

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

THÈSE PRÉSENTÉE À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DU
DOCTORAT EN GÉNIE
Ph.D.

PAR
Huy NGUYEN DUC

AMÉLIORATION DE L'AMORTISSEMENT DES OSCILLATIONS DE PUISSANCE DU
RÉSEAU ÉLECTRIQUE AVEC LES DISPOSITIFS FACTS ET LES MESURES À
DISTANCE

MONTREAL, LE 24 JANVIER 2011

© Tous droits réservés, Huy Nguyen Duc, 2011

CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE

PAR UN JURY COMPOSÉ DE

M. Louis-A Dessaint, directeur de thèse
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Aimé Francis Okou, codirecteur
Collège militaire royal du Canada

M. Pierre Jean Lagacé
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Tony Wong, président du jury
Département de génie de la production automatisée à l'École de technologie supérieure

M. Serge Lefebvre, membre externe indépendant
Institut de recherche d'Hydro-Québec

ELLE A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 10 JANVIER 2011

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

En premier lieu, je tiens à exprimer ma gratitude au professeur Louis-A Dessaint, mon directeur de thèse, pour son aide, sa grande disponibilité tout au long de cette étude et pour la confiance qu'il m'a témoignée.

Je tiens à remercier professeur Aimé Francis Okou, mon codirecteur de thèse pour sa disponibilité, ses conseils et suggestions pour améliorer ce travail et la qualité des publications.

Je remercie sincèrement tous mes amis, ceux qui m'ont beaucoup aidé dans mes études et ont été une vraie famille pour moi.

Enfin, j'aimerais exprimer ma profonde reconnaissance à mes parents, ma sœur, pour leur support et encouragement, c'est d'ailleurs à eux que je dédie cette thèse.

AMÉLIORATION DE L'AMORTISSEMENT DES OSCILLATIONS DE PUISSANCE DU RÉSEAU ÉLECTRIQUE AVEC LES DISPOSITIFS FACTS ET LES MESURES À DISTANCE

Huy Nguyen Duc

RÉSUMÉ

Ce travail de recherche présente une méthode d'analyse et de la conception des systèmes de commande globale pour amortir des oscillations électromécaniques les plus critiques dans un réseau électrique. Nous utilisons une structure commune de commande hiérarchique, dans laquelle le contrôleur global fonctionne en parallèle avec les boucles de commande locale. Pour cette structure de commande il est désiré que le contrôleur global améliore l'amortissement des modes d'oscillation critiques, sans causer de mauvaises interactions aux autres dynamiques du réseau.

Pour atteindre cet objectif, nous proposons tout d'abord un schéma de commande spécial, qui utilise la modulation bang bang et l'identification en ligne pour atténuer l'oscillation critique du réseau. Cette approche de commande permet à la fois de maximiser l'effort de commande et de minimiser les interactions.

Une méthode d'analyse de robustesse de ce schéma de commande est aussi élaborée, pour évaluer sa robustesse au changement du mode d'opération et au délai de communication. Cette méthode d'analyse est aussi applicable pour tout type de commande linéaire d'amortissement du réseau. Un résultat important avec cette méthode est que le lien entre le délai de communication et la détérioration de l'amortissement de certains modes d'oscillation peut être analysé quantitativement.

Une analyse de sélection des boucles commande globale est aussi proposée dans ce travail. Un indice de l'interaction est proposé pour permettre de classer plus facilement les boucles de commande, selon leurs interactions avec tous les modes du réseau.

Mots-clés : Stabilité du réseau, analyse de robustesse, modulation bang bang, identification en ligne, sélection de boucle de commande.

IMPROVING POWER SYSTEM'S OSCILLATION DAMPING WITH FACTS AND REMOTE MEASUREMENTS

Huy Nguyen Duc

ABSTRACT

This thesis studies the analysis and design methods for power system global damping controllers to stabilize the most critical electromechanical oscillations. We adopt a common hierarchical structure, in which the global controller operates on top of local controllers. For this structure, it is desirable that the global loop improves damping of the most critical oscillations while having little impact to other power system dynamics.

To meet this objective, we propose a special control scheme that utilizes bang bang modulation and online identification to suppress the critical oscillation. This approach allows to maximize the control effort and minimize interaction problems at the same time.

A robustness analysis for this special control scheme is also proposed, to measure its robustness to change in operating conditions and time delay. This robustness analysis framework is also applicable to all types of linear power swing damping controllers. An important result from this framework is that we can analyze the link between time delay and the degradation of damping of some oscillation modes.

An analysis of control loop selection for the global controllers is also proposed in this work. A new modal interaction index, which allows quick and easy classification of global control loops by their degree of interaction, is proposed.

Keywords : Power system stability, robustness analysis, bang bang modulation, online identification, control loop selection.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE	4
1.1 Oscillation électromécanique et la stabilité angulaire.....	4
1.2 Amortissement des oscillation par PSS	7
1.3 Amortissement des oscillation par FACTS	8
1.4 Sélection des boucles de commande.....	10
1.5 Approche de commande robuste.....	11
1.6 Sommaire	13
CHAPITRE 2 MODÉLISATION DU RÉSEAU ET LES MÉTHODES D'ANALYSE ...	14
2.1 Modèle des éléments	14
2.1.1 Modèle du générateur synchrone et du réseau électrique	14
2.1.2 Les contrôleurs du générateur.....	16
2.1.2.1 Régulateur de tension	16
2.1.2.2 Régulateur de vitesse	17
2.1.2.3 Stabilisateur de puissance	18
2.1.3 Les dispositifs FACTS.....	18
2.2 Linéarisation du réseau électrique et analyse modale	20
2.2.1 Linéarisation du réseau	20
2.2.2 Analyse modale de la commandabilité et de l'observabilité	22
2.2.3 Forme de mode et taux de participation.....	23
2.2.4 Synthèse d'une commande d'amortissement par compensation de phase ..	24
CHAPITRE 3 COMMANDE PAR LA MODULATION BANG BANG	26
3.1 Introduction.....	26
3.2 Le principe de commande par la modulation bang bang	27
3.3 Schéma de commande proposé	29
3.4 Contrôleur à phase fixe	32
3.5 Les résultats de simulation.....	34
3.5.1 Réseau Kundur	34
3.5.2 Performance en présence des PSS	37
3.5.3 Réseau WSCC - 3 machines et 9 barres	40
3.5.4 Réseau New England.....	43
3.5.4.1 Performance avec un contrôleur	44
3.5.4.2 Performance avec trois contrôleurs	46
3.6 Sommaire	48
CHAPITRE 4 ANALYSE DE ROBUSTESSE	50
4.1 Introduction.....	50
4.2 Modèle d'analyse de robustesse basé sur l'analyse μ	51

4.2.1	La Transformation Linéaire Fractionnaire	51
4.2.2	Incertitude due aux changements du mode d'opération	54
4.3	Les premiers exemples	56
4.4	Incertitude due au délai de communication	59
4.4.1	Modèle du délai utilisant une perturbation complexe	60
4.4.2	Modèle du délai utilisant une perturbation réelle	60
4.5	Les résultats d'analyse	62
4.5.1	Réseau Kundur	62
4.5.2	Relation entre l'analyse μ et les méthodes conventionnelles	64
4.5.3	Réseau New England	67
4.6	Approche de réduction d'ordre	69
4.6.1	Méthode de réduction d'ordre	69
4.6.2	Les résultats d'analyse	71
4.7	Synthèse de commande robuste en tenant compte du délai de communication	73
4.7.1	Une analyse qualitative	74
4.7.2	Résultat de la synthèse μ et simulation	76
4.8	Sommaire	79
CHAPITRE 5 SÉLECTION DE BOUCLE DE COMMANDE OPTIMALE		81
5.1	Introduction	81
5.2	Les critères de sélection des boucles de commande globale	82
5.2.1	Mesure conjointe de commandabilité/observabilité	82
5.2.2	Valeur Singulière Hankel	83
5.2.3	La matrice des gains relatifs RGA	84
5.3	Méthode proposée pour la sélection des boucles de commande globale	86
5.3.1	Indice d'interaction modale	86
5.3.2	Indice de conflit de phase	88
5.4	Les résultats d'analyse	89
5.4.1	Réseau Kundur	89
5.4.2	Réseau New England	91
5.5	Étude de la RGA	94
5.6	Sommaire	97
CONCLUSIONS		99
ANNEXE I Principe de commande d'amortissement par SVC		103
ANNEXE II Identification par analyse Prony		104
ANNEXE III Modèle LFT du délai de communication basé sur approximation Padé de deuxième et de troisième ordre		107
BIBLIOGRAPHIE		108

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Classification de la stabilité du réseau. Tirée de IEEE/CIGRE (2004)...	5
Figure 1.2	Conception du stabilisateur de puissance.....	7
Figure 2.1	Système de contrôle du générateur.	16
Figure 2.2	Système d'excitation type DC1A.	17
Figure 2.3	Système d'excitation statique.	17
Figure 2.4	Régulateur de vitesse.	17
Figure 2.5	Modèle du stabilisateur de puissance.	18
Figure 2.6	Modèle du SVC pour étude de stabilité angulaire du réseau.	19
Figure 2.7	Modèle du TCSC pour étude de stabilité angulaire du réseau.	20
Figure 3.1	Réseau d'un générateur et une barre infinie.....	27
Figure 3.2	Le schéma de commande proposé.	31
Figure 3.3	Contrôleur à phase fixe.	33
Figure 3.4	Réseau Kundur.	34
Figure 3.5	Réponse du réseau Kundur.	35
Figure 3.6	Les fréquences identifiées dans le signal P_{7-8} , réseau Kundur.	35
Figure 3.7	Simulation du réseau Kundur.	36
Figure 3.8	Réseau Kundur avec contrôleur conventionnel, gain élevé.	37
Figure 3.9	Performance du schéma proposé, avec PSS et SVC.	38
Figure 3.10	Performance avec les charges de type mixe.....	39
Figure 3.11	Réseau WSCC.....	40
Figure 3.12	Réponse du réseau WSCC avec TCSC.....	41
Figure 3.13	Réponse du réseau WSCC, avec TCSC et SVC.	42

Figure 3.14	Courrant du TCSC et tension du SVC.	42
Figure 3.15	Réseau New England.	43
Figure 3.16	Taux de participation et formes du mode 2.39 rad/s.	44
Figure 3.17	Réponse du réseau New England avec différentes boucles de commande.	45
Figure 3.18	Réponse du réseau New England, trois contrôleurs.	47
Figure 3.19	Réponse du réseau New England, trois contrôleurs, lignes 47-48, 30-36 hors tension.	47
Figure 4.1	Schéma d'interconnexion pour l'analyse de robustesse.	52
Figure 4.2	Schéma d'interconnexion pour l'analyse de robustesse en performance.	53
Figure 4.3	Stabilité robuste du réseau Kundur, cas 1.	57
Figure 4.4	Stabilité robuste du réseau Kundur, cas 2.	58
Figure 4.5	Schéma d'interconnexion pour l'analyse de robustesse avec délai.	59
Figure 4.6	Structure LFT pour l'approximation premier ordre du délai.	61
Figure 4.7	Analyse de robustesse du réseau Kundur.	63
Figure 4.8	Analyse de robustesse du SVC à barre 8 et PSS au générateur 3.	64
Figure 4.9	Lieu des racines du SVC à la barre 8.	65
Figure 4.10	Lieu de racine, PSS au générateur 3.	67
Figure 4.11	Analyse de robustesse du réseau New England.	68
Figure 4.12	Réduction d'ordre du réseau Kundur, boucle du PSS 1.	72
Figure 4.13	Réduction d'ordre du réseau Kundur, boucle du SVC 9.	72
Figure 4.14	Réduction d'ordre du réseau New England, boucle $SVC_{21} - \omega_{11}$	73
Figure 4.15	Schéma de la synthèse de commande robuste.	74
Figure 4.16	Réponse fréquentielle du μ -contrôleur.	77
Figure 4.17	Analyse de robustesse du SVC à barre 8.	77

Figure 4.18	Réponse du réseau Kundur, mode I.	78
Figure 4.19	Réponse du réseau Kundur, mode mode II.	79
Figure 5.1	Sélection du signal d'entrée pour PSS1.	90
Figure 5.2	Sélection du signal d'entrée pour SVC 9.	90
Figure 5.3	Sélection du signal d'entrée pour SVC 21, réseau New England.	92
Figure 5.4	Réponse du réseau New England, SVC 21.	92
Figure 5.5	Analyse des signaux d'entrée pour TCSC 1-47.	93
Figure 5.6	Réponse du réseau New England, TCSC 1-47.	94
Figure 5.7	RGA du réseau Kundur, SVC avec les PSS.	95
Figure 5.8	RGA du réseau Kundur, SVC avec les AVR.	96
Figure 5.9	RGA du réseau New England, SVC 21.	96
Figure 5.10	RGA du réseau New England, TCSC1-47.	97

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 3.1	Valeurs propres du réseau Kundur 34
Tableau 3.2	Les valeurs propres du réseau WSCC 40
Tableau 3.3	Modes interzones du réseau New England 44
Tableau 4.1	Valeurs propres du réseau Kundur, cas 1 57
Tableau 4.2	Valeurs propres du réseau Kundur, cas 2 58
Tableau 4.3	Plage des variation des paramètres, réseau New England 68

LISTE DES ABBREVIATIONS

AVR	Régulateur de tension (<i>Automatic Voltage Regulator</i>)
HSV	Valeur Singulière Hankel (<i>Hankel Singular Value</i>)
LFT	Transformation Linéaire Fractionnaire (<i>Linear Fractional Transformation</i>)
PSS	Stabilisateur de puissance (<i>Power Systems Stabilizer</i>)
RGA	Matrice des Gains relatifs (<i>Relative Gain Array</i>)
RHP	Demi plan droit (<i>Right Half Plane</i>)
SVC	Compensateur statique (<i>Static VAR Compensator</i>)
s.s.v	Valeurs singulières structurées (<i>Structured Singular Values</i>)

INTRODUCTION

Le but d'un réseau électrique est de générer la puissance électrique, et de la transporter à la charge. Un équilibre entre l'énergie générée et l'énergie consommée doit être maintenue en tout temps. D'ailleurs, pour un fonctionnement fiable et sécuritaire, le réseau électrique doit être capable de maintenir la stabilité, suite à plusieurs types de perturbations. Un phénomène commun dans les grands réseaux est l'oscillation électromécanique. Dans une brève description, l'oscillation électromécanique est un phénomène dans lequel un générateur oscille contre d'autres générateurs du réseau. Ce phénomène se produit souvent lorsque le système de transport est trop chargé. Il est un facteur qui limite la capacité de transmission de l'énergie électrique. L'amélioration de l'amortissement de ces oscillations permet d'augmenter la capacité de transmission. De plus, le risque de déclenchement intempestif des systèmes de protection à cause des oscillations est aussi réduit.

L'approche conventionnelle pour amortir des oscillations électromécaniques consiste à utiliser les stabilisateurs de puissance (PSS - *Power System Stabilizer*). Le PSS modifie l'entrée du régulateur de tension, afin de produire un couple d'amortissement à des oscillations ([Larsen et Swann, 1981](#)). Jusqu'aujourd'hui le PSS est l'outil le plus simple et efficace pour amortir des oscillations. Dans les années récentes, l'apparition des dispositifs FACTS (*Flexible AC Transmission Systems*) nous permet de mieux contrôler les transits de puissance dans le réseau ([Hingorani et Gyugyi, 2000](#)). D'ailleurs les dispositifs FACTS offre un outil alternatif pour augmenter l'amortissement des oscillation de puissance. Dans certains cas, un contrôleur d'amortissement basé sur FACTS peut être meilleur que le PSS. A fin que les systèmes de commande basés sur FACTS soient réalisés de façon efficace, il faut bien comprendre le mécanisme dans lequel un FACTS peut contribuer à l'amortissement des oscillations. De plus, la coordination entre un contrôleur FACTS et d'autres contrôleurs existants du réseau est nécessaire.

La maturité de la technologie de mesure à distance est un autre facteur qui approte grands

changements au système de commande du réseau. Avec les mesures à distance, on peut concevoir des boucles de commande dont l'entrée et la sortie viennent de différentes locations géographiques du réseau. En général, une boucle de commande avec les mesures à distance est meilleure qu'une boucle locale pour stabiliser les oscillations interzones, puisque ces oscillations de puissance sont essentiellement un problème global, qui relie plusieurs différentes parties du réseau.

Problématique de la recherche

Les ingénieurs du réseau disposent désormais de meilleurs outils pour bien contrôler le réseau. Il reste cependant à déterminer la façon efficace d'exploiter ces nouveaux outils, afin d'améliorer la stabilité dynamique du réseau. Les questions auxquelles on doit répondre, c'est le choix des boucles de commande, d'une méthode de commande efficace et robuste, et les méthodes d'analyse et de synthèse du commande qui tiennent compte des variations du mode d'opération, et du délai de communication. Ces problèmes sont les sujets de ce travail de recherche, soit : la méthode de commande, l'analyse de robustesse des contrôleurs FACTS, et le choix des boucles de commande (i.e. la localisation des FACTS et le choix des signaux d'entrée).

Les objectifs et contributions de la thèse

Le premier objectif de ce travail est de concevoir un nouveau schéma de commande visant à atténuer l'oscillation électromécanique la plus critique du réseau. Les recherches sur la stabilité du réseau montrent que l'amortissement des modes dominants est essentiel pour renforcer la stabilité angulaire (Hauer, 1994). Pour cette raison nous proposons un schéma de commande, qui se base sur l'identification en ligne pour identifier l'oscillation dominante. Par la suite un mode de commande spéciale est utilisé pour la supprimer.

Le deuxième objectif de ce travail est d'étudier les différentes approches pour l'analyse de robustesse, d'étudier le choix des signaux d'entrée et de sortie pour les contrôleurs globaux. Nous cherchons des critères quantitatifs qui permettent de classer les contrôleurs et les boucles de commande en fonction de leurs performances.

Les contributions de ce travail sont :

- Un nouveau schéma de commande basé sur identification en ligne et la modulation bang bang des dispositifs FACTS est proposé.
- Le modèle existant pour l'analyse de robustesse pour le réseau électrique, basé sur la théorie des valeurs singulières structurées est amélioré et étudié plus profondément. Les résultats d'analyse de robustesse, basé sur la théorie des valeurs singulières structurées sont comparés avec ceux obtenus par les méthodes d'analyse conventionnelles. Des liens entre ces approches sont expliqués.
- Une nouvelle approche de sélection des boucles de commande pour les systèmes de commande globale du réseau est développée.

Organisation du document

Le chapitre 1 présente une brève revue de la littérature sur la commande globale du réseau. Dans le chapitre 2, le modèle du réseau électrique et des méthodes de conception du système de commande d'oscillation sont présentés.

Une nouvelle méthode de commande pour les FACTS avec des mesures à distance est proposée au chapitre 3. L'analyse de robustesse de ce nouveau schéma de commande est présentée au chapitre 4. Une méthode d'analyse de robustesse des systèmes de commande d'amortissement, qui tient compte de la variation du mode d'opération et du délai de communication est présentée.

Le principe de commande proposé dans le chapitre 3 nous amène à une observation importante : Pour bien amortir les oscillations de puissance du réseau, il est nécessaire d'avoir une boucle de commande ayant une grande mesure de commandabilité/observabilité des modes critiques. Par contre il est idéal que cette boucle soit insensible aux autres dynamiques du réseau. Ces critères seront reflétés par les mesures pratiques proposées dans le chapitre 5.

Le dernier chapitre conclut ce rapport, en discutant quelques sujets de travaux futurs.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Oscillation électromécanique et la stabilité angulaire

Le réseau électrique est un grand système dynamique comprenant des milliers d'éléments. L'instabilité d'un réseau peut donc être causée par différents facteurs. Le système de protection et de la commande du réseau comprend plusieurs éléments qui fonctionnent à plusieurs échelles de temps. Par exemple, suite à un défaut triphasé dans un réseau, la stabilité du réseau et la continuité de service sont assurées, grâce à plusieurs éléments : Le système de protection pour isoler le défaut, les contrôleurs d'amortissement pour amortir les oscillations transitoires, le système d'excitation pour rétablir le niveau de tension, et finalement, les régulateurs de vitesse qui amène le réseau à un nouveau point de fonctionnement. Une classification détaillée des phénomènes et les problèmes de stabilité est présentée dans (IEEE/CIGRE, 2004) (figure 1.1). Trois types de stabilité dynamique ont été définis :

Stabilité angulaire (*rotor angle stability*)

C'est la capacité des machines génératrices à rester en synchronisme, après une perturbation. Il y a deux types de stabilité angulaire, soient la stabilité transitoire (*transient stability*) et la stabilité petits signaux (*small signal stability*). La stabilité transitoire représente la capacité des machines à rester en synchronisation après des grandes et sévères perturbations. La stabilité petits signaux est la capacité des générateurs de demeurer en synchronisation après des faibles perturbations comme des changements de la charge. La stabilité petits signaux est caractérisée par les oscillations électromécaniques des rotors (Kundur, 1994). Ces oscillations seront amorties si le système fournit suffisamment de couple électromécanique pour réduire la variation de vitesse du rotor.

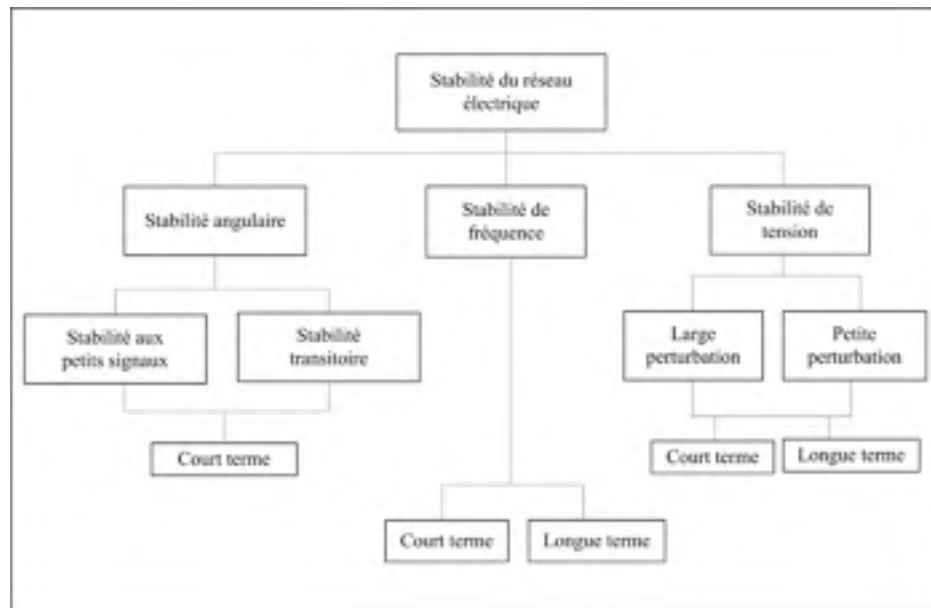


Figure 1.1 Classification de la stabilité du réseau.
Tirée de [IEEE/CIGRE \(2004\)](#)

Le couple électromécanique est composé de deux parties : *i*) Couple de synchronisation, qui est en phase avec la variation d'angle du rotor ; *ii*) Couple d'amortissement, qui est en phase avec la variation de vitesse du rotor. Une manque du couple de synchronisation cause la séparation des angles des générateurs. Ceci est un phénomène causé par des grandes contingences. D'ailleurs une manque du couple d'amortissement est la cause des oscillations mal amorties.

Stabilité de tension

La stabilité de tension implique une échelle de temps plus longue que la stabilité angulaire. Cette catégorie de stabilité représente la réponse des tensions aux barres du réseau, suite à des perturbations. La stabilité de tension est étroitement liée à la caractéristique des charges électriques. Après la perte d'une ligne d'interconnexion importante, si la demande de puissance réactive des charges n'est pas réduite, les générateurs doivent augmenter leurs puissances générées. Cette augmentation des transits de puissance rend le réseau plus affaibli et, par conséquent, les tensions continuent à baisser. Le mécanisme ci-dessus amène à un écroulement de tension, un phénomène commun dans les pannes en cascades ([NAERC, 2003](#)).

Stabilité de fréquence

Ce type de stabilité représente la capacité du réseau de maintenir sa fréquence nominale (60Hz) suite à des perturbations. L'instabilité de fréquence peut être causée par la perte d'un générateur important, suivie par un rejet de production ou un délestage de charge inefficace.

L'oscillation électromécanique n'est pas le problème le plus critique, parmi les phénomènes de stabilité ci-haut mentionnés. Cependant ces oscillations se produisent souvent lorsque les réseaux sont trop chargés. Dans certains cas, ces oscillations peuvent également causer une panne en cascade, tel que l'incident de 10 Août, 1996 au réseau WECC (Kosterev et al., 1999). Comme les réseaux électriques doivent fonctionner de plus en plus près de leurs limites de stabilité, l'amélioration de l'amortissement des oscillations devient de plus en plus importante.

Le sujet de cette recherche est l'amortissement des oscillations électromécaniques, ou des oscillations de puissance (dans ce travail, ces deux termes sont synonymes). Les oscillations électromécaniques peuvent être divisées en deux catégories (Kundur, 1994) : *i*) Oscillation locale, dans laquelle le rotor d'une machine oscille contre le reste du réseau ; *ii*) Oscillation interzone, dans laquelle un groupe des générateurs oscillent contre un autre groupe dans un autre région. Les oscillations locales ont des fréquences entre 0,7 et 2 Hz, et sont relativement faciles à contrôler. Ce type d'oscillation peut être étudié en modélisant en détail seulement des éléments du réseau se situant à proximité du générateur (Klein et al., 1991). Les oscillations interzones, ayant les fréquences entre 0,1 et 0,8 Hz, sont plus difficiles à stabiliser, car elles impliquent des générateurs dans des régions différentes. De plus, la structure de ces oscillations peut changer, dépendamment de la structure du réseau d'interconnexion et de la demande des charges. Ces oscillations, si elles sont mal amorties, persistent dans une longue période et limite la capacité de transmission de puissance.

Dans la pratique, chaque réseau électrique possède un ou deux modes dominants (signature), qui peuvent être identifiés assez facilement, suite à des grandes contingences. Par exemple, le réseau WECC possède un mode autour de 0.3 Hz (Kosterev et al., 1999), le réseau d'Hydro-Québec a un mode dominant près de 0.6Hz (Heniche et Kamwa, 2008).

1.2 Amortissement des oscillation par PSS

Le principe selon lequel le système d'excitation peut affecter le couple électromécanique a été élaboré par p. DeMello et Concordia (1969). Les auteurs montrent que les systèmes d'excitation de gain élevé et de faibles constantes de temps ont une influence positive sur le couple de synchronisation, mais peuvent détériorer le couple d'amortissement. Ce dilemme est résolu, en utilisant un contrôleur auxiliaire, qui produit un couple d'amortissement positif. Ceci est le principe des stabilisateurs de puissance (PSS). Les études approfondies sur l'application et la conception des PSS sont présentées dans (Klein et al., 1991; Larsen et Swann, 1981). Le schéma de principe d'un générateur synchrone, muni d'un PSS est montré à la figure 1.2.

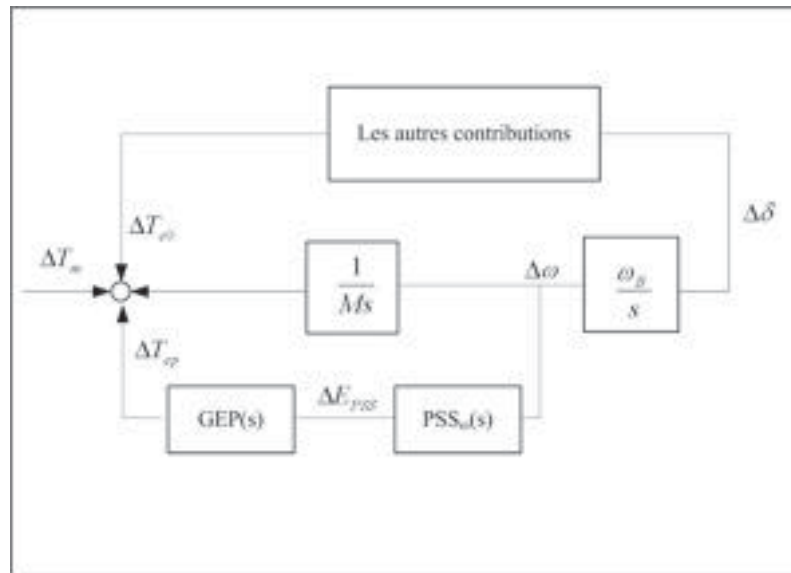


Figure 1.2 Conception du stabilisateur de puissance.

A fin de déterminer les paramètres du PSS, il est nécessaire de savoir le transfert $GEP(s)$ entre l'entrée d'excitation V_{ref} et le couple électromécanique T_e qui en résulte. A fin d'obtenir un effet d'amortissement, le PSS doit compenser le retard de phase causé par $GEP(s)$, pour que le couple T_e soit en phase avec la variation de vitesse. Les notions des couples d'amortissement et de synchronisation ont une implication pratique importante. En effet la fonction de transfert $GEP(s)$ dans la figure 1.2 peut être déterminée approximativement par une procé-

ture d'identification (Murdoch et al., 1999a,b)(Kundur et al., 1989). D'ailleurs, si le modèle mathématique du réseau est connu, une façon plus convenable de calcul des paramètres du PSS est d'utiliser les techniques d'analyse modale.

La structure conventionnelle des PSS comprend un filtre passe-haut (*washout filter*) et des blocs de compensation en avance/retard de phase. En général, cette structure permet d'obtenir une performance satisfaisante autant pour des modes locaux que pour des modes interzones. Une structure plus flexible de PSS, soit celle du PSS à multi bandes est proposée par l'IREQ-Hydro Québec (Grondin et al., 1993). Ce nouveau PSS a une réponse en fréquence plus riche, et permet d'avoir un meilleur amortissement à un plus grand nombre de modes.

Comme la fonction de transfert $GEP(s)$ (figure 1.2) dépend d'une large part des paramètres du générateur qui sont fixes, le PSS est généralement assez robuste aux changements de mode d'opération, même avec une structure de commande simple. Ceci est la conclusion de plusieurs études détaillées du PSS (Rogers, 2000)(Gibbard et al., 2000). Les facteurs qui influencent la performance du PSS sont étudiés dans (Klein et al., 1991). Cette référence montre que le PSS amortit des oscillations en modulant la tension des charges. Si les charges ne répondent pas suffisamment à cette modulation (e.g. les charges de puissance constante), l'influence du PSS sur les modes interzones est réduite de façon drastique. Dans la discussion de l'article (Klein et al., 1992), il est mentionné que le même problème s'applique pour l'amortissement des oscillations par SVC.

1.3 Amortissement des oscillation par FACTS

Dans les récentes années, les réseaux électriques ont connu une prolifération des dispositifs FACTS (*Flexible AC Transmission System*). Un dispositif FACTS est basé sur des circuits de puissance à ouverture/fermeture électronique (thyristor). Les deux types les plus communs des FACTS, soit le SVC et TCSC, se basent sur des circuits commandés par thyristor. Les plus récents FACTS, comme STATCOM, SSSC ou UPFC se basent sur les convertisseurs de tension/courant (Mathur et Varma, 2002). Les FACTS ont pour principal objectif d'améliorer

les écoulements de puissance active et réactive dans le réseau. D'ailleurs l'usage des FACTS dans le but d'améliorer l'amortissement des oscillations est aussi possible, grâce à des circuits de commande auxiliaires. La méthode d'utilisation des SVC et TCSC pour atténuer les oscillations transitoires a été proposée dans (Hammad, 1986; Lerch et al., 1991; Olwegard et al., 1981). L'idée clé de ces travaux consiste à trouver une loi de commande qui permette de réduire l'accumulation de l'énergie cinétique des rotors durant le régime transitoire.

L'utilisation des FACTS pour améliorer la stabilité angulaire aux petits signaux est aussi possible. L'approche de conception des contrôleurs d'amortissement basés sur FACTS est très similaire à celle de conception des PSS. Pour étudier l'influence d'un contrôleur FACTS sur des oscillations, on peut se baser sur les notions comme le couple électromécanique, la technique de compensation de phase ou sur l'analyse modale (Larsen et al., 1995).

Une étape importante dans la conception d'un contrôleur d'amortissement basé sur FACTS est le choix du signal d'entrée. Les meilleurs signaux d'entrées pour un contrôleur d'amortissement sont souvent les vitesses et les puissances actives des générateurs. Pour les PSS, ces signaux peuvent être obtenus localement, alors que pour les FACTS qui se trouvent en général loin des centrales de production, il s'agit des mesures à distance. Il est à noter qu'un signal local peut être utilisé pour le contrôleur d'amortissement du FACTS. Cependant, une boucle de commande locale pour FACTS contient souvent un zéro près d'un mode interzone, ce qui limite son efficacité (Martins et Lima, 1990; Mhaskar et Kulkarni, 2006). De nos jours, les contrôleurs avec les mesures à distance sont possibles, grâce à la maturité des technologies de communication. Dans la littérature de commande du réseau, le terme "commande globale" (About-Ela et al., 1996) est utilisé pour les circuits de commande avec des mesures à distance.

Un des premiers travaux portant sur le système de commande globale pour FACTS est rapporté dans (About-Ela et al., 1996). Ce travail propose une structure hiérarchique, dans laquelle le signal de commande globale est superposé à un signal de commande locale. La même approche est utilisée dans plusieurs études sur ce sujet (Kamwa et al., 2001; Okou et al., 2005).

En effet la commande d'amortissement par FACTS peut être généralisée comme une forme de modulation de charge active/réactive. Cette dernière est aussi le sujet d'un grand nombre de recherches (Kamwa et al., 1999; Samuelsson et Akke, 1999; Samuelsson et Eliasson, 1997).

1.4 Sélection des boucles de commande

Comme il est mentionné à la section précédente, un bon choix des signaux d'entrée est requis pour obtenir un bon amortissement des oscillations. De façon similaire, la position des FACTS joue un rôle important dans la performance de la boucle de commande. Le choix des boucles de commande pour les contrôleurs d'amortissement (FACTS et PSS) est le sujet de plusieurs études¹. La plupart des études se basent sur la commandabilité/observabilité modale (Hamda et Elabdalla, 1988), les taux de participation (Kundur, 1994), ou des résidus (Rogers, 2000). Un inconvénient de ces critères, c'est que les zéros de la fonction de transfert ne sont pas pris en compte. S'il existe un zéro près d'un mode d'oscillation, il serait difficile de bien amortir ce mode. Pour cette raison, certains auteurs proposent l'incorporation des zéros du transfert dans l'analyse des boucles de commande (Martins et Lima, 1990).

Dans la théorie de commande il existe plusieurs techniques de sélection des entrées/sorties (Skogestad et Postlethwaite, 1996). Certaines mesures pratiques pour évaluer des paires sont : les valeurs singulières maximale/minimale de la boucle, les valeurs singulière Hankel, les zéros du demi-plan droit (RHP - *Right Half Plane zero*), les RGA (*Relative Gain Array*). En effet, ces mesures ont été utilisées pour l'étude de sélection des boucles de commande du réseau (Farsangi et al., 2004, 2007). L'application des mesures RGA pour choisir la location optimale pour PSS est étudiée exhaustivement dans (Milanovic et Duque, 2004). Dans cette référence, les auteurs montrent qu'il y a un lien entre une crête dans les valeurs RGA avec un mode d'oscillation mal amorti.

