



Ecole Nationale Polytechnique
Département d'Automatique
Laboratoire de Commande des Processus



Thèse de Doctorat en Génie Electrique

Option : Automatique

Présentée par :

Amar HAMACHE

Magister en Automatique de l'ENP d'Alger

Intitulée:

Investigation sur les Modèles de Commande d'un UPFC en vue de Réguler le Flux de Puissance dans une Interconnexion THT d'un Réseau Electrique

Soutenue publiquement le 02 juin 2015 devant le jury composé de :

E. M. BERKOUK	Professeur à l'ENP d'Alger	Président
H. CHEKIREB	Professeur à l'ENP d'Alger	Directeur de thèse
R. ILLOUL	Maître de conférences A à l'ENP d'Alger	Examineur
S. HADJI	Professeur à l'EPST d'Alger	Examineur
S. DJENNOUNE	Professeur à l'UMMTO	Examineur
A. MAIDI	Maître de conférences A à l'UMMTO	Examineur

ENP 2015

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier Mr. H. CHEKIREB de m'avoir proposé ce sujet de thèse et pour son précieux soutien dans l'aboutissement de ce travail.

Je remercie particulièrement Mrs: E. M. BERKOUK, R. ILLOUL, S. HADJI, S. DJENNOUNE et A. MAIDI pour avoir accepté d'être les membres du jury de cette thèse et pour avoir consacré leur temps à sa lecture critique.

J'exprime ma reconnaissance à Mrs : H. GREBICI, K. GREBICI, D. GREBICI, M. LIAMINI, M. T. BENSIDHOUM, Y. KHERCHI, N. HAMMOUCHE, M GHEZAILI et M^{elle} O. HAMDOUS pour leurs précieux soutiens dans l'aboutissement de ce travail.

J'adresse mon sincère MERCI aux familles : GREBICI, LIAMINI, BRABEZ et HAMMOUCHE, qui m'ont accueilli et soutenu le long de mes années d'études

Je termine par le remerciement des membres du Laboratoire de Commande des Processus de l'E.N.P et tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ce travail.

Je dédie cette thèse à :

Ma mère chérie,

La mémoire de: mon père, ma grand-mère et ma belle sœur Sabira.

Khalti Nora, khalti Lynda et khaldi Nassira.

Mes frères et sœurs, neveux et nièces, beaux frères et belles sœurs,

Ceux qui m'ont enseigné au primaire, au collège et au secondaire en particulier,

Lounis Bouzourine, Salah Zerrouk, Kouider Hamache, Mouloud Slimani,

Abdellah Mhenni, Nabil Bounabi...

Mes ami(e)s : Khaled, Hafid, Fayçal, Karim, Yacine, Titouh et Nora,

Tous mes collègues à l'université de Tizi-Ouzou.



Mourad

Sommaire

Introction générale.....	1
---------------------------------	----------

Chapitre I

Transport d'Electricité et Systèmes FACTS

I.1. Introduction.....	5
I.2. Structure et fonctionnement du réseau.....	7
I.3. Réglages primaires des réseaux électriques.....	9
I.4. Conduite du réseau et problème de gestion des flux de puissance.....	11
I.5. Systèmes FACTS.....	13
I.5.1. Systèmes FACTS à base de thyristors.....	14
I.5.2. Systèmes FACTS à base de convertisseurs électroniques de puissance.....	15
I.5.3. HVDC à base de source VSC et UPFC.....	17
I.6. Etat de l'art dans la commande de l'UPFC.....	20
I.6.1. Utilisation de l'UPFC pour la commande de l'écoulement de puissance en régime statique.....	20
I.6.2. Utilisation de l'UPFC pour l'amélioration de la stabilité dynamique.....	21
I.6.3. Utilisation de l'UPFC pour la commande de l'écoulement de puissance en régime dynamique.....	21
I.7. Problématique de la thèse et contribution.....	22
I.8. Conclusion.....	24

Chapitre II

Modélisation du Système

II.1. Introduction.....	25
II.2. Section 1 : Description schématique du système.....	28
II.2.1. Partie shunt (STATCOM).....	28
II.2.1.1. Fonctionnement.....	29
II.2.1.2. Circuit équivalent.....	30
II.2.2. Partie série (SSSC).....	31
II.2.2.1. Fonctionnement.....	31

II.2.2.2. Circuit équivalent.....	32
II.2.3. Bus Continu (DC Link).....	33
II.2.4. Nœud de connexion shunt (Shunt Node).....	34
II.3. Section 2 : Modélisation du système.....	35
II.3.1. Sous-système interne (Inner Subsystem).....	36
II.3.2. Sous-système externe (Outer Subsystem).....	41
II.3.2.1. Puissance active et réactive de la ligne avale.....	42
II.3.2.2. Tension du bus continu.....	43
II.3.2.3. Tension au nœud de connexion shunt.....	48
II.4. Structure de réglage globale de l'UPFC.....	56
II.5. Conclusion.....	59

Chapitre III

Commandes Linéaires

III.1. Introduction.....	60
III.2. Paramètres de simulation et évaluation des performances.....	61
III.3. Commande par PI.....	64
III.3.1. Synthèse de la commande.....	65
III.3.2. Simulations.....	66
III.4. Commande par retour d'état avec intégrateur (REI).....	68
III.4.1. Synthèse de la commande.....	71
III.4.2. Simulation.....	72
III.5. Commande par retour d'état dynamique (RED).....	74
III.5.1. Synthèse de la commande.....	76
III.5.2. Simulation.....	76
III.6. Comparaison.....	79
III.7. Conclusion.....	79

Chapitre IV

Commande par les Modes Glissants

IV.1. Introduction.....	80
IV.2. Commande adaptative par les modes glissants.....	80

IV.2.1. Synthèse de la commande en situation idéale (sans perturbations).....	81
IV.2.2. Synthèse de la commande en présence d'incertitudes de modélisation [Ham13].....	82
IV.2.3. Simulation et interprétation.....	86
IV.3. Commande par la méthode des modes glissants d'ordre supérieur.....	88
IV.3.1. Synthèse de la loi de commande par les modes glissants d'ordre supérieur.....	89
IV.3.2. Simulation et interprétation.....	93
IV.4. Comparaison.....	96
IV.5. Conclusion.....	96

Chapitre V

Amélioration de la Stabilité d'un Réseau Electrique par l'UPFC

V.1. Introduction.....	97
V.2. Phénomène de stabilité des machines synchrones.....	98
V.2.1. Stabilité petits signaux (Small-Signals Stability).....	99
V.2.2. Stabilité transitoire (Transient Stability).....	102
V.3. Amortisseur actif à base d'UPFC.....	104
V.3.1. Principe de fonctionnement de l'amortisseur actif à base d'UPFC.....	106
V.3.2. Amortisseur actif à coefficient variable.....	107
V.4. Simulation et interprétation.....	110
V.5. Conclusion.....	112
Conclusion générale.....	113
 Annexes.....	 115
 Références.....	 125

Notations

- V_s : Tension au nœud émetteur,
 V_r : Tension au nœud récepteur,
 U_C : Tension du bus continu,
 V_t : Tension au nœud de connexion shunt,
 ω : Pulsation du réseau,
 L : Self inductance,
 R : Résistance,
 C : Capacité du condensateur,
 $\mathbf{A}, \mathbf{B}, \mathbf{C}$: Matrices du modèle d'état,
 \mathbf{X} : Vecteur d'état,
 \mathbf{W} : Vecteur des termes résiduels,
 δ : Angle interne de la machine,
 φ : Déphasage entre tension et courant,
 P : Puissance active,
 Q : Puissance réactive,
 E_C : Energie emmagasinée dans le condensateur,
 V_{se} : Tension injectée par le SSSC,
 I_{sh} : Courant injecté par le STATCOM,
 ΔV : Chute de tension,
 D_{iP} : Facteur d'interaction dynamique relatif à la puissance active,
 D_{iQ} : Facteur d'interaction dynamique relatif à la puissance réactive,
 V : Fonction de Lyapunov,
 S : Surface de glissement,
 \mathbf{D} : Vecteur des incertitude de modélisation,
 V_∞ : Tension au nœud au nœud infini,
 H : Constante d'inertie de la machine,
 D : Facteur d'amortissement de la machine,
 x : Réactance,
 A^l : $l^{\text{ème}}$ ensemble flou,
 μ : Degré d'appartenance flou,

Liste des tableaux

Tab I.1. Solutions conventionnelles de réglage des réseaux électriques.....	13
Tab.III.1 : paramètres du système (en p.u).....	61
Tab.III.2 : paramètres des régulateurs PI de la boucle interne.....	66
Tab.III.3 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande PI.....	68
Tab.III.4 : Erreur maximales dans le cas de la commande PI.....	68
Tab.III.5 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande REI.....	73
Tab.III.6 : Erreur maximales dans le cas de la commande REI.....	74
Tab.III.7 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande RED.....	78
Tab.III.8 : Erreur maximales dans le cas de la commande RED.....	79
Tab.IV.1 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande ASMC.....	88
Tab.IV.2 : Erreurs maximales dans le cas de la commande ASMC.....	88
Tab.IV.3 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande HOSMC.....	95
Tab.IV.4 : Erreur maximales dans le cas de la commande HOSMC.....	96
Tab.V.1 : Table d'inférence floue.....	109

Liste des figures

Fig.I.1 : Structure générale d'un système électrique.....	7
Fig.I.2: Schéma de principe de la régulation primaire de vitesse (fréquence) et de tension....	10
Fig.I.3: Circuits unifilaires du SVC et du TCSC.....	15
Fig.I.4: Circuits unifilaires du STATCOM et du SSSC.....	16
Fig.I.5: Circuits unifilaires du STATCOM et du SSSC.....	17
Fig.I.6: Circuit unifilaire de l'UPFC.....	18
Fig.I.7: Interconnexion électrique et systèmes FACTS.....	23
Fig.II.1 : Circuit triphasé de l'UPFC équipant un réseau.....	26
Fig.II.2 : Vue aérienne de l'UPFC installé à AEP Inez, USA.....	28
Fig.II.3 : Circuit de la partie shunt (redresseur à absorption sinusoïdale de courant).....	29
Fig.II.4 : Schéma unifilaire équivalent de la partie shunt (source de courant).....	30
Fig.II.5 : Circuit de la partie série (redresseur à absorption sinusoïdale de courant).....	31
Fig.II.6 : Schéma unifilaire équivalent de la partie série (source de tension).....	32
Fig.II.7 : Répartition des puissances actives au niveau du bus continu.....	33
Fig.II.8 : Répartition des puissances actives et réactives au nœud de connexion shunt.....	35
Fig.II.9 : Circuit unifilaire équivalent du sous-système interne.....	37
Fig.II.10 : Schéma bloc du sous-système interne.....	41
Fig.II.11 : Détermination des courants de consignes série.....	43
Fig.II.12 : Schéma bloc du bus continu.....	45
Fig.II.13 : Schéma bloc du bus continu en boucle fermée.....	46
Fig.II.14. Phaseurs associés aux tensions nodales de la ligne amont.....	48

Fig.II.15 : Transfert direct et inverse entre i_q et Q_{sh}	52
Fig.II.16 : Transfert entre courant réactif de référence et courant réactif du STATCOM.....	52
Fig.II.17 : Transfert entre la puissance réactive Q_{sh} du STATCOM et sa référence Q_{shref}	53
Fig.II.18 : Schéma fonctionnel en boucle ouverte du système de compensation.....	53
Fig.II.19 : Schéma fonctionnel de la boucle de régulation de tension.....	54
Fig.II.20 : Diagramme vectoriel relatif aux tensions nodales de la ligne amont, en régime de surexcitation.....	56
Fig.II.21 : Structure de la commande globale de l'UPFC.....	58
Fig.III.1: Commande des courants par PI.....	65
Fig.III.2 : Réponses du système à la commande PI pour le test 1.....	66
Fig.III.3 : Réponses du système à la commande PI pour le test 2.....	67
Fig.III.4 : Réponses du système à la commande PI pour le test 3.....	67
Fig.III.5 : Réponses du système à la commande PI pour le test 4.....	68
Fig.III.6 : Structure de la commande par retour d'état avec intégrateur.....	69
Fig.III.7 : Réponses du système à la commande REI pour le test 1.....	72
Fig.III.8 : Réponses du système à la commande REI pour le test 2.....	72
Fig.III.9 : Réponses du système à la commande REI pour le test 3.....	73
Fig.III.10 : Réponses du système à la commande REI pour le test 4.....	73
Fig.III.11: Structure de la commande par retour d'état dynamique.....	76
Fig.III.12 : Réponses du système à la commande RED pour le test 1.....	77
Fig.III.13 : Réponses du système à la commande RED pour le test 2.....	77
Fig.III.14 : Réponses du système à la commande RED pour le test 3.....	78
Fig.III.15 : Réponses du système à la commande RED pour le test 4.....	78

Fig.IV.1 : Structure de la commande adaptative par les modes glissants.....	85
Fig.IV.2 : Réponses du système à la commande ASMC pour le test 1.....	86
Fig.IV.3 : Réponses du système à la commande ASMC pour le test 2.....	87
Fig.IV.4 : Réponses du système à la commande ASMC pour le test 3.....	87
Fig.IV.5 : Réponses du système de la commande ASMC pour le test 4.....	88
Fig.IV.6 : Structure de la commande par les modes glissants d'ordre supérieur.....	93
Fig.IV.7 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test1.....	94
Fig.IV.8 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test2.....	94
Fig.IV.9 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test3.....	95
Fig.IV.10 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test3.....	95
Fig.V.1 : Nature de la réponse aux petites perturbations.....	102
Fig.V.2 : Evolution de l'angle interne en réponse à une perturbation transitoire.....	103
Fig.V.3. Schéma de principe d'un amortisseur actif à base d'UPFC.....	105
Fig.V.4 : Fonctions d'appartenance de la variable d'entrée.....	109
Fig.V.5 : Schéma simplifié du système flou.....	109
Fig.V.6 : Réponse du système en angle interne pour le test 1.....	111
Fig.V.7 : Réponse du système en angle interne pour le test 2.....	111
Fig.V.8 : Réponse du système en angle interne pour le test 3.....	112

Introduction générale

Introduction Générale

Les réseaux électriques constituent l'une des principales sources modernes d'alimentation en énergie. Ils sont composés de plusieurs ouvrages de production, de transport et de distribution d'électricité sur plusieurs niveaux de tension et de puissance. Pour une gestion efficace de ces réseaux, plusieurs techniques classiques, basées essentiellement sur le principe de renforcement d'ouvrages et la compensation de la puissance réactive, sont utilisées.

Dans les réseaux électriques actuels, la puissance demandée ne cesse de croître et les exigences des consommateurs d'énergie électrique sont au-delà de ce qu'offrent les sociétés de transport et distribution d'électricité. Dans un marché dérégulé, les systèmes de puissance sont très complexes et requièrent une conception appropriée de nouveaux dispositifs efficaces et fiables pour un contrôle flexible du flux de puissance. A la fin des années 1980, the Electric Power Research Institute (EPRI) aux Etats-Unis, introduit une nouvelle approche pour résoudre le problème de conception, de contrôle et d'exploitation des réseaux électriques modernes. Le concept proposé a été dénommé *Flexible Alternative Current Transmission Systems* (FACTS) [Hin00]. Ce système doit permettre d'accroître la capacité de transport des lignes, de contrôler la tension et le flux de puissance ainsi que de garantir aux machines une marge de stabilité suffisante. Par conséquent, pour renforcer la capacité de transport des lignes actuelles et celle des nouvelles lignes, le recours aux dispositifs FACTS est incontournable.

Le premier dispositif FACTS a été développé par N. G. Hingorani [Cra03], [Hin00], le 19 avril 1988 et depuis, différents types de FACTS ont vu le jour. La structure, de ces dispositifs FACTS, est essentiellement constituée par des convertisseurs de l'électronique de puissance lesquels, ont connu une évolution technologique fulgurante, ces deux dernières décennies. Par ailleurs, on en trouve des dispositifs à une seule fonctionnalité comme à plusieurs.

D'une façon générale, un dispositif FACTS, qu'il soit série, shunt ou hybride, agit sur un seul paramètre régissant le transit de puissance dans une ligne électrique. En effet, le transformateur

Introduction Générale

déphaseur (PST) modifie l'angle de transport [Hin00], [Pov95], le compensateur statique (STATCOM) agit principalement sur la tension de la ligne [Boz10], [Hin00], [Haq06], [Val10] et le compensateur statique série synchrone (SSSC) modifie l'impédance de la ligne [Gha14], [Haq06], [Hin00], [Pov95].

Parmi les FACTS, the Unified Power Flow Controller ou UPFC, qui a été introduit en 1991 par L. Gyugyi, est le dispositif le plus efficace et le plus complet [Cra03], [Hin00]. En effet, l'UPFC peut agir sur les trois paramètres (tension, impédance et angle de transport), qui régissent le transit de puissance dans une ligne électrique. L'UPFC est donc la version la plus prometteuse des dispositifs FACTS, c'est aussi une des raisons pour laquelle il est choisi comme objet de recherche de la présente thèse.

Depuis quelques années, les travaux de recherche dans le domaine des FACTS se sont focalisés principalement sur l'UPFC. Ceux-ci ont conduit à différentes approches pour installer l'UPFC dans un réseau électrique [Hao04], [Gyu95]. Par ailleurs, le concept UPFC ainsi que ses caractéristiques ont été largement rapportés dans la littérature [Gyu95], [Pas04], [Gha09] et de nombreux articles de recherche consacrés à sa modélisation, son fonctionnement et sa commande ont été publiés ces dernières années. Il en ressort que plusieurs modèles mathématiques de l'UPFC ont été développés pour étudier et analyser le fonctionnement de l'UPFC en régime dynamique [Gha08], [Zen09], comme en régime permanent [Ton11], [Elg12], [Tiw11], [Ara11]. Cependant, ces modèles ne prennent pas en considération la dynamique des convertisseurs et des générateurs [Ham13], [Pap00a], [Pap00b].

Il est important de noter que le modèle de l'UPFC à deux injecteurs de tension et de courant a été proposé pour la première fois par Meng [Men00] où l'UPFC était représenté par un circuit équivalent avec une source de courant en shunt et une source de tension en série [Abi09]. Il faut aussi signaler les travaux de Limyingcharoen et al où sont étudiées trois stratégies de commande d'un UPFC pour l'amélioration de la stabilité et l'amortissement des oscillations électromécaniques [Lim98].

Introduction Générale

De même, plusieurs études se sont focalisés sur le problème relatif à la commande de la puissance active et réactive et à l'amélioration du profil de tension en régime transitoire dans une ligne d'interconnexion équipée d'un UPFC [Yu96], [Zen09], [Gha08], [Tav11], [Put12], [Sha08], [Ila09], [Wan12], [Sar08].

Pour notre part et dans cette thèse, nous établissons, en premier lieu, un modèle de l'UPFC à deux injecteurs plus élaboré, tenant compte des insuffisances des modèles précédents. En second lieu, nous développons des techniques de commande linéaires et non linéaires, pour évaluer les performances de l'UPFC en commande d'écoulement de puissance à travers une interconnexion. En conséquence, une étude comparative des performances de ces commandes est effectuée. Pour finir, nous proposons un schéma d'amortisseur actif utilisant un UPFC en vue d'améliorer la stabilité transitoire d'une machine raccordé à un réseau infini.

Ainsi, la rédaction de cette thèse est structurée comme suit : après cette introduction,

- Dans le premier chapitre, quelques généralités sur les réseaux électriques (constitution, conduites, contraintes de fonctionnement et techniques de réglage classiques et leurs insuffisances) seront données suivies des dispositifs FACTS les plus récents, ensuite l'état de l'art de la commande de l'UPFC. Le chapitre se termine par la problématique et les contributions de la thèse.
- Dans le second, le modèle complet de l'UPFC est établi en exploitant les circuits équivalents des convertisseurs et de la ligne, les équations de Kirchhoff et la transformation d-q. Le modèle obtenu est linéaire multivariable et inclut deux sous-systèmes : l'interne qui est relatif aux courants et l'externe qui est relatif aux tensions.
- Le troisième chapitre est consacré à la synthèse de trois lois de commande linéaires à structure simple : la commande par PI, la commande par retour d'état avec intégrateur et la commande par retour d'état dynamique.

Introduction Générale

- Dans le quatrième chapitre, pour pallier au problème des incertitudes de modélisation qui peuvent dégrader les performances des commandes linéaires, deux lois de commande robustes, utilisant les modes glissants, sont synthétisées : la commande adaptative par les modes glissants et la commande par les modes glissants d'ordre supérieur.
- Le dernier chapitre est dédié à la conception d'un amortisseur actif à base d'UPFC afin d'atténuer les oscillations électromécaniques dues à des perturbations sévères. L'amortisseur proposé utilise le principe de modulation de puissance pour créer un effet d'amortissement et par-là améliorer la stabilité transitoire.
- Enfin, une conclusion générale synthétisera les travaux de cette thèse et donnera quelques perspectives et axes de recherche envisageables.

Chapitre I

Transport d'Electricité et

Systemes FACTS

Chapitre I

Transport d'Electricité et Systèmes FACTS

I.1. Introduction

Devenant de plus en plus indispensable, sinon vitale même, l'énergie électrique est acheminée vers les centres de consommation par ce qui est appelé communément «Système électro-énergétique". Ce dernier n'est, en d'autres termes, qu'une chaîne de production, de transport et de distribution de l'énergie électrique, s'étendant depuis les centres de production jusqu'aux centres de consommation. Il est évident que le dimensionnement d'un tel système se trouve de fait lié à l'estimation des besoins énergétiques (charges) à court, moyen et long terme, à la détermination de leurs barycentres, à la localisation des centres (sites) de production et enfin au choix des couloirs de passage ou de servitude des moyens de transport (lignes) et des sites de transformation (postes). Le système peut donc être assimilé à une sorte de toile, à plusieurs niveaux de tensions, couvrant d'immenses territoires (réseaux aériens dans les zones éparses) et finissant enterrée à l'entrée des zones urbaines (réseaux souterrains). Au vue de son étendue, cette toile se trouve de fait soumise à toutes sortes d'agressions, internes et/ou externes, pouvant à tout moment provoquer son dysfonctionnement avec toutes les conséquences qui peuvent s'en suivre.

A l'image des réseaux naturels, des réseaux routiers et autres types de réseaux, l'énergie électrique développée par les centres de production, est transformée puis transportée à destinations des centres de consommation en passant par plusieurs étages de tension (Fig. I.1) : **UHT** (**Ultra Haute Tension**), **THT** (**Très Haute Tension**), **HT** (**Haute Tension**), **MT** (**Moyenne Tension**) et **BT** (**Basse Tension**). Les niveaux de tensions U sont fonction des puissances P à transporter sur les distances L . A titre d'orientation pour les planificateurs et développeurs, ces niveaux de tensions peuvent être déterminés par les expressions empiriques suivantes [Rte04]:

$$U(\text{kV}) = 4.34\sqrt{L(\text{km}) + 0.016P(\text{kW})}, \text{ pour } L \leq 250 \text{ km et } P < 60 \text{ MW} \quad (\text{I.1.a})$$

$$U(\text{kV}) = 4.34\sqrt{P(\text{kW})\left(0.1 + 0.015\sqrt{L(\text{km})}\right)}, \text{ pour } 250 \text{ km} < L < 1000 \text{ km et} \quad (\text{I.1.b})$$

Les expressions (I.1.a) et (I.1.a) montrent que, plus les puissances à transporter sont élevées, plus seront élevés les niveaux de tensions. Il est évident que les niveaux de tensions ont un impact sur l'architecture des supports, le dimensionnement et la géométrie des chaînes d'isolateurs, le dimensionnement des câbles, la garde au sol des câbles aériens (flèches), le champ électrique, les courants de terre (vagabonds), etc ... , les postes de transformation et autres ouvrages électriques [Rte04].

Le système électrique est donc un ensemble de productions (puissance installée), de réseaux de transport et de distribution assurant l'acheminement de l'énergie, et de charges. Il comprend essentiellement:

- Un parc de production composé de plusieurs groupes (hydrauliques, thermiques classiques ou nucléaires, ...). Ces groupes sont eux-mêmes des systèmes complexes de gros matériels de puissance, mais aussi d'organes de régulation et de protection,
- Des dizaines voire des centaines de milliers de kilomètres de lignes aériennes ou de câbles souterrains et plusieurs centaines de postes THT/H formant un réseau interconnecté fortement maillé, qui permet des transits de puissance importants. Là encore, outre les matériels de puissance (lignes, transformateurs, organes de coupure, ...), il faut considérer un grand nombre de protections et d'automates,
- Des milliers d'installations-clients qui sont directement raccordées sur les réseaux THT, ou alimentées par des réseaux de tensions inférieures reliés à ces mêmes réseaux. Elles présentent différents types de besoins (courbes de charge, puissance de court-circuit, ...). Elles peuvent être des sources de perturbations et présenter des comportements dynamiques très différents lors des variations importantes de tension et/ou de fréquence rencontrées au cours des incidents,

- Un centre de conduite principal et plusieurs centres de conduite régionaux exploitant, chacun dans sa zone d'action et conformément à ses responsabilités, le système électrique.

Ces multiples composants, en interaction permanente, sous le contrôle d'opérateurs humains et d'automates, constituent un ensemble complexe et fortement bouclé ; il doit être conçu et exploité de manière cohérente.

I.2. Structure et fonctionnement du réseau

La figure I.1 représente la structure générale d'un système électrique maillé avec les différents niveaux de tension (cas du réseau algérien).

Cette figure montre les principaux composants du système électrique à savoir [Rte04], [Son04] :

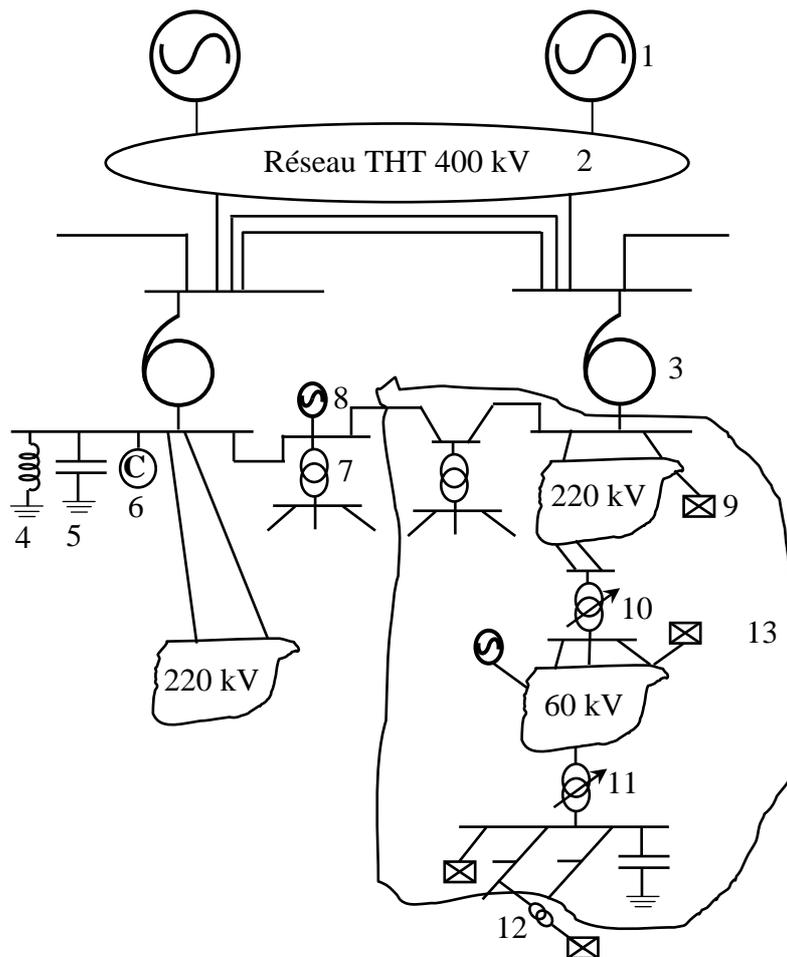


Fig.I.1 : Structure générale d'un système électrique.

- 1-Groupe** : il produit de la puissance active et fournit ou absorbe de la puissance réactive.
Les plus puissants sont raccordés au réseau THT (400 kV) et fixent le cadre global de la tension,
- 2-Réseau 400 kV** : c'est un réseau suffisamment maillé pour permettre d'acheminer la puissance réactive à des distances relativement lointaines,
- 3-Autotransformateur** : il assure le passage du niveau de tension 400 kV vers le niveau 220 kV. Il est doté de prises réglables qui permettent dans une certaine marge, de modifier la tension avale,
- 4-Réactance inductive shunt**: elle absorbe de la puissance réactive,
- 5-Réactance capacitive shunt**: elle fournit de la puissance réactive,
- 6-Compensateur synchrone** : permet de fournir ou d'absorber de la puissance réactive,
- 7-Transformateur THT/HT** : il assure le passage du niveau de tension 220 kV vers le niveau 60 kV (HT),
- 8-Groupe de production décentralisée** : il produit une puissance relativement faible qui peut être à base d'énergie renouvelable (hydraulique, éolienne, photovoltaïque, ...),
- 9- Charge** : représente les différents consommateurs du produit électricité qui peuvent être industriels, domestiques ou autres ... ,
- 10- Régleur en charge** : Permet d'intervenir pour maintenir une tension avale constante en agissant sur le rapport de transformation (modification de la position des plots),
- 11- Transformateur HT/MT** : il assure le passage du niveau de tension 60 kV vers la moyenne tension (MT) 30 kV ou 10 kV selon qu'on est en zone rurale ou urbaine,

12- Transformateur MT/BT : il assure le passage du niveau de tension MT vers la basse tension (BT) 380 V,

13- Réseau de répartition et de distribution : il assure la répartition de l'énergie par zone et la distribution pour alimenter les clients quelque soit leur nature, industrielle ou domestique.

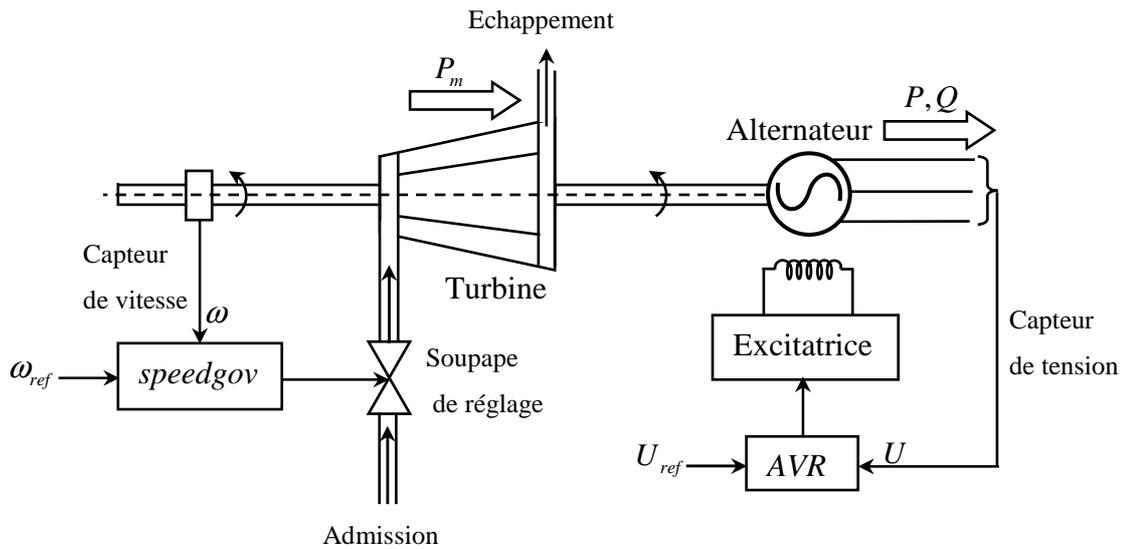
Lors de la planification de tels systèmes, les aspects "coût et fiabilité" sont déterminants quant aux dimensionnements de l'ensemble des ouvrages. Pour ce faire, des outils d'aide à la décision intégrant des modèles de simulation et d'optimisation de fonctions objectifs assez complexes dans leur résolution, sont déroulés par les planificateurs et développeurs de réseaux. En Algérie, Sonelgaz utilise la chaîne SPIRA et SICRE [Son04].

De manière générale, les systèmes électro-énergétiques sont planifiés pour fonctionner à 90% de leur temps en régime permanent, ce qui permet de les mettre à l'abri des conséquences de certains types d'incidents. En régime permanent, le système aura à subir uniquement les contraintes dues aux variations des charges traduites par des fluctuations de tension et de fréquence ne devant pas s'écarter des plages admissibles d'exploitation et de conduite [Rte04]. Mais n'empêche que ce système peut être aussi sujet à des phénomènes lents (oscillations lentes).

I.3. Réglages primaires des réseaux électriques

Il y a peu de systèmes de réglage classiques pour réseaux électriques. Traditionnellement, se sont les systèmes de réglage primaire de vitesse (turbines à vapeur ou hydrauliques), les systèmes d'excitation dont sont équipés les alternateurs (voir figure .I.2) et les régulateurs en charges des transformateurs.

Il est important de noter que les réglages primaires de vitesse et de tension ne suffisent pas, d'autres niveaux de réglage complémentaires existent à savoir le réglage secondaire et le réglage tertiaire [Rte04].



Légende : P, Q : flux de puissance généré ; P_m : puissance mécanique de la turbine ;
 ω_{ref}, ω : vitesse mesurée et celle de référence ; U, U_{ref} : tension mesurée et celle de référence.

Fig.I.2: Schéma de principe de la régulation primaire de vitesse (fréquence) et de tension.

Sur cette figure *speedgov* (*speed governor*) représente le régulateur primaire de vitesse et *AVR* (*Automatic Voltage Regulator*) représente le régulateur primaire de tension [Hel10], [Rte04].

Actuellement, les réseaux électriques souffrent de la forte croissance de la demande en puissance, ce qui exige des régulateurs performants pour les réseaux électriques dans le but est de pallier aux nombreux problèmes liés :

- Au nombre excessif d'interconnexions à courant alternatif,
- Au transport de la puissance sur de très longues distances,
- A l'encombrement voire l'absence des couloirs de servitude,
- A la restructuration et la dérégulation du marché de l'électricité.

I.4. Conduite du réseau et problème de gestion des flux de puissance

Dans un réseau électrique d'interconnexion, par essence maillé, la répartition des transits de puissance dépend essentiellement de(s) [Hel10], [Rte04]:

- la localisation des charges,
- la localisation des groupes de production en service,
- des échanges transfrontaliers,
- la localisation des moyens de compensation de la puissance réactive,
- des distances électriques (impédance) des ouvrages de transport.

Ces transits de puissance constituent un flux allant des postes où sont raccordées les centrales (postes d'évacuation) vers les postes où sont raccordés les clients (postes-clients); il emprunte des lignes et des câbles de transport en se répartissant proportionnellement à leur admittance. Ce qui est, en quelque sorte, une préférence marquée pour "le chemin le plus court". Ce flux de puissance se matérialise par les courants qui traversent les ouvrages. Plus le transit est élevé et plus les courants seront forts. Ces courants peuvent croître lorsqu'un ouvrage a déclenché suite à un défaut. En effet, le transit supporté initialement par cet ouvrage va se reporter sur les ouvrages voisins : **c'est le phénomène du report de charge** [Hel10], [Rte04], [Son04].

Or à tout instant, l'exploitant du système doit garantir que le courant de transit dans les ouvrages de transport (lignes aériennes, câbles souterrains, transformateurs et autotransformateurs) se situe en deçà d'un seuil fixé : intensité maximale en régime permanent pour les lignes et les câbles, courant nominal pour les appareils de transformation. En cas de dépassement, des protections de surcharge alertent le dispatcher qui dispose alors d'un temps limité, variable selon l'ampleur du dépassement (20 min, 10 min ou 1 min pour le réseau 400 kV), pour ramener le transit à une valeur acceptable. Dans le cas contraire, la

protection de surcharge fait déclencher l'ouvrage à l'échéance de la temporisation [Rte04], [Son04].

La régulation classique des transits est assurée en agissant principalement sur deux paramètres :

- **la topologie du réseau** : en adaptant les schémas d'exploitation, le dispatcher modifie les impédances des différentes mailles du réseau (création de files lentes pour augmenter l'impédance du réseau ou, au contraire, mise en parallèle d'ouvrage pour la diminuer) et modifie la répartition des charges par rapport aux sources de production,
- **les programmes de production** : en adaptant les programmes de production des groupes, le dispatcher joue sur la répartition des sources de production par rapport aux charges.

Pour une topologie donnée, il est possible d'évaluer, grâce aux outils de conduite et de simulation, le transit dans chacun des ouvrages en fonction du plan de production adopté et de la localisation des charges (calcul du Load-Flow). De la même façon, il est possible de calculer l'impact du déclenchement d'un ouvrage de transport ou de production, sur la valeur des transits dans les ouvrages restants.

Ces calculs sont utilisés en permanence, tant au niveau prévisionnel qu'en temps réel, pour vérifier la viabilité et la robustesse des schémas d'exploitation, notamment vis-à-vis du respect de la règle du N-K [Rte04].

Le tableau I.1 résume les différentes techniques conventionnelles utilisées pour le réglage des réseaux électriques :

En situation ultime, le dernier recours est d'agir sur les charges en délestant de la clientèle.

Tab I.1. Solutions conventionnelles de réglage des réseaux électriques:

Solution	Apport	Insuffisances
Compensation capacitive	Compensation des chutes de tension, réduction des pertes	Coût élevé, réponse lente
Compensation inductive	Compensation des surtensions	Coût élevé, réponse lente, pertes élevées
Compensation synchrone	Compensation bidirectionnelle et relativement rapide	Coût très élevé, pollution
Régleur en charge	Maintien de la tension	Réponse lente
Délestage	Maintien de la fréquence, préservation de la stabilité	Réponse lente, coût élevé
Ilotage	Maintien de la fréquence, préservation de la stabilité	Réponse très lente, coût élevé
Renforcement d'ouvrage	Maintien de la tension, préservation de la stabilité	Coût très élevé, réponse très lente, encombrement

I.5. Systèmes FACTS

Le système électrique peut être contraint par un ou plusieurs facteurs statiques et dynamiques limitant sa capacité de transport à savoir : la stabilité angulaire, l'amplitude de la tension, les limites thermiques, la stabilité transitoire et la stabilité dynamique [Hel10], [Rte04], [Cra03]. Ces limites définissent la puissance électrique maximale devant être transmise sans causer de dommages aux lignes de transport et équipements électriques. En principe, les limitations sur le transport de puissance peuvent toujours être éloignées par la mise en service de nouvelles lignes de transport et de centrales de production.

Alternativement à cela, les systèmes flexibles de transport à courant alternatif FACTS acronyme de *Flexible Alternating Current Transmission Systems* peuvent régler toutes ces contraintes sans une modification profonde du système électrique. Les dispositifs FACTS incorporent des contrôleurs électroniques statiques pour améliorer la contrôlabilité et accroître la capacité de transport d'un réseau électrique. Le concept de FACTS est basé sur l'incorporation des dispositifs électroniques de puissance raccordés sur le côté haute tension du réseau. Essentiellement, les systèmes FACTS visent à **commander les flux de puissance dans le réseau en régimes permanent et transitoire**. La philosophie du concept FACTS a été introduite en 1988 par le Docteur N. Hingorani [Hin00], [Cra03].

En raison des nombreux avantages économiques et techniques qu'ils assurent, les FACTS ont intéressé les grandes firmes de fabrication du matériel électrique, les services publics et les organismes de recherche dans le monde entier. Cela a conduit à des progrès technologiques très importants au profit des systèmes FACTS [Cra03]. Plusieurs types de dispositifs FACTS ont été installés dans les réseaux électriques à travers le monde [Cra03].

I.5.1. Systèmes FACTS à base de thyristors

Ces systèmes FACTS sont composés essentiellement d'interrupteurs électroniques de puissance (à base de thyristors) qui permettent d'insérer des résistances, des réactances capacitives ou des réactances inductives dans la ligne de transport. Ces contrôleurs souffrent de la discontinuité de fonctionnement (par gradins). On trouve dans [Pov95] :

- **TCBR** Thyristor controlled braking resistor,
- **TCPAR** Thyristor controlled phase angle regulator,
- **TCPST** Thyristor controlled phase shifting transformer,
- **TCR** Thyristor controlled reactor,
- **TCSR** Thyristor controlled series reactor,
- **TCVL** Thyristor controlled voltage limiter,
- **TCVR** Thyristor controlled voltage regulator,
- **TSC** Thyristor switched capacitor.

