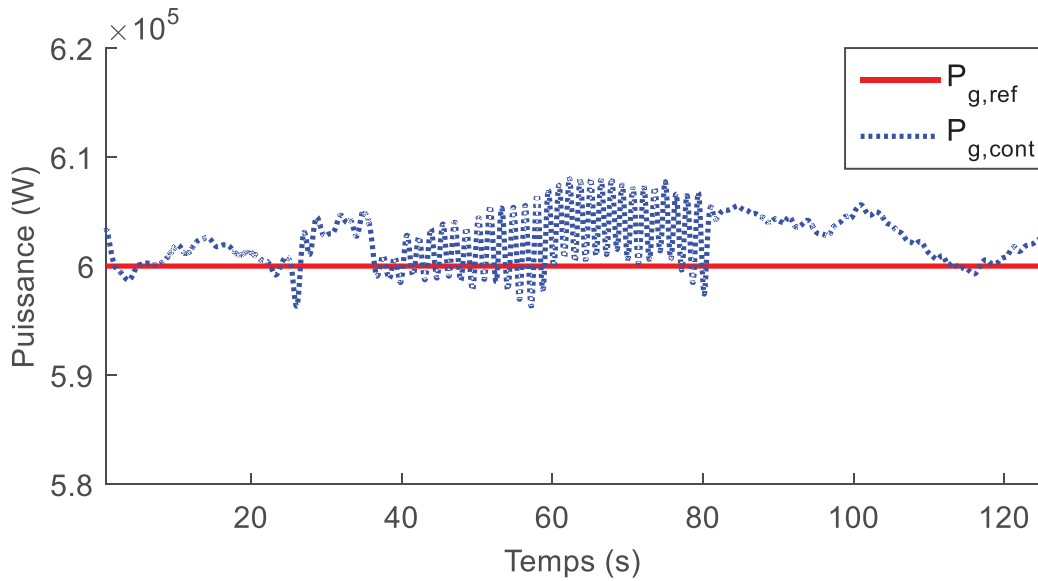
Ceci correspond à une valeur de  $\alpha_F = 0.9$ .

Le profil de la vitesse du vent utilisé est donné par la figure IV.55. Le coefficient de puissance est présenté dans la figure V.61. On peut remarquer qu'il a la même allure que dans la figure IV.56 mais avec des variations plus importantes.

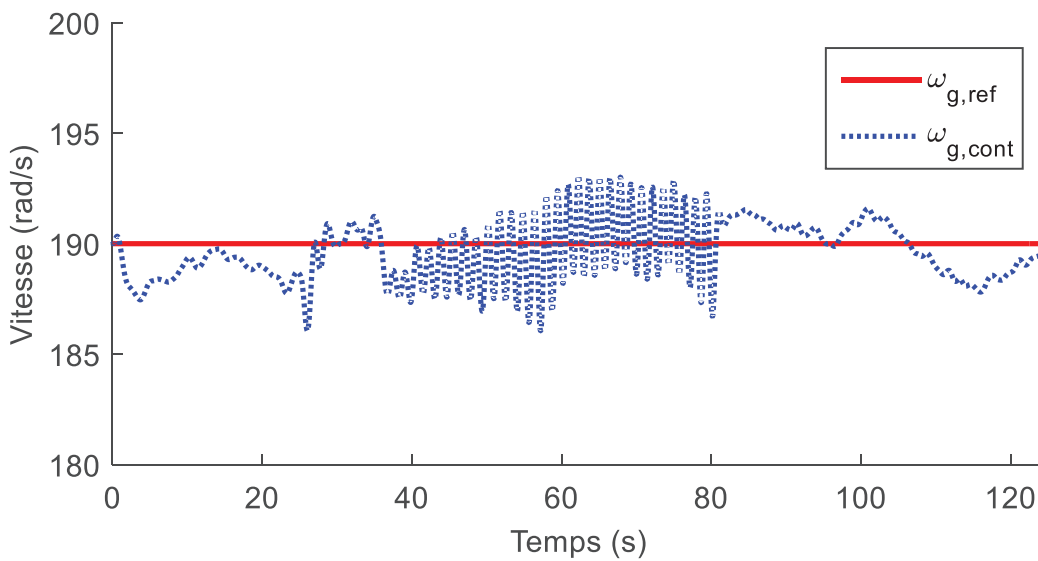


**Figure IV-61 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s**

La figure IV.62, montre la puissance du générateur obtenue avec la commande prédictive robuste. Cette puissance a les mêmes valeurs que celle obtenue dans le cas sans défaut (de 0 s à 25 s et de 80 s à 120 s), alors qu'en présence de défaut, elle présente d'importantes fluctuations mais autour de la valeur nominale de puissance. De même, pour la vitesse du générateur, montrée dans la figure IV.63, d'importantes fluctuations sont observées entre 25 s et 80 s mais restent proche de la valeur nominale. Ces fluctuations sont acceptables et la stratégie permet de bien remédier au défaut.



**Figure IV-62** Puissance du générateur obtenue par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s



**Figure IV-63** Vitesse du générateur obtenue par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s

La figure IV.64 montre le signal de commande  $\beta_{ref}$ , qui présente aussi d'importantes oscillations lors de la présence de défaut. Le deuxième signal de commande, le couple du générateur  $T_{g,ref}$ , est présenté dans la figure IV.65, également avec des variations importantes en présence de défaut. Afin de mieux estimer l'apport de cette commande, en présence et en absence d'incertitude, une étude comparative entre les différentes méthodes proposées est menée dans la section suivante.

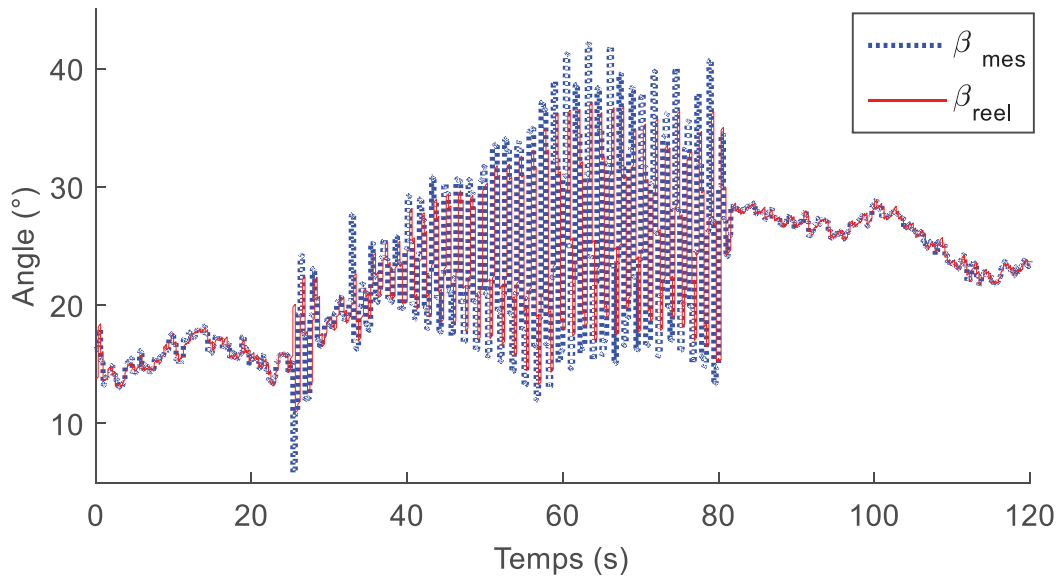


Figure IV-64 Angles de calage des pôles  $\beta_{(1,2,3)mes}$  calculé par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s

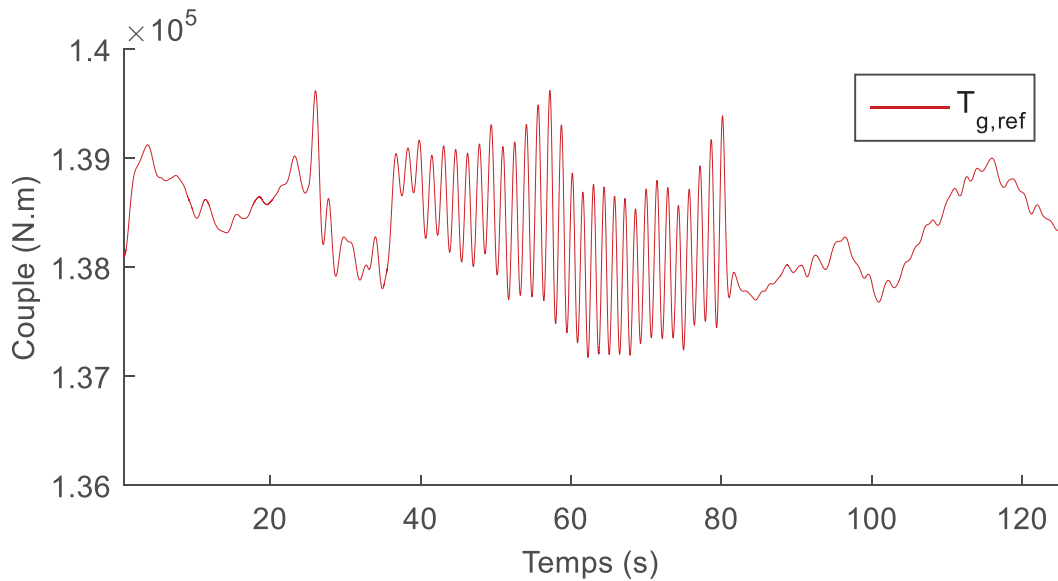


Figure IV-65 Couple du générateur  $T_{g,ref}$  calculé par la commande MPC robuste, approche min-max, avec incertitude paramétrique entre 25 et 80 s

### IV.9 Etude comparative entre les différentes stratégies de contrôle

Une première étude comparative est faite entre les différentes stratégies de commande sans incertitude paramétrique afin de comparer

- les performances, entre les stratégies de commande basées sur le PI, MPC, LMPC, KMPC, MPC par approche min-max (nommée RMPC, comme robuste),
- le temps de calcul entre la MPC, la LMPC et la RMPC.

## CHAPITRE IV

Dans la deuxième étude, un défaut est introduit sur le système d'orientation des pâles, en changeant  $\zeta$  et  $\omega_n$ . Dans cette étude, on compare la robustesse de la commande MPC par approche robuste et la LMPC.

### IV.9.1 Sans défaut

Le profil de vent pris en considération est présenté dans la figure IV.66. Le coefficient de puissance pour les différentes commandes est montré dans la figure IV.67, où un résultat équivalent est obtenu avec les différentes stratégies de commande sauf pour la commande prédictive robuste par approche min-max.

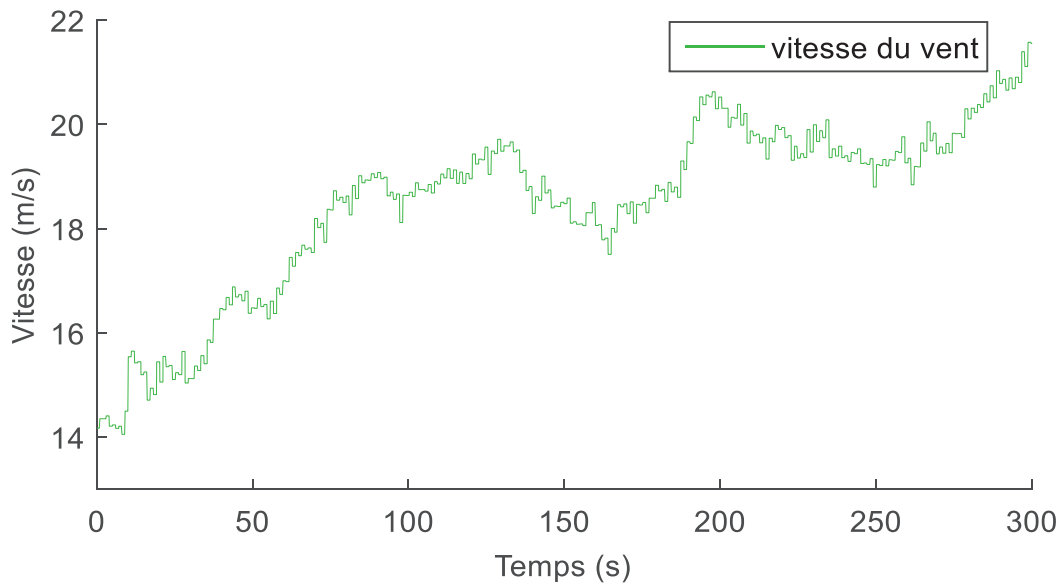


Figure IV-66 Profil de la vitesse du vent (région 3)

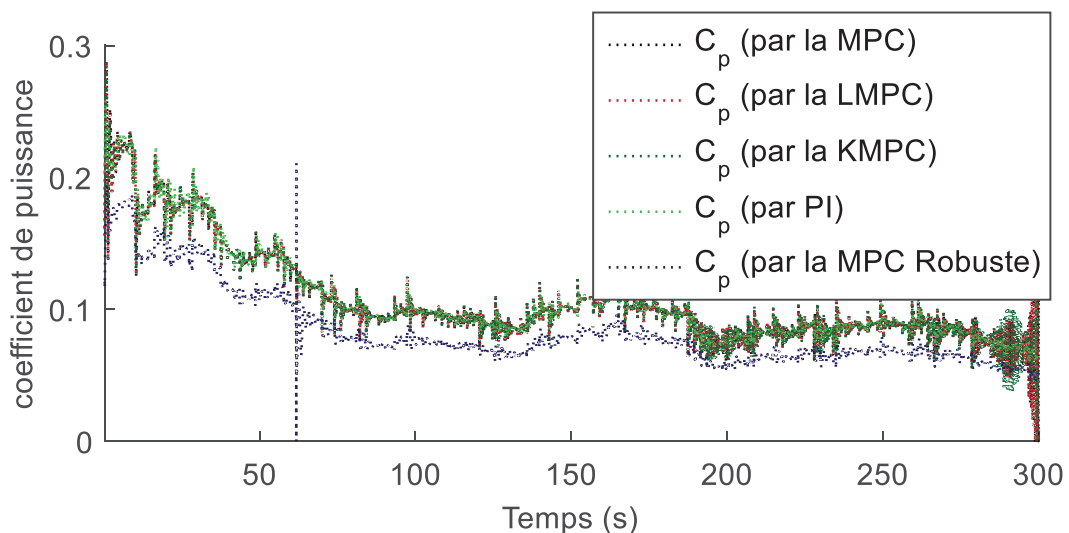
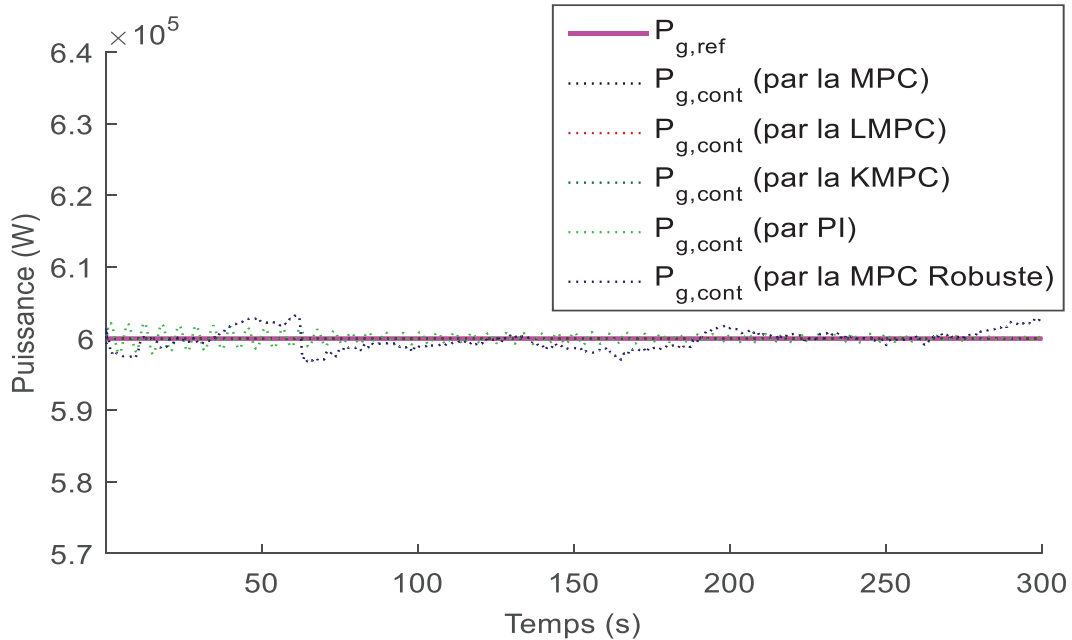


Figure IV-67 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut)

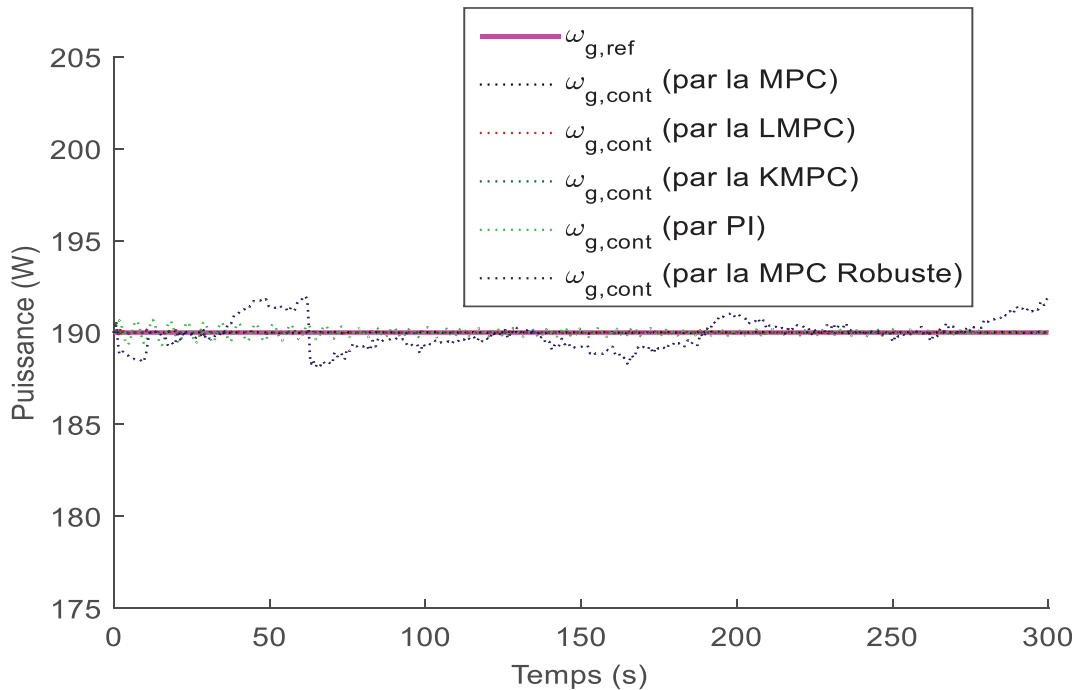


## CHAPITRE IV

La puissance du générateur obtenue est montrée sur la figure IV.68. On remarque une meilleure performance de poursuite de la trajectoire réalisée par les commandes MPC non paramétrée, MPC paramétrée par Laguerre et MPC paramétrée par Kautz que la commande PI (qui oscille autour de la valeur nominale) ou la commande MPC robuste (qui s'éloigne de la valeur nominale un peu, mais reste douce sans oscillations). La même remarque peut être faite sur la vitesse du générateur (figure IV.69).