1. Ici, on suppose que l'emplacement des FACTS est choisi dans le seul but d'améliorer l'amortissement des oscillations de puissance. En général, la location d'un dispositif FACTS doit tenir compte d'autres aspects, tel que la capacité de support de tension et de puissance réactive

En effet, le problème d'amortissement des oscillations électromécaniques est essentiellement une commande "partielle" dans le domaine fréquentiel. Un bon contrôleur d'amortissement doit amortir les modes dans la plage de fréquence des oscillations électromécaniques (0.1Hz-2.5Hz) et de plus, il est préférable qu'il n'interagisse pas avec les autres modes de basses ou de plus hautes fréquences. Si on tient compte de cette propriété, certains critères dans la théorie de commande ne sont plus directement applicables au problème de sélection des boucles de commande d'amortissement du réseau. Prenons par exemple le critère de valeurs singulières maximale. Une grande valeur singulière maximale implique une bonne commandabilité de la boucle de commande au mode dominant, mais cette mesure ne donne aucune information sur l'effet de la boucle sur les autres modes.

1.5 Approche de commande robuste

Dans la plupart des travaux de recherche sur la commande des réseaux, on utilise des modèles linéaires, obtenus en linéarisant le réseau autour d'un point de fonctionnement. En principe chaque modèle linéaire n'est valide que pour un mode d'opération. Donc il est nécessaire d'assurer la robustesse des contrôleurs d'amortissement à travers plusieurs modes d'opération. Les contrôleurs d'amortissement doivent aussi être robustes à d'autres types de perturbations comme le bruit de mesures, les incertitudes du modèle à hautes fréquences.

Un grand nombre d'études ont porté sur la synthèse des contrôleurs robustes, autant pour les FACTS que pour le PSS. Le facteur ayant la plus grande influence sur la robustesse du contrôle lors du changement du point de fonctionnement est le résidu du mode d'oscillation du système en boucle ouverte. Si la variation de l'angle de ce résidu ne dépasse pas 90^0 à travers les modes d'opération, un contrôleur robuste peut être obtenu (Yang et Feliachi, 1994). Dans (Kamwa et Grondin, 2000), ce critère et d'autres contraintes de robustesse sont exprimés sous forme d'un problème d'optimisation avec des contraintes non linéaires.

Les techniques de synthèse de commande robuste sont aussi utilisées dans la conception des contrôleurs d'amortissement du réseau. L'application de la technique de synthèse H_∞ est étudiée dans (Taranto et al., 1995; Zhao, 1996; Zhao et Jiang, 1995). La référence (Klein et al., 1995) propose des méthodes de choix des fonctions de pondération pour des problèmes de synthèse de commande robuste du réseau. L'utilisation de la technique de μ -synthèse pour concevoir des contrôleurs robustes du FACTS et PSS est rapportée dans (Chen et Malik, 1995; Yu et al., 2001).

La synthèse de commande robuste est essentiellement un problème de rejet de perturbation (Skogestad et Postlethwaite, 1996). Un contrôleur peut être robuste envers un type de perturbation, mais est très fragile envers un autre (Keel et Bhattacharyya, 1997). Il est donc important que le modèle de perturbation décrive précisément les changements des paramètres du réseau, ainsi que des bruits de mesures. D'ailleurs une estimation conservatrice des perturbations pourrait compromettre la performance des contrôleurs d'amortissement. Pour résoudre ce problème, l'approche utilisant un modèle de perturbation structurée est étudiée. Dans cette approche, le système est décrit par ses matrices d'état dont les éléments sont soumis à des perturbations réelles. Cette méthode est appliquée pour le cas du réseau électrique dans (Djukanovic et al., 1998). L'avantage de cette approche est que la marge de stabilité du système peut être déterminée très précisément (Yu et al., 2001). Suivant ce travail, plusieurs schémas de commande ont été proposés : dans (Yu et al., 2001), le modèle des perturbations structurées est utilisé pour vérifier la robustesse en performance d'un contrôleur robuste du SVC. Dans (Ramanathan et V.Vittal, 2006a,b), les auteurs se basent sur le modèle des perturbations structurées pour concevoir un schéma de modulation des charges actives, qui minimise les valeurs singulières structurées du système en boucle fermée.

Une autre approche de modélisation des perturbations consiste à analyser la fonction de transfert d'un réseau dans plusieurs modes, et de déduire un modèle de perturbation "sur mesure" (Simoes et al., 2009).

La robustesse de la commande globale est aussi affectée par le délai de communication. Dans une synthèse de commande robuste, le délai de communication peut être considéré comme une source d'incertitude. Dans la plupart des publications, le délai de communication est représenté par une approximation Padé (Wu, 2004; Zhang, 2007). D'autres approches de traitement du délai sont présentées dans (Pal et Chaudhuri, 2005)(Chaudhuri et al., 2004).

1.6 Sommaire

À l'heure actuelle, il y a plusieurs possibilités de conception des systèmes de commande d'amortissement, grâce à la prolifération des FACTS et à la maturité de la technologie de communication. Un schéma de commande globale peut être un contrôleur indépendant qui améliore les modes interzones, ou être en coordination avec des contrôleurs locaux pour améliorer l'ensemble des modes électromécaniques.

La différence majeure d'un stabilisateur d'oscillation basé sur FACTS, par rapport à celui basé sur les PSS est que le système en boucle fermée, vu par un FACTS est en général moins robuste que celui vu par un PSS. Il est donc nécessaire de tenir compte des contraintes de robustesse dans la conception des contrôleurs basé sur FACTS. Ces contraintes de stabilité doivent tenir compte, en autres, de la variation du délai de communication, qui est inévitable pour un système de commande globale.

Il est à noter que la commande d'amortissement du réseau est "décentralisée dans le domaine fréquentiel". Pour chaque plage de fréquence il existe un ensemble des contrôleurs et de plus, un modèle d'analyse approprié. Comme les contrôleurs d'amortissement basés sur FACTS ne servent qu'à améliorer certains modes électromécaniques, il faudra réduire leurs interactions avec d'autres modes du réseau.

CHAPITRE 2

MODÉLISATION DU RÉSEAU ET LES MÉTHODES D'ANALYSE

2.1 Modèle des éléments

2.1.1 Modèle du générateur synchrone et du réseau électrique

Dans les études de stabilité angulaire du réseau, le générateur synchrone est communément décrit par un modèle à deux axes, comprenant 4 équations différentielles comme suit :

$$T'_{doi} \frac{E'_{qi}}{dt} = -E'_{qi} - (X_{di} - X'_{di})I_{di} + E_{fdi} \quad (2.1)$$

$$T'_{qoi} \frac{E'_{di}}{dt} = -E'_{di} + (X_{qi} - X'_{qi})I_{qi} \quad (2.2)$$

$$\frac{\delta}{dt} = \omega_i - \omega_s \quad (2.3)$$

$$\frac{2H_i}{\omega_s} \frac{d\omega_i}{dt} = T_{Mi} - E'_{di}I_{di} - E'_{qi}I_{qi} - (X'_{qi} - X'_{di})I_{di}I_{qi} - K_{Di}(\omega_i - \omega_s) \quad (2.4)$$

dont $i = 1, \dots, m$ où m est le nombre des générateurs.

Les dynamiques électromagnétiques dans les lignes de transmission du réseau sont très rapides par rapport aux dynamiques électromécaniques dans les générateurs. Pour cette raison, dans l'étude des oscillations électromécaniques à basses fréquences, le réseau est considéré quasi-statique (Pai et al., 2005), et est modélisé par des équations algébriques. Pour chaque générateur, le stator est décrit par les deux équations algébriques suivantes :

$$E'_{di} - V_i \sin(\delta_i - \theta_i) - R_{si}I_{di} + X'_{qi}I_{qi} = 0 \quad (2.5)$$

$$E'_{qi} - V_i \cos(\delta_i - \theta_i) - R_{si}I_{qi} + X'_{di}I_{di} = 0 \quad (2.6)$$

Les équations du réseau, pour les barres des générateurs sont les suivantes :

$$I_{di}V_i\sin(\delta_i - \theta_i) + I_{qi}V_i\cos(\delta_i - \theta_i) + P_{Li}(V_i) - \sum_{k=1}^n V_iV_kY_{ik}\cos(\theta_i - \theta_k - \alpha_{ik}) = 0 \quad (2.7)$$

$$I_{qi}V_i\cos(\delta_i - \theta_i) - I_{di}V_i\sin(\delta_i - \theta_i) + Q_{Li}(V_i) - \sum_{k=1}^n V_iV_kY_{ik}\sin(\theta_i - \theta_k - \alpha_{ik}) = 0 \quad (2.8)$$

Les équations du réseau, pour les autres barres :

$$P_{Li}(V_i) - \sum_{k=1}^n V_iV_kY_{ik}\cos(\theta_i - \theta_k - \alpha_{ik}) = 0 \quad (2.9)$$

$$Q_{Li}(V_i) - \sum_{k=1}^n V_iV_kY_{ik}\sin(\theta_i - \theta_k - \alpha_{ik}) = 0 \quad (2.10)$$

Le système d'équations (2.1)-(2.9) peut être écrit symboliquement comme :

$$\dot{x} = f(x, I_{d-q}, V, u) \quad (2.11)$$

$$I_{d-q} = h(x, V) \quad (2.12)$$

$$0 = g(x, I_{d-q}, V) \quad (2.13)$$

La dynamique du réseau est donc décrite par un système des équations différentielles et des équations algébriques. Cette description de la dynamique du réseau est appropriée pour étudier les phénomènes électromécaniques, pour lesquels on peut négliger les dynamiques électromagnétiques rapides sur les lignes d'interconnexion.

2.1.2 Les contrôleurs du générateur

La structure du système de contrôle du générateur est décrite à la figure 2.1. Chaque générateur est muni d'un système de régulation de tension (AVR - *Automatic Voltage Regulator*). De plus, le stabilisateur de puissance (PSS) ou le régulateur de vitesse peuvent être utilisés.

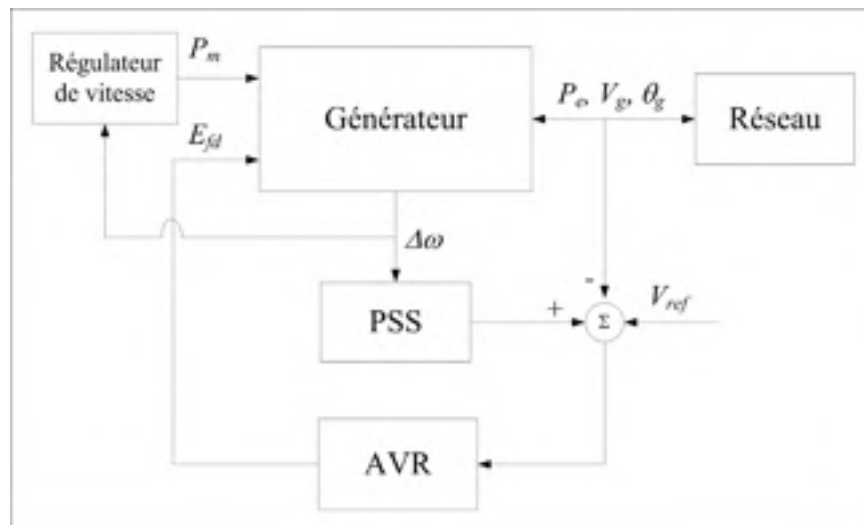


Figure 2.1 Système de contrôle du générateur.

2.1.2.1 Régulateur de tension

Nous utilisons dans cette thèse deux modèles de régulateur de tension. Le premier modèle est montré à la figure 2.2, et correspond à un régulateur utilisant un générateur à courant continu pour produire la tension d'excitation (modèle DC1A selon (IEEE, 1992)).

Le deuxième modèle du régulateur de tension décrit un régulateur utilisant des circuits de commande par Thyristor (système d'excitation statique). Ce type d'AVR est similaire au modèle AC4A (IEEE, 1992), et est caractérisé par un gain élevé et une faible constante de temps (figure 2.3).

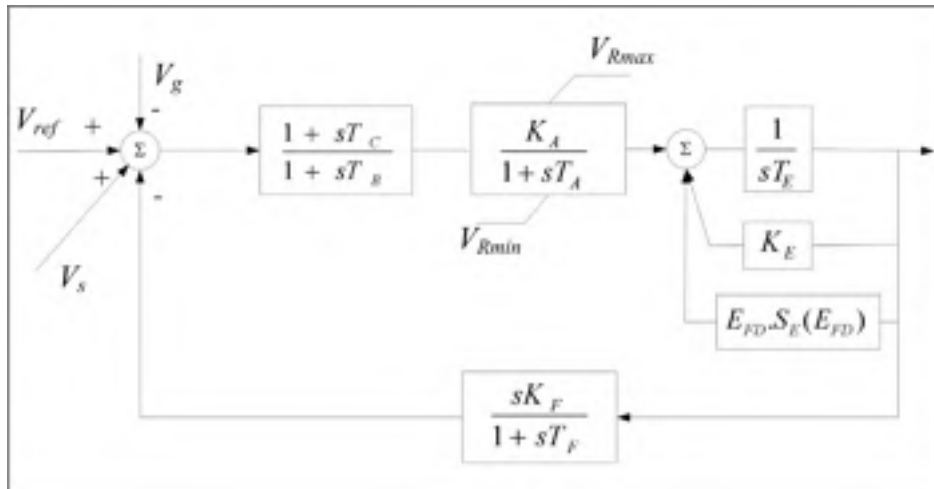


Figure 2.2 Système d'excitation type DC1A.

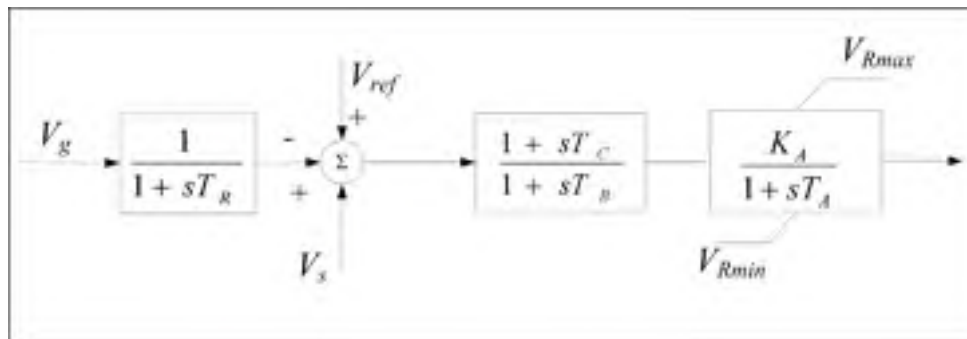


Figure 2.3 Système d'excitation statique.

2.1.2.2 Régulateur de vitesse

Dans ce travail nous utilisons un modèle du régulateur de vitesse, comme montrée à la figure 2.4 (Rogers, 2000).

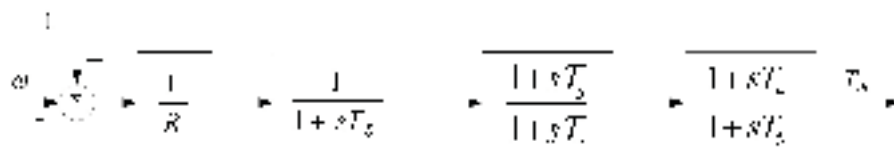


Figure 2.4 Régulateur de vitesse.

2.1.2.3 Stabilisateur de puissance

Le stabilisateur de puissance (PSS) a pour but d'améliorer l'amortissement des oscillations électromécanique. La structure d'un PSS conventionnel est montré à la figure 2.5. Un filtre passe-haut est utilisé pour réduire l'action du PSS à des changements en régime permanent. La compensation de phase est réalisé par deux blocs d'avance-retard en ajustant les constantes T_1, \dots, T_4 .

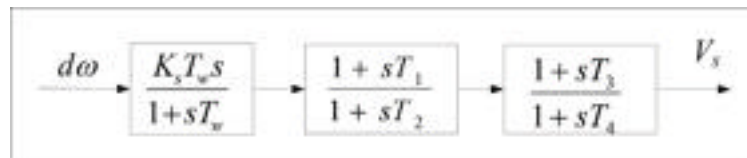


Figure 2.5 Modèle du stabilisateur de puissance.

2.1.3 Les dispositifs FACTS

À part les générateurs synchrones et les lignes de transport qui ont pour but de générer et de transporter de l'énergie, des éléments additionnels sont utilisés, visant à améliorer le profil de tension et le contrôle du transit de l'énergie réactive. Ces éléments sont les compensateurs shunt ou série. Les compensateurs traditionnels sont les réactances et condensateurs statiques, ou les condensateurs synchrones. Le développement des dispositifs d'électronique de puissance amène à une nouvelle génération de compensateurs, qui offre une meilleure flexibilité de commande et de régulation. Ces éléments sont communément appelés FACTS (*Flexible AC Transmission Systems*).

Le compensateur shunt (traditionnellement une réactance) peut donc être remplacé par un SVC (*Static VAR Compensator*), lequel est composé d'une réactance dont la valeur peut être variée, en utilisant un circuit commandé par thyristor. De la même façon le compensateur série (traditionnellement un condensateur fixe) peut être remplacé par un TCSC (*Condensateur en série commandé par Thyristor - Thyristor Controlled Serie Capacitor*) dont la capacitance peut aussi être variée. De plus, on peut utiliser les convertisseurs triphasés de source de tension/courant

pour assumer les mêmes fonctions. Dans ce cas, le nouveau compensateur shunt est le STATCOM (ou SSC (Mathur et Varma, 2002) - Compensateur Statique Synchrones) et le nouveau compensateur série est le SSSC (Compensateur Synchrones Statique Série). Le UPFC (*Unified Power Flow Controller*) est un autre nouvel élément FACTS qui permet de contrôler à la fois la puissance injectée en shunt et en série, avec une connexion à courant continu entre ces deux éléments.

En premier lieu, les dispositifs FACTS sont utilisés pour améliorer la commande du réseau. De plus, ils peuvent aussi être munis des circuits de commande auxiliaire visant à améliorer l'amortissement des oscillations de puissance. À cet effet, dans la modélisation des dispositifs FACTS, on peut négliger les circuits d'électronique de puissance dont la dynamique est très rapide, par rapport à la dynamique des oscillations électromécaniques. En général, la sortie d'un dispositif FACTS peut être représentée par une réactance/capacitance équivalente. La figure 2.6 montre le modèle du SVC utilisé dans ce travail. La boucle de commande principale est un régulateur de tension, représenté par un gain K_R et une constante de temps T_R . La dynamique du circuit d'électronique de puissance est représentée par un délai T_d et une constante de temps T_b . Le circuit de commande auxiliaire modifie l'entrée V_{ref} , et est conçu pour améliorer la stabilité aux petits signaux.

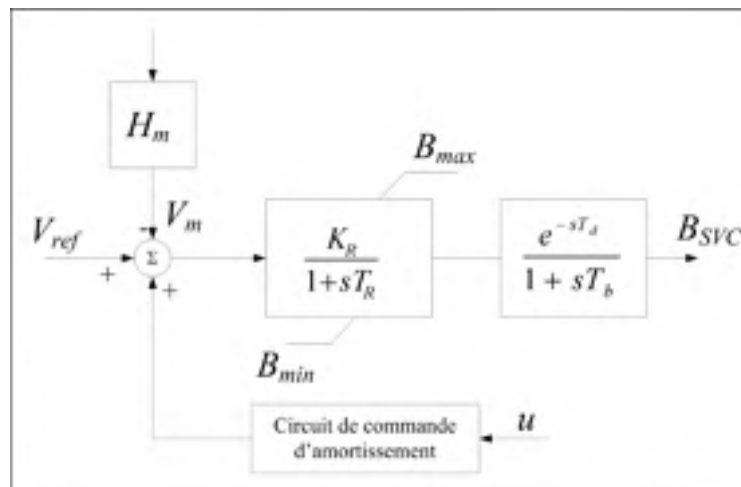


Figure 2.6 Modèle du SVC pour étude de stabilité angulaire du réseau.

Avec le même principe de modélisation, la figure 2.7 montre le modèle du TCSC utilisé dans ce travail. La capacitance X_{cref} est déterminée dans le but de réguler l'écoulement de puissance (*Power Scheduling Control*. (Pai et al., 2005)). La dynamique interne du TCSC est représentée par une constante de temps T_{TCSC} . Le bloc de modulation continue a pour but d'améliorer l'amortissement des oscillations de puissance.

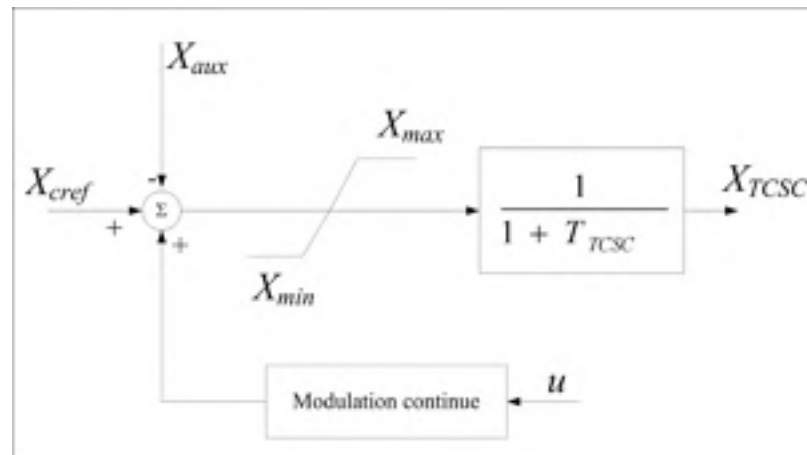


Figure 2.7 Modèle du TCSC pour étude de stabilité angulaire du réseau.

2.2 Linéarisation du réseau électrique et analyse modale

2.2.1 Linéarisation du réseau

Un modèle d'espace d'état, obtenu en linéarisant le réseau autour de son point de fonctionnement donne des informations utiles sur la structure des oscillations de puissance. La procédure de linéarisation est brièvement décrite dans cette section. En linéarisant les équations (2.1) pour m générateurs et en les regroupant, on obtient :

$$\Delta \dot{x} = A_1 \Delta x + B_1 \Delta I_g + B_2 \Delta V_g + E_1 \Delta u \quad (2.14)$$

où :

$$\begin{aligned}
 x &= [\delta_1 \omega_1 E'_{q1} E'_{d1} \delta_2 \omega_2 \dots E'_{qm} E'_{dm}]^T \\
 I_g &= [I_{d1} I_{q1} \dots I_{dm} I_{qm}]^T \\
 V_g &= [\theta_1 V_1 \dots \theta_m V_m]^T \\
 u &= [E_{fd1} T_{M1} \dots E_{fdm} T_{Mm}]
 \end{aligned}$$

En linéarisant l'équation (2.5) pour les m générateurs, on obtient :

$$0 = C_1 \Delta x + D_1 \Delta I_g + D_2 \Delta V_g \quad (2.15)$$

En linéarisant l'équation (2.7) pour les m générateurs, on obtient :

$$0 = C_2 \Delta x + D_3 \Delta I_g + D_4 \Delta V_g + D_5 \Delta V_l \quad (2.16)$$

dont $V_l = [\theta_{m+1} V_{m+1} \dots \theta_n V_n]^T$ est le vecteur des tensions des barres sans-générateur.

Finalement, la linéarisation des équations (2.9) donne :

$$0 = D_6 \Delta V_g + D_7 \Delta V_l \quad (2.17)$$

On regroupe les équations (2.14)-(2.17), et élimine les variables algébriques (V_g, I_g, V_l) et on obtient :

$$\Delta \dot{x} = A_{sys} \Delta x + E_1 \Delta u \quad (2.18)$$

où :

$$\begin{aligned}
 A_{sys} &= A'_1 - B'_1 \cdot (B'_2)^{-1} \cdot K_2 \\
 K_1 &= D_4 - D_3 \cdot (D_1)^{-1} \cdot D_2 \\
 K_2 &= C_2 - D_3 \cdot (D_1)^{-1} \cdot C_1 \\
 A'_1 &= A_1 - B_1 \cdot (D_1)^{-1} \cdot C_1 \\
 B'_1 &= B_2 - B_1 \cdot (D_1)^{-1} \cdot D_2 \\
 B'_2 &= K_1 - D_5 \cdot (D_7)^{-1} \cdot D_6
 \end{aligned}$$

Des modifications nécessaires doivent être faites aux procédures décrites ci-haut pour tenir compte des systèmes AVR, SVC et TCSC. Les valeurs propres de la matrice A_{sys} sont les modes d'oscillation du réseau.

2.2.2 Analyse modale de la commandabilité et de l'observabilité

La commandabilité et l'observabilité sont les mesures communément utilisées pour choisir des entrées et des sortie de commande. La référence (Hamda et Elabdalla, 1988) présente les détails de ces mesures. Soit un système linéaire, représenté par :

$$\begin{aligned}
 \dot{x} &= Ax + Bu \\
 y &= Cx
 \end{aligned} \tag{2.19}$$

où $x \in \mathcal{R}^n$, $u \in \mathcal{R}^m$, et $y \in \mathcal{R}^l$, $B = [b_1 \ b_2 \ \dots \ b_m]$, $C = [c_1 \ c_2 \ \dots \ c_l]^T$, et $\lambda = (\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n)^T$ sont des valeurs propres (distinctes) de A . Pour chaque valeur propre λ_i , on peut trouver un vecteur propre gauche f_i et un vecteur propre droit e_i . La mesure de commandabilité du mode λ_i , à partir d'une entrée j est déterminée par (Hamda et Elabdalla, 1988) :

$$m_{ci}(j) = \cos(\theta(f_i, b_j)) = \frac{|b_j^T \cdot f_i|}{\|f_i\| \cdot \|b_j\|} \tag{2.20}$$

$m_{ci}(j)$ est donc une mesure de l'angle entre le vecteur b_j^T et le vecteur f_i . Plus cet angle est faible, plus il est facile de commander le mode i à partir de l'entrée j . De façon similaire, la mesure d'observabilité du mode λ_i à partir de la sortie k est déterminée par :

$$m_{oi}(k) = \cos(\theta(e_i, c_k)) = \frac{|c_k \cdot e_i|}{\|e_i\| \cdot \|c_k\|} \quad (2.21)$$

L'efficacité d'une boucle de commande dépend donc de leur mesures de commandabilité et d'observabilité au mode d'oscillation critique. Pour cette raison, on peut utiliser la mesure conjointe de commandabilité/observabilité, définie par :

$$m_{coi}(k) = m_{ci} \cdot m_{oi} \quad (2.22)$$

Une autre mesure de l'effet total de la boucle de commande est le résidu, défini par (Kamwa et al., 2005) :

$$R_{j,k}^i = c_k e_i b_j^T \quad (2.23)$$

Les grandeurs (2.23) et (2.22) sont proportionnelles, mais l'avantage de la mesure conjointe (2.22), c'est qu'elle ne dépend pas de l'unité de la variable (Kamwa et al., 2001). Cette mesure peut donc être utilisée pour comparer les signaux de différents types, par exemple fréquence et vitesse, etc.

2.2.3 Forme de mode et taux de participation.

La structure des oscillations électromécaniques peut être identifiée par la forme du mode et le taux de participation. Pour chaque valeur propre λ_i de la matrice A_{sys} ($N \times N$) on peut déterminer un vecteur f_i qui satisfait :

$$A f_i = \lambda_i f_i \quad (2.24)$$

Les solutions non triviales f_i sont appelées vecteurs propres droits. Par ailleurs, on a aussi N vecteurs propres gauches $e_i, i = 1, \dots, N$ satisfaisant :

$$e_i A = \lambda_i e_i \quad (2.25)$$

Un élément f_i^k du vecteur propre droit f_i indique la magnitude relative et la phase de la variable d'état k dans le mode i (forme de mode). D'ailleurs l'élément e_i^k du vecteur propre gauche e_i détermine la contribution de cette activité au mode i (Kundur, 1994). Le produit des vecteurs droit et gauche donne le taux de participation d'une variable d'état dans un mode d'oscillation, qui est déterminé par :

$$P_{ij} = f_{ij} \cdot e_{ij} \quad (2.26)$$

P_{ij} indique la participation de la variable d'état j dans le mode i . On se base sur les taux de participation pour déterminer les générateurs participant à un mode. Les modes ayant une grande participation des variables $\omega_i, i = 1, \dots, m$ sont les modes électromécaniques. D'ailleurs les formes de mode, calculées pour les variables ω_i indiquent quels générateurs oscillent contre quels générateurs dans un mode électromécanique.

2.2.4 Synthèse d'une commande d'amortissement par compensation de phase

À partir du modèle d'espace d'état, on peut écrire la fonction de transfert d'un système mono-variable entre l'entrée j et la sortie k , tel que :

$$G = c_k (sI - A)^{-1} b_j^T \quad (2.27)$$

G peut être décomposé comme suit :

$$G = \sum_{i=1}^n \frac{R_i}{s - \lambda_i} \quad (2.28)$$

Dans l'Éq. (2.28), λ_i sont des valeurs propres distinctes du système. Le terme R_i ressemble à celui dans (2.23), et est appelé le résidu du mode λ_i . Afin de bien stabiliser un mode λ_i , le résidu de ce mode, i.e. R_i doit être grand. Par contre, les résidus des autres modes doivent être faibles pour minimiser les interactions du contrôleur.

La grandeur de R_i représente la sensibilité de la valeur propre λ_i au gain de commande. D'ailleurs l'angle de R_i du mode d'oscillation critique détermine le niveau de compensation de phase que le contrôleur doit avoir à la fréquence de cette oscillation. Pour déplacer le pôle λ_i vers le demi plan gauche avec une commande par retour de sortie, le contrôleur doit fournir une avance de phase (Yang et Feliachi, 1994) :

$$\beta_i = 180^\circ - \angle R_i \quad (2.29)$$

La synthèse d'un contrôleur basée sur les résidus est la méthode la plus souvent utilisée pour déterminer les paramètres des PSS (Kundur et al., 1989) (Yang et Feliachi, 1994) (Larsen et Swann, 1981). Pour assurer une compensation de phase robuste, le résidu du mode critique doit être examiné pour tous les modes d'opération. Lorsque le mode d'opération change, le vecteur de résidu va aussi changer. Selon (Yang et Feliachi, 1994), la variation maximale de $\angle R_i$ ne doit pas dépasser 90° . Dans un tel cas, on peut choisir un niveau de compensation de phase approprié, de sorte que pour tous les modes d'opération, le pôle lié à l'oscillation critique se déplace toujours vers la gauche, sous l'action du contrôle.

Il est à noter que le positionnement des autres pôles et les zéros du transfert doivent être pris en considération lorsqu'on détermine les paramètres d'un contrôleur. Pourtant, la méthode de compensation de phase, résumé simplement par l'équation (2.29) fournit une directive de base pour concevoir tout type de contrôleur d'amortissement.

CHAPITRE 3

COMMANDE PAR LA MODULATION BANG BANG

3.1 Introduction

L'objectif principal de la conception d'un contrôleur d'amortissement est de maximiser l'effet de commande dans la plage des oscillations de puissance, sans causer des effets négatifs aux autres modes du réseau. Pour réduire les interactions, des filtres appropriés sont utilisés. Par exemple, avec les PSS, on utilise un filtre passe-haut pour empêcher toute influence sur des dynamiques lentes, comme la variation de la charge en régime permanent. Dans certains cas, un filtre à encoche est aussi nécessaire pour réduire l'interaction entre le PSS et les oscillations sous synchrones (Larsen et Swann, 1981).

Il existe une autre approche de commande d'amortissement plus simple, qui utilise le principe de contrôle *bang bang*. Cette méthode est premièrement proposée pour les SVC et TCSC (Hammad, 1986; Olwegard et al., 1981). L'idée clé de cette approche est de varier, de façon discontinue, la réactance d'un SVC (ou d'un TCSC) de sorte que la variation de la puissance active transitée sur une ligne d'interconnexion est réduite. L'avantage majeur de cette méthode de commande est que l'effort de commande du SVC et du TCSC est maximisé. De plus, les interactions de cette variation de réactance avec d'autres modes du réseau sont minimisées (Taylor, 2001). La séquence optimale de variation discontinue, basée sur le principe de Pontriagin (Reitan et Ramarao, 1968) peut être déterminée pour les systèmes simples. Cependant, il est très difficile de déduire analytiquement une séquence de commande optimale pour un grand réseau multi-machine.

Pour appliquer cette méthode de commande aux réseaux multi-machine, Hauer (1994) propose une solution numérique pour déterminer les instants de variation de réactance¹. Selon Hauer (1994), l'action de contrôleur est interprétée comme une "annulation de sortie", i.e. le

1. en anglais : *switching time*

contrôleur produit une oscillation en opposition de phase avec l'oscillation observée. Dans ce travail, cette approche est étudiée en détails. Les problèmes suivants sont analysés :

- Comment on peut utiliser simultanément différents types de contrôleurs du réseau dans le schéma de commande, afin de maximiser l'effet d'amortissement.
- La différence entre le schéma de commande par modulation bang bang et les schémas de commande continue, en ce qui concerne les interactions.
- L'effet du délai de communication sur la performance du système de commande.

3.2 Le principe de commande par la modulation bang bang

Considérons un système simple, comprenant une machine et une barre infinie (Fig. 3.1). Un SVC est installé au milieu de la ligne d'interconnexion.

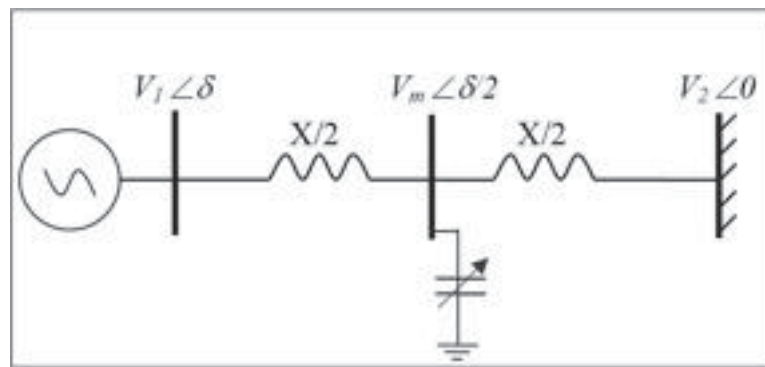


Figure 3.1 Réseau d'un générateur et une barre infinie.

Pour ce système, on peut améliorer l'amortissement de l'oscillation transitoire avec une loi de commande comme suit :

$$\Delta V_m = K \frac{d\Delta\delta}{dt} \quad (3.1)$$

où K est une constante. La démonstration de la loi de commande (3.1) est présentée à l'annexe I. Une interprétation de (3.1) est que cette commande permet de réduire l'accumulation de l'énergie cinétique dans les rotors durant le transitoire (Mathur et Varma, 2002, chapitre 6). L'équation (3.1) suggère que la tension du SVC doit être de 90° en avance de phase par rapport

à l'oscillation observée dans le signal δ . Dans (Hammad, 1986), cette méthode de commande est exprimée comme : "appliquer une susceptance maximale (capacitive) lorsque la puissance transmise augmente, et changer la susceptance du SVC au minimum (inductive) lorsque la puissance transmise diminue". Cette méthode de commande *bang bang* permet d'utiliser la capacité maximale du SVC pour l'amortissement.