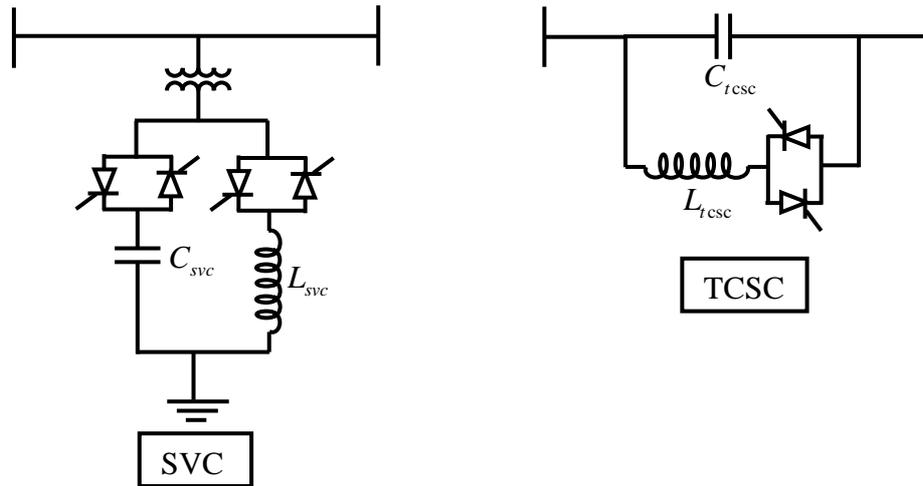


Fig.I.3: Circuits unifilaires du SVC et du TCSC.

- **TSR** Thyristor switched reactor,
- **TSSC** Thyristor switched series capacitor,
- **TSSR** Thyristor switched series reactor,
- **TCSC** Thyristor controlled series capacitor,
- **SVC** Static var compensator.

Sur la figure I.3, sont représentés les circuits unifilaires du SVC et du TCSC qui allient les fonctionnalités de tous les FACTS cités plus haut.

I.5.2. Systèmes FACTS à base de convertisseurs électroniques de puissance

La technologie du GTO promet que les avantages des techniques de modulation de largeur d'impulsion ou PWM (*Pulse Width Modulation*), qui ont trouvé des applications fort-appréciées en commande des entraînements électriques et alimentations sans coupures, peuvent être étendus au cas des très hautes tensions au profit des compagnies d'électricité. A la différence de la commutation naturelle qui doit attendre l'apparition de la tension négative d'un demi-cycle, le nombre de commutations du PWM-GTO est beaucoup plus élevé. Une conséquence immédiate de l'augmentation de la fréquence de commutation est qu'elle permet d'avoir des taux de distorsion harmonique THD de courant et de tension dans les normes, ce qui réduit la taille des filtres au même titre que leurs coûts [Pov95], [Lu03].

Depuis la fin des années quatre-vingts, les régulateurs électroniques de puissance basés sur les thyristors se sont transformés en régulateurs basés sur les GTO ou autres valves de puissance communément appelés VSC (*Voltage Source Converter*). Ces systèmes FACTS sont composés essentiellement de sources de tension concrétisées par des convertisseurs électroniques de puissance qui permettent d'insérer des tensions ou injecter des courants dans la ligne de transport. Cela a donné naissance à deux nouveaux dispositifs FACTS :

- Le STATCOM (*Static Compensator*) analogue du SVC,
- Le SSSC (*Static Synchronous Series Compensator*), analogue du TCSC.

Le STATCOM et le SSSC sont basés sur la même configuration de conversion de base, le convertisseur source de tension ou VSC. Quand elles sont commandées par la technique de modulation PWM, chaque source VSC peut être considérée comme trois amplificateurs de tension, un par phase, amplifiant le signal de modulation de la phase correspondante. Le VSC est donc le module avec lequel beaucoup de nouveaux régulateurs peuvent être construits.

Sur la Figure I.4, sont représentés les circuits unifilaires du STATCOM et du SSSC [Lu03].

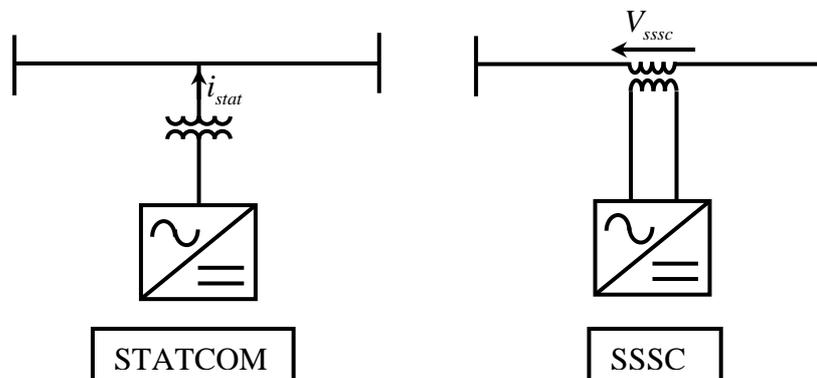


Fig.I.4: Circuits unifilaires du STATCOM et du SSSC.

I.5.3. HVDC à base de source VSC et UPFC

A la différence du STATCOM et du SSSC qui, principalement, apportent des améliorations aux fonctions réalisées initialement par le SVC et le TCSC, le VSC-HVDC représenté à la Figure I.5 servant au transport à courant continu, offre de nouvelles fonctions [Lu05]. En plus de commander la puissance active, les stations de conversion du VSC-HVDC peuvent commander la puissance réactive à leurs sorties alternatives, une fonction que le HVDC classique à thyristor ne pouvait pas réaliser [Lu03].

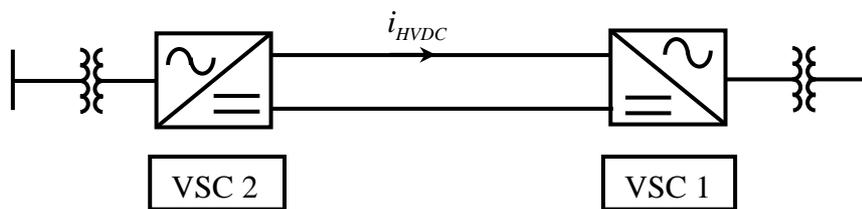


Fig.I.5: Circuits unifilaires du STATCOM et du SSSC.

Le bus du back-to-back HVDC formant une liaison asynchrone a une étendue de phase de 360° . Lazlo Gyugyi a précisé qu'il y avait plusieurs situations dans lesquelles le déphasage requis est relativement faible et le coût excessivement élevé du bus continu du HVDC ne peut être justifié, étant donné que chacun des deux convertisseurs VSC doit être dimensionné pour la pleine tension et le plein courant nominal [Lu03].

En se servant du concept **de pierre inaugurale** sus citée, il a proposé un réarrangement de structure du HVDC, **un VSC connecté en shunt (comme un STATCOM) et un autre en série (comme un SSSC) mais avec leurs côtés continus connectés back-to-back pour établir un échange effectif de la puissance active entre les deux convertisseurs** (voir Figure I.5). Le VSC shunt n'est pas contraint à fonctionner à courant nominal, de même, le VSC série n'est pas contraint à fonctionner sous tension nominale. Par voie de conséquence, leur puissance apparente totale est inférieure à celle du bus continu dans le cas d'une liaison à courant continu ou HVDC. En outre, comme le VSC shunt et le VSC série sont connectés dos-à-dos par leurs côtés continus, ils ne fonctionnent pas strictement comme un STATCOM ou un SSSC. Ils peuvent absorber ou injecter de la puissance active par l'intermédiaire du bus continu (*DC link*). Ce degré de liberté permet aux VSCs de commander la puissance réactive

à leurs côtés alternatifs. La cascade exerce trois actions de commande (trois degrés de liberté) à savoir :

- La puissance active à travers le DC link,
- La puissance réactive au nœud émetteur de la ligne de transport,
- La puissance réactive au nœud récepteur.

Lazlo Gyugyi l'a prétendu être l'ultime régulateur, et lui a donné le nom de UPFC (acronyme de *Unified Power Flow Controller*) ou régulateur de flux de puissance universel [Hin00], [Cra03], [Guy92].

Sans compter la possibilité de commander la puissance réactive, l'UPFC peut être utilisé dans les trois applications suivantes [Lu03]:

- Modification de l'angle de transport (*phase shifting*),
- Compensation capacitive série (*series capacitor compensation*),
- Imposer un fonctionnement dans le sens inverse de l'écoulement naturel de puissance (*reversing power*).

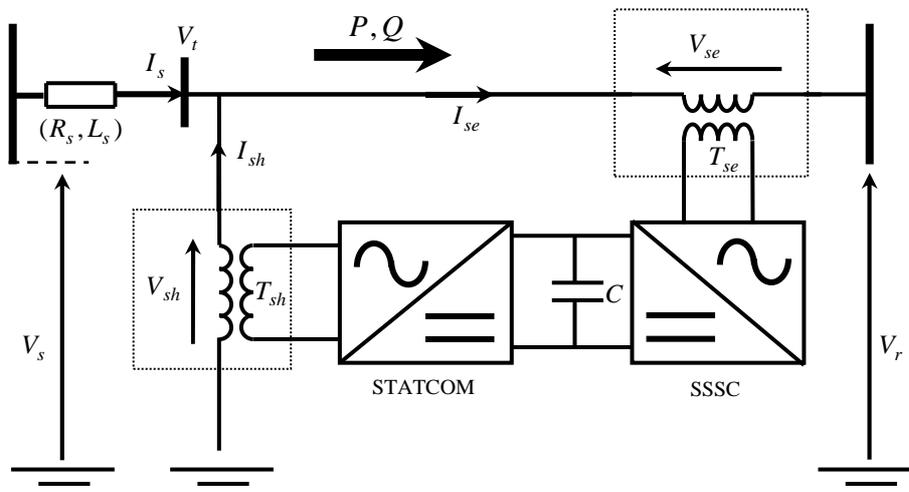


Fig.I.6: Circuit unifilaire de l'UPFC.

Actuellement, le challenge est de concevoir des régulateurs de réseau qui puissent apporter des solutions aux problèmes relatifs aux exigences du marché de l'énergie, à savoir [Lu03] :

- Soulager les lignes de transport pour minimiser les incidents. Les FACTS sont conçus pour éviter l'instabilité transitoire de sorte que les lignes existantes puissent fonctionner près de leurs limites thermiques,
- Faciliter la commercialisation de l'énergie électrique dans un marché dérégulé en s'assurant que la puissance contractuelle ait transité via les liaisons désignées et avec un minimum de boucles ou retours de puissance.

L'idée est expliquée à la Figure I.6 qui montre un diagramme schématique d'une interconnexion entre deux systèmes électriques à courant alternatif. La puissance active transitée est définie par l'équation (I.2) par la donnée de V_1 et V_2 les tensions aux deux extrémités, X l'impédance (réactance selfique) équivalente de la ligne et $\delta_1 - \delta_2$ le déphasage angulaire [Kun94] (voir annexe A) .

$$P = \frac{V_1 V_2}{X} \sin(\delta_1 - \delta_2) \quad (\text{I.2})$$

En analysant l'équation (I.2), il est évident que la puissance transitée peut être influencée par trois paramètres à savoir : la tension, l'impédance de la ligne et le déphasage angulaire des tensions. Les dispositifs FACTS peuvent commander un ou plusieurs de ces paramètres (à la Figure I.7 sont donnés des exemples de FACTS qui commandent un ou plusieurs paramètres de la puissance transitée).

Il faut noter que les opportunités offertes en reconfigurant les modules VSC, ne sont pas limitées à l'UPFC simple. McGill University a proposé un UPFC multi-terminal M-UPFC (Multi-terminal UPFC) [Mwi00], qui a été conçu pour faciliter la commercialisation de l'énergie dans un marché dérégulé. Lazlo Gyugyi a vite enchaîné par une autre innovation, l'IPFC (*Interline Power Flow Controller*) qui permet de compenser deux lignes ou plus [Gyu99], [Kam15]. Récemment, Bin LU a étudié une autre structure possible, le C-UPFC

(*Center-node UPFC*) à trois VSC qui présente l'avantage de la symétrie de fonctionnement et la possibilité de régler la tension au point milieu [Lu03]. Le *G-UPFC (Generalized UPFC)* qui allie les avantages de l'UPFC et ceux de l'IPFC a été proposé par [Vya14], [Val15]. Il y a aussi l'UPFC à deux VSCs shunt et une capacité série qui serait moins coûteux et plus robuste [Sad10].

I.6. Etat de l'art dans la commande de l'UPFC

Une part non négligeable de la littérature consacrée aux FACTS, en général, et à l'UPFC, en particulier, traite de l'écoulement de puissance (Load-Flow) en présence de l'UPFC en régime statique [Ara11], de l'amélioration de la stabilité dynamique du réseau [Has12] ainsi que l'amortissement des oscillations électromécaniques des machines [Tha12]. On trouve aussi quelques travaux relatifs à la commande du flux de puissance dans un réseau maillé en présence d'un ou de plusieurs dispositifs UPFC [Ila08], [Zan09], [Gha08], [Yam04].

I.6.1. Utilisation de l'UPFC pour la commande de l'écoulement de puissance en régime statique

En littérature spécialisée FACTS, sont proposées différentes techniques d'insertion des UPFC dans un réseau électrique [Lai10] Il est important de citer que dans la majorité de ces travaux, sont utilisées des méthodes de calcul des références de puissance (flux de puissance désiré) que l'UPFC doit imposer pour améliorer le fonctionnement du réseau. Il faut noter aussi que ces travaux s'intéressent à l'aspect optimisation du nombre d'UPFC à installer ainsi qu'à leurs emplacements optimaux [Lai10]. Ici encore, des modèles statiques de l'UPFC sont utilisés afin d'introduire l'influence de celui-ci sur les équations d'écoulement de puissance préalablement établies (avant insertion de l'UPFC).

Ces méthodes ne s'intéressent pas donc au régime dynamique ce qui en fait des méthodes, beaucoup plus exploitées en planification des systèmes électriques [Son04].

I.6.2. Utilisation de l'UPFC pour l'amélioration de la stabilité dynamique

Plusieurs articles de recherche récents ont été axés sur l'amélioration de la stabilité des réseaux électriques. Les méthodes proposées utilisent des modèles linéarisés autour d'un point de fonctionnement souvent nominal. Cela permet, bien-entendu, d'étudier la stabilité petit-signal où les contingences sont généralement provoquées par les perturbations de faible amplitude (déclenchement de lignes faiblement chargées, variations lentes de charges, ...) [Hel10], []. Cependant, ces modèles ne permettent pas d'étudier la stabilité transitoire suite à une perturbation sévère telle que le déclenchement d'un groupe de production ou l'apparition d'un défaut triphasé franc.

L'apport de l'UPFC à l'amélioration de la stabilité, est dans ce cas de figure, relativement très satisfaisant, en particulier, lorsqu'il y a une coordination entre le FACTS et les PSS dont sont équipés les machines [Hin00], [Seb08].

I.6.3. Utilisation de l'UPFC pour la commande de l'écoulement de puissance en régime dynamique

L'analyse du fonctionnement de l'UPFC en régime dynamique est nécessaire vu la vitesse relativement élevée des phénomènes électriques. Cela permet essentiellement de faire un dimensionnement adéquat et une commande performante de l'UPFC afin d'en tirer tout le profit possible [Hin00], [Cra03], [Men14].

Dans une liaison électrique, la capacité de l'UPFC à imposer un flux de puissance donné, avec de bonnes performances statiques et dynamiques, ne peut être assurée que par un choix judicieux de la loi de commande.

De nombreux travaux ont été consacrés à la commande linéaire de l'UPFC à savoir : la commande découplée par PI [Zhu05], [Yu96], la commande SVD [Gha04], [Yam04], la commande H_∞ [Sar08], la commande prédictive et celle optimale [Ala10]. Néanmoins, dans la majorité de ces travaux, la synthèse de la loi de commande est basée sur un modèle de l'UPFC très approximatif voire même très réduit. En effet, le phénomène de couplage entre les deux convertisseurs constituant l'UPFC ainsi que leurs dynamiques ont été négligés. De

plus, les modèles utilisés n'ont considéré aucune perturbation interne ou externe ce qui, bien entendu, n'est pas réaliste.

Concernant la commande non linéaire de l'UPFC qui est moins abondante, on trouve la commande utilisant le principe de Lyapunov [Zen09], [Wan12], la commande par linéarisation [Sar08], la commande neuronale [Tal11], la commande floue [Put12] et la commande par back-stepping [Ila08]. Cependant, toutes ces lois commandes utilisent un modèle incomplet de l'UPFC. En effet, les tensions PWM générées par le STATCOM et le SSSC sont représentées par des systèmes triphasés parfaitement sinusoïdaux.

I.7. Problématique de la thèse et contribution

Dans le but de pallier aux insuffisances des méthodes de commande citées ci dessus, nous avons jugé utile de développer un modèle assez complet de la liaison électrique équipée de l'UPFC prenant en compte la dynamique des actionneurs et en considérant les perturbations internes et/ou externes (voir chapitre II). Ce modèle servira à la synthèse de trois lois de commande linéaires à structure simple mais n'ayant pas été utilisées dans la commande de l'UPFC (voir chapitre III).

Pour faire face aux incertitudes paramétriques affectant inévitablement le modèle établi, nous allons synthétiser deux lois de commande robustes exploitant la technique des modes glissants. La première utilise une adaptation directe du modèle. Quant à la seconde, elle utilise les modes glissants d'ordre supérieur afin de réduire le phénomène de broutement (voir chapitre IV).

Enfin, pour montrer les capacités incontestables de l'UPFC dans l'amortissement des oscillations électromécaniques des groupes de production, nous allons proposer au chapitre V, un schéma de base d'un amortisseur actif utilisant un UPFC. Ce schéma complète et détaille l'idée innovatrice qui a été proposée dans [Hin00].

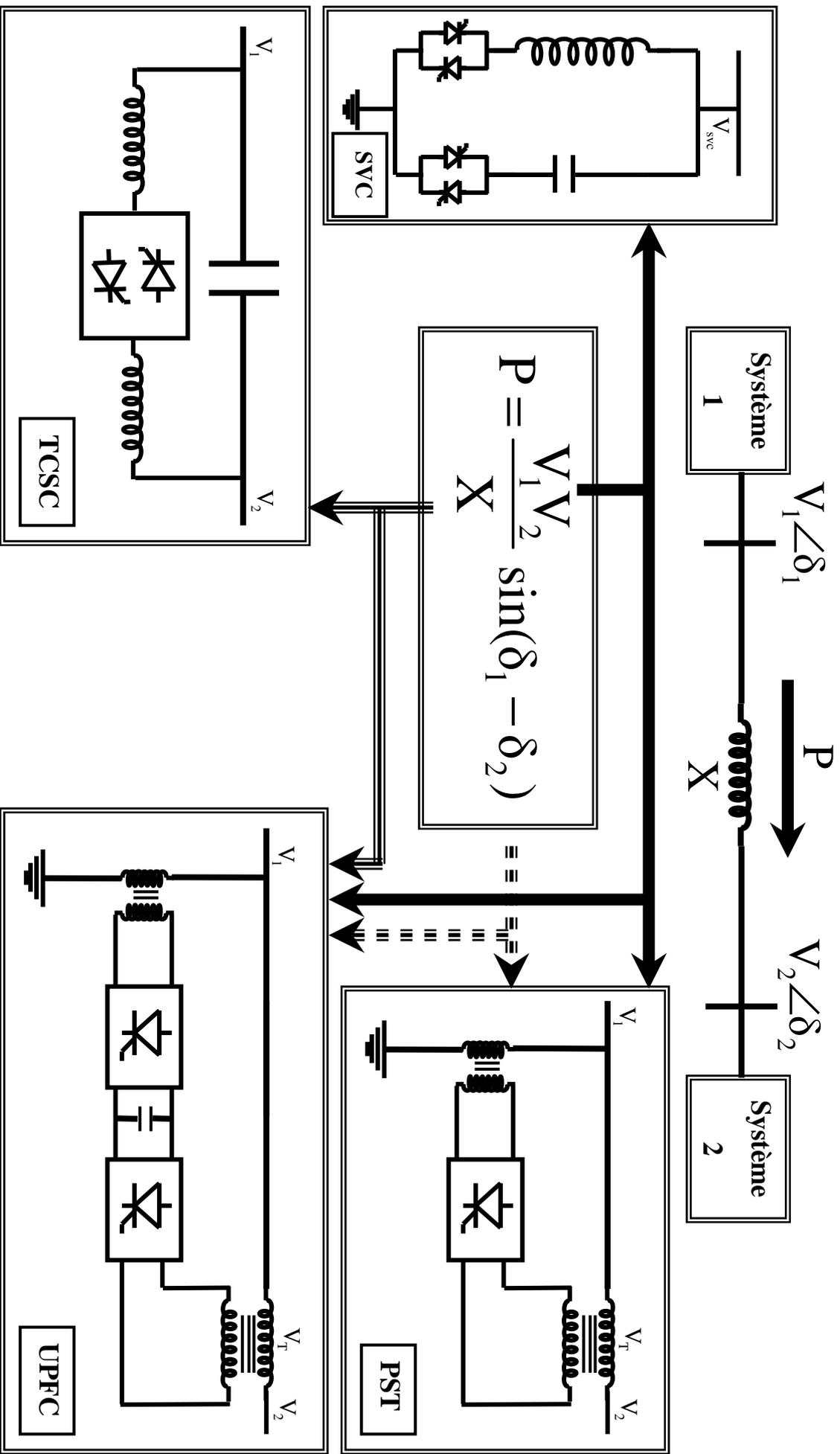


Fig.1.7: Interconnexion électrique et systèmes FACTS.

I.8. Conclusion

Le présent chapitre a exposé brièvement la constitution, le fonctionnement, la conduite ainsi que les problèmes relatifs à l'exploitation d'un réseau électrique. Il a été montré que les systèmes de réglage classiques des réseaux électriques souffraient d'insuffisances liées essentiellement à la lenteur de réponse et le coût relativement élevé des compensateurs. L'architecture, la classification et le fonctionnement des dispositifs FACTS, basés sur l'électronique de puissance ont été donnés. L'UPFC a été introduit comme meilleure solution technique, suivi de l'état de l'art dans sa commande et les contributions de la thèse.

Chapitre II

Modélisation du Système

Chapitre II

Modélisation du Système

II.1. Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons montré que les dispositifs FACTS ont l'aptitude d'accroître la capacité de transport de puissance du réseau existant et permettent d'améliorer ses performances dynamiques. Actuellement, les dispositifs FACTS existants peuvent être de classés selon leur mode de raccordement à la ligne électrique. On distingue trois catégories de FACTS à savoir [Pov95]:

- **FACTS séries** : TCSC (Thyristor Controller Series Capacitor) et SSSC (Static Synchronous Series Compensator),
- **FACTS hunts** : SVC (Static Var Compensator) et STATCOM (STATIC COMpensator),
- **FACTS hybrides** : PST (Phase Shifting *Transformer*), UPFC (Unified Power Flow Controller) et IPFC (Interline Power Flow Controller)

Le présent chapitre présente d'une façon détaillée le dispositif UPFC. C'est une variante de FACTS proposée initialement par Laszlo Gyugyi [Hin00] qui consiste, comme le montre la figure II.1, en deux sources synchrones de tension couplées au réseau par des transformateurs. En effet, ces sources sont générées par des convertisseurs ayant en commun un bus continu mais, l'une est placée en parallèle (shunt) et l'autre en série. De plus, la source de tension série est totalement commandable en amplitude et en phase via le convertisseur (SSSC) lequel puise son énergie du circuit continu intermédiaire. Quant au convertisseur shunt (STATCOM), il permet d'agir sur la puissance réactive de la source et de compenser la puissance active absorbée par le convertisseur et les pertes [Cra03].

L'UPFC apparait comme l'ultime solution FACTS, car il possède les trois degrés de liberté requis pour agir sur les trois paramètres de base du transport de puissance d'une liaison électrique, à savoir : la tension V , l'impédance de la ligne X et l'angle de transport δ (voir Annexe A). L'UPFC dispose également d'un quatrième degré de liberté qui est en général réservé au maintien d'une tension constante aux bornes du condensateur du bus continu.

L'UPFC peut donc jouer le rôle d'injecteur de tension, de compensateur série-parallèle ou de transformateur déphaseur. Les convertisseurs utilisés sont classiquement du type PWM multi-niveaux pour diminuer le taux d'harmoniques des ondes de tension injectées dans le réseau, bien que certaines études tendent à montrer l'intérêt du type PAM (Pulse Amplitude Modulation) [Cra03].

Actuellement, les chercheurs sont certes intéressés par l'originalité du concept UPFC, mais encore beaucoup plus par ses éventuelles applications en industrie. En outre, il existe actuellement trois ouvrages de transport à base d'UPFC mis en œuvre à travers le monde, dont :

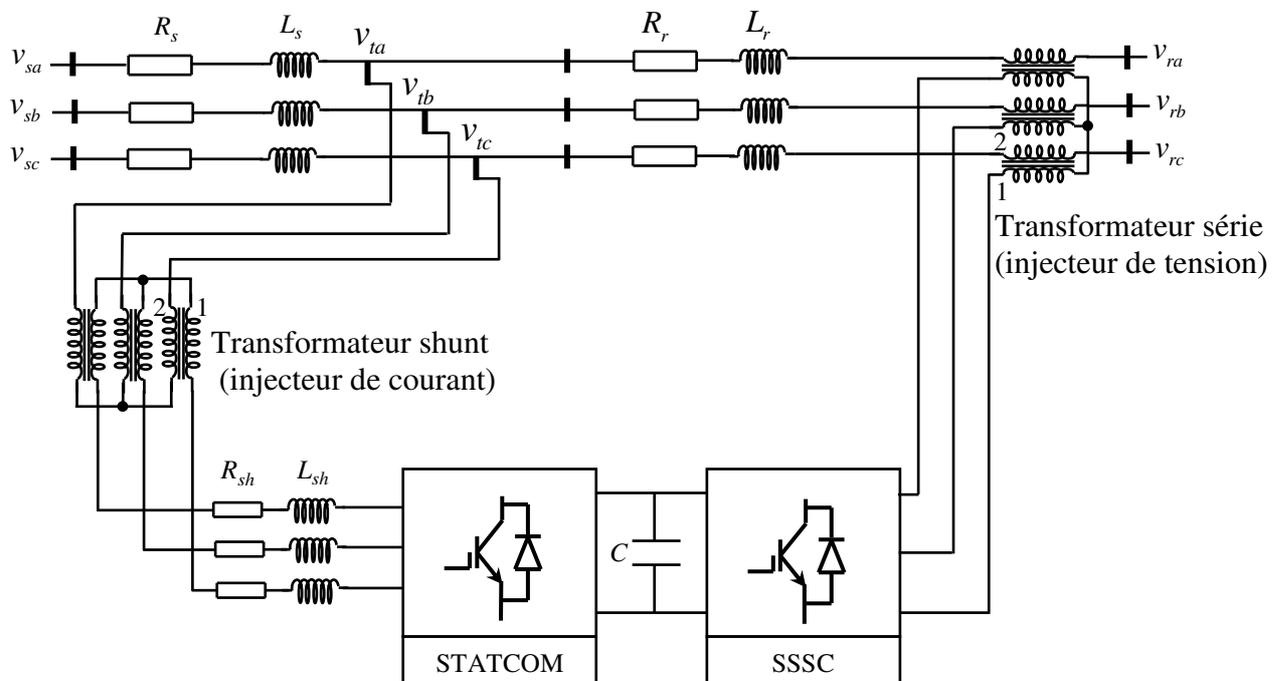
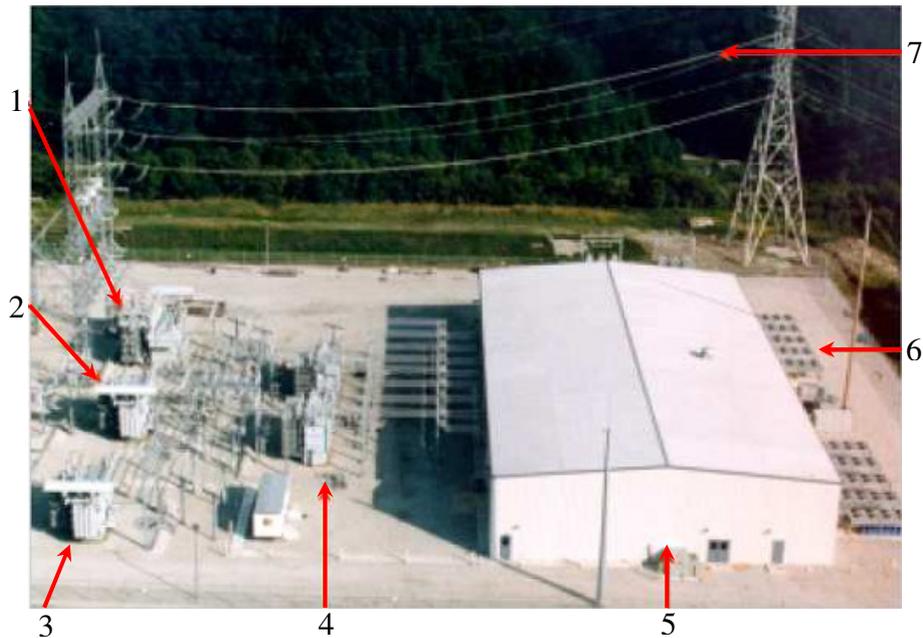


Fig.II.1 : Circuit triphasé de l'UPFC équipant un réseau.

- Un UPFC de 80 MVA installé par the Korea Electric Power Corporation (KEPCO) au poste 154 kV de Kang Jin - station en Corée du Sud. Le dispositif, fabriqué par Siemens et Hyosung, a été mis en service en Octobre 2002 [Cha06].
- Un UPFC de 160 MVA installé par the American Utility AEP au poste 138 kV d'AEP à Inez, Kentucky aux Etats-Unis. Le dispositif, développé et fabriqué conjointement avec EPRI et Westinghouse, a été mis en service en 1998. Les deux convertisseurs peuvent être découplés et exploités séparément, comme un STATCOM, l'autre comme un SSSC [Ren98].
- Un UPFC de 400 MVA installé par the New York Power Authority (NYPA) conjointement avec EPRI et raccordé au réseau de transport de New York, dans le cadre du projet Convertible Static Compensators (CSC). La première tranche du projet a été mise en service en 2001 [Cig09].

Pour établir le modèle mathématique du système électrique constitué principalement de la ligne de transport équipée de l'UPFC, nous effectuons tout d'abord une description schématique de chaque élément constituant le système où nous donnons une explication du principe de son fonctionnement et par la suite nous établissons un schéma équivalent, le cas échéant (section 1). Finalement, la modélisation de ces éléments est effectuée à la section 2. Ces éléments concernent :

- La partie shunt (ou STATCOM),
- La partie série (ou SSSC),
- Le bus continu (ou *DC link*),
- Le nœud de connexion shunt (ou *shunt bus*).



Légende :

1. Transformateur série ; 2. Transformateur shunt de secours ;
3. Transformateur shunt principal ; 4. Transformateurs intermédiaires ;
5. Onduleurs et commande ; 6. Système de refroidissement et échangeurs ;
7. Ligne de puissance.

Fig.II.2 : Vue aérienne de l'UPFC installé à AEP Inez, USA.

II.2. Section 1 : Description schématique du système

II.2.1. Partie shunt (*STATCOM*)

La figure II.2 représente le convertisseur shunt servant de redresseur à absorption sinusoïdale de courant et qui fournit en sortie le courant continu i_{dcsh} à partir des courants triphasés de la partie shunt i_{shk} , $k = a, b, c$.

Le convertisseur alternatif-continu de la figure II.3, joue le rôle de redresseur de tension commandé en courant. Par ailleurs, le redresseur est l'une des anciennes applications de l'électronique, il est aussi le dispositif le plus répandu en conversion de puissance. Malgré que le circuit du redresseur classique ait une structure simple, il présente quelques déficiences

telles qu'un faible facteur de puissance et une importante distorsion harmonique. Le redresseur à absorption sinusoïdale de courant peut réaliser un facteur de puissance ajustable, fournir une onde de courant d'entrée proche de la sinusoïde et assurer une inversion du flux de puissance. Comparé au redresseur classique, il est donc un convertisseur de puissance de beaucoup moins polluant.

II.2.1.1. Fonctionnement

La fonction principale du redresseur à absorption sinusoïdale de courant, de la figure II.3, consiste à générer un système de tension triphasée V_{shk} , $k = a, b, c$ qui produit en final la circulation d'un courant triphasé désiré (d'amplitude et de phase bien définies) dans le circuit composé de la résistance R_{sh} et de l'inductance L_{sh} . Le courant imposé est en réalité l'image des puissances actives et réactives fournies (ou absorbées) du réseau à travers la ligne shunt par le biais du convertisseur STATCOM.

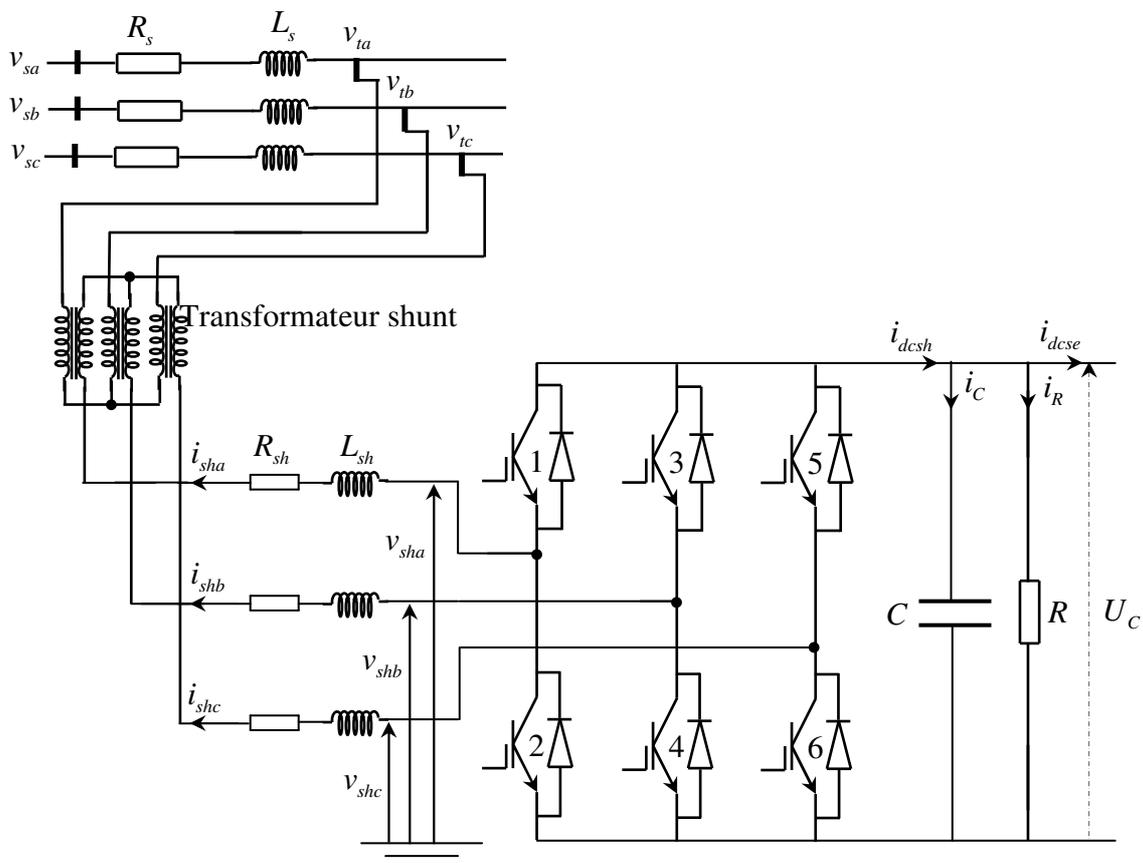


Fig.II.3 : Circuit de la partie shunt (redresseur à absorption sinusoïdale de courant).

II.2.1.2. Circuit équivalent

D'après ce qui précède, le redresseur à absorption sinusoïdale de courant peut être assimilé à une source de courant i_{sh} commandable (source de tension commandable débitant dans une impédance constante) c'est-à-dire : le redresseur renvoie en sortie une tension alternative triphasée V_{sh} ajustable en amplitude et en phase. Cette fonctionnalité est assurée par l'intermédiaire de la commande des interrupteurs du convertisseur shunt (les instants d'ouverture – fermeture). Le schéma équivalent du convertisseur shunt est représenté à la figure II.4.

Sur cette figure, P_{sh} et Q_{sh} désignent, respectivement, la puissance active et la puissance réactive injectées par le STATCOM dans la ligne et plus exactement, au nœud de connexion shunt.

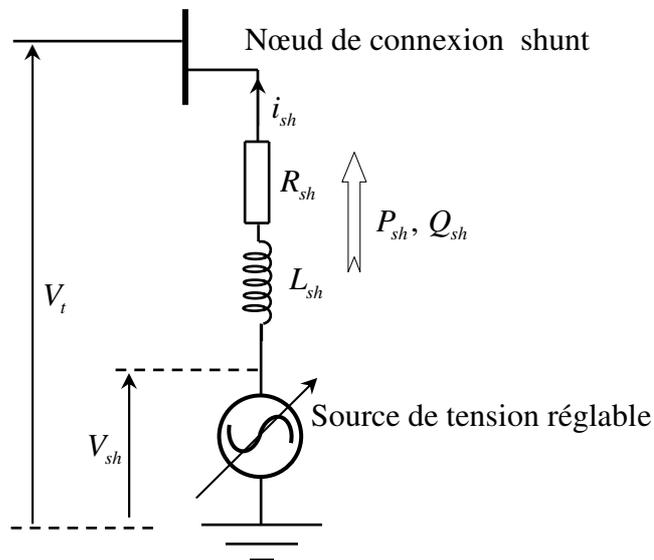


Fig.II.4 : Schéma unifilaire équivalent de la partie shunt (source de courant).

II.2.2. Partie série (SSSC)

La figure II.5 représente la partie série constituée principalement du convertisseur servant de générateur de tension et qui fournit en sortie la tension alternative triphasée v_{sek} , $k = a, b, c$ à partir de la tension du bus continu U_C .

II.2.2.1. Fonctionnement

La principale tâche de l'onduleur de tension, de la figure 2.4, est de générer une tension triphasée v_{sek} , $k = a, b, c$ au primaire du transformateur et qui est injectée, à travers le secondaire de celui-ci, est injecté en série dans la ligne de transport. Cette tension série doit correspondre à la tension triphasée désirée (d'amplitude et de phase bien définies) par ailleurs, celle-ci se trouve aux bornes du circuit composé de la résistance R_{se} et de la self L_{se} .

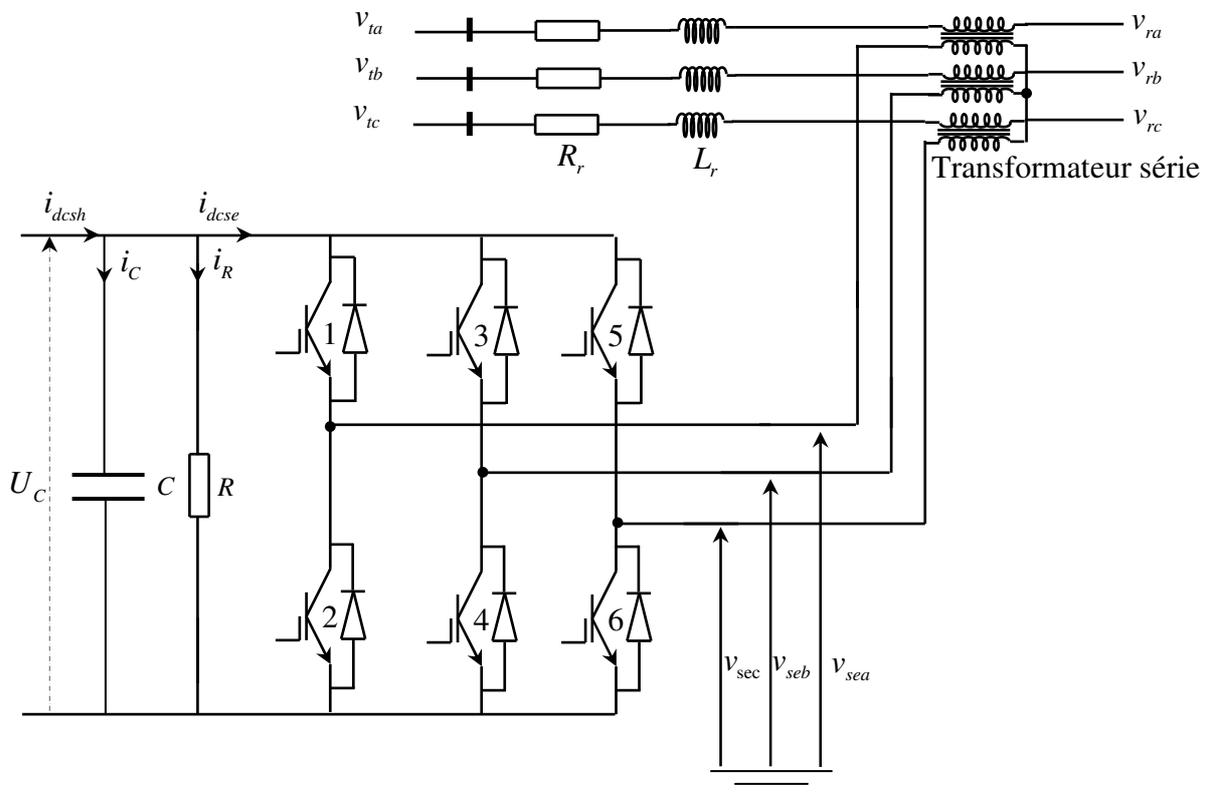


Fig.II.5 : Circuit de la partie série (redresseur à absorption sinusoïdale de courant).

