

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

FILIERE: ELECTROTECHNIQUE

OPTION: RESEAUX ELECTRIQUES

الدرسة الوطنية المتعددة الفتيات  
المكتبة - المكتبة  
Ecole Nationale Polytechnique

THESE DE MAGISTER

PRESENTEE PAR: **MOHAMED BOUDOUR**

THEME

الدرسة الوطنية المتعددة الفتيات  
المكتبة - المكتبة  
Ecole Nationale Polytechnique

**EVALUATION DE LA STABILITE DYNAMIQUE  
DES RESEAUX D'ENERGIE ELECTRIQUE:  
DETERMINATION DES REGIONS DE  
STABILITE  
PAR LA METHODE DES COUPLÉS**

Jury

Dr N. Louam	Maitre de conf.	E.N.P.	Président
Dr A. Bensenouci	Maitre de conf.	E.N.P.	Rapporteur
Dr A. Hellal	Chargé de cours.	E.N.P.	Examinateur
Dr F. Boudjema	Chargé de cours.	E.N.P.	Examinateur
Mr A. Maazi	Chargé de cours.	E.N.P.	Examinateur
Dr M. Amorouyache	Direct Recherche.	SONELGAZ	Invité
Dr M. Ghezaili	Direct Recherche.	SONELGAZ	Invité

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE  
ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

FILIERE: ELECTROTECHNIQUE

OPTION: RESEAUX ELECTRIQUES

THESE DE MAGISTER

PRESENTEE PAR: *MOHAMED BOUDOUR*

THEME

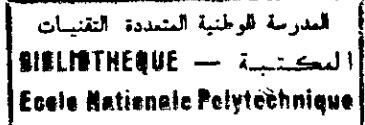
المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات  
المكتبة — BIBLIOTHEQUE  
Ecole Nationale Polytechnique

***EVALUATION DE LA STABILITE DYNAMIQUE  
DES RESEAUX D'ENERGIE ELECTRIQUE:  
DETERMINATION DES REGIONS DE  
STABILITE  
PAR LA METHODE DES COUPLES***

Jury

Dr N. Louam	Maitre de conf.	E.N.P.	Président
Dr A. Bensenouci	Maitre de conf.	E.N.P.	Rapporteur
Dr A. Hellal	Chargé de cours.	E.N.P.	Examinateur
Dr F. Boudjema	Chargé de cours.	E.N.P.	Examinateur
Mr A. Maazi	Chargé de cours.	E.N.P.	Examinateur
Dr M. Amorouayache	Direct Recherche.	SONELGAZ	Invité
Dr M. Ghezaili	Direct Recherche.	SONELGAZ	Invité

## AVANT-PROPOS



Le travail présenté dans cette thèse a été effectué au centre de calcul du département Génie électrique de l'ENP, sous la direction scientifique de Monsieur A. Bensenuoci, que je tiens à remercier pour avoir consacré son temps au suivi de ce travail.

Je remercie Monsieur A. Louam, pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de présider le jury de thèse.

Mes remerciements s'adressent également aux Messieurs: A. Hellal, A. Maazi, A. Mekhaldi, D. Boukhetala, pour leurs remarques et critiques ainsi que pour les conseils qu'ils m'ont prodigués pour la rédaction finale de la thèse.

Je remercie également F. Boujemaa, M. Amrouayache, M. Ghezaili, pour l'honneur qu'ils me font en acceptant de juger ce travail.

J'associe particulièrement à ces remerciements tous les amis qui m'ont aidé et soutenu depuis le commencement jusqu'à l'achèvement de ce travail, qu'ils trouvent, ici, l'expression de ma profonde gratitude.

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات  
المكتبة — BIBLIOTHEQUE  
Ecole Nationale Polytechnique

## *Résumé*

## RESUME



Le développement des interconnexions des grands réseaux d'énergie électrique a suscité un intérêt particulier pour les études de stabilité dynamique des systèmes de puissance. Ces études utilisent des modèles linéarisés des composants des réseaux électriques pour l'évaluation de la stabilité dans les conditions normales de fonctionnement. Une synthèse des méthodes d'analyse de stabilité est exposée dans ce travail.

Cette thèse traite de l'évaluation de la stabilité dynamique moyennant la détermination des régions de stabilité par la méthode des couples synchrone et amortisseur. Les régions de stabilité sont des caractéristiques pratiques et globales pour l'exploitant des réseaux, du fait qu'elles couvrent tout le domaine de fonctionnement stable du système. La méthode des couples présente l'avantage de pouvoir définir des indices de stabilité permettant d'entrevoir l'évaluation de cette dernière en temps réel. Ces couples donnent, en outre, une image du comportement dynamique des différentes machines du réseau.

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات  
المكتبة — BIBLIOTHÈQUE  
Ecole Nationale Polytechnique