La loi de commande (3.1) n'est pourtant utilisable qu'avec un seul mode d'oscillation. S'il existe une fréquence d'oscillation ω_{cr} dans la puissance transmise sur l'interconnexion, tel que :

$$P_{cr} = A_{cr} e^{\sigma_{cr} t} \cos(\omega_{cr} t + \varphi_{cr}), \quad (3.2)$$

alors le signal de commande d'amortissement idéal pour le contrôleur d'amortissement du SVC est donc :

$$B_{ref} = B_{max} \text{sign}(\cos(\omega_{cr} t + \varphi_{cr} + \pi/2)) \quad (3.3)$$

L'équation (3.3) est valide pour un système simple de la figure 3.1. Dans le cas général, le signal de commande idéal, selon Hauer (1994) est de :

$$B_{ref} = B_{max} \text{sign}(\cos(\omega_{cr} t + \varphi_{cr} + 180^\circ - \varphi)) \quad (3.4)$$

où φ est l'angle de la fonction de transfert entre l'entrée B_{ref} et la puissance P .

En effet, les lois de commande (3.3) et (3.4) peuvent être appliquées pour tout type de contrôleur FACTS (SVC, TCSC ou UPFC, etc.). Si on utilise les mesures locales, les auteurs Mhaskar et Kulkarni (2006) montrent que l'angle φ est assez proche de 90° pour certains types de signal d'entrée. La preuve dans (Mhaskar et Kulkarni, 2006) est cependant basée sur un modèle simplifié du réseau, dans lequel on néglige les éléments résistifs et les générateurs sont modélisés par un modèle classique de deuxième ordre. Si un signal mesuré à distance est utilisé, ou bien si on tient compte d'un modèle non simplifié du réseau, l'analyse modale devrait être utilisée pour obtenir une valeur précise de φ .

Dans un réseau multi-machine, il existe plusieurs modes d'oscillation interzone. En effet, seul un nombre limité des modes a besoin d'être stabilisé. Pour appliquer la commande (3.4) à un mode d'oscillation critique, une méthode d'analyse est nécessaire pour extraire les informations de ce mode (ω_{cr} et φ_{cr}). L'extraction de ces informations peut être réalisée avec deux approches :

- On utilise une méthode d'identification en-ligne, telle que la méthode d'analyse Prony (Nguyen-Duc et al., 2007)(Nguyen-Duc et al., 2010).
- On utilise une boucle à verrouillage de phase pour déterminer la fréquence et la phase de l'oscillation critique (Chaudhury et al., 2010).

L'approche de commande basée sur l'identification est étudiée dans ce travail.

3.3 Schéma de commande proposé

Le schéma de commande proposé dans ce travail consiste essentiellement en un mode de commande spécial, utilisant la modulation bang bang du contrôleur FACTS. Ce mode est activé lorsqu'une oscillation critique est détectée dans le réseau. Lorsque l'oscillation est suffisamment amortie, le mode de commande par modulation bang bang sera désactivé, et un contrôleur continu conventionnel sera utilisé par la suite.

Cette idée de commande vient du fait que dans un grand réseau électrique, il n'existe souvent qu'un ou deux modes critiques. Afin de stabiliser le réseau, il est important que ces modes critiques soient amortis. L'avantage majeur du mode de commande par action discrète est que la capacité maximale du dispositif FACTS est utilisée. De plus, les problèmes d'interaction avec les autres dynamiques du réseau sont intrinsèquement évités. En effet, ce schéma de commande peut être interprété comme un contrôleur dont la bande passante est très étroite (Taylor, 2001).

Une analyse hors ligne est effectuée, en se basant sur l'analyse modale, pour déterminer les modes d'oscillation critique. Basé sur les informations de ce mode (la fréquence, les machines participantes, les contrôleurs ayant une grande commandabilité à ce mode), un schéma de commande spécial est conçu pour identifier et amortir le mode.

Le schéma de commande par action discrète (modulation bang bang) est montré à la figure 3.2. Lorsqu'une oscillation critique est détectée, le contrôleur FACTS va générer un signal de commande comme suit :

$$u_{FACTS_i} = U_{i,max} \text{sign}(\cos(\omega_{cr}t + \varphi_{cr} + \beta_i)) \quad (3.5)$$

Le schéma de commande proposé est composé de plusieurs contrôleurs FACTS dans le réseau. Le contrôleur central surveille les signaux importants dans le réseau (par exemple, les vitesses des grands générateurs). Il utilise l'analyse Prony (Hauer et al., 1990) pour détecter la présence d'une oscillation critique, et ensuite, envoie l'information de cette oscillation à des contrôleurs FACTS. L'algorithme d'identification Prony est présenté à l'annexe II.

Le contrôleur central fonctionne en deux modes : Mode de surveillance et mode de commande.

Dans le mode de surveillance, l'algorithme d'identification Prony détermine les parties réelles (σ_{cr}) et imaginaires (ω_{cr}) des oscillations pour les signaux mesurés. Si l'amplitude de ce mode est grand, et le coefficient σ_{cr} est faible, le mode de commande sera activé.

Dans le mode de commande, la modulation *bang bang* du contrôleur FACTS est activée. En même temps, l'amplitude du mode critique ω_{cr} est surveillé. Nous constatons qu'il est difficile d'identifier précisément les coefficients d'amortissement σ_{cr} lorsque le mode *bang bang* est activé. Pour cette raison dans le mode de commande, l'état de l'oscillation critique est surveillé en se basant sur son amplitude. Lorsque l'amplitude de ce mode est réduit en deçà d'un seuil pré-déterminé, le schéma de commande spécial sera désactivé. Les contrôleurs continus conventionnels seront réactivés par la suite, pour assurer que l'oscillation critique soit complètement amortie.

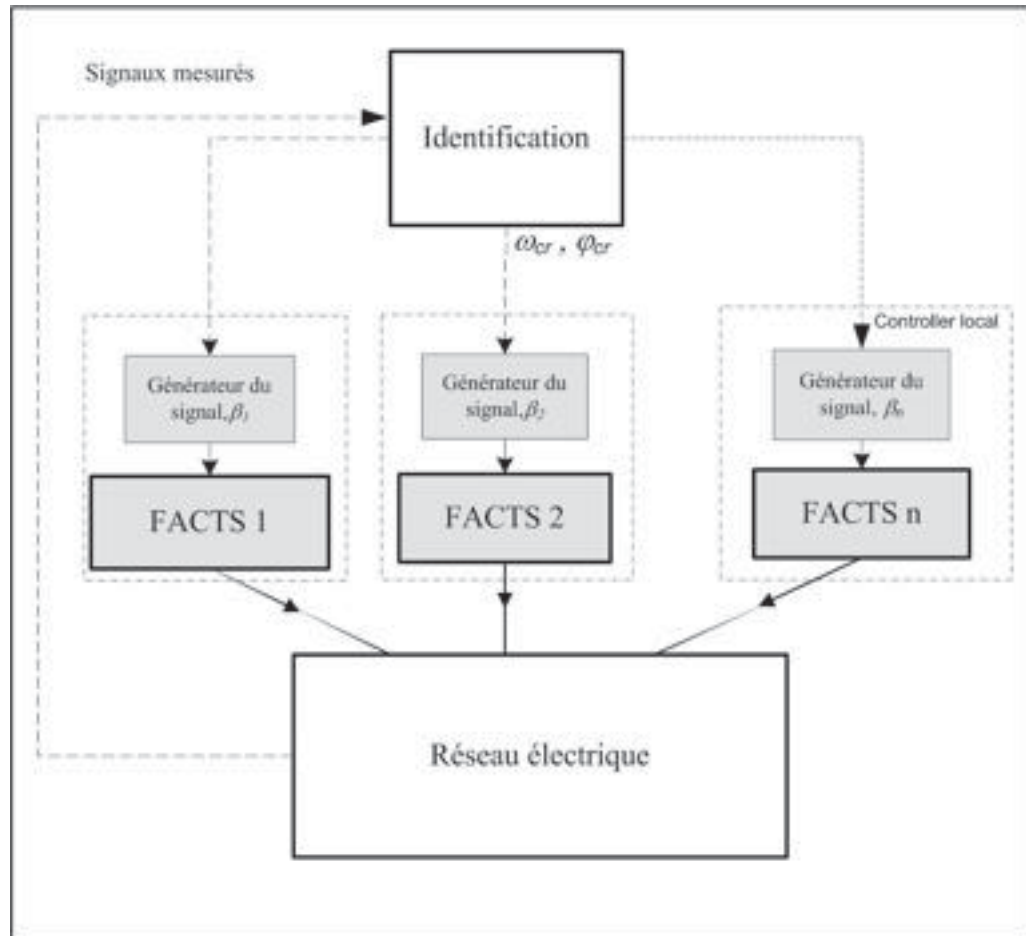


Figure 3.2 Le schéma de commande proposé.

Dans le mode de commande spécial, le contrôleur central envoie l'information de l'oscillation critique à ses contrôleurs locaux. Les informations nécessaires de l'oscillation critique sont :

- La fréquence ω_{cr} de l'oscillation.
- La phase φ_{cr} de l'oscillation.

Le signal de commande pour chaque contrôleur local est celui de l'équation (3.5). L'angle β_i dépend de la fonction de transfert entre la sortie du contrôleur FACTS et l'entrée de commande (i.e. la mesure utilisée pour identification). Comme il est discuté au début de cette section, c'est un paramètre qui est déterminé hors ligne.

Dans le schéma de commande proposé, on ne se base sur aucun modèle particulier du FACTS. En effet plusieurs types de FACTS peuvent être utilisés dans ce schéma. Dans ce travail, nous avons testé le schéma de commande proposé avec les SVC, TCSC et UPFC. Pour un dispositif FACTS dont il y a deux variables de commande, tel que le UPFC (la puissance réactive injectée par la branche en shunt, et la puissance active transférée entre la branche en shunt et celle en série), seule une variable va être modulée pour l'objectif de commande d'amortissement.

Dans des travaux précédents (Quintero et Venkatasubramanian, 2005, 2007), l'identification en ligne (l'analyse Prony) a été utilisée pour activer des schémas de commande d'amortissement. Pourtant la nouveauté de la présente approche est que les informations identifiées sont utilisées pour déterminer le signal de commande. Donc nous avons, pour la première fois, une boucle fermée identification-commande.

Il est à noter qu'il y a plusieurs méthodes d'identification qu'on peut utiliser dans le schéma de commande proposé. Dans ce travail, l'analyse Prony est choisie. L'avantage de l'analyse Prony est d'avoir une meilleure résolution fréquentielle, en utilisant moins de mesures. Cependant la tâche de calcul de l'analyse Prony est plus intensive, par rapport à celle d'une méthode non-paramétrique, telle que l'analyse Fourier. L'analyse Prony peut utiliser un groupe de signaux provenant des générateurs qui participent aux modes critiques (Trudnowski et al., 1999). S'il existe deux modes de fréquences voisines, cette méthode nous permet de réduire les identifications erronées.

3.4 Contrôleur à phase fixe

La performance du schéma de commande proposé dépend de la qualité d'identification, et du choix de l'angle β . La valeur de β est déterminée par l'équation (2.29) (chapitre 2). Si on utilise une seule valeur de β pour tous les modes d'opération, le contrôleur proposé peut être interprété comme un contrôleur à phase fixe. La réponse fréquentielle d'un tel contrôleur est montrée à la figure 3.3.

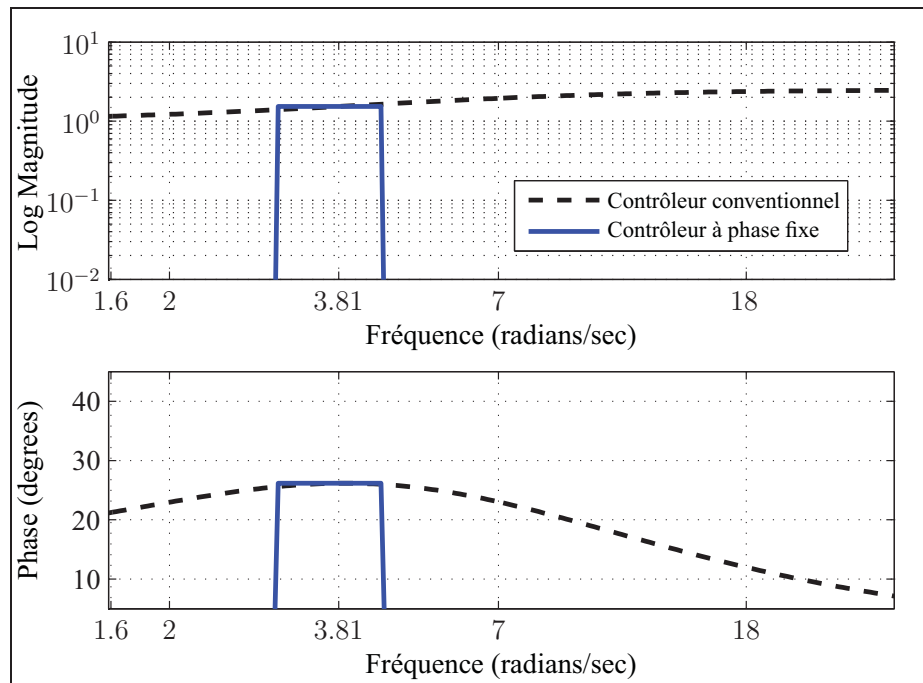


Figure 3.3 Contrôleur à phase fixe.

La figure 3.3 montre la réponse fréquentielle de deux contrôleurs SVC pour le réseau 2-zones-4-machines de Kundur (1994). Le SVC est situé à la barre 9. Pour obtenir un pur effet d'amortissement, le contrôleur du SVC à la barre 9 doit avoir une avance de phase de 23° , au mode d'oscillation interzone 3.81 rad/s. La courbe en trait discontinu représente la réponse fréquentielle d'un contrôleur conventionnel (Voir figure 2.5). Celle en trait continu est la réponse du contrôleur proposé. Dans la plage de variation de la fréquence du mode interzone, la grandeur et la phase du contrôleur proposé (équation (2.29)) sont strictement constantes. À l'extérieur de cette plage de fréquence, le contrôleur proposé a un gain nul. Ceci démontre le grand avantage de l'approche de commande proposée, puisque les interactions avec les autres dynamiques du réseau sont absentes.

Dans les sections qui suivent, nous allons voir la performance du schéma de commande proposé pour différents réseaux. Pour chaque réseau, la performance du schéma de commande proposé va être comparée avec celle des contrôleurs continus conventionnels. L'influence du délai de communication est également considérée.

3.5 Les résultats de simulation

3.5.1 Réseau Kundur

Le schéma de commande proposé est conçu pour le réseau Kundur (Kundur, 1994). Ce réseau est composé de 4 machines et deux zones, interconnectées par deux lignes de transport (Fig. 3.4).

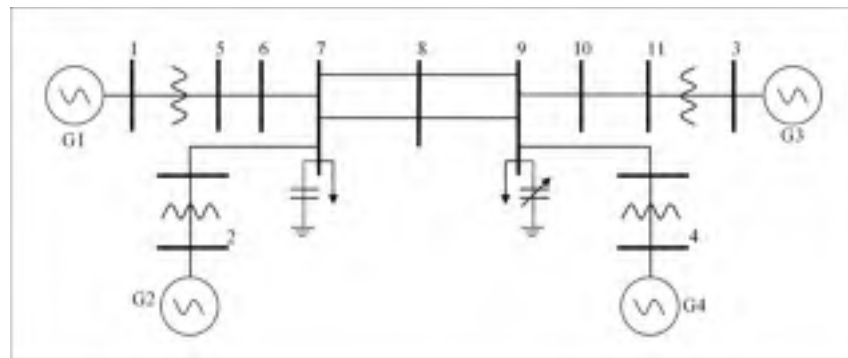


Figure 3.4 Réseau Kundur.

Les valeurs propres de ce réseau en boucle ouverte sont montrées au tableau 3.1. Sans PSS, ce réseau a un mode interzone instable à 3,81 rad/s.

Tableau 3.1 Valeurs propres du réseau Kundur

-104,73	$-0,5420 \pm 6,8358i$
-103,88	$-0,5813 \pm 7,1369i$
-102,13	$0.0241 \pm 3.8122i$
-102,01	$-4,5142 + 0,0665i$
$-7,2243 \pm 18,4610i$	-4,3300
$-8,0131 \pm 16,0791i$	-4,3527
$-9,4249 \pm 9,7789i$	-0,0000
$-9,5248 \pm 9,2365i$	0,0000

La figure 3.5 montre la réponse du réseau Kundur, lorsqu'on injecte des impulsions aux entrées V_{ref} des générateurs G1 à G4. Le mode interzone est dominant et peut être facilement observé dans cette réponse.

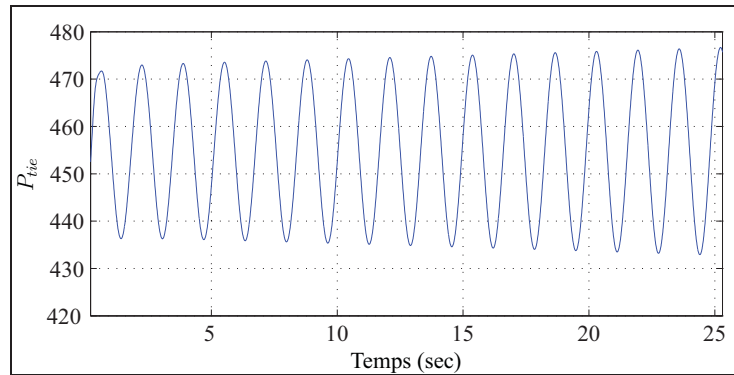


Figure 3.5 Réponse du réseau Kundur.

L'analyse Prony est effectuée pour le signal P_{7-8} de la figure 3.5. Pour cette analyse, on suppose que l'ordre du signal est de 14, le temps d'échantillonnage est de 10ms. La fenêtre d'analyse est de 3s, soit 300 échantillons. Le résultat est montré à la figure 3.6. Il y a trois modes qui sont identifiés de façon très consistante. Ce sont le mode interzone, un mode local et un mode électrique. D'ailleurs il y a quelques modes parasites dont les fréquences ne peuvent être déterminées précisément. Notons que le résultat de la figure 3.6 est obtenu dans une condition idéale, i.e. sans bruit de mesure. En effet si on ajoute du bruit blanc au signal P_{7-8} , le mode local et le mode électrique deviennent difficiles à identifier.

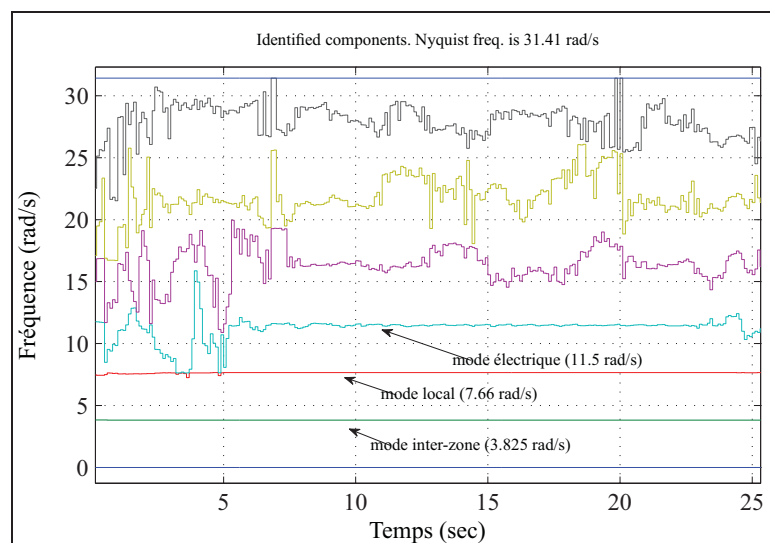


Figure 3.6 Les fréquences identifiées dans le signal P_{7-8} , réseau Kundur.

Par la suite, un contrôleur d'amortissement, basé sur le schéma proposé est conçu pour le SVC à la barre 9. La puissance active transitée sur la ligne d'interconnexion (P_{7-8}) est choisie comme l'entrée de commande. Pour cette boucle, la compensation de phase requise pour stabiliser le mode interzone est de 23^0 . La plage de variation de fréquence du mode interzone est de 3,5 à 4,2 rad/s. La puissance nominale du SVC est de $\pm 15MV A$. Figure 3.7 montre la réponse du réseau lorsqu'un défaut triphasé d'une durée de 200ms est appliqué à la barre 8, à $t = 5sec$. Le délai de communication est 150ms.

Le mode de commande bang bang est activé à $t = 8,4sec$. À $t = 22sec$, le mode bang bang est désactivé. On peut observer à la figure 3.7, que le schéma de commande proposé a une performance d'amortissement nettement supérieure au contrôleur continu.

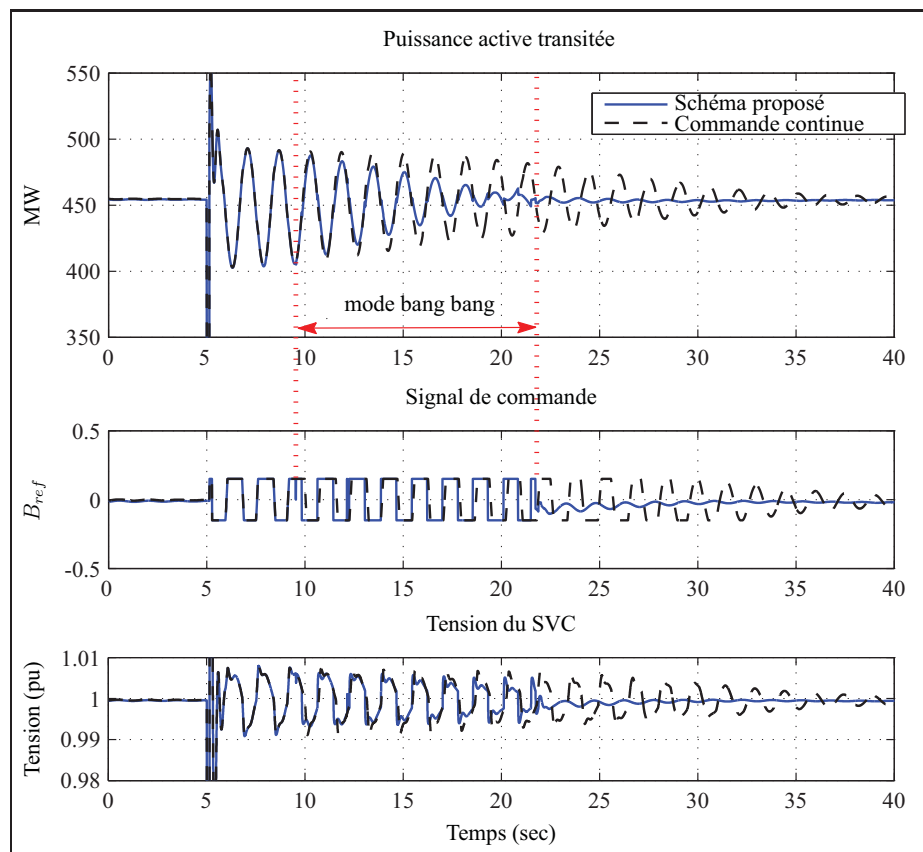


Figure 3.7 Simulation du réseau Kundur.

Pour améliorer la performance du contrôleur continu, on peut augmenter son gain. Cependant, l'amélioration de performance est limitée par un problème d'interaction avec un mode de haute fréquence. La figure 3.8 montre la réponse du réseau Kundur avec le contrôleur continu, lorsque son gain est multiplié par 3. On peut observer l'apparition d'une oscillation dont la fréquence est près de 20 rad/s, à partir de 35s.

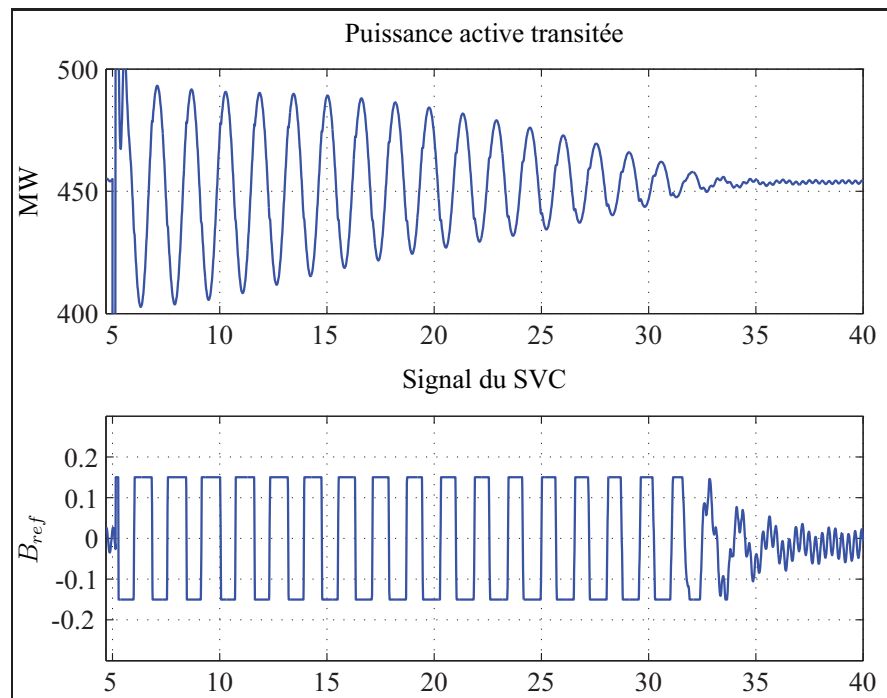


Figure 3.8 Réseau Kundur avec contrôleur conventionnel, gain élevé.

3.5.2 Performance en présence des PSS

Bien que les oscillations puissent être atténuées par la commande auxiliaire des dispositifs FACTS, le stabilisateur de puissance (PSS) demeure l'outil principal pour renforcer la stabilité angulaire du réseau. Pour cette raison, il est nécessaire d'examiner comment le schéma de commande proposé interagit avec les PSS.

Le premier test consiste à comparer la performance du schéma de commande proposé avec celle d'un PSS au générateur 1 du réseau Kundur. La comparaison est montrée à la figure

3.9a. Lorsque le mode bang bang n'est pas encore activé, l'effet d'amortissement obtenu par le PSS est meilleur que celui du SVC. Cependant, après que le mode de commande bang bang soit activé (à 8,4 sec), le SVC donne une meilleure performance. Finalement, le temps d'établissement du SVC est meilleur que celui du PSS. Toutefois, ce résultat n'implique pas une supériorité du SVC (et FACTS en général) par rapport aux PSS.

Dans le deuxième test, on évalue l'amortissement du réseau lorsque le schéma de commande proposé est utilisé en même temps que le PSS. On obtient dans ce cas une performance nettement supérieure (figure 3.9b).

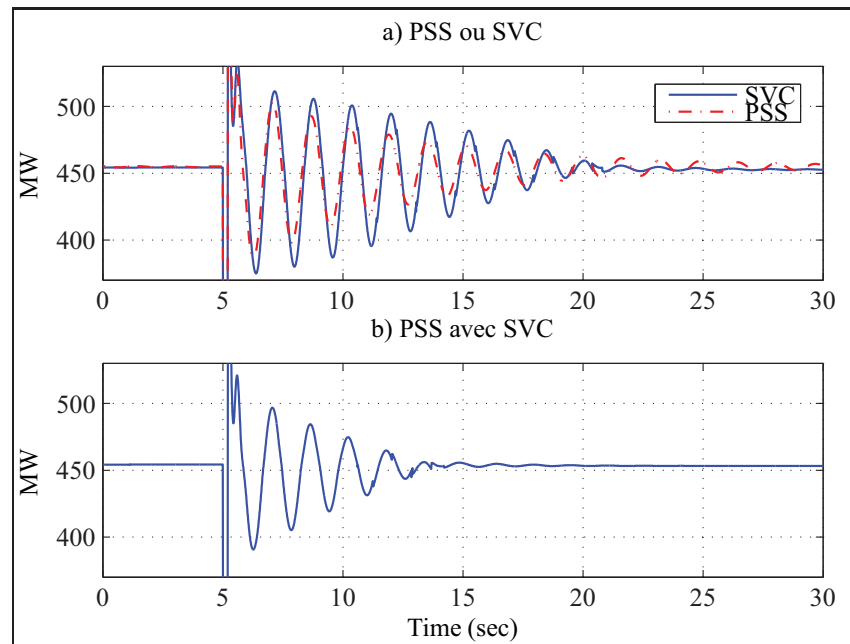


Figure 3.9 Performance du schéma proposé, avec PSS et SVC.

Il est bien documenté que la performance du PSS est largement réduite lorsque les charges ne sont pas des impédances constantes. Ceci est dû au fait que les charges de type impédance constante répondent fortement à la variation de la tension du générateur, qui est provoquée par le PSS (Klein et al., 1992). Les charges de type puissance constante, au contraire, ne répondent pas à cette variation. Dans un tel cas, une modulation du côté des charges, soit par les FACTS, soit par une modulation d'une faible proportion de la charge, pourrait aider l'amortissement.

On reprend l'exemple du réseau Kundur, dont les charges sont modélisées par :

$$P = P_0 \left(\frac{V}{V_0} \right)^\alpha \quad (3.6)$$

$$Q = Q_0 \left(\frac{V}{V_0} \right)^\beta \quad (3.7)$$

Notons que pour une charge de type impédance constante, $\alpha = \beta = 2$. Pour une charge purement de type puissance constante, $\alpha = \beta = 0$. Dans cette étude, $\alpha = 0,8$, $\beta = 0,5$ pour la charge à la barre 7, et $\alpha = 1$, $\beta = 0,3$ pour la charge à la barre 9. La réponse du réseau Kundur, avec PSS et sans SVC est montrée à la figure 3.10, en trait discontinu. On observe que l'amortissement est détérioré. Si la modulation bang bang est utilisée en même temps que le PSS, l'amortissement du système est clairement amélioré (figure 3.10, trait continu).

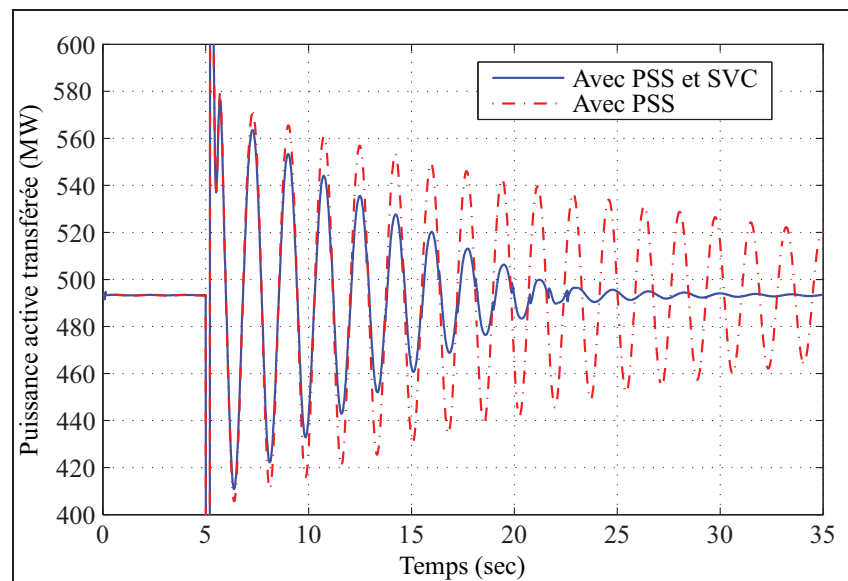


Figure 3.10 Performance avec les charges de type mixe.

Une remarque intéressante pour le réseau Kundur est que lorsqu'on néglige les régulateurs de vitesse, la performance du schéma de commande proposé semble améliorer. En effet, en absence des régulateurs de vitesse, les générateurs peuvent accumuler de l'énergie cinétique dans les rotors (les résultats de ces simulations ne sont pas montrés dans cette thèse). Par conséquent, le système s'établit plus rapidement à une vitesse de synchronisation plus élevée.

3.5.3 Réseau WSCC - 3 machines et 9 barres

On étudie par la suite la performance du schéma de commande proposé pour le réseau WSCC de 3 machines et 9 barres (Sauer et Pai, 1998). Le schéma du réseau WSCC est montré à la figure 3.11. La puissance active totale du réseau est de 320MW. Ce réseau a deux modes interzone dont le mode à 7,59 rads/sec est mal amorti.

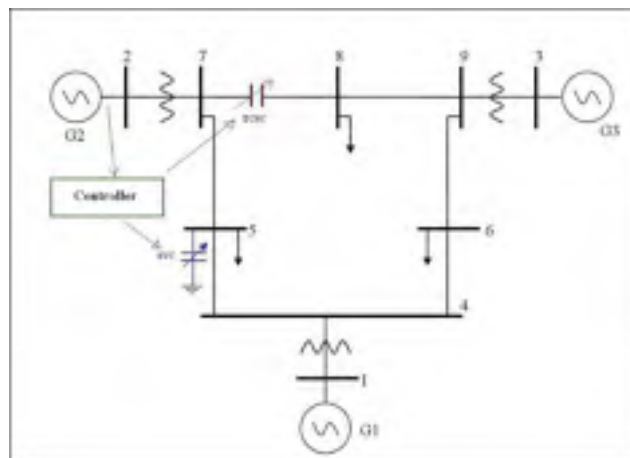


Figure 3.11 Réseau WSCC.

Dans cette étude, le réseau WSCC est modifié pour rendre les modes interzones moins stables. Cela est fait en multipliant la longueur des lignes par 1,5. Les valeurs propres du réseau WSCC modifié sont montrées au tableau 3.2. Les modes interzone sont montrés en gras.

Tableau 3.2 Les valeurs propres du réseau WSCC

-0,6366 ± 12,1492i	-2,2657 ± 2,8707i
-0,0704 ± 7,5945i	-4,3591 ± 1,1452i
-2,8969 ± 1,1557i	-1,1278
-3,2258	-500
-500	-500
-3,3479	0

Le schéma de commande proposé est conçu pour améliorer l'amortissement du mode 7,59 rad/s. Deux boucles de commande sont utilisées :

- TCSC sur la ligne 7-8, $X_{c_{max}} = 0.03pu$, soit 33% de la réactance de cette ligne.
- SVC à la barre 5, avec la puissance nominale de 10 MVAR.

Un seul signal d'entrée, soit la puissance active du générateur 2 (P_{e2}) est utilisé comme entrée de commande. Pour cette entrée de commande, les compensations de phase nécessaires pour le TCSC et le SVC sont de 101° et 85° , respectivement. La réponse du réseau WSCC, lors d'un défaut d'une durée de 300ms à la barre 5, est montrée à la figure 3.12. On peut observer qu'avec la modulation bang bang du signal de TCSC, l'amortissement du mode 7.59 rad/s est amélioré.