Comme la tension v_{sek} injectée par la partie série dans la ligne se superpose à la tension v_{tk} , $k = a, b, c$ par conséquent celle-ci permet de modifier les puissances actives et réactives transitant dans la ligne de transport.

II.2.2.2. Circuit équivalent

D'après ce qui précède, le convertisseur série peut être considéré comme étant une source de tension commandable (injecteur de tension) c'est-à-dire : l'onduleur renvoie en sortie une tension alternative triphasée ajustable en amplitude et en phase. Cette fonctionnalité est assurée en commandant convenablement les interrupteurs du convertisseur série dont le schéma équivalent est représenté à la figure II.6.

Il est à noter que L_{se} et R_{se} représentent la mise en série de l'impédance équivalente de la partie avale de la ligne et de l'impédance de fuite du transformateur série ramenée au secondaire.

Sur la figure II.6, P, Q désignent, respectivement, la puissance active et la puissance réactive transitant dans la partie avale de la ligne.

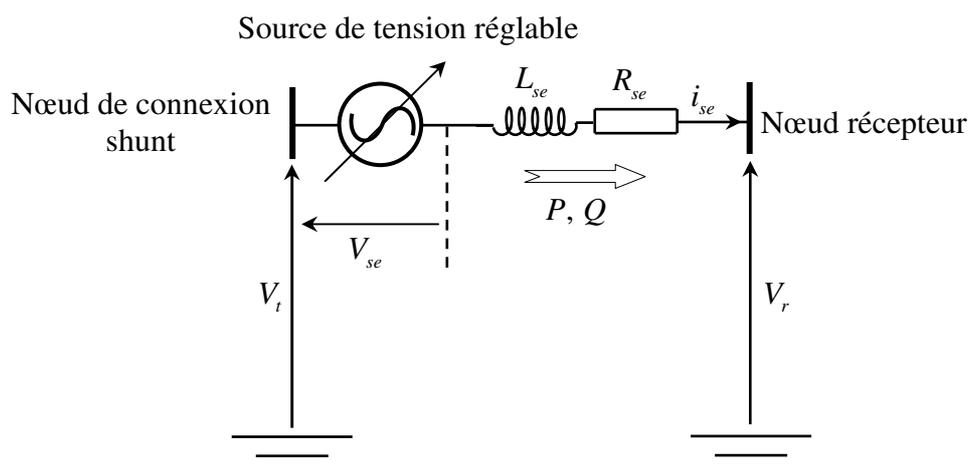


Fig.II.6 : Schéma unifilaire équivalent de la partie série (source de tension).

II.2.3. Bus Continu (DC Link)

Le bus continu (*DC link*) assure la liaison entre les deux convertisseurs. Il est constitué d'un condensateur de puissance dont la tension continue U_C à ses bornes doit être maintenue constante pour assurer un bon fonctionnement des convertisseurs. La tension U_C doit donc varier assez lentement et, un dimensionnement adéquat de la capacité du condensateur est nécessaire [Hin00]. Les éléments à l'origine des fluctuations de la tension U_C sont:

- a. les pertes statiques et dynamiques dans les semi-conducteurs de puissance des convertisseurs,
- b. l'injection d'un courant dans le nœud de connexion shunt pendant les régimes transitoires de la tension shunt,
- c. l'injection d'une tension dans la ligne de puissance pendant les régimes transitoires de l'écoulement des puissances.

Le bus continu et ses différentes composantes sont représentés à la figure II.7. Ici, une approche basée sur le bilan des puissances actives instantanées semble être plus appropriée pour éclaircir la fonction du bus continu.

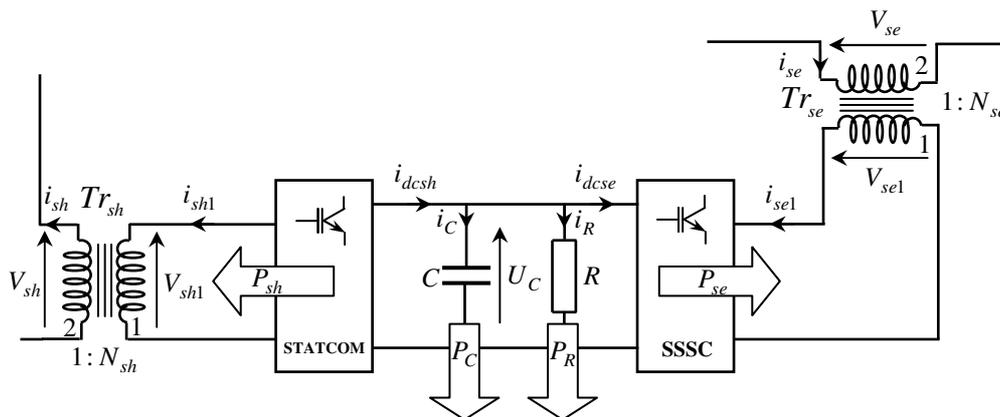


Fig.II.7 : Répartition des puissances actives au niveau du bus continu.

En effet, à tout instant le STATCOM injecte une certaine puissance active P_{sh} au nœud de connexion shunt à travers le transformateur Tr_{sh} et qu'il tire du bus continu. Ce dernier assure l'alimentation du SSSC par la puissance active P_{se} . La puissance P_C qui en reste sert à la charge du condensateur et à la compensation des pertes joule P_R (modélisée par la résistance R) dues aux commutations des valves de puissance (figures II.3 et II.5) [Ham13], [Ham14a].

II.2.4. Nœud de connexion shunt (*Shunt Node*)

La tension V_i au point de raccordement de la source de tension shunt (STATCOM) doit être maintenue dans une bande étroite compatible avec le dimensionnement du matériel utilisé. En effet,

- a. une tension trop élevée entraîne le vieillissement ou la destruction du matériel raccordé,
- b. une tension trop basse provoque une surcharge dans la ligne et perturbe le bon fonctionnement des protections et des régleurs en charge du transformateur,

Par nature, la tension fluctue. Elle est d'abord affectée par des variations lentes généralement liées aux cycles d'évolution saisonnières, hebdomadaires et quotidiennes de la puissance consommée (P et Q) ; elle subit aussi des variations rapides liées à de multiples aléas : fluctuations aléatoires des charges, changement de topologie du réseau suite aux déclenchements d'ouvrages de transport ou de production...etc. [Rte04].

Il est donc nécessaire, pour que la tension soit maintenue en tout point du réseau dans la plage souhaitée, de disposer de moyens de réglage adaptés et parfaitement coordonnés entre eux. Ces dispositifs ont été brièvement exposés au chapitre I.

Le nœud de connexion shunt, représenté à la figure II.8, assure deux fonctions principales à savoir [Cra03]:

- a. l'alimentation du convertisseur shunt (STATCOM) qui à son tour, assure l'alimentation en courant continu du convertisseur série (SSSC),
- b. le maintien, proche de sa valeur nominale, de l'amplitude de la tension au nœud de connexion shunt.

A la figure II.8, ΔV représente la chute de tension, partant du nœud émetteur jusqu'au nœud de connexion shunt. Cette chute de tension est due essentiellement au courant i_s qui est l'image des puissances active et réactive (P_s, Q_s) transitant dans la partie amont de la ligne. Cette chute de tension sera analysée plus en détails à la section 2.

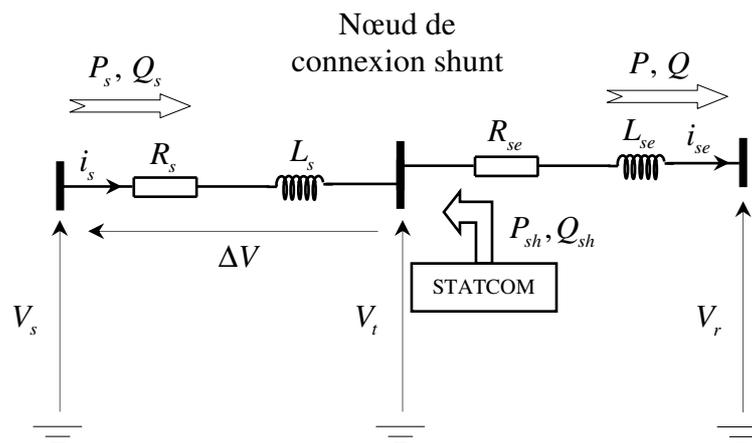


Fig.II.8 : Répartition des puissances actives et réactives au nœud de connexion shunt.

II.3. Section 2 : Modélisation du système

La modélisation du système est effectuée en admettant les suppositions suivantes:

- a. les impédances de la ligne et des transformateurs sont constantes,
- b. la variation de la tension du bus continu est relativement lente, comparée à celle des courants,

c. la fréquence du réseau est constante.

Celles-ci ne sont possibles qu'en conséquences et moyennant les hypothèses, communément admises, ci-dessous :

- a. le réseau est stable,
- b. les circuits magnétiques des transformateurs sont linéaires (ne sont pas saturés),
- c. les systèmes électriques amont et aval sont suffisamment puissants (ont des marges suffisantes en actif et en réactif).

II.3.1. Sous-système interne (*Inner Subsystem*)

Il s'agit du sous-système des courants qui est hiérarchiquement inférieur [Ham13]. Il est constitué de la ligne de transport, du STATCOM et du SSSC. Le circuit équivalent de ce sous-système interne (Fig.II.9) est obtenu en tenant compte, d'une part, des schémas équivalents du SSSC et du STATCOM donnés à la section 1 et d'autre part, des hypothèses simplificatrices adoptées plus haut.

A la figure II.9, les sources de tension constantes V_s et V_r sont respectivement relatives au nœud émetteur et celui récepteur. Par contre les deux sources commandables, celle en courant i_{sh} et celle en tension V_{se} représentent respectivement l'onduleur shunt et celui série. Quant aux impédances apparaissant dans ce schéma, celle définie par (R_s, L_s) configure la partie amont de la ligne de transport et celle globale définie par (R_{se}, L_{se}) correspond à la mise en série de la partie avale de la ligne de transport et de l'impédance du transformateur série ramenée au secondaire. Il est à noter que l'impédance définie par (R_{sh}, L_{sh}) représente le transformateur shunt.

L'application des lois de Kirchhoff au système électrique unifilaire de la figure II.9, donne les équations suivantes :

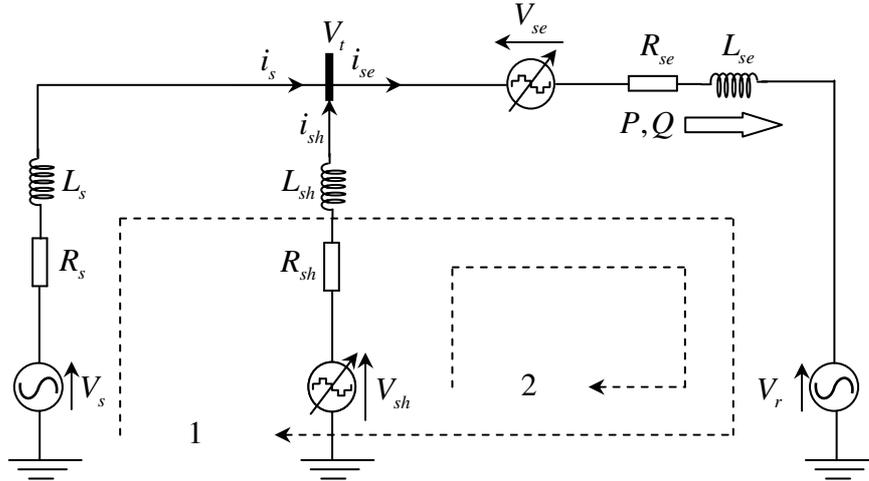


Fig.II.9 : Circuit unifilaire équivalent du sous-système interne.

$$\text{Maille 1 : } V_s - L_s \frac{di_s}{dt} - R_s i_s - V_{se} - L_{se} \frac{di_{se}}{dt} - R_{se} i_{se} - V_r = 0 \quad (\text{II.1})$$

$$\text{Maille 2 : } V_{sh} - L_{sh} \frac{di_{sh}}{dt} - R_{sh} i_{sh} - V_{se} - L_{se} \frac{di_{se}}{dt} - R_{se} i_{se} - V_r = 0 \quad (\text{II.2})$$

$$\text{Nœud : } i_s + i_{sh} = i_{se} \quad (\text{II.3})$$

En remplaçant i_s par $i_{se} - i_{sh}$ dans (II.1), celle-ci devient :

$$V_s - L_s \frac{d(i_{se} - i_{sh})}{dt} - R_s (i_{se} - i_{sh}) - V_{se} - L_{se} \frac{di_{se}}{dt} - R_{se} i_{se} - V_r = 0$$

Enfin, cela conduit au système d'équations linéaires suivant :

$$\begin{cases} (L_s + L_{se}) \frac{di_{se}}{dt} - L_s \frac{di_{sh}}{dt} = -(R_s + R_{se}) i_{se} + R_s i_{sh} + V_s - V_{se} - V_r \\ L_{se} \frac{di_{se}}{dt} + L_{sh} \frac{di_{sh}}{dt} = -R_{se} i_{se} - R_{sh} i_{sh} + V_{sh} - V_{se} - V_r \end{cases} \quad (\text{II.4})$$

Le système (II.4) peut être réécrit sous la forme vectorielle :

$$\begin{bmatrix} (L_s + L_{se}) & -L_s \\ L_{se} & L_{sh} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{se}}{dt} \\ \frac{di_{sh}}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(R_s + R_{se}) & R_s \\ -R_{se} & -R_{sh} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{se} \\ i_{sh} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{se} \\ V_{sh} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} V_s - V_r \\ -V_r \end{bmatrix} \quad (\text{II.5})$$

La résolution du système (II.5) par rapport au vecteur $\begin{bmatrix} \frac{di_{se}}{dt} & \frac{di_{sh}}{dt} \end{bmatrix}^T$, nécessite tout d'abord le calcul de la matrice inverse suivante :

$$\begin{bmatrix} (L_s + L_{se}) & -L_s \\ L_{se} & L_{sh} \end{bmatrix}^{-1} = \frac{1}{L_s L_{sh} + L_{se} L_{sh} + L_{se} L_s} \begin{bmatrix} L_{sh} & L_s \\ -L_{se} & (L_s + L_{se}) \end{bmatrix}$$

La solution obtenue est telle que :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{se} \\ i_{sh} \end{bmatrix} = \frac{1}{g} \left(\begin{bmatrix} a_1 & b_1 \\ c_1 & d_1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{se} \\ i_{sh} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\alpha & L_s \\ -L_s & \beta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{se} \\ V_{sh} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{sh} V_s - \alpha V_r \\ -L_{se} V_s - L_s V_r \end{bmatrix} \right) \quad (\text{II.6})$$

Avec :

$$\begin{aligned} a_1 &= -(R_s L_{sh} + R_{se} L_{sh} + R_{se} L_s) ; & b_1 &= R_s L_{sh} - R_{sh} L_s ; & c_1 &= R_s L_{se} - R_{se} L_s ; \\ d_1 &= -(R_{sh} L_s + R_s L_{se} + R_{sh} L_{se}) ; & \alpha &= L_s + L_{sh} ; & \beta &= L_s + L_{se} ; & g &= L_s L_{sh} + L_{se} L_{sh} + L_{se} L_s \end{aligned}$$

L'équation différentielle (II.6) régit le fonctionnement d'une phase du système ; le modèle complet en triphasé du sous-système interne est alors donné par :

$$\dot{\mathbf{X}}_{\text{tp}} = \mathbf{A}_{\text{tp}} \mathbf{X}_{\text{tp}} + \mathbf{B}_{\text{tp}} \mathbf{U}_{\text{tp}} + \mathbf{W}_{\text{tp}} \quad (\text{II.7})$$

Où :

\mathbf{X}_{tp} est le vecteur d'état regroupant les courants série et shunt, donné par :

$$\mathbf{X}_{\text{tp}} = [i_{sea} \quad i_{seb} \quad i_{sec} \quad i_{sha} \quad i_{shb} \quad i_{shc}]^T,$$

\mathbf{A}_{tp} est la matrice d'état du système, déterminée par :

$$\mathbf{A}_{tp} = \frac{1}{g} \begin{bmatrix} a_1 & 0 & 0 & b_1 & 0 & 0 \\ 0 & a_1 & 0 & 0 & b_1 & 0 \\ 0 & 0 & a_1 & 0 & 0 & b_1 \\ c_1 & 0 & 0 & d_1 & 0 & 0 \\ 0 & c_1 & 0 & 0 & d_1 & 0 \\ 0 & 0 & c_1 & 0 & 0 & d_1 \end{bmatrix},$$

\mathbf{B}_{tp} , est la matrice de commande, donnée par :

$$\mathbf{B}_{tp} = \frac{1}{g} \begin{bmatrix} -\alpha & 0 & 0 & L_s & 0 & 0 \\ 0 & -\alpha & 0 & 0 & L_s & 0 \\ 0 & 0 & -\alpha & 0 & 0 & L_s \\ -L_s & 0 & 0 & \beta & 0 & 0 \\ 0 & -L_s & 0 & 0 & \beta & 0 \\ 0 & 0 & -L_s & 0 & 0 & \beta \end{bmatrix},$$

\mathbf{U}_{tp} est le vecteur de commande regroupant les tensions série et shunt :

$$\mathbf{U}_{tp} = [V_{sea} \quad V_{seb} \quad V_{sec} \quad V_{sha} \quad V_{shb} \quad V_{shc}]^T,$$

\mathbf{W}_{tp} , est le vecteur des termes résiduels série et shunt, il est défini par :

$$\mathbf{W}_{tp} = \frac{1}{g} \begin{bmatrix} L_{sh} V_{sa} - \alpha V_{ra} \\ L_{sh} V_{sb} - \alpha V_{rb} \\ L_{sh} V_{sc} - \alpha V_{rc} \\ -L_{se} V_{sa} - L_s V_{ra} \\ -L_{se} V_{sb} - L_s V_{rb} \\ -L_{se} V_{sc} - L_s V_{rc} \end{bmatrix}.$$

Bien évidemment, le système (II.7) n'est pas facilement exploitable du fait que les grandeurs d'état ainsi que les grandeurs de commande sont alternatives. C'est la raison pour laquelle, il est judicieux d'établir un modèle plus pertinent dans le repère synchrone où toutes les grandeurs apparaissent sous la forme continue.

Le modèle du système dans le repère synchrone lié à la tension du nœud émetteur s'obtient par l'application de la transformation de Park à (II.7) [Kun93]. Il en résulte la représentation d'état suivante (voir annexes B et D):

$$\dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\mathbf{U} + \mathbf{W} \quad (\text{II.8})$$

Où : \mathbf{X} , \mathbf{A} , \mathbf{B} et \mathbf{W} sont les homologues de \mathbf{X}_{tp} , \mathbf{A}_{tp} , \mathbf{B}_{tp} et \mathbf{W}_{tp} dans le repère d-q synchrone.

Ces grandeurs sont définies telles que :

$$\mathbf{X} = [i_{sed} \quad i_{seq} \quad i_{shd} \quad i_{shq}]^T$$

$$\mathbf{A} = \frac{1}{g} \begin{bmatrix} a_1 & g\omega & b_1 & 0 \\ -g\omega & a_1 & 0 & b_1 \\ c_1 & 0 & d_1 & g\omega \\ 0 & c_1 & -g\omega & d_1 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{B} = \frac{1}{g} \begin{bmatrix} -\alpha & 0 & L_s & 0 \\ 0 & -\alpha & 0 & L_s \\ -L_s & 0 & \beta & 0 \\ 0 & -L_s & 0 & \beta \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{U} = [V_{sed} \quad V_{seq} \quad V_{shd} \quad V_{shq}]^T$$

$$\mathbf{W} = \frac{1}{g} \begin{bmatrix} L_{sh}V_{sd} - \alpha V_{rd} \\ L_{sh}V_{sq} - \alpha V_{rq} \\ -L_{se}V_{sd} - L_sV_{rd} \\ -L_{se}V_{sq} - L_sV_{rq} \end{bmatrix}$$

Où : ω est la pulsation fondamentale de la tension réseau.

Un schéma bloc traduisant la représentation d'état (II.8) est donné à la figure II.10.

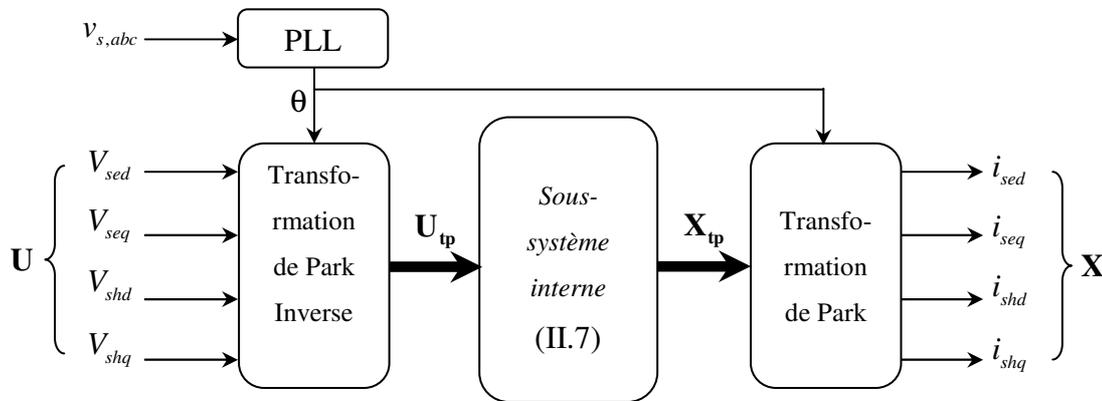


Fig.II.10 : Schéma bloc du sous-système interne.

Il est à noter que le système (II.8) est commandable du fait que la matrice de commande \mathbf{B} est de rang plein. De même, ce système est observable car la matrice de sortie (matrice identité) est de rang plein.

L'équation (II.8) révèle que la relation entre les grandeurs d'état et les commandes est linéaire toutefois, cette relation est fortement couplée.

En résumé, le sous-système interne est la partie du système relative aux courants. L'évolution des courants dans le repère synchrone est régie par une équation différentielle vectorielle de dimension quatre. Les entrées de commande correspondent aux tensions générées par deux actionneurs concrétisés par le STATCOM et le SSSC dont est doté l'UPFC.

II.3.2. Sous-système externe (*Outer Subsystem*)

Il s'agit du sous-système relatif aux grandeurs électriques utiles du système global. Ces grandeurs concernent le flux de puissance (actif et réactif) dans la ligne avale, la tension du bus continu et la tension au nœud de connexion shunt. Pour rappel, l'UPFC doit (voir cahier des charges du chapitre 1) [Sha03] :

- a. réguler la puissance active et réactive à leurs consignes contractuelles,
- b. maintenir, proches de leurs valeurs nominales, la tension du bus continu et celle du nœud de connexion shunt.

La structure en cascade du système global impose que le sous-système externe ait une dynamique relativement lente et que celui-ci fournisse les consignes des courants aux régulateurs du sous-système interne. Cependant, le calcul de ces consignes n'est pas aisé du fait que les grandeurs auxquelles elles sont liées sont les sorties du sous-système externe dont la dynamique est relativement complexe.

II.3.2.1. Puissance active et réactive de la ligne avale

Concernant la régulation du flux de puissance, les consignes de puissances P_{ref} et Q_{ref} sont directement liées aux consignes des courants série à travers la relation des puissances instantanées [Kun93]. Celles-ci sont données par (voir annexe C) :

$$\begin{cases} P_{ref} = V_{rd} i_{sedref} + V_{rq} i_{seqref} \\ Q_{ref} = V_{rq} i_{sedref} - V_{rd} i_{seqref} \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

La résolution de (II.9) par rapport à i_{sedref} et i_{seqref} conduit à :

$$\begin{cases} i_{sedref} = \frac{P_{ref} V_{rd} + Q_{ref} V_{rq}}{V_{rd}^2 + V_{rq}^2} \\ i_{seqref} = \frac{P_{ref} V_{rq} - Q_{ref} V_{rd}}{V_{rd}^2 + V_{rq}^2} \end{cases} \quad (\text{II.10})$$

Cette dernière équation met en évidence le lien entre le sous système externe et le sous système interne. En effet, les consignes contractuelles de puissance, qui sont le plus souvent

dictées par l'exploitant du réseau, sont transformées en consignes de courants par l'intermédiaire de la relation (II.10). La détermination des références de courant est ainsi schématisée à la figure II.11.

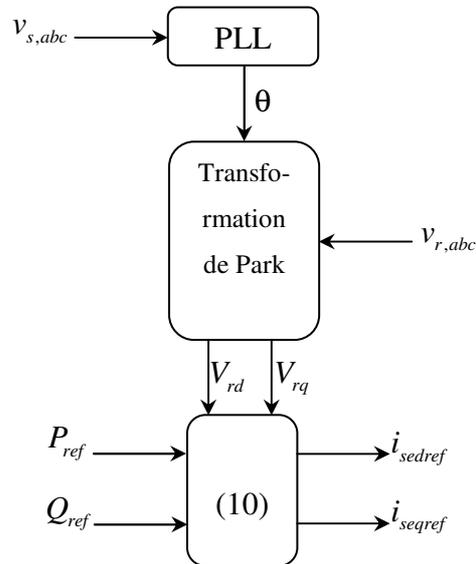


Fig.II.11 : Détermination des courants de consignes série.

II.3.2.2. Tension du bus continu

La régulation de la tension du bus continu est indispensable au bon fonctionnement des composants semi-conducteurs de puissance [Ham10], [Ham13]. En exploitant le schéma de la figure II.7 et en vertu de la propriété de conservation de la puissance concernant le bus continu, il vient :

$$P_R + P_C + P_{sh} + P_{se} = 0 \quad (\text{II.11})$$

D'où :

$$P_C + P_R = -(P_{se} + P_{sh}) \quad (\text{II.12})$$

La puissance instantanée de charge du condensateur P_C , exprimée en fonction de l'énergie instantanée emmagasinée dans le condensateur, est donnée par :

$$P_C = \frac{dE_C}{dt} \quad (\text{II.13})$$

$$\text{Où : } E_C = \frac{1}{2} C U_C^2.$$

Les puissances actives shunt P_{sh} et série P_{se} ainsi que la puissance dissipée par effet Joule sont telles que [Kun93] :

$$\begin{cases} P_{sh} = V_{shd} i_{shd} + V_{shq} i_{shq} \\ P_{se} = V_{sed} i_{sed} + V_{seq} i_{seq} \\ P_R = U_C^2 / R \end{cases} \quad (\text{II.14})$$

Les pertes joules peuvent s'exprimer en fonction de l'énergie du condensateur comme suit :

$$P_R = \frac{2E_C}{RC} \quad (\text{II.15})$$

Etant donné que la capacité C du condensateur de couplage est constante, il est clair que le réglage de la tension U_C , et par voie de conséquence le réglage de la tension U_C^2 , peut se faire à travers le réglage de l'énergie instantanée E_C emmagasinée dans le condensateur.

Tenant compte des relations (II.13) et (II.15), la relation (II.12) conduit à [Ham13]:

$$\frac{dE_C}{dt} + \frac{2}{RC} E_C = -(P_{se} + P_{sh}) \quad (\text{II.16})$$

L'équation dynamique (II.16) régit l'évolution de l'énergie emmagasinée dans le bus continu. Il s'agit d'un système linéaire ayant pour entrée la puissance shunt P_{sh} (tirée par le STATCOM) et pour sortie l'énergie E_C . La puissance série P_{se} (exigée par le SSSC) étant vue par le système comme une perturbation en entrée.

Le schéma de la figure II.12 représente le modèle (schéma fonctionnel) en boucle ouverte du bus continu et dévoile l'interaction entre les différentes grandeurs mises en jeu.

Il faut noter que la puissance dissipée par effet Joule P_r est une grandeur interne. L'équation (II.16) peut être traduite par le schéma bloc ci-dessous :

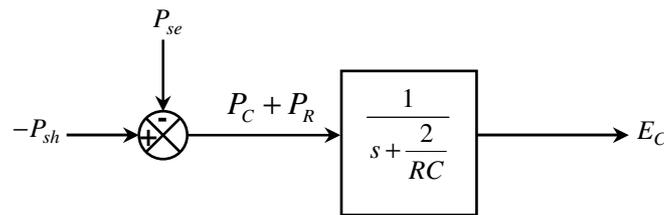


Fig.II.12 : Schéma bloc du bus continu.

Pour que la tension U_C soit maintenue constante (régulée à sa valeur de consigne U_{Cref}), il faudrait définir une consigne d'énergie emmagasinée dans le condensateur E_{Cref} associée à l'énergie réelle E_C telle que :

$$E_{Cref} = \frac{1}{2} C U_{Cref}^2 \quad (\text{II.17})$$

Si on pose $\bar{P}_{sh} = -P_{sh}$ alors, le transfert entrée-sortie du modèle de la figure II.12 en boucle ouverte, sera donné par :

$$E_C = \frac{1}{s + \frac{2}{RC}} \bar{P}_{sh} - \frac{1}{s + \frac{2}{RC}} P_{se} \quad (\text{II.18})$$

Comme le système est suffisamment lent et la chaîne directe ne contient pas d'intégration, une commande classique de type PI permettra de réguler l'énergie E_C à sa consigne E_{Cref} avec une erreur statique nulle.

Le correcteur PI traduit la différence entre l'énergie de référence E_{Cref} (image de la tension de consigne U_{Cref}) et l'énergie mesurée (image de la tension mesurée U_C), par une quantité de puissance active à tirer du nœud de connexion shunt par le STATCOM. Si la tension mesurée est en dessous de la consigne de tension U_{Cref} , le STATCOM injecte de la puissance active dans le bus continu ce qui a pour effet d'augmenter l'énergie emmagasinée dans le condensateur et donc l'augmentation de la tension à ses bornes. Inversement, si la tension est au dessus, le STATCOM injecte de la puissance active, dans le nœud de connexion shunt, qu'il a puisé du bus continu ce qui se traduit par une diminution de l'énergie du condensateur et donc une diminution de la tension U_C .

En boucle fermée, le transfert est donné par :

$$E_C(s) = \frac{k_{pC}s + k_{iC}}{s^2 + (\frac{2}{RC} + k_{pC})s + k_{iC}} E_{Cref}(s) - \frac{s}{s^2 + (\frac{2}{RC} + k_{pC})s + k_{iC}} P_{se}(s) \quad (II.20.a)$$

L'insertion d'un filtre de consigne ayant pour fonction de transfert $F_C(s) = \frac{1}{k_{pC}s + k_{iC}}$,

permet de transformer l'expression (II.20.a) en (II.20.b)

$$E_C(s) = \frac{1}{s^2 + (\frac{2}{RC} + k_{pC})s + k_{iC}} E_{Creff}(s) - \frac{s}{s^2 + (\frac{2}{RC} + k_{pC})s + k_{iC}} P_{se}(s) \quad (II.20.b)$$

Où : E_{Creff} est la référence filtrée de E_C .

En imposant à l'équation caractéristique du transfert, entre $E_C(s)$ et $E_{Cref}(s)$, une dynamique du second ordre de coefficient d'amortissement ξ_C et de pulsation naturelle ω_C , il vient:

$$\left\{ \begin{array}{l} \xi_C = \frac{2}{RC} + k_{pC} \\ \omega_C = \sqrt{k_{iC}} \end{array} \right. \quad (II.21)$$

Un choix approprié de ξ_C et ω_C assurant une réponse transitoire satisfaisante, permet de déduire à partir de (II.21) les gains du régulateur comme suit:

$$\left\{ \begin{array}{l} k_{iC} = \omega_C^2 \\ k_{pC} = 2\xi_C \omega_C - \frac{2}{RC} \end{array} \right. \quad (II.22)$$

Pour un temps de réponse $t_{rC} = 500 \text{ ms}$, donc une pulsation naturelle $\omega_C = 6 \text{ rad/s}$, et un amortissement $\xi_C = 0.7$, les gains du régulateur sont donnés par :

$$k_{iC} = 36 \text{ et } k_{pC} = 50 .$$

II.3.2.3. Tension au nœud de connexion shunt

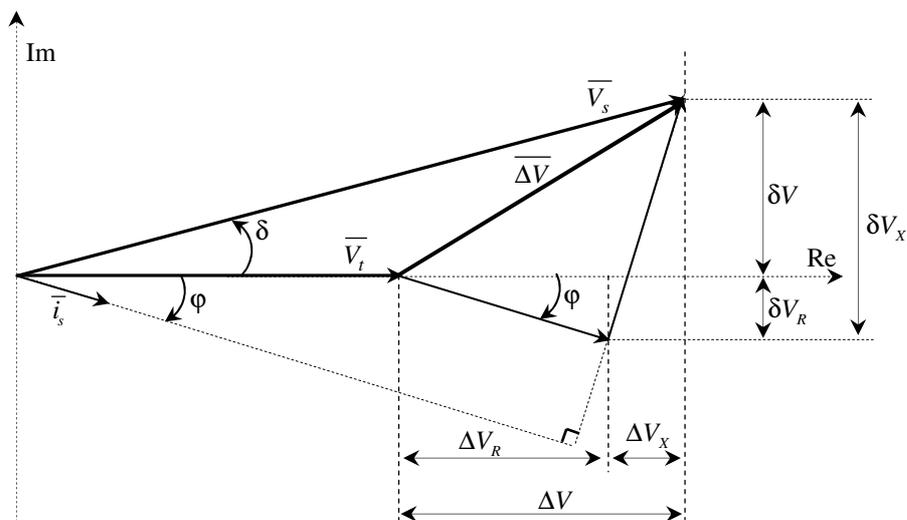


Fig.II.14. Phaseurs associés aux tensions nodales de la ligne amont.

De façon rigoureuse, la chute de tension engendrée par le passage des courants actif et réactif (image des puissances active et réactive P_s et Q_s transitant dans la partie amont de la ligne), peut être représentée par le phaseur $\overline{\Delta V}$ de la figure II.14 [Gui06].

Le phaseur $\overline{\Delta V}$ s'exprime par :

$$\overline{\Delta V} = \overline{V_s} - \overline{V_t} \quad (\text{II.23})$$

Dans le repère complexe de la figure II.14, la chute de tension se décompose comme suit :

$$\overline{\Delta V} = \Delta V + j\delta V \quad (\text{II.24})$$

Il est clair que, pour un angle de transport δ donné, le module V_t de la tension shunt dépend uniquement de ΔV , la composante directe de la chute de tension (en phase avec V_t). En effet, la composante δV en quadrature avec V_t détermine l'angle de transport δ . Ces deux composantes de $\overline{\Delta V}$ sont telles que :

$$\begin{cases} \Delta V = \Delta V_X + \Delta V_R \\ \delta V = \delta V_X - \delta V_R \end{cases} \quad (\text{II.25})$$

Les composantes $\Delta V_R, \Delta V_X, \delta V_R$ et δV_X correspondent à :

$$\begin{cases} \Delta V_R = R_s i_s \cos \varphi = \frac{R_s P_s}{V_t} \\ \Delta V_X = L_s \omega i_s \sin \varphi = \frac{X_s Q_s}{V_t} \end{cases} \quad (\text{II.26.a})$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \delta V_R = R_s i_s \sin \varphi = \frac{R_s Q_s}{V_t} \\ \delta V_X = L_s \omega i_s \cos \varphi = \frac{X_s P_s}{V_t} \end{array} \right. \quad \dots \quad (\text{II.26.b})$$

Où : φ est le déphasage entre la tension V_t et le courant de ligne amont i_s .

Les équations (II.25) et (II.26) conduisent à l'expression de la chute de tension directe suivante :

$$\Delta V = \frac{R_s P_s + X_s Q_s}{V_t} \quad (\text{II.27})$$

D'après la figure II.8, la répartition des puissances au nœud de connexion shunt conduit à la relation ci-dessous :

$$\left\{ \begin{array}{l} P_s = P - P_{sh} \\ Q_s = Q - Q_{sh} \end{array} \right. \quad (\text{II.28})$$

Ainsi, (II.27) peut être réécrite comme suit :

$$\Delta V = \frac{R_s}{V_t} (P - P_{sh}) + \frac{X_s}{V_t} (Q - Q_{sh}) \quad (\text{II.29})$$

D'après la figure II.14, V_s s'exprime par :

$$V_s \cos \delta = V_t + \Delta V \quad (\text{II.30})$$

Ou encore :

$$V_t = -\Delta V + V_s \cos \delta \quad (\text{II.31})$$

Les équations (II.29) et (II.31) permettent d'écrire :

$$V_t = \frac{X_s}{V_t} Q_{sh} - \frac{R_s}{V_t} (P - P_{sh}) - \frac{X_s}{V_t} Q + V_s \cos \delta \quad (\text{II.32})$$

L'équation (II.32) régit l'évolution de la tension shunt V_t où, les seuls degrés de liberté disponibles, pour agir sur V_t , sont : Q_{sh} et P_{sh} . Cependant, comme P_{sh} est une commande réservée au réglage de U_c , aussi, seule la puissance réactive Q_{sh} peut-elle être utilisée comme grandeur de commande pour le réglage de la tension V_t . Toutefois, la puissance active pourrait jouer le même rôle que la puissance réactive, surtout dans les réseaux BT (basse tension) où la résistance linéique est plus conséquente que sur les réseaux de niveau de tension plus élevé HT (réseau de transport) [Gui06].

Il est donc possible de régler V_t (ajuster la puissance réactive Q_s circulant dans la partie amont de la ligne) en agissant sur la puissance réactive injectée par le STATCOM et créer ainsi une variation de tension, algébrique, permettant à la tension V_t d'atteindre sa valeur de consigne V_{tref} .

Le modèle de la tension du nœud de connexion shunt est établi, en introduisant certaines hypothèses simplificatrices, entre autres [Gui06] :

- a. Le repère de Park est choisi de façon à ce que la tension au nœud de connexion shunt V_t soit décomposée en $V_{td} = V_t$ (sur l'axe direct) et $V_{tq} = 0$ (sur l'axe en quadrature); soit d'après [Gui06] :

$$i_q = -\frac{Q_{sh}}{V_{td}} \quad (\text{II.33})$$

b. Le système, composé du STATCOM et de son dispositif de commande en courant, est modélisé par des limitations et une dynamique de premier ordre convenablement choisies :

$$\frac{i_q}{i_{qref}} = \frac{1}{1 + \tau s} \quad (\text{II.34})$$

c. La variation de l'amplitude de la tension V_t est tellement lente qu'elle est considérée comme étant constante à l'échelle de la variation des courants.

L'hypothèse a permet de représenter le transfert entre la puissance réactive et le courant réactif et le transfert inverse par les schémas fonctionnels de la figure II.15 :

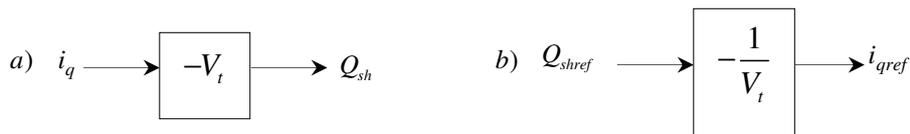


Fig.II.15 : Transfert direct et inverse entre i_q et Q_{sh} .

D'après l'hypothèse b. le STATCOM et son système de commande peuvent être représentés par le schéma bloc de la figure ci-dessous :

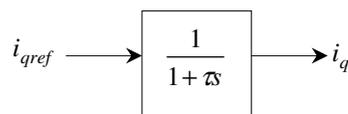


Fig.II.16 : Transfert entre courant réactif de référence et courant réactif du STATCOM.

Le modèle en boucle ouverte du STATCOM est obtenu, en regroupant les schémas blocs des figures II.15, et II.16 et en considérant la sortie du STATCOM relative à la puissance réactive Q_{sh} (Fig.II.17).