**Figure IV-68 Puissances du générateur obtenue par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut)**



**Figure IV-69 Vitesse du générateur obtenue par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut)**

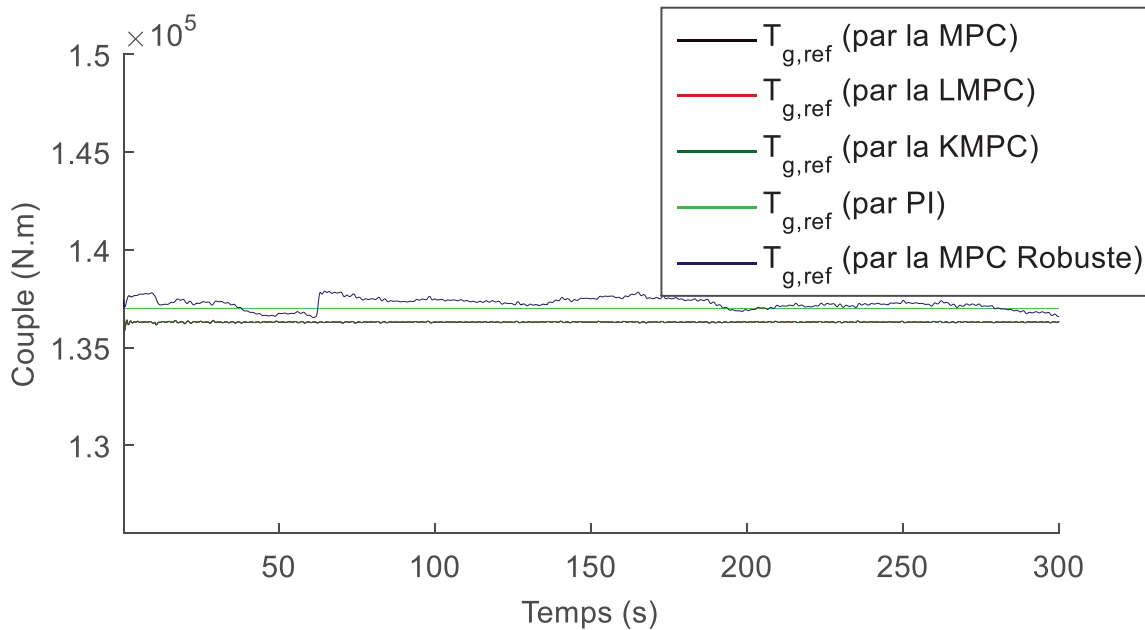
## CHAPITRE IV

Le temps de calcul de ces stratégies de commande est très différent comme le montre le **tableau IV. 3**. Le temps de calcul de la commande PI est pratiquement négligeable. Les commandes MPC non paramétrée ou MPC robuste sont les plus exigeantes en ce qui concerne le temps de calcul, et nécessitent donc des ressources plus importantes. La paramétrisation par les fonctions de Laguerre ou de Kautz permet de réduire le temps de calcul de manière importante.

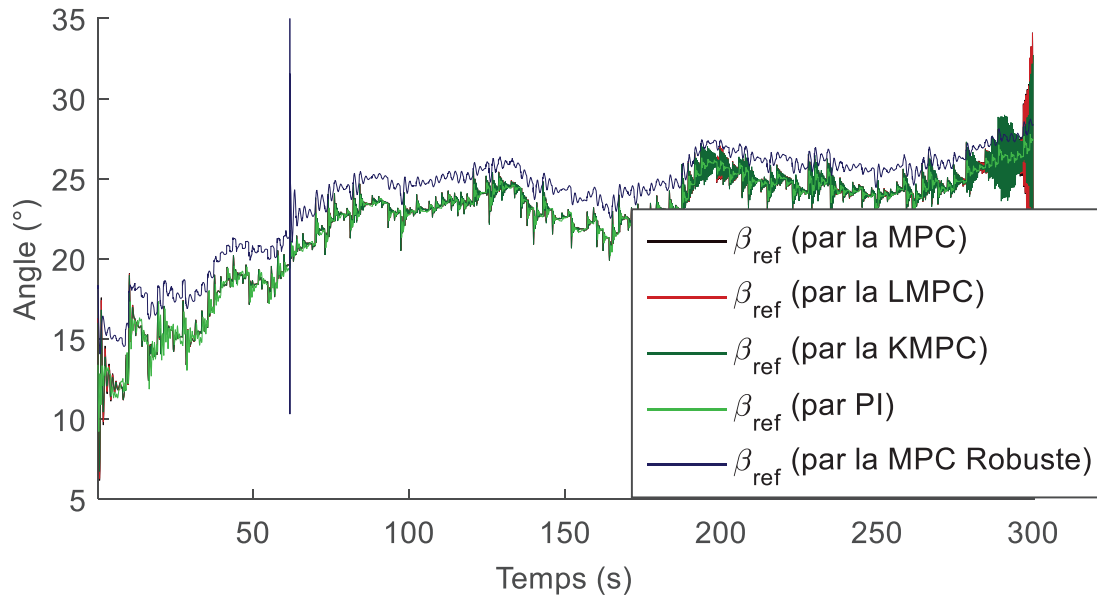
**Table IV-3 Temps de calculs des différentes stratégies de commande**

Stratégie de commande	Temps de calcul de 350s de temps simulation (min)
PI	0.5
MPC non paramétrée	44
LMPC	29
KMPC	30
MPC robuste approche min-max	42

Les signaux de commande sont montrés les figures IV.70 et IV.71. Les signaux de commande obtenus par la MPC, la LMPC, la KMPC et le PI sont presque superposés et la commande MPC robuste est légèrement différente, mais sans risque alarmant.



**Figure IV-70 Couple du générateur  $T_{g,ref}$  calculé par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut)**



**Figure IV-71 Angle de calage pâles  $\beta_{(1,2,3)ref}$  calculé par la commande MPC non paramétrée, LMPC, KMPC, PI et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut)**

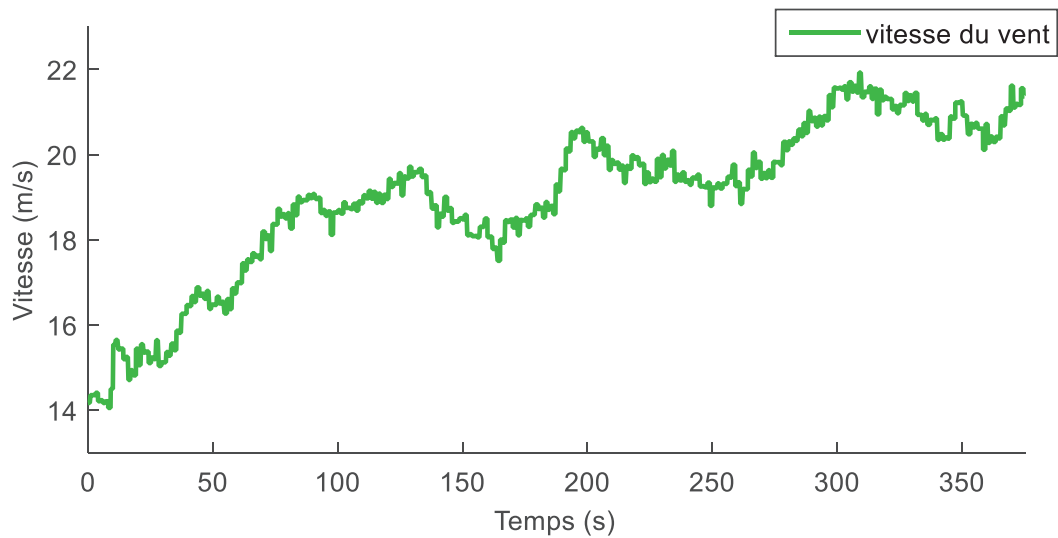
#### IV.9.2 Avec défaut

Dans cette section, les paramètres  $a_{55}$  et  $a_{65}$  sont maintenus à leur valeurs nominales durant toute la simulation sauf pour les périodes suivantes où ils sont utilisés pour simuler un défaut, ou une incertitude paramétrique, comme suit :

$$\begin{cases} a_{55} = 2\zeta\omega_n = 2 \times 0.718 \times 4.78 \\ a_{65} = \omega_n^2 = (4.78)^2 \end{cases} \quad \text{de 20 s à 60 s}$$

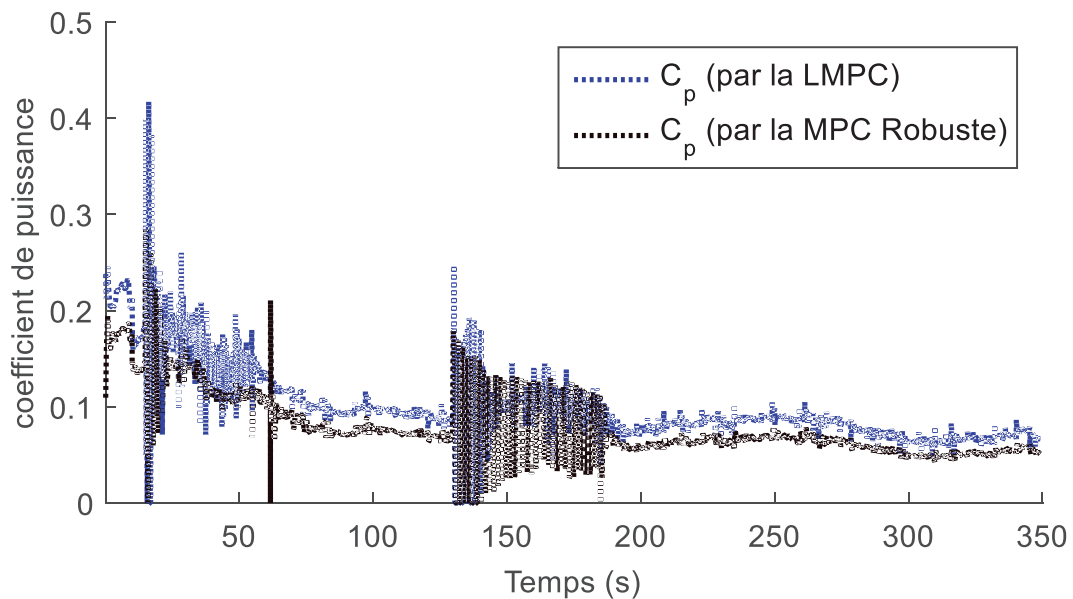
et

$$\begin{cases} a_{55} = 2\zeta\omega_n = 2 \times 0.065 \times 5.83 \\ a_{65} = \omega_n^2 = (5.83)^2 \end{cases} \quad \text{de 130 s à 185 s}$$



**Figure IV-72 Profil de la vitesse du vent (région 3)**

Le profil de la vitesse de vent utilisé est donné par la figure IV.72, qui se situe dans la région 3, multivariable. Une comparaison entre la commande MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre (LMPC) avec la commande MPC robuste (RMPC) est donnée dans les figures IV.73-IV.78. Le coefficient de puissance est présenté dans la figure IV.73. On remarque que les deux stratégies, LMPC et MPC robuste, sont affectées par la présence de défaut.



**Figure IV-73 Coefficient de puissance  $C_p$  obtenu par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, avec défaut)**

La puissance du générateur commandée par la LMPC et la RMPC est présentée dans la figure IV.74. On remarque une bonne poursuite de la puissance nominale avec la commande paramétrée même en présence de défauts, mais avec la commande RMPC, on constate aussi une bonne poursuite avec des oscillations lors de la présence du défaut.

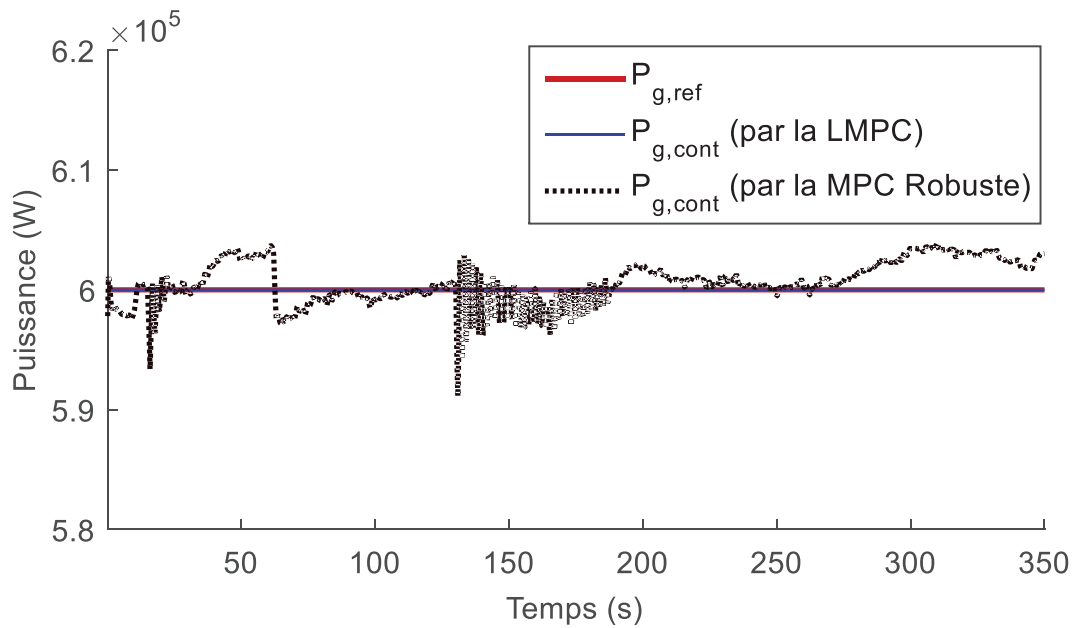


Figure IV-74 Puissance du générateur obtenue par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, avec défaut)

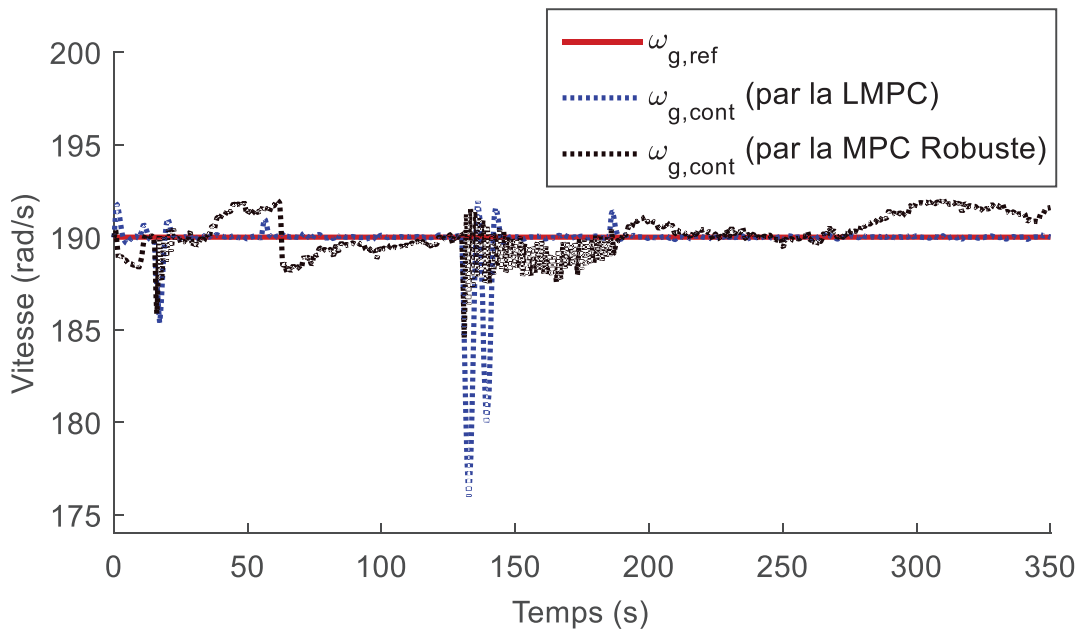


Figure IV-75 Vitesse du générateur obtenue par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, sans défaut)

Concernant la vitesse de la génératrice, elle suit la vitesse nominale pour les deux méthodes en l'absence de défaut. En présence de défaut, la vitesse de la génératrice oscille pour les deux méthodes, mais ces oscillations sont d'une amplitude plus grande pour la méthode LMPC que la RMPC. On note cependant que la commande MPC s'accommode quand même au défaut

## CHAPITRE IV

rapidement et rejoint la consigne, pendant le défaut. Le couple du générateur est montré dans la figure IV.76. L'angle de calage des pâles est montré dans la figure IV.77 pour la stratégie de commande LMPC et dans la figure IV.78 pour la stratégie de commande RMPC. On peut voir l'action des deux stratégies pour remédier au défaut.

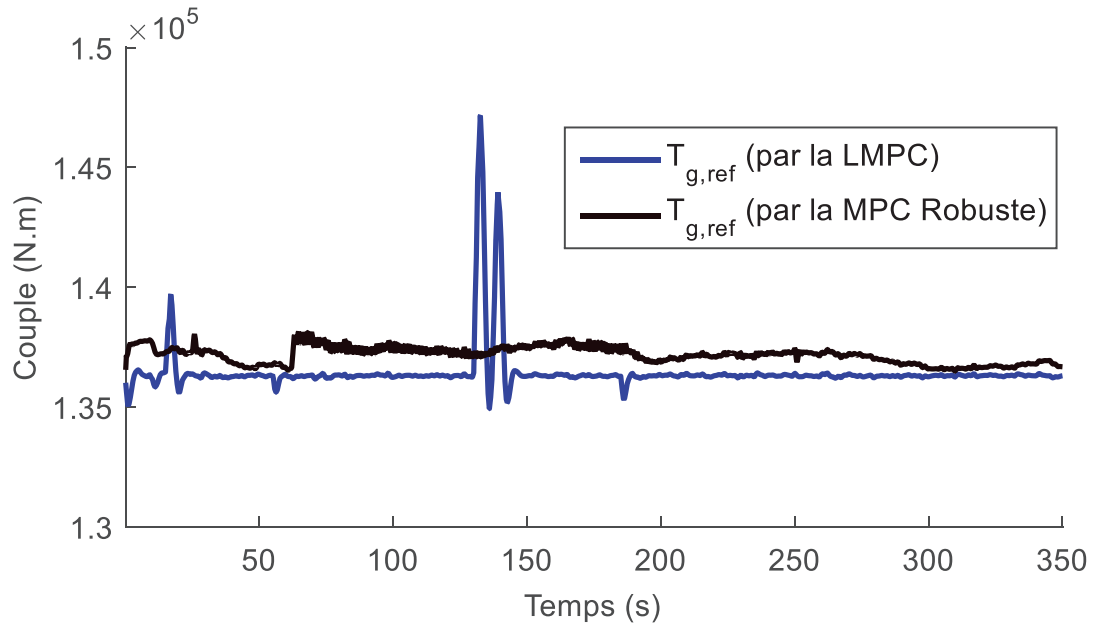


Figure IV-76 Couple du générateur  $T_{g,ref}$  calculé par la commande LMPC et MPC robuste approche min-max (région 3, avec défaut)