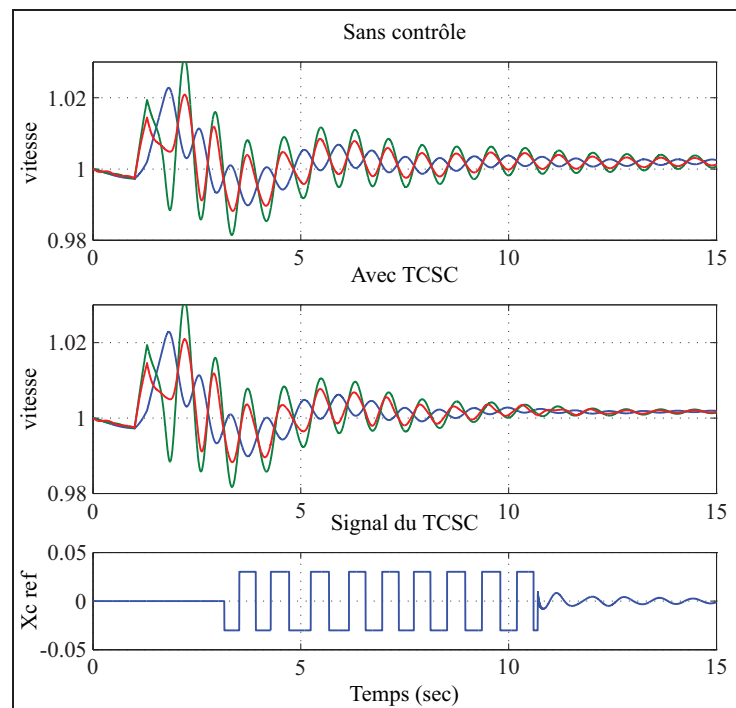


Figure 3.12 Réponse du réseau WSCC avec TCSC.

Un problème relié à la modulation bang bang, selon [Olwegard et al. \(1981\)](#) est que les actions de commande de plusieurs FACTS dans les lignes adjacentes peuvent se perturber l'un l'autre. Pourtant ce problème ne se produit pas pour le schéma de commande proposé. L'ajout du signal de commande du SVC à la barre 5 en effet améliore considérablement l'amortissement de l'oscillation interzone (figure 3.13).

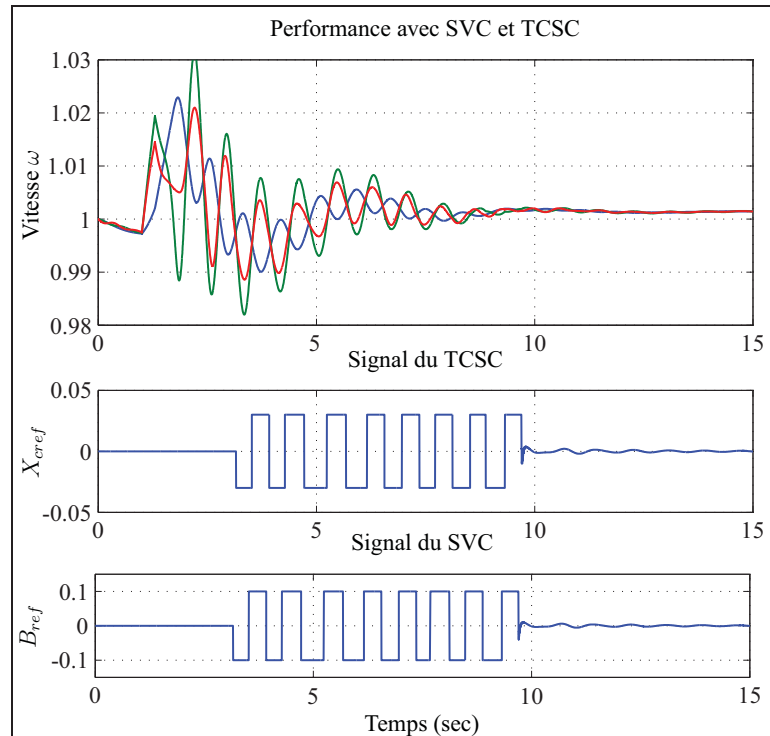


Figure 3.13 Réponse du réseau WSCC, avec TCSC et SVC.

La figure 3.14 montre le courant du TCSC et la tension du SVC. On peut observer que la variation du courant du TCSC et de la tension du SVC est assez faible, autour de leurs valeurs en régime permanent.

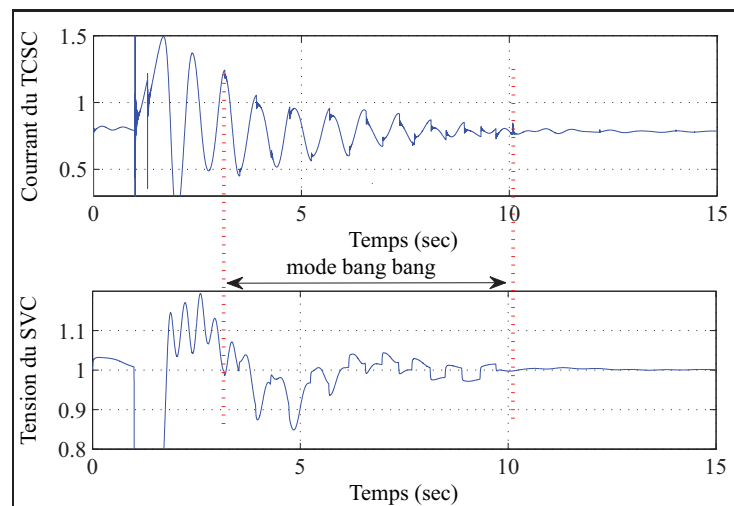


Figure 3.14 Courrant du TCSC et tension du SVC.

3.5.4 Réseau New England

On applique par la suite le schéma de commande proposé au réseau New England, comprenant 16 générateurs et 68 barres. La puissance active totale du réseau New England est de 18427 MW. Les 16 générateurs sont munis des systèmes d'excitation de type DC1A (IEEE, 1992). Le schéma du réseau New England est montré à la figure 3.15.

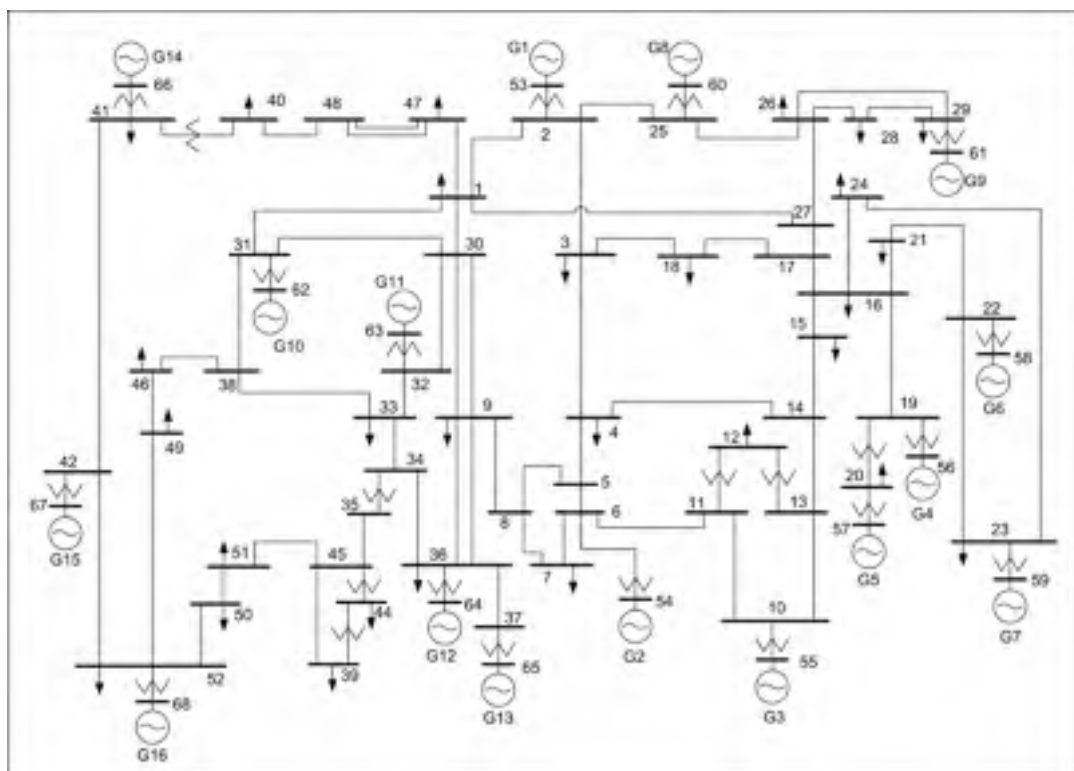


Figure 3.15 Réseau New England.

Les modes d'oscillation interzone du réseau New England sont montrés au tableau 3.3. Le mode 2.39 rad/s implique tous les générateurs du système et est aussi mal amorti. Le schéma de commande proposé est donc construit pour ce mode.

La forme du mode 2.39 rad/s est montré à la figure 3.16. Il est intéressant de constater que pour ce mode, les générateurs 1 à 13 sont presque exactement en phase, et sont en opposition de phase avec les générateurs 14 à 16.

Tableau 3.3 Modes interzones du réseau New England

Modes (rad/s)	Générateurs participants
2, 39	1-16
3, 2	14,16
3, 95	1-9,12,13
4, 97	14,15,16
6, 06	4,5,6,9
6, 59	2,3,4,5,6,7
7,07	12,13
7, 36	4,5,6,7
7, 87	1,2,3
7, 88	1,2,3,8,9,10,12
8, 31	1,8,10
9, 44	4,5,6,7,8
9, 55	4,5,6,7
9, 55	1,8
11, 34	10,11,12

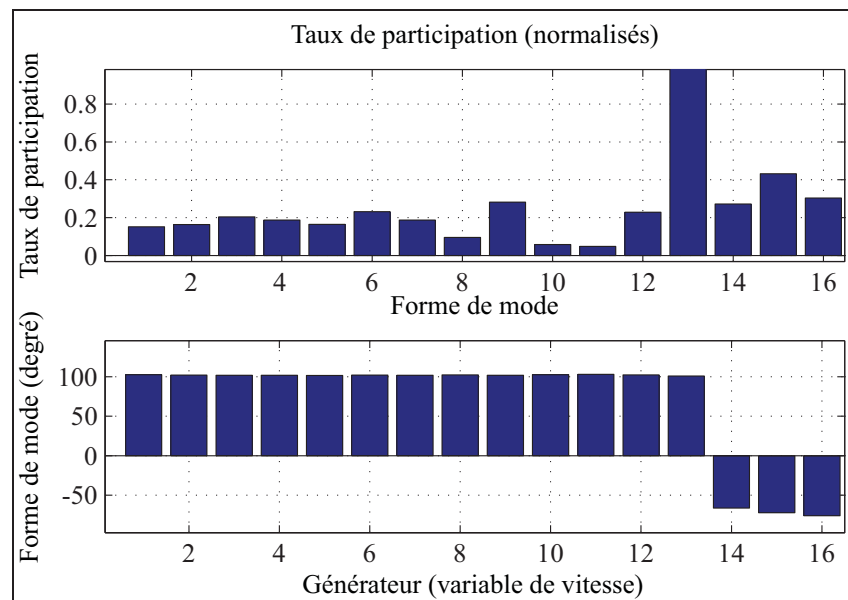


Figure 3.16 Taux de participation et formes du mode 2.39 rad/s.

3.5.4.1 Performance avec un contrôleur

Comme les générateurs 1 à 13 sont en phase dans ce mode global, tous les signaux de vitesse de ω_1 à ω_{13} peuvent être utilisés comme signal d'entrée, sans avoir à modifier d'autres paramètres

de commande (i.e. la compensation de phase associée à chaque signal). Ceci est un grand avantage du schéma de commande proposé, car on a une grande flexibilité de sélection. Si le schéma de commande continue est utilisé, cette flexibilité est limitée par les interactions avec d'autres modes du réseau, comme démontré par la suite.

Le TCSC sur la ligne 1-47 et le SVC à la barre 21 sont choisis pour le schéma de commande, grâce à leur grande commandabilité au mode 2.39 rad/s. La figure 3.17 montre les réponses du réseau New England à un défaut triphasé à la barre 42, d'une durée de 200ms. Trois signaux de vitesse sont considérés comme entrée de commande, soient ω_1 , ω_{11} et ω_{12} . Pour ce test, le délai de communication est varié entre 0-300ms. Pour chaque boucle de commande, on compare la performance du schéma de commande proposé avec celui basé sur un contrôleur continu conventionnel.

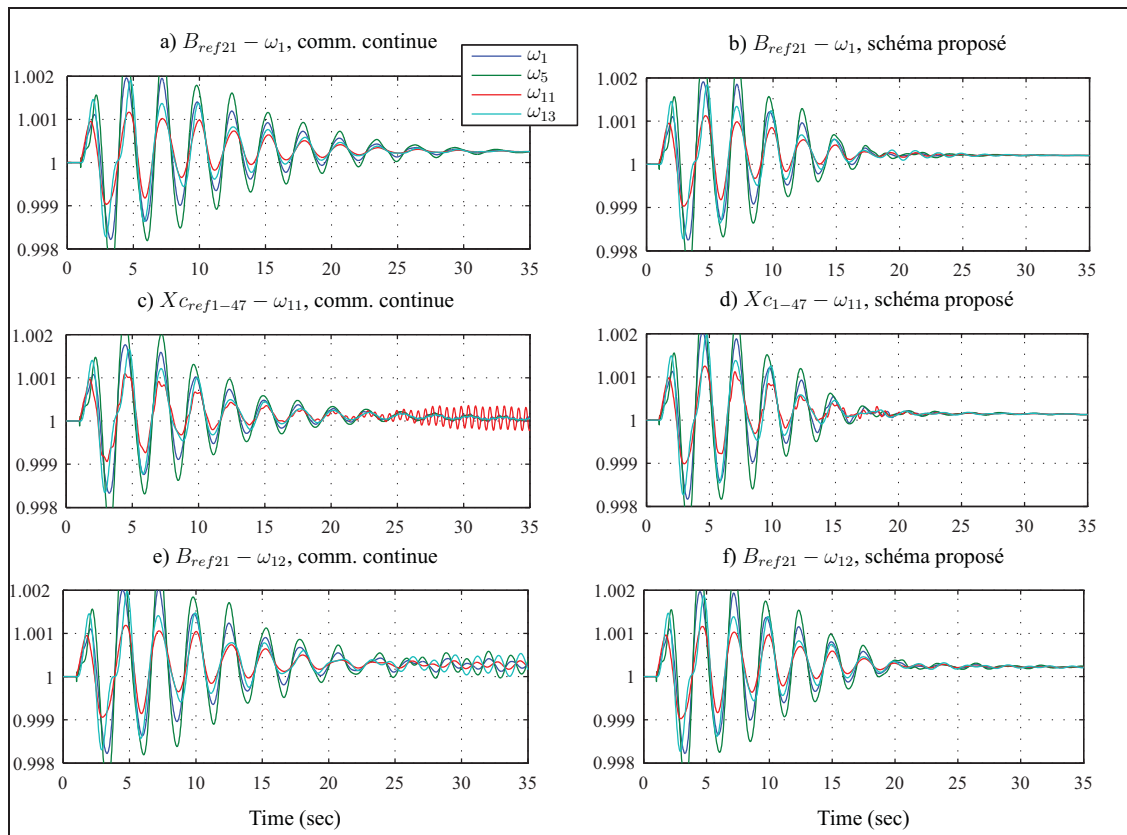


Figure 3.17 Réponse du réseau New England avec différentes boucles de commande.

Comme le réseau New England est assez grand, l'effet d'amortissement d'un contrôleur est moins prononcé, par rapport à celui avec un réseau de petite taille. On peut constater qu'avec la boucle $SVC_{21} - \omega_1$, l'amortissement avec le contrôleur conventionnel et celui du schéma de commande bang bang sont comparables. Pourtant, pour les autres boucles de commande, les problèmes d'interaction sont observés avec les contrôleurs continus : Le SVC à barre 21 excite le mode 3,9 rad/s, si on utilise ω_{12} comme signal d'entrée. De même façon, le TCSC sur la ligne 1-47 excite le mode 11,34 rad/s, si ω_{11} est utilisé comme signal d'entrée.

Il est à noter que les interactions se produisent lorsque un délai de communication est introduit dans les boucles de commande. Ce phénomène sera discuté en détails dans le chapitre 4.

3.5.4.2 Performance avec trois contrôleurs

Comme avec le réseau WSCC, l'effet d'amortissement du mode global peut être encore amélioré si on utilise en même temps plusieurs contrôleurs. Le schéma de commande proposé est maintenant composé de trois contrôleurs FACTS :

- SVC à la barre 21, dont la puissance nominale (utilisée pour la commande d'amortissement) est ± 13 MVA.
- TCSC sur la ligne 1-47, dont la variation maximale de réactance est $\pm 21\%$ de la réactance totale de la ligne.
- UPFC sur la ligne 1-27, dont seule la branche en série est utilisée pour la commande d'amortissement. La variation de tension en série est $\pm 0,03$ pu.

La réponse du réseau New England, lorsque les trois boucles de commande sont fonctionnelles, est montrée à la figure 3.18. La performance du schéma de commande proposé est aussi vérifiée avec des contingences plus sévères. La figure 3.19 montre la réponse du réseau New England avec le même défaut, et la ligne 39-9-36 est mise hors tension. On peut observer que le schéma de commande proposé peut toujours assurer une bonne performance d'amortissement pour cette contingence.

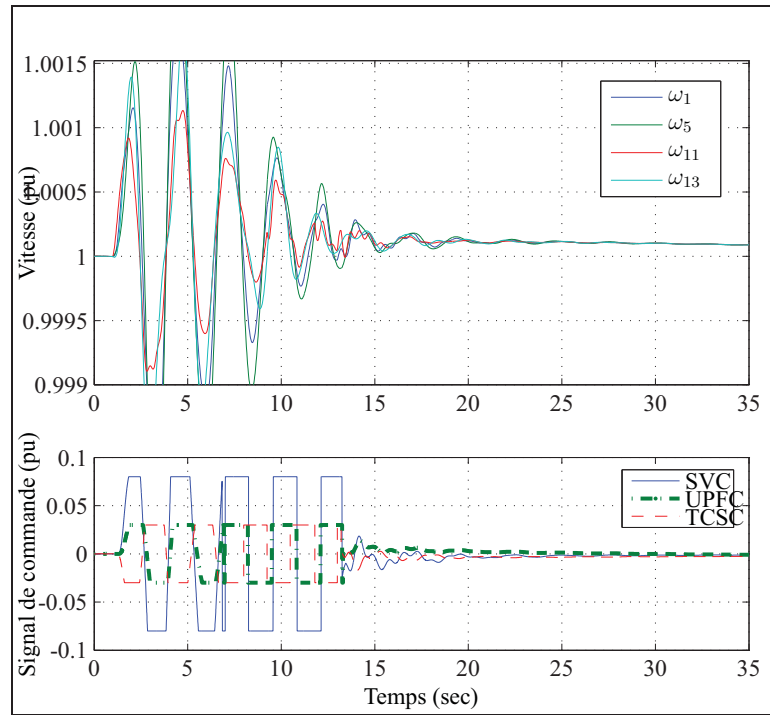


Figure 3.18 Réponse du réseau New England, trois contrôleurs.

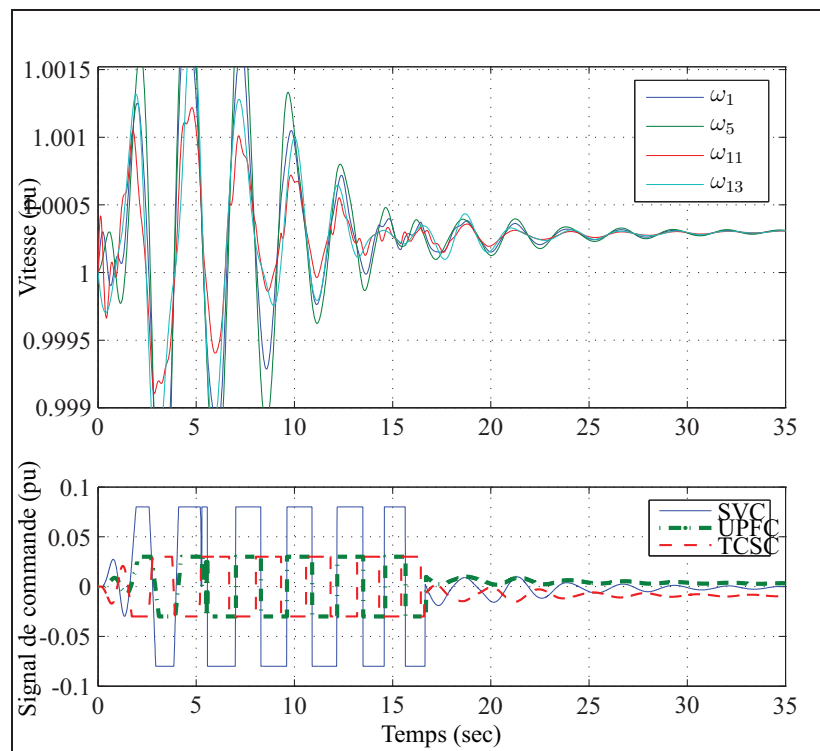


Figure 3.19 Réponse du réseau New England, trois contrôleurs, lignes 47-48, 30-36 hors tension.

3.6 Sommaire

Dans ce chapitre, le principe de commande d'amortissement, basé sur une modulation bang bang et l'analyse Prony est étudié. Il est bien connu que la modulation bang bang est une approche efficace pour atténuer des oscillations transitoires, mais l'application de cette méthode dans un réseau multi-machine a reçu, jusqu'à aujourd'hui, peu d'attention. Les inconvénients associés à la modulation bang bang sont le calcul des instants de variation de réactance pour un réseau multi-machine, et les interactions entre les contrôleurs du réseau, lorsqu'ils fonctionnent simultanément.

Dans ce travail, les instants de variation sont calculés, en se basant sur l'identification de l'oscillation critique et sur l'analyse modale de la structure des oscillations. Grâce à cette approche, on peut utiliser simultanément plusieurs contrôleurs FACTS pour améliorer l'amortissement du système. De plus, le problème d'interaction peut être évité. Le schéma de commande, montré à la figure 3.2 est dédié à une oscillation. Néanmoins, ce schéma peut être développé pour amortir plusieurs modes d'oscillation. Pour chaque mode, un groupe de contrôleurs FACTS est choisi, en se basant sur les commandabilités des FACTS pour le mode d'intérêt. En effet, le schéma de commande proposé est plus efficace pour amortir des modes globaux tel le mode 2.39 rad/s du réseau New England, puisque le nombre de FACTS utilisables pour la commande d'amortissement est maximisé.

Le problème d'interaction est un facteur qui limite la performance des contrôleurs linéaires. Pour avoir une réponse rapide, il faudrait augmenter la bande passante du contrôleur. Ceci provoque des problèmes d'interactions. Pour obtenir une meilleure performance d'amortissement on peut utiliser, soit une approche de commande robuste, soit une commande non linéaire. L'approche de commande basée sur l'identification en ligne et la modulation bang bang est une alternative intéressante : d'une part l'effort de commande peut être maximisé; d'autre part, la synthèse de commande demeure très simple, ce qui ne requiert que l'angle du résidu associé au mode critique.

Un autre avantage du schéma de commande proposé est sa flexibilité. On peut ajouter ou supprimer un contrôleur dans le schéma de commande, sans avoir à modifier les paramètres des autres contrôleurs dans le schéma. Le principe de commande proposé peut aussi être appliqué à la modulation des charges actives. À cette fin, les résultats de ce chapitre sont en accord avec ceux obtenus par [Kamwa et al. \(1998\)](#), qui démontre que la modulation d'une très faible portion de la charge peut donner un grand effet d'amortissement.

Grâce aux simulations du réseau Kundur et du réseau New England, on a pu noter qu'il y a un lien entre le délai de communication et les interactions entre les contrôleurs. Ce phénomène sera discuté en détail dans le prochain chapitre.

CHAPITRE 4

ANALYSE DE ROBUSTESSE

4.1 Introduction

Comme on a vu dans le chapitre 3, le schéma de commande bang bang, basé sur l'identification en ligne des oscillations critiques montre une très bonne performance d'amortissement. La loi de commande proposée (Eq. (3.4)) se base cependant sur une valeur fixe de β . Il est nécessaire d'évaluer la robustesse de la loi de commande (3.4), face au changement du mode d'opération. De plus, il faut tenir compte d'autres incertitudes tel le délai de communication dans l'analyse de robustesse.

En effet, le contrôleur d'amortissement est conçu pour un modèle linéaire du réseau, obtenu à partir d'un point d'opération typique. Par la suite la performance du contrôleur est évaluée à plusieurs points d'opération pour assurer sa robustesse. Cette analyse est faite en utilisant l'analyse modale et des simulations non linéaires.

L'analyse de robustesse est particulièrement nécessaire pour des contrôleurs FACTS, puisque les contrôleurs FACTS sont en général moins robustes que les PSS (Rogers, 2000). Ceci est dû au fait que le système en boucle ouverte, vu par le PSS est largement influencé par le générateur synchrone dont les paramètres sont relativement fixes, alors que les FACTS sont directement connectés au réseau.

Une méthode d'analyse de robustesse de la loi de commande basée sur identification (3.4) est présentée dans ce chapitre. Cette approche d'analyse est néanmoins applicable à tout type de commande par rétroaction linéaire. Le point important dans une analyse basée sur les théories de commande robuste, c'est d'avoir un modèle adéquat des perturbations. Dans le cadre de ce travail, on considère deux principales sources de perturbations, soit le changement du mode d'opération et la variation du délai de communication.

Dans la littérature de commande robuste, les intertitudes peuvent être divisées en deux catégories (Zhu, 2001) :

- Dans le domaine fréquentiel, les perturbations sont caractérisées par une fonction de transfert qui est séparée du modèle du système. Cette forme d’incertitude peut être additive ou multiplicative.
- Dans la représentation d’espace d’état, les éléments des matrices varient en fonction des incertitudes paramétriques. La relation entre la variation des éléments et les incertitudes paramétriques peut être décrite comme une perturbation structurée.

La première approche de modélisation des incertitudes est simple. Souvent toutes les incertitudes sont regroupées dans une seule perturbation (incertitude non structurée). Cependant cette approche amène à une évaluation conservatrice de la robustesse.

La deuxième approche amène à une perturbation structurée qui peut être décrite sous forme d’une Transformation Linéaire Fractionnaire (LFT - Linear Fractional Transformation). Cette dernière est présentée par la suite.

4.2 Modèle d’analyse de robustesse basé sur l’analyse μ

4.2.1 La Transformation Linéaire Fractionnaire

La Transformation Linéaire Fractionnaire (LFT), montrée à la figure 4.1 est utilisée dans la théorie de commande robuste pour décrire comment les incertitudes influencent la relation entre les entrées et les sorties du système étudié.

Dans la figure 4.1, M est une matrice de transfert complexe, qui peut être décomposée comme suit :

$$M = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix} \in \mathbb{C}^{(p_1+p_2) \times (q_1+q_2)} \quad (4.1)$$

Dans l'Éq. (4.1), $\Delta_u \in \mathbb{C}^{q_1 \times p_1}$ est une autre matrice complexe . La LFT haute de M et de Δ est définie comme :

$$F_u(M, \Delta_u) := M_{22} + M_{21}\Delta_u(I - M_{11}\Delta_u)^{-1}M_{12}. \quad (4.2)$$

La structure LFT est interprétée comme suit : M_{22} représente le système nominal, n'incluant pas des perturbations et perturbé par Δ_u . Les transferts M_{12} , M_{21} , M_{11} reflètent les connaissances du mécanisme selon lequel Δ_u affecte le transfert nominal.

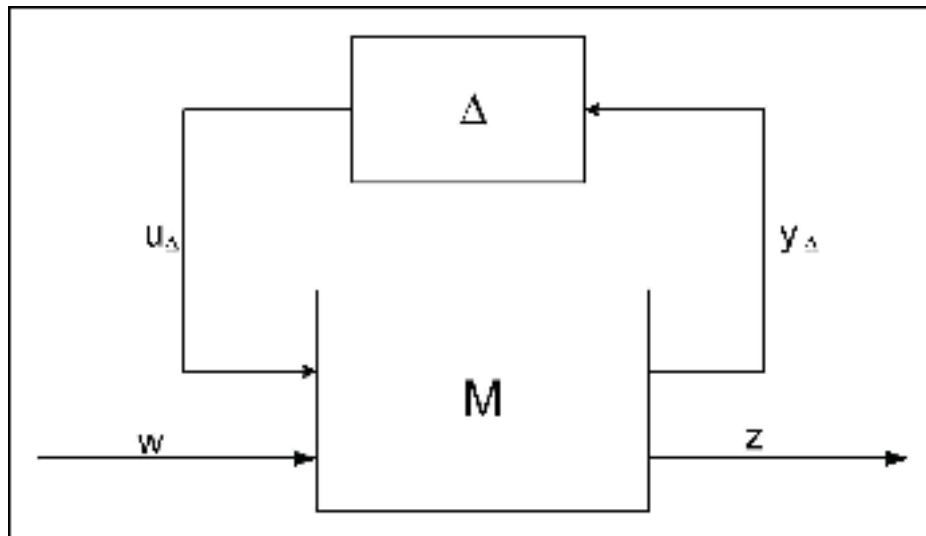


Figure 4.1 Schéma d'interconnexion pour l'analyse de robustesse.

Le schéma d'interconnexion standard pour la synthèse de commande robuste est montrée à la figure 4.2. Dans cette figure, P est le système nominal, K est le contrôleur. La structure de la figure 4.2 peut être interprétée comme une structure $M - \Delta$, dans laquelle M est une LFT de P et de K .

Le transfert Δ représente donc toute source d'incertitude. Dans le cas le plus simple, Δ n'est qu'un nombre complexe (incertitude non structurée). D'ailleurs Δ peut être composée des éléments complexes et réelles (perturbation structurée).

La structure générale de Δ est donc comme suit (Skogestad et Postlethwaite, 1996) :

$$\Delta = \{diag[\delta_1 I_{r_1}, \dots, \delta_s I_{r_s}, \Delta_1, \dots, \Delta_F]\} \quad (4.3)$$

où $\delta_i \in \mathbb{R}, \Delta_j \in \mathbb{C}^{m_j \times m_j}$,

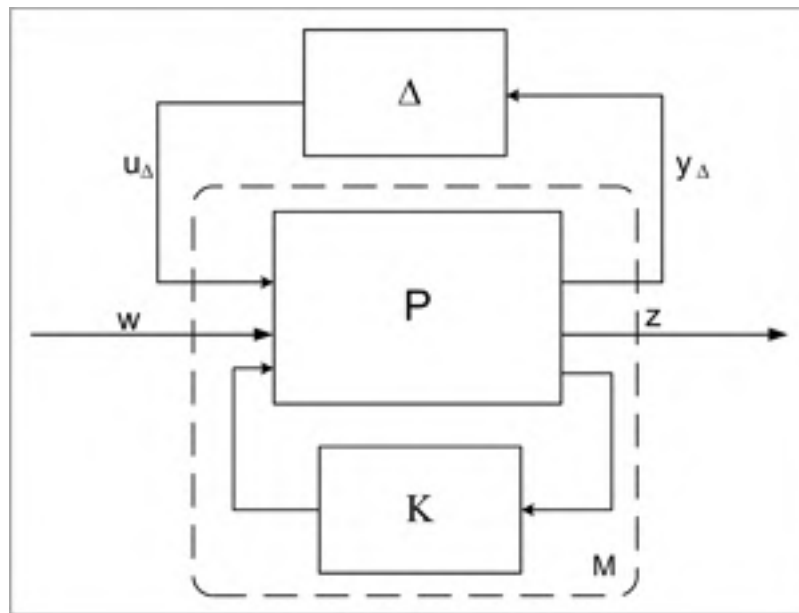


Figure 4.2 Schéma d'interconnexion pour l'analyse de robustesse en performance.

Dans Eq. (4.3), il y a r_s blocs de perturbations réelles et F blocs de perturbations complexes. La valeur singulière structurée (v.s.s ou μ) est définie comme la perturbation de la plus petite taille, qui amène un pôle de M sur l'axe imaginaire ($\det(I - M\Delta) = 0$). La v.s.s est alors déterminée par la valeur singulière maximale de Δ , dénotée par $\bar{\sigma}(\Delta)$:

$$\mu(M)^{-1} := \min\{\bar{\sigma}(\Delta) : \Delta \in \Delta, \det(I - M\Delta) = 0\}. \quad (4.4)$$

S'il n'existe aucune Δ pour que $\det(I - M\Delta) = 0$, alors $\mu(M) = 0$.

4.2.2 Incertitude due aux changements du mode d'opération

Comme il est mentionné au début de ce chapitre, l'objectif de ce travail est d'évaluer la robustesse des contrôleurs d'amortissement aux changements du mode d'opération. Chaque mode d'opération est représenté par des matrices d'état du système linéarisé. Le changement de ces matrices en fonction du mode d'opération est approximé par une structure LFT. Cette approche a été traitée dans plusieurs études (Djukanovic et al., 1998)(Yu, 2000), avec différentes variantes. On verra par la suite le principe général de cette approche. Soit δ_i , $i = 1, \dots, m$ les incertitudes paramétriques. La dépendance des matrices d'état A , B , C , D des δ_i est écrite :

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{x}(t) \\ y(t) \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} A_0 + \sum_{i=1}^m \delta_i A_i & B_0 + \sum_{i=1}^m \delta_i B_i \\ C_0 + \sum_{i=1}^m \delta_i C_i & D_0 + \sum_{i=1}^m \delta_i D_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x(t) \\ u(t) \end{bmatrix} \\ &= \left(\begin{bmatrix} A_0 & B_0 \\ C_0 & D_0 \end{bmatrix} + \sum_{i=1}^m \delta_i \begin{bmatrix} A_i & B_i \\ C_i & D_i \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} x(t) \\ u(t) \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (4.5)$$

Dans l'Eq. (4.5), chaque δ_i représente une variation paramétrique. Les matrices A_0, B_0, C_0, D_0 sont les matrices d'état du réseau, en mode d'opération nominal. Ce système comprend n états, n_u entrées, et n_y sorties. Les matrices d'état des autres modes d'opération sont approximées par une fonction linéaire de celles du mode nominal et des variables δ_i . L'Eq. (4.5) peut être transformée en une représentation LFT. Tout d'abord les matrices $\begin{bmatrix} A_i & B_i \\ C_i & D_i \end{bmatrix}$ sont décomposées en utilisant la décomposition en valeur singulière (SVD - *Singular Value Decomposition*). Soit $r_i := \text{rang} \begin{bmatrix} A_i & B_i \\ C_i & D_i \end{bmatrix}$, on a :

$$\begin{bmatrix} A_i & B_i \\ C_i & D_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_i \\ F_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} G_i & H_i \end{bmatrix}, \quad (4.6)$$

où :

$$\begin{bmatrix} E_i \\ F_i \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{(n+n_u) \times r_i}, \quad [G_i \ H_i] \in \mathbb{R}^{r_i \times (n+n_y)}.$$

Le système (4.5) est donc représenté par :

$$\begin{bmatrix} \dot{x}(t) \\ y \\ z_1 \\ \vdots \\ z_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_0 & B_0 & E_1 & \cdots & E_m \\ C_0 & D_0 & F_1 & \cdots & F_m \\ G_1 & H_1 & 0 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ G_m & H_m & 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ u \\ w_1 \\ \vdots \\ w_m \end{bmatrix}, \quad (4.7)$$

dans laquelle la perturbation Δ prend la structure suivante :

$$\Delta = \{diag[\delta_1 I_{r_1}, \dots, \delta_m I_{r_m}] : \delta_i \in \mathbb{R}\}. \quad (4.8)$$

Les approximations d'ordres plus élevés (e.g. quadratique) en fonction de δ peuvent aussi être utilisées. Cependant des recherches de [Djukanovic et al. \(1998\)](#) et [Ramanathan et V.Vittal \(2006a\)](#) montrent que pour le modèle du réseau électrique, l'approximation linéaire est suffisante pour estimer avec précision la marge de stabilité.