Le schéma de la figure II.18 exploite (II.32) et (II.34) pour établir le transfert entre la tension V_t et la référence de la puissance réactive compensatrice Q_{shref} où les termes restants

apparaissent comme une perturbation. Ces termes sont représentés par la grandeur *dist* suivante:

$$dist = -\frac{R_s}{V_t}(P - P_{sh}) - \frac{X_s}{V_t}Q + V_s \cos \delta$$

Le transfert entrée/sortie du modèle représentant le système de compensation de la figure II.18 en boucle ouverte est donné par :

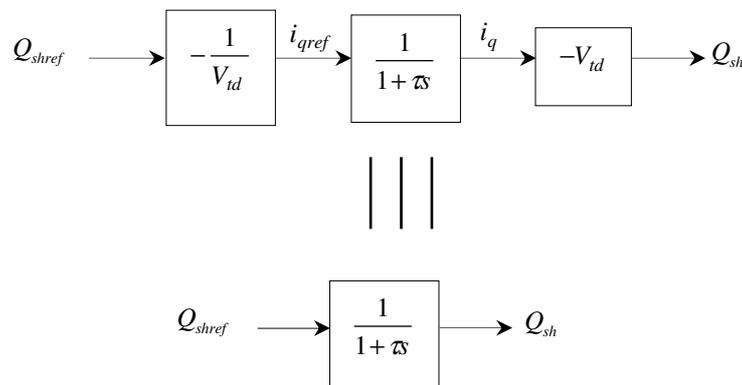


Fig.II.17 : Transfert entre la puissance réactive Q_{sh} du STATCOM et sa référence Q_{shref} .

$$V_t = \frac{G}{1 + \tau s} Q_{shref} + dist \tag{II.35}$$

Où : $G = \frac{X_s}{V_t}$ est un gain supposé constant.

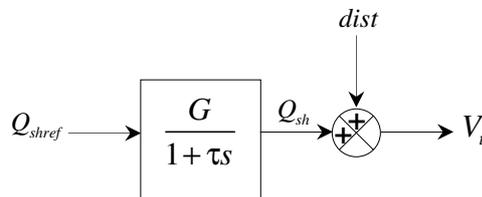


Fig.II.18 : Schéma fonctionnel en boucle ouverte du système de compensation.

Il est adopté dans cette thèse, la commande PI pour réguler l'amplitude de la tension V_t à sa consigne V_{tref} et ce afin de garantir une erreur statique nulle, étant donné que la chaîne directe ne contient pas d'intégration.

Ainsi, la commande Q_{shref} est telle que :

$$Q_{shref} = k_{pt} (V_{tref}(t) - V_t(t)) + k_{it} \int_0^t (V_{tref}(t) - V_t(t)) d\tau \quad (\text{II.36})$$

Où : k_{pt} et k_{it} sont respectivement, les gains proportionnel et intégral.

D'après ce qui précède et en vertu de (II.35) et (II.36), le système de réglage de la tension V_t (grandeur à régler) par la puissance réactive Q_{shref} (grandeur de commande) peut être représenté par le schéma bloc de la figure II.19.

Le correcteur PI traduit la différence entre l'amplitude de la tension de référence et celle mesurée sur le nœud, par une quantité de puissance réactive à générer ou à absorber par le STATCOM. Si la tension mesurée est en dessous de la consigne de tension, le système injecte du réactif ce qui a pour effet d'augmenter la tension (compensation capacitive).

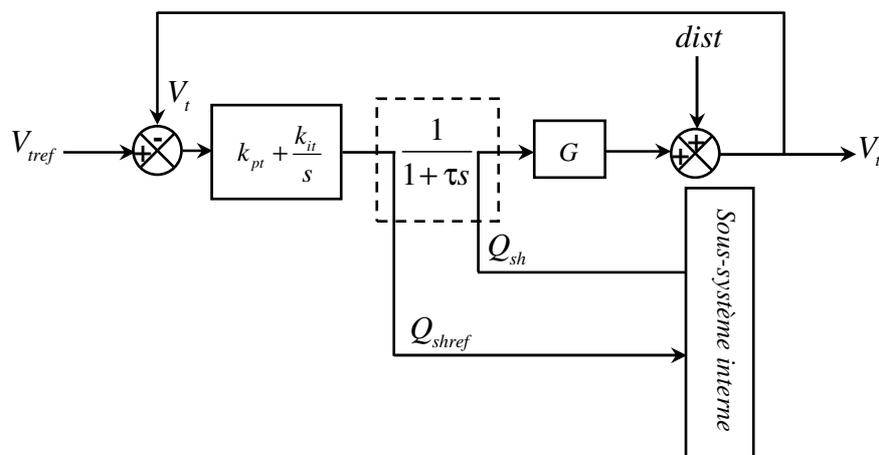


Fig.II.19 : Schéma fonctionnel de la boucle de régulation de tension.

Inversement, si la tension est au dessus, le STATCOM absorbe de la puissance réactive et la tension V_t baisse (compensation selfique).

En boucle fermée, le transfert est donné par :

$$V_t(s) = \frac{(k_{pt} s + k_{it})G}{\tau s^2 + (k_{pt} G + 1)s + k_{it} G} V_{tref}(s) + \frac{s(1 + \tau s)}{\tau s^2 + (k_{pt} G + 1)s + k_{it} G} dist(s) \quad (\text{II.37.a})$$

L'insertion d'un filtre de consigne ayant pour fonction de transfert $F_t(s) = \frac{1}{Gk_{pt}s + Gk_{it}}$,

permet de transformer l'expression (II.37.a) en (II.37.b)

$$V_t(s) = \frac{1}{\tau s^2 + (k_{pt} G + 1)s + k_{it} G} V_{tref}(s) + \frac{s(1 + \tau s)}{\tau s^2 + (k_{pt} G + 1)s + k_{it} G} dist(s) \quad (\text{II.37.b})$$

Où : V_{tref} est la référence filtrée de V_{tref} .

Selon (II.37), l'équation caractéristique de $V_t(s)$ est du second ordre et si de plus, on lui impose une dynamique ayant un coefficient d'amortissement ξ_t , et une pulsation naturelle ω_t , il vient :

$$\begin{cases} \omega_t = \sqrt{\frac{k_{it} G}{\tau}} \\ \xi_t = \frac{(k_{pt} G + 1)}{2} \sqrt{\frac{\tau}{k_{it} G}} \end{cases} \quad (\text{II.38})$$

Finalement, les gains de commande sont calculés en imposant les deux coefficients ξ_t et ω_t , ce qui donne :

$$\begin{cases} k_{it} = \frac{\tau \omega_t^2}{G} \\ k_{pt} = \frac{2\xi_t \omega_t \tau - 1}{G} \end{cases} \quad (\text{II.39})$$

Pour un temps de réponse $t_{rt} = 200 \text{ ms}$, donc une pulsation naturelle $\omega_l = 15 \text{ rad/s}$, un amortissement $\xi_l = 0.7$, $G = 5 \cdot 10^{-4} \Omega/\text{V}$ et $\tau = 60 \text{ ms}$, les gains du régulateur sont donnés par :

$$k_{pt} = 1040 \text{ et } k_{it} = 54000.$$

Cas particuliers : si la consigne V_{tref} est supérieure à la tension de la source V_s alors, le nœud de connexion shunt sera bourré de réactif, il apparait un régime de surexcitation dont le diagramme vectoriel correspondant est donné à la figure II.20.

Inversement, si V_{tref} est inférieure à V_s , le nœud s'appauvrit en réactif, c'est un régime de sous-excitation dont le diagramme vectoriel est celui de la figure II.14.

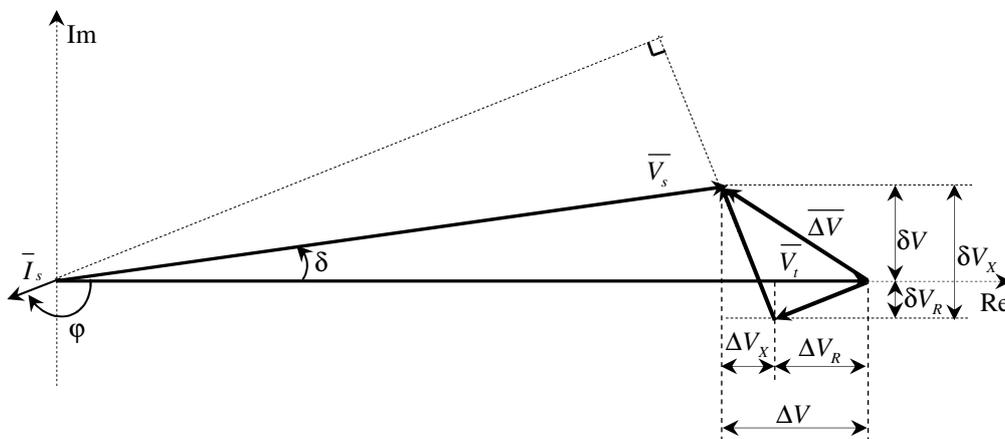


Fig.II.20 : Diagramme vectoriel relatif aux tensions nodales de la ligne amont, en régime de surexcitation.

II.4. Structure de réglage globale de l'UPFC

D'après les développements précédents, il apparait nettement que des liens très étroits existent entre les différents éléments du système global, composé de la ligne de puissance et de l'UPFC. En effet, les consignes de courant du sous-système externe sont fournies aux

régulateurs du sous-système interne, lesquels déterminent les tensions de commande du STATCOM et du SSSC. Ces derniers génèrent les tensions V_{sh} et V_{se} en MLI, lesquelles ont le pouvoir de modifier l'ensemble des grandeurs électriques du système (l'état du système). Les courants et les tensions sont mesurés en différents points du système par des capteurs appropriés. Les signaux issus de ces capteurs sont dans la pratique conditionnés préalablement avant qu'ils ne soient utilisés dans les boucles d'asservissement. Ils sont envoyées au sous-système externe dont les régulateurs fournissent les puissances de références images des courants de références qui contribuent à la formation des erreurs de réglage du courant utilisées par le sous-système interne.

La figure II.21 représente la structure du système de commande global. Il y figure la ligne de puissance, l'UPFC, les capteurs de tension et de courant, les unités d'adaptation, les dispositifs de commande des deux sous-systèmes.

Concernant la commande du système, celle-ci est structurée en deux niveaux. Le premier niveau concerne le sous-système externe dont la dynamique est aussi lente qu'un réglage classique de type PI est suffisant pour assurer des performances satisfaisantes []. Quand au second niveau, il s'agit du sous-système interne dont les régulateurs doivent être en mesure de garantir de bonnes performances dynamiques étant donné que celui-ci a une dynamique très rapide avec un fort couplage entre les grandeurs.

La structure de commande de la figure II.21 montre que ce système convient mieux à la commande centralisée où une unité de calcul (régulateur) fournirait le vecteur de commande en utilisant l'information globale provenant de tous les capteurs installés dans le système [Cra03], [Hin00]. Bien entendu, cela n'exclut pas la possibilité d'appliquer des techniques de commande décentralisées.

Dans les prochains chapitres, nous ne considérons que la commande du sous-système interne où plusieurs techniques de commande classiques et modernes seront développées puis appliquées.

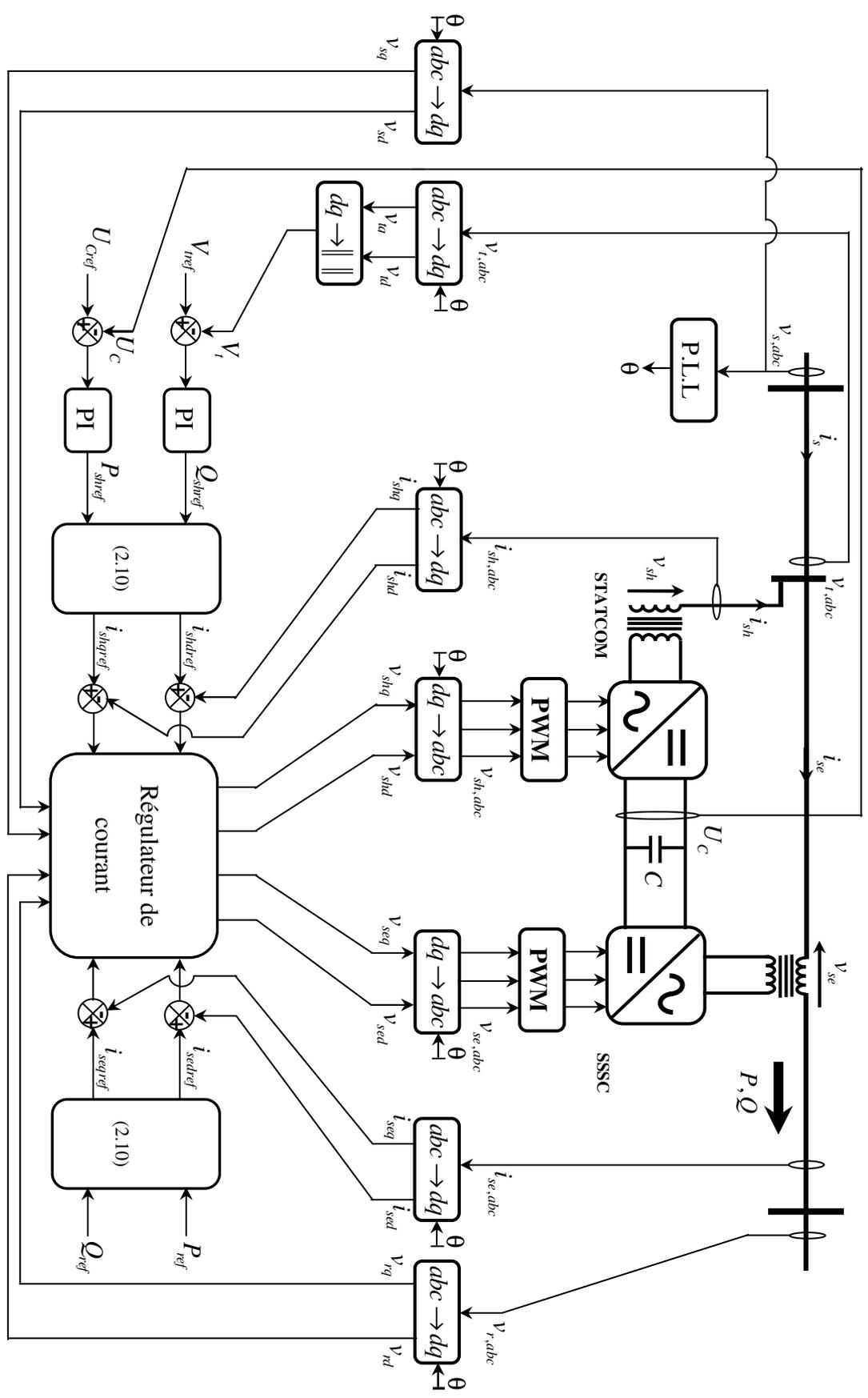


Fig.II.21 : Structure de la commande globale de l'UPFC.

II.5. Conclusion

Au cours de ce chapitre, et après avoir analysé le fonctionnement de chaque partie constituant l'UPFC, une modélisation de celui-ci a été développée sur la base des schémas équivalents de chaque partie. En exploitant les équations électriques, nous avons tout d'abord établi un modèle triphasé qui a été transformé en un modèle biphasé par projection des grandeurs dans un repère synchrone (de Park).

Le système englobant l'UPFC et la liaison électrique est obtenu par la mise en cascade de deux sous-systèmes. En effet, le sous-système interne régit l'évolution des courants et le sous-système externe concerne l'évolution des tensions relatives au bus continu et au nœud de connexion shunt. Les deux sous-systèmes sont en permanente interaction car les signaux de sortie du sous-système externe constituent les consignes en courants du sous-système interne.

Concernant le modèle du sous-système externe, qu'il soit relatif au bus continu ou au nœud de connexion shunt, il est linéaire de premier ordre à dynamique relativement lente. Dans ce cas, un système de commande PI peut assurer la rejection de la perturbation et la régulation de la tension à sa valeur de consigne (souvent la valeur nominale). Quant au sous-système interne, il s'agit d'un modèle linéaire multivariable carré (à quatre entrées de commande et quatre sorties) fortement couplé et à dynamique très rapide. Aussi, ce système interne ouvre la voie aux développements de techniques de commande afin d'assurer de bonnes performances en termes de poursuite, stabilité, robustesse et découplage. Cette importante question fait l'objet des prochains chapitres.

Chapitre III

Commandes Linéaires

Chapitre III

Commandes Linéaires

III.1. Introduction

Nous avons déjà établi, au chapitre précédent, que le modèle du système comporte deux sous-systèmes à dynamique très distincte. D'une part le sous-système externe, relatif aux grandeurs électriques externes (la tension du bus continu et celle du nœud de connexion shunt) se caractérise par une dynamique relativement lente et d'autre part, le flux de puissance, transitant dans la ligne se manifeste par une dynamique très rapide. En général, les consignes correspondant aux grandeurs externes sont décrites par l'exploitant dans un cahier des charges comme ci-dessous :

- a. La puissance active et celle réactive doivent être régulées à leurs références contractuelles (pour lesquelles les deux opérateurs-systèmes sont convenus),
- b. La tension au nœud de connexion shunt, en situation normale, doit évoluer dans une bande de $\pm 5\%$ autour de sa valeur nominale (400 kV). En situation de défaillance, une bande de $\pm 10\%$ autour de la valeur nominale ne doit pas être dépassée. Dans le cas où le nœud de connexion shunt est choisi comme point pilote pour le réglage global du niveau de tension (voir chapitre 1), la tension doit être régulée à sa valeur de consigne définie par le planificateur du réseau, suite à une étude de répartition des puissances (Load Flow),
- c. La tension continue doit être à son tour régulée à une valeur fixe (40 kV), afin que les composants semi-conducteurs de puissance fonctionnent sans être fortement sollicités.

Quand à la commande du sous-système interne relative aux courants série et shunt, elle doit être :

- a. en mesure d'assurer des réponses rapides et précises afin que les régulateurs de la partie externe fonctionnent correctement (principe de la commande en cascade) ;

- b. robuste aux perturbations internes (incertitudes et variations paramétriques) et externes (défauts, chutes de tension...etc) ;
- c. capable de stabiliser la boucle fermée.

Vu que le modèle du sous-système interne est linéaire carré, d'emblée, les techniques de la commande linéaire semblent, à priori, les mieux adaptées. De nombreux travaux ont été réalisés dans ce sens et, on peut citer la commande:

- a. classique de type PID découplé [Zhu05], [Yu96],
- b. utilisant la décomposition SVD [Gha08], [Yam04],
- c. prédictive généralisée GPC [Zeb04],
- d. H_∞ [Sar08],
- e. par placement de pôles dans l'espace de transfert RST [Sha03].

Le présent chapitre est consacré à la présentation de quelques types de commande linéaire et aux résultats de simulation dans le cas où celles-ci sont appliquées à la commande des courants de l'UPFC.

Les courants sont supposés disponibles soit par des mesures appropriées soit au moyen d'observateurs.

III.2. Paramètres de simulation et évaluation des performances

Pour simuler le fonctionnement du système commandé par les différentes lois qui seront synthétisées dans les sections qui suivent, un programme Matlab, implémentant la méthode de Runge-Kutta d'ordre 4 pour la résolution des équations différentielles ordinaires, a été élaboré.

Les simulations sont effectuées en considérant un UPFC raccordé à une ligne d'interconnexion électrique THT 400 kV - 50 Hz de longueur 200 km ayant une capacité de transport de 800 MVA.

L'interconnexion est supposée relier deux systèmes électriques stables caractérisés par leurs tensions d'amplitude constante et un angle de transport δ de 10° . Les valeurs nominales, en p.u, des paramètres de l'UPFC sont données dans le tableau.III.1.

Tab.III.1 : paramètres du système (en p.u).

$R_s + j\omega L_s$	$R_{sh} + j\omega L_{sh}$	$R_{se} + j\omega L_{se}$	$\frac{1}{\omega C}$
$0.058 + j0.630$	$0.025 + j0.625$	$0.012 + j0.004$	0.004

Les valeurs de bases de la tension et de la puissance sont respectivement de 400 kV et 1000 MVA.

Le STATCOM et le SSSC sont des convertisseurs multi-niveaux, à 9 niveaux, utilisant une commande par modulation de largeur d'impulsion avec une porteuse de fréquence 1 kHz.

Rappelons que les objectifs du système de commande sont [Hin00], [Ham13]:

- Commander les puissances active et réactive (P, Q) échangées entre les deux systèmes,
- Maintenir la valeur rms de la tension au nœud de connexion shunt V_t proche de sa référence V_{tref} de 400 kV AC,
- Réguler la tension du bus continu U_c à sa valeur de référence $U_{Cref} = 40$ kV DC.

Dans les sections qui suivent, des lois de commande linéaires seront synthétisées sur la base du modèle du sous-système interne pour la commande des courants. Des simulations seront effectuées dans le but d'évaluer l'efficacité ainsi que les performances des ces lois de

commande. Aussi, les performances des différentes commandes appliquées au système sont établies sur la base des quatre tests suivants :

- i. **Test1 (situation saine)** : les réponses du système sont simulées en l'absence d'incertitudes paramétriques et/ou de perturbations externes.
- ii. **Test2 2 (situation d'incertitudes paramétriques)** : les réponses du système sont simulées en présence d'incertitudes paramétriques de 10% sur le modèle ($\Delta A=0.1A$, $\Delta B=0.1B$, $\Delta W=0.1W$).
- iii. **Test 3 (situation de chute de tension)** : les réponses du système sont simulées, lors de l'apparition d'une perturbation sévère (écroulement de la tension de 40% de sa valeur nominale côté récepteur) à l'instant $t=2$ s et durant 200 ms).
- iv. **Test 4 : (conjonction du test 3 et du test 4)**

Remarque : dans le prochain chapitre qui traite de la commande non linéaire, nous allons considérer 30% d'incertitude sur le modèle.

Dans la pratique d'exploitation des systèmes de transport d'électricité, la qualité de réglage du système de puissance est évaluée via l'interaction dynamique entre la puissance active et celle réactive. Ceci est obtenu à travers le paramètre DIF appelé facteur d'interaction dynamique (*Dynamic Interaction Factor*) qui est défini comme suit [Zen09], [Gha08]:

$$D_{iP} = \left(\frac{\Delta P}{\Delta Q_{ref}} \right)_{\Delta P_{ref}=0} \times 100 \quad (\text{III.1.a})$$

$$D_{iQ} = \left(\frac{\Delta Q}{\Delta P_{ref}} \right)_{\Delta Q_{ref}=0} \times 100 \quad (\text{III.1.b})$$

Où: D_{iP} évalue la variation de la puissance active ΔP induite par une variation de la puissance réactive de référence de ΔQ_{ref} tout en maintenant constante la référence de la puissance

active P_{ref} . D'une manière similaire, D_{iQ} est la variation de la puissance réactive ΔQ induite par une variation de la puissance active de référence de ΔP_{ref} tout en maintenant constante la référence de la puissance réactive Q_{ref} .

Dans toutes les figures se rapportant aux résultats des simulations, les réponses du système sont en noir et les références en rouge.

III.3. Commande par PI

La commande PI est une technique des plus classiques en commande des processus, pour pouvoir l'appliquer au sous-système interne, il faudrait considérer un modèle découplé où tous les termes de couplage seront vus comme des perturbations en entrée.

Ainsi, le modèle du système dans le repère synchrone, donné par l'expression II.8, peut être réécrit sous la forme découplée, comme suit :

$$\begin{cases} \dot{x}_1 - \frac{a_1}{g} x_1 = -\frac{\alpha}{g} u_1 + p_1 \\ \dot{x}_2 - \frac{a_1}{g} x_2 = -\frac{\alpha}{g} u_2 + p_2 \\ \dot{x}_3 - \frac{d_1}{g} x_3 = \frac{\beta}{g} u_3 + p_3 \\ \dot{x}_4 - \frac{d_1}{g} x_4 = \frac{\beta}{g} u_4 + p_4 \end{cases} \quad (\text{III.2})$$

Où les termes de perturbation p_j , $j = (1, \dots, 4)$ sont tels que :

$$\begin{cases} p_1 = \frac{1}{g} (g\omega x_2 + b_1 x_3 + L_s u_3 + L_{sh} V_{sd} - \alpha V_{rd}) \\ p_2 = \frac{1}{g} (-g\omega x_1 + b_1 x_4 + L_s u_4 + L_{sh} V_{sq} - \alpha V_{rq}) \\ p_3 = \frac{1}{g} (c_1 x_1 + g\omega x_4 - L_s u_1 - L_{se} V_{sd} - L_s V_{rd}) \\ p_4 = \frac{1}{g} (c_1 x_2 - g\omega x_3 - L_s u_2 - L_{se} V_{sq} - L_s V_{rq}) \end{cases} \quad (\text{III.3})$$

Les lois de commande PI sont données par :

$$\begin{cases} u_1(t) = k_{p1}(x_1 - x_{1ref}) + k_{i1} \int_0^t (x_1(\tau) - x_{1ref}(\tau)) d\tau \\ u_2(t) = k_{p2}(x_2 - x_{2ref}) + k_{i2} \int_0^t (x_2(\tau) - x_{2ref}(\tau)) d\tau \\ u_3(t) = k_{p3}(x_{3ref} - x_3) + k_{i3} \int_0^t (x_3(\tau) - x_{3ref}(\tau)) d\tau \\ u_4(t) = k_{p4}(x_{4ref} - x_4) + k_{i4} \int_0^t (x_{4ref}(\tau) - x_4(\tau)) d\tau \end{cases} \quad (\text{III.4})$$

Où : k_{pj} et k_{ij} ($j=1, \dots, 4$) sont les gains des actions proportionnelles et intégrales correspondant aux quatre régulateurs PI de la boucle interne.

La figure III.1 représente le schéma de commande des courants par la technique PI.

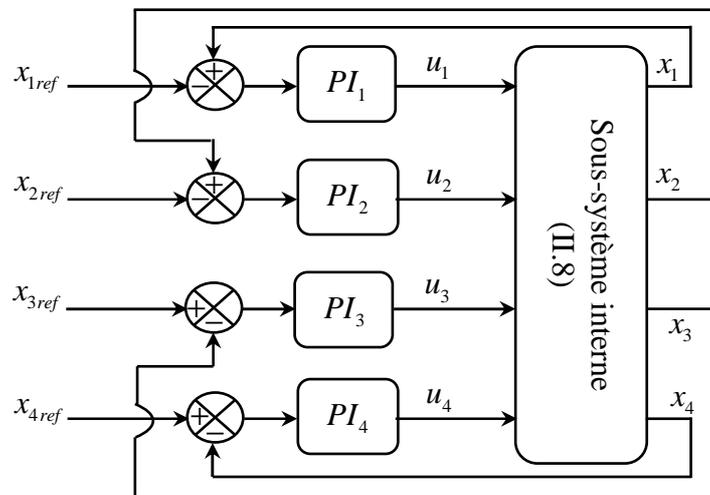


Fig.III.1: Commande des courants par PI.

III.3.1. Synthèse de la commande

La synthèse par la technique de compensation pôle-zéro a conduit aux gains donnés au tableau III.2. Il est à noter qu'au-delà de ces valeurs, qui ont donné satisfaction, les marges de stabilité seraient très réduites.

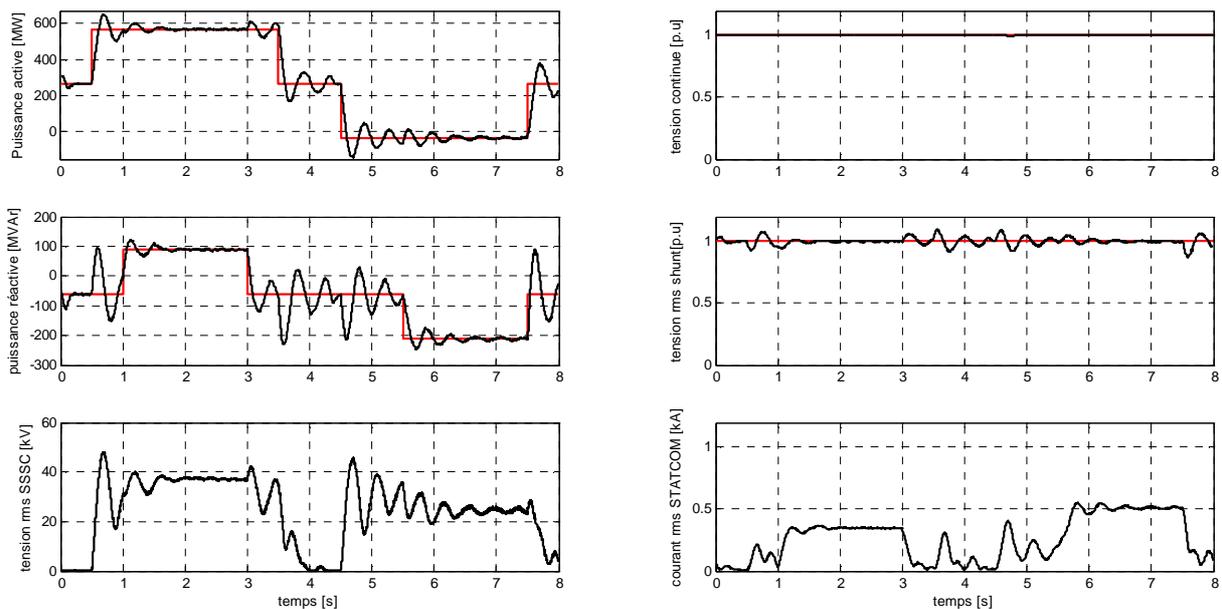
Tab.III.2 : paramètres des régulateurs PI de la boucle interne.

	PI_1	PI_2	PI_3	PI_4
k_p	50	50	300	300
k_i	2000	2000	5000	5000

III.3.2. Simulations

Les figures III.2, III.3, III.4 et III.5 donnent les résultats de la simulation du régime de poursuite des puissances et des tensions dans le cas idéal et en présence des perturbations.

Remarque : Dans le cas du test 2 pour la commande PI, il n'a été considéré qu'une incertitude de modélisation de 10% car au delà de cette valeur, la commande devient instable.

**Fig.III.2** : Réponses du système à la commande PI pour le test 1.

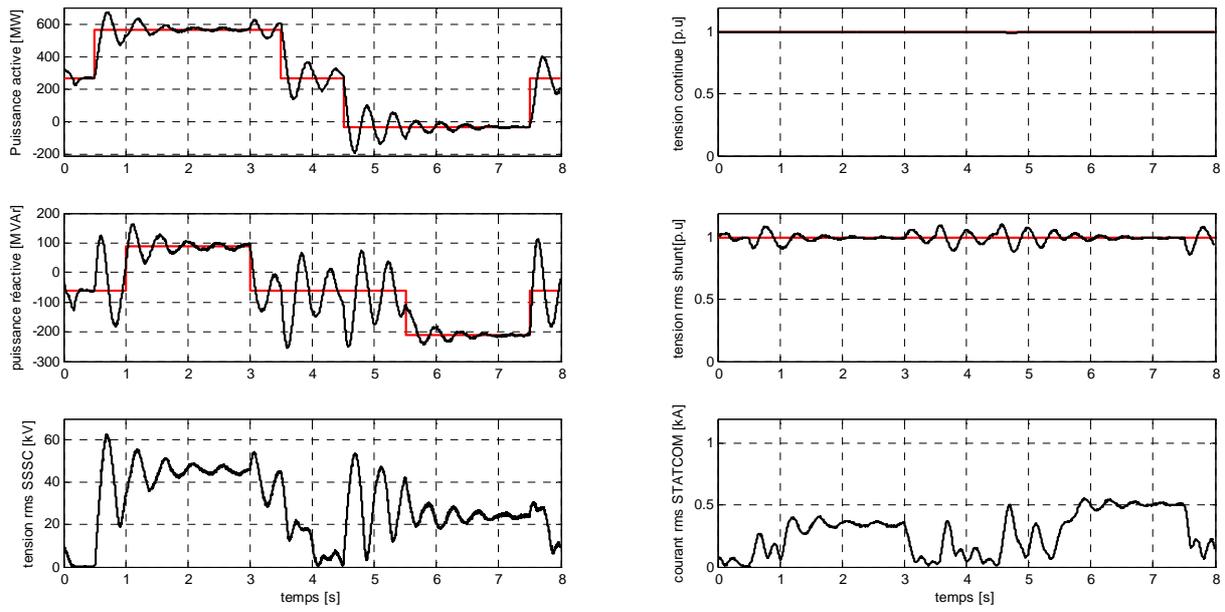


Fig.III.3 : Réponses du système à la commande PI pour le test 2.

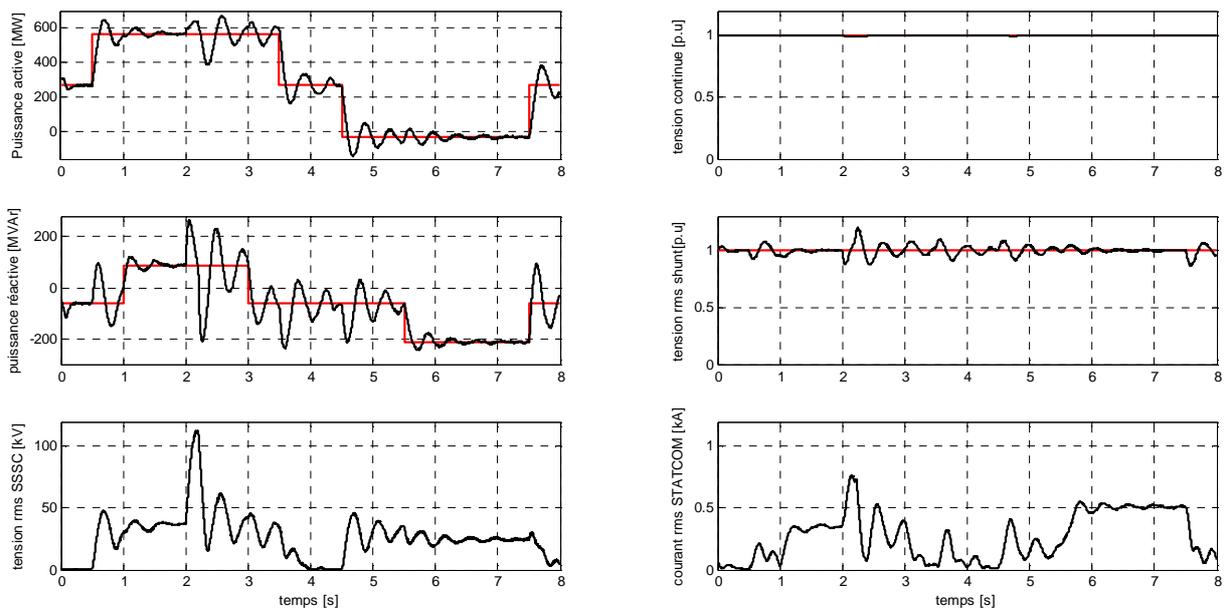


Fig.III.4 : Réponses du système à la commande PI pour le test 3.

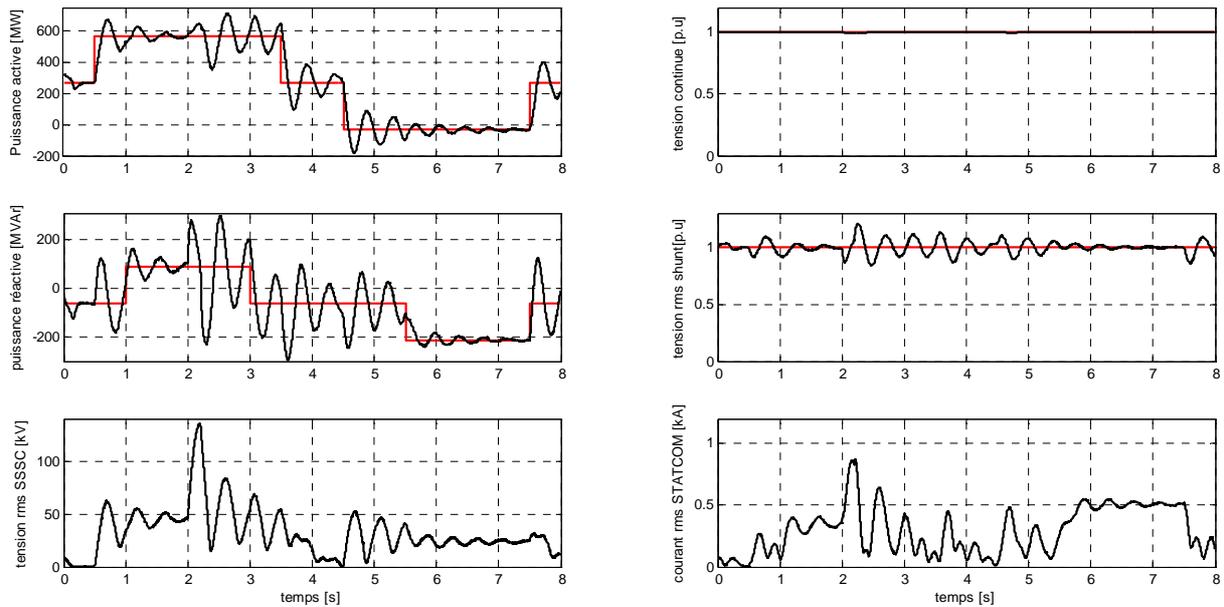


Fig.III.5 : Réponses du système à la commande PI pour le test 4.

Tab.III.3 : Facteurs d’interaction dynamique dans le cas de la commande PI.

$(D_{iP})_{\min}$	$(D_{iP})_{\max}$	$(D_{iQ})_{\min}$	$(D_{iQ})_{\max}$
32.0%	85.3%	56.7%	77.3%

Tab.III.4 : Erreur maximales dans le cas de la commande PI.

Grandeur	P [MW]	Q [MVar]	V_i [p.u]	U_c [p.u]
Erreur max	128	232	1%	21%

III.4. Commande par retour d’état avec intégrateur (REI)

La commande par retour d’état classique permet de modifier les pôles du système en boucle fermée. Cependant, elle ne permet pas d’assurer une erreur statique nulle. Pour remédier à ce problème, il existe deux approches :

- a. L’approche basée sur la pré-compensation statique. Il s’agit de moduler la consigne par un gain matriciel préalablement calculé pour avoir, en boucle fermée, un gain statique unitaire.

- b. L'approche utilisant un intégrateur dans la chaîne directe du système pour annuler l'erreur statique.

La première approche pourrait poser des problèmes de singularités matricielles, de plus, elle peut conduire à des gains excessivement élevés qui pourraient déstabiliser la boucle fermée.

Dans le présent travail, la seconde approche est adoptée pour la commande des courants, car elle présente l'avantage de s'affranchir des contraintes sus citées, d'avoir une structure simple (donc facile à implémenter), et de pouvoir imposer à l'erreur une dynamique désirée.

Dans ce cas, la structure du réglage correspond à celle donnée à la figure III.6 [Ham15].

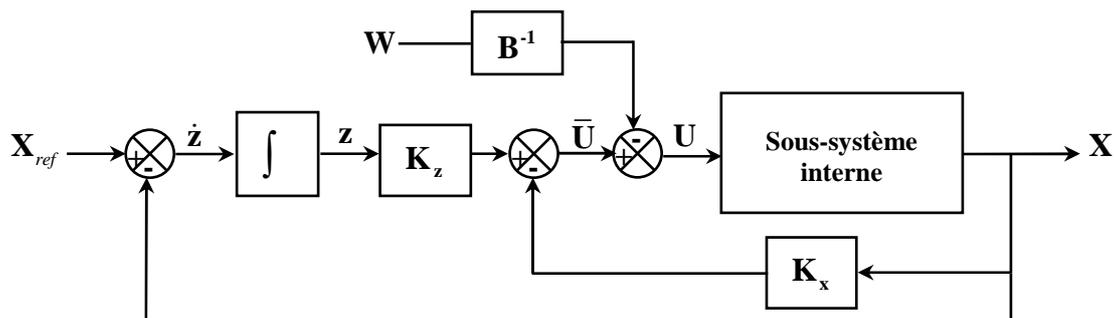


Fig.III.6 : Structure de la commande par retour d'état avec intégrateur.

D'après la figure III.6, le système décrit par (II.8) prend la forme suivante :

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{X}} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\bar{\mathbf{U}} \\ \dot{\mathbf{z}} = \mathbf{X}_{ref} - \mathbf{X} \end{cases} \quad (\text{III.5})$$

Où : $\bar{\mathbf{U}} = \mathbf{U} + \mathbf{B}^{-1}\mathbf{W}$ est l'entrée de commande virtuelle.