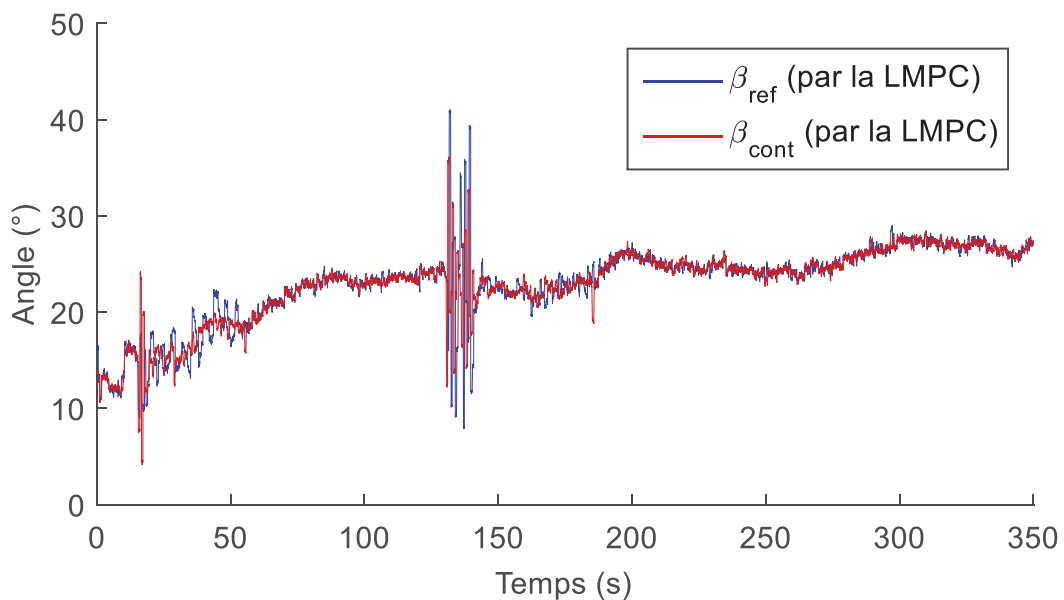


Figure IV-77 Angle de calage pâles ( $\beta_{(1,2,3)ref}$ ,  $\beta_{(1,2,3)cont}$ ) calculé par la commande LMPC (région 3, avec défaut)

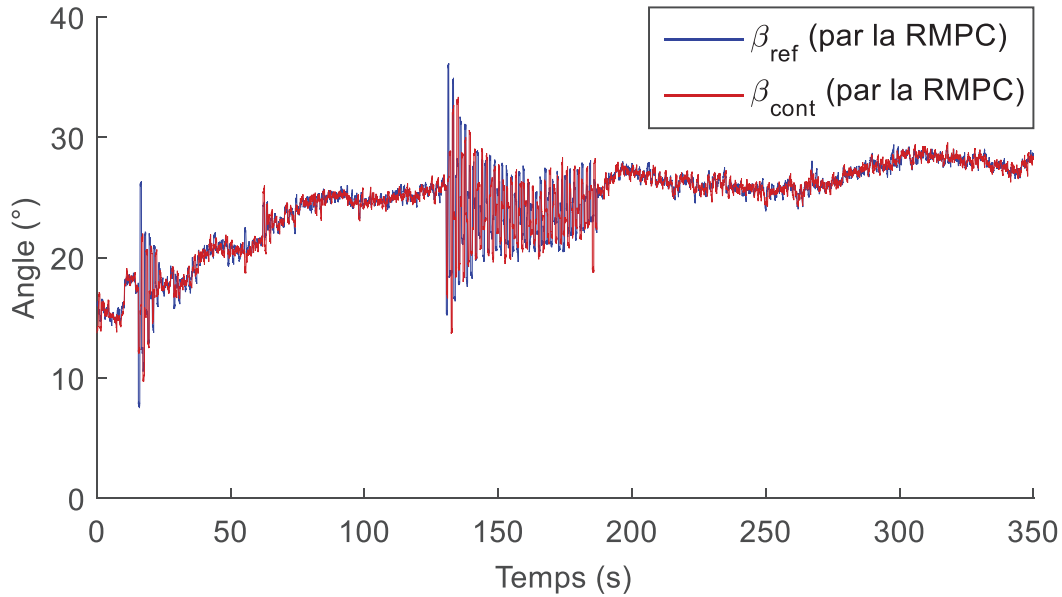


Figure IV-78 Angle de calage pâles ( $\beta_{(1,2,3)ref}$ ,  $\beta_{(1,2,3)cont}$ ) calculé par la commande LMPC (région 3, avec défaut)

#### IV.10 Conclusion

Dans ce chapitre, deux régions de commande ont été considérées. La première (**région 2**) est appelée région de charge partielle vu que la puissance  $P_a(t)$  est inférieure à la puissance nominale. La deuxième (**région 3**) est appelée région de charge pleine.

L'objectif de commande dans la région de charge partielle, est la poursuite de la vitesse optimale du générateur, cette vitesse assure un ratio de vitesse constant et optimal ( $\lambda_{opt}$ ), dans le but de garder le coefficient de puissance à sa valeur maximale ( $C_{p,max}$ ) et donc de maximiser la puissance. Cet objectif de commande est assuré par le couple du générateur, qui représente la seule variable de commande dans cette région. Les stratégies de commande appliquées (classiques et modernes) dans cette région : commande prédictive paramétrée, non paramétrée et régulateur PI, sont identiques, du fait qu'on a une seule entrée de commande, néanmoins la commande prédictive peut prendre en compte les saturations de la commande. Des simulations des commandes PI, MPC, LMPC et KMPC appliquées au système éolien, ont été réalisées et discutées dans ce chapitre.

L'objectif de commande de la région de charge totale, est de garder la puissance et la vitesse du générateur à leur valeur nominale ( $P_{g,n}$  et  $\omega_{g,n}$  respectivement) malgré les fortes vitesses du vent. Cet objectif est classiquement atteint par les variations de l'angle d'inclinaison des pâles obtenue par un régulateur PI, et un couple du générateur constant et égale à sa valeur nominale ( $T_{g,n}$ ). Cette stratégie de contrôle classique (le contrôleur PI monovariante) présente des inconvénients majeurs. En effet, l'utilisation de l'angle d'inclinaison des pâles seul pour la régulation de la vitesse du générateur peut causer de lourde charge sur le système et réduire sa durée de vie, et en plus, le correcteur PI ne prend pas en compte les contraintes des actionneurs. Pour réduire les charges sur le système d'orientation des pâles, la stratégie de contrôle multivariable basée sur la commande prédictive est appliquée. L'objectif est atteint avec les deux variables de commande (couple du générateur et angle d'inclinaison des pâles)

## CHAPITRE IV

tout en tenant en compte des contraintes. Cette méthode présente aussi un inconvénient, discuté dans le chapitre II. En effet, la commande prédictive est elle aussi soumise à des contraintes du temps de résolution du problème d'optimisation. Ainsi, pour réduire le temps de calcul, la paramétrisation de la trajectoire de commande est réalisée par les fonctions de Laguerre et de Kautz. Cette stratégie de commande, présente un avantage majeur, pour des paramètres (nombre et pôles) bien choisis des fonctions orthogonales, les pôles obtenus en boucle fermée par LMPC et la KMPC, du système éolien augmenté avec les sorties, se superposent sur les pôles obtenus par le régulateur linéaire quadratique (discret).

A la suite la commande prédictive est appliquée dans le cas sans défauts et avec défauts (défauts de type actionneur), où les défauts sont considérés comme des incertitudes paramétriques. Deux études comparatives ont été réalisées. Une première étude a été réalisée, basée sur les performances et temps de calcul (entre le régulateur PI, la commande prédictive non paramétrée MPC, commande prédictive paramétrée LMPC et KMPC) et la commande prédictive robuste. Une deuxième étude a été réalisée basée sur la robustesse vis-à-vis de défaut de type actionneur (actionneur des pâles). Ces études ont montré que la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre est plus performante et présente un faible temps de simulation par rapport aux autres MPCs. Mais, en présence de défaut, l'étude comparative a montré que la commande prédictive par approche min-max est plus robuste que la commande prédictive paramétrée.



## V Commande tolérante aux défauts du système éolien

Dans ce chapitre, la commande tolérante aux défauts est réalisée pour compenser les défauts des actionneurs dans la turbine éolienne en utilisant la commande prédictive MPC. On reprend la commande MPC paramétrée, afin d'améliorer le conditionnement numérique du problème d'optimisation de la commande MPC. Mais, au lieu de formuler le problème pour poursuivre une trajectoire sous contrainte, l'objectif de la commande est de calculer la compensation à considérer par la commande existante sur le système éolien afin de la rendre tolérante aux défauts. Donc, on gardera la commande existante, qui peut être de type PI ou autre (par exemple pour satisfaire les demandes de l'industriel qui souhaite garder sa commande établie). Et on calculera uniquement  $\Delta u$  à considérer pour permettre la commande existante de compenser le défaut. Il convient de rappeler qu'on a vu dans le chapitre précédent que les commandes MPC et MPC robustes s'accommodent aux défauts, et qu'il vaut mieux garder un seul bloc de commande MPC pour les deux objectifs de la poursuite de trajectoire ainsi que pour la compensation de défaut, quand c'est possible.

Les défauts considérés sont de type actionneur,

- un défaut sur l'actionneur d'orientation des pâles,
- un défaut sur le couple du générateur.

Pour permettre la compensation des défauts, une étape de détection et d'estimation de défauts est nécessaire. Les défauts sur le système d'inclinaison des pâles sont caractérisés par une variation au niveau de la dynamique de l'actionneur, comme on l'a vu dans le chapitre précédent. Par conséquent, l'estimation de ces variations est effectuée avec un observateur de type-Kalman. Le défaut dû au couple du générateur correspond à un offset. L'estimation de ce défaut est donc basée sur l'écart entre la valeur mesurée et celle désirée. La correction de ce défaut est réalisée simplement par un contrôleur feed-forward, alors que la correction du défaut de l'actionneur de l'orientation des pâles est réalisée par la commande MPC paramétrée.

### V.1 Formulation de la MPC pour la compensation

La formulation de la commande MPC pour la compensation est basée sur les travaux de (Yang and Maciejowski, 2012) et est modifiée ici dans le but d'introduire les fonctions orthogonales de Laguerre et de Kautz (Benlahrache et al., 2015).

Pour ce faire, on considère le système d'état discret dans le cas d'un fonctionnement nominal (sans défauts) :

$$\begin{cases} x_n(k+1) = A_n x_n(k) + B_n \Delta u_n(k) \\ y_n(k) = C_n x_n(k) \end{cases} \quad (V.1)$$

Et on utilise le système d'état discret suivant en présence de défauts :

$$\begin{cases} x_f(k+1) = A_f x_f(k) + B_f \Delta u_{comp}(k) \\ y_f(k) = C_n x_f(k) + v \end{cases} \quad (V.2)$$

## CHAPITRE V

L'objectif de la commande prédictive compensatrice est de calculer pour chaque pas d'échantillonnage  $k$ , le vecteur d'entrée :

$$\Delta U_{\text{comp}} = [\Delta u_{\text{comp}}(k), \dots, \Delta u_{\text{comp}}(k + N_c - 1)] \quad \text{où } N_c \text{ est l'horizon de contrôle}$$

Ce vecteur minimise la différence entre la sortie du système réel (en présence de défaut) et la sortie du système nominal,  $e = y_n - y_f$ , sur l'horizon de prédiction  $N_p$ .

$\Delta u_{\text{comp}}(k)$  est l'entrée de contrôle à calculer par MPC pour la compensation de défaut. On peut voir que la sortie nominale  $y_n$  est indépendante de  $\Delta u_{\text{comp}}(k)$ . De ce fait, on peut dire que la sortie nominale  $y_n$  est constante sur tout l'horizon de prédiction. Mais,  $y_f$  doit être calculé sur le long de l'horizon de prédiction, en utilisant le modèle défectueux (système **V.2**), qui est estimé par l'observateur de type-Kalman.

Dans le but de permettre la minimisation des variations d'états ainsi que la compensation des défauts, on considère le système augmenté suivant, qui est largement utilisé dans la conception de la commande MPC :

$$\begin{aligned} \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta x_f(k+1) \\ y_f(k+1) \end{bmatrix}}_{x(k+1)} &= \underbrace{\begin{bmatrix} A_f & 0 \\ C_n A_f & I \end{bmatrix}}_A \underbrace{\begin{bmatrix} \Delta x_f(k) \\ y_f(k) \end{bmatrix}}_{x(k)} + \underbrace{\begin{bmatrix} B_f \\ C_n B_f \end{bmatrix}}_B \Delta u_{\text{comp}}(k) \\ y(k) &= \underbrace{[0 \quad I]}_C \begin{bmatrix} \Delta x_f(k) \\ e(k) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (\text{V.3})$$

Avec :

$$\Delta x_f(k+1) = x_f(k+1) - x_f(k)$$

$$\text{Et : } \Delta u_{\text{comp}}(k+1) = u_{\text{comp}}(k+1) - u_{\text{comp}}(k)$$

Où 0 et I sont des matrices zéro et identité avec des dimensions appropriées.

Sur l'horizon de prédiction, le système devient,

$$(j = 0, \dots, N_p - 1), \quad \Delta U_{\text{comp}} = [\Delta u_{\text{comp}}(k), \dots, \Delta u_{\text{comp}}(k + N_c - 1)]:$$

$$x(k+j) = A^j x(k) + \sum_{i=0}^{\min(j, N_c-1)} A^{j-i-1} B \Delta u_{\text{comp}}(k+i) \quad (\text{V.4})$$

Comme  $y_n$  est constante sur l'horizon de prédiction, on a  $\dot{e} = \dot{y}_f - \dot{y}_n = \dot{y}_f$ , et on peut donc remplacer  $y_f(k+1)$  par  $e(k+1)$  dans le système augmenté (V.3). Les variables d'états peuvent donc être formulées par la relation suivante :

$$x(k) = \begin{bmatrix} \Delta x_f(k) \\ y_f(k) - y_n(k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta x_f(k) \\ e(k) \end{bmatrix} \quad (\text{V.5})$$

La fonction du coût à optimiser doit permettre de minimiser l'erreur "e", la variation de la commande  $\Delta U_{\text{comp}}$  et la variation d'états  $\Delta x_f(k)$ :

## CHAPITRE V

$$J = \sum_{j=1}^{N_p} x(k+j)^T Q x(k+j) + \sum_{j=0}^{N_c-1} \Delta u_{\text{comp}}(k+j)^T R \Delta u_{\text{comp}}(k+j) \quad (\text{V.6})$$

Où :

Q et R sont des matrices de pondération semi-définies positives avec des dimensions appropriées.

### V.2 Implémentation de la MPC compensation pour des défauts d'actionneurs de l'éolienne

La stratégie de la compensation des défauts est composée d'une étape d'estimation des défauts suivie d'une étape de compensation (Benlahrache et al., 2015), pour chaque défaut.

#### A- Défaut sur l'actionneur d'orientation des pâles

Dans un premier temps, l'observateur de type-Kalman est utilisé pour estimer les paramètres du modèle des actionneurs d'inclinaison des pâles défectueux ( $\beta$ ) (figure V.1). Ensuite, la commande MPC pour la compensation calcule l'entrée de compensation  $\Delta u_{\text{comp}}$  qui minimise l'erreur entre le modèle nominal et le modèle réel (le modèle défectueux est estimé en utilisant l'observateur de type-Kalman).

Il est noté que l'entrée est paramétrée en utilisant les fonctions de Laguerre et de Kautz pour améliorer les performances de l'étape d'optimisation. Quand on implémente cette commande à l'actionneur défectueux, elle nous assure une sortie équivalente à celle de l'actionneur non défectueux sans compensation.

A- L'estimation du défaut de l'actionneur du couple du générateur est basée sur la différence entre la valeur désirée et celle mesurée :

$$\Delta T_g = T_{g,\text{ref}} - T_{g,\text{mes}}$$

tout en s'assurant qu'il n'y a pas d'erreur sur le capteur du couple du générateur  $T_{g,\text{mes}}$ . Cette entrée est injectée à l'actionneur défectueux, qui va assurer un résultat équivalent à celui d'un actionneur sain recevant comme consigne  $T_{g,\text{ref}}$ .

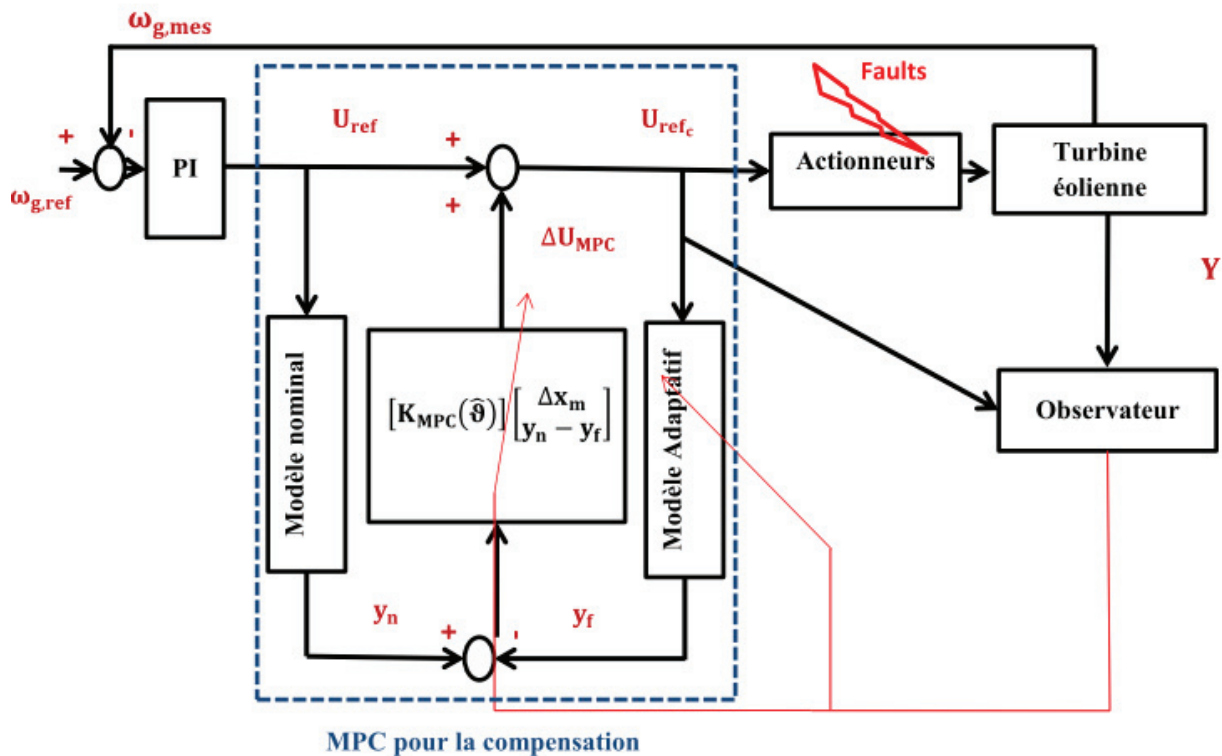


Figure V-1 Structure de la commande FTC basée sur la commande MPC pour la compensation, application à l'actionneur d'inclinaison des pâles  $\beta$

### V.2.1 Observateur de type Kalman

Tout l'art de ces approches réside dans le choix du terme correctif et plus particulièrement la synthèse de gain qui a pour objectif non seulement de s'assurer de la convergence de l'estimation vers la sortie réelle du procédé mais aussi le découplage par rapport aux autres défauts. Par exemple, (Hammouri et al., 1999), (Kabore et al., 2000), (Persis and Isidori, 2001), (Hammouri et al., 2002) ont proposé une solution pour l'estimation des systèmes non linéaires en combinant une approche géométrique de découplage avec les techniques des observateurs non linéaires notamment le grand gain.

L'observateur de type Kalman a été initialement proposé par (Bornard et al., 1989) pour une classe de systèmes non linéaires où la matrice d'état peut dépendre du signal d'entrée, du signal de sortie ou du temps et toutes les entrées sont régulièrement persistantes. Ce système peut se mettre sous la forme :

$$\begin{cases} \dot{x} = A(u, y)x + G(u) \\ y = Cx \end{cases} \quad (V.7)$$

Avec  $x \in \mathbb{R}^n$ ,  $y \in \mathbb{R}$  et  $G(u)$  est un vecteur qui dépend non linéairement de  $u$ .