Dans l'analyse de robustesse, les perturbations δ_i sont normalisées, de sorte que $|\delta_i| \leq 1$. Donc s'il y a m incertitudes paramétriques p_1, \dots, p_m , où chaque p_i varie entre p_i^{min} et p_i^{max} , alors p_i est exprimé en fonction de δ_i , comme suit :

$$p_i = \frac{p_i^{max} + p_i^{min}}{2} + \frac{p_i^{max} - p_i^{min}}{2} \delta_i, \quad (4.9)$$

Lorsque δ_i varie dans $[-1; 1]$, p_i varie dans $[p_i^{min}; p_i^{max}]$.

Une représentation du réseau, comme celle de l'Eq. (4.7) donne l'information du modèle nominal, et montre également comment les incertitudes paramétriques influencent le système.

L'avantage de cette représentation est que la robustesse peut être évaluée avec peu de conservatisme, par rapport à la représentation dans laquelle les perturbations sont non structurées, et sont regroupées dans une seule incertitude complexe (Skogestad et Postlethwaite, 1996).

Le calcul des v.s.s est fait en utilisant un maillage fréquentiel (Mathworks, 2001). Plutôt que de calculer la valeur exacte des v.s.s, les outils de l'analyse μ calculent généralement en pratique un intervalle (i.e des bornes inférieure et supérieure). La borne supérieure est utilisée pour déterminer la marge de robustesse, alors que la borne inférieure mesure le conservatisme de la borne supérieure (Alazard et al., 1999).

L'usage du modèle (4.7), engendre cependant souvent un travail de calcul important, puisque la dimension du bloc Δ est élevée. L'étude de Djukanovic et al. (1998) montre que pour un réseau de n -générateur, dont chaque machine est représentée par un modèle à deux axes, il y aura $(4n) \times (3n - 1)$ éléments de la matrices A qui changent en fonction du point d'opération. Notre étude dans ce travail montre que pour une seule perturbation, le bloc Δ (avec approximation linéaire) est souvent de même dimension que la matrice A_0 (soit $(6n - 1) \times (6n - 1)$) si on utilise le modèle à deux axes pour le générateur et le système d'excitation de type DC1A (IEEE, 1992)). Pour l'étude de la robustesse des grands réseaux, avec plusieurs incertitudes paramétriques, la taille de Δ devient très grande. Notons qu'il n'existe pas une solution analytique pour trouver les v.s.s. Jusqu'à aujourd'hui, les v.s.s sont déterminées par des méthodes d'optimisation. La grande dimension de la structure des perturbations pose un problème au niveau du temps de calcul.

4.3 Les premiers exemples

Cette section présente les premiers résultats de l'application de l'analyse μ pour évaluer la stabilité robuste du réseau Kundur. On choisit la charge active à la barre 7 comme paramètre varié. P_7 est varié de 867 MW à 1067 MW. 51 points de fonctionnement sont créés. En suivant les étapes décrites à la section 4.2, on arrive au système d'équation (4.7).

Le résultat d'analyse est montrée à la figure 4.3. La valeur maximale de μ est de 1,9224, ce qui implique que le réseau n'est pas stable pour la plage de variation de paramètre sélectionnée. La fréquence d'oscillation instable est de $10^{0,572} = 3,73\text{rads/sec}$, ce qui correspond au mode interzone. La crête à 1,9224 indique en effet que le réseau serait marginalement stable à une perturbation $|\delta| = 1/1,9224$. Ceci correspond au cas où $P_7 = 9,1498$ pu. On fait l'analyse modale du réseau Kundur avec cette valeur de P_7 et obtient les valeurs propres au tableau 4.1.

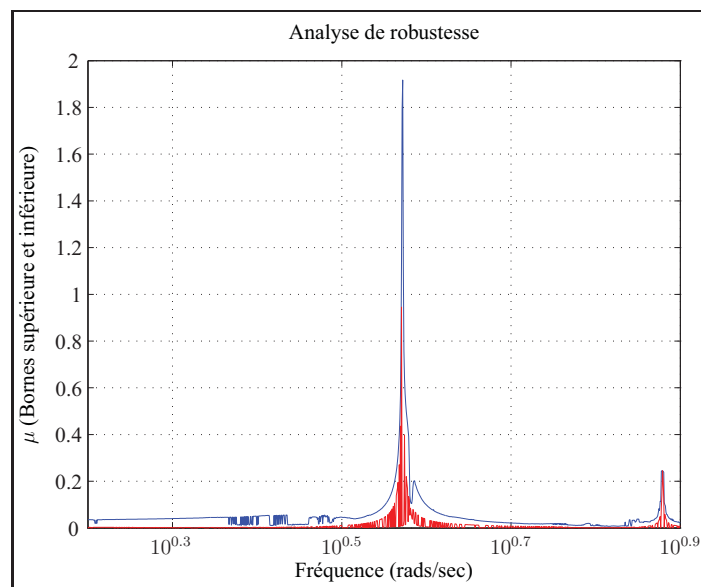


Figure 4.3 Stabilité robuste du réseau Kundur, cas 1.

Tableau 4.1 Valeurs propres du réseau Kundur, cas 1

-104,73	-103,94
-102,14	-102,04
$-7,2423 \pm 18,4674i$	$-7,9773 \pm 16,2378i$
$-9,4075 \pm 9,8628i$	$-9,4790 \pm 9,3416i$
$-0,5498 \pm 6,8254i$	$-0,6496 \pm 7,0888i$
$0,0025 \pm 3,7223i$	$-4,5148 + 0,0749i$
-4,3438	-4,2431
-0,0000	-0,0159

On analyse ensuite la stabilité robuste du réseau Kundur au changement de la charge à la barre 9. La puissance P_9 est variée de 1467 MW à 1667 MW. La figure 4.4 présente le résultat de l'analyse μ . La valeur maximale de μ est de 0,4959, à $\omega = 3,82\text{rads/sec}$. C'est-à-dire, le

réseau est stable pour la plage de P_9 sélectionnée. La valeur de P_9 qui rend le système marginalement stable serait $P_9 = 1768,65$ MW. On calcule les valeurs propres du réseau Kundur avec $P_9 = 17,6865$ pu et obtient le résultat au tableau 4.2.

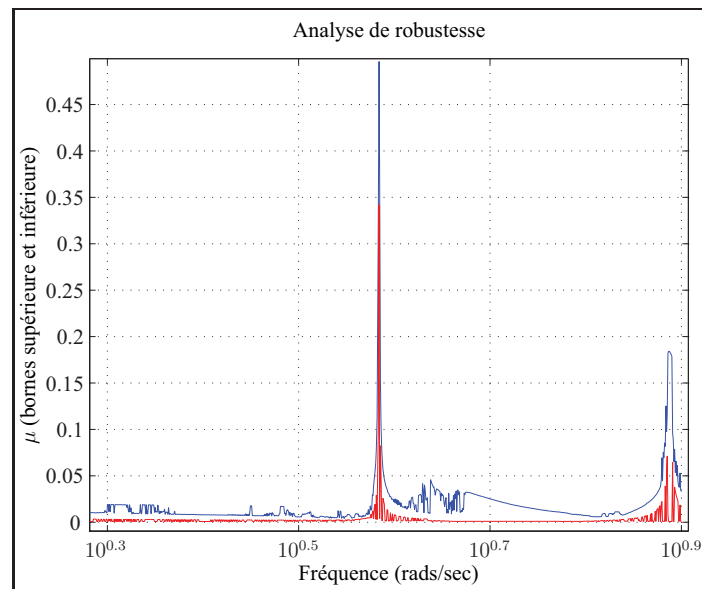


Figure 4.4 Stabilité robuste du réseau Kundur, cas 2.

Tableau 4.2 Valeurs propres du réseau Kundur, cas 2

-104,73	-103,88
-102,13	-102,01
-7,2250 ± 18,4587i	-8,0137 ± 16,0773i
-9,4252 ± 9,7789i	-9,5260 ± 9,2371i
-0,5578 ± 6,8370i	-0,5918 ± 7,1395i
0,0094 ± 3,8133i	0,0000
-0,0291	-4,5137 + 0,0661i
-4,3313	-4,3499

À travers ces deux exemples, on constate que l'analyse μ peut estimer assez exactement les valeurs des perturbations qui rendent le système marginalement stable. De plus, le pôle qui passe en premier au demi plan droit est aussi correctement identifié (ce qui est le mode interzone dans le cas du réseau Kundur).

4.4 Incertitude due au délai de communication

Dans le chapitre 3, on a observé que le délai de communication peut nuire à la performance d'un contrôleur basé sur les mesures à distance. Dans certains cas, le délai déstabilise certains modes d'oscillation. Le problème d'interaction entre des contrôleurs FACTS et d'autres contrôleurs du réseau est bien connu (Mathur et Varma, 2002). Cependant, les simulations du chapitre 3 révèlent que cette interaction est largement influencée par le délai de communication. Pour cette raison, il est essentiel d'avoir un modèle du délai de communication dans une analyse de robustesse des contrôleurs d'amortissement.

Le modèle d'analyse de robustesse du réseau en boucle fermée est montré à la figure 4.5. Le délai est représenté par e^{-Ts} , où T varie entre T_{min} et T_{max} .

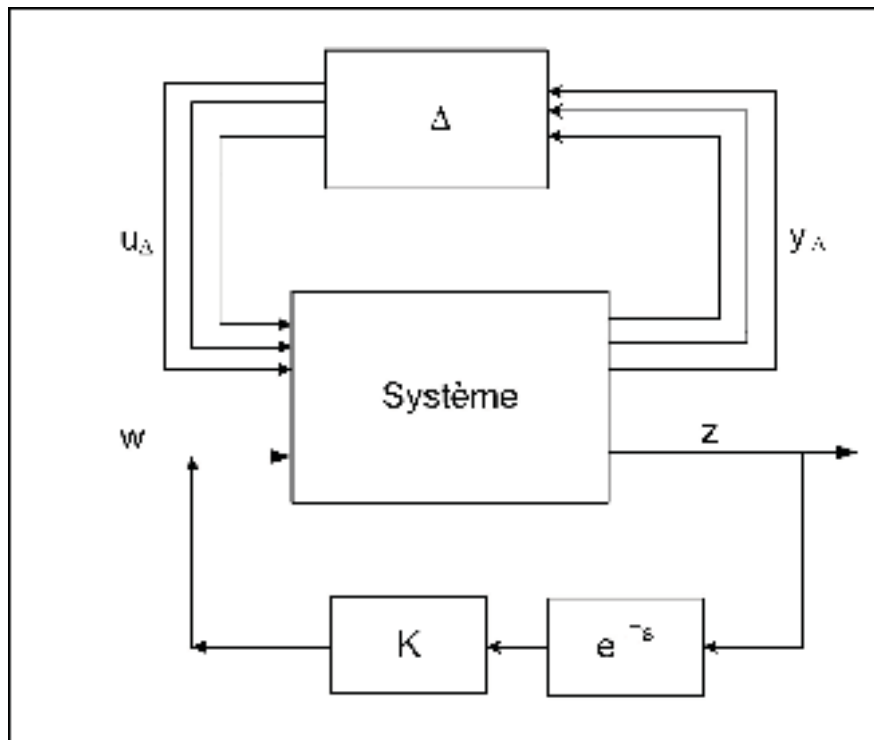


Figure 4.5 Schéma d'interconnexion pour l'analyse de robustesse avec délai.

4.4.1 Modèle du délai utilisant une perturbation complexe

La méthode la plus simple pour tenir compte du terme e^{-Ts} (figure 4.5) est de l'approximer par une fonction de transfert. Dans un tel cas le délai est modélisé par une incertitude multiplicative en sortie comme suit (Gu et al., 2005) :

$$W_d = (1 + W_\Delta \Delta_T)W, \quad |\Delta_T| \leq 1 \quad (4.10)$$

où $W_d = e^{Tj\omega}$, $W = 1$ (transfert nominal). Comme $|\Delta_T| \leq 1$ (perturbation normalisée), l'inégalité suivante doit être satisfaite :

$$\left| \frac{W_d(j\omega) - W(j\omega)}{W(j\omega)} \right| \leq |W_\Delta| \quad (4.11)$$

Puisque $W_d = e^{Tj\omega} = \cos T\omega + j \sin T\omega$, et $W = 1$, on a :

$$\sqrt{(\cos(T\omega) - 1)^2 + (\sin(T\omega))^2} \leq W_\Delta \quad (4.12)$$

En variant T de T_{min} à T_{max} et ω est dans la plage des fréquences d'intérêt, on obtient une borne supérieure de l'expression à gauche de l'Éq. (4.12), en fonction de la fréquence ω . Par la suite une fonction analytique W_Δ peut être déterminée, en utilisant un outil d'approximation par les moindres carrés.

4.4.2 Modèle du délai utilisant une perturbation réelle

Le délai de communication peut aussi être modélisé, en utilisant une structure LFT à perturbation réelle. Pour ce faire on se base sur l'approximation Padé du délai. L'approximation Padé de premier ordre du délai est :

$$\frac{y}{u} = e^{-Ts} \approx \frac{-Ts + 1}{Ts + 1} \quad (4.13)$$

Une incertitude du délai peut être représenté par (4.13), dans laquelle le terme T est perturbé par un paramètre réel $\{\delta : \delta \in [-1; 1]\}$, comme suit :

$$T = \frac{T_{min} + T_{max}}{2} + \frac{T_{max} - T_{min}}{2} \cdot \delta \quad (4.14)$$

Cette approche a été utilisée dans les travaux de Wu (2004) et Zhang (2007). Cependant, si on choisit $T_{min} = 0$, le transfert (4.13) a un pôle à $-1/T$, qui croise l'axe imaginaire lorsque $\delta = -1$. Ceci sera interprété par l'outil d'analyse μ (Mathworks, 2001) comme une frontière de stabilité. Pour résoudre ce problème, on propose dans ce travail une nouvelle représentation du délai, comme suit :

$$T = T_{min} + (T_{max} - T_{min}) \cdot \delta^2, \quad (4.15)$$

On peut observer que selon (4.15), T est toujours positif pour toute valeur de δ . À partir de (4.13), on peut déduire :

$$y = 2 \frac{u - y}{T_s} - u \quad (4.16)$$

ce qui correspond au modèle de la figure 4.6.

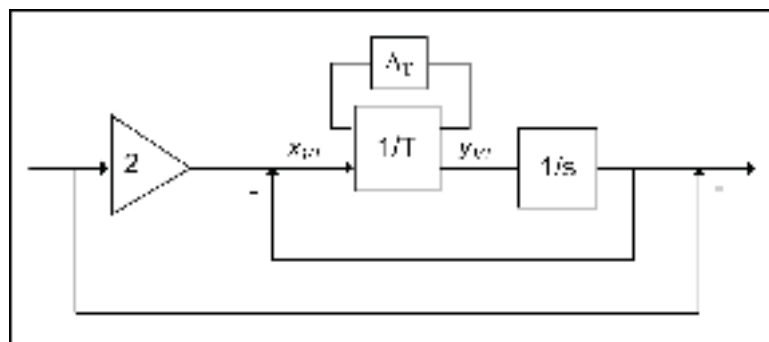


Figure 4.6 Structure LFT pour l'approximation premier ordre du délai.

Dans la structure de la figure 4.6, la LFT du $1/T$ peut être déduite, en se basant sur (4.15). On obtient :

$$\begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \\ y_{1/T} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b/a & 1 & -b/a - 1 \\ 0 & 1 & -1 \\ 1/a & 0 & -1/a \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \omega_1 \\ \omega_2 \\ x_{1/T} \end{bmatrix}, \quad (4.17)$$

$$\text{et } \Delta_T = \begin{bmatrix} \delta & 0 \\ 0 & \delta \end{bmatrix}; \quad a = T_{min}; \quad b = T_{max} - T_{min}.$$

De la même manière, le modèle LFT du délai peut être construit, en se basant sur l'approximation Padé de 2^e et 3^e ordre (Voir annexe III, page 107). La précision du modèle de la figure 4.6 dépend de la précision de l'approximation Padé de 1^{er} ordre. Pour obtenir une meilleure précision on peut construire les modèles LFT d'ordres plus élevés. Cependant les fonctions d'approximation Padé de 2^e et 3^e ordre contiennent elles mêmes des pôles qui varient en fonction de T . Ceci cause des fausses crêtes dans l'analyse μ qui rend difficile son interprétation. Pour cette raison, dans ce travail nous utilisons seulement le modèle du délai basé sur la perturbation complexe. Le modèle du délai basé su la perturbation réelle de 1^{er} ordre est utilisé à la section 4.7 pour la synthèse de la commande robuste.

4.5 Les résultats d'analyse

4.5.1 Réseau Kundur

On commence tout d'abord par l'analyse de robustesse de réseau Kundur, présenté à la section 3.5.1. Les plages de variation des paramètres sont :

- Puissance active à la barre 7, de 767 MW à 1267 MW.
- Puissance active à la barre 9, de 1167 MW à 1767 MW.
- Délai de communication, de 0 à 150 ms.

Selon les étapes présentées à la section 4.2.2, on peut établir un modèle LFT du réseau Kundur en boucle ouverte. Par la suite l'analyse de robustesse est faite avec le réseau en boucle ouverte, le réseau avec contrôleur continu et le contrôleur à phase fixe (figure 3.3).

Il est à noter qu'il est difficile de trouver une expression analytique du contrôleur à phase fixe de la figure 3.3. Pourtant, avec l'outil de μ -analysis and synthesis toolbox (Mathworks, 2001), il est possible de décrire ce contrôleur sous forme d'une matrice des gains et phases en fonction de la fréquence. Les résultats sont montrés à la figure 4.7.

L'analyse μ montre deux crêtes : Une crête près de 3,8 rad/s est associée au mode interzone. La deuxième crête près de 7 rad/s est associée à un mode local du générateur 3. Pour la plage de variation des paramètres ci-dessus, le système en boucle ouverte est instable, puisque la valeur maximal des v.s.s est supérieure à 1. Le contrôleur conventionnel, ainsi que le contrôleur à phase fixe peuvent stabiliser le mode interzone de 3.8 rad/s. Les deux contrôleurs n'ont aucun effet sur le mode local du générateur 3. D'ailleurs, le contrôleur conventionnel déstabilise un mode à 18 rad/s. Ce phénomène a été vérifié par simulation non linéaire à la section 3.5.1.

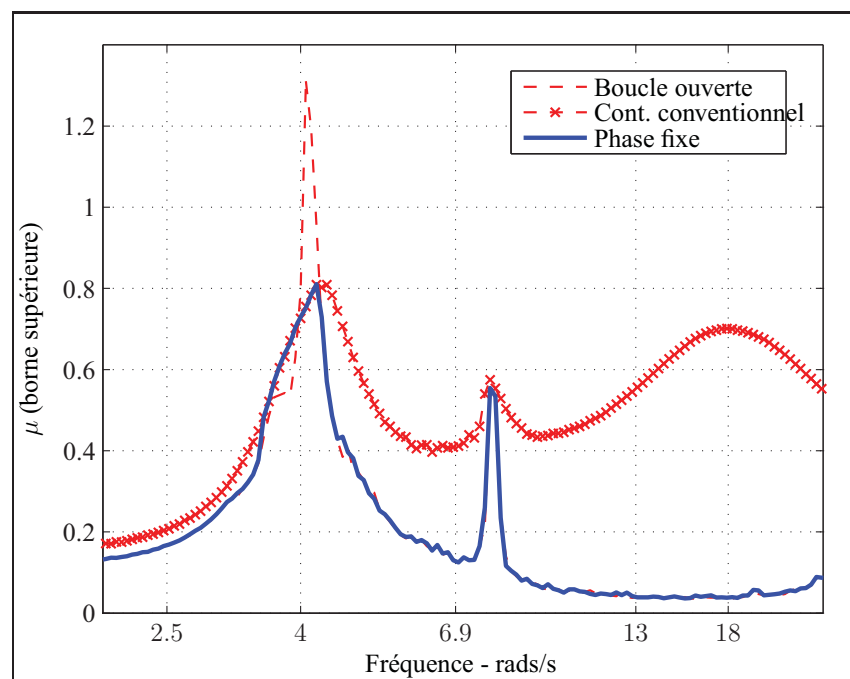


Figure 4.7 Analyse de robustesse du réseau Kundur.

4.5.2 Relation entre l'analyse μ et les méthodes conventionnelles

Dans la simulation du chapitre 3, on constate qu'il y a un lien entre le délai de communication et les interactions. L'approche de l'analyse μ dans ce chapitre confirme aussi ce phénomène. D'ailleurs dans ce travail, nous trouvons qu'il y a une cohérence entre l'analyse μ et les méthodes d'analyse conventionnelles, telles que la méthode du lieu des racines, la commandabilité et observabilité. Considérons deux autres boucles de commandes pour le réseau Kundur :

- SVC à la barre 8, qui utilise la mesure à distance P_{7-8} comme entrée. Le délai de communication est de 0-150ms.
- Le PSS au générateur 3. Pour ce contrôleur local il n'y a pas de délai de communication.

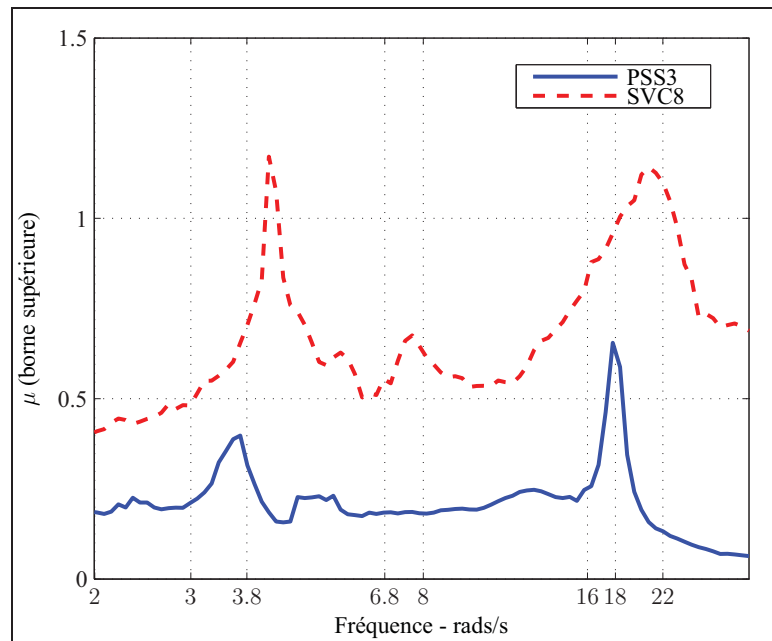


Figure 4.8 Analyse de robustesse du SVC à barre 8 et PSS au générateur 3.

Le résultat de l'analyse μ pour ces deux boucles est montré à la figure 4.8. On a les remarques suivantes :

- Le SVC (barre 8) n'est pas robuste, il ne peut pas assurer la stabilité du mode interzone. De

- plus ce contrôleur fait apparaître une crête à 20 rad/s.
- Le PSS au générateur 3 peut atténuer très efficacement le mode interzone. De plus, la crête à 6,9 rad/s, qui est associée au mode local du générateur 3 est aussi réduite. Cependant ce PSS fait apparaître une crête de à 18 rad/s.

Pour vérifier ces remarques, on fait l'analyse du lieu des racines de ces deux contrôleurs. Le lieu des racines du SVC 8, avec et sans délai, est montré à la figure 4.9.

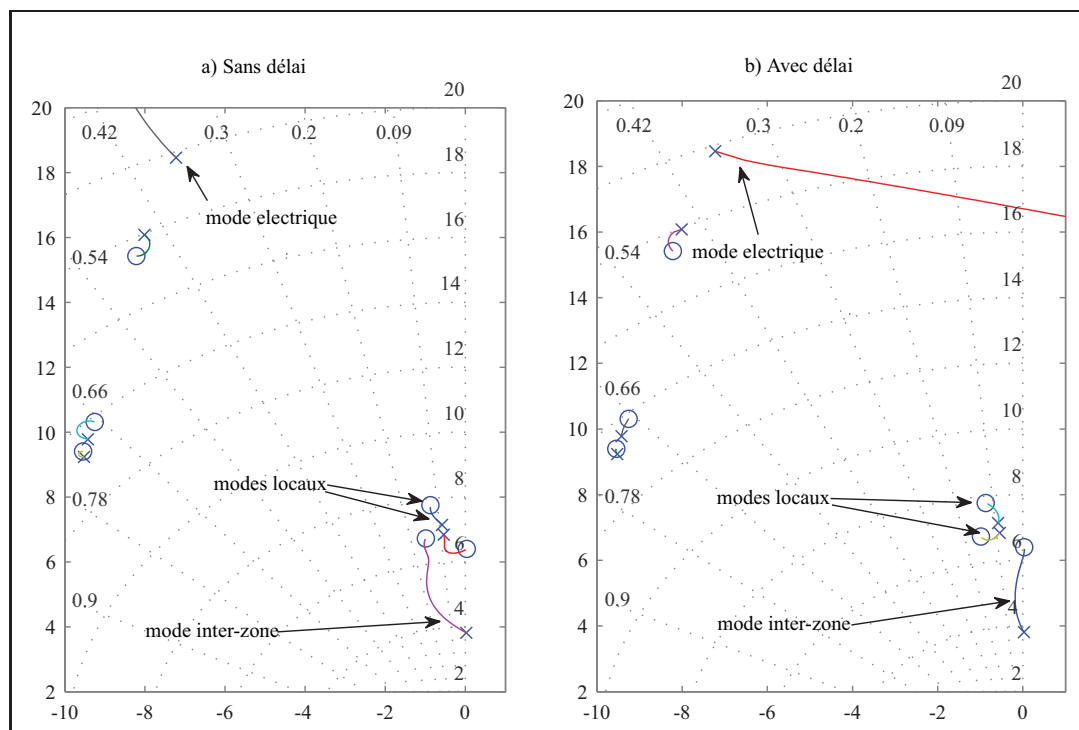


Figure 4.9 Lieu des racines du SVC à la barre 8.

En effet, le lieu de racine du SVC 8 explique pourquoi la barre 8 n'est pas un endroit idéal pour un contrôleur d'amortissement. Avec la boucle de commande choisie, il existe un zéro dans le demi plan droit (RHP). Ce zéro limite la performance d'amortissement du mode interzone. Le délai, approximé par une fonction Padé de 4^e ordre, introduit un autre zéro au RHP. Ce zéro déstabilise le mode électrique à 18 rad/s.

Le lieu de racine du PSS au générateur 3 est montré à la figure 4.10. On peut remarquer que le mode interzone, ainsi que le mode local à 6.9 rad/s sont bien stabilisés avec ce PSS. Cependant

si le gain du PSS3 est trop élevé, le mode 16 rad/s est déstabilisé.

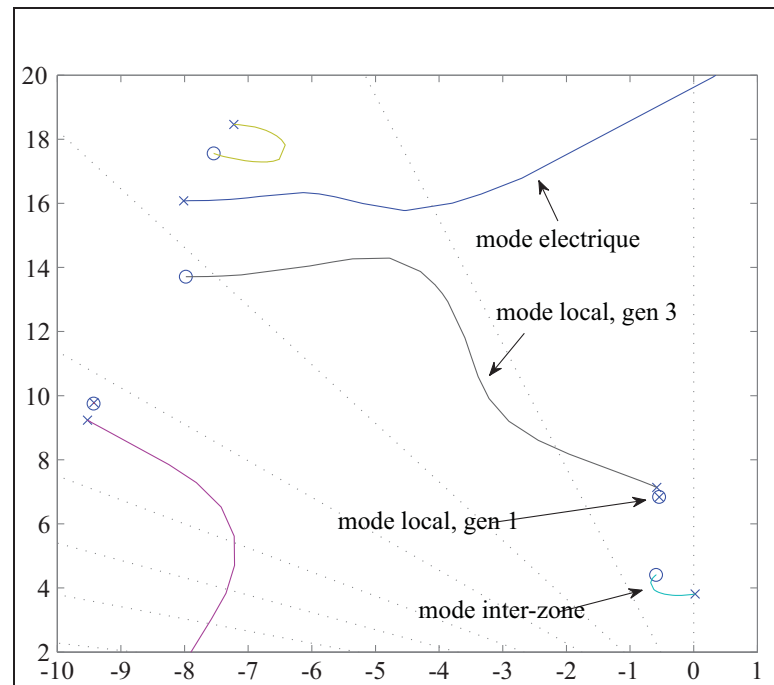


Figure 4.10 Lieu de racine, PSS au générateur 3.

En effet l'analyse μ peut détecter les problèmes d'interaction (les crêtes à hautes fréquences de la figure 4.8). Cependant dans ce cas avec deux modes de fréquences voisines, il faut se baser sur l'analyse du lieu des racines pour pouvoir tracer les modes associés à ces interactions.

Il est à noter que l'analyse μ et la technique du lieu de racine ne sont pas des tests tout à fait équivalents. Dans l'analyse μ , on varie le mode d'opération du réseau et le délai de communication, alors qu'avec la technique du lieu des racines, seul le gain du contrôleur est varié. Cependant ces exemples montrent une bonne cohérence entre ces deux approches.

4.5.3 Réseau New England

Nous passons par la suite à l'analyse de robustesse des contrôleurs du réseau New England. La description générale de ce réseau est présentée à la section 3.5.4. Dans cette étude de robustesse, la plage de variation des paramètres est montrée au tableau 4.3.

Tableau 4.3 Plage des variation des paramètres, réseau New England

Paramètre	Plage
P_9	40MW-1240MW
P_{33}	31MW-1303MW
P_{47}	40MW-1240MW
Délai	0-300ms

La μ -analyse de différentes boucles de commande est présentée à la figure 4.11. Conformément aux résultats de simulation de la section 3.5.4, (figure 3.17), on peut constater les problèmes d'interaction associés à ces contrôleurs. Le SVC à la barre 21 tend à déstabiliser le mode 3,9 rad/s, alors que le TCSC sur la ligne 1-47 tend à déstabiliser le mode 11.34 rad/s.

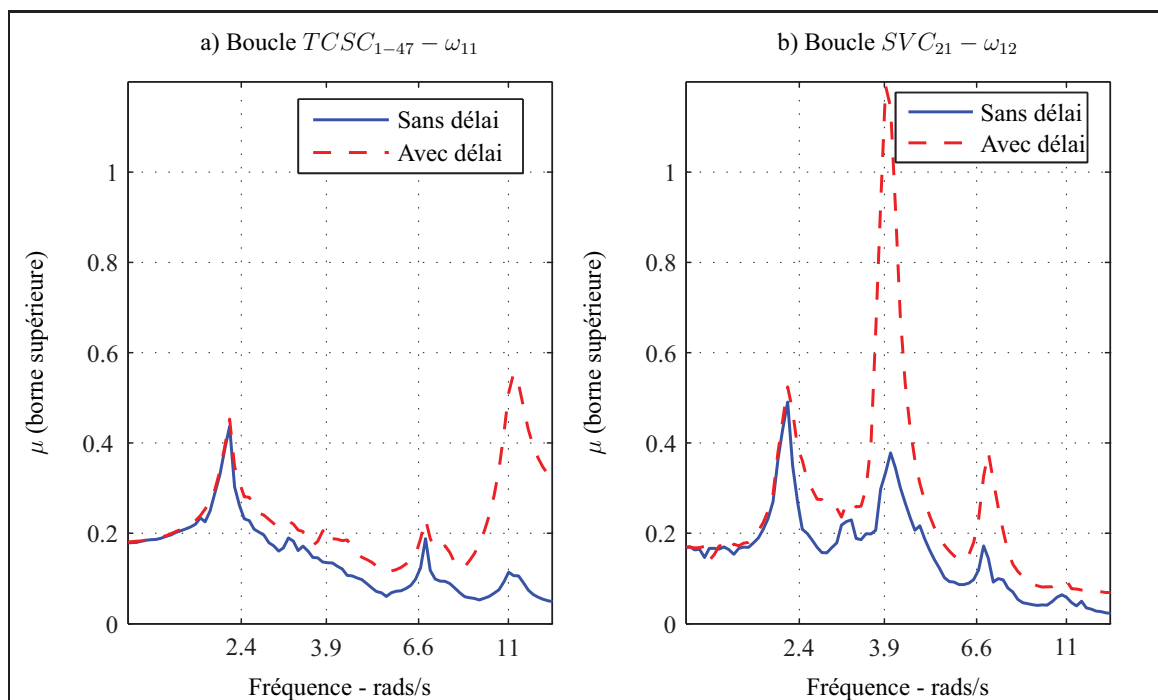


Figure 4.11 Analyse de robustesse du réseau New England.

4.6 Approche de réduction d'ordre

Comme on peut constater à la figure 4.5, la complexité de calcul des v.s.s dépend essentiellement de la dimension de M et Δ . Le travail de calcul requis serait considérablement réduit si on pouvait réduire la taille de ces structures. Pour les structures LFT, obtenues à partir des modèles non linéaires, la dimension de Δ est très grande. Tel est le cas du modèle LFT des contrôleurs d'avion, pour lesquels un immense effort est fait pour réduire la taille de Δ (Bates et al., 2003)(Hecker, 2008).

Comme il est discuté à la section 4.2.2, pour le cas d'analyse de la robustesse du réseau électrique, la taille de M et Δ dépend essentiellement de la taille de la matrice d'état A du système. Sans tenir compte des PSS et des régulateurs de vitesse, la taille de la matrice A est de 23×23 pour le réseau Kundur, et de 111×111 pour le réseau New England. Toutefois, on peut réduire le nombre des variables d'état considérées dans l'analyse de robustesse, ce qui permet de réduire considérablement le temps de calcul. En effet, dépendamment du choix des entrées et des sorties des contrôleurs d'amortissement, un grand nombre des variables d'état sont soit non observables, soit non commandables. Ces variables peuvent donc être supprimées.