# *Sommaire*

NOMENCLATURE

LISTE DES FIGURES

LISTE DES TABLEAUX

INTRODUCTION GENERALE..... 1

**Chapitre I : CONCEPTS DE BASE DANS LES ETUDES DE STABILITE**

I.1 INTRODUCTION..... 3

I.2 STABILITE ET SURETE DES RESEAUX ELECTRIQUES..... 4

I.3 CADRE DE NOTRE ETUDE..... 5

I.4 SYNTHESE DES METHODES UTILISEES ..... 6

    I.4.1 INTEGRATION NUMERIQUE ..... 6

    I.4.2 METHODE DE LYAPUNOV ..... 7

    I.4.3 TECHNIQUE DES VALEURS PROPRES ..... 9

    I.4.4 METHODES PROBABILISTIQUES..... 10

    I.4.5 METHODE PAR RECONNAISSANCE DE FORME..... 12

    I.4.6 METHODE DES COUPLES SYNCHRONE ET AMORTISSEUR..... 14

I.5 CONTRIBUTION DE NOTRE ETUDE ..... 15

**Chapitre II : EVALUATION DE LA STABILITE DES RESEAUX MONOMACHINES**

II.1 INTRODUCTION..... 17

II.2 MODELE DU RESEAU ELECTRIQUE MONOMACHINE ..... 18

    II.2.1 EXPRESSION DE LA FEM TRANSITOIRE..... 20

    II.2.2 LINEARISATION DES EQUATIONS..... 21

    II.2.3 EXPRESSION DU COUPLE ELECTRIQUE..... 22

    II.2.4 EXPRESSION DE LA FEM D'EXCITATION..... 22

    II.2.5 EXPRESSION DE LA TENSION TERMINALE..... 23

    II.2.6 REPRESENTATION D'ETAT DU MODELE..... 23

    II.2.7 STRUCTURE DU REGULATEUR DE TENSION..... 24

    II.2.8 STRUCTURE DU REGULATEUR DE VITESSE..... 25

    II.2.9 STRUCTURE DU DISPOSITIF STABILISATEUR..... 26

        II.2.9.1 CORRECTEUR DE PHASE..... 27

        II.2.9.2 REGULATEUR LINEAIRE QUADRATIQUE..... 27

    II.2.10 MODELE NON LINEAIRE DE LA CHARGE..... 29

II.2.11	DESCRIPTION DANS L'ESPACE D'ETAT	
II.2.12	COUPLES SYCHROME ET AMORTISSEUR	31
II.3	ETUDE PARAMETRIQUE	34
II.3.1	INFLUENCE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT	34
II.3.2	INFLUENCE DES PARAMETRES DE LA MACHINE	37
II.4	REGIONS DE STABILITE	39
II.4.1	CRITERES DE STABILITE	39
II.2.3.1	CRITERE DES VALEURS PROPRES	39
II.2.3.2	CRITERE DES COUPLES	40
II.4.2	PROCEDURE ET AGORITHME DE RECHERCHE	40
II.4.2.1	PROCEDURE DE RECHERCHE	40
II.4.2.2	ALGORITHME DE RECHERCHE	41
II.4.2.3	REGIONS DE STABILITE NATURELLES	43
II.5	RESULTATS DE SIMULATION	44
II.5.1	VALIDATION DE LA PROCEDURE DE RECHERCHE	44
II.5.2	COMPARAISON ENTRE RS-T ET RS-V	45
II.5.3	INFLUENCE DE LA CHARGE ET DES STABILISATEURS	48
II.5.4	ANALYSE DANS LE DOMAINE TEMPOREL	51
II.5.4.1	Influence du gain du RT	52
II.5.4.2	Influence de la nature de la charge	58
II.6	CONCLUSION	62

### **Chapitre III : EVALUATION DE LA STABILITE DES RESEAUX MULTIMACHINES**

III.1	INTRODUCTION	63
III.2	MODELE LINEAIRE DU RESEAU ELECTRIQUE MULTIMACHINES	64
III.3	EXPRESSION DES COUPLES	67
III.4	ANALYSE MODALE	68
III.4.1	RESEAU D'APPLICATION IEEE 9 BUS	68
III.4.2	MODES D'OSCILLATIONS	68
III.4.3	ANALYSE DE STABILITE	69
III.5	REGIONS DE STABILITE	77
III.5.1	CRITERES DE STABILITE	77
III.5.2	CONTRAINTE'S DE FONCTIONNEMENT	78
III.5.3	PROCEDURE DE RECHERCHE DES RS MULTIMACHINES	78
III.6	RESULTATS DE SIMULATION	80



III.6.1	COMPARAISON ENTRE RS-T ET RS-V	80
III.6.2	INFLUENCE DES PARAMETRES DU SYSTEME	84
III.6.2.1	Effet du gain du R.T	84
III.6.2.2	Influence des conditions de fonctionnement	84
III.6.2.3	Influence de la configuration du réseau	88
III.6.3	ANALYSE TEMPORELLE	89
III.6.3.1	Influence du gain du RT	89
III.6.3.2	Influence des conditions de fonctionnement	94
III.7	CONCLUSION	103

## Chapitre IV: AMELIORATION DE LA STABILITE DYNAMIQUE DES RESEAUX D'ENERGIE ELECTRIQUE

IV.1	INTRODUCTION	104
IV.2	INFLUENCE DES COMPOSANTS ESSENTIELS DU RESEAU	104
IV.2.1	EFFET DES REGULATEURS DE TENSION	105
IV.2.2	EFFET DE LA STRUCTURE DU RESEAU	105
IV.3	AMELIORATION DE L'AMORTISSEMENT	106
IV.3.1	COMMANDE PAR COMPENSATION DE PHASE	107
IV.3.2	COMMANDE LINEAIRE OPTIMALE	109
IV.4	RESULTATS DE SIMULATION	110
IV.5	CONCLUSION	115