Notons par  $\Phi_u(s, t_0)$ , la matrice de transition, la solution unique de l'équation :

$$\frac{d\Phi_u(s, t_0)}{ds} = A(u(s)) \cdot \Phi_u(s, t_0)$$

## CHAPITRE V

Où :

$$\Phi_u(t_0, t_0) = I_{n \times n}, \Phi_u(t_0, s) = \Phi_u^{-1}(s, t_0) \text{ et } \Phi_u(s, t) = \Phi_u(s, t_0) \cdot \Phi_u(t_0, t).$$

Notons par  $G(u, t_0, t_0 + t_1)$  le Grammien d'observabilité relatif à l'entrée  $u$  sur l'intervalle  $[t_0, t_0 + t_1]$  :

$$G(u, t_0, t_0 + t_1) = \int_{t_0}^{t_0+t_1} \Phi_u^T(t, t_0) C^T C \Phi_u(t, t_0) dt$$

Où  $C^T$  représente la transposée de  $C$ .

### Définition :

L'entrée  $u \in \mathcal{R}^m$  est dite régulièrement persistante pour le système (V.7) si  $\exists t_1 > 0, \exists \alpha_1 > 0, \exists \alpha_2 > 0$  et  $\exists t_0 \geq 0$  tels que  $\forall t \geq t_0$  :

$$\begin{cases} \lambda_{\min}(G(u, t_0, t_0 + t_1)) \geq \alpha_1 \\ \lambda_{\max}(G(u, t_0, t_0 + t_1)) \leq \alpha_2 \end{cases}$$

où  $\lambda_{\min}$  et  $\lambda_{\max}$  représentent la plus petite et la plus grande valeur propre, respectivement.

**Théorème:** (Hammouri and Morales, 1990)

Si  $u$  est régulièrement persistante, alors pour tout  $\theta > 0$ , le système suivant :

$$\begin{cases} \dot{\hat{x}} = A(u)\hat{x} + G(u) - S^{-1}C^T(Cx - y) \\ \dot{S} = -\theta S - A^T(u)S - SA(u) + C^T C \end{cases} \quad (\text{V.8})$$

Est un observateur exponentiel pour le système (V.7). Le paramètre de réglage  $\theta$  détermine la vitesse de convergence de l'observateur qui est garantie si la matrice  $S$  est symétrique définie positive.

### V.2.1.1 Estimation des défauts du système d'orientation des pâles

#### V.2.1.1.1 Modèle de l'actionneur d'inclinaison des pâles

Comme on l'a vu dans le chapitre précédent, chaque pâles est équipée par un actionneur hydraulique qui permet une variation d'angles entre  $-2$  deg et  $90$  deg, avec une saturation sur la vitesse de variation d'angle de  $-8$  deg/s à  $+8$  deg/s . L'actionneur hydraulique est un système « servo piston » qui peut être modélisé par une fonction de transfert du deuxième ordre (entre l'angle de calage  $\beta$  et sa référence  $\beta_{\text{ref}}$ ) :

$$\frac{\beta(t)}{\beta_{\text{ref}}(t)} = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2 \zeta \omega_n s + \omega_n^2} \quad (\text{V.9})$$

Où  $\omega_n$  est la fréquence de résonance,  $\zeta$  est le coefficient d'amortissement.

## CHAPITRE V

Dans un fonctionnement nominal (sans défauts), ces paramètres prennent les valeurs nominales  $\omega_n = 11.11$  rad/s et  $\zeta = 0.6$ .

### V.2.1.1.2 Estimation des défauts sur l'actionneur des pâles

Le défaut sur l'actionneur d'inclinaison des pâles, implique une déviation de la fréquence de résonance  $\omega_n$  et du coefficient d'amortissement  $\zeta$  de leurs valeurs nominales. Donc, pour la détection du défaut, un observateur est développé pour l'estimation de ces paramètres. Pour ce faire, on utilise l'observateur de type Kalman présenté dans la section précédente (pour chacune des trois pâles).

Dans le but d'implémenter l'observateur de type Kalman, il est nécessaire d'écrire le système d'orientation des pâles (V.9) sous forme de représentation d'état. Dans (Sheibat-Othman et al., 2013), (Nassim et al, 2011) le changement de variables suivant a été proposé :

$$x_1(t) = \beta(t)$$

$$x_2(t) = \dot{\beta}(t)$$

$$\text{et } u = \beta_{\text{ref}}(t)$$

pour le développement de l'observateur de type Kalman. Cependant, ceci implique le calcul de la dérivée de  $\beta$ , ce qui pourrait augmenter la sensibilité au bruit de l'observateur développé. Donc, ici, je propose le changement de variables suivant (Benlahrache et al., 2015) :

$$x_1(t) = \beta(t)$$

$$\dot{x}_2(t) = -\omega_n^2 x_1 + \omega_n^2 u$$

$$\text{et } u = \beta_{\text{ref}}(t)$$

Cela donne la représentation d'état suivante pour le système (V.9) :

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = -2\zeta\omega_n x_1 + x_2 \\ \dot{x}_2 = -\omega_n^2 x_1 + \omega_n^2 u \\ y = x_1 \end{cases} \quad (\text{V.10})$$

Pour l'estimation des paramètres défectueux  $\zeta$  et  $\omega_n$ , on augmente le système (V.10) avec  $x_3 = 2\zeta\omega_n$ , et  $x_4 = \omega_n^2$ , et on obtient le système suivant d'état augmenté :

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = -x_3 x_1 + x_2 \\ \dot{x}_2 = -x_4 x_1 + x_4 u \\ \dot{x}_3 = 0 \\ \dot{x}_4 = 0 \end{cases} \quad (\text{V.11})$$

Avec l'angle  $\beta$  comme sortie :

$$y = x_1$$

## CHAPITRE V

Les conditions nécessaires pour l'observabilité de  $x_3$  et  $x_4$  dans le système (V.11) sont :

- 1-  $\dot{x}_1 \neq 0$  and  $\dot{x}_2 \neq 0$  (variation dans la dynamique  $\beta \neq 0$  et  $\dot{\beta} \neq 0$ , qui nécessite  $\beta_r \neq 0$ ).
- 2- Une entrée régulièrement persistante est nécessaire sur l'entrée ( $\beta_{ref}$ ).

L'observateur de type-Kalman pour le système (V.11) est donné par le système suivant :

$$\begin{cases} \dot{\hat{x}} = A(u)\hat{x} + G(u) - S^{-1}C^T(Cx - y) \\ \dot{S} = -\theta S - A^T(u)S - SA(u) + C^TC \end{cases}$$

Avec :

$$A(u) = \begin{bmatrix} 0 & 1 & -y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -y + u \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \hat{X} = \begin{bmatrix} \hat{x}_1 \\ \hat{x}_2 \\ \hat{x}_3 \\ \hat{x}_4 \end{bmatrix}; G(u) = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; C = [1 \quad 0 \quad 0 \quad 0],$$

Avec  $S = I_4$ , et  $\theta > 0$ .

### V.2.1.1.3 Résultats de simulation de l'estimateur de $\zeta$ et $\omega_n$

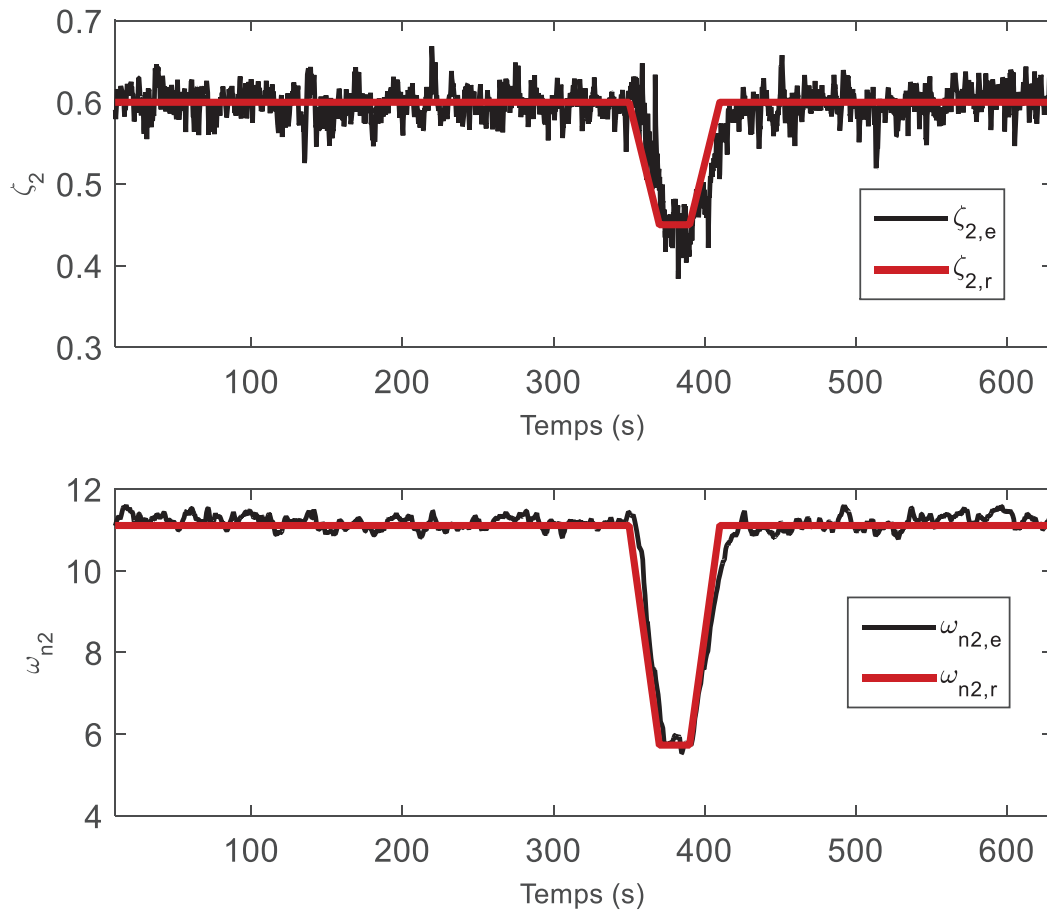
La figure V.2 montre le résultat de l'observateur quand le défaut se produit sur l'actionneur de la deuxième pôle (dynamique lente, donc apparition progressive du défaut) entre 350 s et 410 s. Ce défaut simule une augmentation de la quantité d'air contenue dans l'huile. ou à une chute de pression (due à une fuite d'huile contenue dans l'actionneur hydraulique).

L'observateur est réglé selon :

Gain de l'observateur  $\theta_2 = 10$ , la matrice  $S$  est initialisée par la matrice identité.

$$S = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

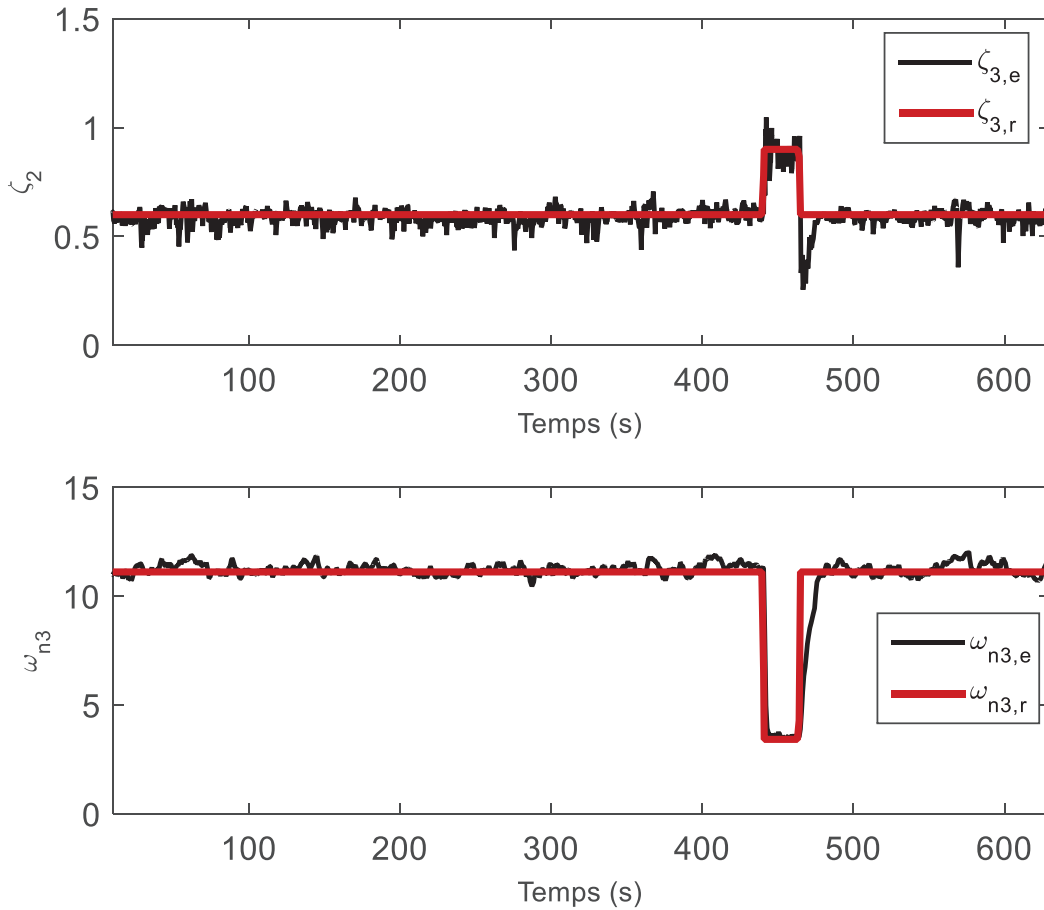
On peut constater que l'observateur estime bien les paramètres défectueux même en présence du bruit de mesure.



**Figure V-2 Estimation des paramètres du deuxième actionneur d'inclinaison des pâles ( $\zeta_2$  et  $\omega_{n2}$ ) dans le cas du défaut causé par l'augmentation d'air contenu dans l'huile**

La figure V.3 montre le résultat de l'observateur quand le défaut se produit sur l'actionneur de la troisième pôle (dynamique rapide, donc apparition brutale du défaut) entre 440 s et 465 s, qui simule une chute de pression (due à une fuite d'huile contenue dans l'actionneur hydraulique).





**Figure V-3 Estimation des paramètres du troisième actionneur d'inclinaison des pâles ( $\zeta_3$  et  $\omega_{n3}$ ) dans le cas du défaut causé par une fuite d'huile**

L'observateur est réglé comme suit :

Gain de l'observateur  $\theta_2 = 8$ , la matrice  $S$  est initialisée par la matrice identité.

On remarque que l'observateur estime bien les paramètres défectueux même en présence du bruit de mesure. A la fin du défaut, l'estimateur présente un peu de retard pour revenir à la valeur nominale.

### V.2.2 Commande MPC compensation paramétrée avec les fonctions de Laguerre -sans contraintes

Comme discuté auparavant, l'objectif de la commande MPC pour la compensation est de calculer  $\Delta U_{\text{comp}}$  qui permet à l'actionneur défectueux d'assurer la sortie d'un capteur sain. Dans l'approche de paramétrisation, plutôt que de chercher le vecteur d'entrée  $\Delta U_{\text{comp}}$  qui minimise le critère  $J$  sur l'horizon de prédiction, chaque élément de ce vecteur d'entrée est paramétré en utilisant les fonctions de Laguerre (notée LMPC compensation), basé sur l'équation II.38, de la même manière que dans le chapitre précédent, comme suit :

## CHAPITRE V

$$\Delta u_{\text{comp}}(k+j) = L(j)^T \eta, \quad (j = 0, \dots, N_c - 1) \quad (\text{V.12})$$

$$U_{\text{comp}} = \begin{bmatrix} L(0)^T \\ L(1)^T \\ \dots \\ L(N_c - 1)^T \end{bmatrix} \eta = \begin{bmatrix} L(0)^T \\ L(0)^T A_L^T \\ \dots \\ L(0)^T A_L^{N_c-1 T} \end{bmatrix} \eta \quad (\text{V.13})$$

On peut voir que le vecteur d'entrée (inconnu, de longueur  $N_c$ ) est substitué par les paramètres inconnus du vecteur  $\eta$  (de longueur  $N$ ).

On note que dans le cas où le pôle du réseau de Laguerre est nul ( $a = 0$ ), le problème d'optimisation se réduit à un problème conventionnel de MPC sans paramétrisation, avec  $\eta = \Delta U_{\text{comp}}$  et de plus ( $N = N_c$ ).

En substituant l'équation (V.13) dans (V.4), on obtient l'équation d'état suivante sur tout l'horizon de prédiction ( $j = 1, \dots, N_p$ ):

$$x(k+j) = A^j x(k) + \sum_{i=0}^{j-1} A^{j-i-1} B L(i)^T \eta \quad (\text{V.14})$$

Ainsi le critère (V.6) à optimiser devient :

$$J = \sum_{j=1}^{N_p} x(k)^T (A^j)^T Q A^j x(k) + \eta^T \Omega \eta + 2\eta^T \Psi x(k) \quad (\text{V.15})$$

Avec

$$\begin{cases} \Omega = \sum_{j=1}^{N_p} \phi(j) Q \phi^T(j) + L(j) R L(j)^T \\ \Psi = \sum_{j=1}^{N_p} \phi(j) Q A^j \\ \phi^T(j) = \sum_{i=0}^{j-1} A^{j-i-1} B L(i)^T \end{cases} \quad (\text{V.16})$$

Le critère (V.15) est donc optimisé dans le but de trouver  $\eta$  :

$$\eta_{\text{opt}} = \arg_{\min} J \quad (\text{V.17})$$

Pour le cas spécifique sans contrainte, le problème d'optimisation peut être résolu analytiquement. En assurant que  $\frac{\partial J}{\partial \eta} = 0$ , le vecteur des paramètres de décision optimaux est obtenu par (à partir de la résolution du problème sans contrainte) :

$$\eta_{\text{opt\_NC}} = -\Omega^{-1} \Psi x(k) \quad (\text{V.18})$$

Le signal de commande de l'instant présent peut alors être écrit sous la forme de contrôle par retour d'état linéaire:

$$\Delta u_{\text{comp}}(k) = L^T(0) \eta_{\text{opt\_NC}} = \underbrace{-L^T(0) \Omega^{-1} \Psi}_{K_{\text{mpc}}} x(k) \quad (\text{V.19})$$

### V.2.3 Commande MPC compensation paramétrée avec les fonctions de Kautz sans contraintes

Les propriétés des fonctions de Kautz dépendent de la sélection des pôles complexes, et la complexité pour décrire la trajectoire de contrôle est donnée par le nombre  $N$  (nombre de fonctions de Kautz). Le critère (équation V.15) à optimiser dans le but de trouver  $\eta$  est similaire au critère que celui avec les fonctions de Laguerre.

Notons que si  $a_L = a_K = b_K$ , les pôles des fonctions de Kautz sont réels et sont égaux aux pôles des fonctions de Laguerre. Dans ce cas, les fonctions de Kautz deviennent équivalentes aux fonctions de Laguerre,  $K(i) = L(i)$ .

Dans le cas d'optimisation sans contraintes, la trajectoire de contrôle de la KMPC est donnée par :

$$\Delta u(k) = K^T(0)\eta_{\text{opt\_NC}} = - \underbrace{K^T(0) \Omega^{-1} \Psi}_{K_{\text{mpc}}} x(k) \quad (\text{V.21})$$

### V.2.4 Commande MPC compensation paramétrée avec les fonctions de Laguerre/Kautz avec contraintes:

La formulation du problème d'optimisation de la commande MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre et Kautz (avec  $\Delta U$  calculée pour la compensation,  $U_{\text{comp}}$ ) est donnée par:

$$\eta_{\text{opt}} = \arg_{\min} J \quad (\text{V.22})$$

Sous :

$$\begin{cases} M_1 \eta \leq \Delta U^{\max} & -M_1 \eta \leq -\Delta U^{\min} \\ M_2 \eta \leq U^{\max} - U(k-1) & -M_2 \eta \leq -U^{\min} + U(k-1) \end{cases} \quad (\text{V.23})$$

Où :

$$U(k) = U(k-1) + \Delta U(k) \quad (\text{V.24})$$

Les matrices  $M_1$  et  $M_2$  sont données dans (équation II.56).