Le système (III.5) peut se mettre sous la forme augmentée suivante :

$$\dot{\xi} = \bar{\mathbf{A}}\xi + \bar{\mathbf{B}}\bar{\mathbf{U}} + \mathbf{T}\mathbf{X}_{ref} \quad (\text{III.6})$$

Où :

$$\xi = \begin{bmatrix} \mathbf{X} \\ \mathbf{z} \end{bmatrix}; \bar{\mathbf{A}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{0}_4 \\ -\mathbf{I}_4 & \mathbf{0}_4 \end{bmatrix}; \bar{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{B} \\ \mathbf{0}_4 \end{bmatrix}; \mathbf{T} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_4 \\ \mathbf{I}_4 \end{bmatrix};$$

Avec : $\mathbf{0}_4$ est la matrice carrée nulle d'ordre 4 et \mathbf{I}_4 est la matrice identité d'ordre 4.

La loi de commande par retour d'état est donnée par l'expression :

$$\bar{\mathbf{U}} = -\mathbf{K}\xi \quad (\text{III.7})$$

$$\text{Où : } \mathbf{K} = [\mathbf{K}_x \quad -\mathbf{K}_z]$$

La substitution dans (III.6) de la commande $\bar{\mathbf{U}}$ par son expression (III.7) donne le système augmenté en boucle fermée suivant :

$$\dot{\xi} = (\bar{\mathbf{A}} - \bar{\mathbf{B}}\mathbf{K})\xi + \mathbf{T}\mathbf{X}_{ref} \quad (\text{III.8})$$

L'équation (III.8) montre que le choix de la matrice de retour d'état augmenté est déterminant pour un placement de pôles désirés relatif au système augmenté.

Si la matrice de retour d'état augmenté \mathbf{K} est bien choisie (toutes les valeurs propres sont à parties réelles négatives) alors, toutes les grandeurs du système convergent vers des valeurs finies, par conséquent, l'état \mathbf{z} tend vers celui du régime permanent \mathbf{z}_∞ qui est constant. Cela conduit à $\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{\mathbf{z}} = \mathbf{0}$. Autrement dit :

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{X} = \mathbf{X}_{ref} \quad (\text{III.9})$$

Le calcul de la matrice de retour d'état augmenté \mathbf{K} se fait par l'intermédiaire de l'algorithme de Kautsky-Nichols qui, pour un système multivariable, optimise le choix des vecteurs propres pour une solution robuste [Kau85]. Une fois les pôles désirés sont assignés, cette dernière matrice sera décomposée en : la matrice de retour d'état proprement dite \mathbf{K}_x et la matrice gain d'intégration \mathbf{K}_z .

A partir de (III.7), la commande réelle est donnée par [Ham15]:

$$U = -\mathbf{k}_x \mathbf{X} - \mathbf{B}^{-1} \mathbf{W} + \mathbf{k}_z \int_0^t (\mathbf{X}_{ref}(\tau) - \mathbf{X}(\tau)) d\tau \quad (\text{III.10})$$

III.4.1. Synthèse de la commande

Les pôles désirés du système augmenté, en boucle fermée, permettent de calculer la matrice de retour d'état augmenté. Ils sont imposés comme suit [Cza94] :

- a. Deux pôles dominants (ayant la dynamique la plus lente) sont calculés en fonction de la réponse oscillatoire amortie désirée. Cela se fait en choisissant l'amortissement ξ et la pulsation naturelle ω_n . En fonction de ces deux paramètres, la paire de pôles dominants est donnée par [Cza94]:

$$P_{1,2} = \omega_n \left(-\xi \pm j\sqrt{1-\xi^2} \right) \quad (\text{III.11})$$

Où : $\omega_n = \frac{3}{t_r}$, t_r étant le temps de réponse pour $\xi = 0.7$.

- b. Les six pôles restants doivent être suffisamment éloignés afin de ne pas influencer significativement la dynamique de la boucle fermée. On peut utiliser la règle suivante [Cza94]: le pôle non dominant doit avoir une partie réelle au moins égale à cinq fois la partie réelle du pôle dominant.

Dans le cas de l'UPFC, un temps de réponse $t_r = 12$ ms avec un facteur d'amortissement $\xi = 0.7$ sont choisis [Sha03]. Cela donne la paire de pôles dominants suivante :

$$P_{1,2} = -248 \pm 253j$$

III.4.2. Simulation

Les figures III.7, III.8, III.9 et III.10 donnent les résultats de la simulation du régime de poursuite des puissances et des tensions dans le cas idéal et en présence des perturbations.

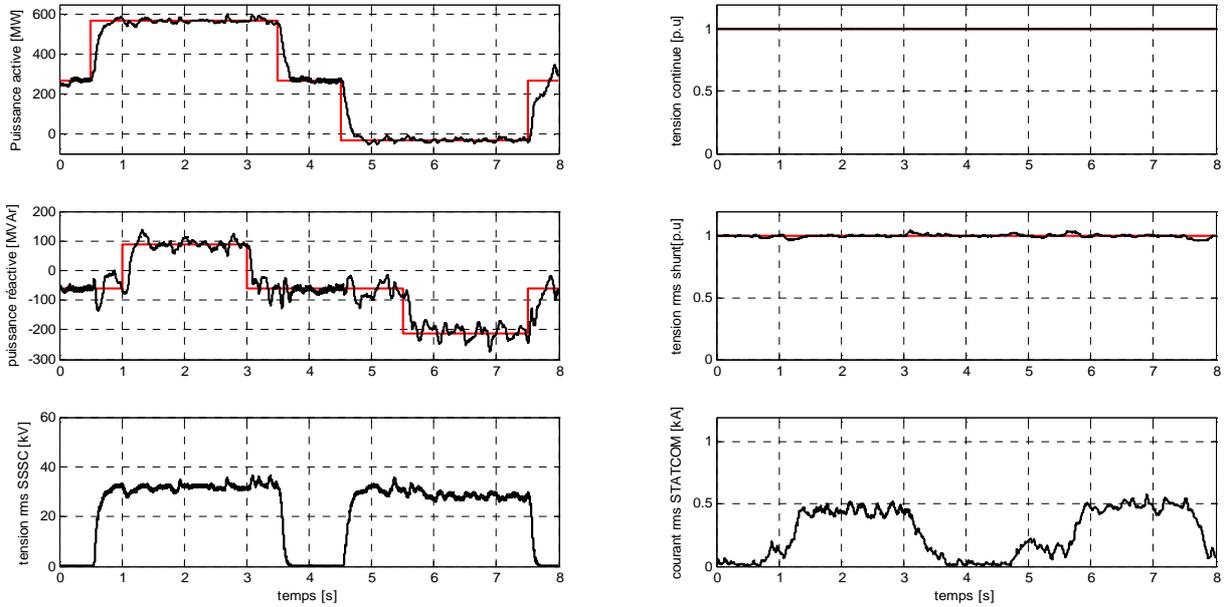


Fig.III.7 : Réponses du système à la commande REI pour le test 1.

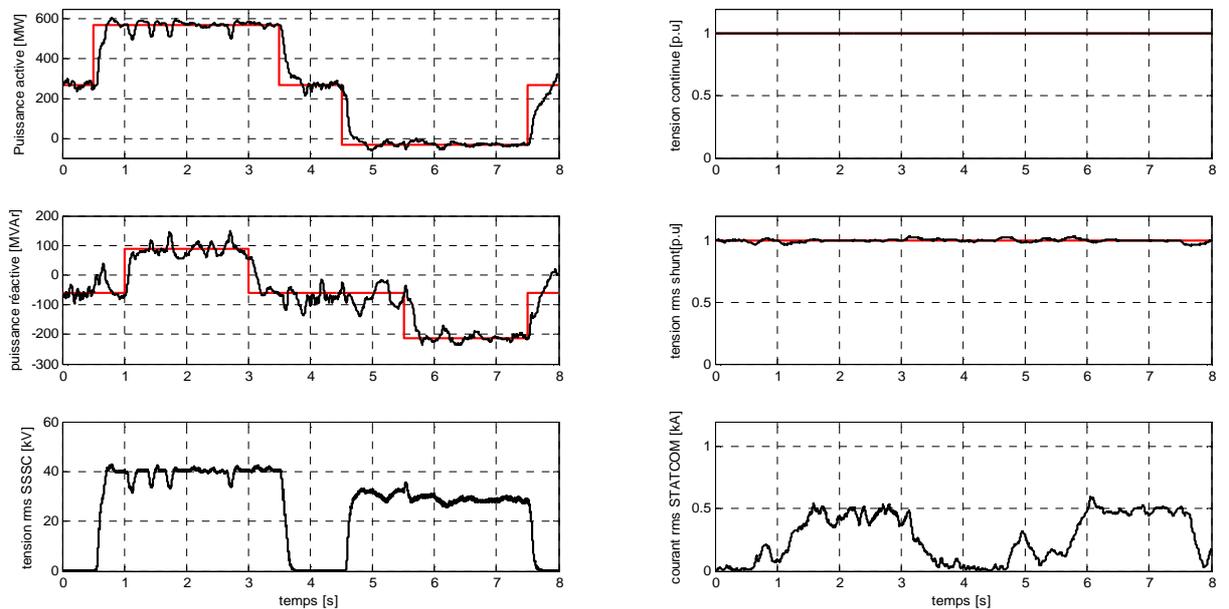


Fig.III.8 : Réponses du système à la commande REI pour le test 2.

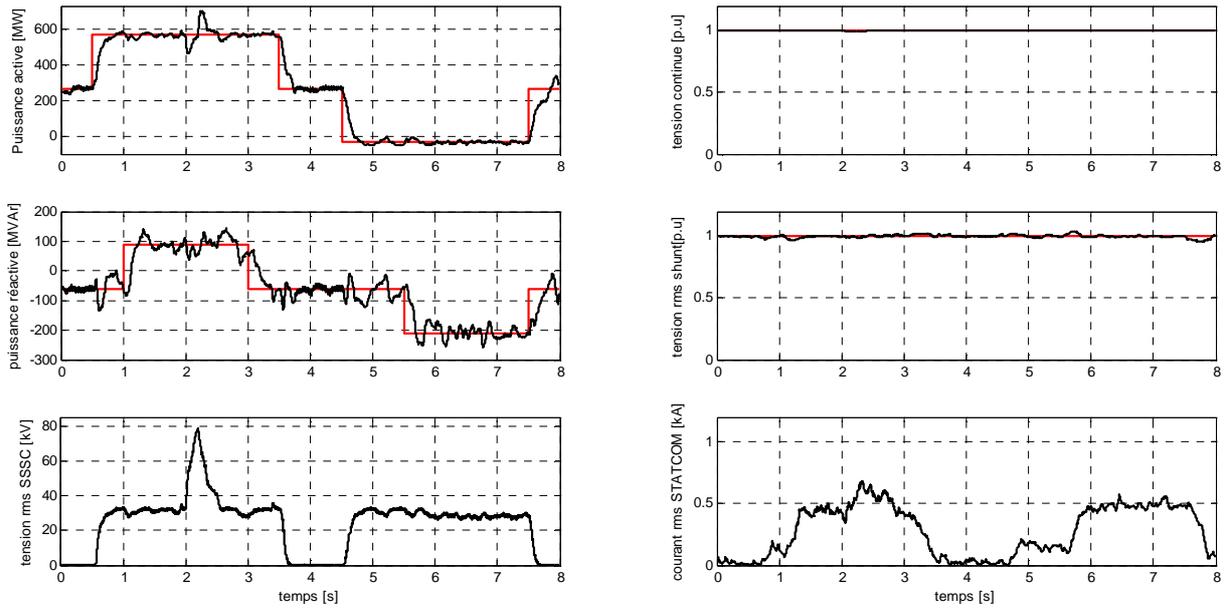


Fig.III.9 : Réponses du système à la commande REI pour le test 3.

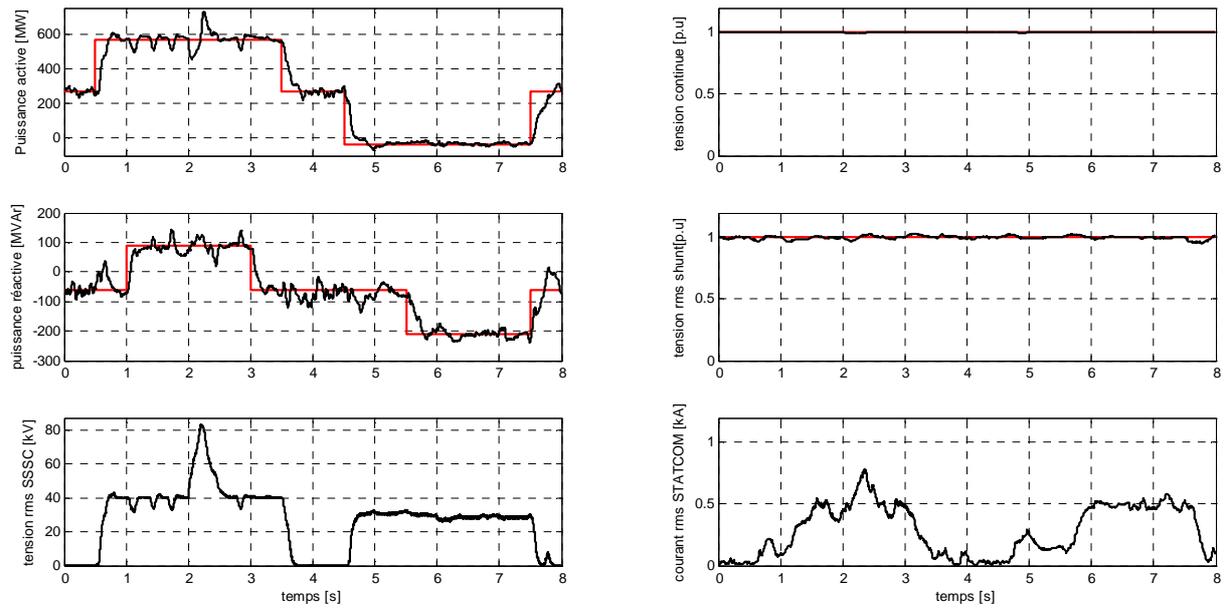


Fig.III.10 : Réponses du système à la commande REI pour le test 4.

Tab.III.5 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande REI.

$(D_{iP})_{\min}$	$(D_{iP})_{\max}$	$(D_{iQ})_{\min}$	$(D_{iQ})_{\max}$
22%	50%	24.3%	33.7%

Tab.III.6 : Erreur maximales dans le cas de la commande REI.

Grandeur	P [MW]	Q [MVA _r]	V_t [p.u]	U_c [p.u]
Erreur max	75	101	0.8%	5%

III.5. Commande par retour d'état dynamique (RED)

La commande par retour d'état avec intégrateur développée précédemment suppose une consigne fixe. Bien qu'elle ait une structure simple, cette méthode de commande ne parvient pas à réaliser la poursuite de référence qui est, généralement, une exigence des systèmes de commande des FACTS lorsqu'ils sont dédiés à l'amélioration de la stabilité transitoire (voir chapitre 5).

Soit \mathbf{e} le vecteur des erreurs de poursuite en courant, il est donné par [Ham14b]:

$$\mathbf{e} = \mathbf{X} - \mathbf{X}_{ref} \quad (\text{III.12})$$

La dérivée par rapport au temps de la relation (III.12) est :

$$\dot{\mathbf{e}} = \dot{\mathbf{X}} - \dot{\mathbf{X}}_{ref} \quad (\text{III.13})$$

Les relations (II.8) et (III.12) permettent d'écrire :

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\mathbf{U} + \mathbf{W} - \dot{\mathbf{X}}_{ref} \quad (\text{III.14})$$

L'utilisation de la relation (III.14) et le fait que $\mathbf{A}\mathbf{X} = \mathbf{A}\mathbf{e} + \mathbf{A}\mathbf{X}_{ref}$ conduisent à l'expression suivante :

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{A}\mathbf{e} + \mathbf{A}\mathbf{X}_{ref} + \mathbf{B}\mathbf{U} + \mathbf{W} - \dot{\mathbf{X}}_{ref} \quad (\text{III.15})$$

Qui peut être mise sous la forme compacte suivante :

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{A}\mathbf{e} + \mathbf{B}\boldsymbol{\mu} \quad (\text{III.16})$$

Où le vecteur de commande virtuelle $\boldsymbol{\mu}$ est tel que :

$$\boldsymbol{\mu} = \mathbf{U} + \mathbf{B}^{-1} (\mathbf{A}\mathbf{X}_{ref} + \mathbf{W} - \dot{\mathbf{X}}_{ref}) \quad (\text{III.17})$$

La relation (III.16) montre que le problème de poursuite est réduit à un problème de stabilisation du système. Pour cette raison, une matrice constante \mathbf{K} de retour d'état peut être utilisée, ce qui se traduit par :

$$\boldsymbol{\mu} = -\mathbf{K}\mathbf{e} \quad (\text{III.18})$$

Dans ce cas, l'équation du système en boucle fermée est donnée par :

$$\dot{\mathbf{e}} = (\mathbf{A} - \mathbf{BK})\mathbf{e} \quad (\text{III.19})$$

Etant donné que la paire (\mathbf{A}, \mathbf{B}) est commandable, les valeurs propres de la matrice $(\mathbf{A} - \mathbf{BK})$ peuvent donc être placées arbitrairement.

La réponse du système en boucle fermée peut être rendue rapide en plaçant les valeurs propres suffisamment loin de l'axe des imaginaires dans le demi-plan gauche du plan de Laplace. Cependant, cela exige des signaux de commande brusques et relativement élevés [Ham14b]. Le compromis entre les efforts de commande et la performance du système peut être obtenue par une méthode d'essais-erreurs, assistée par ordinateur.

La solution de l'équation (III.19) est donnée comme suit :

$$\mathbf{e}(t) = e^{(\mathbf{A} - \mathbf{BK})t} \mathbf{e}(0) \quad (\text{III.20})$$

Dans le cas où tous les pôles désirés sont stables, la solution vérifie :

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{e}(t) = \mathbf{0} \quad (\text{III.21})$$

Cela signifie que l'erreur de poursuite convergera vers zéro asymptotiquement. Aussi, les objectifs de commande sont atteints par un choix convenable de la matrice \mathbf{K} .

Les relations (III.17) et (III.18) conduisent à l'expression du vecteur de commande réelle suivant :

$$\mathbf{U} = -\mathbf{K}(\mathbf{X} - \mathbf{X}_{ref}) - \mathbf{B}^{-1}(\mathbf{A}\mathbf{X}_{ref} + \mathbf{W} - \dot{\mathbf{X}}_{ref}) \quad (\text{III.22})$$

Dans ce cas, la structure du réglage correspond à celle donnée à la figure III.11.

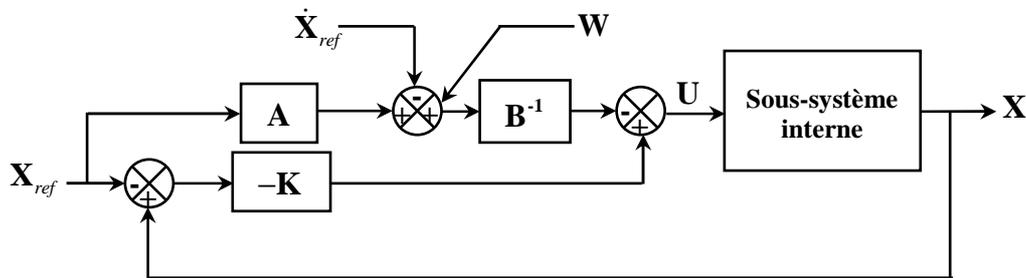


Fig.III.11: Structure de la commande par retour d'état dynamique.

III.5.1. Synthèse de la commande

La même procédure de synthèse utilisée dans la section relative à la commande par retour d'état avec intégrateur, est adoptée dans cette section.

Dans le cas de l'UPFC, un temps de réponse $t_r = 12 \text{ ms}$ avec un facteur d'amortissement $\xi = 0.7$ sont choisis [11]. Cela donne la paire de pôles dominants suivante :

$$P_{1,2} = -248 \pm 253j$$

III.5.2. Simulation

Les figures III.12, III.13, III.14 et III.15 donnent les résultats de la simulation du régime de poursuite des puissances et des tensions dans le cas idéal et en présence des perturbations.

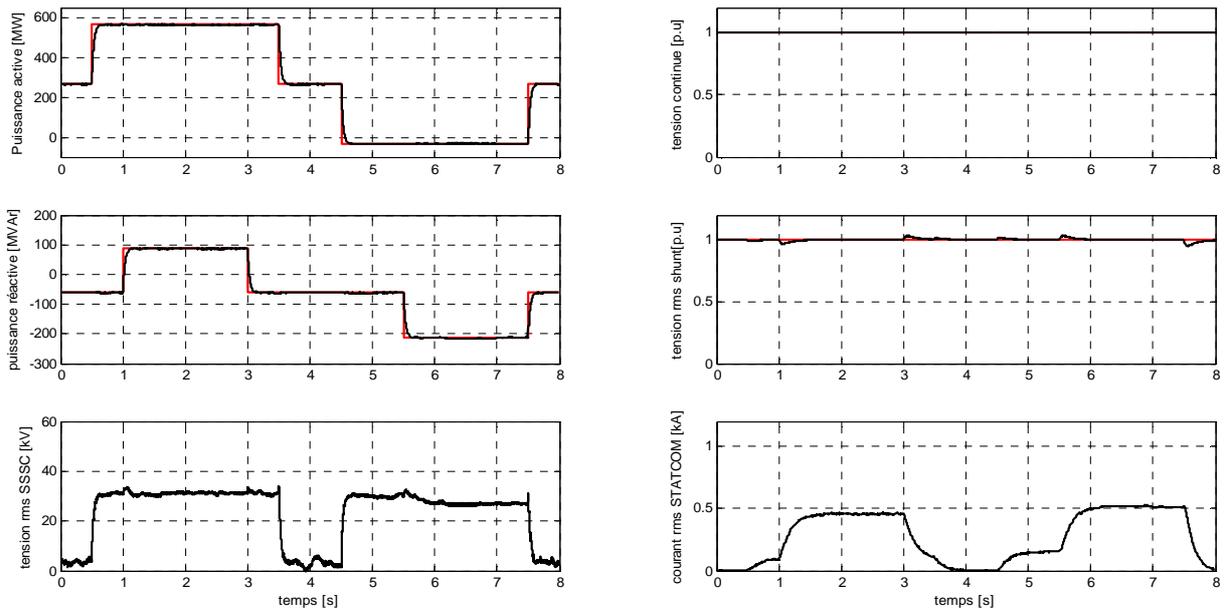


Fig.III.12 : Réponses du système à la commande RED pour le test 1.

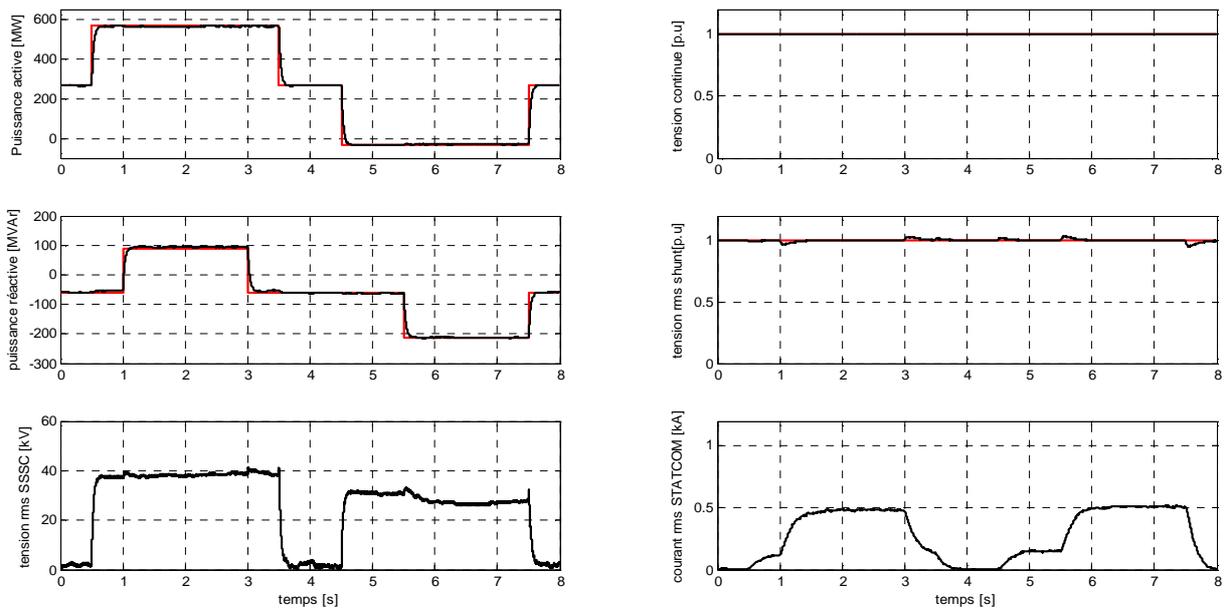


Fig.III.13 : Réponses du système à la commande RED pour le test 2.

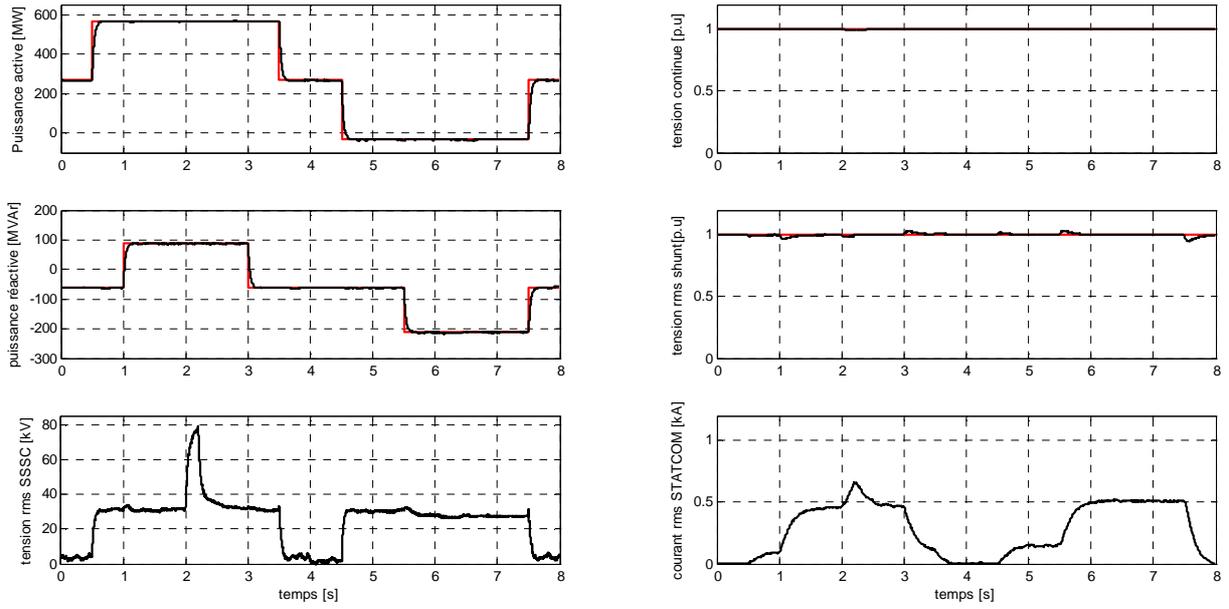


Fig.III.14 : Réponses du système à la commande RED pour le test 3.

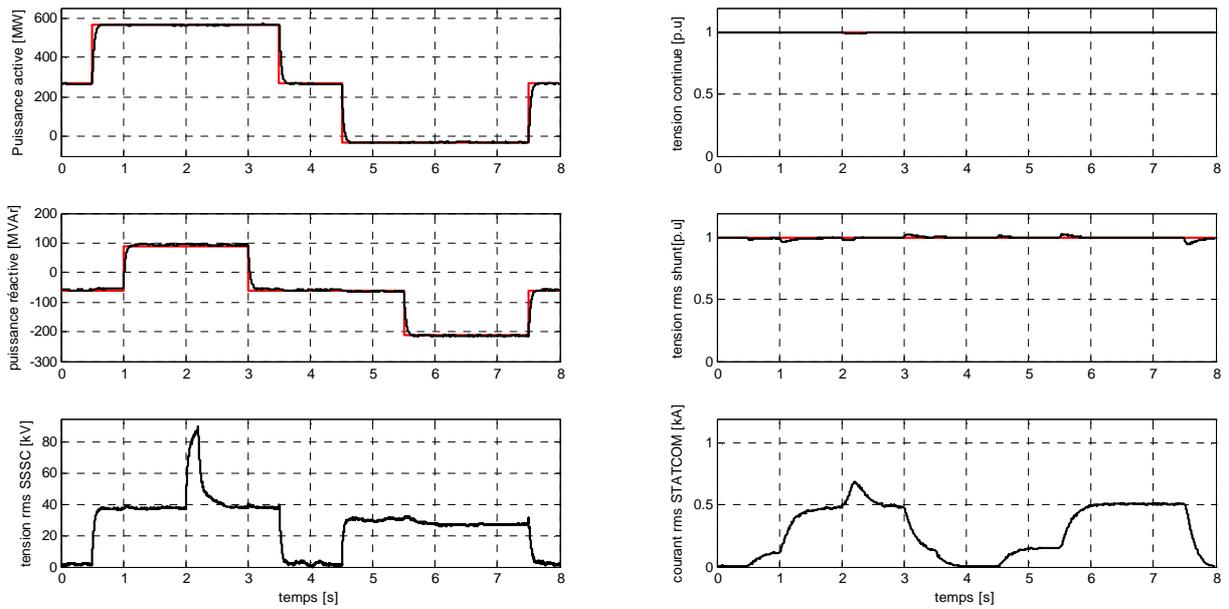


Fig.III.15 : Réponses du système à la commande RED pour le test 4.

Tab.III.7 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande RED.

$(D_{iP})_{\min}$	$(D_{iP})_{\max}$	$(D_{iQ})_{\min}$	$(D_{iQ})_{\max}$
3.3%	4.0%	1.1%	3.3%

Tab.III.8 : Erreur maximales dans le cas de la commande RED.

Grandeur	P [MW]	Q [MVA _r]	V_t [p.u]	U_c [p.u]
Erreur max	6	10	1%	10%

III.6. Comparaison

Les figures de IV.2 jusqu'à IV.5, de IV.7 jusqu'à IV.10 et de IV.12 jusqu'à IV.15 montrent que la loi de commande RED est beaucoup plus performante que les deux autres lois de commande. De plus, elle s'avère très robuste aux perturbations externes. Le temps de réponse pour les trois lois est de l'ordre de 150 ms.

Les relevés fournis aux Tableaux IV.3 jusqu'à IV.8 montrent aussi qu'en termes de précision et d'interaction dynamique, le régime de poursuite des puissances dans le cas de la commande RED, est meilleur que dans le cas de la commande REI ou PI.

Aussi, il apparaît nettement que les performances de la commande par retour d'état dynamique sont meilleures que celles relatives aux commandes : proportionnelle-intégrale et retour d'état avec intégrateur.

III.7. Conclusion

Dans ce chapitre sont développées trois lois pour la commande linéaire de l'UPFC : la commande proportionnelle-intégrale, la commande par retour d'état avec intégrateur et la commande par retour d'état dynamique.

Les résultats de la simulation concernant le réglage des puissances et des tensions ont montré qu'en présence des perturbations les deux premières commandes sont relativement sensibles aux variations paramétriques et aux chutes de tension.

La loi de commande RED révèle une forte robustesse aux perturbations externes. Toutefois, elle reste sensible aux perturbations internes car au delà de 10%, la commande devient instable. Cependant, l'analyse de la précision et de l'interaction dynamique montre la supériorité de la commande par retour d'état dynamique.

Chapitre IV

Commande par les Modes

Glissants

Chapitre IV

Commande par les Modes Glissants

IV.1. Introduction

Les résultats de simulations obtenus au chapitre précédent, concernant l'application de certaines méthodes de commande linéaires à la conduite de l'UPFC, ont révélé des insuffisances remarquables. Celles-ci concernent la dégradation des performances en présence d'incertitudes de modélisation et/ou de perturbations externes (chute de tension au côté récepteur).

Pour voir s'il est possible d'améliorer le fonctionnement de l'UPFC dans la situation de défaillance, des méthodes de commande non linéaires robustes sont synthétisées puis appliquées à la conduite de l'UPFC. Celles-ci concernent :

- a. La commande adaptative par les modes glissants (*Adaptive Sliding Mode Control* ASMC) [Ham13],
- b. La commande par les modes glissants d'ordre supérieur (*Higher Order Sliding Mode Control* HOSMC) [Lev03], [Ham13], [Utk09].

IV.2. Commande adaptative par les modes glissants

La théorie des systèmes à structure variable fait l'objet de multiples études depuis une cinquantaine d'années. Les premiers travaux sur ce type de systèmes sont ceux d'Anosov [Ano59], de Tzypkin [Tzy55] et d'Emelyanov [Eme67] dans l'ancienne URSS, ou ceux d'Hamel [Ham49] en France, sur la commande à relais.

Ces recherches ont connu un nouvel essor à la fin des années soixante-dix lorsque Utkin introduit la théorie des modes glissants [Utk77]. Actuellement, cette technique de commande connaît une large gamme d'applications dans des domaines très variés tels que la robotique [Bou03], la mécanique et l'électrotechnique [Agg94], [Bou90], [Che04].

L'idée de base de la commande par mode de glissement consiste à ramener le vecteur d'état du système dans une région de l'espace d'état convenablement sélectionnée, connue sous le nom de surface de glissement (propriété d'attractivité). Une fois que le vecteur d'état s'y trouve, la commande le force à y rester (propriété d'invariance).

IV.2.1. Synthèse de la commande en situation idéale (sans perturbations)

Nous supposons que les valeurs nominales \mathbf{A}_n , \mathbf{B}_n et \mathbf{W}_n de \mathbf{A} , \mathbf{B} et \mathbf{W} , sont bien connues.

Considérons la fonction de Lyapunov définie positive suivante :

$$\mathbf{V} = \frac{1}{2} \mathbf{S}^T \mathbf{S} \quad (\text{IV.1})$$

Où $\mathbf{S} = \mathbf{X} - \mathbf{X}_{ref}$ est une surface de glissement vectorielle correspondant à l'erreur de poursuite en courant.

La dérivée de \mathbf{V} par rapport au temps est

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{S}^T (\dot{\mathbf{X}} - \dot{\mathbf{X}}_{ref}) \quad (\text{IV.2})$$

En substituant $\dot{\mathbf{X}}$ par son expression (II.8) dans (IV.2), il résulte :

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{S}^T (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref}) \quad (\text{IV.3})$$

La dérivée $\dot{\mathbf{V}}$ est rendue définie négative en imposant $\dot{\mathbf{S}} = -\mathbf{K} \text{sign}(\mathbf{S})$,

Où :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{K} = \text{diag} ([k_1 \quad k_2 \quad k_3 \quad k_4]), \quad k_i > 0, \quad i = 1, \dots, 4; \\ \text{sign}(\mathbf{S}) = [\text{sign}(S_1) \quad \text{sign}(S_2) \quad \text{sign}(S_3) \quad \text{sign}(S_4)]^T \end{array} \right.$$

Aussi, peut-on écrire :

$$\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{W}_n + \mathbf{B}_n \mathbf{U} - \dot{\mathbf{X}}_{ref} = -\mathbf{K} \text{sign}(\mathbf{S}) \quad (\text{IV.4})$$

D'où la loi de commande est donnée par :

$$\mathbf{U} = \mathbf{B}_n^{-1} \left(\dot{\mathbf{X}}_{ref} - \mathbf{A}_n \mathbf{X} - \mathbf{W}_n - \mathbf{K} \text{sign}(\mathbf{S}) \right) \quad (\text{IV.5})$$

Dans ce cas, $\dot{\mathbf{V}}$ est réduit à $\dot{\mathbf{V}} = -\mathbf{K} \mathbf{S}^T \text{sign}(\mathbf{S})$.

Cela peut être majoré comme suit :

$$\dot{\mathbf{V}} \leq -\sum_{i=1}^4 k_i |S_i| \quad \text{with } k_i > 0, i = 1, \dots, 4; \quad (\text{IV.6})$$

A partir de (IV.6), nous obtenons $\dot{\mathbf{V}} < 0 \quad \forall S_i \neq 0$, ce qui signifie que les surfaces S_i sont bornées et convergent asymptotiquement vers zéro. Donc, le vecteur d'état \mathbf{X} suit la trajectoire désirée \mathbf{X}_{ref} .

IV.2.2. Synthèse de la commande en présence d'incertitudes de modélisation [Ham13]

Supposons que $\Delta \mathbf{A}$, $\Delta \mathbf{B}$ et $\Delta \mathbf{W}$ sont respectivement les incertitudes sur \mathbf{A} , \mathbf{B} et \mathbf{W} aussi, nous pouvons écrire :

$$\begin{cases} \mathbf{A} = \mathbf{A}_n + \Delta \mathbf{A} \\ \mathbf{B} = \mathbf{B}_n + \Delta \mathbf{B} \\ \mathbf{W} = \mathbf{W}_n + \Delta \mathbf{W} \end{cases} \quad (\text{IV.7})$$

Dans ce cas, la dérivée de la surface de glissement est donnée par :

$$\dot{\mathbf{S}} = (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref}) + (\Delta \mathbf{A} \mathbf{X} + \Delta \mathbf{B} \mathbf{U} + \Delta \mathbf{W}) \quad (\text{IV.8})$$

En substituant la loi de commande donnée par (IV.5) dans (IV.8), la dérivée de la fonction de Lyapunov peut s'écrire comme suit :

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{S}^T (\Delta \bar{\mathbf{A}} - (\mathbf{K} + \Delta \bar{\mathbf{B}}) \text{sign}(\mathbf{S})) \quad (\text{IV.9})$$

Où les expressions de $\Delta \bar{\mathbf{A}}$ et $\Delta \bar{\mathbf{B}}$ sont données par :

$$\begin{cases} \Delta \bar{\mathbf{A}} = \Delta \mathbf{A} \mathbf{X} + \Delta \mathbf{W} + \Delta \mathbf{B} \cdot \mathbf{B}_n^{-1} (\dot{\mathbf{X}}_{ref} - \mathbf{A}_n \mathbf{X} - \mathbf{W}_n) \\ \Delta \bar{\mathbf{B}} = \Delta \mathbf{B} \cdot \mathbf{B}_n^{-1} \end{cases} \quad (\text{IV.10})$$

La majoration de $\dot{\mathbf{V}}$, donné par (IV.9), conduit à l'inégalité suivante :

$$\dot{\mathbf{V}} \leq \sum_{i=1}^4 \left[- \left[1 + (\Delta \bar{\mathbf{B}})_{ii} \right] k_i + \sum_{j=1; j \neq i}^4 \left| (\Delta \bar{\mathbf{B}})_{ij} \right| k_j + \left| (\Delta \bar{\mathbf{A}})_i \right| \right] |S_i| \quad (\text{IV.11})$$

Ici, $(\Delta \bar{\mathbf{B}})_{ij}$ signifie l'élément (i,j) de la matrice $\Delta \bar{\mathbf{B}}$. Afin de réaliser la condition

$\dot{\mathbf{V}} < 0, \forall S_i \neq 0$ pour $i = 1, \dots, 4$, les coefficients de conception k_i peuvent être choisis tels que :

$$\left[1 + (\Delta \bar{\mathbf{B}})_{ii} \right] k_i > \sum_{j=1; j \neq i}^4 \left| (\Delta \bar{\mathbf{B}})_{ij} \right| k_j + \left| (\Delta \bar{\mathbf{A}})_i \right| \quad (\text{IV.12})$$

Généralement, il est laborieux de résoudre ce système d'inéquations linéaires. En outre, les bornes sur les incertitudes sont mal connues, ce qui fait que les valeurs optimales des coefficients k_i , déduites de (IV.12), seront mal connues. En outre, la surestimation des bornes d'incertitudes pourrait conduire à des gains de commande élevés ce qui entraîne une loi de commande irréaliste. La sous-estimation conduit à une dégradation des performances. Dans la section suivante et afin de pallier ces difficultés, un terme d'adaptation est ajouté au terme de la commande par les modes glissants.

Donc, pour contourner la réalisation de la condition (IV.12), nous synthétisons une commande constituée par le terme issu des modes glissants et un terme adaptatif.

En effet, (IV.8) peut être réécrite comme suit :

$$\dot{\mathbf{S}} = (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref}) + \mathbf{D} \quad (\text{IV.13})$$

Où: $\mathbf{D} = \Delta \mathbf{A} \mathbf{X} + \Delta \mathbf{B} \mathbf{U} + \Delta \mathbf{W}$ est un vecteur représentant l'incertitude globale (généralement inconnue) sur le modèle du système.