CONCLUSION GENERALE ..... 116

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES ..... 118

### ANNEXES

ANNEXE A: MODELISATION DU RESEAU  
 MONOMACHINE ..... 125

A.1 ETUDE DU MODELE LINEAIRE AVEC LES  
 REGULATEURS PRIMAIRES..... 125

A.2 PROCEDURE DE DIMENSIONNEMENT DES  
 DISPOSITIFS STABILISATEURS..... 126

A.2.1 FONCTION DE TRANSFERT..... 126

A.2.2 REGULATEUR LINEAIRE OPTIMAL..... 128

A.2.2.1 FORMULATION DU PROBLEME ..... 128

A.2.2.2	RESOLUTION DE L'EQUATION DE RICCATI .....	130
A.2.3	MODELE DANS L'ESPACE D'ETAT .....	131
A.3	MODELE AVEC CHARGE NON LINEAIRE .....	132
<b>ANNEXE B: COUPLES SYNCHRONE ET AMORTISSEUR DU RESEAU MONOMACHINE .....</b>		<b>135</b>
<b>ANNEXE C: REGIONS DE STABILITE NATURELLES A PUISSANCE MAXIMALE .....</b>		<b>138</b>
C.1	DIAGRAMME DES PHASES .....	138
C.2	PUISSANCE MAXIMALE .....	139
C.3	REGIONS DE STABILITE .....	140
<b>ANNEXE D: MODELISATION DU RESEAU MULTIMACHINE .....</b>		<b>142</b>
D.1	EXPRESSION DES COURANTS .....	142
D.2	EQUATION DE PUISSANCE .....	145
D.3	EQUATION DES TENSIONS INTERNES .....	146
D.4	EQUATION DES TENSIONS TERMINALES .....	146
D.5	REPRESENTATION D'ETAT .....	147
<b>ANNEXE E: COUPLES SYNCHRONE ET AMORTISSEUR DU RESEAU MULTIMACHINE: .....</b>		<b>149</b>
E.1	EQUATION DU COUPLE MECANIQUE PROPRE .....	149
E.2	EQUATION DU COUPLE ELECTRIQUE PROPRE .....	150
E.3	EQUATION DU COUPLE MECANIQUE MUTUEL .....	151
E.4	EQUATION DU COUPLE ELECTRIQUE MUTUEL .....	152
<b>ANNEXE F: COEFFICIENTS DE SENSIBILITE .....</b>		<b>156</b>

## NOMENCLATURE

- $K_A$ : Gain du régulateur de tension  
 $T_A$ : Constante de temps du régulateur de tension  
 $R$ : Taux de statisme  
 $T_p$ : Constante de temps du régulateur de vitesse  
 $T_t$ : Constante de temps de la turbine  
 $K_c$ : Gain du stabilisateur en régime transitoire  
 $T_R$ : Constante de temps de relaxation du stabilisateur.  
 $T_1, T_2$ : Constantes de temps de mesure  
 $X$ : Vecteur des variables d'état  
 $A, B, C$ : Matrices du système linéarisé  
 $Y$ : Vecteur des variables de sortie  
 $U$ : Vecteur de commande  
 $J$ : Fonction objective  
 $\delta$ : Angle interne de la machine  
 $\omega$ : Fréquence naturelle d'oscillation  
 $V_t$ : Tension terminale  
 $V_{ref}$ : Tension de référence  
 $G, B$ : Paramètres de la charge non linéaire  
 $R_e, X_e$ : Paramètres de la ligne de transmission  
 $Q, R$ : Matrice de pondération du critère quadratique  
 $P_l, Q_l$ : Puissances active et réactive de la charge  
 $N_p, N_q$ : Caractéristiques active et réactive de la charge non linéaire  
 $\gamma$ : Phase du dispositif stabilisateur  
 $G(j\omega)$ : Gain du dispositif stabilisateur  
 $K_1, \dots, K_n$ : Paramètres du système linéarisé  
 $X_d$ : réactance d'axe direct de la machine  
 $T'_{d0}$ : Constante de temps transitoire d'axe direct  
 $T_s, T_d$ : Coefficients des couples synchrone et amortisseur  
 $P_0, Q_0$ : Puissances active et réactive du point initial de recherche  
 $S$ : Direction radiale de recherche  
 $\Delta S$ : Pas de direction  
 $\alpha$ : Angle de recherche  
 $\Delta \alpha$ : Pas angulaire  
 $RS-V$ : Régions de stabilité par la méthode des valeurs propres

RS-T: Régions de stabilité par la méthode des couples

RT : Régulateur de tension

RV : Régulateur de vitesse

R.E.E. : Réseaux d'énergie électrique

PSS : Dispositifs stabilisateurs à écart de vitesse

$Ts_{ii}, Td_{ii}$  : Couples synchrone et amortisseur propres

$Ts_{ij}, Td_{ij}$  : Couples synchrone et amortisseur mutuelles

$Ts_e, Ts_m$  : Couples synchrone électrique et mécanique

$Td_e, Td_m$  : Couples amortisseur électrique et mécanique

$X_{ref}$  : Matrice modale de couplage

C : Matrice des facteurs de contribution

$\lambda$  : Valeurs propres électromécaniques

## Liste des Figures

Figure	Page
2.1	Alternateur raccordé à un réseau infini .....18
2.2	Modèle du régulateur de tension .....24
2.3	Modèle du régulateur de vitesse .....25
2.4	Modèle du dispositif stabilisateur .....27
2.5	Schéma fonctionnel de la commande optimale .....28
2.6	Diagramme en bloc du réseau monomachine .....31
2.7	Influence des caractéristiques de charge pour les faibles niveaux de génération .....35
2.8	Influence des caractéristiques de charge pour les grands niveaux de génération .....36
2.9	Influence des paramètres du circuit d'excitation. sur les couples synchrone et amortisseur .....38
2.10	Diagramme de la technique de recherche .....41
2.11	Organigramme de la procédure de recherche .....42
2.12a	Comparaison entre RS-P et RS-V .....44
2.12b	Comparaison entre RS-P et RS-T .....44
2.13	Régions de stabilité RS-T et RS-V .....46
2.14	Comparaison entre RS-V et RS-T pour différents gains du régulateur de tension .....46
2.15	Influence des dispositifs stabilisateurs .....48
2.16	Influence des caractéristiques de la charge .....49
2.17	Influence des caractéristiques de la charge avec les signaux stabilisateurs .....49
2.18	Influence des caractéristiques de la charge pour différents gains du RT .....50
2.19	Influence du gain du RT en présence des dispositifs stabilisateurs .....50
2.20	Comparaison entre l'analyse temporelle et les Régions de stabilité.....51
2.21	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour

	le point de fonctionnement $M_1$ .....	53
2.22	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_2$ .....	54
2.23	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_3$ .....	54
2.24	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_4$ .....	55
2.25	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_1$ .....	56
2.26	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_2$ .....	56
2.27	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_3$ .....	57
2.28	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_4$ .....	57
2.29	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_1$ .....	59
2.30	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_2$ .....	59
2.31	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_3$ .....	60
2.32	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ pour le point de fonctionnement $M_4$ .....	60
2.33	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ avec dispositifs stabilisateurs .....	61
2.34	Réponses dynamiques à un échelon de $\Delta V_{ref}$ avec dispositifs stabilisateurs .....	61
3.1	Diagramme de phases du réseau multimachines .....	64
3.2	Schéma fonctionnel de la $i^{ème}$ machine d'un réseau multimachine .....	66
3.3	Topologie du système d'étude .....	70
3.4	Facteurs de contribution .....	71
3.5a	Variation des couples synchrones en fonction de $P_3$ .....	75
3.5b	Variation des couples amortisseur en fonction de $P_3$ .....	75
3.6a	Variation du model d'oscillation dans le plan complexe .....	76
3.6b	Variation du mode2 d'oscillation dans le plan	

	complexe .....	77
3.7	Organigramme de la procédure de recherche dans des réseaux multimachines.....	79
3.8	Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 2 pour $K_A=50$ .....	82
3.9	Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 3 pour $K_A=50$ .....	82
3.10	Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 2 pour $K_A=150$ .....	83
3.11	Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 3 pour $K_A=150$ .....	83
3.12a	Régions de stabilité RS-V de la machine 2 pour différents $K_A$ .....	85
3.12b	Régions de stabilité RS-T de la machine 2 pour différents $K_A$ .....	85
3.13a	Régions de stabilité RS-V de la machine 3 pour différents $K_A$ .....	86
3.13b	Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents $K_A$ .....	86
3.14a	Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents $NG_1$ .....	87
3.14b	Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents $ND_1$ .....	87
3.15	Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents $EL_1$ .....	88
3.16	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_1$ .....	90
3.17	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_2$ .....	91
3.18	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_3$ .....	92
3.19	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_4$ .....	93
3.20	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_1$ .....	95
3.21	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_2$ .....	96
3.22	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_3$ .....	97

3.23	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_4$ .....	98
3.24	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_1$ .....	99
3.25	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_2$ .....	100
3.26	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_3$ .....	101
3.27	Réponses dynamiques à un échelon $\Delta T_{n3}=5\%$ pour le point de fonctionnement $M_4$ .....	102
4.1	Diagramme en bloc du réseau multimachine .....	107
4.2	Réponses dynamiques à un échelon de 5% de $\Delta T_{n3}$ avec la commande optimale pour $Q=DIAG[1,1,1,1]$ ....	112
4.3	Réponses dynamiques à un échelon de 5% de $\Delta T_{n3}$ avec la commande optimale pour $Q=DIAG[10,10,1,1]$ ..	113
4.4	Réponses dynamiques à un échelon de 5% de $\Delta T_{n3}$ avec les PSS placés à la machine 3.....	114
4.5	Réponses dynamiques à un échelon de 5% de $\Delta T_{n3}$ avec les PSS placés à la machine 2.....	115



## Liste des Tableaux

Tableaux	Page
1.1 Différents types d'instabilité .....	5
1.2 Problèmes typiques d'oscillations électromécaniques.....	6
2.1 Données du réseau monomachine .....	38
2.2 Temps de recherche des régions de stabilité ...	45
3.1 Paramètres des lignes de transport .....	73
3.2 Paramètres des machines .....	73
3.3 Paramètres du réseau .....	74
3.4 Résultats d'écoulement de puissance .....	74
3.5 Temps de recherche des régions de stabilité ...	81
4.1 Sensibilité des valeurs propres .....	109
4.2 Valeurs propres sans et avec la commande .....	110

# *Introduction générale*

## INTRODUCTION GENERALE

Les études de stabilité des réseaux électriques poursuivent un double objectif:

- Le premier consiste à évaluer la capacité du système à supporter les éventuelles perturbations.
- Le second à proposer les moyens adéquats permettant d'améliorer, si besoin est, cette capacité.

Le premier objectif est tracé dans le volet analyse. Le second fait partie du domaine de contrôle.

L'analyse de la stabilité d'un système de puissance est un problème d'une importance capitale touchant tous les domaines de l'industrie moderne [1-3].

L'intérêt porté à ces études de stabilité a pris une véritable ampleur notamment après le black-out qui paralysa une partie du nord-est des Etats Unis en 1965 et celui de la ville de New York en 1977.

Cependant, les travaux qui s'en ont suivis ont engendré des techniques d'analyse de stabilité qui se sont avérées d'une limitation certaine [2]. En effet, les temps de calcul qui en résultaient sont restés incompatibles avec une évaluation en ligne de la stabilité.

Le développement des réseaux électriques et la multiplication des interconnexions ne cesse de produire un intérêt considérable motivant les études de stabilité dynamique et ce malgré le fait que cette dernière ne s'intéresse qu'aux défauts les moins contraignants.