La solution du critère ne peut pas être obtenue analytiquement dans le cas avec contrainte. Il faut donc le résoudre par optimisation. Cependant, plutôt que de résoudre le problème d'optimisation en cherchant directement  $\eta$ , on va utiliser la solution optimale obtenue algébriquement dans le cas sans contraintes  $\eta_{\text{opt\_NC}}$  et on cherchera la solution avec contraintes près de cet optimum sans contraintes. Pour ce faire, on supposera que la forme de la solution du critère avec contraintes est la suivante :

$$\eta_{\text{opt\_C}} = \eta_{\text{opt\_NC}} + C^* \quad (\text{V.25})$$

## CHAPITRE V

Ceci nous permet d'initialiser le problème d'optimisation à  $\eta_{\text{opt\_NC}}$ . L'objectif de l'optimisation sous contraintes revient à chercher le terme correctif  $C^*$  qui reflète les contraintes. La solution du problème est obtenue en utilisant les multiplicateurs de Lagrange, qui nous donne  $C^*$  et par conséquent nous permet de calculer le signal de contrôle.

La solution avec une paramétrisation par les fonctions de Laguerre est donnée par :

$$\Delta u(k) = L^T(0)(\eta_{\text{opt\_NC}} + C^*) = -L_{\text{mpc}}x(k) + L^T(0) C^* \quad (\text{V.26})$$

Par les fonctions de Kautz, la solution est la suivante :

$$\Delta u(k) = K^T(0)(\eta_{\text{opt\_NC}} + C^*) = -K_{\text{mpc}}x(k) + K^T(0) C^* \quad (\text{V.27})$$

### V.2.5 Simulation de la commande tolérante aux défauts, basée sur la compensation avec la MPC paramétrée

Le modèle de l'éolienne utilisé dans ces simulations est un modèle à une masse (mais la méthode FTC proposée reste valable pour à modèle à deux masses). Le contrôleur d'inclinaison des pâles supposé disponible sur le système éolien, et calculant l'entrée de référence  $\beta_r$  donnée par le contrôleur PI par (Odgaard and Johnson, 2013) :

$$\beta_r(t) = k_p (\omega_{r,\text{nom}} - \omega_r(t)) + \frac{1}{k_i} \int (\omega_{r,\text{nom}} - \omega_r(t)) dt \quad (\text{V.28})$$

Où :

$\omega_{r,\text{nom}}$ : est la vitesse désirée du rotor. [rad/s]

$\omega_r(t)$ : est la vitesse mesurée du rotor. [rad/s]

$\beta_{\text{ref}}$ : est l'angle de référence d'inclinaison de la pale. [°]

L'injection de ce vecteur d'entrée au modèle d'actionneur nominal, nous donne  $\beta_n$ . Alors que son injection au modèle d'actionneur défectueux on obtient  $\beta_f$ .

Ce contrôleur PI est maintenu et n'est pas remplacé par la commande MPC. L'objectif de la commande prédictive paramétrée par Laguerre et Kautz est de calculer la nouvelle entrée compensatrice  $\Delta u_{\text{comp}}$  pour l'injecter dans l'actionneur défectueux, afin d'obtenir la référence désirée  $\beta_{\text{ref}}$  comme sortie.

Pour la compensation avec la commande prédictive du système d'orientation des pâles, on considère le vecteur d'état suivant, pour chaque période de temps  $k$  :

$$x_\beta(k) = \begin{bmatrix} \Delta\beta_f(k) \\ \Delta\dot{\beta}_f(k) \\ e(k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \beta_f(k) - \beta_f(k-1) \\ \dot{\beta}_f(k) - \dot{\beta}_f(k-1) \\ \beta_n(k) - \beta_f(k) \end{bmatrix} \quad (\text{V.29})$$

Avec une fonction de coût :

## CHAPITRE V

$$\left\{ \begin{array}{l} J = \sum_{j=0}^{N_p-1} x_{\beta}(k)^T (A^j)^T Q A^j x_{\beta}(k) + \eta^T \Omega \eta + 2\eta^T \Psi x_{\beta}(k) \\ -8 \leq M_1 \eta(k_i) \leq 8, \quad \text{contraintes sur les variations du signal de contrôle} \\ -2 \leq M_2 \eta(k_i) \leq 90, \quad \text{contraintes sur l'amplitude du signal de contrôle} \end{array} \right. \quad (\text{V.30})$$

### V.2.5.1 LMPC compensation appliquée au système d'orientation des pâles

La solution du problème d'optimisation est calculée en utilisant la valeur optimale sans contraintes à laquelle sera ajouté le terme correctif  $C^*$  qui représente les contraintes (V.23) :

$$\Delta\beta(k) = - \underbrace{L^T(0) \Omega^{-1} \Psi}_{K_{Lmpc}} x_{\beta}(k) - L^T(0) C^* \quad (\text{V.31})$$

Où  $\Omega$  et  $\Psi$  s'expriment en fonction des paramètres défectueux  $\zeta_f$  et  $\omega_{n,f}$ .

Les matrices  $R$  et  $Q$  sont réglées comme suit :

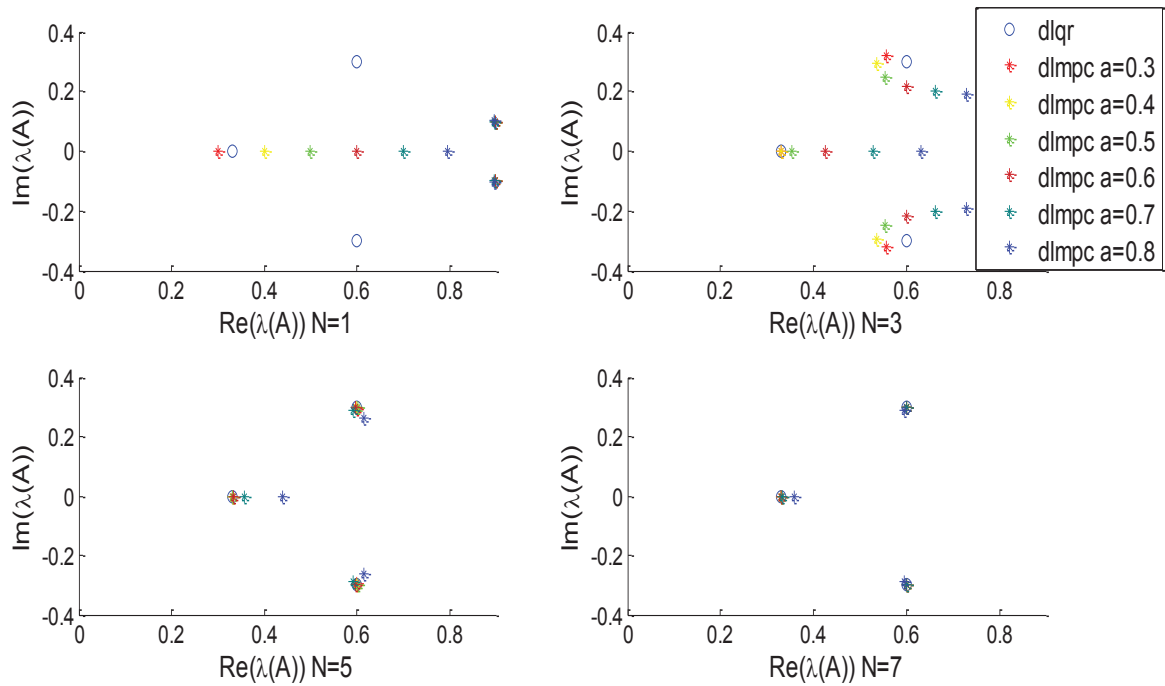
$$\left\{ \begin{array}{l} Q = 5 \times I_3 \\ R = 0.5 \times I_3 \end{array} \right.$$

Où  $I_3$  est une matrice identité de dimension  $3 \times 3$ .

En premier, il est important de montrer l'effet de réglages des paramètres de Laguerre sur les performances du contrôleur MPC :

- $N$  est le nombre des fonctions de Laguerre ;
- $a$  est le pôle des fonctions de Laguerre ;

## CHAPITRE V



**Figure V-4 Valeurs propres du système d'orientation augmenté, en utilisant les fonctions de Laguerre**

La figure V.4 montre les valeurs propres du système d'orientation des pôles augmenté en boucle fermée avec :

$$\begin{cases} N = 1, 3, 4, 7 \\ a = 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8 \end{cases}$$

Cette solution est aussi comparée aux valeurs propres obtenues par le régulateur linéaire quadratique discret (DLQR) qui est supposé donner la solution optimale (**voir annexe B**). On peut voir que les valeurs propres convergent rapidement vers les valeurs propres juste en augmentant le nombre des fonctions de Laguerre ( $N$ ). L'effet de  $a$  devient négligeable quand on augmente  $N$ . Pour des valeurs basses de  $N$ , on doit trouver un pôle  $a$  optimal.

Basé sur cette analyse, les paramètres de réglage des fonctions de Laguerre sont fixés à :

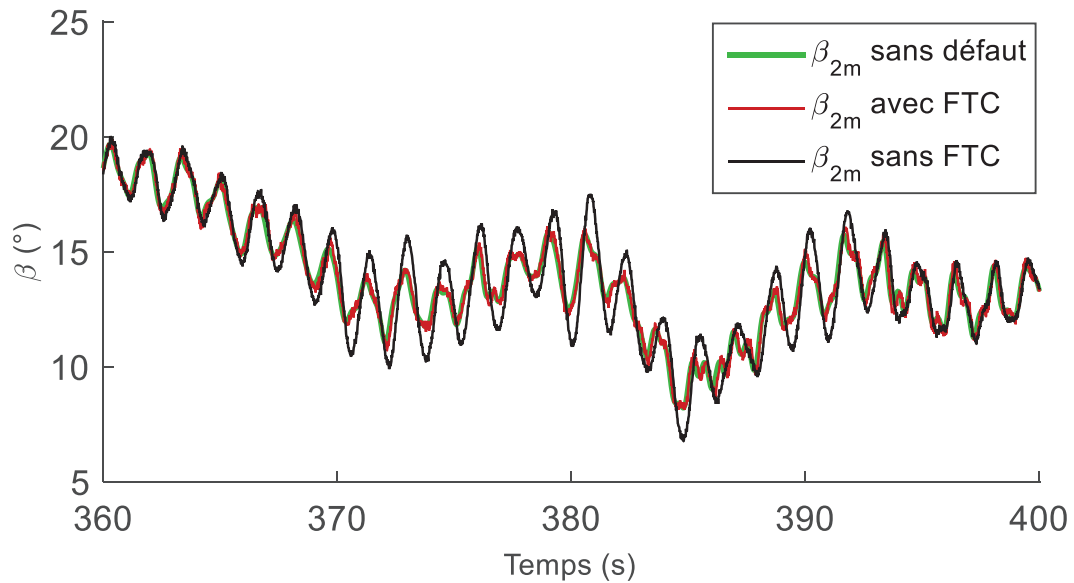
$$\begin{cases} N = 7 \\ a = 0.5 \end{cases}$$

La figure V.5 montre le résultat de la commande LMPC pour la compensation du défaut d'actionneur de la pôle 2, qui présente un changement rapide dans la dynamique de l'actionneur. Ce défaut est dû à l'augmentation de la quantité d'air dans l'huile de l'actionneur. Ce résultat est comparé à un contrôleur sans compensation. Du modèle e l'actionneur, on peut souligner que le défaut aura un impact juste pendant la période transitoire dans le changement d'état (c'est-à-dire que même en présence de défaut partiel de ce genre, l'actionneur finira par atteindre la consigne, mais plus lentement).

Le zoom autour de l'instant 385 s où le défaut s'est produit, indique que la compensation ( $\beta_{2m}$  avec FTC) assure un suivi équivalent à la mesure sans défaut ( $\beta_{2m}$  sans défaut). La

## CHAPITRE V

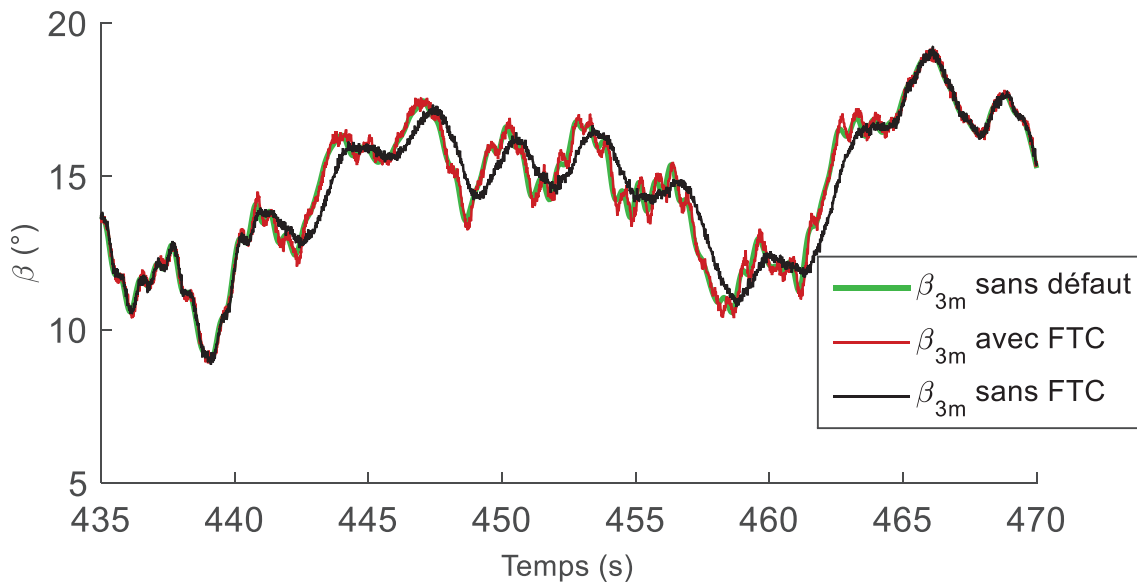
simulation est réalisée en supposant que le bruit de mesure est atténué avec l'observateur de type-Kalman.



**Figure V-5 LMPC FTC avec compensation pour un défaut dû au changement rapide dans la dynamique de l'actionneur de la pale 2 entre 370 s et 390**

La figure V.6 montre le résultat de la commande LMPC pour la compensation du défaut d'actionneur de la pale 3 qui présente un changement lent dans la dynamique de l'actionneur. Ce défaut est dû à une fuite d'huile. Ce résultat est comparé à un contrôleur sans compensation.

Le zoom autour de l'instant 450 s montre une bonne poursuite de  $\beta_{3m}$  avec FTC vers la sortie désirée  $\beta_{3m}$  sans défaut alors que  $\beta_{3m}$  sans FTC) a une dynamique plus lente.



**Figure V-6 LMPC FTC avec compensation pour un défaut dû au changement lent dans la dynamique de l'actionneur de la pale 3 entre 440 et 465 s**

**V.2.5.2 KMPC appliquée au système d'orientation des pôles**

Basé sur les équations V.8 et V.27, la solution de l'optimisation du problème est calculée en utilisant la valeur optimale plus un terme correctif qui tient en compte des contraintes :

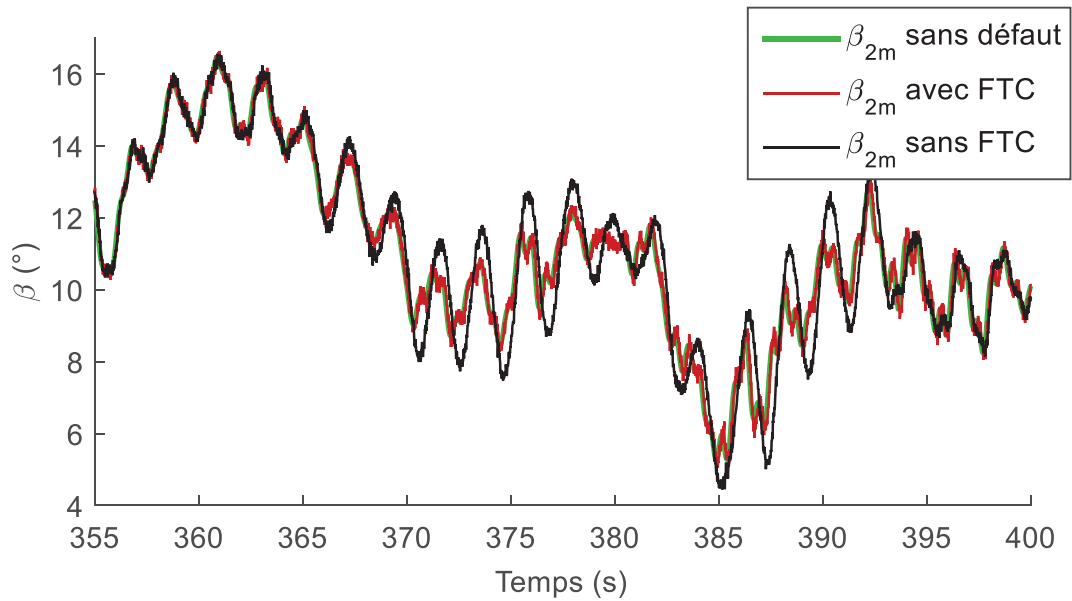
$$\Delta\beta(k) = -\underbrace{K^T(0) \Omega^{-1} \Psi}_{K_{mpc}} x_{\beta}(k) - K^T(0) C^* \tag{V.32}$$

Les paramètres des fonctions de Kautz sont fixés à :

$$\begin{cases} a_1 = 0.85 + i 0.02 \\ a_2 = 0.85 - i 0.02 \end{cases}$$

Les figures V.7 et V.8 montrent les résultats de la compensation des défauts, avec une commande prédictive paramétrée avec les fonctions de Kautz.

La paramétrisation avec les fonctions de Kautz, donne un grand degré de liberté et en plus elle assure une optimisation rapide et en même temps, assure les performances désirées de contrôle. Cette méthode doit donc assurer l'implémentation en ligne de la commande MPC.