Supposons que $\hat{\mathbf{D}}$ est l'estimé du vecteur \mathbf{D} et dans la suite, nous considérons la fonction de Lyapunov modifiée suivante :

$$\mathbf{V} = \frac{1}{2} \mathbf{S}^T \mathbf{S} + \frac{1}{2\eta} \tilde{\mathbf{D}}^T \tilde{\mathbf{D}} \quad (\text{IV.14})$$

Où : $\tilde{\mathbf{D}} = \mathbf{D} - \hat{\mathbf{D}}$ est l'erreur d'estimation sur \mathbf{D} et η est un gain d'adaptation positif.

La dérivée de \mathbf{V} par rapport au temps est donnée par :

$$\dot{\mathbf{V}} = \frac{1}{2} \mathbf{S}^T \dot{\mathbf{S}} + \frac{1}{2\eta} \tilde{\mathbf{D}}^T \dot{\tilde{\mathbf{D}}} \quad (\text{IV.15})$$

La substitution de $\dot{\mathbf{S}}$ par son expression (IV.13) dans (IV.15) conduit à :

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{V}} &= \mathbf{S}^T (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref} + \mathbf{D}) + \frac{1}{\eta} \tilde{\mathbf{D}}^T \dot{\tilde{\mathbf{D}}} \\ &= \mathbf{S}^T (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref} + \hat{\mathbf{D}} + \tilde{\mathbf{D}}) + \frac{1}{\eta} \tilde{\mathbf{D}}^T \dot{\tilde{\mathbf{D}}} \\ &= \mathbf{S}^T (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref} + \hat{\mathbf{D}}) + \mathbf{S}^T \tilde{\mathbf{D}} + \frac{1}{\eta} \tilde{\mathbf{D}}^T \dot{\tilde{\mathbf{D}}} \end{aligned} \quad (\text{IV.16})$$

Sachant que $\mathbf{S}^T \tilde{\mathbf{D}} = \tilde{\mathbf{D}}^T \mathbf{S}$, on peut écrire :

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{S}^T (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref} + \hat{\mathbf{D}}) + \tilde{\mathbf{D}}^T \left(\mathbf{S} + \frac{1}{\eta} \dot{\tilde{\mathbf{D}}} \right) \quad (\text{IV.17})$$

En utilisant le fait que $\dot{\hat{\mathbf{D}}} = -\dot{\mathbf{D}}$, (IV.17) devient

$$\dot{\mathbf{V}} = \mathbf{S}^T \left(\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref} + \hat{\mathbf{D}} \right) + \tilde{\mathbf{D}}^T \left(\mathbf{S} - \frac{1}{\eta} \dot{\hat{\mathbf{D}}} \right) \quad (\text{IV.18})$$

En se basant sur la relation (IV.18) et pour rendre $\dot{\mathbf{V}}$ définie négative, nous imposons les conditions suivantes :

$$\begin{cases} \mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref} + \hat{\mathbf{D}} = -\mathbf{K} \text{sign}(\mathbf{S}) \\ \mathbf{S} - \frac{1}{\eta} \dot{\hat{\mathbf{D}}} = \mathbf{0} \end{cases} \quad (\text{IV.19})$$

La loi de commande est donc donnée par :

$$\mathbf{U} = \mathbf{B}_n^{-1} \left(\dot{\mathbf{X}}_{ref} - \mathbf{A}_n \mathbf{X} - \mathbf{W}_n - \hat{\mathbf{D}} - \mathbf{K} \text{sign}(\mathbf{S}) \right) \quad (\text{IV.20})$$

Et la loi d'adaptation est donnée par :

$$\dot{\hat{\mathbf{D}}} = \eta \mathbf{S} \quad (\text{IV.21})$$

Le schéma de la loi de commande proposée est donné à la figure IV.1.

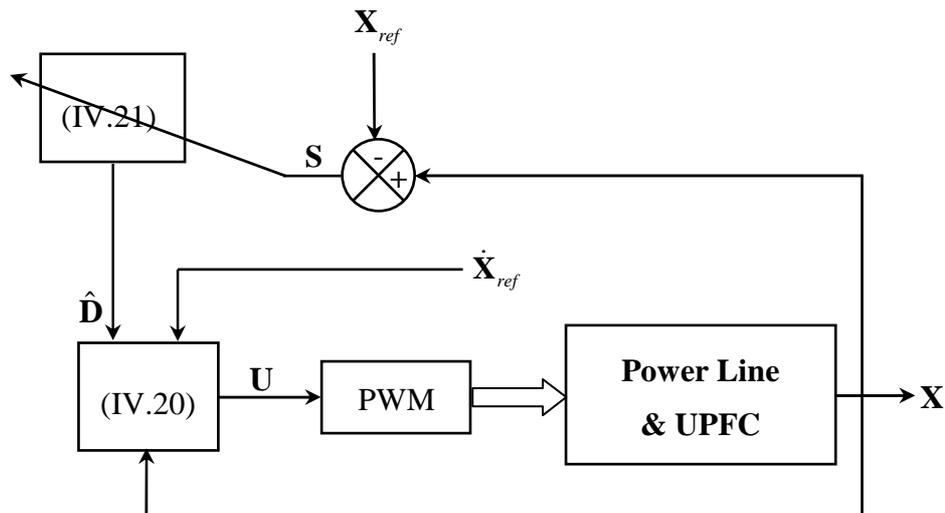


Fig.IV.1 : Structure de la commande adaptative par les modes glissants.

En outre, sous la condition (IV.19), l'expression de $\dot{\mathbf{V}}$ se réduit à : $\dot{\mathbf{V}} = -\mathbf{K}\mathbf{S}^T \text{sign}(\mathbf{S})$ et peut donc être majorée telle que (IV.6).

Cela veut dire que $\dot{\mathbf{V}}$ est définie négative et la condition de stabilité est satisfaite d'où \mathbf{S} et $\tilde{\mathbf{D}}$ sont bornés. L'utilisation du lemme de Barbalat [Zen09], [Isi85], [Nij90] montre que l'erreur de poursuite en courant est globalement asymptotiquement stable. En d'autres termes : $\mathbf{S} \rightarrow \mathbf{0}$ et $\tilde{\mathbf{D}} \rightarrow \mathbf{0}$ quand $t \rightarrow \infty$ pour une quelconque valeur initiale $\mathbf{S}(0) \in \mathcal{R}^4$.

Aussi, le vecteur \mathbf{X} converge vers le vecteur d'état désiré \mathbf{X}_{ref} .

IV.2.3. Simulation et interprétation

Les figures IV.2, IV.3, IV.4 et IV.5 donnent les résultats de la simulation du régime de poursuite des puissances et des tensions dans le cas idéal et en présence des perturbations.

Les gains qui ont donné satisfaction sont imposés tels que :

$$\mathbf{K} = 10^5 \cdot \text{diag}([3 \ 1 \ 3 \ 0.5]) ; \eta = 10^5.$$

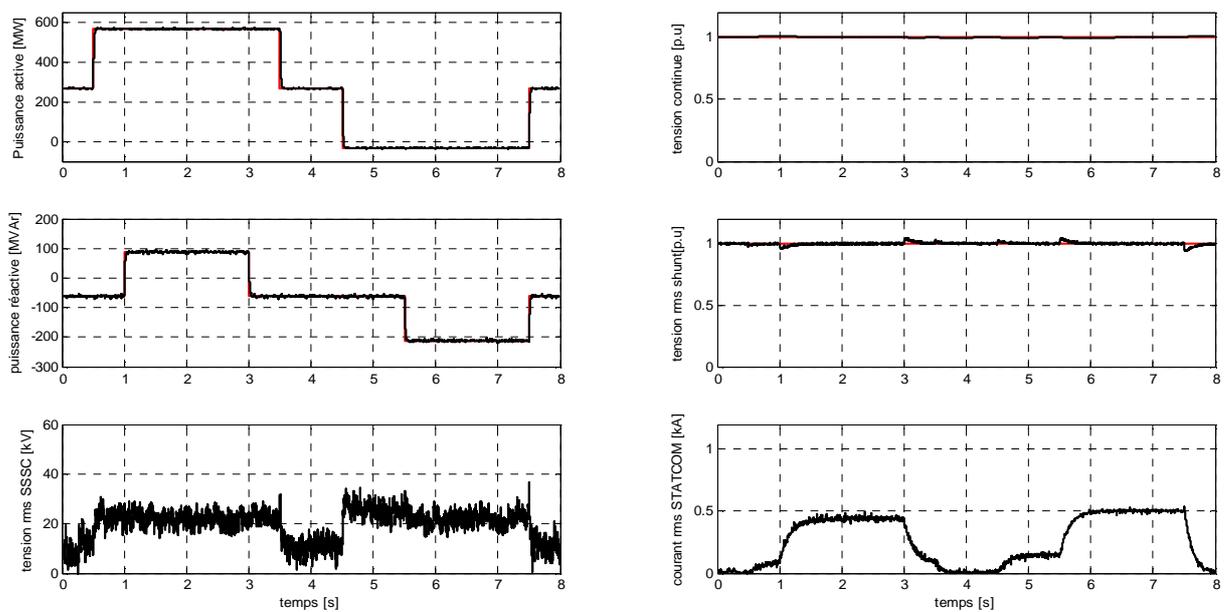


Fig.IV.2 : Réponses du système à la commande ASMC pour le test 1.

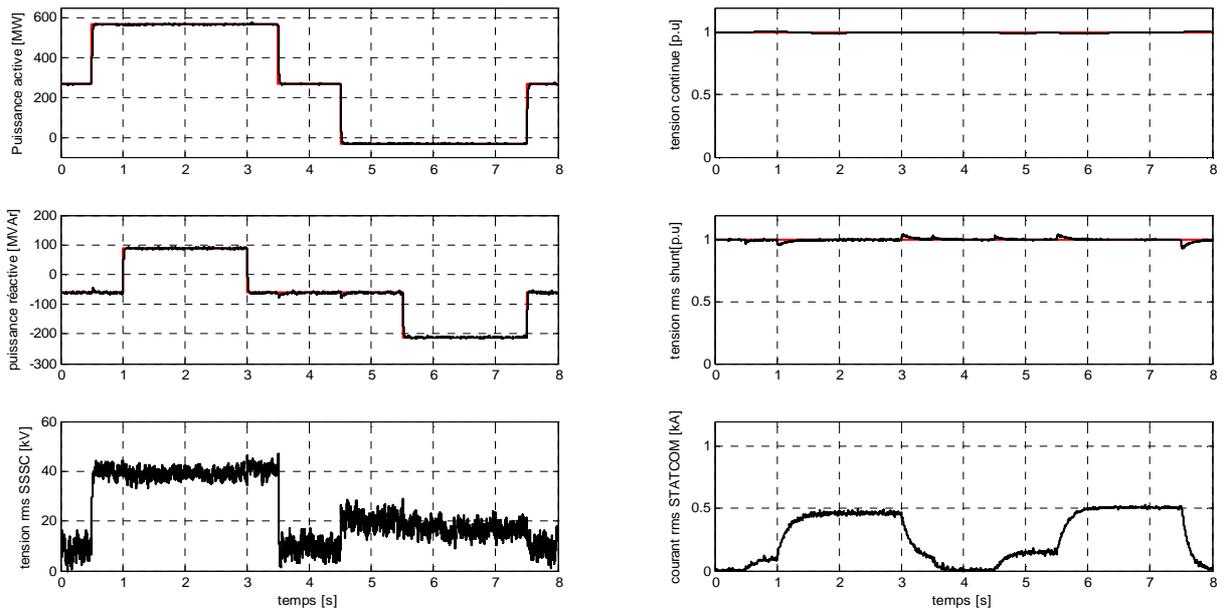


Fig.IV.3 : Réponses du système à la commande ASMC pour le test 2.

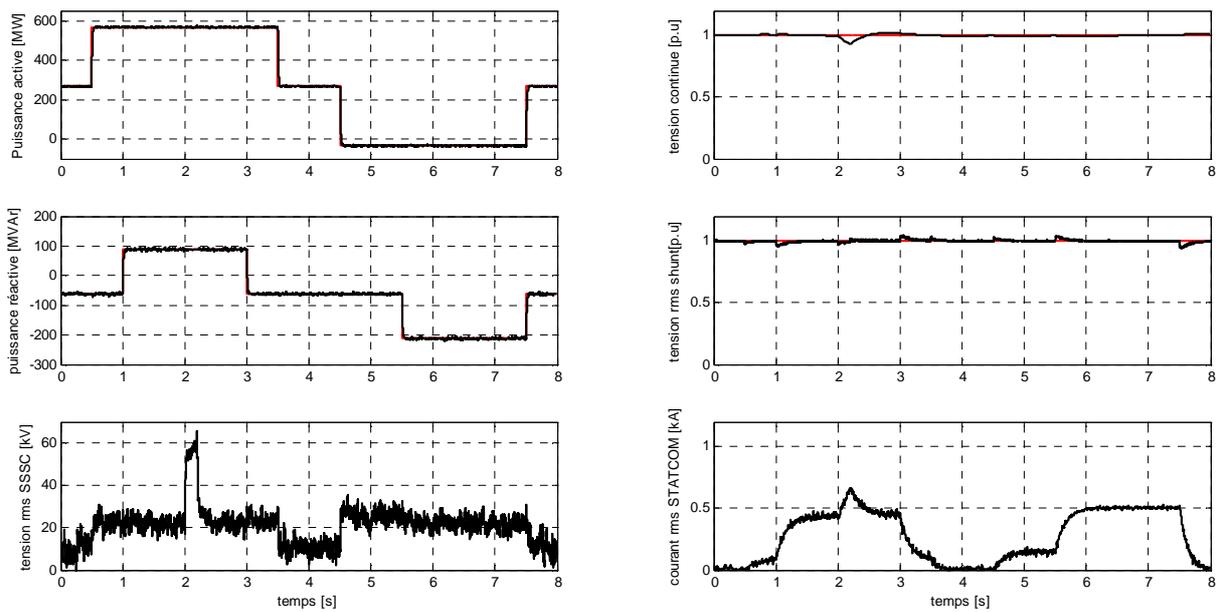


Fig.IV.4 : Réponses du système à la commande ASMC pour le test 3.

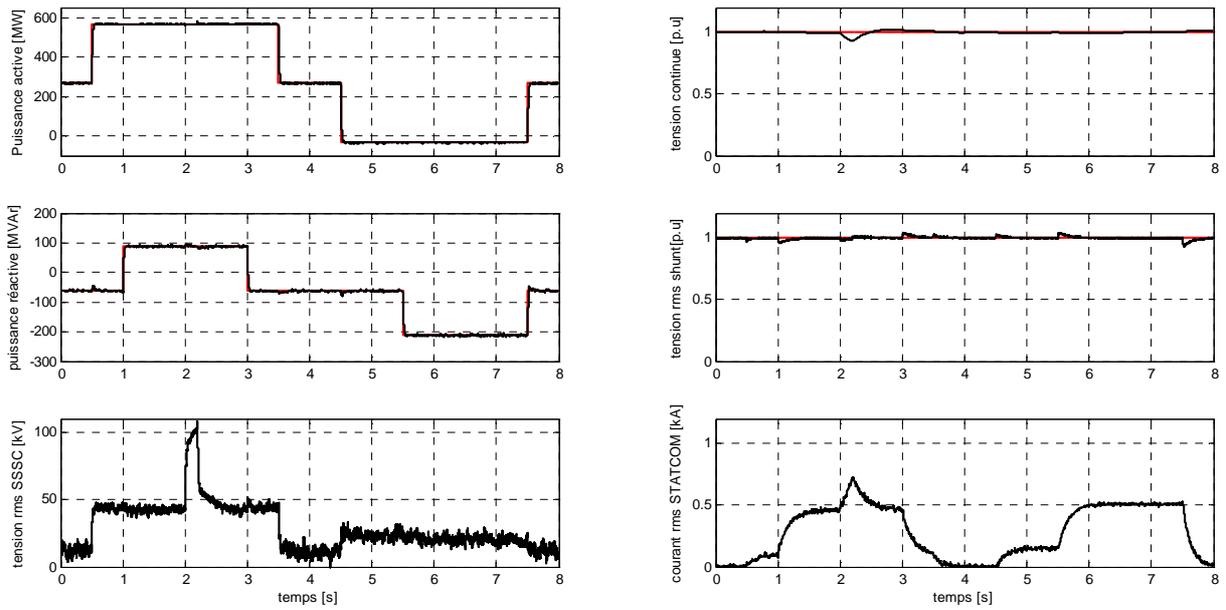


Fig.IV.5 : Réponses du système de la commande ASMC pour le test 4.

Tab.IV.1 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande ASMC.

$(D_{iP})_{\min}$	$(D_{iP})_{\max}$	$(D_{iQ})_{\min}$	$(D_{iQ})_{\max}$
2.7%	8.2%	1.3%	6.0%

Tab.IV.2 : Erreurs maximales dans le cas de la commande ASMC.

Grandeur	P [MW]	Q [MVar]	V_t [p.u]	U_C [p.u]
Erreur max	4	18	7%	5%

IV.3. Commande par la méthode des modes glissants d'ordre supérieur

Du point de vue robustesse aux incertitudes paramétriques, la commande adaptative par les modes glissants proposée précédemment possède l'avantage d'estimer l'incertitude sur le modèle et faire face à ces incertitudes inévitables, dans le cas de notre système. Cependant, bien que la commutation à haute fréquence est théoriquement souhaitable du point de vue robustesse, elle est généralement difficile à réaliser dans la pratique en raison des contraintes physiques, telles que la fréquence des processeurs de calcul, les retards dans les conversions A/D et D/A et l'élargissement de la bande passante de l'actionneur [Boz10]. De plus, il en

résulte des oscillations haute fréquence néfastes aux actionneurs, appelées broutement (*chattering*).

Pour surmonter ces difficultés, une nouvelle méthode de synthèse exploitant la technique dite des modes glissants d'ordre supérieur est proposée. Dans la littérature [Lev03], [Utk09], différents algorithmes sont proposés pour plusieurs ordres.

L'idée principale de la commande par les modes glissants d'ordre supérieur consiste à ramener à zéro, non seulement la surface de glissement, comme dans le cas des modes glissants classiques, mais aussi ses dérivés d'ordre supérieur [Lev03], [Utk09].

IV.3.1. Synthèse de la loi de commande par les modes glissants d'ordre supérieur

Dans cette section, seules les incertitudes de modélisation sont considérées.

Pour contourner la réalisation de la condition (IV.12), nous proposons de synthétiser une loi de commande par la technique des modes glissants d'ordre deux.

Pour cela, considérons la relation (IV.13) qui exprime la dérivée de la surface de glissement :

$$\dot{\mathbf{S}} = (\mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref}) + \mathbf{D}$$

Si on introduit la commande virtuelle $\boldsymbol{\mu}$ donnée par :

$$\boldsymbol{\mu} = \mathbf{A}_n \mathbf{X} + \mathbf{B}_n \mathbf{U} + \mathbf{W}_n - \dot{\mathbf{X}}_{ref} \quad (\text{IV.22})$$

Alors, l'équation (IV.13) peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{\mathbf{S}} = \boldsymbol{\mu} + \mathbf{D} \quad (\text{IV.23})$$

Ainsi, les éléments des vecteurs $\dot{\mathbf{S}}$, $\boldsymbol{\mu}$ et \mathbf{D} vérifient la relation ci-dessous :

$$\dot{S}_i = \mu_i + D_i \text{ pour } i = 1 \dots 4 \quad (\text{IV.24})$$

A ce stade, l'objectif est d'extraire la loi de commande \mathbf{U} telle que la contrainte $(\dot{\mathbf{S}} = \mathbf{0}, \mathbf{S} = \mathbf{0})$ soit maintenue.

Pour cela, considérons la loi de commande virtuelle μ_i issue de l'algorithme du super-twisting [Lev03], [Utk09]:

$$\begin{cases} \mu_i = -k_{1i}\sqrt{|S_i|}\text{sign}(S_i) - k_{2i}v_i \\ \dot{v}_i = \text{sign}(S_i) \end{cases} \quad (\text{IV.25})$$

Où k_{1i} et k_{2i} sont des gains positifs de conception.

Il convient de noter que cet algorithme n'exige pas la connaissance du signe de la dérivée de la surface $\text{sign}(\dot{S}_i)$ [Utk09]. Ceci est un véritable avantage car le signal $\text{sign}(\dot{S}_i)$ est inévitablement très bruité.

Considérons la fonction de Lyapunov suivante [Utk09] :

$$V(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t)) = 2 \sum_{i=1}^4 \sqrt{\frac{1}{2} \dot{S}_i^2 + k_{2i} |S_i|} \quad (\text{IV.26})$$

Il est clair que V est définie positive et radialement non bornée.

Sachant que $(d|S_i|/dt) = \dot{S}_i \text{sign}(S_i)$, la dérivée par rapport au temps de V est telle que :

$$\dot{V}(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t)) = \sum_{i=1}^4 \frac{\dot{S}_i \ddot{S}_i + k_{2i} \dot{S}_i \text{sign}(S_i)}{\sqrt{\frac{1}{2} \dot{S}_i^2 + k_{2i} |S_i|}} \quad (\text{IV.27})$$

En utilisant (IV.24) et (IV.25), la dérivée seconde de la surface de glissement (\ddot{S}_i) peut être exprimée par :

$$\ddot{S}_i = -k_{1i} \frac{\dot{S}_i}{\sqrt{|S_i|}} - k_{2i} \text{sign}(S_i) \quad (\text{IV.28})$$

En remplaçant \ddot{S}_i par son expression (IV.28) dans (IV.27), on obtient :

$$\dot{V}(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t)) = \sum_{i=1}^4 \frac{-\frac{k_{1i}}{2} \frac{\dot{S}_i^2}{\sqrt{|S_i|}} + \dot{S}_i \dot{D}_i}{\sqrt{\frac{1}{2} \dot{S}_i^2 + k_{2i} |S_i|}} \quad (\text{IV.29})$$

L'équation (IV.29) peut être réécrite sous la forme :

$$\dot{V}(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t)) = \sum_{i=1}^4 \frac{-\frac{k_{1i}}{2} \left(\frac{\dot{S}_i}{\sqrt{|S_i|}} \right)^2 + \left(\frac{\dot{S}_i}{\sqrt{|S_i|}} \right) \dot{D}_i}{\sqrt{\frac{1}{2} \left(\frac{\dot{S}_i}{\sqrt{|S_i|}} \right)^2 + k_{2i}}} \quad (\text{IV.30})$$

Sachant qu'il existe toujours des constantes positives ε_i , $i=1 \dots 4$ qui vérifient l'inégalité suivante [Utk09]:

$$\frac{|\dot{S}_i|}{\sqrt{|S_i|}} > \varepsilon_i \quad (\text{IV.31})$$

En outre, le vecteur des incertitudes \mathbf{D} est supposé inconnu et sa dérivée $\dot{\mathbf{D}}$ bornée et à bornes connues. Donc, pour $i = 1..4$ il existe $\bar{d}_i > 0$ tels que :

$$|\dot{d}_i| < \bar{d}_i \quad (\text{IV.32})$$

En utilisant les relations (IV.30) et (IV.31) et (IV.32), \dot{V} peut être majorée comme suit :

$$\dot{V}(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t)) \leq \sum_{i=1}^4 \frac{\varepsilon_i \left(-\frac{k_{1i}}{2} \varepsilon_i + \bar{d}_i \right)}{\sqrt{\frac{1}{2} \varepsilon_i^2 + k_{2i}}} \quad (\text{IV.33})$$

Si dans (IV.33), les coefficients k_{1i} sont imposés tels que :

$$k_{1i} > 2\bar{d}_i / \varepsilon_i \quad \text{pour } i=1..4 \quad (\text{IV.34})$$

alors, $\bar{d}_i - (k_{1i} \varepsilon_i / 2) < 0$ et par conséquent \dot{V} est rendue définie négative.

A partir de (IV.33), \dot{V} peut être majorée comme suit :

$$\dot{V}(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t)) \leq -\sum_{i=1}^4 \sigma_i \quad (\text{IV.36})$$

avec

$$\sigma_i = \frac{\left(\frac{k_{1i}}{2} \varepsilon_i - \bar{d}_i \right) \varepsilon_i}{\sqrt{\frac{1}{2} \varepsilon_i^2 + k_{2i}}} > 0$$

Il est évident que :

$$\dot{V}(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t)) \leq -\rho \quad (\text{IV.37})$$

Où : $\rho = 4 \min_{i=1..4} (\sigma_i)$

La relation (IV.36) montre que $V(\mathbf{S}(t), \dot{\mathbf{S}}(t))$, donc $\mathbf{S}(t)$ and $\dot{\mathbf{S}}(t)$, converge vers zéro en temps fini et atteint cette valeur au plus après $\bar{t} = V(\mathbf{S}(0), \dot{\mathbf{S}}(0)) / \rho$ unités de temps. Aussi, le vecteur \mathbf{X} converge vers le vecteur d'état désiré \mathbf{X}_{ref} .

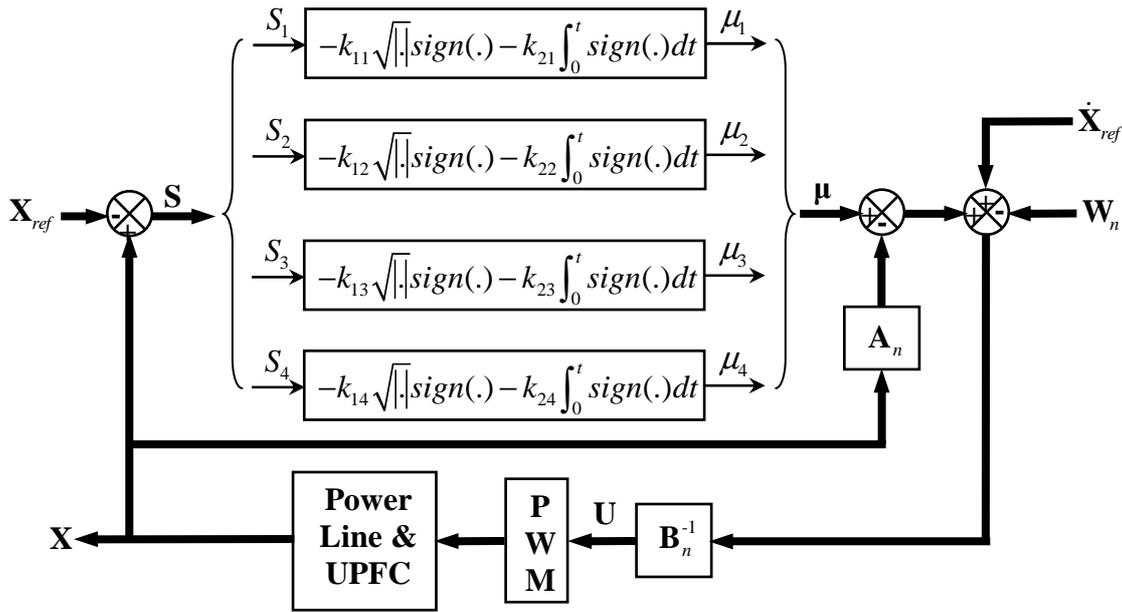


Fig.IV.6 : Structure de la commande par les modes glissants d'ordre supérieur.

A partir de (IV.22) et sachant que la matrice \mathbf{B}_n est inversible, le vecteur de commande réel s'exprime comme suit :

$$\mathbf{U} = \mathbf{B}_n^{-1} (\boldsymbol{\mu} + \dot{\mathbf{X}}_{ref} - \mathbf{A}_n \mathbf{X} - \mathbf{W}_n) \quad (IV.38)$$

En se basant sur les relations (IV.25) et (IV.38) et le fait que $\mathbf{S} = \mathbf{X} - \mathbf{X}_{ref}$, la loi de commande proposée dans cette section est schématisé à la figure IV.6.

IV.3.2. Simulation et interprétation

Dans cette section, nous testons, par simulation numérique, le fonctionnement du système de puissance équipé de l'UPFC et piloté par la technique de commande par les modes glissants d'ordre supérieur (de second ordre).

Les gains de conception qui ont donné satisfaction sont choisis tels que :

$$[k_{11} \quad k_{12} \quad k_{13} \quad k_{14}] = 2.10^3 \cdot \text{diag}([1 \quad 1 \quad 1 \quad 1]) ;$$

$$[k_{21} \quad k_{22} \quad k_{23} \quad k_{24}] = 2.5 \cdot 10^5 \text{diag}([1 \quad 1 \quad 2 \quad 2]) ;$$

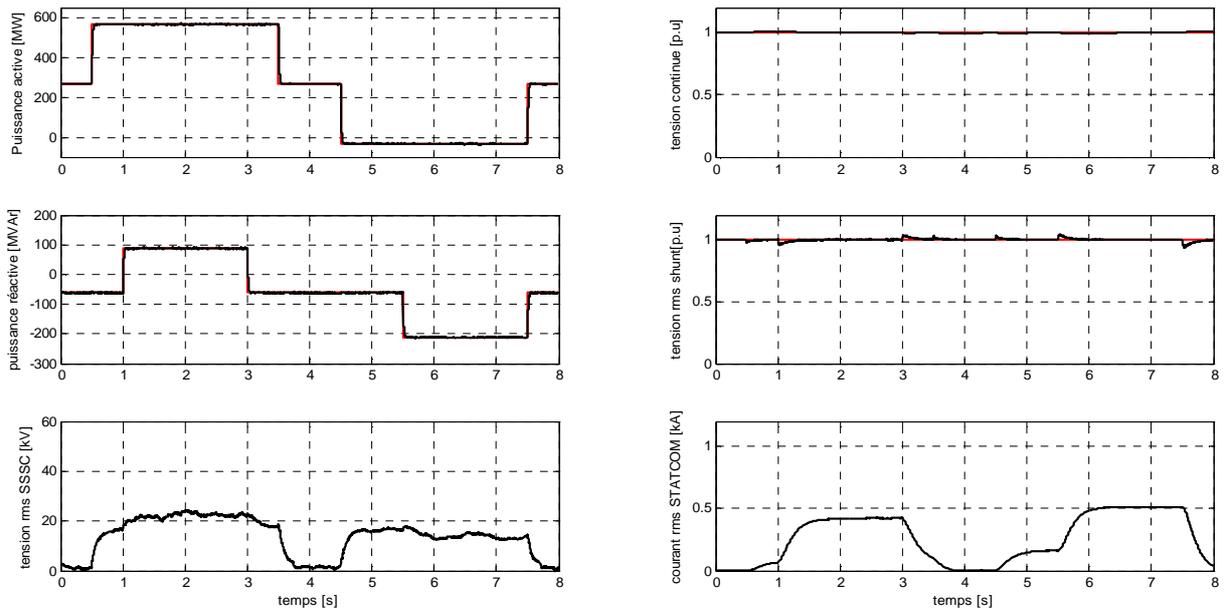


Fig.IV.7 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test1.

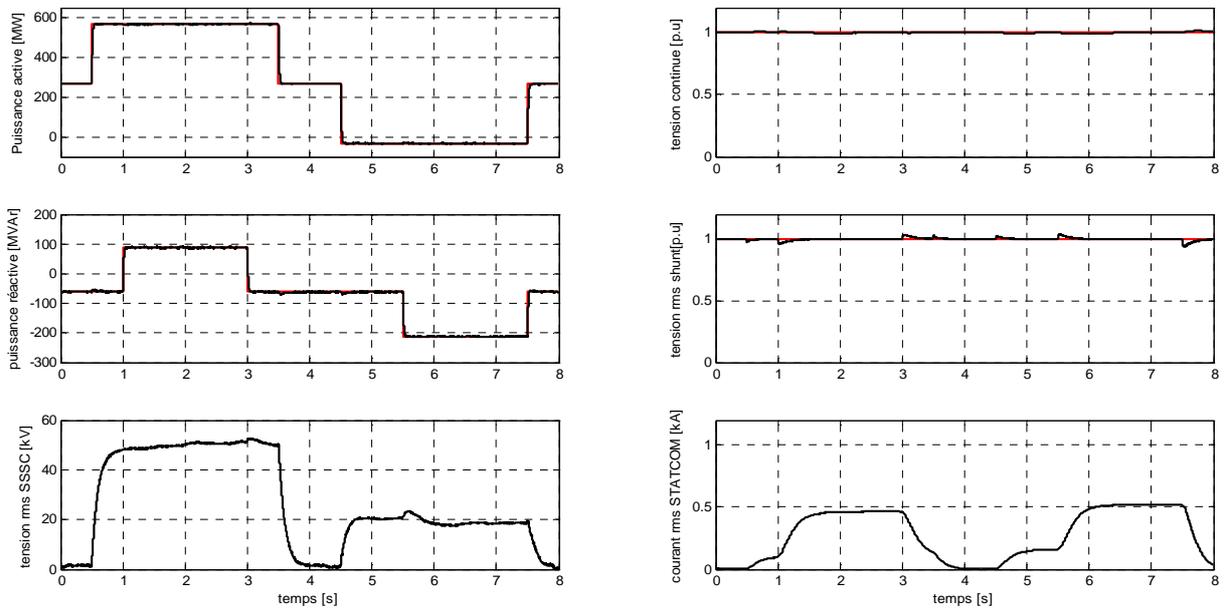


Fig.IV.8 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test2.

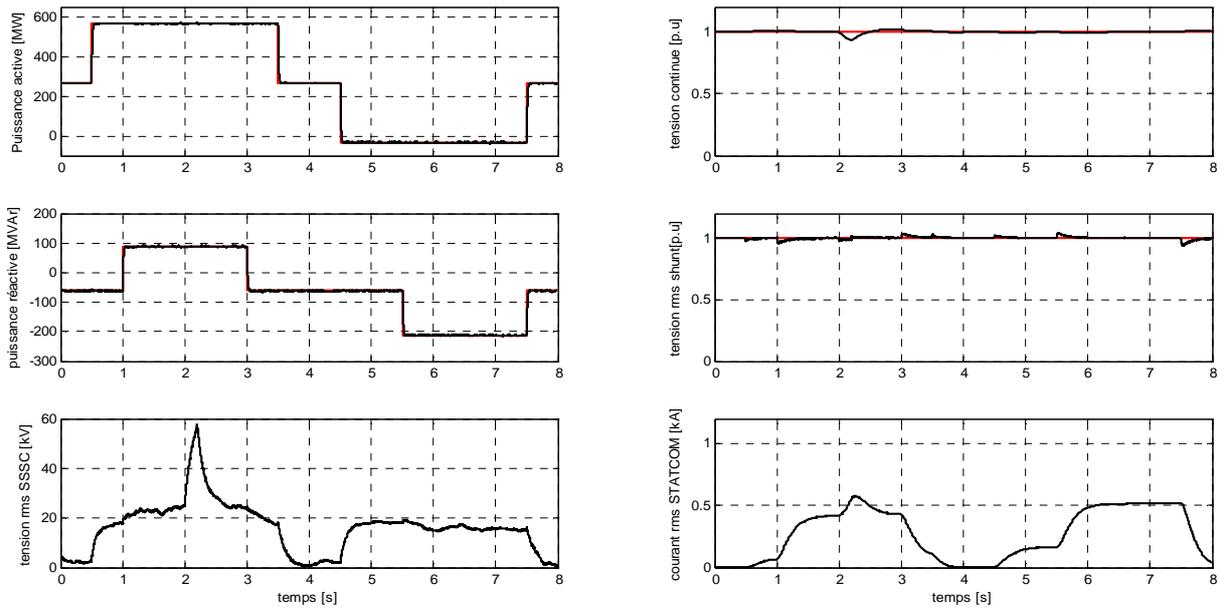


Fig.IV.9 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test3.

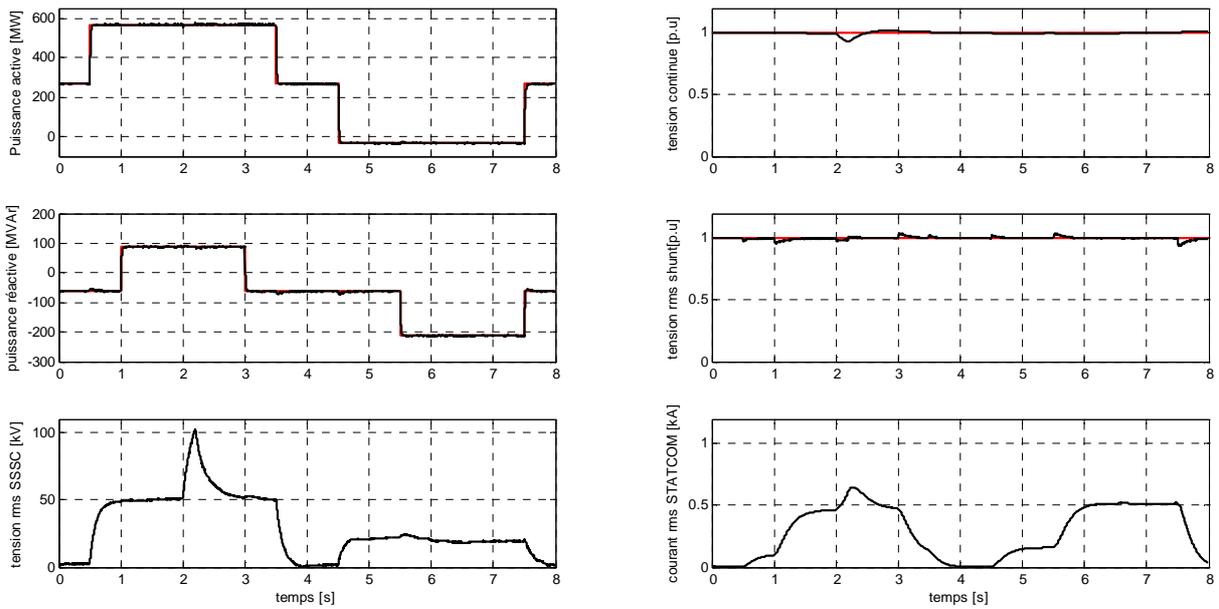


Fig.IV.10 : Réponses du système à la commande HOSMC pour test3.

Tab.IV.3 : Facteurs d'interaction dynamique dans le cas de la commande HOSMC.

$(D_{iP})_{\min}$	$(D_{iP})_{\max}$	$(D_{iQ})_{\min}$	$(D_{iQ})_{\max}$
2.3%	7.5%	0.8%	3.7%

Tab.IV.4 : Erreur maximales dans le cas de la commande HOSMC.

Grandeur	P [MW]	Q [MVA _r]	V_t [p.u]	U_c [p.u]
Erreur max	3	11	5%	5%

IV.4. Comparaison

Les figures de IV.2 jusqu'à IV.5 et de IV.7 jusqu'à IV.10 montrent que les deux lois de commande sont robustes aux perturbations internes et/ou externes. De plus, elles ont permis d'avoir des réponses très performantes avec un temps de réponse de l'ordre de 60 ms.

Les relevés fournis aux Tableaux IV.1 jusqu'à IV.4 montrent qu'en termes de précision et d'interaction dynamique, le régime de poursuite des puissances dans le cas de la commande HOSMC, est meilleur que dans le cas de la commande ASMC. De plus, le signal de commande HOSMC présente un chattering relativement très réduit en comparaison avec celui de la commande ASMC.

Aussi, il apparaît nettement que les performances de la commande par les modes glissants d'ordre supérieur sont meilleures que celles relatives à la commande adaptative par les modes glissants.

IV.5. Conclusion

Dans ce chapitre ont été développées deux lois pour la commande de l'UPFC : la commande adaptative par les modes glissants et la commande par les modes glissants d'ordre supérieur. En présence des perturbations, l'analyse du régime glissant a permis de dégager les conditions suffisantes pour assurer la robustesse. En outre, les résultats de la simulation concernant le réglage des puissances et tensions ont montré que les deux commandes sont insensibles aux variations paramétriques et aux chutes de tension.

Donc, les deux lois de commande synthétisées montrent une forte robustesse aux perturbations internes et externes. Cependant, l'analyse de la précision, de l'interaction dynamique et du chattering révèle que les performances de la commande HOSMC sont nettement supérieures à celles de la commande ASMC.

Chapitre V

Amélioration de la Stabilité d'un Réseau Electrique par l'UPFC

Chapitre V

Amélioration de la Stabilité d'un Réseau Electrique par l'UPFC

V.1. Introduction

Le but d'un réseau électrique est de générer la puissance électrique et de la transporter à la charge [Rte04]. Un équilibre entre la puissance générée et celle consommée doit être maintenue à tout instant. En effet, un fonctionnement fiable et sécurisé du réseau électrique, nécessite le maintien de cet équilibre même en présence de plusieurs types de perturbations tels que les défauts, les variations de production ou de charge, le déclenchement ou ré-enclenchement d'ouvrages...etc. Par ailleurs, les grands réseaux sont soumis à un phénomène commun représenté par les oscillations électromécaniques. Ce phénomène se manifeste par l'oscillation d'un générateur ou plusieurs générateurs par rapport/contre d'autres générateurs du réseau, lorsque le système de transport est trop chargé. Ainsi, il constitue par là un facteur limitant la capacité de transmission des liaisons électriques.