La pratique de l'exploitation des réseaux d'énergie électrique (R.E.E.) montre que sous certaines conditions d'exploitation, des oscillations électromécaniques non amorties ou faiblement amorties peuvent apparaître. Elles constituent un phénomène désagréable pour l'exploitant des réseaux.

Typiquement un réseau où ces instabilités peuvent apparaître est un réseau où la partie correspondant à une forte production-consommation est reliée par des liaisons relativement faibles à un réseau plus puissant.

Dans ce présent travail, nous nous intéressons particulièrement à l'analyse des procédés et moyens permettant l'évaluation en-ligne de la stabilité dynamique des R.E.E. L'étude que nous avons menée se divise en quatre parties.

Le premier chapitre traite des notions fondamentales préliminaires relatives à la notion de stabilité et à la sûreté de fonctionnement des R.E.E. Une synthèse des méthodes utilisées pour l'évaluation de la stabilité y est aussi présentée afin de situer et montrer la contribution de ce travail.

Au deuxième chapitre, nous présentons les méthodes d'évaluation de la stabilité des réseaux monomachines. L'ensemble du système étudié est constitué de l'alternateur, de sa ligne, de sa charge non linéaire, de ses régulateurs primaires de tension et de vitesse et de ses dispositifs stabilisateurs. Des critères d'analyse et une technique de recherche des régions de stabilité y sont également présentés.

Le troisième chapitre est consacré à l'étude de la stabilité des grands réseaux d'énergie électrique. Un critère utilisant les couples synchrone et amortisseur est développé, rendant la détermination des contours de stabilité par cette technique applicable en-ligne.

Dans le quatrième chapitre, nous touchons l'aspect commande des systèmes de puissance. Afin d'accroître le domaine de stabilité des réseaux multimachines, on a été amené à effectuer des recherches sur des dispositifs de régulation efficaces et à les intégrer dans le modèle du réseau électrique adopté dans cette étude.

# Chapitre I

*Concepts de base dans les  
études de stabilité*

# CHAPITRE I

## CONCEPTS DE BASE DANS LES ETUDES DE STABILITE

### I.1 INTRODUCTION

Ce chapitre introductif décrit les motivations qui ont conduit à effectuer cette recherche. Une synthèse bibliographique sur les différentes méthodes utilisées dans l'analyse de la stabilité des réseaux d'énergie électrique ainsi qu'un bref aperçu sur la contribution apporté par notre étude y seront également présentés.

### I.2 STABILITE ET SURETE DE FONCTIONNEMENT

Les équations différentielles d'ordre élevé décrivant des systèmes assez complexes sont communément résolues afin de déterminer leurs réponses à des perturbations. Le problème de stabilité est fonction de la nature et de l'amplitude de ces dernières. Il est plus que recommandé l'utilisation d'un modèle linéaire du système lorsque le problème est classé de stabilité dynamique (perturbations de faibles amplitudes) et d'un modèle non linéaire lorsqu'il est reconnu de stabilité transitoire (perturbations de grandes amplitudes). Reflétant leur grande importance pratique, les études de stabilité transitoire sont beaucoup plus considérées, car portant généralement sur les défauts les plus contraignants. Cependant, avec l'accroissement d'interconnexions de grands réseaux d'énergie électrique, l'intérêt pour la stabilité dynamique s'est considérablement accru et de nombreux programmes traitant de la stabilité des petits signaux ont été élaborés [4-9].

L'apparition d'une perturbation entraîne une rupture de l'équilibre entre la production et la consommation. Cet écart entre la puissance électrique fournie par les machines et la puissance mécanique délivrée par les turbines entraîne une variation de l'énergie cinétique et donc une évolution des angles rotoriques accompagnée d'oscillations dynamiques. Si le réseau est en régime de stabilité, ces oscillations sont amorties et le système retrouve un état de régime permanent de marche synchrone. Si par contre il est en régime d'instabilité, une ou plusieurs machines vont perdre le synchronisme avec le reste des machines que compte le réseau. L'évaluation de la sûreté de fonctionnement de ce dernier consiste à déterminer si le système est stable ou non pour ce nouvel état.

Le Tableau 1.1 affiche une liste comportant les problèmes typiques de défauts rencontrés le plus fréquemment par l'exploitant. Ces défauts, suivant leur nature, sont classés en deux catégories:

- Perturbations lentes de faible amplitude.
- Perturbations rapides de grande amplitude

### I.3 CADRE DE NOTRE ETUDE

La considération de deux types de perturbations affectant le réseau conduit aux définitions des stabilités dynamique et transitoire. La sûreté de fonctionnement étudiée dans cette thèse concerne la stabilité dynamique.

Cette étude est importante car elle permet d'une part d'évaluer les conditions normales de fonctionnement d'un système et, d'autre part, de déterminer les amortissements des oscillations et l'utilité des dispositifs de régulation employés.

TABLEAU 1.1 DIFFERENTS TYPES D'INSTABILITE

### I. INSTABILITE DYNAMIQUE

Ce type survient suite à l'ouverture de ligne (faiblement chargée) créant un système à haute impédance, manque d'excitation, instabilité Volt-Var, ...etc. Elle peut aussi être causée par l'instabilité due au système de commande.

Cette instabilité résulte lorsqu'une ou plusieurs racines de l'équation caractéristique ou les valeurs propres du modèle linéarisé continu, se localisent dans le demi-plan positif.

L'interaction entre deux modes stables peut créer un mode instable. L'exemple le plus classique d'instabilité dynamique étant l'interaction entre le mode correspondant au circuit de commande de l'excitation avec le mode d'oscillation électromécanique.