**Figure V-7 Compensation du défaut actionneur sur la deuxième pôle ( $\beta_{2m}$ ) entre 370 et 390 s avec KMPC**



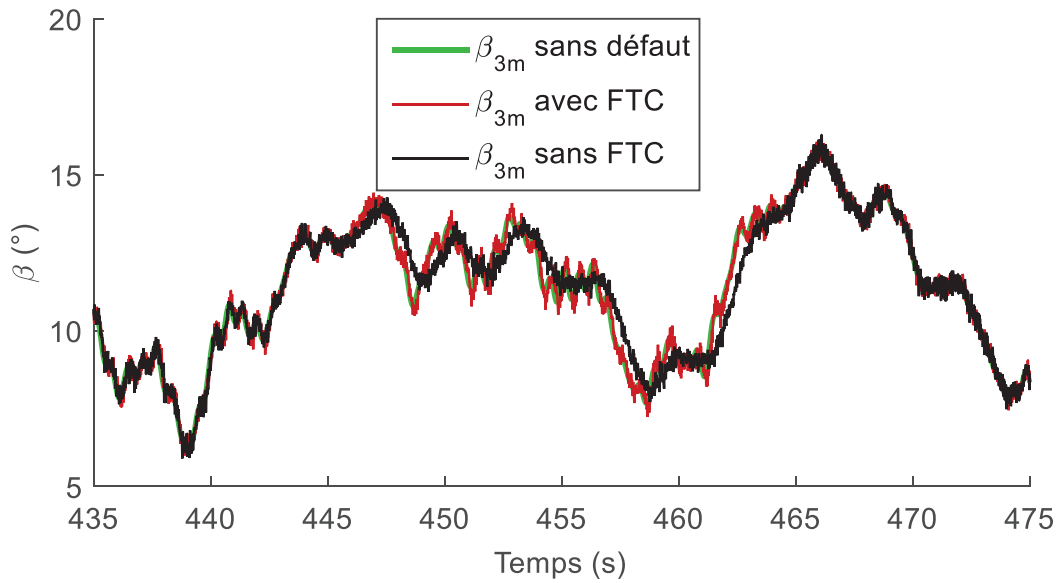


Figure V-8 Compensation du défaut actionneur sur la troisième pôle ( $\beta_{3m}$ ) entre 440 s et 465 s avec KMPC

### V.2.6 Commande tolérante aux défauts (avec compensation) appliquée à l'actionneur du couple du générateur

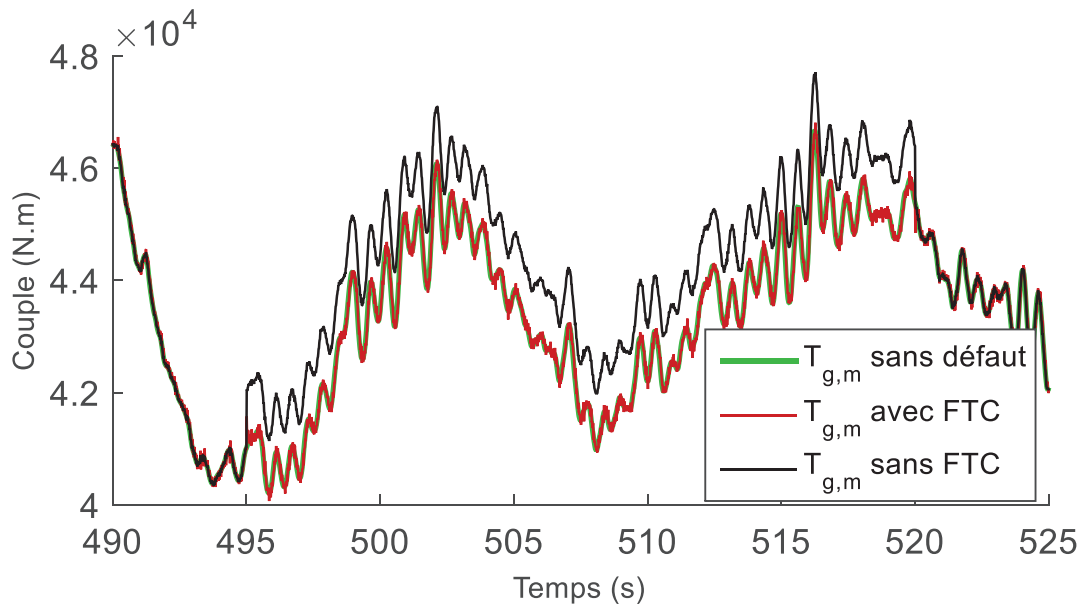
Le défaut sur l'actionneur du couple est dû à la boucle interne du convertisseur d'électronique de puissance qui peut mener à un offset. Cet offset est estimé par une simple comparaison entre le couple désiré (déterminé par le contrôleur) et le couple mesuré, en s'assurant qu'il n'y a pas de défaut sur un capteur de couple :

$$\Delta T_g = T_{g,ref} - T_{g,mes} \quad (V.33)$$

Ensuite, un contrôleur *feed forward* est implémenté pour assurer la compensation de l'offset :

$$T_{g,comp} = T_{g,ref} + \Delta T_g \quad (V.34)$$

## CHAPITRE V



**Figure V-9 Compensation du défaut sur l'actionneur du couple du générateur ayant lieu entre 495 et 520 s**

La figure V.9 montre la compensation du défaut sur l'actionneur du couple du générateur, quand un offset de 1000 N.m se produit sur  $T_g$  entre 495 s et 520 s. On peut voir que le résultat du contrôleur sans commande FTC ( $T_{g,mes}$  sans FTC) s'éloigne de la valeur désirée ( $T_{g,mes}$  sans défaut). Alors qu'avec la stratégie de commande FTC ( $T_{g,mes}$  avec FTC) le même résultat que la commande relative à ( $T_{g,mes}$  sans défaut) est obtenu. La réussite de l'estimation est conditionnée par la bonne mesure du capteur du couple.

### V.3 Conclusion

Dans ce chapitre, les défauts de type actionneurs dans le système éolien ont été considérés : les défauts sur les actionneurs du système d'inclinaison des pâles et le défaut sur l'actionneur du couple du générateur. La compensation de ces défauts est réalisée en utilisant l'entrée de la commande prédictive paramétrée avec les fonctions de Laguerre ou les fonctions de Kautz dans le but d'améliorer les performances d'optimisation. La résolution du problème d'optimisation avec contrainte est constituée de la somme de la solution optimale (obtenu du problème d'optimisation sans contrainte) avec un terme adaptatif qui tient compte des contraintes. Cela augmente la vitesse de convergence et la probabilité d'obtenir un optimal global.

La formulation du retour d'état avec la MPC requière le développement d'un observateur pour tous les états du système, ce qui a été réalisé avec l'observateur de type-Kalman.

L'objectif de la commande prédictive paramétrée avec les fonctions de Laguerre/ Kautz pour la compensation est de minimiser l'erreur entre le modèle nominal et le modèle défectueux. Elle calcule donc une entrée compensatrice pour assurer les objectifs désirés, en présence des défauts. De bons résultats ont été trouvés par l'observateur de type-Kalman et par la commande MPC paramétrée pour la compensation. Il est important de rappeler que nous avons vu dans le chapitre précédent qu'il est possible de désigner un contrôleur qui peut à la fois assurer la poursuite de la trajectoire et compenser les défauts, ce qui était le cas de la

## CHAPITRE V

commande MPC, LMPC, KMPC et de façons plus efficace la commande RMPS. Les résultats de ce chapitre restent cependant utiles quand le système est déjà équipé d'un contrôleur qu'on ne souhaite pas changer, et qu'on a besoin juste d'ajouter une commande compensatrice

Les résultats de ce chapitre ont été publiés dans deux congrès (présentations orales + publications) :

European Control Conference (ECC 15), July 15 – 17, 2015 (Linz / Austria),: Faults Tolerant Control of Wind Turbine Based On Laguerre Model Predictive Compensator, Mohamed Abdelmoula Benlahrache, Sami Othman, Nida Sheibat-Othman

European Control Conference (ECC 16), June 29 - July 1, 2016, Aalborg, Denmark, Fault Tolerant Control of Wind Turbine using Laguerre and Kautz MPC for Compensation, Mohamed Abdelmoula Benlahrache, Sami Othman, Nida Sheibat-Othman

## Conclusion générale

### VI Conclusion générale

Le but de cette thèse a été de concevoir un système de contrôle capable de faire fonctionner une éolienne de 600 kW à vitesse variable et axe horizontal dans sa plage d'opération entière : région de charge partielle et région de charge totale.

Pour des vitesses de vent faibles (en dessous de la vitesse nominale du vent et donc qui ne permet pas d'atteindre la puissance nominale ; région 2 de charge partielle), le système de contrôle doit maximiser la puissance. Ceci nécessite de maintenir la vitesse du rotor à sa valeur optimale. Cette valeur optimale dépend de la conception de l'éolienne et elle est représentée par le coefficient de puissance  $C_p$ . Pour maintenir cette valeur optimale de  $\omega_r$ , il faudra soit manipuler le couple du générateur ( $T_g$ ) pour décélérer l'arbre d'entraînement quand il y a besoin, soit manipuler l'angle d'inclinaison de pâles ( $\beta$ ) pour freiner  $\omega_r$ . Comme la vitesse de rotation est faible dans cette zone, le couple du générateur peut se charger de cette commande seule et le choix est habituellement fait dans cette zone de maintenir l'angle d'inclinaison de pâles à la position de capture de maximum d'énergie ( $\beta = 0$ ). La loi de commande à considérer dans cette zone est donc monovariante avec comme entrée  $T_g$  et comme sortie la vitesse du générateur  $\omega_g$ , ce qui permet de contrôler indirectement la puissance générée  $P_g$ .

Pour des vitesses de vent élevées (au-dessus de la vitesse nominale du vent ; région 3 de charge pleine), la puissance doit être limitée à sa valeur nominale qui est calculée de façon à optimiser la durée de vie des équipements, à respecter le bruit, et en même temps à garantir une bonne rentabilité de l'éolienne. Pour maintenir  $P_g$  à sa valeur nominale, il faut maintenir  $\omega_r$  à sa valeur nominale. Ceci peut encore être réalisé en manipulant soit  $\beta$  soit  $T_g$ . Dans les stratégies de commande monovariante, seulement une de ces variables de commande est utilisée. Dans les stratégies de commande multivariante, les deux variables de commande sont utilisées afin de partager les charges de décélération. Pour ce faire, l'objectif est habituellement de maintenir  $\omega_g$  à sa valeur nominale (où une capacité de décélération est garantie et en même temps l'arbre d'entraînement ne subit pas trop d'usure).  $\omega_g$  nominale devient donc une deuxième sortie à considérer par la commande. La commande multivariante a donc deux entrées  $\beta$  et  $T_g$  et deux sorties  $\omega_g$  et  $P_g$  afin de permettre de poursuivre la puissance nominale tout en minimisant les charges sur les équipements (entre les actionneurs d'inclinaison des pâles et celui du couple du générateur).

Le modèle de l'éolienne utilisé est un modèle à deux masses, qui permet de mieux représenter le fonctionnement de l'éolienne surtout en cas de fluctuations de la vitesse du vent. Le modèle présente une forte nonlinéarité, qui est liée au coefficient de puissance. Il est également multivariante. Les variables d'entrées sont limitées dans l'amplitude maximale et dans leur vitesse (actionneur d'inclinaison des pâles et couple du générateur). Enfin, le modèle possède une dynamique rapide. Ces différentes caractéristiques doivent être prises en compte dans la stratégie de commande à développer.

Le système de contrôle doit garantir les performances de poursuite des trajectoires tout en étant robuste vis-à-vis les défauts et en tenant compte des contraintes sur les entrées mais aussi les contraintes sur le temps de résolution. Pour cela, une étude comparative a été réalisée entre différentes stratégies de contrôle (monovariante et multivariante). Ces stratégies sont : un régulateur PI (monovariante) et différents algorithmes de commande prédictive (multivariante) MPC classique, LMPC (MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre),

## Conclusion générale

KMPC (MPC paramétrées par les fonctions de Kautz) et enfin MPC par approche min-max. Cette comparaison a été réalisée avec des simulations sur MATLAB, où ces différentes commandes ont été appliquées sur le système éolien en fonctionnement nominal (PI, MPC, LMPC, KMPC et MPC par approche min-max) ou en présence de défaut de type actionneur (LMPC et MPC par approche min-max). Dans le cas où on veut garder le correcteur classique (PI), une commande tolérante aux défauts a été réalisée. Cette commande est basée sur la compensation du défaut avec la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre et de Kautz.

Dans la région de charge partielle, la poursuite de la vitesse optimale du générateur, qui assure un ratio de vitesse constant et optimal ( $\lambda_{opt}$ ) est réalisé par les différentes stratégies de commande, dans le but de garder le coefficient de puissance à sa valeur maximale ( $C_{p,max}$ ). Cet objectif de commande est assuré par le couple du générateur, qui représente la seule variable de commande dans cette région. Les stratégies de commande appliquées (classiques et modernes) dans cette région (commande prédictive paramétrée LMPC et KMPC, non paramétrée et régulateur PI) donnent des résultats similaires, comme il y a une seule entrée de commande. La commande prédictive a l'avantage de prendre en compte les contraintes sur les entrées, par rapport la commande PI. La commande MPC paramétrée a l'avantage de moindre temps de calcul comparée à la commande MPC non paramétrée. On note également un plus faible risque de divergence avec la MPC paramétrée quand la taille de l'horizon est réduite (et donc une garantie de convergence grâce à l'amélioration du conditionnement du problème d'optimisation). L'objectif de commande de la région de charge totale, est de garder la puissance et la vitesse du générateur à leur valeur nominale ( $P_{g,n}$  et  $\omega_{g,n}$  respectivement) malgré les fortes vitesses du vent. Cela est réalisé, en diminuant le coefficient de puissance  $C_p(\lambda(t), \beta(t))$ . Dans le régulateur PI, cet objectif est atteint par les variations de l'angle d'inclinaison des pâles en maintenant un couple du générateur constant et égal à sa valeur nominale ( $T_{g,n}$ ). Cette stratégie de contrôle classique (le contrôleur PI monovariable) présente des inconvénients majeurs. En effet, l'utilisation de l'angle d'inclinaison des pâles seul pour la régulation de la vitesse du générateur peut causer de lourdes charges sur le système et réduit sa durée de vie, et de plus, le correcteur PI ne prend pas en compte les contraintes des actionneurs. Pour réduire les charges sur le système d'orientation des pâles, la stratégie de contrôle multivariable basée sur la commande prédictive est appliquée. L'objectif est atteint avec les deux variables de commande (couple du générateur et angle d'inclinaison des pâles) tout en tenant en compte des contraintes. Cette méthode présente aussi un inconvénient. En effet, la commande prédictive est elle aussi soumise à des contraintes du temps de résolution du problème d'optimisation. Ainsi, pour réduire le temps de calcul, la paramétrisation de la trajectoire de commande est réalisée par les fonctions de Laguerre et de Kautz et appliquée avec succès. Cette stratégie de commande, présente un avantage majeur, pour des paramètres des fonctions orthogonales (nombre et pôle) bien choisis. Les pôles du système éolien augmenté avec les sorties obtenues en boucle fermée par LMPC et la KMPC se superposent sur les pôles obtenus par le régulateur linéaire quadratique (discret).

La commande prédictive a été appliquée dans le cas sans défauts et avec défauts (de type actionneur), où les défauts sont considérés comme des incertitudes polytopiques. Deux études comparatives ont été réalisées, une basée sur les performances et temps de calcul (entre le régulateur PI, la commande prédictive non paramétrée MPC), commande prédictive paramétrée LMPC et KMPC et la commande prédictive robuste), l'autre basée sur la robustesse vis-à-vis le défaut de type actionneur (actionneur des pâles). Ces études ont montré que la commande prédictive paramétrée par les fonctions de Laguerre est plus performante et

## Conclusion générale

avec un faible temps de calcul par rapport aux autres MPCs. Mais, en présence de défaut, l'étude comparative a montré que la commande prédictive par approche min-max est plus robuste que la commande prédictive paramétrée. On note quand même que la commande MPC finie par s'accommoder à ce type de défaut au bout de quelques minutes. Ceci est dû au caractère feedback et aussi au fait que le défaut a un impact seulement dans la partie transitoire. **La commande multivariable de l'éolienne est peu présente dans la littérature alors qu'elle est indispensable pour garantir la puissance nominale tout en minimisant les charges. L'utilisation de la commande MPC multivariable est originale pour ce système et peut être appliquée en ligne sur le système éolien car elle n'est pas gourmande en terme de temps de calcul. De plus, elle prend en compte les contraintes sur les entrées dans le problème d'optimisation.**

Le chapitre V a été consacré à la commande tolérante aux défauts appliquée au système éolien (éolienne de puissance 5 MW, modélisée avec FAST). Les défauts de type actionneurs dans le système éolien ont été considérés : les défauts sur les actionneurs du système d'inclinaison des pâles et le défaut sur l'actionneur du couple du générateur. La compensation de ces défauts est réalisée en utilisant l'entrée de la commande prédictive paramétrée avec les fonctions de Laguerre ou les fonctions de Kautz dans le but d'améliorer les performances d'optimisation. La résolution du problème d'optimisation avec contrainte est constituée de la somme de la solution optimale (obtenue du problème d'optimisation sans contrainte) avec un terme adaptatif qui tient compte des contraintes. Cela augmente la vitesse de convergence et la probabilité d'obtenir un optimal global. La formulation du retour d'état avec la MPC requiert le développement d'un observateur pour tous les états du système, ce qui a été réalisé avec l'observateur de type-Kalman. **La formulation théorique de la commande MPC paramétrée par les fonctions Laguerre ou Kautz dans le but de la compensation du défaut est une contribution propre à ce travail, et n'est pas présente dans la littérature.**

En perspective de ce travail, il serait tout d'abord intéressant de valider ces stratégies de commandes sur un système réel. Intégrer l'observateur de type-Kalman aux commandes prédictives pour l'estimation des défauts, dans le but de compenser les défauts sans ajouter un autre bloc de compensation comme dans le chapitre V.

## ANNEXE A

L'algorithme d'optimisation utilisé dans la thèse est présenté dans l'annexe.

Le problème d'optimisation est formulé sous forme de programmation quadratique, ainsi la résolution du problème est faite par le moyen d'une fonction de coût quadratique à optimiser. La fonction du coût quadratique est sous la forme suivante (Wang, 2009a) :

$$J = \frac{1}{2} x^T E x + x^T F \quad (\text{A.1})$$

Sous :

$$Mx \leq \gamma \quad (\text{A.2})$$

Où :

E : est une matrice symétrique définie positive ;

x : est la variable de décision ;

F, M et  $\gamma$  sont des matrices et vecteurs compatibles dans le problème de programmation quadratique.

Dans le cas de minimisation avec contraintes inégalités, le nombre de contraintes peut être très grand par rapport au nombre de variables de décision. Les contraintes données par l'équation (A.2), peuvent comporter des contraintes actives (si :  $M_i x = \gamma_i$ ) et des contraintes inactives (si :  $M_i x < \gamma_i$ , on peut dire que la contrainte est satisfaite) avec  $M_i$  et  $\gamma_i$  formant la contrainte de la  $i^{\text{ème}}$  ligne de la matrice M et le  $i^{\text{ème}}$  élément du vecteur  $\gamma$ . Pour définir les contraintes actives et inactives en termes de multiplicateur de Lagrange, on introduit les conditions de Kuhn-Tucker :

$$\begin{aligned} E x + F + M^T \lambda &= 0 \\ M x - \gamma &\leq 0 \\ \lambda^T (M x - \gamma) &= 0 \\ \lambda &\geq 0 \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

Où  $\lambda$  représente les multiplicateurs de Lagrange.

Ces conditions peuvent être exprimées dans une forme plus simple en matière d'ensemble de contraintes actives. Les conditions données par (A.3) deviennent :

$$\begin{aligned} E x + F + \sum_{i \in Q_{\text{act}}} \lambda_i M_i^T &= 0 \\ M_i x - \gamma_i &= 0 \quad i \in Q_{\text{act}} \\ M_i x - \gamma_i &< 0 \quad i \notin Q_{\text{act}} \\ \lambda_i &\geq 0 \quad i \in Q_{\text{act}} \\ \lambda_i &= 0 \quad i \notin Q_{\text{act}} \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

Où :  $Q_{\text{act}}$  représente l'ensemble des contraintes actives.

Pour des contraintes inactives le multiplicateur de Lagrange est nul, et pour des contraintes actives le multiplicateur de Lagrange  $\lambda_i \geq 0$ .

## ANNEXE A

Dans le cas où l'ensemble des contraintes actives est connu et  $M_{act}$  et  $\lambda_{act}$  sont données, la solution optimale est donnée par la forme suivante :

$$\lambda_{act} = -(M_{act}E^{-1}M_{act}^T)^{-1}(\gamma_{act} + M_{act}E^{-1}F) \quad (A.5)$$

$$x = -E^{-1}(F + M_{act}^T\lambda_{act}) \quad (A.6)$$

Dans le cas de non connaissance de l'ensemble des contraintes, on doit procéder d'une manière itérative afin d'identifier l'ensemble  $Q_{act}$ .