4.6.1 Méthode de réduction d'ordre

La méthode de réduction d'ordre dans ce travail se base sur l'analyse des Gramiens de la commandabilité et de l'observabilité, une technique communément utilisée pour la réduction d'ordre des systèmes linéaires. Le modèle LFT du réseau, décrit par l'équation (4.7) est lui même un système linéaire :

$$G = \begin{bmatrix} A_{\Sigma} & B_{\Sigma} \\ C_{\Sigma} & D_{\Sigma} \end{bmatrix} \quad (4.18)$$

$$\text{où : } A_\Sigma = A_0; B_\Sigma = [B_0 \ E_1 \ ..E_m]; C_\Sigma = [C_0 \ G_1 \ ..G_m]^T, D = \begin{pmatrix} D_0 & F_1 & \dots & F_m \\ H_1 & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ H_m & 0 & \dots & 0 \end{pmatrix}.$$

L'approche de réduction d'ordre basée sur les Gramiens de la commandabilité et de l'observabilité consiste à trouver les matrices P et Q qui satisfont :

$$\begin{aligned} A_\Sigma P + P A_\Sigma^T + B_\Sigma B_\Sigma^T &\leq 0 \\ A_\Sigma^T Q + Q A_\Sigma + C_\Sigma^T C_\Sigma &\leq 0 \end{aligned} \quad (4.19)$$

Une réalisation équilibrée du système (4.18) satisfait $P = Q = \text{diag}(\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n)$, et $\sigma_1 > \sigma_2 > \dots > \sigma_n$. Supposons qu'on peut trouver une réalisation équilibrée du G, dénoté par :

$$G_b = \begin{bmatrix} \hat{A}_\Sigma & \hat{B}_\Sigma \\ \hat{C}_\Sigma & \hat{D}_\Sigma \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

G_b peut être décomposé selon la forme de l'équation (4.7) comme suit :

$$G_b = \begin{bmatrix} \hat{A}_{11} & \hat{A}_{12} & \hat{B}_{01} & \hat{E}_{1,11} & \hat{E}_{1,12} & \dots & \hat{E}_{m,11} & \hat{E}_{m,12} \\ \hat{A}_{21} & \hat{A}_{22} & \hat{B}_{02} & \hat{E}_{1,21} & \hat{E}_{1,22} & \dots & \hat{E}_{m,21} & \hat{E}_{m,22} \\ \hat{C}_{01} & \hat{C}_{02} & \hat{D}_0 & \hat{F}_{1,1} & \hat{F}_{1,2} & \dots & \hat{F}_{m1} & \hat{F}_{m,2} \\ \hat{G}_{1,11} & \hat{G}_{1,12} & \hat{H}_1 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \hat{G}_{1,21} & \hat{G}_{1,22} & \hat{H}_1 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ \hat{G}_{m,11} & \hat{G}_{m,12} & \hat{H}_m & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ \hat{G}_{m,21} & \hat{G}_{m,22} & \hat{H}_m & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

dont \hat{A}_{11} est une matrice de taille $r \times r$ qui contient les r variables d'état les plus importantes.

En négligeant les variables d'état x_{r+1}, \dots, x_m , et les éléments de \hat{E} , \hat{F} , \hat{G} , \hat{H} qui y sont associées, on obtient la LFT à ordre réduit comme suit :

$$G_b^r = \begin{bmatrix} \hat{A}_{11} & \hat{B}_{01} & \hat{E}_{1,11} & \dots & \hat{E}_{m,11} \\ \hat{C}_{01} & \hat{D}_0 & \hat{F}_{1,1} & \dots & \hat{F}_{m,1} \\ \hat{G}_{1,11} & \hat{H}_1 & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \hat{G}_{m,11} & \hat{H}_m & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} \quad (4.22)$$

Les références (Wang et al., 1991)(Beck et Pascale, 1997) montrent l'expression de l'erreur de cette approche de réduction d'ordre, lorsque P et Q satisfont des strictes inégalités de l'équation (4.19). Dans le cas général, l'expression de la borne de l'erreur devient beaucoup plus compliquée (Wang et al., 1991). Dans ce travail, l'erreur de la méthode de réduction d'ordre est évaluée, en comparant simplement des résultats de l'analyse μ , obtenus avec le système original et ceux obtenus avec le système réduit.

4.6.2 Les résultats d'analyse

Nous allons voir tout d'abord les résultats de l'analyse μ pour le réseau Kundur, avec le PSS au générateur 1, et avec le contrôleur continu du SVC à la barre 9, utilisé dans la section 3.5. Les v.s.s des systèmes en boucle fermée sont montrées à la figure 4.12 et 4.13, respectivement.

Comme on peut constater à travers les analyses de robustesse du réseau Kundur, il existe une crête associée au mode local du générateur 3 (vers 8 rad/s) dans toutes les analyses μ jusqu'à présent. Ce mode est ni observable ni commandable à partir du générateur 1. Donc, pour la réduction d'ordre du LFT basé sur la boucle ouverte du PSS1, la crête correspondante à ce mode disparaît lorsque l'ordre du système est réduit jusqu'à 10 et moins. Par contre, pour le SVC 9 qui a une certaine commandabilité à ce mode, ce mode est mieux retenu lorsqu'on réduit l'ordre du système.

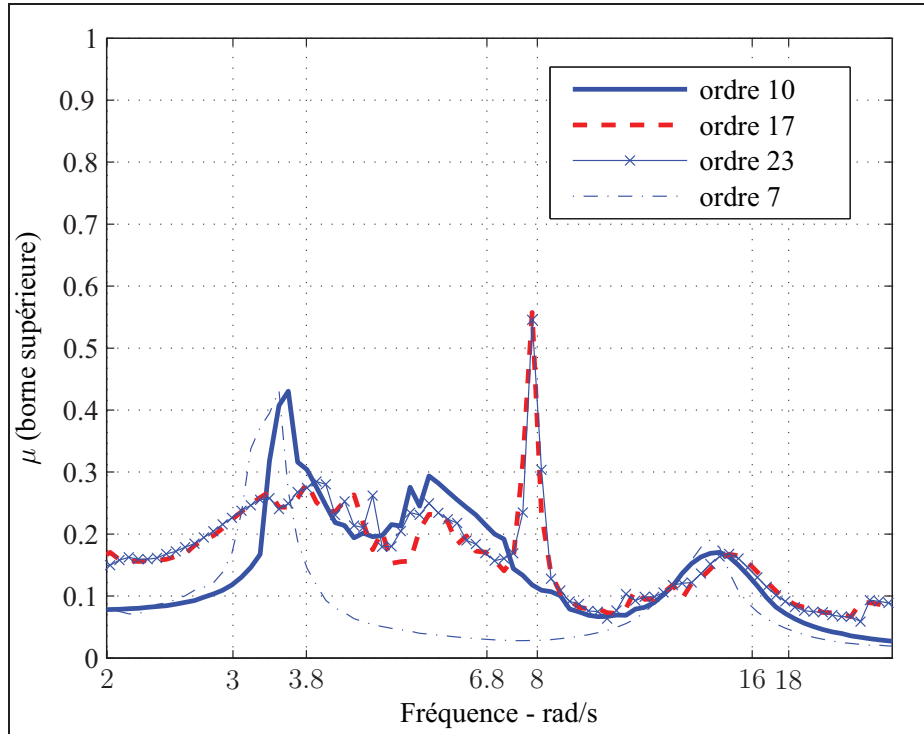


Figure 4.12 Réduction d'ordre du réseau Kundur, boucle du PSS 1.

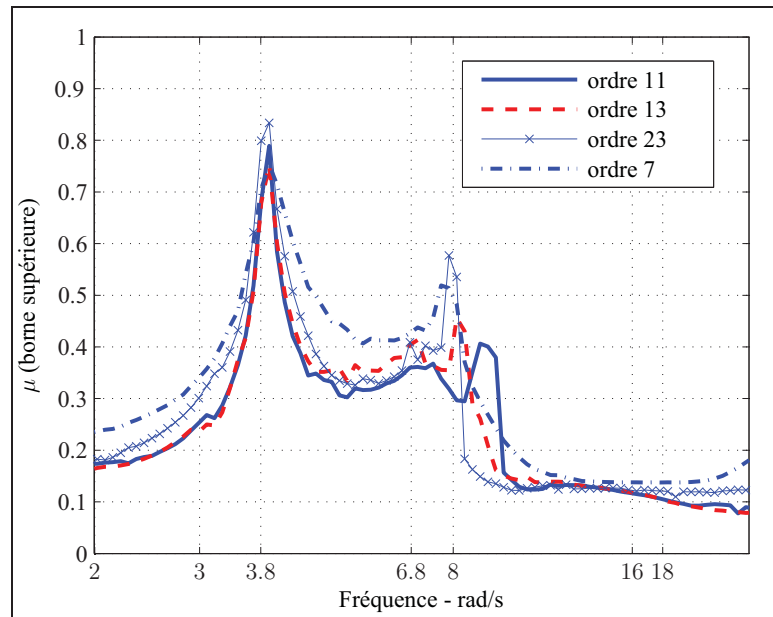


Figure 4.13 Réduction d'ordre du réseau Kundur, boucle du SVC 9.

Par la suite, nous verrons l'analyse μ du réseau New England (figure 4.14), avec le SVC à barre 21, utilisant ω_{11} comme entrée. Pour ce réseau il est impossible de calculer les v.s.s du système original (ordre 111). La figure 4.14 compare les μ valeurs pour différents système réduit. Lorsque l'ordre du système réduit dépasse 25, les résultats obtenus sont très proches.

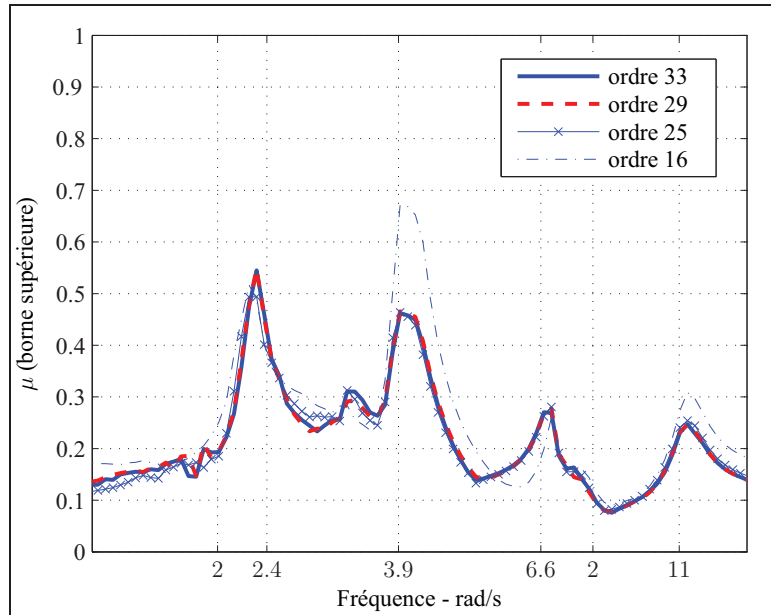


Figure 4.14 Réduction d'ordre du réseau New England, boucle $SVC_{21} - \omega_{11}$.

Dans (Nguyen-Duc et al., 2009), nous avons proposé une autre approche pour la réduction d'ordre de la LFT, avec laquelle les résultats obtenus sont très similaires à ceux présentés dans ce chapitre. D'ailleurs l'approche proposée dans (Nguyen-Duc et al., 2009) n'est applicable que pour les boucles de commande monovariables, alors que l'approche de réduction d'ordre dans ce chapitre est aussi applicable pour les boucles de commande multivariables.

4.7 Synthèse de commande robuste en tenant compte du délai de communication

Le choix de la location du dispositif FACTS et le signal d'entrée de commande est fait pour que la boucle de commande atteigne une meilleure performance d'amortissement. Il est à noter cependant que la commande d'amortissement n'est qu'une fonction auxiliaire du FACTS. Le

but principal d'un dispositifs FACTS est souvent d'améliorer le profil de tension dans le réseau, ou d'améliorer le contrôle d'écoulement de puissance. Il est donc désiré qu'on puisse améliorer l'amortissement et le profil de tension à partir d'une même location.

Revenons au cas du réseau Kundur avec le SVC à la barre 8. Considérant le but d'améliorer le profil de tension, la barre 8 serait l'endroit idéal pour un SVC puisqu'elle est au milieu de la ligne d'interconnection. Pourtant il est difficile d'obtenir une bonne performance d'amortissement à partir de cette barre, selon les analyses de la section 4.5.2 (figure 4.8 et 4.9). Dans cette section nous essayons, par une technique de synthèse de commande robuste, de contourner ce problème.

4.7.1 Une analyse qualitative

Le modèle d'analyse de la figure 4.5 nous permet d'évaluer la robustesse avec plus de précision. Cependant pour la synthèse de la commande, ce modèle d'analyse n'est pas tout à fait convenable, puisque la dimension de M et Δ est souvent large. Nous utilisons dans cette section un modèle simple et standard de la synthèse de commande robuste (figure 4.15).

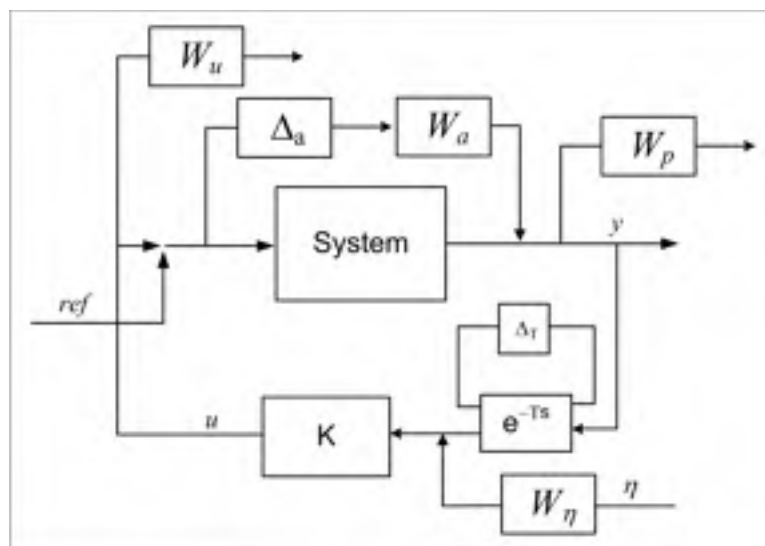


Figure 4.15 Schéma de la synthèse de commande robuste.

Dans le schéma de synthèse de la figure 4.15, l'incertitude due au changement du mode d'opération est représentée par une perturbation additive Δ_a , avec une fonction de pondération W_a . L'incertitude due au délai de communication est représentée par le modèle de la figure 4.6. Une perturbation additionnelle, qui représente le bruit de mesure est dénotée par η . W_u , W_p , et W_η sont respectivement les fonctions de pondération pour l'entrée de commande, la sortie (performance) et le bruit de mesure.

En se basant sur les analyses (figure 4.8 et 4.9), on peut faire les remarques suivantes :

- L'amortissement du mode interzone (3.81 rad/s) est affecté par le changement du mode d'opération, ainsi que par le délai. Comme on peut constater à la figure 4.15, l'amélioration de l'amortissement du mode interzone, face à ces deux sources de perturbation, peut être interprétée comme un problème d'atténuation de bruit de mesure, et de rejet de perturbation à *une même fréquence*. Dans la théorie de commande robuste, ce sont deux critères contradictoires (Alazard et al., 1999). Donc, on doit accepter un certain compromis, i.e une certaine dégradation de l'amortissement, à cause du délai de communication et du changement du mode d'opération.
- Le délai de communication cause un effet de déphasage. Pour cette raison, la phase du contrôleur à la fréquence du mode interzone doit être supérieure à la phase déterminée par (2.29), pour compenser l'effet du délai. Cependant cette augmentation de phase ne peut être trop large, puisque la performance dans le cas sans délai sera compromise.
- L'interaction avec le mode électrique à 18 rad/s (Voir l'analyse à la page 64) peut être évitée si le gain du contrôleur est réduit à hautes fréquences.

4.7.2 Résultat de la synthèse μ et simulation

L'outil μ *Analysis and Synthesis Toolbox* (Mathworks, 2001) est utilisé pour concevoir un contrôleur μ pour le SVC à la barre 8. Les fonctions de pondération sont comme suit :

$$W_a = 0,2 \frac{s+3}{3s+1} \quad (4.23)$$

$$W_u = 0,06 \frac{s+4}{9s+1} \quad (4.24)$$

$$W_\eta = 0,03 \frac{10s+1}{s+10} \quad (4.25)$$

$$W_p = 3 \frac{s^2 + 0,1s + 0,1}{s^2 + 0,2s + 14,3} \frac{s+0,1}{s+1} \quad (4.26)$$

La pondération W_p est choisie pour que les signaux à hautes fréquence soient réduits. L'amplitude de W_p est ajustée en modifiant le premier terme de (4.26), de sorte que le contrôleur ait un gain raisonnable au mode interzone, sans qu'il y ait une annulation pole-zéro.

Après 4 étapes d'itérations, on obtient un contrôleur de 74^e ordre. Ce contrôleur peut être réduit à un contrôleur de 4^e ordre (figure 4.16). La fonction de transfert du contrôleur μ réduit est comme suit :

$$G_\mu(s) = 0.08 \times \frac{10s}{10s+1} \times \frac{0.00354s^4 + 0.5027s^3 - 47.62s^2 - 110.1s - 53.9}{s^4 + 7.004s^3 + 28.47s^2 + 67.86s + 74.19} \quad (4.27)$$

La figure 4.17 compare la robustesse de ce contrôleur avec celle du contrôleur conventionnel du SVC 8 (section 4.5.2). Le délai varie entre 0 et 150ms. On peut remarquer que le contrôleur μ peut marginalement stabiliser le mode interzone 3,81 rad/s, alors que le contrôleur conventionnel ne peut pas stabiliser ce mode. D'ailleurs le contrôleur μ n'a pas d'interaction avec le mode 18 rad/s.

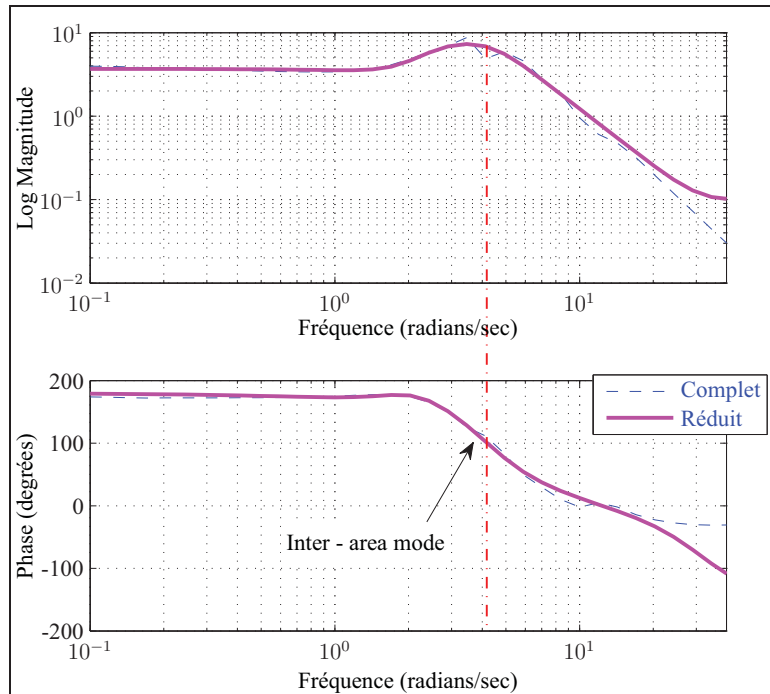


Figure 4.16 Réponse fréquentielle du μ -contrôleur.

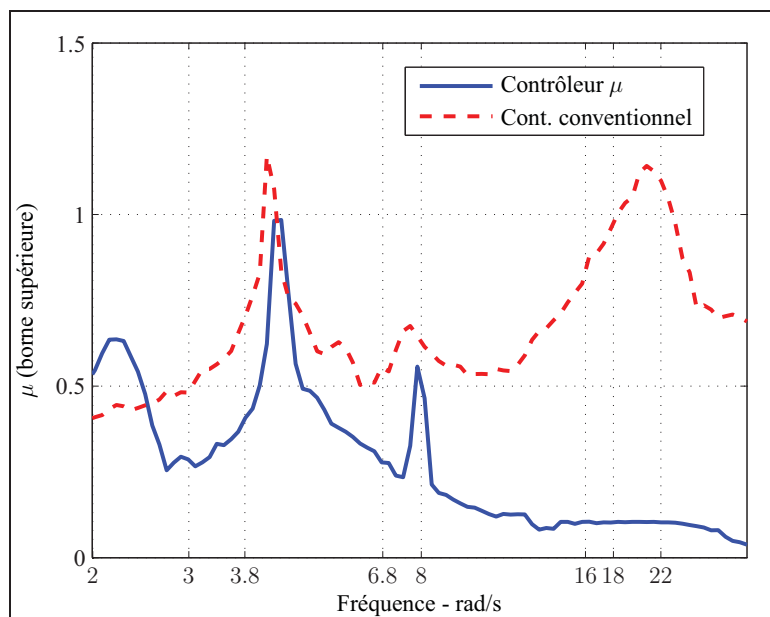


Figure 4.17 Analyse de robustesse du SVC à barre 8.

Les simulations non linéaires sont aussi faites pour comparer les deux contrôleurs. On considère deux modes d'opérations, dont les réponses du réseau sont montrée aux figures 4.18 et

4.19. La puissance nominale du SVC est de ± 100 MW. Dans le premier mode d'opération, le transit de puissance active sur la ligne d'interconnexion est de 370MW. Le réseau est stable avec les deux contrôleurs, mais la performance du contrôleur μ est clairement meilleure. De plus, lorsqu'on ajoute un délai de 200ms, le contrôleur conventionnel fait apparaître le mode 18 rad/s (figure 4.18b).

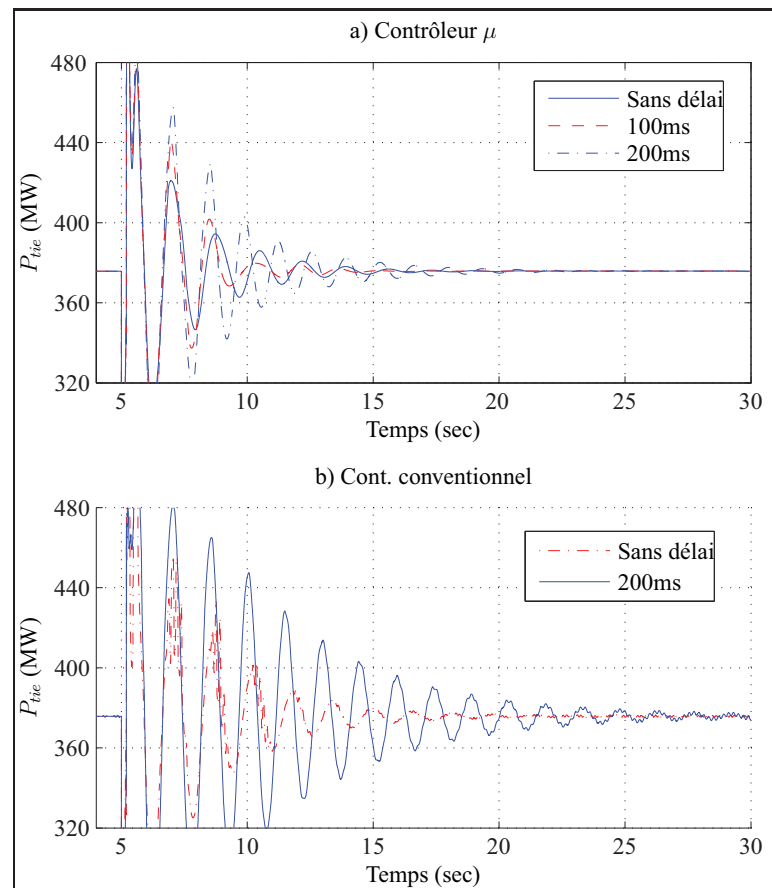


Figure 4.18 Réponse du réseau Kundur, mode I.

Dans le deuxième mode d'opération où le transit de puissance est de 440MW, la performance des deux contrôleurs est nettement réduite. Cependant le contrôleur μ peut toujours assurer la stabilité, alors qu'avec le contrôleur conventionnel, le système devient instable (marginale-ment).

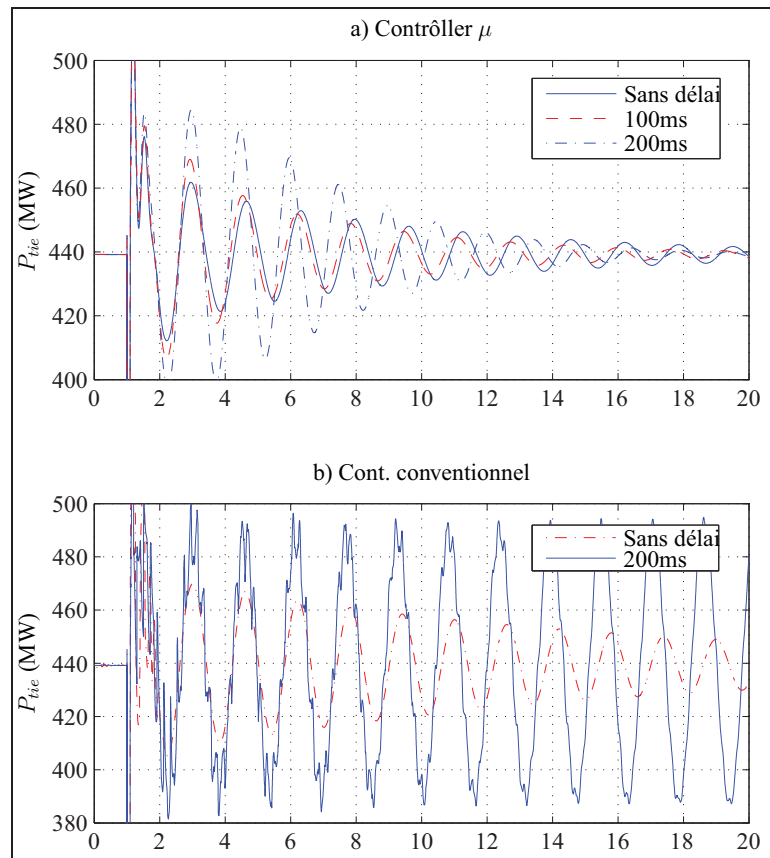


Figure 4.19 Réponse du réseau Kundur, mode mode II.

4.8 Sommaire

Une méthode d'analyse de robustesse du réseau électrique, basée sur la théorie des valeurs singulières structurées est présentée dans ce chapitre. La méthode proposée nous permet de tenir compte des changements du mode d'opération et du délai de communication. Ces changements sont interprétés comme des perturbations réelles et complexes. Une propriété importante de l'analyse basée sur la théorie des valeurs singulières structurées est que les v.s.s représentent un indice quantitatif de la robustesse. La méthode proposée peut donc être utilisée pour évaluer la robustesse des contrôleurs d'amortissement. À travers les analyses, on peut constater une forte cohérence entre les résultats de cette méthode avec les techniques d'analyse conventionnelles, comme la commandabilité/observabilité, ou la technique du lieu des racines.

On a observé au chapitre 3 un lien entre le délai de communication et les interactions dans le réseau. L'approche d'analyse proposée dans ce chapitre nous permet d'expliquer ce phénomène. Dans le cas du réseau Kundur, l'ajout du délai déstabilise un mode électrique, alors que pour le cas du réseau New England, le délai de communication peut détériorer d'autres modes électromécaniques.

L'approche d'analyse proposée dans ce chapitre peut être utilisée comme un outil de sélection de boucle de commande, en se basant sur l'analyse de robustesse des contrôleurs conçus pour différentes boucles. Cependant la tâche de calcul pourrait être très importante, si on veut considérer un grand nombre des entrées et des sorties. On verra dans le prochain chapitre une solution alternative.

CHAPITRE 5

SÉLECTION DE BOUCLE DE COMMANDE OPTIMALE

5.1 Introduction

La disponibilité des mesures à distance offre une grande flexibilité dans le choix des signaux pour l'entrée de commande d'amortissement. Afin d'atténuer les modes interzone, les signaux à distance sont souvent plus efficaces, puisqu'ils ont une plus grande mesure d'observabilité des oscillations interzone (Kamwa et al., 2005). De plus, avec une mesure à distance, il y a moins de problème relié au zéros de transfert (Mhaskar et Kulkarni, 2006).

À travers plusieurs études de conception des système de commande globale, la structure hiérarchique est souvent adoptée. Dans cette structure de commande, une boucle de commande utilisant des mesures à distance est utilisée en parallèle avec une boucle de commande locale (Kamwa et al., 2001; Okou et al., 2005). Une telle approche nous permet d'améliorer l'amortissement des modes interzone, en assurant la stabilité du réseau (surtout en ce qui concerne les modes locaux) lors d'une défaillance du système de communication.

La grande disponibilité des mesures nous amène à un autre problème concernant le choix de l'entrée de commande permettant d'obtenir une meilleure performance. Les critères de performance sont : l'amortissement du mode critique, la robustesse aux changements du mode d'opération et du délai de communication, l'absence des interactions avec d'autres dynamiques du réseau. Bien que les difficultés reliées à la robustesse puissent être contournées, d'une certaine manière, par des techniques de synthèse de commande robuste, un bon choix de la paire entrée/sortie peut faciliter largement cette tâche.

Un problème qu'on observe dans les chapitres 3 et 4 est les interactions entre la boucle de commande globale avec d'autres modes non critiques du réseau. Notons que le but d'une boucle de commande globale est d'améliorer les modes interzone, il est désiré que cette boucle ait peu

d'effet sur les autres modes. De plus l'absence d'interaction avec les modes non critiques rend facile la synthèse de commande, car il y aura moins de contraintes à considérer.

Parmi les travaux traitant le problème de sélection des boucles de commande (Farsangi et al., 2004, 2007; Heniche et Kamwa, 2002; Ray et al., 2008), peu abordent le problème d'interaction. Comme il est discuté plus haut, une propriété très recherchée d'une boucle globale est l'absence des interactions avec les modes non critiques. Pour trouver une boucle de commande ayant peu d'interactions, on peut donc analyser la mesure de commandabilité des boucles pour les modes critiques et non critiques, puisque la mesure de commandabilité (équation (2.20)) reflète bien l'influence de la boucle de commande à un mode. Pourtant, cette tâche devient assez compliquée avec les grands systèmes où il y a un très grand nombre de modes. On verra dans ce chapitre une approche plus élégante, qui amène à un indice quantitatif de l'interaction.

5.2 Les critères de sélection des boucles de commande globale

5.2.1 Mesure conjointe de commandabilité/observabilité

Pour cette étude nous utilisons la mesure conjointe de commandabilité/observabilité pour évaluer l'efficacité des boucles de commande. Comme il est mentionné à la section 2.2.2, la mesure conjointe de commandabilité/observabilité ne dépend pas de l'unité des variables, et peut être utilisée pour comparer les signaux de différents types. Pour la commodité de lecture, nous répétons ci-dessous les notions présentées à la section 2.2.2. Soit un système linéaire décrit par :

$$\begin{aligned} \dot{x} &= Ax + Bu \\ y &= Cx \end{aligned} \tag{5.1}$$

Les valeurs propres de la matrice A sont λ_i , $i = 1, \dots, n$. Ces valeurs propres sont associées avec les vecteurs propres gauches et droits : $E = [e_1 \ e_2 \ \dots \ e_n]$ et $F = [f_1 \ f_2 \ \dots \ f_n]$. Les mesures de

commandabilité (m_{ci}) et d'observabilité (m_{oi}) du mode i sont :

$$\begin{aligned} m_{ci} &= \cos(\theta(f_i, B)) = \frac{|B^T \cdot f_i|}{\|f_i\| \cdot \|B\|} \\ m_{oi} &= \cos(\theta(C, e_i)) = \frac{|e_i \cdot C|}{\|e_i\| \cdot \|C\|} \end{aligned} \quad (5.2)$$

La mesure conjointe de commandabilité/observabilité est définie par :

$$m_{coi} = m_{ci} \cdot m_{oi} \quad (5.3)$$

D'ailleurs le système (5.1) peut être représenté par :

$$\frac{y(s)}{u(s)} = C(sI - A)^{-1}B = \sum_{i=1}^n \frac{R_i}{s - \lambda_i} \quad (5.4)$$

où R_i est le résidu associé au mode λ_i :

$$R_i = C e_i f_i^H B \quad (5.5)$$

En se basant sur le résidu, l'avance de phase requise pour le mode λ_i est :

$$\Phi_i = 180^\circ - \angle R_i \quad (5.6)$$

5.2.2 Valeur Singulière Hankel

Les valeurs singulières Hankel (HSV) jouent un rôle important dans les méthodes de réduction d'ordre, comme on a vu dans le chapitre 4. Une notion associée aux HSV est la réalisation équilibrée, dans laquelle chaque variable d'état est "autant commandable qu'elle est observable" (Skogestad et Postlethwaite, 1996). Dans une réalisation équilibrée, les solutions des équations :

$$\begin{aligned} AP + PA^T + BB^T &= 0 \\ A^TQ + QA + C^TC &= 0 \end{aligned} \tag{5.7}$$

satisfont $P = Q = \text{diag}(\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n)$, et $\sigma_1 > \sigma_2 > \dots > \sigma_n$.

Notons la différence entre (5.7) et (4.19) (page 70). P et Q de (5.7) sont des matrices de commandabilité et observabilité Gramiennes, qui peuvent être calculées par la commande *lyap*, ou *balreal* et *gram* de MATLAB. Dans le cas général de (4.19), le calcul de P et Q est plus compliqué. Les σ_i sont des HSV de (5.1), qui nous permettent de déterminer l'importance de chaque variable d'état à la relation entrée/sortie (Pal et Chaudhuri, 2005).

Une boucle de commande avec des larges HSV peut influencer un grand nombre des variables d'état. Dans le cas général, une telle boucle est préférée dans la conception d'un système de commande (Farsangi et al., 2004; Skogestad et Postlethwaite, 1996). Cependant pour choisir les boucles de commande globale, le contraire est recherché, pour des raisons discutées à la section 5.1.

5.2.3 La matrice des gains relatifs RGA

La RGA (*Relative Gain Array*) est une mesure intéressante dans l'analyse du système de commande. La valeur des éléments de RGA peut donner plusieurs informations (Skogestad et Postlethwaite, 1996). Une étude exhaustive des implications de la RGA dans l'analyse de la stabilité du réseau est présentée dans (Milanovic et Duque, 2004).

Soit un modèle en boucle ouverte du réseau électrique, ayant m entrées et n sorties, tel que :

$$y(s) = G(s).u(s) \tag{5.8}$$

où $G(s)(n \times m)$ est une matrice complexe de transfert. Supposons qu'on veut contrôler la sortie y_i à partir de l'entrée u_j . Le gain relatif de cette paire entrée/sortie est défini comme le

rapport entre le gain du système non contrôlé (toutes les autres boucles sont ouvertes) et le gain du système contrôlé (toutes les autres boucles sont fermées) :

$$\lambda_{ij} = \frac{\left(\frac{\Delta y_i}{\Delta u_j} \right)_{\Delta u_k=0, \forall k \neq j}}{\left(\frac{\Delta y_i}{\Delta u_j} \right)_{\Delta y_k=0, \forall k \neq j}} = g_{ij}(s) \cdot g_{ij}^{-1}(s) \quad (5.9)$$

La RGA est la matrice de tous les gains relatifs :

$$\Lambda = [\lambda_{ij}] = G(s) \times (G(s)^{-1})^T \quad (5.10)$$

où \times est une multiplication élément par élément. La RGA est déterminée en fonction de la fréquence qui reflète les interactions entre des boucles de commande (Skogestad et Postlethwaite, 1996). Si un élément de la RGA est proche de 1, la paire associée à cet élément aura une interaction réduite avec les autres boucles. Une recherche exhaustive de la mesure RGA aux études de la stabilité angulaire du réseau est rapportée dans (Milanovic et Duque, 2004). Les deux remarques importantes de cette référence sont : *i)* Une crête dans les RGA signifie un mode mal amorti ; *ii)* Si une boucle a la plus grande valeur RGA à une fréquence, elle aura également le plus grand résidu du mode correspondant.