### II. INSTABILITE TRANSITOIRE

Elle se produit suite à une perturbation de grande amplitude déplaçant l'état du système en dehors du domaine de stabilité. On citera comme exemples: ouverture d'une ligne (fortement chargée), court-circuit polyphasé, rupture d'une interconnexion, déclenchement accidentel d'une machine ou d'un transformateur.



Toute étude d'évaluation de la stabilité des réseaux d'énergie électrique engendre deux points essentiels:

i- Réunir les informations détaillées sur l'état initial du système par la connaissance du régime de fonctionnement des machines.

ii- Conclure quant au comportement dynamique du système lequel va ou non évoluer vers un état de fonctionnement normal.

Le Tableau 1.2 résume les problèmes typiques d'oscillations électromécaniques.

TABLEAU 1.2 PROBLEMES TYPIQUES D'OSCILLATIONS ELECTROMECHANIQUES

	Oscillations monomachines	Oscillations interzones
Fréquence	élevée ( $\geq 1\text{Hz}$ )	basse ( $\leq 0.5\text{Hz}$ )
Phase	opposée au reste du réseau	La même pour toutes les machines d'une même zone
Remarques sur la structure du réseau	Presque toute la puissance (du groupement des machines ou) de la machine peut être transmise par la ligne la reliant au reste du réseau	Des zones avec des machines à peu près cohérentes peuvent être identifiées. La capacité de l'interconnexion est bien plus faible que la puissance globale des zones correspondantes
Modèle typique du réseau	Une machine reliée à un groupe infini par une impédance.	Chaque zone est représentée par une machine équivalente et des réseaux équivalents la reliant aux autres zones

## I.4 SYNTHÈSE DES MÉTHODES UTILISÉES

Une variété d'approches permettant l'évaluation de la stabilité des R.E.E. ont été proposées dans la littérature. Elles peuvent être classées en six catégories distinctes entre elles de par le choix et la nature des méthodes utilisées. Ces méthodes sont présentées avec tous les avantages et inconvénients qui les caractérisent.

### I.4.1 INTÉGRATION NUMÉRIQUE

Cette méthode procède par intégration numérique des équations différentielles décrivant le réseau dans l'espace d'état. Il existe une grande variété d'algorithmes d'intégration [10]. Les plus utilisés sont ceux de Runge-Kutta et du prédicteur-correcteur d'Euler [11].

Les équations différentielles qui décrivent le comportement du système sont discrétisées en une forme quasi-linéaire. Cette approche présente l'avantage de pouvoir considérer des modèles très complets (saturation, saillance, organes de régulation...). Il en découle une grande précision. Cependant, nécessitant un temps de calcul important, elle reste incompatible avec une évaluation en ligne de la stabilité.

Plusieurs tentatives ont été effectuées dans le but d'accélérer le processus d'intégration utilisant la récente apparition de calculateurs aux capacités de traitement vectoriel et en parallèle. Cette recherche a montré qu'une quantité limitée de parallélisme est exploitable avec les algorithmes traditionnels [12].

Plus récemment, de nouvelles approches basées sur les méthodes de relaxation [13-15] ont été utilisées afin d'exploiter le maximum de parallélisme que le problème peut présenter en temps et en espace.

#### *I.4.2 METHODE DIRECTE DE LYAPUNOV*

Afin d'obtenir une évaluation plus rapide de la stabilité, les recherches orientées vers les méthodes directes n'ont jamais cessé [16,17]. Ces méthodes essentiellement fondées sur des concepts énergétiques, se sont concentrées à trouver la meilleure fonction d'énergie de type Lyapunov, laquelle dépend des variables d'état représentant le modèle [18,19].

Deux conditions suffisantes de stabilité sont données par le deuxième théorème de Lyapunov: Si la fonction  $V$  définie dans un domaine de l'espace d'état incluant l'origine existe, ce dernier est:

- i- stable si  $V$  est semi-définie négative.
- ii- Asymptotiquement stable si  $V$  est définie négative.

Les méthodes directes présentent deux avantages appréciables:

- i- Evaluation rapide de la stabilité.
- ii- Possibilité de définir des indices de stabilité.

Cependant, des inconvénients et des limites existent toujours:

- i- L'élaboration d'une fonction de Lyapunov impose un modèle mathématique simplifié et peu réaliste.
- ii- Les résultats des méthodes directes sont conservatifs: on ne peut rien affirmer quant à la stabilité en dehors du domaine estimé.

#### *I.4.3 METHODE DES VALEURS PROPRES*

La stabilité des phénomènes de faibles perturbations peut être analysée en utilisant l'une des méthodes applicables aux systèmes linéaires. Une de ces méthodes est la technique conventionnelle basée sur les valeurs propres. La plupart des programmes communément utilisés pour le calcul de ces valeurs propres utilisent la méthode de transformation QR [20].

Les points forts de cette méthode sont:

- Tous les modes sont clairement séparés et identifiés.
- Les formes et relations entre les différents modes et les paramètres du système sont identifiés par le biais des vecteurs propres.

Cependant, cette méthode exige une grande capacité de stockage de la part du calculateur.

Des méthodes de détermination des valeurs propres ont été développées dans le but de surmonter l'inconvénient de limitation en volume. Ces techniques s'orientent vers l'évaluation d'un système sélectionné de valeurs propres associé à la réponse complète, telle que la technique d'analyse d'oscillations principales spontanées dans les réseaux : " AESOPS " ( Analysis of essentially spontaneous oscillations in power systems ) utilisant une approche basée sur une nouvelle réponse fréquentielle combinée avec les modes des angles rotoriques [21].