La famille des méthodes actives appartient au groupe des méthodes primales, où les solutions sont basées sur les variables de décision (également appelées les variables primales dans la littérature). Dans les méthodes d'ensemble actif, les contraintes actives et les variables de décisions doivent être identifiées. La méthode duale peut être utilisée systématiquement pour l'identification des contraintes qui ne sont pas actives (ainsi les éliminées de la solution).

Le problème dual est dérivé du problème primal comme suit :

Problème primal :

$$\max_{\lambda \geq 0} \min_x \left[ \frac{1}{2}x^TEx + x^TF + \lambda^T(Mx - \gamma) \right] \quad (A.7)$$

La solution du problème sans contrainte est donnée par :

$$x_{opt} = -E^{-1}(F + M^T\lambda) \quad (A.8)$$

Le problème dual est obtenu, en remplaçant (A.8) dans (A.7) :

$$\max_{\lambda \geq 0} \left[ -\frac{1}{2}\lambda^TH\lambda - \lambda^TK - \frac{1}{2}F^TE^{-1}F \right] \quad (A.9)$$

Où les matrices H et K sont données par :

$$\begin{aligned} H &= ME^{-1}M^T \\ K &= \gamma + ME^{-1}F \end{aligned} \quad (A.10)$$

L'équation (A.9), est aussi un problème de programmation quadratique avec  $\lambda$  comme variable de décision. On peut reformuler le problème comme suit :

$$\min_{\lambda \geq 0} \left[ \frac{1}{2}\lambda^TH\lambda + \lambda^TK + \frac{1}{2}F^TE^{-1}F \right] \quad (A.11)$$

L'ensemble optimal des multiplicateurs de Lagrange qui minimise le problème dual (fonction coût):

$$J = \frac{1}{2}\lambda^TH\lambda + \lambda^TK + \frac{1}{2}F^TE^{-1}F \quad (A.12)$$

Sous :  $\lambda_{act} \geq 0$

Ainsi les contraintes qui correspondent au  $\lambda_{act}$  sont décrites par :  $M_{act}$  et  $\gamma_{act}$ .

La solution est obtenue par utilisation de l'algorithme de Hildreth (Luenberger, 1998).



## ANNEXE B

### Le régulateur linéaire quadratique discret :

Soit le critère quadratique suivant :

$$J = \sum_{m=1}^{\infty} x^T(k_i + m|k_i)Qx(k_i + m|k_i) + \sum_{m=1}^{\infty} \Delta u^T(k_i + m)R\Delta u(k_i + m) \quad (\text{B.1})$$

La commande optimale qui minimise ce critère, est appelée régulateur quadratique linéaire discret (DLQR) [(Kailath, 1980)].

La solution du problème (DLQR) peut se résoudre à travers trois étapes :

Tout d'abord résoudre l'équation de Riccati (trouver  $P_{\infty}$ )

$$A^T(P_{\infty} - P_{\infty}B(R - B^TP_{\infty}B)^{-1}B^TP_{\infty})A + Q - P_{\infty} = 0 \quad (\text{B.2})$$

La matrice  $P_{\infty}$  est utilisée pour calculer la matrice gain du retour d'état  $K$

$$K = (R - B^TP_{\infty}B)^{-1}B^TP_{\infty}A \quad (\text{B.3})$$

La commande est définie par un retour d'état de gain  $K$  et des états variables  $x(k)$ :

$$\Delta u(k) = -Kx(k) \quad (\text{B.4})$$

La trajectoire de la commande optimale peut être obtenue à partir la LMPC pour  $N$  grand.

## Bibliographie

- Adegas, F.D., Wisniewski, R., Larsen, L.F.S., 2013. Gain-scheduled model predictive control of wind turbines using Laguerre functions, in: 2013 American Control Conference. Presented at the 2013 American Control Conference, pp. 653–658. doi:10.1109/ACC.2013.6579911
- Akhmatov, V., Andresen, B., 2012. Modelling of Large Wind Power Plants, in: Ackermann, T. (Ed.), *Wind Power in Power Systems*. John Wiley & Sons, Ltd, pp. 913–933.
- Alamir, M., 2013. Monitoring control updating period in fast gradient based NMPC, in: Control Conference (ECC), 2013 European. Presented at the Control Conference (ECC), 2013 European, pp. 3621–3626.
- Attouch, H., Bolte, J., Redont, P., Soubeyran, A., 2010. Proximal Alternating Minimization and Projection Methods for Nonconvex Problems: An Approach Based on the Kurdyka-Łojasiewicz Inequality. *Math. Oper. Res.* 35, 438–457.
- Balas, M., Lee, Y., Kendall, L., n.d. Disturbance tracking control theory with application to horizontal axis wind turbines, in: 1998 ASME Wind Energy Symposium. American Institute of Aeronautics and Astronautics.
- Barakati, S.M., Kazerani, M., Aplevich, J.D., 2009. Maximum Power Tracking Control for a Wind Turbine System Including a Matrix Converter. *IEEE Trans. Energy Convers.* 24, 705–713. doi:10.1109/TEC.2008.2005316
- Bayon, B., 2012. Estimation robuste pour les systèmes incertains. Ecully, Ecole centrale de Lyon.
- Bazaraa, M.S., Sherali, H.D., Shetty, C.M., 2006. *Nonlinear programming: theory and algorithms*, 3rd ed. ed. Wiley-Interscience, Hoboken, N.J.
- Benlahrache, M.A., Othman, S., Sheibat-Othman, N., 2015. Faults tolerant control of wind turbine based on Laguerre model predictive compensator. *IEEE*, pp. 3653–3658. doi:10.1109/ECC.2015.7331098
- Bianchi, F.D., De Battista, H., Mantz, R.J., 2007a. Wind turbine control systems: principles, modelling and gain scheduling design, *Advances in industrial control*. Springer, London.
- Bianchi, F.D., De Battista, H., Mantz, R.J., 2007b. Wind turbine control systems: principles, modelling and gain scheduling design, *Advances in industrial control*. Springer, London.
- Bianchi, F.D., Mantz, R.J., Christiansen, C.F., 2004. Power regulation in pitch-controlled variable-speed WECS above rated wind speed. *Renew. Energy* 29, 1911–1922. doi:10.1016/j.renene.2004.02.009
- Blanke, M., Frei, C., Kraus, F., Patton, R.J., Staroswiecki, M., 2000. What is fault-tolerant control? Presented at the Proceedings of the 4th IFAC symposium on fault detection, supervision and safety for technical process, Budapest, pp. 40–51.

## Bibliographie

- Blanke, M., Izadi-Zamanabadi, R., Bøgh, S.A., Lunau, C.P., 1997. Fault-tolerant control systems — A holistic view. *Control Eng. Pract.* 5, 693–702. doi:10.1016/S0967-0661(97)00051-8
- Blanke, M., Kinnaert, M., Lunze, J., Staroswiecki, M. (Eds.), 2016. *Diagnosis and fault-tolerant control: with 218 figures, 129 examples, and 43 exercises*, 3rd ed. ed. Springer, Berlin.
- Blanke, M., Schröder, J., 2006. *Diagnosis and fault-tolerant control*. Springer, Berlin; New York.
- Blanke, M., Staroswiecki, M., Wu, N.E., 2001. Concepts and methods in fault-tolerant control, in: *American Control Conference, 2001. Proceedings of the 2001. Presented at the American Control Conference, 2001. Proceedings of the 2001*, pp. 2606–2620 vol.4. doi:10.1109/ACC.2001.946264
- Bongers, P.M.M., Bosgra, O.H., TU Delft: Mechanical Maritime and Materials Engineering, TU Delft, Delft University of Technology, 1994. *Modeling and Identification of Flexible Wind Turbines and A Factorizational Approach to Robust Control Design*.
- Bornard, G., Couenne, N., Celle, F., 1989. Regularly persistent observers for bilinear systems, in: *Descusse, J., Fliess, M., Isidori, A., Leborgne, D. (Eds.), New Trends in Nonlinear Control Theory, Lecture Notes in Control and Information Sciences*. Springer Berlin Heidelberg, pp. 130–140.
- Boskovic, J., Mehra, R., 2003. Failure detection, identification and reconfiguration system for a redundant actuator assembly. Presented at the Proceedings of the 5th Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety for Technical Processes, pp. 429–434.
- Bossanyi, E.A., 2000a. The Design of closed loop controllers for wind turbines. *Wind Energy* 3, 149–163. doi:10.1002/we.34
- Bossanyi, E.A., 2000b. The Design of closed loop controllers for wind turbines. *Wind Energy* 3, 149–163. doi:10.1002/we.34
- Boukhezzar, B., 2006. *Sur les stratégies de commande pour l'optimisation et la régulation de puissance des éoliennes à vitesse variable (phdthesis)*. Université Paris Sud - Paris XI.
- Bratcu, A.I., Munteanu, I., Ceanga, E., Epure, S., 2007. Energetic Optimization of Variable Speed Wind Energy Conversion Systems by Extremum Seeking Control. *IEEE*, pp. 2536–2541. doi:10.1109/EURCON.2007.4400523
- Burton, T. (Ed.), 2011. *Wind energy handbook*, 2nd ed. ed. Wiley, Chichester, West Sussex.
- Cai, X., Tippet, M.J., Xie, L., Bao, J., 2014. Fast distributed MPC based on active set method. *Comput. Chem. Eng.* 71, 158–170. doi:10.1016/j.compchemeng.2014.08.001
- Camblong, H., 2003. *Minimisation of the wind perturbations impact on the generation of electricity by variable speed wind turbines (phdthesis)*. Arts et Métiers ParisTech.

## Bibliographie

- Caselitz, P., 1997. Reduction of fatigue loads on wind energy converters by advanced control methods, in: European Wind Energy Conference 1997. Proceedings. p. 4 : Ill., Lit.
- Chandler, P.R., 1984. Self-repairing flight control system reliability and maintainability program—Executive overview. Presented at the In Proceedings of the IEEE national aerospace and electronics conference, pp. 586–590.
- Chen, J., Patton, R.J., 2001. Fault-tolerant control systems design using the linear matrix inequality method, in: Control Conference (ECC), 2001 European. Presented at the Control Conference (ECC), 2001 European, pp. 1993–1998.
- Clarke, D.W., Mohtadi, C., Tuffs, P.S., 1987a. Generalized Predictive Control—Part II Extensions and interpretations. *Automatica* 23, 149–160. doi:10.1016/0005-1098(87)90088-4
- Clarke, D.W., Mohtadi, C., Tuffs, P.S., 1987b. Generalized predictive control—Part I. The basic algorithm. *Automatica* 23, 137–148. doi:10.1016/0005-1098(87)90087-2
- Clarke, D.W., Scattolini, R., 1991. Constrained receding-horizon predictive control. *IEE Proc. Control Theory Appl.* 138, 347. doi:10.1049/ip-d.1991.0047
- Corriou, J.-P., 2012. *Commande des procédés*. Éd. Tec et doc, Paris.
- Cutler, Ramaker, B., 1980. Dynamic matrix control - a computer control algorithm. Presented at the American Control Conference, San Francisco.
- De Keyser, R.M.C., Van Cauwenberghe, A.R., 1981. A self-tuning multistep predictor application. *Automatica* 17, 167–174. doi:10.1016/0005-1098(81)90092-3
- DeKeyser, R.M.C., van Cauwenberghe, A.R., n.d. Extended Prediction Self-Adaptive Control. Presented at the IFAC Symp. on Ident. and System Parameter Estimation, New York.
- Díaz-Guerra, L., Adegas, F.D., Stoustrup, J., Monros, M., 2012. Adaptive control algorithm for improving power capture of wind turbines in turbulent winds, in: 2012 American Control Conference (ACC). Presented at the 2012 American Control Conference (ACC), pp. 5807–5812. doi:10.1109/ACC.2012.6315452
- Esbensen, T., Sloth, C., Niss, M.O., Thorarins, B.J., 2008. Joint power and speed control of wind turbines. *Aalb. Univ. Aalb.* 120.
- Eslinger, R.A., Chandler, P.R., 1988. Self-repairing flight control system program overview, in: Aerospace and Electronics Conference, 1988. NAECON 1988., Proceedings of the IEEE 1988 National. Presented at the Aerospace and Electronics Conference, 1988. NAECON 1988., Proceedings of the IEEE 1988 National, pp. 504–511 vol.2. doi:10.1109/NAECON.1988.195055
- Eterno, J.S., Weiss, J.L., Looze, D.P., Willsky, A., 1985. Design issues for fault tolerant-restructurable aircraft control, in: 1985 24th IEEE Conference on Decision and

## Bibliographie

- Control. Presented at the 1985 24th IEEE Conference on Decision and Control, pp. 900–905. doi:10.1109/CDC.1985.268630
- Freeman, J., Balas, M., n.d. An investigation of variable speed horizontal-axis wind turbines using direct model-reference adaptive control, in: 37th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. American Institute of Aeronautics and Astronautics.
- Frost, S.A., Balas, M.J., Wright, A.D., 2009. Direct adaptive control of a utility-scale wind turbine for speed regulation. *Int. J. Robust Nonlinear Control* 19, 59–71. doi:10.1002/rnc.1329
- Fukushima, H., Bitmead, R.R., 2005. Robust constrained predictive control using comparison model. *Automatica* 41, 97–106. doi:10.1016/j.automatica.2004.08.010
- Gaillard, A., 2010. Système éolien basé sur une MADA : contribution à l'étude de la qualité de l'énergie électrique et de la continuité de service. Nancy 1.
- GAO, Z., ANTSAKLIS, P.J., 1992. Reconfigurable control system design via perfect model following. *Int. J. Control* 56, 783–798. doi:10.1080/00207179208934343
- Garcia, C.E., Morari, M., 1985. Internal model control. 2. Design procedure for multivariable systems. *Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev.* 24, 472–484. doi:10.1021/i200029a043
- Garcia Nocetti, D.F., Benítez-Pérez, H., 2005. Reconfigurable distributed control. Springer, London.
- Geyler, M., Caselitz, P., 2008. Robust Multivariable Pitch Control Design for Load Reduction on Large Wind Turbines. *J. Sol. Energy Eng.* 130, 31014. doi:10.1115/1.2931510
- Ghaffari, A., Krstic, M., Seshagiri, S., 2013. Power optimization and control in wind energy conversion systems using extremum seeking. *IEEE*, pp. 2241–2246. doi:10.1109/ACC.2013.6580168
- Hajiyev, C., Caliskan, F., 2003. Fault diagnosis and reconfiguration in flight control systems.
- Hammouri, H., Kabore, P., Othman, S., Biston, J., 2002. Failure diagnosis and nonlinear observer. Application to a hydraulic process. *J. Frankl. Inst. State Pa.* 339, 455–478. doi:10.1016/S0016-0032(02)00027-3
- Hammouri, H., Kinnaert, M., Yaagoubi, E.H.E., 1999. Observer-based approach to fault detection and isolation for nonlinear systems. *IEEE Trans. Autom. Control* 44, 1879–1884. doi:10.1109/9.793728
- Hammouri, H., Morales, J. de L., 1990. Observer synthesis for state-affine systems, in: , Proceedings of the 29th IEEE Conference on Decision and Control, 1990. Presented at the , Proceedings of the 29th IEEE Conference on Decision and Control, 1990, pp. 784–785 vol.2. doi:10.1109/CDC.1990.203695
- Hansen, A.D., Forskningscenter Risø, 2004. Dynamic wind turbine models in power system simulation tool DIgSILENT. Risø National Laboratory, Roskilde.

## Bibliographie

- Heier, S., 2006. Grid integration of wind energy conversion systems, 2nd ed. ed. Wiley, Chichester, England ; Hoboken, NJ.
- Henson, M.A., 1998. Nonlinear model predictive control: current status and future directions. *Comput. Chem. Eng.* 23, 187–202. doi:10.1016/S0098-1354(98)00260-9
- Iov, F., 2004. Wind turbine blockset in Matlab/Simulink: general overview and description of the models. Aalborg University, Aalborg.
- Isermann, R., Schwarz, R., Stolzl, S., 2002. Fault-tolerant drive-by-wire systems. *IEEE Control Syst.* 22, 64–81. doi:10.1109/MCS.2002.1035218
- Jiang, J., 2005. Fault-tolerant Control Systems-An Introductory Overview. *ACTA Autom. Sin.* 31, 161–174.
- Jiang, J., Yu, X., 2012a. Fault-tolerant control systems: A comparative study between active and passive approaches. *Annu. Rev. Control* 36, 60–72. doi:10.1016/j.arcontrol.2012.03.005
- Jiang, J., Yu, X., 2012b. Fault-tolerant control systems: A comparative study between active and passive approaches. *Annu. Rev. Control* 36, 60–72. doi:10.1016/j.arcontrol.2012.03.005
- Johnson, K.E., Fingersh, L.J., 2008. Adaptive Pitch Control of Variable-Speed Wind Turbines. *J. Sol. Energy Eng.* 130, 31012. doi:10.1115/1.2931505
- Johnson, K.E., Pao, L.Y., Balas, M.J., Fingersh, L.J., 2006. Control of variable-speed wind turbines: standard and adaptive techniques for maximizing energy capture. *IEEE Control Syst. Mag.* 26, 70–81. doi:10.1109/MCS.2006.1636311
- Johnson, K.E., Pao, L.Y., Balas, M.J., Kulkarni, V., Fingersh, L.J., 2004. Stability analysis of an adaptive torque controller for variable speed wind turbines. *IEEE*, p. 4087–4094 Vol.4. doi:10.1109/CDC.2004.1429392
- Johnson, S.J., Baker, J.P., van Dam, C.P., Berg, D., 2010. An overview of active load control techniques for wind turbines with an emphasis on microtabs. *Wind Energy* 13, 239–253. doi:10.1002/we.356
- Kabore, P., Othman, S., McKenna, T.F., Hammouri, H., 2000. Observer-based fault diagnosis for a class of non-linear systems Application to a free radical copolymerization reaction. *Int. J. Control* 73, 787–803. doi:10.1080/00207170050029287
- Kailath, T., 1980. *Linear Systems*. Prentice Hall Inc Englewood Cliffs.
- KAMAL, E., AITOUICHE, A., GHORBANI, R., BAYART, M., 2012. Unknown Input Observer with Fuzzy Fault Tolerant Control for Wind Energy System. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes (SAFEPROCESS), Mexico City, Mexico, pp. 946–951.