L'amélioration de l'amortissement des oscillations électromécaniques, objet de ce chapitre, permet d'augmenter la capacité de transmission du réseau. De plus, le risque de déclenchement intempestif des systèmes de protection à cause des oscillations serait aussi réduit [Hin00], [Cra03], [Son04].

La solution conventionnelle, pour amortir les oscillations électromécaniques, consiste à utiliser les stabilisateurs de puissance PSS (*Power System Stabilizer*) [Seb08]. Le PSS modifie l'entrée du régulateur de tension, afin de produire un couple d'amortissement des oscillations. Ces dernières années, le développement des dispositifs FACTS et leur utilisation au niveau des réseaux, a permis de mieux contrôler les transits de puissance. Dans les chapitres précédents, nous avons montré que l'UPFC a l'aptitude de réguler, rapidement et avec précision, le flux de puissance dans une liaison électrique. Il serait opportun de chercher à **exploiter également l'UPFC dans le but d'amortir les oscillations électromécaniques et donc dans le but ultime d'améliorer la stabilité des réseaux électriques.**

Le présent chapitre expose une technique d'amélioration de la stabilité transitoire d'un système électrique OMIB (*One Machine Infinite Bus*) constitué d'une machine synchrone raccordée à un jeu de barres d'un réseau infini (stable) [Cra03].

V.2. Phénomène de stabilité des machines synchrones

La stabilité est une condition d'équilibre entre forces en opposition. Le mécanisme, par lequel les machines synchrones maintiennent le synchronisme entre elles, est basé sur le principe de compensation des forces et, il apparaît chaque fois qu'il y a des forces qui tendent à accélérer ou décélérer une ou plusieurs machines par rapport à d'autres machines. Sous certaines conditions de régime établi, il y a un équilibre entre le couple mécanique d'entrée et le couple électrique de sortie de chaque machine, tout en maintenant une vitesse constante. Si le système est perturbé, cet équilibre est rompu, suite à l'accélération ou la décélération des rotors des machines selon les lois physiques régissant le mouvement d'un solide en rotation [Kun93].

Si l'un des générateurs accélère (par rapport à un autre générateur), il verra son angle interne δ avancé par rapport à celui du générateur lent. L'angle différentiel résultant se manifeste sous forme d'un transfert de charge, de la machine lente vers la machine rapide, dépendant de la relation non linéaire entre la puissance et l'angle électrique. Ce processus tend à réduire l'écart de vitesse et donc à diminuer l'écart angulaire. Cependant, l'augmentation de l'angle, au delà d'une certaine limite, est accompagnée d'une diminution de la puissance transmise, qui entraîne à son tour l'accroissement de l'angle différentiel ce qui mène à l'instabilité du système électrique [Kun93].

Pour une situation donnée, la stabilité du système dépendra des déviations angulaires selon que celles-ci résultent ou non d'une insuffisance de compensation des couples rotoriques.

Lorsqu'une machine perd le synchronisme (*out of step*) avec le reste du système, son rotor tourne à haute ou à basse vitesse relativement à celle requise pour générer les tensions à la fréquence du système. Le glissement entre le champ tournant et celui du rotor (*the slip*) est dû aux larges fluctuations des grandeurs électriques de la machine à savoir la puissance

générée, la tension et le courant débité. Ces fluctuations forcent le système de protection à isoler la machine instable du reste des machines [Kun93], [Cra03], [Rte04].

La perte de synchronisme peut se produire entre machines ou entre groupes de machines (instabilité interzonale). Dans ce dernier cas, le synchronisme devrait être maintenu dans chaque groupe après sa séparation des autres.

Dans les systèmes électriques, la variation du couple électrique d'une machine synchrone, suite à une perturbation, peut être décomposée comme suit [Kun93]:

$$\Delta T_e = T_s \Delta \delta + T_D \Delta \omega \quad (\text{V.1})$$

avec :

$T_s \Delta \delta$ est la composante de variation de couple due à la perturbation de l'angle rotorique $\Delta \delta$ dit couple synchronisant de coefficient T_s .

$T_D \Delta \omega$ est la composante de variation de couple due à la déviation de vitesse $\Delta \omega$ dit couple d'amortissement de coefficient T_D .

La stabilité du système dépend de l'existence de ces deux composantes de couple pour chaque machine synchrone. Le manque de couple synchronisant entraîne l'instabilité à travers une dérive aperiodique de l'angle rotorique. D'autre part, un couple d'amortissement insuffisant entraîne l'instabilité oscillatoire.

Afin de mieux analyser le phénomène et pour donner un aperçu réaliste sur la nature des problèmes de stabilité, il y a lieu de faire un classement du phénomène selon l'ampleur de la perturbation [Kun93] :

V.2.1. Stabilité petits signaux (*Small-Signals Stability*)

C'est la capacité du système électrique à maintenir le synchronisme sous l'effet de petites perturbations. De telles perturbations se produisent continuellement dans le système à cause des faibles variations de charge et/ou de production. Les perturbations sont considérées d'un niveau suffisamment faible pour permettre la linéarisation des équations régissant le

fonctionnement du système [Hel10]. L'instabilité qui peut en résulter prend l'une des formes suivantes [Kun93]:

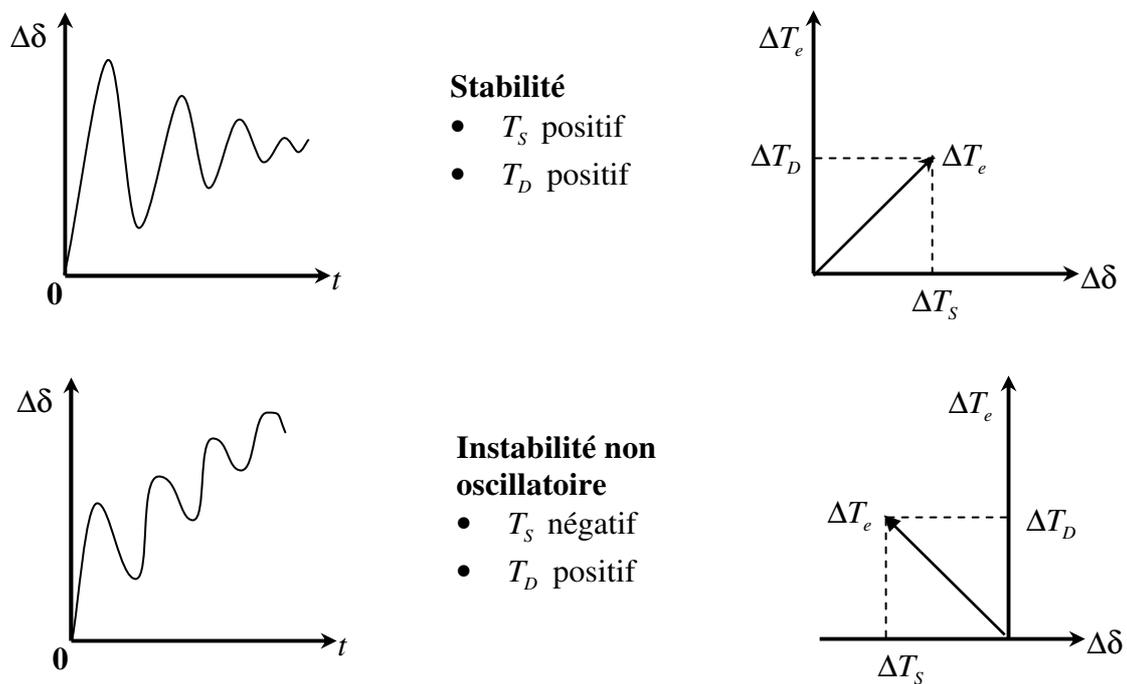
- a. augmentation régulière de l'angle rotorique due à l'insuffisance du couple synchronisant,
- b. oscillations rotoriques à amplitude croissante dues à l'insuffisance du couple d'amortissement.

La réponse du système vis-à-vis des petites perturbations dépend d'un certain nombre de facteurs incluant les conditions initiales, la capacité du système de transmission et le type de régulation d'excitation utilisée. Pour un générateur connecté radialement à un grand réseau, et en l'absence de régulateurs de tension automatiques (avec une tension de champ constante), l'instabilité est due à l'insuffisance du couple synchronisant. Ce cas se manifeste par une instabilité en mode non oscillatoire (*non-oscillatory mode*) comme il est montré à la figure V.1.a. En présence de régulateurs de tension actionnant continuellement, le problème de stabilité petites perturbations est l'un des critères pour évaluer la qualité d'amortissement des oscillations du système [Cra03]. L'instabilité se traduit par des oscillations à amplitude croissante. La figure V.1.b illustre la réponse d'un générateur équipé de régulateurs de tension automatiques [Kun93].

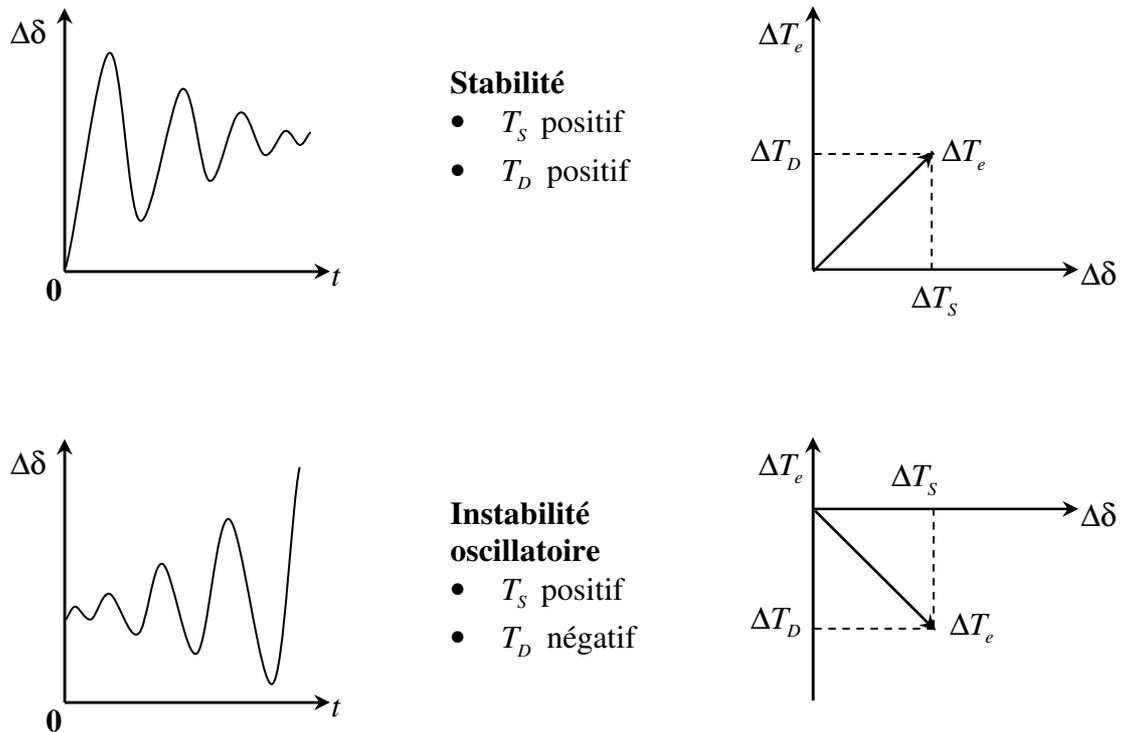
Dans les systèmes électriques actuels, la stabilité petits-signaux est généralement due à un problème d'insuffisance en amortissement d'oscillations. La stabilité des différents types d'oscillations concerne [Kun93], [Cra03] :

- a. les modes locaux ou modes machine-système qui sont associés aux balancements des unités de la centrale de génération par rapport au reste du système. Le terme local est justifié du fait que ses oscillations sont localisées dans une station de production ou dans une petite partie du système,
- b. les modes interzonaux qui sont associés au balancement de plusieurs machines d'une partie du système contre les machines des autres parties. Ils sont causés par deux ou plusieurs groupes de machines faiblement interconnectés,

- c. les modes de régulation qui sont associés aux unités génératrices et autres régulations. Les excitatrices mal accordées, les variateurs de vitesse, les convertisseurs HVDC et les compensateurs statiques sont en général les causes de tels modes,
- d. les modes de torsion qui sont associés aux composantes tournantes du système d'axes turbine-générateur. L'instabilité de ces modes peut être causée par l'interaction avec les régulations d'excitation, les régulations de vitesse, les régulations HVDC et les lignes à compensation capacitive série.



(a) avec tension d'excitation constante



(b) Avec tension d'excitation commandée

Fig.V.1 : Nature de la réponse aux petites perturbations.

V.2.2. Stabilité transitoire (*Transient Stability*)

C'est la capacité du système à maintenir le synchronisme lorsqu'il subit une perturbation transitoire sévère. La réponse du système provoque de larges excursions des angles rotoriques et elle est influencée par la loi non linéaire puissance-angle [annexe]. La stabilité dépend à la fois de l'état initial du système et de la sévérité de la perturbation survenue. Habituellement, le système est altéré à tel point que son état d'équilibre change de point de fonctionnement [Kun93], [Hel10].

Il peut se produire dans le système des perturbations dont le degré de sévérité et la probabilité d'occurrence varient largement. Cependant, on doit opérer de sorte que le système soit stable pour un ensemble limité de contingences. Les défauts couramment considérés sont les courts-circuits de différents types : monophasé, biphasé ou triphasé. Ils sont supposés se produire sur des lignes de transport, mais occasionnellement les défauts transformateur ou

barres sont aussi considérés. Les défauts sont supposés éliminés (perturbations rejetées) dès que les disjoncteurs sont actionnés pour isoler l'élément perturbateur. Cela se fait, dans certains cas, à très grande vitesse [Rte04].

La figure V.2 illustre le comportement de la machine synchrone dans les deux situations stable et instable. Elle montre les réponses en angle rotorique pour le cas stable puis dans deux situations d'instabilité. Dans le cas stable (1^{er} cas), l'angle rotorique croît jusqu'à un maximum, puis décroît et oscille avec une amplitude décroissante jusqu'à ce qu'il atteigne un état d'équilibre. Dans le 2^{ème} cas, l'angle rotorique continue de croître régulièrement jusqu'à la perte de synchronisme. Cette forme d'instabilité survient en tant qu'instabilité de premier ordre ou premier basculement (*first-swing*) et elle apparaît suite à l'insuffisance de couple synchronisant. Dans le 3^{ème} cas, le système est stable au 1^{er} ordre mais devient instable en raison des oscillations croissantes à l'approche de l'état final. Une telle instabilité se produit généralement lorsque le nouvel état d'équilibre lui-même est instable au sens petits signaux, et non pas nécessairement un résultat de la perturbation transitoire [Kun93], [Cra04].

Dans une large gamme de systèmes électriques de puissance, l'instabilité peut être autre que celle du 1^{er} ordre ; elle pourrait être le résultat de la superposition de plusieurs modes d'oscillation causant de larges excursions de l'angle rotorique au-delà du 1^{er} ordre.

Dans les études de stabilité transitoire, l'horizon d'étude est généralement limité à 3 ou 5 secondes selon la sévérité du défaut, bien qu'il puisse être étendu à environ 10 secondes pour les grands systèmes dont les modes interzonaux oscillatoires sont dominants [Kun93].

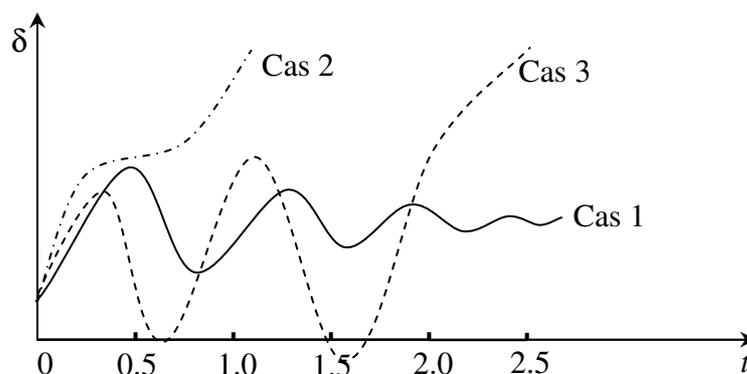


Fig.V.2 : Evolution de l'angle interne en réponse à une perturbation transitoire.

V.3. Amortisseur actif à base d'UPFC

La multifonctionnalité unique de l'UPFC, pour la commande du flux de puissance, peut être prouvée quand le système est soumis à des perturbations dynamiques qui provoquent des oscillations de puissances. Comme l'UPFC commande effectivement la tension du nœud émetteur, il est capable d'imposer un flux de puissance désiré dans la ligne dans des conditions dynamiques (variables) aussi bien qu'en équilibre. Cette propriété peut être exploitée différemment, pour répondre à certaines exigences. Si un flux de puissance constant doit être maintenu, l'UPFC agira pour le réaliser, même si les tensions aux nœuds émetteur et récepteur varient. Essentiellement, l'UPFC découplera dynamiquement les deux tensions et peut donc être commandé pour forcer un flux de puissance variant convenablement (ou modulé) afin d'amortir efficacement l'oscillation de puissance dominante [Hin00].

La figure V.3 représente le système OMIB [Cra03] équipé d'un amortisseur actif à base d'UPFC. Il est constitué, comme il est représenté Figure V.3, de :

1. la turbine, développant une puissance mécanique P_m supposée constante,
2. la machine synchrone, représentée par sa tension interne $E\angle\delta$ et de sa réactance synchrone x_{dT} qui inclut la réactance de fuite du transformateur de groupe,
3. une ligne double, de réactances : x_1 et x_2 pour l'évacuation de la puissance électrique P_e vers le réseau infini. Cette double ligne est dotée de disjoncteurs de protection,
4. le réseau infini, représenté par un jeu de barres à tension maintenue (module et phase) $V_\infty\angle 0$ et une réactance x_3 de la machine équivalente,
5. un modulateur de puissance qui délivre en sortie la puissance compensatrice P_{comp} en fonction de la variation de l'angle interne δ ,
6. un UPFC pour imposer la puissance active désirée P_{ref} .

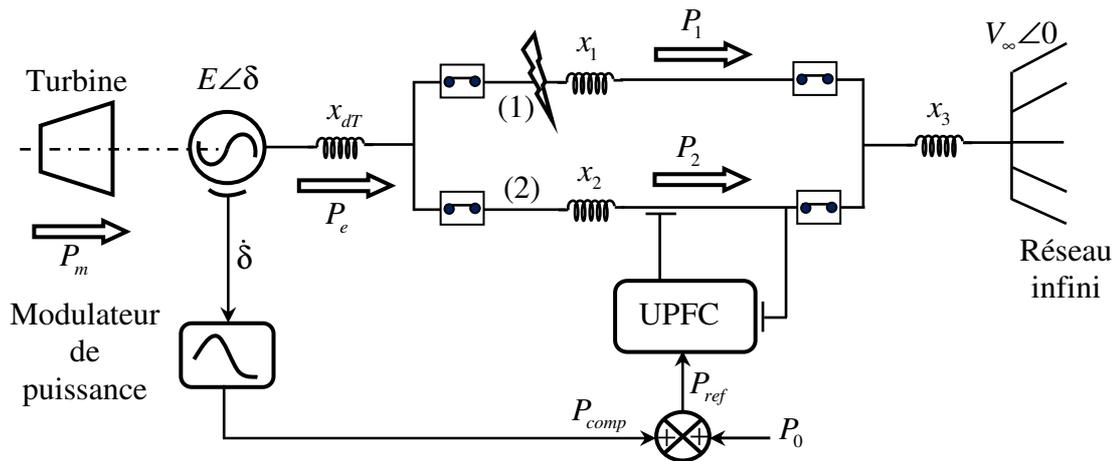


Fig.V.3. Schéma de principe d'un amortisseur actif à base d'UPFC.

En considérant un modèle d'ordre deux de la machine [Hel10], les équations de mouvement de la machine synchrone sont données par :

$$\begin{cases} \dot{\delta} = \omega - \omega_s \\ \dot{\omega} = \frac{\omega_s}{2H} (P_m - P_e) \end{cases} \quad (V.2)$$

où : δ est l'angle interne de la machine en rad ;

ω , ω_s sont respectivement, la vitesse angulaire absolue du rotor et la pulsation synchrone en rad/s ;

H est la constante d'inertie de la machine en s ;

L'équation (V.2) peut être reformulée sous forme d'une équation d'oscillation du second ordre connue sous l'appellation (*Swing Equation*) comme suit [Kun93], [Hel10], [Cra03], [Hin00] :

$$\ddot{\delta} = \frac{\omega_s}{2H} (P_m - P_e) \quad (V.3)$$

V.3.1. Principe de fonctionnement de l'amortisseur actif à base d'UPFC

L'amortisseur actif permet d'injecter un effet d'amortissement dans le système OMIB, et ce en modulant la puissance de consigne P_{ref} de l'UPFC. Cette puissance étant la somme de la puissance de référence en régime permanent avant perturbation P_0 et de la puissance compensatrice P_{comp} provenant du modulateur.

L'équation (V.3) peut se réécrire comme suit :

$$\ddot{\delta} = \frac{\omega_s}{2H} (P_m - P_2 - P_1) \quad (V.4)$$

Dans l'hypothèse d'une réponse quasi-instantanée de l'UPFC, la puissance P_2 peut être remplacée par P_{ref} ou plus encore par $P_0 + P_{comp}$. Il en résulte :

$$\ddot{\delta} = \frac{\omega_s}{2H} (P_m - P_0 - P_{comp} - P_1) \quad (V.5)$$

Si la fonction de modulation est un simple gain positif λ , alors la puissance de compensation s'exprimera par :

$$P_{comp} = \lambda \dot{\delta} \quad (V.6)$$

De plus, la puissance P_e est donnée par la relation (voir annexe A):

$$P_e = \frac{EV_\infty}{x_\Sigma} \sin \delta \quad (V.7)$$

Où : x_{Σ} est la réactance effective totale du système OMIB de la figure V.3.

Par conséquent, l'équation (V.5) devient :

$$\ddot{\delta} + \frac{\lambda \omega_s}{2H} \dot{\delta} + \frac{EV_{\infty} \omega_s}{2Hx_{\Sigma}} \sin \delta = \frac{\omega_s}{2H} P_m \quad (\text{V.8})$$

La relation (V.8) montre qu'un terme d'amortissement $\frac{\lambda \omega_s}{2H}$ est apparu dans l'équation de mouvement de la machine. Ceci prouve que l'UPFC a la capacité d'introduire un effet d'amortissement dans le système et améliorer, de fait, sa stabilité transitoire.

V.3.2. Amortisseur actif à coefficient variable

La fonction de modulation utilisée pour le calcul de la puissance compensatrice est déterminante pour ce qui est de la qualité d'amortissement et la puissance qui lui est associée. Une valeur constante λ n'entraîne pas forcément un amortissement satisfaisant. La raison pour laquelle nous proposons d'utiliser un coefficient variable en fonction de la variation de l'angle interne δ , dans le but d'améliorer la réponse tout en optimisant, dans un certain sens, la puissance de compensation.

L'utilisation d'un système flou pour la détermination du coefficient de modulation λ nous permettra, d'une part, d'exploiter le raisonnement approximatif (humain), et d'autre part, d'éviter tout changement brusque qui pourrait affecter la qualité de l'amortissement.

Pour le calcul de λ , nous allons utiliser un système flou de Takagi-Sugeno d'ordre zéro [Naf13]. Ce système flou est structuré comme un système SISO car il possède une entrée δ et une sortie λ .

La règle l de la base des règles prend la forme ci-dessous [Naf13] :

$$\text{si } z \text{ est } \bar{A}^l \text{ alors } y = a^l \text{ avec } \bar{A}^l \in [A^1 \dots A^m] \quad (\text{V.9})$$

Où : z est la variable floue d'entrée,

y est la valeur de sortie de la règle l .

Dans le système flou, la variable z est caractérisée par les ensembles flous $(A^1 \cdots A^m)$ qui sont associés aux fonctions d'appartenance $(\mu_{A^1}(z) \cdots \mu_{A^m}(z))$. Ici, l'étiquette \bar{A}^l est l'un des ensembles flous parmi $(A^1 \cdots A^m)$ et m est le nombre d'ensembles flous caractérisant la variable z . En outre, le coefficient a^l est la conséquence de la $l^{\text{ème}}$ règle.

La fonction d'appartenance $\mu_{A^j}(z)$ avec $j = (1, m)$, associée à l'ensemble flou A^j caractérisant la variable z est choisie comme une fonction gaussienne de variance σ et de centre c^j . Si les $m-2$ fonctions d'appartenance gaussiennes associées à la variable floue z sont uniformément distribuées sur l'intervalle $[z_{\min}; z_{\max}]$ alors, la variance σ et le centre c^j peuvent être imposés tels que (fig.V.4) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma = \frac{|z_{\max} - z_{\min}|}{m-1} \\ c^j = z_{\min} + (j-1)\sigma, \quad j = (2, m-1) \end{array} \right. \quad (\text{V.10})$$

Afin de compléter l'ensemble flou, deux fonctions d'appartenance du type sigmoïde sont ajoutées aux bornes de l'intervalle. Celles-ci s'expriment par :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu_{A^1}(z) = \frac{\log(\tau)}{z_{\min} + \frac{\sigma}{2}} \\ \mu_{A^m}(z) = \frac{\log(\tau)}{z_{\max} - \frac{\sigma}{2}} \end{array} \right. \quad (\text{V.11})$$

La sortie du système flou est déduite en utilisant la méthode de défuzzification par la moyenne pondérée :

$$y = \frac{\sum_{l=1}^m \mu^l a^l}{\sum_{l=1}^m \mu^l} \tag{V.12}$$

Où, le degré d'activation μ^l de la $l^{ème}$ règle est déterminé en utilisant l'opérateur t-norme $t_{n=1}^n(.)$ lequel est représenté, dans notre cas, par le produit des degrés d'appartenance.

On peut écrire :

$$\mu^l = \prod_{i=1}^n \mu_{A_i^l}(z_i) \tag{V.13}$$

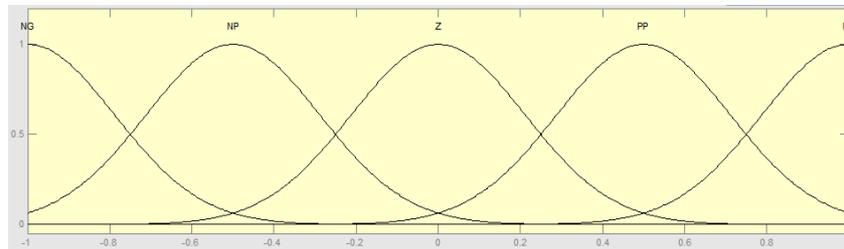


Fig.V.4 : Fonctions d'appartenance de la variable d'entrée.

Tab.V.1 : Table d'inférence floue.

δ	NG	NP	Z	PP	PG
λ	200	100	0	100	200

Remarque : avant la fuzzification, la variable d'entrée doit être normalisée puis dénormalisée après défuzzification. Ceci est obtenu en multipliant respectivement la grandeur d'entrée et de sortie par les gains de normalisation N_1 et N_2 .

La figure V.5 schématise le système flou utilisé pour le calcul de λ .

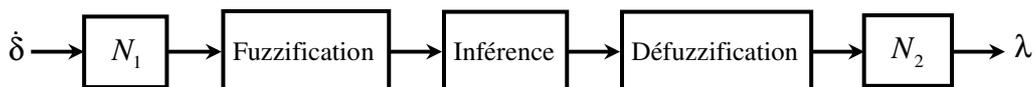


Fig.V.5 : Schéma simplifié du système flou.

V.4. Simulation et interprétation

Dans ce qui suit, on considère le système de la figure V.3 où l'UPFC est commandé par la technique des modes glissants d'ordre 2 étudiée au chapitre IV. Les paramètres du système sont tels que [Kun93], [Cra03], [Hin00], [Sha03] :

$$x_1 = 0.48 \text{ pu}, \quad x_2 = 0.48 \text{ pu}, \quad x_3 = 0.7 \text{ pu}, \quad x_{dT} = 0.3 \text{ pu}, \quad H = 5 \text{ s}, D = 0.005 \text{ pu}, \\ \omega_s = 100\pi \text{ rad.s}^{-1}, P_0 = 100 \text{ MW}.$$

Des simulations sont effectuées dans le but d'évaluer l'efficacité ainsi que les performances de l'amortisseur proposé. Aussi, trois tests différents sont effectués à savoir :

- i. **Test 1:** les réponses du système sont simulées dans le cas d'une chute brusque de la puissance mécanique à l'instant $t=0.5$ s durant 1.0 s.
- ii. **Test 2:** les réponses du système sont simulées dans le cas d'un défaut triphasé survenant à l'instant $t=0.8$ s durant 60 ms. La ligne est réenclenchée à l'instant $t=5.5$ s.
- iii. **Test 3:** les réponses du système sont simulées dans le cas d'un défaut triphasé survenant à l'instant $t=0.8$ s durant 100 ms. La ligne est réenclenchée à l'instant $t=5.5$ s.

Pour la technique d'amortissement actif à coefficient variable, nous avons utilisé 5 fonctions d'appartenance avec 5 règles floues.

L'analyse des résultats de simulation des figures V.6, V.7 et V.8 montre qu'en l'absence de l'UPFC et dans les trois situations considérées, l'apparition d'une perturbation sévère engendre des oscillations électromécaniques entretenues (stabilité transitoire critique) voire même la perte de synchronisme. Les mêmes figures montrent que l'UPFC permet de maintenir le synchronisme et la stabilité transitoire de l'OMIB.

Il y a lieu de noter que les performances de l'amortisseur à coefficient variable sont meilleures que celles de l'amortisseur à coefficient fixe, ce qui est dû essentiellement à l'adaptation rapide de la puissance compensatrice aux oscillations.

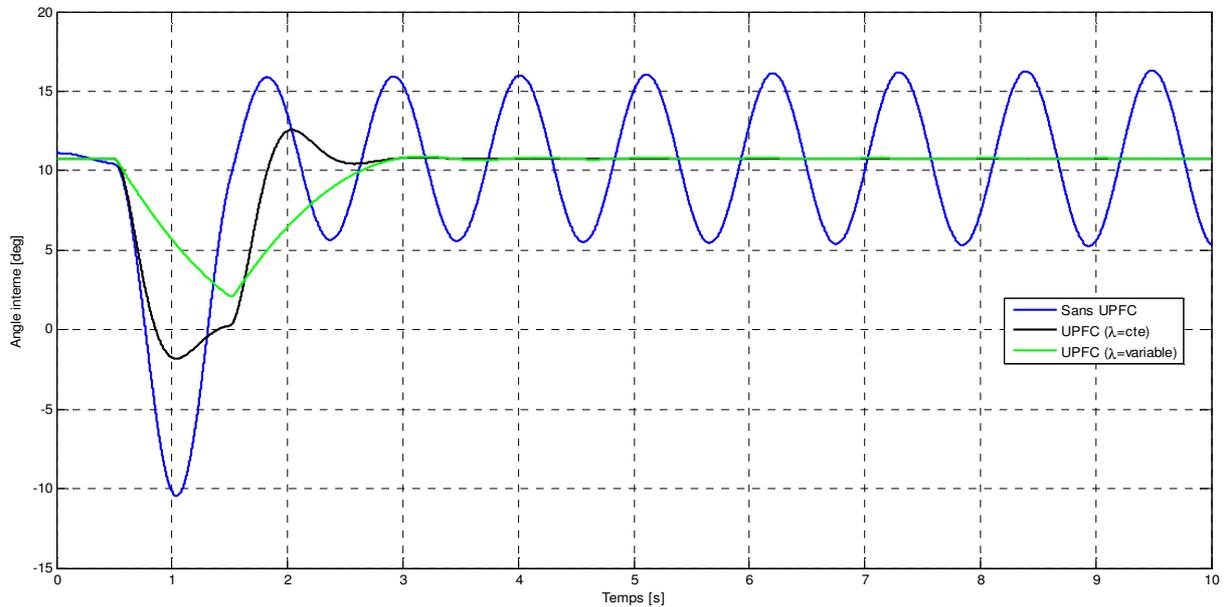


Fig.V.6 : Réponse du système en angle interne pour le test 1.

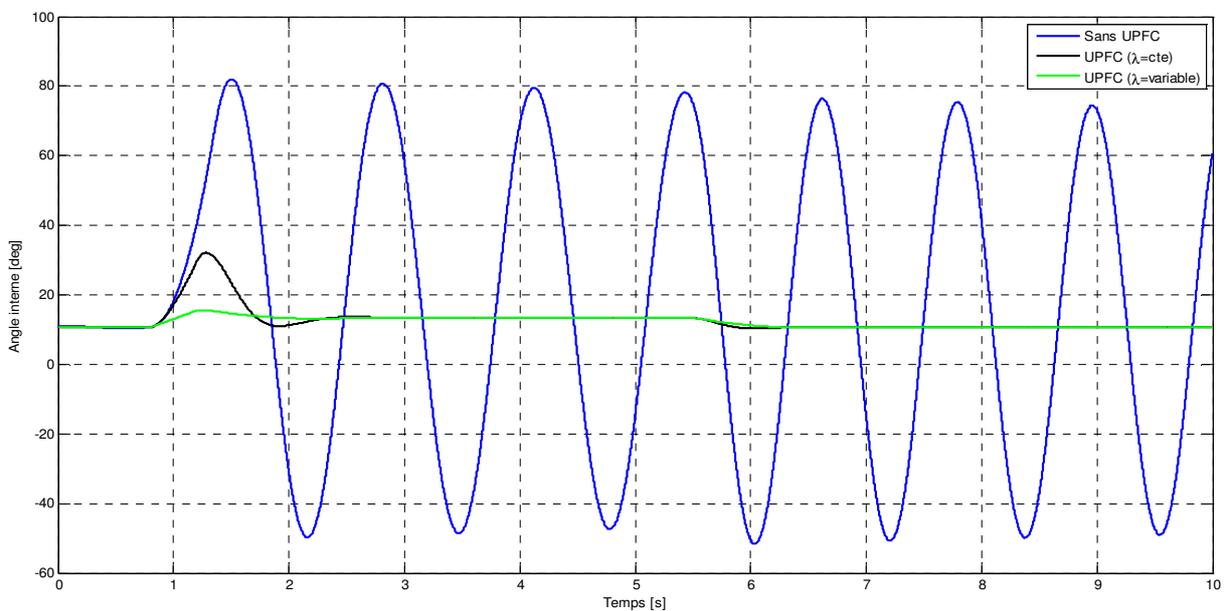


Fig.V.7 : Réponse du système en angle interne pour le test 2.

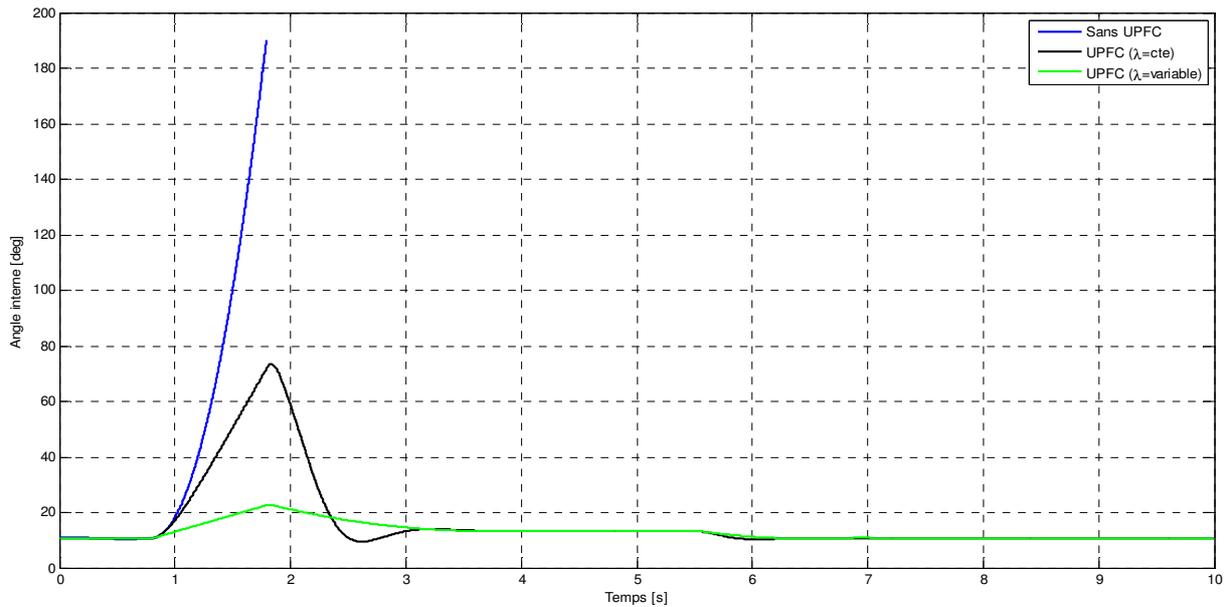


Fig.V.8 : Réponse du système en angle interne pour le test 3.

V.5. Conclusion

Au cours de ce chapitre, nous avons exposé les principes de base de la stabilité des réseaux électriques ainsi que les différents types de stabilité relatifs à l'angle interne de la machine synchrone. Nous avons, par la suite, proposé un schéma d'amortisseur actif qui exploite la technique de modulation de la puissance et qui intègre un UPFC et un réseau OMIB. Les capacités incontestables de cet amortisseur dans l'amortissement des oscillations électromécaniques ont été démontrées par simulation dans le cas d'un modulateur à coefficient constant puis dans le cas d'un modulateur à coefficient variable utilisant un système flou de Takagi-Sugeno.

Conclusion Générale

Conclusion Générale

Les travaux de cette thèse concernent l'utilisation des dispositifs FACTS dans le réglage des réseaux électriques. En particulier, nous nous sommes intéressés à la synthèse de lois de commande de l'UPFC dans l'objectif d'imposer un flux de puissance désiré dans une ligne de transport d'électricité et améliorer les capacités de transport de celle-ci. De plus, nous avons proposé un schéma d'amortisseur actif à base d'UPFC pour atténuer les oscillations de puissance que provoquent les contingences sévères sur les réseaux électriques.

D'abord, les capacités incontestables des dispositifs FACTS dans le réglage des réseaux électriques sont mises en valeur, en citant les avantages de ceux-ci par rapport aux techniques conventionnelles de réglage adoptées par la majorité des sociétés d'électricité à travers le monde. Nous rappelons que ces avantages concernent la flexibilité, le temps de réponse qui est relativement court et la meilleure précision de réglage du flux de puissance.

Ensuite, l'UPFC, le dispositif FACTS le plus élaboré, a été modélisé de manière assez précise, conduisant à la décomposition du système global en deux sous-systèmes en cascade à dynamique très éloignée l'une de l'autre, à savoir : le sous-système interne relatif aux courants et le sous-système externe relatif aux tensions.

Comme première approche et afin de réaliser les objectifs du cahier des charges, le modèle obtenu a servi à la synthèse de trois lois de commande linéaires à structures relativement simples. Les simulations de fonctionnement du système, piloté par ces lois de commande ont montré, qu'en termes de performances dynamiques, rejet des perturbations externes (chute de tension) et interaction dynamique entre puissance active et puissance réactive, la commande par retour d'état dynamique est meilleure que la commande PI et la commande par retour d'état avec intégrateur. Néanmoins, en termes de robustesse aux erreurs de modélisation, les trois lois de commandes restent limitées.

Les insuffisances des lois de commandes linéaires synthétisées, nous ont conduits à penser à la synthèse par la technique des modes glissants connue par sa robustesse aux

Conclusion Générale

incertitudes de modélisation. La première méthode concerne la commande adaptative avec les modes glissants. Les simulations ont montré que celle-ci est parvenue à réaliser le cahier des charges, en présence de variations paramétriques relativement importantes affectant le système. Cependant, l'inévitable phénomène de broutement limite son utilisation. La seconde méthode développée et testée concerne la commande par les modes glissants d'ordre supérieur (ordre deux). Celle-ci nous a permis de réduire efficacement le broutement tout en préservant la qualité de la robustesse face aux variations paramétriques.

Outre la commande du flux de puissance, l'UPFC a été inséré dans un schéma d'amortisseur actif dans le but d'améliorer la stabilité d'une machine synchrone raccordée à un réseau infini. L'amortisseur utilise le principe de modulation de la puissance afin d'amortir les oscillations électromécaniques causées par des perturbations sévères. Cette modulation est proportionnelle à la l'angle interne de la machine. Nous avons proposé deux approches concernant le coefficient de proportionnalité appelé coefficient d'amortissement. La première approche utilise un coefficient fixe et la deuxième utilise un coefficient variable généré par un système flou de Takagi-Sugeno. Les simulations ont montré la supériorité de la deuxième approche.