Les références [4] et [5] décrivent une implantation poussée de l'algorithme basé sur la technique AESOPS.

D'autres méthodes de détermination des valeurs propres associées à un nombre limité de modes sélectionnés d'oscillations ont été publiées dans la littérature [8,9] :

- La méthode S ( S-Method ) permet de trouver les modes instables [8].

- L'analyse sélective modale ( SMA : Selective modal analysis ) permet le calcul des valeurs propres associées à des modes sélectionnés moyennant des techniques d'identification des variables utiles. Ceci, permet d'obtenir un modèle d'ordre réduit englobant seulement ces variables [9].

Cependant, aucune des méthodes citées ne satisfait toutes les exigences d'analyse de la stabilité dynamique des réseaux. La meilleure solution est d'utiliser plusieurs techniques de façon complémentaire [22].

Les avantages de la méthode des valeurs propres se résument :

- i- Facilité de programmation.
- ii- obtention de résultats précis permettant de conclure quant à la stabilité du système.

Les inconvénients sont :

- i- Equations décrivant le modèle doivent être linéarisées.
- ii- Temps de calcul important.

#### *I.4.4 METHODES PROBABILISTIQUES*

Il est bien connu que l'état d'un réseau électrique n'est jamais défini avec exactitude. Cette incertitude est causée par des facteurs non-déterministiques présents aussi bien dans le système opérationnel ( ou fonctionnel ) que dans le système planifié.

Dans le système opérationnel, on rencontre les erreurs prévisionnelles à court-terme de charge, les ouvertures forcées, et les erreurs de mesure.

Dans le système planifié, les erreurs de prévision à long-terme, les prédictions d'accroissement de charge, la transmission forcée, et les ouvertures de la génération sont toutes des sources d'incertitude.

L'effet de l'erreur de prévision de charge est de rendre le point de fonctionnement incertain. Le comportement aléatoire des charges résulte en une incertitude des modules des tensions, des courants, et des angles rotoriques des différentes machines.

Contrairement au type de défaut et à sa localisation, qui peuvent être modélisés par des variables aléatoires discrètes, la variation continue de la charge ne peut être décrite de façon exacte que par une distribution continue.

Cependant, un examen minutieux de l'historique de ces variations de charge révèle que cette dernière peut être modélisée par deux variables aléatoires discrètes liées entre elles et qui sont: la saison de l'année, et le niveau de la charge dans cette saison.

La nature probabilistique des facteurs définissant une perturbation ( localisation, type, etc...) est introduite dans la référence [23]. 'La probabilité de stabilité' est définie comme étant la probabilité que le système reste stable à la suite d'une perturbation donnée. Un grand nombre de défauts est considéré à des endroits différents du réseau et plusieurs schémas de leur élimination sont simulés. Cette approche est traitée par ordinateur et appartient beaucoup plus au type planifié.

Dans la référence [24], les auteurs ont cherché à trouver une transformation traçant une carte de la nature probabilistique des perturbations en supposant une approximation de la distribution de probabilité des facteurs à la probabilité de stabilité du réseau. Cependant, cette carte utile est difficile à obtenir analytiquement. La simulation par la méthode de Monte-Carlo au lieu de la détermination analytique a été appliquée. Comme dans [23], une grande quantité de temps de calcul est exigée afin d'obtenir des résultats statistiques utiles.

Des procédures d'évaluation de la stabilité stochastique sont illustrés dans [25]. La première étape est de calculer les statistiques d'ouverture moyennant les données relevées du système ou, en d'autres termes, la probabilité de chaque événement de défaut. L'étude de la stabilité transitoire est, par la suite, accomplie pour chaque événement de défaut caractérisé par les valeurs des variables aléatoires. Après que toutes les sortes de défauts aient été examinées, l'indice de stabilité du réseau est évalué. L'étape finale consiste à attribuer l'instabilité du systèmes aux différents événements des défauts.

#### I.4.5 METHODE PAR RECONNAISSANCE DE FORME

Les méthodes de reconnaissance de forme ont été utilisées à l'origine dans les applications de traitement d'information qui possèdent des exigences de précision et de vitesse d'exécution très différentes de celles imposées par le problème de stabilité transitoire [26].

La méthodologie de la reconnaissance de forme entraîne la classification d'un échantillon  $S_i$  à l'intérieur d'une classe  $\Omega_j$  par l'examen de certaines caractéristiques de  $S_i$ . Des caractéristiques  $f_k$  sont utilisées afin de déterminer la classe de l'échantillon relativement à ses caractéristiques. Un classificateur  $C(f)$  est synthétisé et utilisé pour s'assurer du choix de la classe.

Dans le problème de stabilité transitoire,  $S_i$ , est le  $i^{\text{ème}}$  état du réseau et  $\Omega$  est soit 'stable' soit 'instable'. Ainsi les trois principaux éléments caractérisant le modèle de classification sont:

- L'extraction des caractéristiques, c-à-d le processus de transformation spatiale qui réduit la dimension élevée décrivant le système initial.

- La synthèse du classificateur, c-à-d la phase d'apprentissage ( règles de prise de décision ) utilisant un système d'entraînement constituée de modèles étiquetés.

- La classification, c-à-d l'évaluation de la fonction de décision déduite pour les besoins de la classification.

Pour l'analyse de la stabilité par la méthode de reconnaissance de forme, les efforts ont été surtout concentrés dans la sélection de la meilleure description du système initial, l'extraction des caractéristiques, et la synthèse du classificateur.

Pour la sélection de la meilleure description du système d'origine, quatre différentes sortes de paramètres peuvent être utilisées:

- Le module et l'angle de phase de la tension en chaque noeud.
- La puissance active et réactive délivrée par chaque générateur.
- La puissance active et réactive en chaque noeud de charge.
- La puissance active et réactive dans les lignes de transmission.