## Bibliographie

- Kanev, S., Verhaegen, M., 2000. Controller reconfiguration for non-linear systems. *Control Eng. Pract.* 8, 1223–1235. doi:10.1016/S0967-0661(00)00074-5
- Kanjilal, P.P., 1995. Adaptive prediction and predictive control, IEE control engineering series. P. Peregrinus on behalf of Institution of Electrical Engineers, Stevenage, Herts., U.K.
- Kautz, W., 1954. Transient synthesis in the time domain. *Trans. IRE Prof. Group Circuit Theory* 1, 29–39. doi:10.1109/TCT.1954.1083588
- Kim, J., Yang, I., Lee, D., 2012. Control Allocation based Compensation for Faulty Blade Actuator of Wind Turbine. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes (SAFEPROCESS), Mexico City, Mexico, pp. 355–340.
- Komatsu, M., Miyamoto, H., Ohmori, H., Sano, A., 2001. Output maximization control of wind turbine based on extremum control strategy. *IEEE*, pp. 1739–1740 vol.2. doi:10.1109/ACC.2001.945982
- Kothare, M.V., Balakrishnan, V., Morari, M., 1996. Robust constrained model predictive control using linear matrix inequalities. *Automatica* 32, 1361–1379. doi:10.1016/0005-1098(96)00063-5
- Kumar, A., Stol, K., 2009. Scheduled Model Predictive Control of a wind Turbine. *American Institute of Aeronautics and Astronautics*. doi:10.2514/6.2009-481
- Kumar, A., Stol, K., n.d. Simulating MIMO Feedback Linearization Control of Wind Turbines Using FAST, in: 46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. American Institute of Aeronautics and Astronautics.
- Kumar, V., Joshi, R.R., Bansal, R.C., 2009. Optimal Control of Matrix-Converter-Based WECS for Performance Enhancement and Efficiency Optimization. *IEEE Trans. Energy Convers.* 24, 264–273. doi:10.1109/TEC.2008.2008921
- Kuure-Kinsey, M., Bequette, B.W., 2007. Multiple Model Predictive Control: A State Estimation based Approach, in: *American Control Conference, 2007. ACC '07*. Presented at the American Control Conference, 2007. ACC '07, pp. 3739–3744. doi:10.1109/ACC.2007.4283005
- Laks, J.H., Pao, L.Y., Wright, A.D., 2009. Control of wind turbines: Past, present, and future. *IEEE*, pp. 2096–2103. doi:10.1109/ACC.2009.5160590
- Lee, J.H., Chikkula, Y., Yu, Z., Kantor, J.C., 1995. Improving computational efficiency of model predictive control algorithm using wavelet transformation. *Int. J. Control* 61, 859–883. doi:10.1080/00207179508921935
- Liuping Wang, 2001a. Use of exponential data weighting in model predictive control design. *IEEE*, pp. 4857–4862. doi:10.1109/.2001.980976

## Bibliographie

- Liuping Wang, 2001b. Discrete time model predictive control design using Laguerre functions. IEEE, pp. 2430–2435 vol.3. doi:10.1109/ACC.2001.946117
- Luenberger, D.G., 1998. Optimization by vector space methods, Nachdr. ed, Wiley professional paperback series. Wiley, New York.
- Maciejowski, J.M., 2002. Predictive control: with constraints. Prentice Hall, Harlow, England ; New York.
- Mahmoud, M.M., Jiang, J., Zhang, Y., 2003. Active fault tolerant control systems stochastic analysis and synthesis. Springer, Berlin; New York.
- Mika Rasila, 2003. Torque- and Speed Control of a Pitch Regulated Wind Turbine. CHALMERS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY, Sweden.
- Mirzaei, M., Poulsen, N.K., Niemann, H.H., 2012. Robust model predictive control of a wind turbine, in: 2012 American Control Conference (ACC). Presented at the 2012 American Control Conference (ACC), pp. 4393–4398. doi:10.1109/ACC.2012.6314887
- Montadher, S., Patton, R.J., 2012. An FTC Approach to Wind Turbine Power Maximisation via T-S Fuzzy Modelling and Control. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes (SAFEPROCESS), Mexico City, Mexico.
- Montadher, S., Patton, R.J., n.d. Global wind turbine FTC via T-S fuzzy modelling and control.
- Montoya, R.J., Howell, W.E., Bundick, W.T., Ostroff, A.J., Hueschen, R.M., Belcastro, C.M., 1982. Restructurable controls. Presented at the Proceedings of a workshop held at NASA Langley Research Center, Hampton, VA, USA.
- Morari, M., 1994. Advances in model based predictive control. Oxford University Press.
- Multon, B., Gergaud, O., Ben Ahmed, H., Roboam, X., Astier, S., Dakyo, B., Nikita, C., 2002. Etat de l'art des aérogénérateurs, in: L'électronique de Puissance Vecteur D'optimisation Pour Les Énergies Renouvelables. Ed. NOVELECT - ECRIN, ISBN 2-912154-8-1, p. pp.97-154.
- Munteanu, I. (Ed.), 2008. Optimal control of wind energy systems: towards a global approach, Advances in industrial control. Springer, London.
- Nassim, L., 2011. Support Vector Machines for Fault Detection in Wind Turbines, in: Sergio, B. (Ed.), . pp. 7067–7072. doi:10.3182/20110828-6-IT-1002.02560
- Niemann, H., Stoustrup, J., 2003. Passive fault tolerant control of double inverted pendulum-a case study example. Presented at the Symposium Safeprocess, pp. 1029– 1034.
- Noura, H. (Ed.), 2009. Fault-tolerant control systems: design and practical applications, Advances in industrial control. Springer, London.



## Bibliographie

- Novak, P., Jovik, I., Schmidtbauer, B., 1994. Modeling and identification of drive-system dynamics in a variable-speed wind turbine, in: , Proceedings of the Third IEEE Conference on Control Applications, 1994. Presented at the , Proceedings of the Third IEEE Conference on Control Applications, 1994, pp. 233–238 vol.1. doi:10.1109/CCA.1994.381193
- Odgaard, P.F., Johnson, K.E., 2013. Wind turbine fault detection and fault tolerant control - An enhanced benchmark challenge. IEEE, pp. 4447–4452. doi:10.1109/ACC.2013.6580525
- Odgaard, P.F., Stoustrup, J., 2012. Fault Tolerant Control of Wind Turbines using Unknown Input Observers. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes, Mexico City, Mexico, pp. 313–318.
- Odgaard, P.F., Stoustrup, J., Kinnaert, M., 2009. Fault Tolerant Control of Wind Turbines- a benchmark model. Presented at the 7 th IFAC Symposium on Fault Detection, supervision and Safety of Technical Processes, Barcelona, Spain, pp. 155–160.
- Olaru, S., 2005. Contribution à l'étude de la commande prédictive sous contraintes par approche géométrique. Paris 11.
- Østergaard, K.Z., Stoustrup, J., Brath, P., 2009. Linear parameter varying control of wind turbines covering both partial load and full load conditions. *Int. J. Robust Nonlinear Control* 19, 92–116. doi:10.1002/rnc.1340
- Pan, T., Ji, Z., Jiang, Z., 2008. Maximum Power Point Tracking of Wind Energy Conversion Systems Based on Sliding Mode Extremum Seeking Control. IEEE, pp. 1–5. doi:10.1109/ENERGY.2008.4781032
- Patil, M., Lee, D., Hodges, D.H., 2001. Multi-Flexible-Body Dynamic Analysis of Horizontal-Axis Wind Turbines. Presented at the conference 20th Wind Energy Symposium, Reno.
- Patton, R., 1993. Robustness issues in fault-tolerant control, in: IEE Colloquium on Fault Diagnosis and Control System Reconfiguration. Presented at the IEE Colloquium on Fault Diagnosis and Control System Reconfiguration, p. 1/1-125.
- Patton, R.J., 1997. Fault-tolerant control systems: The 1997 situation,” in IFAC Symposium on Fault Detection Supervision and Safety for Technical Processes, in: IFAC SAFEPROCESS'1997. pp. 1033–1054.
- Persis, C.D., Isidori, A., 2001. A geometric approach to nonlinear fault detection and isolation. *IEEE Trans. Autom. Control* 46, 853–865. doi:10.1109/9.928586
- Pettersson, A., Thiringer, T., 2005. Control of a Variable-Speed Pitch-Regulated Wind Turbine (Report). Chalmers University of Technology.
- Polycarpou, M.M., Vemuri, A.T., 1998. Learning approach to fault tolerant control: an overview, in: Intelligent Control (ISIC), 1998. Held Jointly with IEEE International

## Bibliographie

- Symposium on Computational Intelligence in Robotics and Automation (CIRA), Intelligent Systems and Semiotics (ISAS), Proceedings. Presented at the Intelligent Control (ISIC), 1998. Held jointly with IEEE International Symposium on Computational Intelligence in Robotics and Automation (CIRA), Intelligent Systems and Semiotics (ISAS), Proceedings, pp. 157–162. doi:10.1109/ISIC.1998.713653
- Rauch, H.E., 1995. Autonomous control reconfiguration. *IEEE Control Syst.* 15, 37–48. doi:10.1109/37.476385
- Rauch, H.E., 1994. Intelligent fault diagnosis and control reconfiguration. *IEEE Control Syst.* 14, 6–12. doi:10.1109/37.291462
- Rawlings, J.B., 2000. Tutorial overview of model predictive control. *IEEE Control Syst. Mag.* 20, 38–52. doi:10.1109/37.845037
- Rawlings, J.B., Muske, K.R., 1993. The stability of constrained receding horizon control. *IEEE Trans. Autom. Control* 38, 1512–1516. doi:10.1109/9.241565
- Richalet, J., 2000. Industrial implementation of predictive control. Presented at the UKACC International Conference on Control, Cambridge, UK.
- Richalet, J., Abu El Ata, S., Arber, C., Kuntze, M., Jacobasch, A., Schill, W., 1987. Predictive functional control. application to fast and accurate robots. Presented at the 10th IFAC World Congress, Munich.
- Richalet, J., Rault, A., Testud, J., Papon, J., 1976. Algorithmic control of industrial processes. Presented at the In Proceedings of the 4th IFAC Symposium on Identification and System Parameter Estimation, pp. 1119--1167.
- Richalet, J., Rault, A., Testud, J.L., Papon, J., 1978. Model predictive heuristic control. *Automatica* 14, 413–428. doi:10.1016/0005-1098(78)90001-8
- Ricker, N.L., 1991. Model-predictive control : state of the art. Presented at the Proc. 4th Int. Conf. on Chemical Process Control, Padre Island, Texas, pp. 271–296.
- Rossiter, J.A., Richalet, J., 2002. Handling constraints with predictive functional control of unstable processes, in: American Control Conference, 2002. Proceedings of the 2002. Presented at the American Control Conference, 2002. Proceedings of the 2002, pp. 4746–4751 vol.6. doi:10.1109/ACC.2002.1025409
- Rossiter, J.A., Wang, L., 2008. Exploiting Laguerre functions to improve the feasibility/performance compromise in MPC. *IEEE*, pp. 4737–4742. doi:10.1109/CDC.2008.4738969
- Rotondo, D., Nejjari, F., Puig, V., Blesa, J., 2012. Fault Tolerant Control of the Wind Turbine Benchmark using Virtual Sensors/Actuators. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes, Mexico City, Mexico, pp. 114–119.
- Scorletti, G., 2014. Outils pour la robustesse : inégalités matricielles affines (Notes de cours).

## Bibliographie

- Senjyu, T., Sakamoto, R., Urasaki, N., Funabashi, T., Fujita, H., Sekine, H., 2006. Output Power Leveling of Wind Turbine Generator for All Operating Regions by Pitch Angle Control. *IEEE Trans. Energy Convers.* 21, 467–475. doi:10.1109/TEC.2006.874253
- Sheibat-Othman, N., Othman, S., Benlahrache, M., Odgaard, P.F., 2013. Fault detection and isolation in wind turbines using support vector machines and observers, in: 2013 American Control Conference. Presented at the 2013 American Control Conference, pp. 4459–4464. doi:10.1109/ACC.2013.6580527
- Simani, S., Castaldi, P., 2012a. Data-Drive Design of Fuzzy Logic Fault Tolerant Control for a Wind Turbine Benchmark. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes (SAFEPROCESS), Mexico City, Mexico, pp. 108–113.
- Simani, S., Castaldi, P., 2012b. Adaptive Fault-Tolerant Control Design Approach for a Wind Turbine Benchmark. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes (SAFEPROCESS), Mexico City, Mexico, pp. 319–324.
- Sloth, C., Esbensen, T., Stoustrup, J., 2011. Robust and fault-tolerant linear parameter-varying control of wind turbines. *Mechatronics* 21, 645–659. doi:10.1016/j.mechatronics.2011.02.001
- Soliman, M., Malik, O.P., Westwick, D.T., 2011. Multiple Model Predictive Control for Wind Turbines With Doubly Fed Induction Generators. *IEEE Trans. Sustain. Energy* 2, 215–225. doi:10.1109/TSTE.2011.2153217
- Song, Y.D., Dhinakaran, B., Bao, X.Y., 2000. Variable speed control of wind turbines using nonlinear and adaptive algorithms. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* 85, 293–308. doi:10.1016/S0167-6105(99)00131-2
- Sørensen, P., Forskningscenter Risø, 2001. Simulation of interaction between wind farm and power system. Risø National Laboratory: available from: Risø National Laboratory, Information Service Department, Roskilde.
- Staroswiecki, M., Gehin, A.-L., 2001. From control to supervision. *Annu. Rev. Control* 25, 1–11. doi:10.1016/S1367-5788(01)00002-5
- Steffen, T., 2005. Control reconfiguration of dynamical systems: linear approaches and structural tests, 1st ed. ed, Lecture notes in control and information sciences. Springer, Berlin ; New York.
- Steinberg, M., 2005. Historical Overview of Research in Reconfigurable Flight Control. *Proc. Inst. Mech. Eng. Part G J. Aerosp. Eng.* 219, 263–275. doi:10.1243/095441005X30379
- Stengel, R.F., 1990. Intelligent failure-tolerant control, in: , 5th IEEE International Symposium on Intelligent Control, 1990. Proceedings. Presented at the , 5th IEEE International Symposium on Intelligent Control, 1990. Proceedings, pp. 548–557 vol.1. doi:10.1109/ISIC.1990.128511

## Bibliographie

- Stoica, C., 2008. Robustification de lois de commande prédictives multivariables (phdthesis). Université Paris Sud - Paris XI.
- Tao, G., 2004. Adaptive control of systems with actuator failures.
- Wang, L., 2009a. Model predictive control system design and implementation using MATLAB, Advances in industrial control. Springer, London.
- Wang, L., 2009b. Model predictive control system design and implementation using MATLAB, Advances in industrial control. Springer, London.
- Wismer, D.A., Chattergy, R., 1978. Introduction to nonlinear optimization: a problem solving approach, North-Holland series in system science and engineering. North-Holland, New York.
- Wright, A.D., 2004a. Modern Control Design for Flexible Wind Turbines (No. NREL/TP-500-35816, 15011696).
- Wright, A.D., 2004b. Modern Control Design for Flexible Wind Turbines (No. NREL/TP-500-35816, 15011696).
- Yang, X., Maciejowski, J., 2012a. Fault-tolerant model predictive control of a wind turbine benchmark. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes (SAFEPROCESS), Mexico City, Mexico, pp. 337–342.
- Yang, X., Maciejowski, J., 2012b. Fault-tolerant model predictive control of a wind turbine benchmark. Presented at the Preprints of the 8th IFAC Symposium on Fault Detection, Supervision and Safety of Technical Processes (SAFEPROCESS), Mexico City, Mexico, pp. 337–342.
- Ydstie, B., 1984. Extended horizon adaptive control. Presented at the 9th IFAC world congress, Budapest, pp. 133–137.
- Zhang, Y., Jiang, J., 1999. Design of integrated fault detection, diagnosis and reconfigurable control systems, in: Proceedings of the 38th IEEE Conference on Decision and Control, 1999. Presented at the Proceedings of the 38th IEEE Conference on Decision and Control, 1999, pp. 3587–3592 vol.4. doi:10.1109/CDC.1999.827909



## Résumé

### Résumé

De nos jours, les éoliennes contribuent à une large partie de production d'énergie dans le monde. En 2013, 2,7% de la production d'électricité mondiale était éolienne, avec un objectif d'atteindre 14% de la demande d'électricité totale en 2020. La progression dans ces dernières années a été remarquable, notamment en France où la production d'électricité éolienne en 2015 était de 21,1 TWh (térawatt-heure) contre 2,5 TWh en 2013.

Pour satisfaire ces exigences, la taille standard de la turbine éolienne tend à grandir. Les éoliennes de tailles des mégawatts sont très coûteuses, et leur rendement devrait être optimisé pour maximiser l'énergie produite et protéger les équipements de toute dégradation pour optimiser leur durée de vie, généralement de 20 ans.

Dans ce projet de thèse, la commande prédictive à base de modèle (MPC) est utilisée pour la commande et la détection de défaut de l'éolienne. Afin d'optimiser le temps de calcul de la commande MPC, qui peut rendre son implémentation en ligne irréalisable, les entrées de la commande ont été paramétrées par les fonctions de Laguerre (LMPC) ou les fonctions de Kautz (KMPC). Ceci a permis de réduire le temps de calcul d'un tiers. La commande MPC robuste par approche min-max a également été considérée dans l'objectif de rendre la stratégie de commande robuste aux incertitudes paramétriques, et à l'apparition de défauts. Ces différentes stratégies ont été évaluées sur un modèle de l'éolienne à deux masses, avec une commande multi entrée (angle d'inclinaison des pâles et couple du générateur) /multi sortie (puissance générée et vitesse du générateur), avec contraintes sur les entrées et les sorties. Ces résultats sont discutés dans le chapitre IV.

Dans le chapitre V, la commande MPC paramétrée par les fonctions de Laguerre ou de Kautz a été reformulée dans l'unique objectif de compenser le défaut. En effet, sur une éolienne en fonctionnement stable et possédant des lois de commande qui ne s'accommodent pas aux défauts, il est possible de calculer la correction nécessaire à considérer par les lois existantes afin de compenser le défaut, si le défaut est bien détecté et estimé. Cette stratégie est recherchée si l'industriel ne souhaite pas changer les lois de commande établies sur l'éolienne, car les stratégies de commande MPC discutées peuvent faire l'ensemble de travail : poursuite de la trajectoire désirée *et* l'accommodation aux défauts.

La thèse contient également trois chapitres bibliographiques et introductifs, reprenant l'état de l'art de la commande et la détection de défaut de l'éolienne, le modèle détaillé de l'éolienne et les stratégies de commande MPC utilisées dans ce travail.

Mot clés :

Commande prédictive, commande prédictive robuste, MPC pour la compensation, commande tolérante aux défauts, fonction de Laguerre, fonction de Kautz, filtre de Kalman, Eolienne.

## Abstract

### Abstract:

Nowadays, wind turbines contribute to a large part of energy production in the world. In 2013, 2.7% of global electricity production was wind, with a goal of reaching 14% of total electricity demand in 2020.

The progression has been remarkable, particularly in France where the wind power generation in 2015 was 21.1 TWh (terawatt-hour) against 2.5 TWh in 2013.

Response to these demands, the standard size of the wind turbine tends to grow. The megawatt size wind turbines are very expensive, and their efficiency should be optimized to maximize the energy produced and protect equipment from damage to maximize their service life, usually 20 years. In this thesis project, model predictive control (MPC) is used to control the wind turbine. To optimize the computing time of the MPC, which can make the online implementation unrealizable, the inputs control have been parametrized by Laguerre functions (LMPC) or functions of Kautz (KMPC).

This allowed reducing the computation time by a third. The MPC robust by min-max approach was also considered in the objective of making the robust control strategy to parametric uncertainties, and the appearance of faults. These strategies were evaluated on a model of wind turbine with a multi-input control (pitch angle and generator torque) / multi-output (generator power and generator speed), with constraints on inputs and outputs. These results are discussed in Chapter IV.

In Chapter V, the MPC parameterized by Laguerre functions or Kautz has been reformulated with the sole objective of compensating the fault.

Indeed, on a wind turbine in stable operation and having control laws that do not adapt to the faults, it is possible to calculate the correction required to be considered by the existing laws to compensate the faults, if the faults are detected and estimated.

This strategy is sought if the industrial does not want to change the control laws established on wind turbine, because the discussed strategies of MPC can make the entire work: tracking the desired trajectory and accommodation faults. The thesis also contains the bibliographic and three introductory chapters, taking the state of the art of control and fault detection of the wind turbine, the detailed model of the wind turbine and the MPC strategies employed in this work.

Predictive control, robust predictive control, Fault tolerant control, Laguerre functions, Kautz functions, Kalman like observer, wind turbine.