La RGA n'est cependant pas directement applicable pour déterminer l'interaction entre les boucles de commande : Il faut définir un ensemble des entrées/sorties avant que la RGA soit déterminée. Il n'est pas clair quelles sont les boucles à inclure dans l'analyse, surtout quand il y a un grand nombre des boucles de commande dans un vrai réseau. L'inclusion de toutes les boucles amènerait à un temps de calcul considérable.

Heniche et Kamwa (2002) propose un critère qui permet d'évaluer l'interaction d'une boucle à toutes les autres boucles. Dans ce sens, le critère proposé par Heniche et Kamwa (2002) est similaire à la RGA. En bref, la RGA est une mesure d'interaction entre les boucles. Comme il est discuté au début de ce chapitre, on veut chercher une mesure d'interaction entre une boucle et tous les modes du système.

5.3 Méthode proposée pour la sélection des boucles de commande globale

L'objectif de ce chapitre est d'établir un ensemble de critères de sélection de boucle de commande pour améliorer la stabilité des modes critiques. D'ailleurs nous voulons minimiser l'effet de cette boucle de commande globale sur tous les autres modes. Pour cet objectif, la mesure conjointe de commandabilité/observabilité est un critère essentiel. De plus, nous utilisons d'autres mesures qui sont présentées par la suite.

5.3.1 Indice d'interaction modale

Comme il est discuté à la section 5.2.3, les indices d'interaction dans la littérature mesurent l'interaction entre les boucles. Dans ce travail, nous proposons un indice d'interaction entre une boucle et tous les modes. Cet indice mesure la contribution relative du mode critique à la relation d'entrée/sortie d'une boucle, par rapport à la contribution totale de tous les modes à la même boucle. L'indice d'interaction proposée est calculé à travers les étapes suivantes :

- Pour une boucle candidate, les matrices d'état A , B , C , D du système en boucle ouverte sont déterminées. Une réalisation équilibrée de ce système est calculée, et dénotée par les matrices A_b , B_b , C_b , D_b . Les HSV de ce système équilibré $\{\sigma_i : i = 1, \dots, N\}$ sont aussi déterminées.
- Supposons que la boucle de commande globale est conçue pour stabiliser le mode λ_k . La contribution du mode λ_k à la boucle peut être déterminée par l'ensemble des taux de participation des états à ce mode (Kundur, 1994). Soit $p_i(\lambda_k)$ le taux de participation de l'état i (dans la réalisation équilibrée) au mode λ_k . Rappelons que la contribution de chaque état i à la relation entrée/sortie est pondérée par la valeur HSV correspondante, σ_i . Donc, la contribution totale du mode λ_k à la relation entrée/sortie de la boucle candidate peut être évaluée par :

$$C_k = \sum_{i=1}^N \sigma_i^2 \cdot p_i(\lambda_k) \quad (5.11)$$

- La mesure de l'interaction modale du mode λ_k avec la boucle est définie par le rapport entre sa contribution individuelle et la somme des contributions de tous les modes :

$$I_k = \frac{C_k}{\sum_{\lambda_j \in \Lambda} C_j} = \frac{\sum_{i=1}^N \sigma_i^2 \cdot p_i(\lambda_k)}{\sum_{\lambda_j \in \Lambda} \sum_{i=1}^N \sigma_i^2 \cdot p_i(\lambda_j)} \quad (5.12)$$

où Λ est l'ensemble de tous les modes du système.

En se basant sur (5.12), on peut remarquer que I_k détermine comment les modes non critiques sont affectés si on veut contrôler le mode λ_k en utilisant la boucle candidate. La mesure (5.12) est donc une mesure d'interaction entre boucle et mode, alors que la RGA est une mesure d'interaction entre boucle et boucle. Il est à noter que la mesure (5.12) ne dépend pas de l'unité des variables, et donc peut être utilisée pour comparer les signaux de différents types.

Une boucle de commande dont I_k est 1 est idéale, puisqu'elle aura aucune interaction avec les autres modes. Dans ce travail, nous constatons qu'il est possible et parfois nécessaire de négliger certains modes dans l'ensemble Λ , par exemple :

- Mode pour lequel la boucle a une très faible commandabilité/observabilité. L'exclusion de ce mode n'affecte pas le résultat.
- Mode de très haute, ou très basse fréquence. Bien que la boucle considérée puisse avoir une certaine commandabilité à ce mode, son effet peut être radicalement réduit avec un filtre approprié. Par exemple, le filtre passe-haut (*wash-out filter*) est souvent employé dans les contrôleurs d'amortissement pour éviter l'action du contrôleur face aux changements en régime permanent.

Considérant l'exclusion de certains modes, la formule (5.12) est modifiée comme suit :

$$I_k^m = \frac{\sum_{i=1}^N \sigma_i^2 \cdot p_i(\lambda_k)}{\sum_{\lambda_k \in \Lambda_r} \sum_{i=1}^N \sigma_i^2 \cdot p_i(\lambda_k)} \quad (5.13)$$

où $\Lambda_r \in \Lambda$ est l'ensemble des modes retenus dans l'analyse.

5.3.2 Indice de conflit de phase

Pour chaque mode d'oscillation, il y a une valeur de compensation de phase requise pour obtenir un pur effet d'amortissement. Si une boucle de commande a une grande commandabilité à deux modes, on peut améliorer l'amortissement de deux modes en même temps. Pour exprimer ce critère, on introduit l'indice de conflit de phase qui est déterminée par les étapes suivantes :

- Supposons qu'on utilise une structure avance/retard de phase pour le contrôleur. La fonction de transfert du contrôleur est :

$$K = \frac{T_w s}{T_w s + 1} \left(\frac{T_1 s + 1}{T_2 s + 1} \right)^m \quad (5.14)$$

où T_w est la constante du filtre passe-haut, T_1 , T_2 sont les constantes de temps du contrôleur, m est le nombre de blocs d'avance/retard de phase. Afin d'obtenir un pur effet d'amortissement du mode ω_k , dont l'avance de phase requise est Φ_k , les constantes de temps T_1 , T_2 peuvent être déterminées par (About-Ela et al., 1996) :

$$\alpha = \frac{1 - \sin\left(\frac{\Phi_k}{m}\right)}{1 + \sin\left(\frac{\Phi_k}{m}\right)}$$

$$T_1 = \frac{1}{\omega_k \sqrt{\alpha}} \quad (5.15)$$

$$T_2 = \alpha T_1$$

- Supposons qu'il existe un autre mode électromécanique à fréquence ω_j dont l'avance de phase requise est Φ_j . L'écart entre l'avance de phase requise et sa valeur actuelle pour le mode ω_j , dénotée par φ_j^k , est déterminé par :

$$\varphi_j^k = m \cdot (\arctan(T_1 \omega_j) - \arctan(T_2 \omega_j)) - \Phi_j. \quad (5.16)$$

Notons qu'on ne tient pas compte de l'effet du filtre passe-haut, ce qui est quand même faible, dans l'équation (5.16). Le conflit de phase peut être surmonté en utilisant une structure de commande d'ordre plus élevé. Cependant une boucle de commande ayant un faible indice de

conflit de phase nous permettrait de concevoir un contrôleur robuste et d'ordre réduit (Ray et al., 2008).

5.4 Les résultats d'analyse

5.4.1 Réseau Kundur

Nous commençons par l'analyse du choix d'un signal d'entrée pour le PSS au générateur 1, réseau Kundur. La sortie de commande est V_{ref1} . L'entrée de commande est choisie parmi $\omega_3 - \omega_1$, ω_1 , ω_2 , ω_3 , ω_4 et P_{7-8} . La figure 5.1a montre les mesures conjointes des boucles de commande associées à ces signaux. La figure 5.1b montre les indices d'interaction modale, calculées selon (5.12). La figure 5.1c montre les mesures de conflit de phase, calculées selon (5.16).

D'une façon similaire, la figure 5.2 montre l'analyse des signaux d'entrée pour un contrôleur d'amortissement du SVC9 (l'entrée de commande étant B_{ref9}).

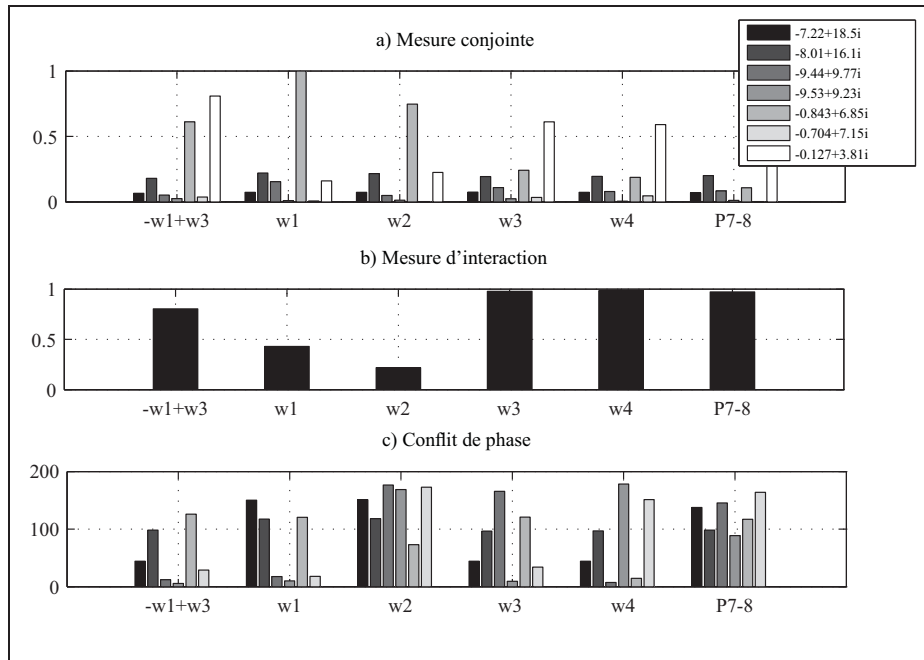


Figure 5.1 Sélection du signal d'entrée pour PSS1.

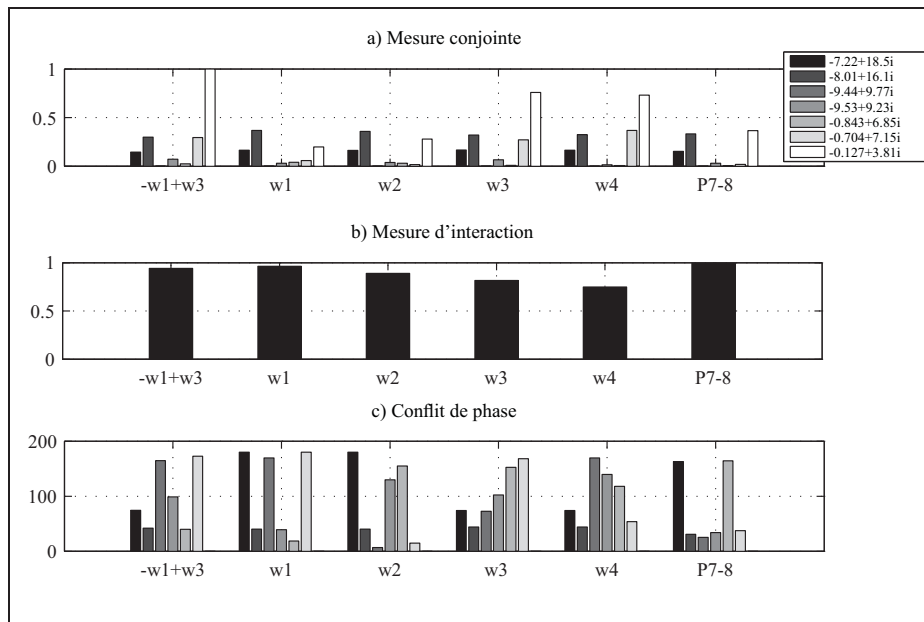


Figure 5.2 Sélection du signal d'entrée pour SVC 9.

On peut constater que l'indice d'interaction modale (5.12) favorise les mesures à distance, avec lesquelles il y a moins d'interaction avec les modes locaux. Pour le PSS1, les signaux ω_3 , ω_4 , P_{7-8} sont meilleurs que les mesures locales ω_1 et ω_2 . Le signal combiné $\omega_3 - \omega_1$ a

une meilleure mesure de commandabilité/observabilité dans les deux cas. Cependant ce signal contient les modes locaux, donc sa mesure d'interaction pour le PSS1 est inférieure à celle des signaux à distance ω_3, ω_4 .

L'interaction entre le SVC9 avec le mode 18 rad/s peut être prévue, selon l'analyse à la figure 5.2, puisque le conflit de phase du mode 18 rad/s, si le contrôleur est conçu pour le mode 3.81 rad/s, est près de 180° . On peut remarquer aussi que la mesure d'interaction proposée favorise les modes dominants. Plusieurs boucles de commande ont une bonne mesure conjointe de commandabilité/observabilité aux modes locaux. Pourtant le mode interzone est très mal amorti, i.e. proche de l'axe imaginaire. Pour cette raison, les mesures d'interaction pour les boucles étudiées sont en général assez élevées.

5.4.2 Réseau New England

Passons ensuite aux analyses du réseau New England. Pour ce réseau nous analysons les interactions de différentes boucles avec le mode global à 2,39 rad/s. Il est montré dans les section 3.5.4 et 4.5.3 qu'il y a une interaction déstabilisante entre le SVC21 avec le mode 3,9 rad/s. Ce phénomène peut être observé à la figure 5.3. Les signaux $\omega_{10}, \omega_{11}, \omega_{13}$ contiennent le mode 3,9 rad/s. De plus les mesures de conflit de phase pour ces signaux sont très élevés. Ceci peut expliquer le phénomène d'interaction qu'on observe par une simulation non linéaire (figure 3.17).

La figure 5.3 révèle une autre interaction entre la boucle $B_{ref21} - \omega_5$ avec le mode 7,36 rad/s. La boucle $B_{ref21} - \omega_5$ a une grande mesure conjointe pour ce mode. Pour cette raison, sa mesure d'interaction (calculée pour le mode global) est assez faible, comparativement à celles des autres boucles. De plus, le conflit de phase associé au mode 7,36 rad/s est aussi élevé. Cette remarque peut être vérifiée par une simulation non linéaire (figure 5.4). La figure 5.4b montre la réponse du réseau si on utilise la boucle $B_{ref21} - \omega_1$. Si on utilise la boucle $B_{ref21} - \omega_5$ et on augmente le gain de rétroaction pour obtenir une performance similaire, on fait apparaître le mode 7,36 rad/s.

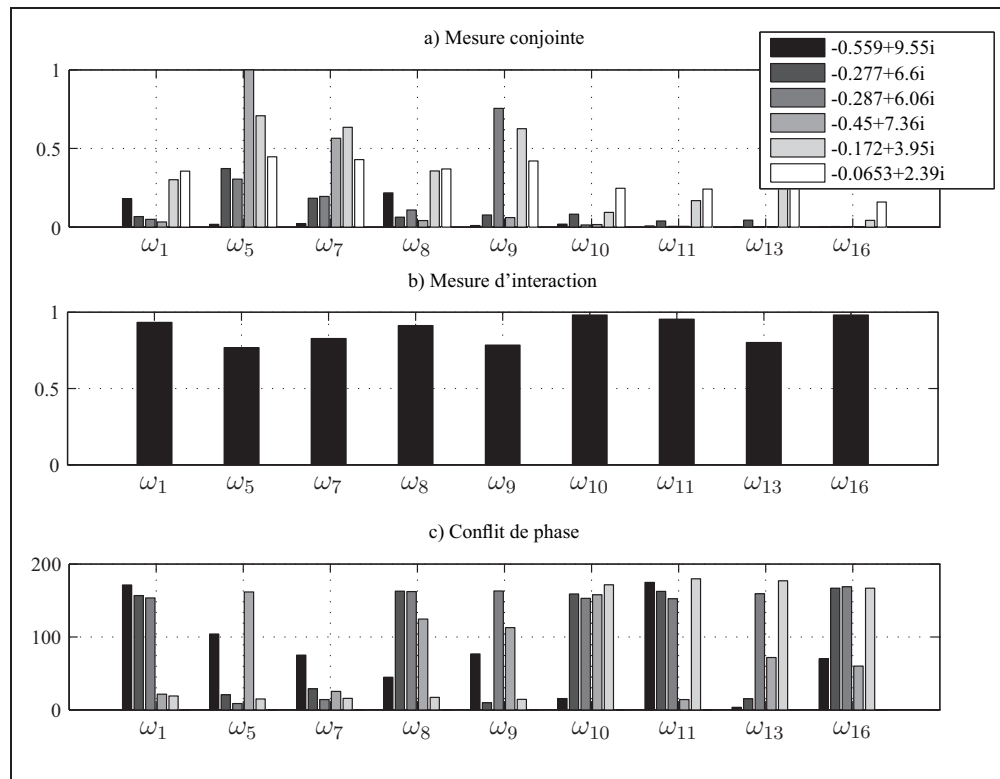


Figure 5.3 Sélection du signal d'entrée pour SVC 21, réseau New England.

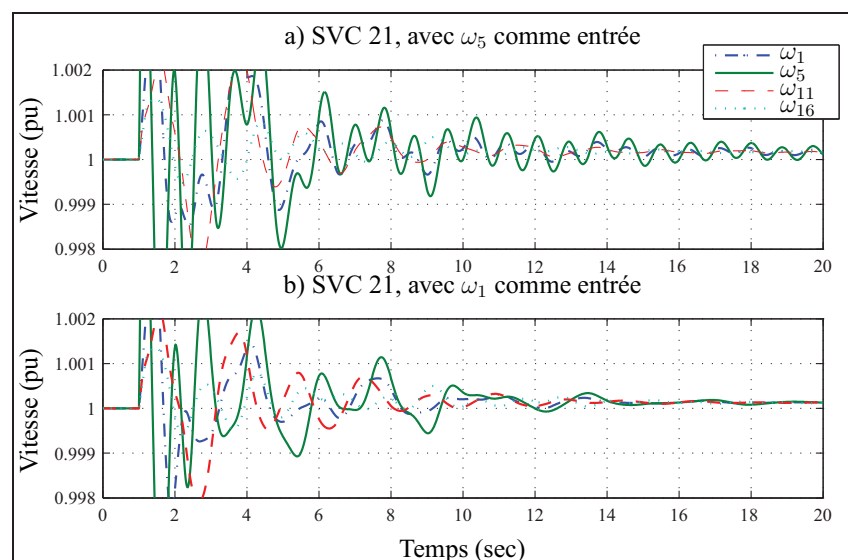


Figure 5.4 Réponse du réseau New England, SVC 21.

La figure 5.5 montre l'analyse des signaux d'entrée pour le contrôleur d'amortissement du TCSC sur la ligne 1-47. Cette analyse montre que ω_{11} est un mauvais choix. La boucle

$X_{C_{ref1-47} - \omega_{11}}$ a une très faible mesure d'interaction, calculée pour le mode global. Ceci est causé par une grande commandabilité/observabilité du mode 11,34 rad/s (générateurs 10,11).

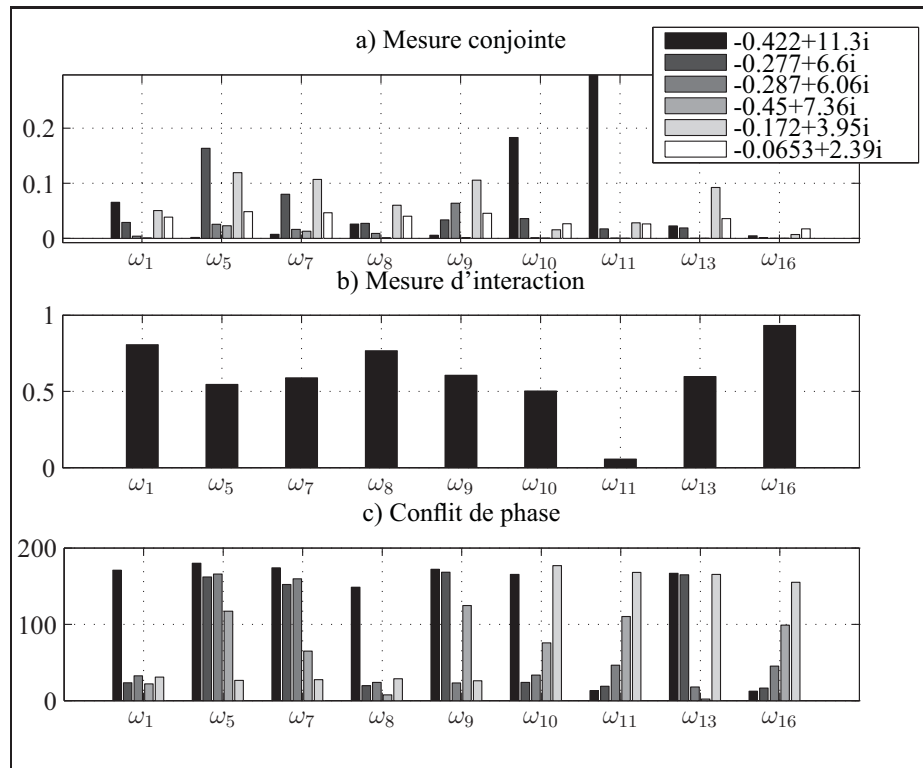


Figure 5.5 Analyse des signaux d'entrée pour TCSC 1-47.

La figure 5.6 montre les réponses du réseau New England avec le contrôleur d'amortissement du TCSC 1-47, lorsqu'on utilise ω_{11} et ω_{16} comme signal d'entrée. L'apparition du mode 11.34 rad/s est clairement observée avec entrée ω_{11} .

À travers les analyses dans cette section, on peut constater qu'une boucle avec une très bonne mesure d'interaction (proche de 1) peut avoir une faible mesure conjointe de commandabilité/observabilité. Ce sont les cas du ω_{16} pour le réseau New England, et P_{7-8} pour le réseau Kundur. En effet, si le but n'est que d'amortir le mode dominant du réseau, ω_{16} et P_{7-8} sont respectivement de très bonnes entrées pour le réseau New England et Kundur. Bien que leurs mesures conjointes soient faibles, l'effet de ces boucles de commande peut être amélioré en augmentant le gain de rétroaction. Comme leurs mesures d'interaction sont proches de 1, cette augmentation du gain ne cause pas d'interaction avec les autres modes.

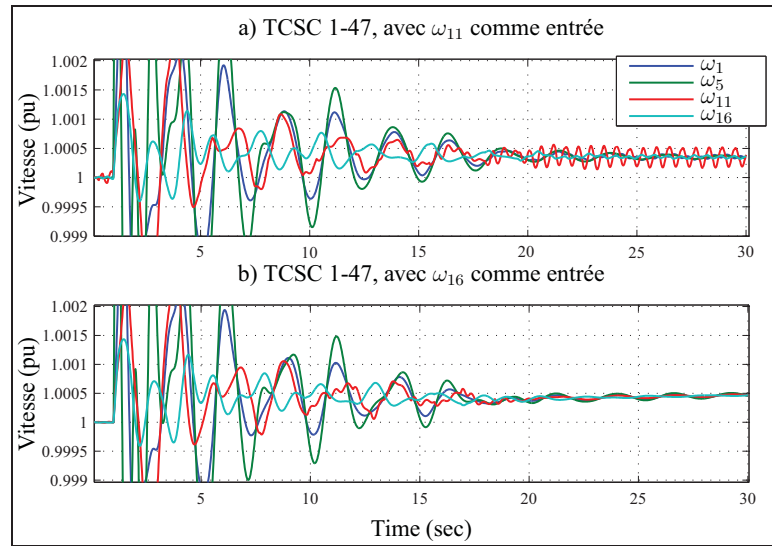


Figure 5.6 Réponse du réseau New England, TCSC 1-47.

5.5 Étude de la RGA

Les études ont montré que les mesures RGA peuvent donner des informations utiles concernant la robustesse du système, et aussi les interactions entre les boucles. Nous verrons dans cette section l'usage de cette mesure pour détecter les interactions. Comme il est discuté à la section 5.2.3, la valeur des RGA dépend du choix des entrées/sorties. Donc, il faut bien choisir ces entrées/sorties, dépendamment de ce qu'on veut savoir.

La figure 5.7 montre les RGA quand on choisit B_{ref9} , $V_{ref1} - V_{ref4}$ comme entrée et P_{7-8} , $\omega_1 - \omega_4$ comme sortie. Avec ce choix des entrées/sorties, on peut voir les interactions entre la boucle de commande d'amortissement du SVC 9 avec les PSS. Sur la figure 5.7, on ne peut qu'observer les modes électromécaniques. Dans les éléments associés aux boucles locales (i.e. $V_{ref1} - \omega_1$, $V_{ref3} - \omega_3$, etc.), on voit deux crêtes, associées au mode interzone et aux modes locaux. D'ailleurs pour les boucles avec une mesure à distance, telle que $V_{ref1} - \omega_3$, $B_{ref9} - P_{7-8}$, on ne voit qu'une crête, ce qui correspond au mode interzone.

Une information manquante dans la figure 5.7 est l'interaction entre le SVC 9 et le mode 18 rad/s. Pour pouvoir observer cette interaction, on calcule les RGA du système MIMO dont

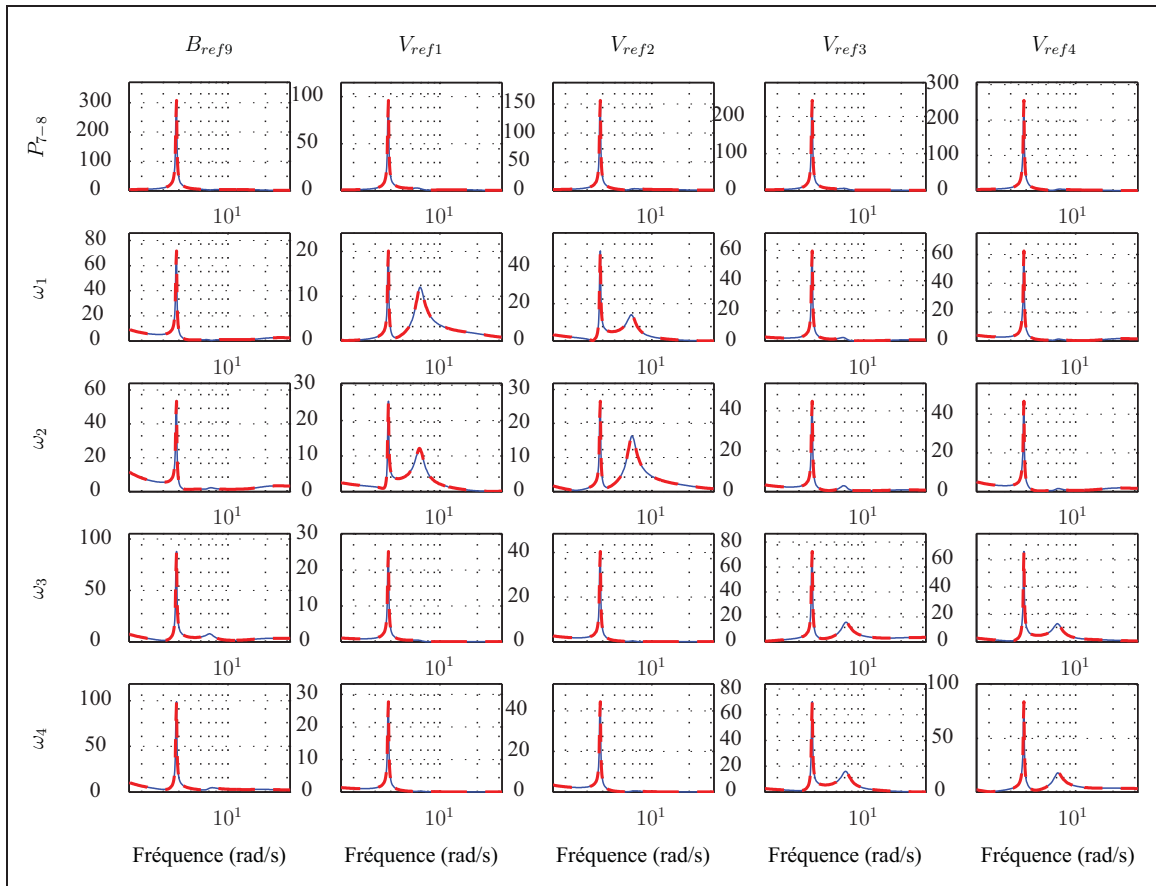


Figure 5.7 RGA du réseau Kundur, SVC avec les PSS.

les entrées sont B_{ref9} , $V_{ref1} - V_{ref4}$, et les sorties sont P_{7-8} , $V_{g1} - V_{g4}$. C'est-à-dire, on analyse les interactions entre le contrôleur d'amortissement du SVC9 avec les circuits AVR. Les résultats sont montrés à la figure 5.8. Sur cette figure, la crête à 18 rad/s peut être observée dans les éléments $V_{ref3} - \omega_3$, $V_{ref4} - \omega_4$ et $B_{ref9} - P_{7-8}$.

Cet exemple montre que la mesure RGA peut être utilisée pour détecter les interactions, si on "sait bien ce qu'on cherche". Il est à noter que l'interaction avec le mode 18 rad/s n'est pas très problématique, car on peut l'éviter en réduisant la bande passante du contrôleur d'amortissement (e.g. le contrôleur μ de la section 4.7).

Pour le réseau New England, l'interaction entre le SVC 21 avec le mode 3,9 rad/s, et l'interaction entre le TCSC 1-47 avec le mode 11,34 rad/s peuvent être aussi détectées avec RGA. La figure 5.9 montre l'interaction du SVC 21 avec la boucle du PSS 12. La figure 5.10 montre

l'interaction du TCSC 1-47 avec la boucle du PSS 11. Le générateur 8 participe à plusieurs modes d'oscillation, selon la figure 5.10.

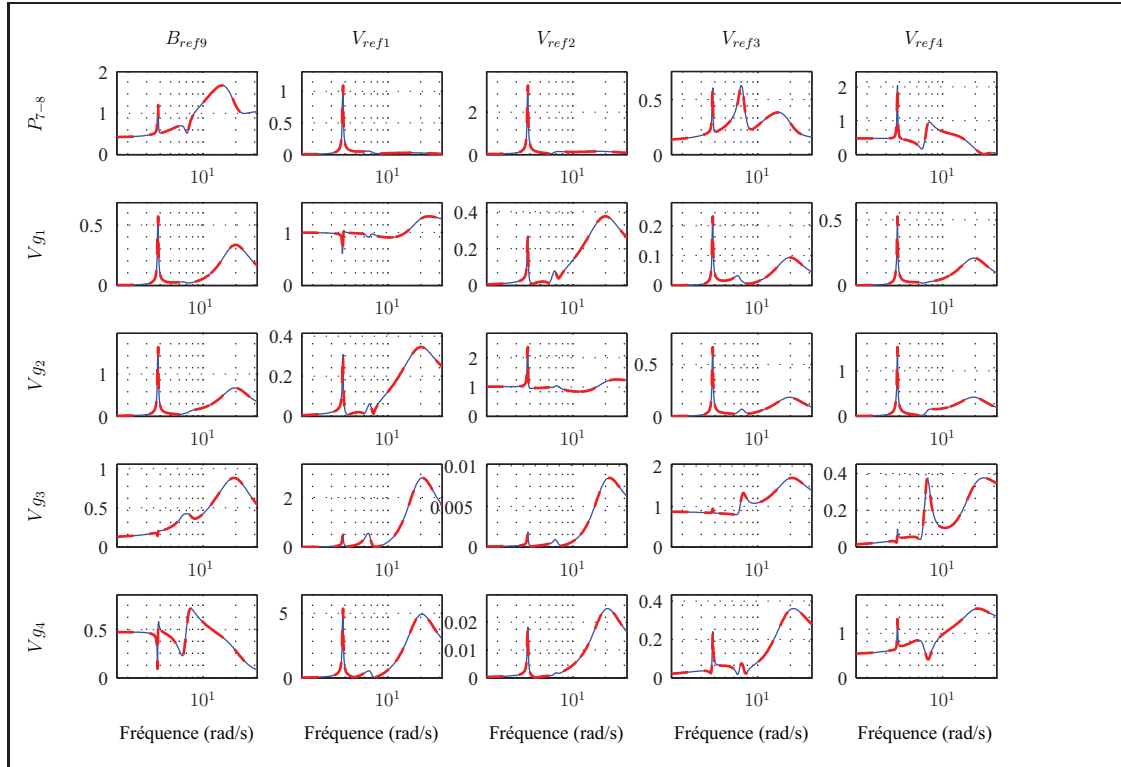


Figure 5.8 RGA du réseau Kundur, SVC avec les AVR.

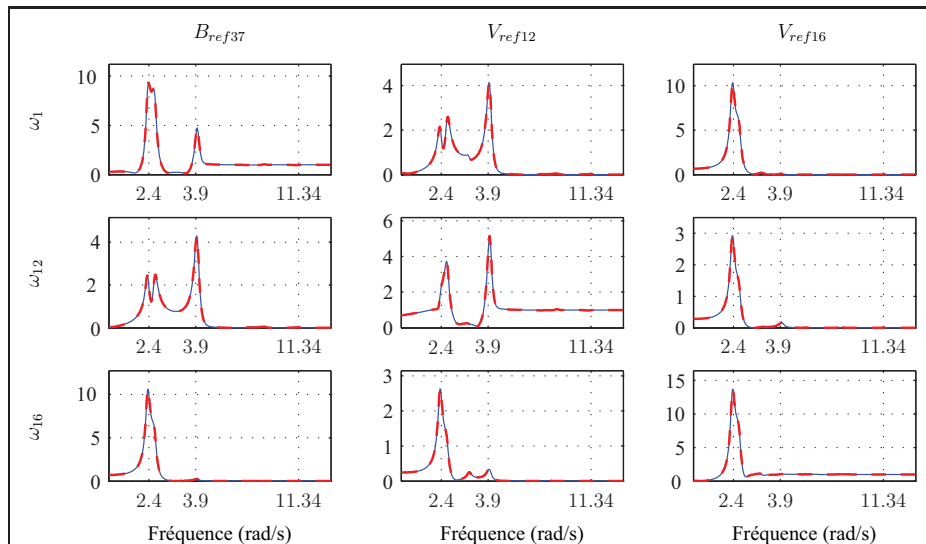


Figure 5.9 RGA du réseau New England, SVC 21.

De plus, les deux analyses montrent que la boucle du PSS 16 est idéale pour amortir le mode global 2,39 rad/s, puisqu'il y a une seule crête associée à ce mode dans les RGA de cette boucle. Cette remarque est similaire à la conclusion de la section 5.4.2.