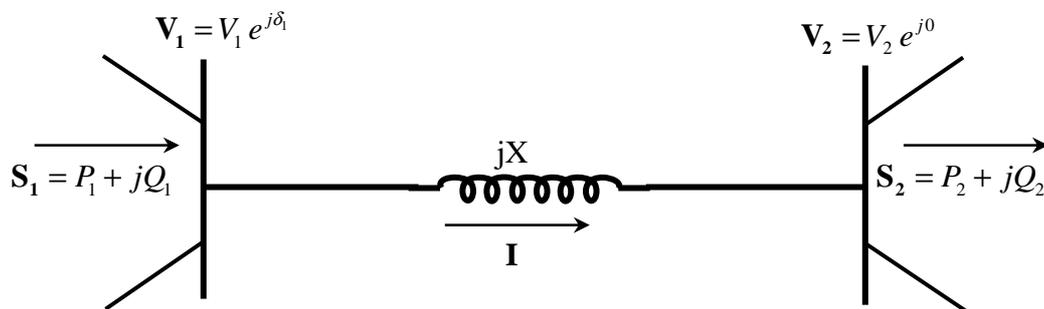
Pour les futurs travaux de recherche, il faudrait chercher un champ d'application de ces méthodes, ne serait-ce que dans des prototypes de laboratoires. Pour continuer à travailler dans la même thématique de recherche, il serait intéressant d'appliquer d'autres méthodes intelligentes de commande telles que la commande floue adaptative ou la commande neuronale, pour voir s'il est possible d'améliorer les performances du système.

Annexes

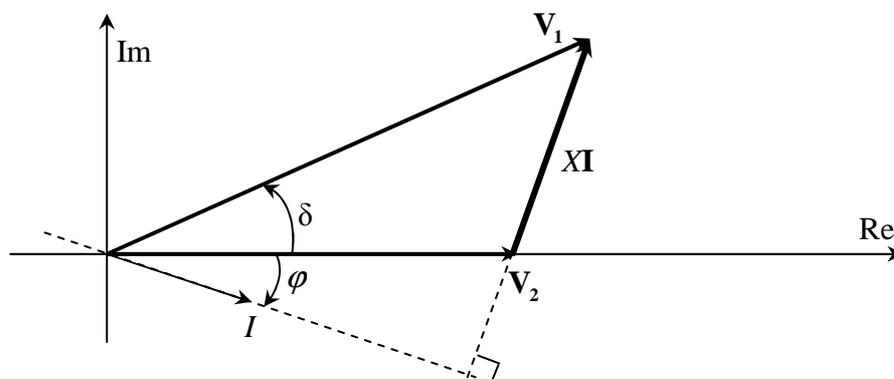
Annexe A : Transfert de puissance entre deux sources actives

Dans cette annexe, le transfert des puissances active et réactive entre deux sources connectées par une ligne de transport **inductive**, sera examiné comme il est montré Figure A.1. Un tel système représente deux parties d'un système électrique de puissance connectées par une ligne de transport, assurant le transit des puissances d'une partie vers l'autre.

La ligne d'interconnexion est supposée être inductive car, en pratique, les lignes, les transformateurs et les générateurs sont principalement inductifs. Si le réseau tout entier est représenté par un modèle approprié pour chaque élément, puis réduit à un système à deux nœuds, l'impédance résultante (équivalente) se comportera essentiellement comme une réactance inductive. Les réactances shunts (capacitances du modèle en π des lignes) ne sont pas représentées dans le modèle ; cependant, leurs effets sont implicitement pris en compte dans la puissance réactive transitée. L'analyse du transport des puissances active et réactive à travers une réactance inductive donne une vision perspicace des caractéristiques des systèmes de transport à courant alternatif.



(a) Système de transport équivalent à deux nœuds



(b) Diagramme vectoriel du système équivalent

Fig.A.1 : Transfert de puissance entre deux sources électriques.

Annexes

Les vecteurs tensions sont exprimés en fonction de leurs affixes (représentation par les nombres complexes) dans le repère orthogonal ci-dessus, elles sont telles que :

$$\begin{cases} \mathbf{V}_1 = V_1 \cos \delta + jV_1 \sin \delta \\ \mathbf{V}_2 = V_2 \end{cases} \quad (\text{A.1})$$

Le courant de ligne est donné par (loi d'Ohm) :

$$\mathbf{I} = \frac{\mathbf{V}_1 - \mathbf{V}_2}{jX} = \frac{V_1 \sin \delta + j(V_2 - V_1 \cos \delta)}{X} \quad (\text{A.2})$$

En se référant à la Figure A.1, la puissance complexe côté émetteur est donnée par :

$$\mathbf{S}_1 = \mathbf{V}_1 \mathbf{I}^* \quad (\text{A.3})$$

En substituant le courant l'expression (A.2) dans l'équation (A.3), on obtient :

$$\mathbf{S}_1 = \frac{V_1 V_2}{X} \sin \delta + j \frac{V_1 (V_1 - V_2 \cos \delta)}{X} \quad (\text{A.4})$$

Les puissances active et réactive sont ainsi identifiées :

$$\begin{cases} P_1 = \frac{V_1 V_2}{X} \sin \delta \\ Q_1 = \frac{V_1 (V_1 - V_2 \cos \delta)}{X} \end{cases} \quad (\text{A.5})$$

De même, la puissance complexe côté récepteur est donnée par :

$$\mathbf{S}_2 = \mathbf{V}_2 \mathbf{I}^* \quad (\text{A.6})$$

En substituant l'expression du courant (A.2) dans l'équation (1), on obtient :

$$\mathbf{S}_2 = \frac{V_1 V_2}{X} \sin \delta + j \frac{V_2 (V_1 \cos \delta - V_2)}{X} \quad (\text{A.7})$$

Annexes

Par identification, les puissances active et réactive sont données par :

$$\begin{cases} P_2 = \frac{V_1 V_2}{X} \sin \delta \\ Q_2 = \frac{V_2 (V_1 \cos \delta - V_2)}{X} \end{cases} \quad (\text{A.8})$$

Les équations (A.5) et (A.8) montrent que la puissance réactive émise est différente de celle qui est reçue. En effet, la variation est quantifiée comme suit :

$$Q_p = Q_1 - Q_2 \quad (\text{A.10})$$

Le développement de l'expression des pertes réactives mène à l'expression :

$$Q_p = \frac{V_1^2 + V_2^2 - 2V_1 V_2 \cos \delta}{X} \quad (\text{A.11})$$

Annexe B : Transformation synchrone

La transformation de Park, dite transformation d-q, est la transformation des grandeurs électriques triphasées (espace vectoriel tridimensionnel) en grandeurs synchrones (espace vectoriel bidimensionnel). L'avantage marquant de cette transformation est que les grandeurs après transformation ne sont plus alternatives mais continues par conséquent, elles sont facilement manipulables.

Cette transformation se fait en deux étapes. La première étape consiste à projeter les grandeurs alternatives triphasées dans le repère diphasé fixe (α, β) (transformation de Concordia) ; dans ce repère les grandeurs biphasées restent sinusoïdales (Figure V.4). Vient par la suite la seconde étape (transformation d-q), qui à partir des projections dans le repère fixe renvoie les composantes du vecteur tournant dans le repère synchrone (tournant à la vitesse de synchronisme).

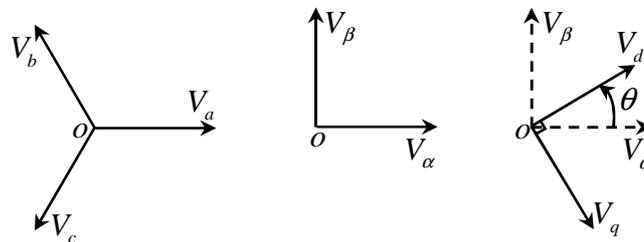


Fig.V.4 : Transformation de Park d'un système de tension triphasé.

L'expression analytique de la transformation intermédiaire (Concordia) est donnée par:

$$\begin{pmatrix} V_\alpha \\ V_\beta \\ V_0 \end{pmatrix} = \mathbf{T}_{\alpha\beta} \begin{pmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{pmatrix} \quad (\text{B.1})$$

Où la matrice $\mathbf{T}_{\alpha\beta}$ est telle que :

Annexes

$$\mathbf{T}_{\alpha\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{B.2})$$

Avec V_α : Première composante diphasée,

V_β : Seconde composante diphasée,

V_0 : Composante homopolaire,

$(V_a V_b V_c)^T$: Système de tension triphasée.

La matrice de transformation inverse de Concordia est donnée par:

$$\mathbf{T}_{\alpha\beta}^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{B.3})$$

La transformation d-q est donnée par l'expression suivante (rotation d'un angle θ par rapport à l'axe normal au plan (α, β) dans le sens direct) :

$$\begin{pmatrix} V_d \\ V_q \\ V_0 \end{pmatrix} = \mathbf{T}_{dq} \begin{pmatrix} V_\alpha \\ V_\beta \\ V_0 \end{pmatrix} \quad (\text{B.4})$$

Où : la matrice \mathbf{T}_{dq} est telle que :

$$\mathbf{T}_{dq} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) & 0 \\ -\sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.5})$$

θ est l'angle de synchronisme formé par les vecteurs V_α et V_d .

La matrice de transformation d-q inverse est donnée par l'expression :

$$\mathbf{T}_{dq}^{-1} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 0 \\ \sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.6})$$

Il est à noter que toutes les transformations précédentes sont orthogonales ; elles conservent donc la puissance instantanée dans les circuits équivalents.

La matrice de transformation de Park est le produit des matrices de transformation \mathbf{T}_{dq} et $\mathbf{T}_{a\beta}$; elle est donnée par :

$$\mathbf{P} = \mathbf{T}_{dq} \cdot \mathbf{T}_{a\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin(\theta) & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{B.7})$$

La matrice inverse est :

$$\mathbf{P}^{-1} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (\text{B.8})$$

Annexe C : Expressions des puissances dans le repère synchrone

Etant donné que les axes du repère fixe sont tout le temps orthogonaux, on peut considérer l'axe α comme étant un axe des réels et l'axe β comme axe des imaginaires (figure 2). Dans ce cas de figure, l'expression de la tension et celle du courant sont données par :

$$\begin{cases} \mathbf{V} = V_\alpha + jV_\beta \\ \mathbf{I} = I_\alpha + jI_\beta \end{cases} \quad (\text{C.1})$$

La puissance apparente est donnée par l'expression :

$$\begin{aligned} \mathbf{S} &= \mathbf{V} \cdot \mathbf{I}^* = (V_\alpha + jV_\beta) \cdot (I_\alpha - jI_\beta) \\ &= (V_\alpha I_\alpha + V_\beta I_\beta) + j(V_\beta I_\alpha - V_\alpha I_\beta) \end{aligned} \quad (\text{C.2})$$

On en déduit les expressions de la puissance active et réactive dans le repère fixe :

$$\begin{cases} P = V_\alpha I_\alpha + V_\beta I_\beta \\ Q = V_\beta I_\alpha - V_\alpha I_\beta \end{cases} \quad (\text{C.3})$$

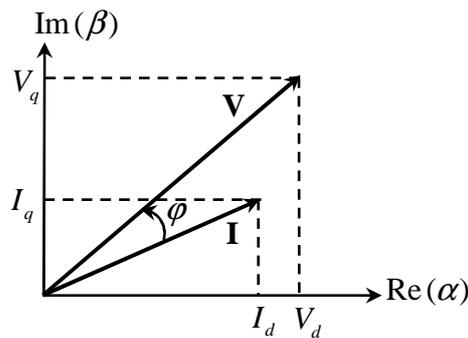


Fig.A.2 : Représentation vectorielle de la tension et du courant dans le repère d-q.

Pour exprimer les puissances active et réactive dans le repère synchrone, on utilise la matrice de transformation inverse \mathbf{T}_{dq}^{-1} et on exploite les expressions (C.2) et (C.3), ce qui donne:

Annexes

$$\begin{aligned}
 P &= V_\alpha I_\alpha + V_\beta I_\beta = \mathbf{V}_{\alpha\beta}^T \mathbf{I}_{\alpha\beta} \\
 &= (\mathbf{T}_{dq}^{-1} \mathbf{V}_{dq})^T \mathbf{T}_{dq}^{-1} \mathbf{I}_{dq}
 \end{aligned} \tag{C.4}$$

Sachant que la matrice \mathbf{T}_{dq}^{-1} est unitaire donc égale à sa transposée, (C.4) peut s'écrire :

$$P = \mathbf{V}_{dq}^T \mathbf{T}_{dq} \mathbf{T}_{dq}^{-1} \mathbf{I}_{dq} = \mathbf{V}_{dq}^T \mathbf{I}_{dq} \tag{C.5}$$

Finalement, la puissance active est donnée par l'expression 16 :

$$P = V_d I_d + V_q I_q \tag{C.6}$$

De même,

$$\begin{aligned}
 Q &= V_\beta I_\alpha - V_\alpha I_\beta = \mathbf{V}_{\alpha\beta}^T \mathbf{D} \mathbf{I}_{\alpha\beta} \\
 &= (\mathbf{T}_{dq}^{-1} \mathbf{V}_{dq})^T \mathbf{T}_{dq}^{-1} \mathbf{D} \mathbf{I}_{dq}
 \end{aligned} \tag{C.7}$$

Où : \mathbf{D} est la matrice carrée définie par :

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix}$$

Le développement de l'équation (C.7) entraîne :

$$\begin{aligned}
 Q &= \mathbf{V}_{dq}^T \mathbf{T}_{dq} \mathbf{T}_{dq}^{-1} \mathbf{D} \mathbf{I}_{dq} \\
 &= \mathbf{V}_{dq}^T \mathbf{D} \mathbf{I}_{dq}
 \end{aligned} \tag{C.8}$$

Finalement, la puissance réactive est donnée par l'expression (C.9) :

$$Q = V_q I_d - V_d I_q \tag{C.9}$$

Annexe D : Modèle du sous-système interne dans le repère synchrone

Le modèle triphasé du sous-système a été établi au chapitre II, il est donné par l'équation (II. 7).

Soient les notations :

$$\mathbf{I}_{sedq} = \begin{bmatrix} i_{sed} & i_{seq} & i_{se0} \end{bmatrix}^T, \mathbf{I}_{shdq} = \begin{bmatrix} i_{shd} & i_{shq} & i_{sh0} \end{bmatrix}^T$$

$$\mathbf{V}_{sedq} = \begin{bmatrix} V_{sed} & V_{seq} & V_{se0} \end{bmatrix}^T, \mathbf{V}_{shdq} = \begin{bmatrix} V_{shd} & V_{shq} & V_{sh0} \end{bmatrix}^T$$

On sait que :

$$\mathbf{I}_{tp} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} \text{ et } \mathbf{V}_{tp} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{sedq} \\ \mathbf{V}_{shdq} \end{bmatrix} \quad (\text{D.1})$$

En utilisant (D.1), l'équation (II. 7) peut se réécrire comme suit :

$$\frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} \right) = \mathbf{A}_{tp} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} + \mathbf{B}_{tp} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{sedq} \\ \mathbf{V}_{shdq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{W}_{sedq} \\ \mathbf{W}_{shdq} \end{bmatrix} \quad (\text{D.2})$$

En développant la dérivée par rapport au temps, il résulte :

$$\frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} = \mathbf{A}_{tp} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} + \mathbf{B}_{tp} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{sedq} \\ \mathbf{V}_{shdq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{W}_{sedq} \\ \mathbf{W}_{shdq} \end{bmatrix} \quad (\text{D.3})$$

Où encore :

Annexes

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{I}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{I}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} \\
 &= \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \mathbf{A}_{\text{tp}} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{I}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \mathbf{B}_{\text{tp}} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{V}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} \\
 &+ \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{W}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{W}_{\text{shdq}} \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{D.4}$$

d'où :

$$\begin{aligned}
 \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{I}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \mathbf{A}_{\text{tp}} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{I}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \mathbf{B}_{\text{tp}} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{V}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} + \\
 & \begin{bmatrix} \mathbf{W}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{W}_{\text{shdq}} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \right) \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{\text{sedq}} \\ \mathbf{I}_{\text{shdq}} \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{D.5}$$

En utilisant l'équation 6 de l'annexe 1, on peut écrire le système augmenté ci-dessous :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} \right) = \begin{bmatrix} 0 & -\omega & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \omega & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\omega & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \omega & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{D.6}$$

Il est évident que :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \mathbf{A}_{\text{tp}} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} = \mathbf{A}_{\text{tp}} \tag{D.7}$$

De même pour :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{P} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P} \end{bmatrix} \mathbf{B}_{\text{tp}} \begin{bmatrix} \mathbf{P}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{P}^{-1} \end{bmatrix} = \mathbf{B}_{\text{tp}} \tag{D.8}$$

A partir de tout ce qui précède, on peut écrire :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} = \mathbf{A}_{tp} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} + \mathbf{B}_{tp} \begin{bmatrix} \mathbf{V}_{sedq} \\ \mathbf{V}_{shdq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{W}_{sedq} \\ \mathbf{W}_{shdq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & \omega & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\omega & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \omega & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\omega & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{sedq} \\ \mathbf{I}_{shdq} \end{bmatrix} \quad (\text{D.9})$$

En éliminant les composantes homopolaires, cette dernière équation peut être réécrite sous la forme explicite donnée par :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{sed} \\ i_{seq} \\ i_{shd} \\ i_{shq} \end{bmatrix} = \frac{1}{g} \begin{bmatrix} a_1 & g\omega & b_1 & 0 \\ -g\omega & a_1 & 0 & b_1 \\ c_1 & 0 & d_1 & g\omega \\ 0 & c_1 & -g\omega & d_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sed} \\ i_{seq} \\ i_{shd} \\ i_{shq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -(L_{sh} + L_s) & 0 & L_s & 0 \\ 0 & -(L_{sh} + L_s) & 0 & L_s \\ -L_s & 0 & L_s + L_{se} & 0 \\ 0 & -L_s & 0 & L_s + L_{se} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{sed} \\ V_{seq} \\ V_{shd} \\ V_{shq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{sh}V_{sd} - (L_s + L_{sh})V_{rd} \\ L_{sh}V_{sq} - (L_s + L_{sh})V_{rq} \\ -L_{se}V_{sd} - L_sV_{rd} \\ -L_{se}V_{sq} - L_sV_{rq} \end{bmatrix}$$

L'équation ci-dessus représente le modèle mathématique du sous-système interne dans le repère synchrone.

Références

- [Abi09] M. A. Abido, "Power System Stability Enhancement using FACTS Controllers: A Review", *The Arabian Journal for Science and Engineering*, Volume 34, Number 1B, April 2009.
- [Agg94] M. E. Aggoune, F. Boudjema, A. Bensenoussi, A. Hellal, M. R. Elmesai and S.V. Vadari, "Design of variable structure voltage regulator using pole assignment technique," *IEEE Trans. Autom. Control*, AC-39, pp. 2106-2110, 1994.
- [Ala10] H. Alasooly and M. Redha, "Optimal control of UPFC for load flow control and voltage flicker elimination and current harmonics elimination", *Computers and Mathematics with Applications*, Vol. 60, 2010, pp. 926-943.
- [Ano59] D. V. Anosov, "On stability of equilibrium points of relay systems", *Automation and Remote Control*, Vol.2, pp. 135-149, 1959.
- [Ara11] A. L. Ara, A. Kazemi et S. A. N. Niaki, "Modelling of Optimal Unified Power Flow Controller (OUPFC) for Optimal Steady-State Performance of power Systems", *Energy Conversion and Management*, Vol. 52, 2011, pp. 1325-1333.
- [Bou03] D. Boukhetala, F. Boudjema, T. Madani, M.S. Boucherit and N.K. M'Sirdi, "A new decentralized variable structure control for robot manipulators," *Int. J. of Robotics and Automation*, vol. 18, pp. 28-40, 2003.
- [Bou90] F. Boudjema and J.L. Abatut, "Sliding-Mode : A new way to control series resonant converters," 1990 IEEE Conf. Ind. Electron. Society, Pacific Grove, CA, pp. 938-943, 1990.
- [Boz10] A. Bozicek, B. Blazic et I. Papi, "Time-optimal current control with constant switching frequency for STATCOM", *Electric Power Systems Research* 80 (2010) 925-934.
- [Cra03] M. Crappe et al., "Stabilité et sauvegarde des réseaux électriques", *Hermes Science Publications*, 2003.
- [Cha06] Chang, B.H; Kim S.Y. ; Yoon J.S.; Moon S.P.; Baek D.H.; Choo J.B.: Control strategies study for KEPCO UPFC operation automation in Korean subtransmission system *Cigré*, 2006, B4-306.
- [Cig09] *Cigré WG B4-40 : Static Synchronous Series Compensator (SSSC) February 2009.*
- [Cza94] D. Czarkowski, M.K. Kazimierzczuk, "Application of state feedback with integral control to pulse-width modulated push-pull DC-DC convertor", *IEE Proc.-Control Theory Appl.*, Vol. 141, No. 2, pp. 99-103, March 1994.
- [Elg12] M. E. Elgamal, A. Lotf et G. E. M. Ali, "Voltage Profile Enhancement by Fuzzy Controlled MLI UPFC", *Electrical Power and Energy Systems*, Vol. 34, 2012, pp. 10-18.
- [Eme67] S. V. Emel'yanov, "Variable Structure Control Systems", *Moscow. Nauka*, 1967.
- [Gha08] M. Ghanbari and S. M. Hosseini, "Dynamic SVD Controller Design of UPFC for Power Flow Control Considering Interractions", *IEEE International Conference on Industrial Technology, ICIT 2008*, 2008, pp. 1-6.
- [Gha09] H. Ghane et S. K. Y. Nikraves, "A Nonlinear C-UPFC Control Design for Power Transmission Line Applications", *Proceedings of the International MultiConference of Engineers and Computer Scientists 2009 vol II IMECS 2009*, March 18 - 20, Hong Kong, pp. 1-6.

- [Gha14] E. Ghahremani et I. Kamwa, “Analysing the effects of different types of FACTS devices on the steady-state performance of the Hydro-Québec network”, *IET Gener. Transm. Distrib.*, 2014, Vol. 8, Iss. 2, pp. 233–249.
- [Gui06] Guillaume Rami, “Contrôle de Tension Auto-Adaptatif pour des Productions Décentralisées d’Énergies Connectées au Réseau Électrique de Distribution”, Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, France, 2006.
- [Gyu92] L. Gyugyi, “A Unified power flow control concept for flexible AC transmission systems”. *IEEE P-Gener Transm D* 1992;139: pp. 323 – 331.
- [Gyu95] L. Gyugyi, T. Rietman, et A. Edris, “The UPFC Power Flow Controller: A New Approach to Power Transmission Control”, *IEEE Trans. on Power Delivery*, 10 (2) (1995), pp. 1085–1092.
- [Gyu99] L. Gyugyi et K. K. Sen, C. D. Schauder, “The Interline Power Controller Concept: A new Approach to Power Flow Management in Transmission Systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.14, No.3, July 1999, pp.1115-1123.
- [Ham10] A. HAMACHE et H. CHEKIREB, “Commande par Modes Glissants d’une Interconnexion THT Muni d’un Dispositif FACTS de type UPFC”, *International Conference on Electrical Engineering, Electronics and Automatics'10 Bejaia, Algeria*, 2-3 November 2010.
- [Ham13] A. HAMACHE et H. CHEKIREB, “Adaptive Sliding Mode Control of HV Power System using UPFC”, *Mediterranean Journal of Measurement and Control*, ISSN: 1743-9310, Vol .9, No .3, 2013, pp. 92-100.
- [Ham14a] A. HAMACHE et H. CHEKIREB, “Centralized Sliding Mode Control of Power System with UPFC”, *WSEAS Transactions on Systems and Control* ISSN: 1991-8763, Vol. 9, 2014, Art. #48, pp. 464-472.
- [Ham14b] A. HAMACHE, H. CHEKIREB et M. T. BENSIDHOUM, “A State Feedback based Control for Unified Power Flow Controller”, *The Second International Conference on Electrical Engineering and Control Applications ICEECA'2014, Constantine, Algeria*, 18-20 November 2014.
- [Ham15] A. HAMACHE, M. T. BENSIDHOUM et H. CHEKIREB, “Higher Order Sliding Mode Control of UHV Interconnection Power Flow Control using UPFC”, *The Algerian Large Electrical Networks Conference CAGRE'15, Hilton Hotel Algiers, Algeria*, 24-26 March 2015.
- [Ham49] B. Hamel, “Contribution à L’étude Mathématique des Systèmes de Réglage par Tout ou Rien”, *Centre d’études de mécanique*, no.17, 1949.
- [Hao04] J. Hao, L. B. Shi et Ch. Chen, “Optimizing Location of Unified Power Flow Controllers by Means of Improved Evolutionary Programming”, *IEE Proc. Genet. Transm. Distrib.* 151(6)(2004), pp. 705–712.
- [Hass12] L. H. Hassan, M. Moghavvemi, H. A. F. Almurib, K. M. Muttaqi et H. Duc, “Damping of Low-Frequency Oscillations and Improving Power System Stability via Auto-Tuned PI Stabilizer using Takagi–Sugeno Fuzzy Logic”, *Electrical Power and Energy Systems*, Vol. 38, 2012, pp. 72-83.
- [Hel10] A. Hellal et M. Boudour, “Réseaux Électriques: Fondamentaux et Concepts de Base”, *Pages Bleues Internationales*, 2010.

- [Hin00] N. Hingorani et L. Gyugyi, “Understanding FACTS: concepts and technology of flexible AC transmission systems”. New York, USA: IEEE Press, 2000.
- [Ila08] G. S. Ilango, C. Nagamani and D. Aravindan, “Independent Control of Real and Reactive Power Flows using UPFC based on Adaptive Back Stepping”, TENCON 2008 - 2008 IEEE Region 10 Conference, pp. 1-6.
- [Ila09] G. S. Ilango, C. Nagamani, A.V.S.S.R Sai and D. Aravindan, “Control algorithms for control of real and reactive power flows and power oscillation damping using UPFC”, Electric Power Systems Research, Region 10 Conference, Vo. 79, No. 4, April 2009, pp. 595-605.
- [Isi85] A. Isidori, “Nonlinear Control Systems”, Springer Verlag, 1985.
- [Kam15] S. Kamel, F. Jurado et R. Mihalic, “Advanced modeling of center-node unified power flow controller in NR load flow algorithm”, Electric Power Systems Research 121 (2015) 176–182.
- [Kau85] J. Kautsky, N. K. Nichols and P. V. Dooren, “Robust pole assignement in linear state feedback”, International Journal of Control, Vol. 41, pp. 1129–1155, 1985.
- [Kum11] M. J. Kumar, S. S. Dash, A. S. P. Immanuel et R. Prasanna, “Comparison of FBLC (Feed-Back Linearisation) and PI-Controller for UPFC to Enhance Transient Stability Computer”, International Conference on Communication and Electrical Technology (ICCCET), 2011, pp. 376-381.
- [Kun93] P. Kundur, “Power System Stability and Control”, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California 1993.
- [Lai10] A. Laifa et M. Boudour, “Optimal placement and parameter settings of unified power flow controller device using a perturbed particle swarm optimization”, IEEE International Energy Conference and Exhibition (EnergyCon), 2010, pp. 205 - 210.
- [Lev03] Levant A. Higher-order sliding modes, differentiation and output-feedback control. Int J Control 2003; 76: pp. 924–941.
- [Lim98] S. Limyingcharoen, U. D. Annakkage et N. C. Pahalawaththa, “Effects of Unified Power Flow Controllers on Transient Stability”, IEEE Proceedings Generation Transmission and Distribution, 145(2), 1998, pp. 182–188.
- [Lu03] B. Lu, “Nonlinear Control of Center-Node UPFC and VSC-based Facts Controllers”, Thèse de Doctorat, McGill University Montreal, Quebec, Canada, 2003.
- [Lu05] B. Lu and B. T. Ooi, “Nonlinear Control of FACTS and HVDC Belonging to the Voltage-Source Converter family”, IEEE Conference on Control Applications, 2005, pp. 617-623.
- [Mar95] R. Marino and P. Tomei, “Nonlinear control design: geometric, adaptive and robust”, London; New York: Prentice Hall, 1995.
- [Men00] Z. J. Meng et P. L. So, “A current Injection UPFC Model for Enhancing Power System Dynamic Performance”, Proceedings of IEEE Power Engineering Society Winter Meeting, 2(23–27) (2000), pp. 1544–1549.
- [Men14] Meng W, Qinxiang G, Leiting C, Liqiang L et Caiyun Z. “Mathematical Model and Control Strategy of UPFC”. In IEEE: 2014 Sixth International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation; 2014: IEEE. pp. 391 – 393.

- [Mwi00] B. Mwinyiwiwa, B. Lu et B. T. Ooi , “Multitenninal unified power flow controller", IEEE Transactions on Power Electronics”, Volume: 15 Issue: 6 , Nov. 2000, pp. 1088 -1093.
- [Nij90] H. Nijmeijer et A. J. van der Shaft, “Nonlinear Dynamical Control Systems”, Springer Verlag, 1990.
- [Naf13] F. Nafa, S. Labiod , H. Chekireb , Direct adaptive fuzzy sliding mode decoupling control for a class of underactuated mechanical systems, Turkish Journal of Electrical Engineering & Computer Sciences, ISSN 1300-0632, vol.21, issue.6, pp 1615-1630, 2013.
- [Pap00a] I.Papic, “Mathematical analysis of FACTS devices based on a voltage source converter, part II: steady state operational characteristics”, Electric Power systems Research, vol. 56, pp. 149-157, 2000.
- [Pap00b] I.Papic, “Mathematical analysis of FACTS devices based on a voltage source converter, part 1: mathematical models”, Electric Power systems Research, vol. 56, pp. 139-148, 2000.
- [Pas04] J. J. Paserba, “How FACTS Controllers Benefit AC Transmission Systems”, IEEE Power Engineering Society General Meeting, Denver, Colorado, pp. 6-10 June 2004.
- [Pov95] D. povh et al., “Load Flow Control in High Voltage Systems Using Facts Controllers”, CIGRE TF 38-01-06 on Load Flow Control, SIEMENS, October 1995.
- [Put12] M. E. A. Putrus and G. A. Farrag, “Design of an Adaptive Neurofuzzy Inference Control System for the Unified Power-Flow Controller”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 27, 2012, pp. 53-61.
- [Ren98] Renz, B.A. ; Keri, A.J.F.; Menhraban Kessinger, J.P.; Schauder; C.D.; Gyugvi; L.; Kovalsky, L.J.; Edris, A.A.: World’s First Unified Power Flow Controller on the AEP System Cigré, 1998, 14-107.
- [Rte04] RTE, “Mémento de la sûreté du système électrique”, Edition 2004, EDF, France.
- [Sad10] A. K. Sadigh, M. T. Hagh et Mehran Sabahi “Unified power flow controller based on two shunt converters and a series Capacitor”, Electric Power Systems Research 80 (2010) 1511–1519.
- [Sar08] G. Saravanailango and C. Nagamani, “A Non-linear Control Technique for Unified Power Flow Controller Based on Feed-back Linearization”, Electric Power Components and Systems, Vol. 36, 2008, pp. 432-447.
- [Seb08] K. Sebaa, “Commande intelligente pour l'amélioration de la stabilité dynamique des réseaux d'énergie électrique”, Thèse de Doctorat, USTHB, Algérie, 2008.
- [Sha03] E.G. Shahraki, “Apport de l'UPFC à l'amélioration de la stabilité transitoire des réseaux électriques”, Thèse de doctorat de l'Université Henri Poincaré, Nancy-I, France, Octobre 2003.
- [Sha08] H. I. Shaheen, G. I. Rashed, S. G. Sheng, “Design of New Nonlinear Optimal Predictive Controller for Unified Power Flow Controller”, IEEE Power and Energy Society General Meeting, Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, 2008, pp. 1-10.
- [Son04] Sonelgaz, Tractebel, CESI, “Feasibility study of the interconnection of the electrical networks of Egypt, Libya, Tunisia, Algeria, Morocco on 400/500 KV”, Arab fund for economic and social development, ELTAM March 2004.

- [Tah12] S. A. Taher, R. Hemmati, A. Abdolalipour et S. Akbari, “Comparison of Different Robust Control Methods in Design of Decentralized UPFC Controllers”, *Electrical Power and Energy Systems*, Vol. 43, 2012, pp. 173-184.
- [Tal11] N. Talebi and A. Akbarzadeh, “Damping of Low Frequency Oscillations in Power Systems with Neuro-Fuzzy UPFC Controller”, *10th International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC)*, 2011, pp. 1- 4.
- [Tiw11] R. Tiwari, K. R. Niazi and V. Gupta, “Decoupled Power Exchange Model of UPFC to Enhance Voltage Stability Margin of Power Systems”, *IEEE Power and Energy Society General Meeting*, 2011 , pp. 1-8.
- [Ton11] Q. Tong et Q. Jiang , “A novel method of power flow analysis with UPFC considering limit violations of variable”, *International Conference on Electric Information and Control Engineering (ICEICE)*, 2011, pp. 70-74.
- [Tzy55] Y. Z. “Tzypkin, Theory of Control Relay Systems”, Moscow: Gostekhizdat, 1955.
- [Utk77] V.I. Utkin, “Variable structure systems with sliding modes”, *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 22, no 2, pp. 212-222, 1977.
- [Utk09] Utkin V, Guldner J, Shi J. *Sliding mode control in electro-mechanical systems*. 2nd ed. Boca Raton, FL, USA: CRC Press, 2009.
- [Val10] A. Valderrábano et J. M. Ramirez, “DStatCom regulation by a fuzzy segmented PI controller”, *Electric Power Systems Research* 80 (2010), pp.707–715.
- [Val15] D. B. Valle et P. B. Araujo, “The influence of GUPFC FACTS device on small signal stability of the electrical power systems”, *Electrical Power and Energy Systems* 65 (2015) 299–306.
- [Vya14] B. Vyakaranam et F. E. Villaseca, “Dynamic modeling and analysis of generalized unified power flowcontroller”, *Electric Power Systems Research* 106 (2014) 1– 11.
- [Wan12] K. Wang, B. Yan, M. L. Crow, D. Gan, “A Feedback linearization based unified power flow controller internal controller for power flow control”. *Electr Power Compon Syst* 2012; 40: pp. 628 – 647.
- [Yam04] C. M. Yam and M. H. Haque , “A SVD based controller of UPFC for power flow control” , *Electric Power Systems Research*, Vol. 70, June 2004, pp. 76-84.
- [Yu96] Q. Yu, S. D. Round, L. E. Norum and T. M. Undeland, “Dynamic Control of a Unified Power Flow Controller”, *Power Electronics Specialists Conference, 1996. PESC '96 Record., 27th Annual IEEE*, Vol. 1, 1996, pp. 508-514.
- [Zan09] A. Zangeneh, A. Kazemi, M. Hajatipour and S. Jadid, “A Lyapunov theory based UPFC controller for power flow control”, *Electrical Power and Energy Systems*, Vol. 31, 2009, pp. 302-308.
- [Zeb04] S. Zebirate, A. Chaker and A. Feliachi., “Neural Network Control of the Unified Power Flow Controller”, *IEEE Power Engineering Society General Meeting*, 2004. Vol. 1, pp. 536 – 541.
- [Zhu05] P. Zhu, L. Liu, X. Liu, Y. Kang and J. Chen, “Analysis and Comparison of two Control Strategies for UPFC”, *Transmission and Distribution Conference and Exhibition: Asia and Pacific*, 2005 IEEE/PES, pp. 1-7.

ملخص – تعاني شبكات الكهرباء حاليا من العديد من معوقات التشغيل والقيادة، الأمر الذي يجعل استغلالها صعبا جدا خاصة مع تحرير سوق الكهرباء. أنظمة FACTS هي أجهزة الكترونيات الاستطاعة التي توفر تحكما أكثر مرونة في تدفق الطاقة، وتوفر إمكانية زيادة سعة النقل للشبكة عن طريق تحميل الخطوط بالقرب من عتباتها الحرارية. وتتناول هذه الأطروحة النمذجة والتحكم في جهاز FACTS من نوع UPFC كجهاز لخط شبكة كهرباء ذي توتر عال جدا. و UPFC هو الجهاز الأكثر مرونة لأنه قادر على تعويض أكثر اكتمالا (الممانعة، التوتر وزاوية النقل). وظيفتان رئيسيتان تم تناولهما في هذا العمل وهما : التحكم في تدفق الاستطاعة و تخميد الاهتزازات الكهروميكانيكية. و تحقيقا لهذه الغاية، تمت نمذجة النظام الذي يتألف من الخط الكهربائي و UPFC في المعلم ثلاثي الأطوار ثم في المعلم d-q. النموذج الناتج له مستويان: داخلي و داخلي حيث استخدم هذا الأخير في تركيب قوانين تحكم خطية (PI وارجاع الحالة بالتكامل ثم ارجاع الحالة الديناميكي) وأخرى غير خطية (التكيف من خلال نظام انزلاقي ثم نظام انزلاقي ذو درجة أعلى). من حيث الأداء السكوني والديناميكي، كشفت دراسة مقارنة لنتائج المحاكاة لمختلف التجارب أن التحكم باستخدام نظام انزلاق ذو درجة أعلى هو الأفضل. وأخيرا، ومن أجل تحسين الاستقرار الانتقالي لنظام OMIB، تم اقتراح مخطط فعال مستند على UPFC. نتائج المحاكاة بينت أن هذا الأخير فعال جدا خصوصا عندما يكون عامل التوضيب متغيرا .

كلمات مفاتيحية – شبكة كهرباء، UPFC، FACTS، تدفق الاستطاعة، نظام انزلاقي، SMIB، مخطط فعال، استقرار انتقالي .

Résumé – Les réseaux électriques actuels souffrent de plusieurs contraintes de fonctionnement et de conduite, ce qui rend leur exploitation très difficile surtout avec la dérégulation du marché de l'électricité. Les systèmes FACTS sont des dispositifs électroniques de puissance qui assurent un contrôle plus flexible de l'écoulement de puissance et offrent la possibilité d'augmenter la capacité de transport d'un réseau en chargeant les lignes à des valeurs près de leurs limites thermiques. Cette thèse traite de la modélisation et de la commande d'un dispositif FACTS de type UPFC équipant une ligne d'un réseau électrique THT. L'UPFC est le dispositif le plus flexible des FACTS car il est capable de produire une compensation plus complète (impédance, tension et angle de transport). Deux fonctions principales ont été traitées dans ce travail à savoir : la commande du flux de puissance et l'amortissement des oscillations électromécaniques. A cet effet, le système composé de la ligne électrique équipée de l'UPFC est modélisé en triphasé puis en d-q. Le modèle obtenu a deux niveaux : interne et externe. Il a servi à la synthèse de lois de commande linéaires (PI, retour d'état avec action intégrale et retour d'état dynamique) et non linéaires (commande adaptative par les modes glissants, modes glissants d'ordre supérieur). En termes de performances statiques et dynamiques, l'étude comparative des résultats de simulation pour différents tests révèle que la commande utilisant les modes glissants d'ordre supérieur est la meilleure. Enfin et afin d'améliorer la stabilité transitoire d'un système OMIB, il a été proposé un amortisseur actif à base d'UPFC. Les simulations montrent que celui-ci est très efficace en particulier lorsque le coefficient de modulation est variable.

Mots-clés – Réseau électrique, FACTS, UPFC, flux de puissance, modes glissants, OMIB, amortisseur actif, stabilité transitoire.

Abstract – Nowadays, the electricity grids suffer from several operational constraints and driving, which makes them very difficult in use especially when considering the electricity market deregulation. FACTS systems are power electronic devices that provide more flexible control of power flow and offer the possibility to increase the transmission capacity of a network by loading the lines close to their thermal limits. This thesis deals with the modeling and control of a FACTS device of UPFC type equipping an Extra High Voltage line of a power grid. The UPFC is the most flexible FACTS device because it is able to produce a more complete compensation (line impedance, voltage and transmission angle). Two main functions were treated in this work which are: control of power flow and damping of electromechanical oscillations. So, the system consisting of the electrical line with UPFC is modeled in three phases frame then in d-q frame. The resulting model has two levels: internal and external one. It is used in the synthesis of linear control laws (PI, state feedback with integral action and dynamic state feedback) and nonlinear (adaptive control by sliding modes and higher order sliding modes). In terms of static and dynamic performances, the comparative study of simulation results for various tests revealed that the control law using higher order sliding modes technique is the best one. Finally and in order to improve the transient stability of a SMIB system, an UPFC based active damper has been proposed. Simulation results show that it is very effective especially in the case of a variable modulation factor.

Key words – Electric grid, FACTS, UPFC, power-flow, sliding modes, SMIB, active damper, transient stability.