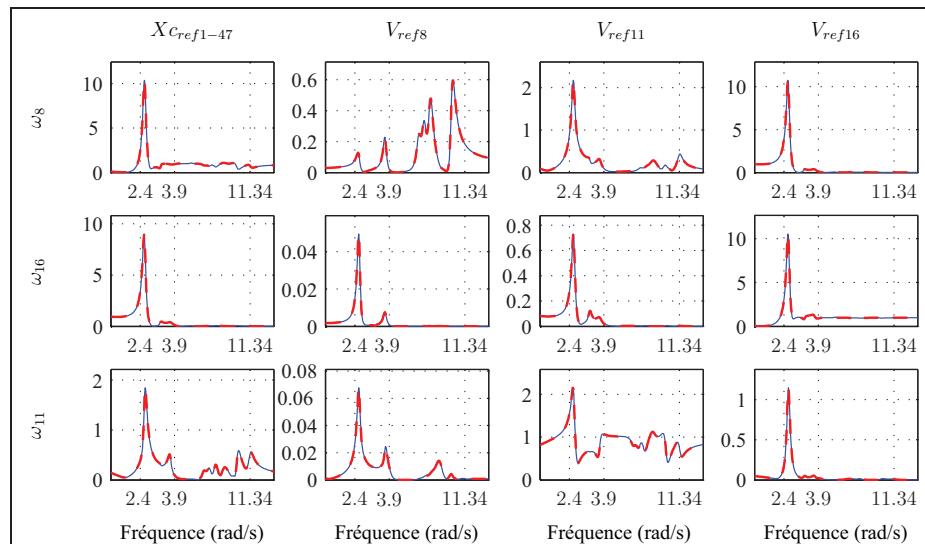


Figure 5.10 RGA du réseau New England, TCSC1-47.

Le temps de calcul des RGA ne dépend pas du nombre des variables d'état, mais du nombre des entrées et des sorties. Par exemple, pour l'analyse de la figure 5.10 (3 entrées et 3 sorties), il faut calculer $3 \times 3 \times n$ valeurs de RGA où n est le nombre de points de fréquence. Donc, même si la taille du système étudié est grande, on peut utiliser la RGA pour trouver les interactions avec peu de calcul, si les entrées et sorties appropriées sont choisies.

5.6 Sommaire

Dans ce chapitre, on a étudié plusieurs critères de choix des signaux entrée/sortie pour une boucle de commande globale. Comme le but de cette boucle est d'amortir les modes dominants, la commandabilité et l'observabilité de cette boucle pour les modes locaux ne sont pas nécessaires. D'ailleurs une faible interaction avec les modes locaux et les modes non électromécaniques nous permet de concevoir un contrôleur robuste à ordre réduit. Ce critère est exprimé par l'indice d'interaction modale, proposée à la section 5.3.1. Dans tous les cas étu-

diés, les meilleures boucles de commande sont celles dont les mesures d'interaction modale sont près de 1. Cet indice d'interaction est donc une mesure utile pour la sélection des boucles de commande globale, qui peut être utilisée en complément avec la mesure conjointe commandabilité/observabilité.

Les analyses du RGA montrent que cette mesure peut nous permettre de détecter les interactions entre les boucles de commande. Cependant il faut bien choisir l'ensemble des boucles de commande avec lesquelles l'interaction se produit. Dans un grand réseau multi-machine, ceci peut être une tâche compliquée.

Un problème associé à la sélection des boucles de commande est les zéros du transfert. Les zéros qui se trouvent près du mode critique limite la performance du contrôleur d'amortissement. De plus si le zéro se trouve au demi plan droit (RHP), l'augmentation du gain de rétroaction peut déstabiliser le système. L'influence du délai de communication est très similaire à celle d'un zéro au RHP. Pour cette raison le problème de zéro au RHP et celui du délai de communication pourraient être étudiés ensemble.

CONCLUSIONS

Le thème principal de ce travail de recherche est la conception d'un système de commande globale pour améliorer la stabilité angulaire du réseau électrique. Pour ce faire, nous cherchons à atténuer les modes dominants du réseau avec un schéma de commande approprié.

Notre travail commence par la conception d'un schéma de commande par modulation bang bang, basé sur l'identification en ligne des oscillations critiques. Les avantages du mode de commande des FACTS utilisant la commande bang bang ont été montrés dans les travaux précédents (Olwegard et al., 1981). L'idée d'utiliser l'analyse Prony pour détecter en ligne les oscillations critiques a été proposée par Quintero et Venkatasubramanian (2005). Pourtant, l'utilisation en boucle fermée de l'identification en ligne et l'action de commande bang bang est, pour la première fois, proposée dans ce travail. Une étude récemment publiée par Chaudhury et al. (2010) propose un autre schéma de commande, dans lequel une boucle de verrouillage de phase est utilisée pour déterminer les informations de l'oscillation critique.

Bien que le schéma de commande étudié dans ce travail utilise une action de commande discrète, non linéaire, nous trouvons que ses paramètres de commande (e.g. l'angle β) peuvent être déterminés en utilisant l'analyse modale du modèle linéarisé du réseau. C'est-à-dire, on peut utiliser les mêmes outils de la synthèse de commande linéaire pour ce nouveau schéma de commande.

Dans tous les cas étudiés, la puissance nominale requise pour le schéma de commande proposé est très faible. De plus, le schéma de commande proposé nous permet d'utiliser simultanément plusieurs dispositifs FACTS pour améliorer l'effet d'amortissement total. Le schéma de commande proposé au chapitre 3 est idéalement approprié pour amortir les modes pour lesquels il y a un grand nombre de générateurs participant, puisque le nombre des dispositifs FACTS qui peuvent être utilisés serait maximisé.

Nous constatons qu'il y a un lien entre le délai de communication et le problème d'interaction. Ce phénomène est détecté par les simulations au chapitre 3. Le modèle d'analyse de robustesse, développé au chapitre 4 nous permet d'expliquer ce phénomène. Les analyses du chapitre 4 montre également une bonne cohérence entre les résultats obtenus par la μ -analyse et ceux obtenus par les méthodes conventionnelles telles que la technique de lieu de racine, et la commandabilité/observabilité.

En ce qui concerne la robustesse au changement du mode d'opération et au délai de communication, les valeurs singulières structurées μ donne une évaluation quantitative de la robustesse, en fonction de la fréquence. Notons qu'il y a plusieurs mesures pour évaluer la robustesse du réseau, telles que les valeurs singulières maximale/minimale, le nombre de conditions, etc. Cependant ces mesures ne sont pas quantitatives. Par exemple, une boucle de commande ayant une grande nombre de conditions n'est pas nécessairement meilleure qu'une autre boucle ayant un faible nombre de conditions. Étant une mesure quantitative, les valeurs μ peuvent être utilisées comme indices de sélection de boucle de commande. Un inconvénient de cette approche est que le travail de calcul exigé est important.

Les boucles de commande globale sont conçues pour stabiliser certains modes interzone du réseau. Pour ce faire, il est désiré de limiter l'interaction de cette boucle de commande avec les autres dynamiques du réseau. Nous avons développé un nouvel indice d'interaction au chapitre 5 pour exprimer ce critère. Les analyses montrent que les boucles de commande ayant une grande mesure d'interaction (i.e. moins d'interaction) sont idéales pour implémenter une commande globale, même si leurs mesures de commandabilité/observabilité peuvent être plus faibles que celles des autres boucles.

Une étude de la mesure RGA est aussi effectuée dans cette thèse. À travers ce travail, nous constatons que les valeurs RGA dépendent du choix des entrées et des sorties. Le problème d'interaction entre les boucles de commande peut être détectée par les valeurs RGA, si les boucles appropriées sont choisies. La RGA peut donc être un bon outil d'analyse d'interaction, grâce à sa simplicité de calcul, si on peut choisir correctement les boucles impliquées.

Toutes les analyses dans cette recherche se basent sur le modèle mathématique du réseau, présenté au chapitre 2. Ce modèle nous permet d'étudier les interactions entre les boucles de commande avec les modes électromécaniques et les modes de contrôle (associés à l'AVR ou PSS, tel que le mode 18 rad/s du réseau Kundur). En réalité, les interactions se produisent dans une plage de fréquence plus large (Mathur et Varma, 2002)[chapitre 9] : Les dispositifs FACTS et PSS peuvent interagir avec les oscillations sous synchrones, dont la fréquence est de 10-60Hz. Pour étudier ces types d'interaction, le modèle du réseau basé sur les équations différentielles-algébriques n'est pas approprié (Pai et al., 2005). Pourtant, les interactions avec les hautes fréquences sont en général plus faciles à réduire en utilisant les filtres appropriés. Les outils d'analyse utilisés et développés dans ce travail nous permettent d'étudier les problèmes d'interactions les plus problématiques.

Dans le cadre de ce travail, nous utilisons les méthodes de la commande linéaire. Avec une approche de commande linéaire, la commande du réseau électrique est essentiellement une commande "décentralisée dans le domaine fréquentiel". C'est-à-dire, à chaque plage de fréquence, il y a une dynamique qui est traitée de façon indépendante des autres. Même pour la stabilité angulaire, nous utilisons ce principe pour traiter exclusivement les modes d'oscillation interzone (globales). Cette approche amène à une structure de commande hiérarchique et décentralisée. Dans une telle structure, la bande passante de chaque boucle de commande devrait être limitée. D'ailleurs avec une approche de commande non linéaire, il est difficile de décomposer les dynamiques de réseau en plusieurs échelles de temps, mais il serait plus facile de réaliser un meilleur amortissement dans le régime transitoire.

Certaines pistes de recherche dans ce travail peuvent être étudiées plus profondément. Ce sont :

- Développer un nouvel indice pour la sélection des boucles de commande, qui exprime l'effet du zéro de transfert, surtout les zéros au RHP. Puisque le délai de communication peut être représenté par un zéro au RHP, un critère d'évaluation de l'effet des zéros au RHP nous permettrait de mieux choisir les boucles de commande globale, en considérant les délais.

- Développer un nouveau modèle incertain pour la synthèse de commande robuste. Nous avons développé un modèle d'analyse de robustesse au chapitre 4. Pourtant ce modèle n'est pas approprié pour la synthèse de commande, à cause de sa complexité. Un nouveau modèle qui représente un bon compromis entre la précision et la complexité permettrait de concevoir des meilleurs contrôleurs d'amortissement.
- Modifier la méthode d'analyse de robustesse du chapitre 4 pour évaluer la robustesse en performance. Dans ce travail l'analyse μ n'est utilisée que pour évaluer la robustesse. Une valeur μ maximale inférieure à 1 signifie que les modes restent au demi plan gauche pour la plage de variation des paramètres choisie. En effet, on peut choisir une région de stabilité autre que le demi-plan gauche (Alazard et al., 1999)[chapitre 5]. Cette approche nous permet de mieux évaluer l'amortissement des modes d'oscillation, à travers plusieurs modes d'opération.

ANNEXE I

PRINCIPE DE COMMANDE D'AMORTISSEMENT PAR SVC

Considérons un système comprenant une machine et une barre infinie (SMIB), montré à la figure 3.1. Un SVC est installé au milieu de la ligne d'interconnexion. La tension à la barre du SVC est V_m . Soit :

$$\begin{aligned}V_1 &= |V_1| \sin(\omega t + \delta) \\V_m &= |V_m| \sin(\omega t + \frac{\delta}{2}) \\V_2 &= |V_2| \sin(\omega t)\end{aligned}\tag{A I-1}$$

Supposons que $V_1 = V_2 = V$, la puissance active transférée sur l'interconnexion est :

$$P_E = \frac{VV_m}{X/2} \sin\left(\frac{\delta}{2}\right)\tag{A I-2}$$

Linéarisant l'équation (A I.2), on obtient :

$$\Delta P_E = \frac{\partial P_E}{\partial V} \Delta V + \frac{\partial P_E}{\partial V_m} \Delta V_m + \frac{\partial P_E}{\partial \delta} \Delta \delta\tag{A I-3}$$

Si les tensions V_1 , V_2 sont constantes, i.e $\Delta V = 0$, on remplace P_E dans (A I.3) par $P_E = Md^2\Delta\delta/dt^2$ (M est le moment angulaire de la machine) et obtient :

$$M \frac{d^2 \Delta \delta}{dt^2} + \frac{\partial P_E}{\partial V_m} \Delta V_m + \frac{\partial P_E}{\partial \delta} \Delta \delta = 0\tag{A I-4}$$

En se basant sur (A I-4), on peut constater que le coefficient d'amortissement du système SMIB sera amélioré si la tension V_m est modulée par une fonction de $d\Delta\delta/dt$, telle que :

$$\Delta V_m = K \frac{d\Delta\delta}{dt}\tag{A I-5}$$

ANNEXE II
IDENTIFICATION PAR ANALYSE PRONY

Méthode d'identification par l'analyse de Prony

La méthode d'analyse Prony consiste à décomposer un signal en une série de M sinusoïdes, comme montrée à l'équation (A II.1) :

$$\hat{y}(t) = \sum_{i=1}^M A_i e^{\sigma_i t} \cos(\omega_i t + \theta_i), \quad i = \overline{1, M} \quad (\text{A II-1})$$

Chaque sinusoïde de fréquence ω_i est caractérisée par son amplitude A_i , sa phase θ_i , et son coefficient d'amortissement σ_i . Soit $B_i = \frac{A_i}{2} e^{j\phi_i}$, $\lambda_i = \sigma_i + j\omega_i$, et p le nombre des valeurs propres, (A II.1) peut être réécrite :

$$\hat{y}(t) = \sum_{i=1}^p B_i e^{\lambda_i t} \quad (\text{A II-2})$$

Soit ΔT le temps d'échantillonnage, la valeur estimée du signal à $t = k\Delta T$, dénotée par $\hat{y}(k)$, est :

$$\hat{y}(k) = \sum_{i=1}^p B_i z_i^k \quad (\text{A II-3})$$

où $z_i = e^{\lambda_i \Delta T}$. Supposons que l'estimation est précise, c'est-à-dire $y(k) = \hat{y}(k)$, $\forall k$. En écrivant de façon répétitive (A II.3) pour N estimés, on obtient :

$$\begin{pmatrix} y(0) \\ y(1) \\ y(2) \\ \dots \\ y(N-1) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} z_1^0 & z_2^0 & \dots & z_p^0 \\ z_1^1 & z_2^1 & \dots & z_p^1 \\ z_1^2 & z_2^2 & \dots & z_p^2 \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots \\ z_1^{N-1} & z_2^{N-1} & \dots & z_p^{N-1} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} B_1 \\ B_2 \\ B_3 \\ \dots \\ B_p \end{pmatrix} \quad (\text{A II-4})$$

Si z_i sont connues, les valeurs propres λ_i et les amplitudes B_i peuvent être déterminées. Puisque z_i sont les racines d'une équation polynomiale de p^e ordre, on a :

$$\Pi(z) = z^p - a_1 z^{p-1} - \dots - a_p = 0 \quad (\text{A II-5})$$

Multipliant la première équation de (A II-4) par $-a_n$, la deuxième équation par $-a_{n-1}$, etc. et

faisant la somme des termes, on obtient :

$$\begin{aligned}
 y(p) - a_1 y(p-1) - a_2 y(p-2) - \dots - a_n y(0) = \\
 B_1(z_1^p - a_1 z_1^{p-1} - \dots - a_p z_1^0) + \\
 + B_2(z_2^p - a_1 z_2^{p-1} - \dots - a_p z_2^0) + \dots
 \end{aligned} \tag{A II-6}$$

Comme toutes les z_i satisfont (A II-5), le côté droit de l'équation (A II-6) est zéro. Donc on a :

$$y(p) - a_1 y(p-1) - a_2 y(p-2) - \dots - a_n y(0) = 0 \tag{A II-7}$$

Réécrivant de façon répétitive (A II-7) avec toutes les N mesures, on obtient un ensemble de $N - p$ équations linéaires comme suit :

$$\begin{pmatrix} y(p) \\ y(p+1) \\ y(p+2) \\ \dots \\ y(N-1) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} y_{p-1} & y_{p-2} & \dots & y_0 \\ y_p & y_{p-1} & \dots & y_1 \\ y_{p+1} & y_p & \dots & y_2 \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ y_{N-2} & y_{N-1} & \dots & y_{N-1-p} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \dots \\ a_p \end{pmatrix} \tag{A II-8}$$

L'analyse Prony consiste donc en trois étapes : *i*) Construire et résoudre (A II-8) pour obtenir les coefficients de l'équation caractéristique ; *ii*) Déterminer les racines z_i de l'équation caractéristique (A II-5) ; *iii*) Construire et résoudre (A II-4) pour obtenir les amplitudes complexes B_i .

Implémentation dans MATLAB/Simulink sous forme d'une S-fonction

L'implémentation de l'analyse Prony dans Simulink est montrée à la figure ci-dessous. La S-fonction *prony-multiple-instab-detect6* réalise l'algorithme d'identification Prony à multiples signaux (Trudnowski et al., 1999). La première entrée est l'entrée principale, et est filtrée par un filtre passe-haut (pour atténuer le bruit de mesure), et un filtre passe-bas (pour réduire la composante DC). Les constantes de temps de ces deux filtres sont utilisées dans le bloc d'identification pour corriger le changement de phase dans le signal identifié. Pour améliorer la précision, le bloc d'identification peut recevoir jusqu'à 4 signaux additionnels. Les sorties principales du bloc d'identification sont les informations de l'oscillation critique (fréquence, phase, amplitude), et l'ordre estimé du signal.

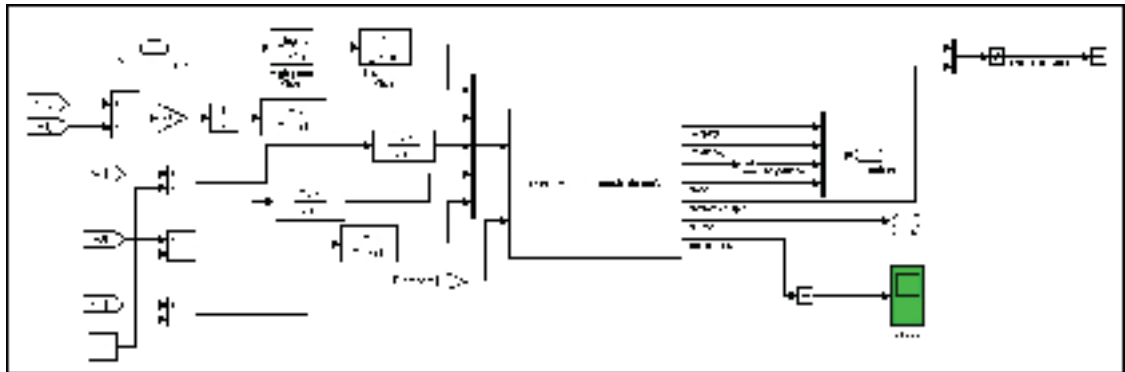


Figure-A II-1 Modèle Simulink de l'analyse Prony.

ANNEXE III

MODÈLE LFT DU DÉLAI DE COMMUNICATION BASÉ SUR APPROXIMATION PADÉ DE DEUXIÈME ET DE TROISIÈME ORDRE

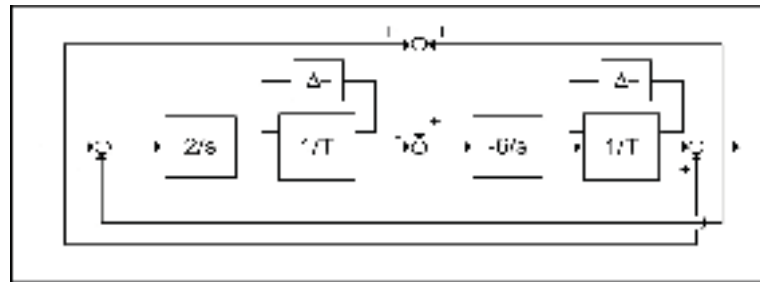


Figure-A III-1 Structure LFT pour l'approximation deuxième ordre du délai.

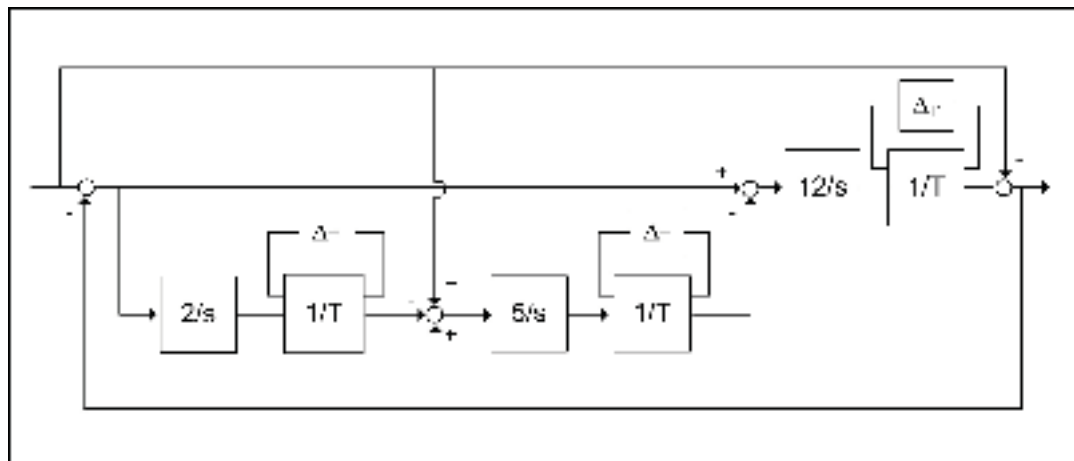


Figure-A III-2 Structure LFT pour l'approximation troisième ordre du délai.

BIBLIOGRAPHIE

- About-Ela, M., A. Salam, J. McCalley, et A. Fouad (1996) « Damping Controller Design for Power System Oscillations Using Global Signals ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.11, n° 2, p. 767–773.
- Alazard, D., C. Cumer, P. Apkarian, M. Gauvrit, et G. Ferreres (1999). *Robustesse et Commande Optimale*.
- Bates, D. G., R. Kureemun, et T. Mannchen (2003) « Improved Clearance of a Flight Control Law Using μ -Analysis Techniques ». *Journal of Guidance, Control, and Dynamics* 26, p. 869–884.
- Beck, C. et B. Pascale (1997) « Model reduction methods for Unstable Uncertain Systems ». In *36th Conference on Decision and Control*.
- Chaudhuri, B., R. Majumder, et B. C. Pal (2004) « Wide-area Measurement Based Stabilizing Control of Power System Considering Signal Transmission Delay ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.19, n° 4, p. 1971–1979.
- Chaudhury, N., S. Ray, R. Majumder, et B. Chaudhuri (2010) « A New Approach to Continuous Latency Compensation With Adaptive Phasor Power Oscillation Damping Controller (POD) ». *IEEE Transactions on Power Systems*. Accepté pour publication.
- Chen, S. et O. Malik (1995) « Power System Stabilizer Design Using μ synthesis ». *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol.1, n° 1, p. 175–181.
- Djukanovic, M., M. Khammash, et V. Vittal (1998) « Application of the structured singular value theory for robust stability and control analysis in multimachine power systems. I. Framework development ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.13, n° 4, p. 1311–1316.
- Farsangi, M., Y. Song, et K. Lee (2004, May) « Choice of FACTS device control inputs for damping interarea oscillations ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.19, n° 2, p. 1135–1143.
- Farsangi, M. M., H. Nezamabadi-pour, Y.-H. Song, et K. Y. Lee (2007) « Placement of SVCs and Selection of Stabilizing Signals in Power Systems ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.22, n° 3, p. 1061–1071.
- Gibbard, M., V. D.JJ, et P. Pourbeik (2000) « Interactions Between, and Effectiveness of, Power system Stabilizers and FACTS Devices Stabilizers in Multimachine System ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.15, n° 2, p. 748–755.

- Grondin, R., I. Kamwa, L. Soulieres, J. Potvin, et R. Champagne (1993) « An Approach to PSS design for Transient Stability Improvement through Supplementary Damping of the Common Low-Frequency ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.8, n° 3, p. 954–963.
- Gu, D., P. H. Petkov, et M. Konstantinov (2005). *Robust Control Design with MATLAB*. Springer.
- Hamda, A. et A. Elabdalla (1988) « Geometric Measures of Modal Controllability and Observability of Power System Models ». *Electric Power Systems Research*, vol.15, n° 2, p. 147–155.
- Hammad, A. (1986) « Analysis of Power System Stability Enhancement by Static Var Compensators ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.1, n° 4, p. 222–227.
- Hauer, J., C. Demeure, et I. Scharf (1990) « Initial Results in Prony Analysis of Power System Response Signals ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.5, n° 1, p. 80–89.
- Hauer, J. F. (1994) « Robustness issues in Stability Control of Large Electric Power Systems ». In *Proc. of the 32nd Conference on Decision and Control*, Vol. 3, pp. 2329–2334.
- Hecker, S. (2008) « Improved μ -Analysis Results Using Low-Order Uncertainty Modelling Techniques ». *Journal of Guidance, Control, and Dynamics* 31, p. 962–969.
- Heniche, A. et I. Kamwa (2002) « Control Loops Selection to Damp Inter-Area Oscillations of Electrical Networks ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.17, n° 2, p. 378–384.
- Heniche, A. et I. Kamwa (2008) « Assesment of Two Methods to Select Wide-Area Signals for Power System Damping Control ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.23, n° 2, p. 572–581.
- Hingorani, N. G. et L. Gyugyi (2000). *Understanding FACTS : Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems*. Wiley-IEEE press.
- IEEE/CIGRE (2004) « Definition and Classification of Power System Stability ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.19, n° 2, p. 1387–1401.
- Kamwa, I., M. Dobrescu, et A. O. Barry (2005) « Commande globale des compensateurs shunts : Avantage Conceptuel et pistes de réflexion ». Technical report, Institut de recherche Hydro Québec.
- Kamwa, I., L. Gérin-Lajoie, D. Asber, J. Gingras, et G. Trudel (1998) « Active-Power Stabilizer for Multimachine Power Systems : Challenge and Prospect ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.13, n° 4, p. 1352–1358.
- Kamwa, I., L. Gérin-Lajoie, D. Asber, J. Gingras, et G. Trudel (1999) « Large-Scale Active-

- Load Modulation for Angle Stability Improvement ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.14, n° 2, p. 582–590.
- Kamwa, I. et R. Grondin (2000) « Robust Design and Coordination of Multiple Damping Controllers Using Nonlinear Constrained Optimization ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.15, n° 3, p. 1084–1092.
- Kamwa, I., R. Grondin, et Y. Hébert (2001) « Wide-Area Measurement Based Stabilizing Control of Large Power Systems-A Decentralized/Hierarchical Approach ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.16, n° 1, p. 136–153.
- Kamwa, I., A. Heniche, G. Trudel, M. Dobrescu, R.Grondin, et D. Lefebvre (2005) « Assessing the Technical Value of FACTS-Based Wide Area Damping Control ». *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, p. 1636–1645.
- Keel, L. et S. Bhattacharyya (1997) « Robust, Fragile, or Optimal? ». *IEEE Transactions on Automatic Control*, vol.42, n° 8, p. 1098–1105.
- Klein, M., L. Le, G. Rogers, S. Farrokhpay, et N. Balu (1995, Feb.) « H_∞ damping controller design in large power systems ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.10, n° 1, p. 158–166.
- Klein, M., G. Rogers, et P. Kundur (1991) « A Fundamental Study of Inter-Area Oscillations in Power Systems ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.6, n° 3, p. 914–921.
- Klein, M., G. Rogers, S.Morry, et P. Kundur (1992) « Analytical Investigation of Factors Influencing Power System Stabilizers Performance ». *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol.7, n° 3, p. 383–390.
- Kosterev, D., C. Taylor, et W. Mittelstadt (1999) « Model Validation for the August 10th, 1996 WSCC System Outage ». *IEEE Transactions on Power system*, vol.14, n° 3, p. 967–979.
- Kundur, P. (1994). *Power System Stability and Control*. EPRI Power Systems Engineering Series.
- Kundur, P., M. Klein, G. Roger, et M. Zywno (1989) « Application of power system stabilizer for enhancement of overall system stability ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.4, n° 2, p. 614–626.
- Larsen, E., J. Sanchez-Gasca, et J. Chow (1995, May) « Concepts for design of FACTS controllers to damp power swings ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.10, n° 2, p. 948–956.
- Larsen, E. et D. Swann (1981) « Applying power system stabilizer - part I,II,III ». *IEEE*

- Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol.100, n° 6, p. 3017–3041.
- Lerch, E., D. Povh, et L. Xu (1991) « Advanced SVC Control for Damping Power System Oscillations ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.6, n° 2, p. 524–535.
- Martins, N. et L. Lima (1990) « Determination of Suitable Locations for Power System Stabilizers and Static Var Compensator for Damping Electromechanical Oscillations In Large Scale Power Systems ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.5, n° 4, p. 1455–1469.
- Mathur, R. M. et R. K. Varma (2002). *Thyristor-Based FACTS Controllers for Electrical Transmission systems*. EPRI Power Systems Engineering Series.
- Mathworks, T. (2001). *μ -Analysis and Synthesis Toolbox*.
- Mhaskar, U. et A. Kulkarni (2006) « Power Oscillation Damping Using FACTS Devices : Modal Controllability, Observability in Local Signals and Location of Transfer Function Zeros ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.21, n° 1, p. 285–294.
- Milanovic, J. et A. S. Duque (2004) « Identification of Electromechanical Modes and Placement of PSSs Using Relative Gain Array ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.19, n° 1, p. 410–417.
- Murdoch, A., S. Venkataraman, et W. P. R.A. Lawson (1999a) « Integral of Accelerating Power Type PSS, part 1 - Theory, Design, and Tuning Methodology ». *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol.14, n° 4, p. 1658–1663.
- Murdoch, A., S. Venkataraman, et W. P. R.A. Lawson (1999b) « Integral of Accelerating Power Type PSS, part 2 - Field Testing and Performance Verification ». *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol.14, n° 4, p. 1664–1672.
- NAERC (2003) « Technical Analysis of the August 14, 2003, Blackout : What Happened, Why, and What Did We Learn ? ». Technical report, North American Electric Reliability Council.
- Nguyen-Duc, H., L. Dessaint, et A. Okou (2007) « A Power System Damping Controller Based on Identification of Critical Oscillations ». In *Proc. IEEE PES General meeting*.
- Nguyen-Duc, H., L. Dessaint, et A. Okou (2009) « Power System Robust Stability Analysis Using Structured Singular Value Theory And Model Reduction Method ». In *Proc. IEEE PES General meeting*.
- Nguyen-Duc, H., L. Dessaint, A. Okou, et I. Kamwa (2010) « A Power Oscillation Damping Control Scheme Based on Bang-Bang Modulation of FACTS Signals ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.25, n° 4, p. 1918–1927.

- Okou, F., L.-A. Dessaint, et O. Akhrif (2005) « Power Systems Stability Enhancement Using a Wide-Area Signals Based Hierarchical Controller ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.20, n° 3, p. 1465–1477.
- Olwegard, A., K. Walve, G. Waglund, H. Frank, et S. Tornøeng (1981) « Improvement of Transmission Capacity by Thyristor Controlled Reactive Power ». *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol.100, n° 8, p. 3930–3939.
- p. DeMello, F. et C. Concordia (1969) « Concept of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control ». *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol.88, n° 4, p. 316–329.
- Pai, M. A., D. P. Sen-Gupta, et K. Padiyar (2005). *Small Signal Analysis of Power Systems*. Alpha Science International.
- Pal, B. et B. Chaudhuri (2005). *Robust control in power systems*. Springer.
- Quintero, J. et V. Venkatasubramanian (2005) « A Real-Time Wide-Area Control Framework for Mitigating Small Signal Instability in Large Electric Power Systems ». In *IEEE Proceeding of 38th Hawaii International Conference on System Sciences*.
- Quintero, J. et V. Venkatasubramanian (2007) « Oscillation Monitoring System Based on Wide Area Synchrophasors in Power Systems ». In *Proc. of the IREP Symposium Bulk Power System Dynamic and Control - VII, Revitalizing Operational Reliability*.
- Ramanathan, B. et V.Vittal (2006a) « Small-disturbance angle stability enhancement through direct load control part I-framework development ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.12, n° 2, p. 773–781.
- Ramanathan, B. et V.Vittal (2006b) « Small-disturbance angle stability enhancement through direct load control part II-Numerical simulations and results ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.12, n° 2, p. 782–790.
- Ray, S., B. Chaudhuri, et R. Majumder (2008) « Appropriate Signal Selection for Damping Multi-modal Oscillations Using Low Order Controllers ». In *Proc. IEEE PES General meeting conference*.
- Reitan, D. et N. Ramarao (1968) « Pontryagin's maximum principle aids transient stability : Bang-bang control of reactance ». In *Proc. IEEE*, Vol. 56, pp. 1734 – 1735.
- Rogers, G. (2000). *Power system oscillations*. Kluwer Academic Publishers.
- Samuelsson, O. et M. Akke (1999) « On-Off Control of an Active Load for Power System Damping - Theory and Field Test ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.14, n° 2, p. 608–613.

- Samuelsson, O. et B. Eliasson (1997) « Damping of Electro-Mechanical Oscillations in a Multimachine System by Direct Load Control ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.12, n° 4, p. 1604–1609.
- Sauer, P. et M. Pai (1998). *Power System Dynamics and Stability*. Prentice Hall.
- Simoes, A., D. C. Savelli, P. Pellanda, N. Martins, et P. Apkarian (2009) « Robust Design of a TCSC Oscillation Damping Controller in a Weak 500-kV Interconnection Considering Multiple Power Flow Scenarios and External Disturbances ». *IEEE Transactions on Power Systems* 24, p. 226–236.
- Skogestad, S. et I. Postlethwaite (1996). *Multivariable Feedback Control - Analysis and design*. John Wiley & son.
- Taranto, G., J. Chow, et H. Othman (1995) « Robust Redesign of Power System Damping Controllers ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.3, n° 3, p. 290–298.
- Taylor, C. W. (2001). *Power System Stability Controls*, Chapter 11. The Power System Engineering Handbook. CRC Press.
- Trudnowski, D., J. Johnson, et J. Hauer (1999, February) « Making Prony Analysis More Accurate Using Multiple Signals ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.14, n° 1, p. 226–231.
- IEEE (1992). *IEEE Recommended Practice for Excitation System Model for Power System Stability Studies*.
- Wang, W., J. Doyle, C. Beck, et K. Glover (1991) « Model Reduction of LFT systems ». In *30th Conference on Decision and Control*.
- Wu, H. (2004). *Robust Control Design Considering Time Delay for Wide Area Power Systems*. Ph. D. thesis, Arizona State University.
- Yang, X. et A. Feliachi (1994) « Stabilization of Inter-Area Oscillation Modes Through Excitation Systems ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.9, n° 1, p. 494–502.
- Yu, X. (2000). *Robustness analysis and controller design for static var compensators in power systems*. Ph. D. thesis, Iowa State University, United States.
- Yu, X., M. Khammash, et V. Vittal (2001) « Robust design of a damping controller for static VAR compensators in power systems ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.16, n° 3, p. 456–462.
- Zhang, Y. (2007). *Design of Wide-Area Damping Control Systems for Power System Low-Frequency Inter-Area Oscillations*. Ph. D. thesis, Washington State University.

- Zhao, Q. (1996). *Robust Damping Control in Power Systems*. Ph. D. thesis, University of Western Ontario.
- Zhao, Q. et J. Jiang (1995, Nov.) « Robust SVC controller design for improving power system damping ». *IEEE Transactions on Power Systems*, vol.10, n° 4, p. 1927–1932.
- Zhu, C. (2001). *Robustness analysis for power system based on the structured singular value and the ν gap metric*. Ph. D. thesis, Iowa State University, United States.