Les angles relatifs des machines, les pertes de puissance active dans les lignes et les puissance de synchronisation des machines ont été, aussi, utilisés. [27].

L'utilisation des mesures transitoires comme l'énergie cinétique propre de tous les générateurs [28] a nettement amélioré la classification propre du système.

Le développement des systèmes de reconnaissance de forme de type adaptatif comme les réseaux de neurones ( ANN : Artificial neural network ) est apparue comme une nouvelle approche assez prometteuse à la synthèse de cartes complexes exigées dans les applications aux réseaux d'énergie [29,30]

La principale idée de cette méthode, ANN, est d'extraire l'information désirée des données d'entrée en la traitant à travers plusieurs couches constituées de noeuds ou 'neurones' se comportant en éléments seuils adaptatifs. Dans chaque couche, une représentation interne de l'entrée est générée puis utilisée comme sortie vers la couche suivante.

Il a été montré qu'une machine du type Perceptron avec une ou plusieurs couches internes alimentée en avant, peut s'auto-entraîner indépendamment si des fonctions analytiques sont utilisées afin d'activer les neurones ( noeuds du réseau ) et si une propagation en arrière de l'erreur de l'algorithme est utilisée pour changer les poids d'interconnexion et les seuils de fonction d'activation jusqu'à ce qu'une capacité propre de reconnaissance de forme ait été atteinte.



L'avantage de cette méthode est la rapidité d'évaluation en ligne de la stabilité. Elle ne demande que quelques opérations pour affecter l'état actuel du réseau à l'une des classes.

Les inconvénients de cette méthode sont:

1- Des exécutions hors ligne sont nécessaires (phase d'apprentissage). leurs temps de calcul est très important.

2- Lorsque des composantes du vecteur forme sont étroitement corrélées entre elles, la méthode perd en précision.

#### *I.4.6 METHODE DES COUPLES SYNCHRONE ET AMORTISSEUR*

Plusieurs efforts ont été faits pour clarifier la compréhension physique des couples amortisseur et synchrone [31,32].

On entend par couple synchrone, le couple qui se développe en phase avec les variations d'angle de charge et par couple amortisseur, celui qui se développe en phase avec les variations de vitesse.

DeMello et Concordia [31] ont étudié l'effet du gain de la boucle de régulation de tension sur la stabilité de la machine. Dans leur analyse, ils ont utilisé les couples synchrone et amortisseur comme des indices permettant l'évaluation de la stabilité dynamique.

El-Sherbiny et Mehta [32] ont continué sur la même voie en effectuant une étude paramétrique de l'influence des conditions de fonctionnement de la machine sur les couples synchrone et amortisseur, et en dressant une analyse comparative entre les systèmes d'excitation à thyristors et celui de IEEE Type 1 dans les études de stabilité.

L'avantage de cette méthode est que les couples sont calculés d'une manière analytique sous une forme compacte. Cependant, pour des modèles plus complets, tenant compte, entre autres, des organes de commande, la détermination de ces couples devient complexe sinon impossible.

Dans un souci de généralisation et afin de palier à cet inconvénient, la référence [33] présente une méthode de calcul des couples basée sur une identification paramétrique par les moindres carrés. Une application de cet algorithme illustre l'effet de la variation des conditions de fonctionnement et des paramètres de la machine sur les couples synchrone et amortisseur.

Il reste à mentionner que toutes ces études ont été effectuées pour des réseaux monomachines.

Plus récemment, cette technique a été utilisée pour déterminer ces couples dans le cas des réseaux multimachines [34].

Permettant l'évaluation rapide de la stabilité dynamique, la méthode des couples synchrone et amortisseur a été utilisée dans la détermination des régions de stabilité [35].

## I.5 CONTRIBUTION DE NOTRE ETUDE.

Ce présent travail porte sur l'évaluation de la stabilité dynamique des R.E.E. L'objectif principal étant de déterminer les limites de stabilité des systèmes de puissance. Nous distinguerons les deux types d'oscillations: en mode local pour les réseaux monomachines et en mode inter-régions pour les réseaux multimachines. Les contributions que nous avons effectuées dans ce domaine se résument à:

1- Pour les réseaux monomachines:

i- Calcul et analyse des couples synchrone et amortisseur pour des modèles complexes tenant compte des organes de régulation et de commande. Etude qui nous a permis, entre autre, de mettre en évidence l'influence des caractéristiques de la charge sur le choix du gain du régulateur de tension en présence de signaux additionnels stabilisateurs.

ii- Détermination des régions de stabilité pour différents gains du régulateur de tension, types de charges non linéaires et dispositifs stabilisateurs. Ces contours de stabilité ont montré les avantages en précision et en temps de calcul obtenus avec l'utilisation du critère des couples.

2- Pour les réseaux multimachines:

i- Elaboration du critère de stabilité basé sur les couples synchrone et amortisseur exprimés sous forme analytique compacte. Le critère a été obtenu grâce à l'analyse modale et à l'étude de l'interaction entre les différentes machines du réseau.

ii- Détermination des régions de stabilité pour différents gains du régulateur de tension, niveaux de génération et de demande et différentes structures du réseau, utilisant les deux critères des couples et des valeurs propres.

# Chapitre II

*Evaluation de la stabilité  
dynamique des réseaux  
monomachines*

## CHAPITRE II

# EVALUATION DE LA STABILITE DYNAMIQUE DES RESEAUX MONOMACHINES

### II.1 INTRODUCTION

Le but de ce chapitre consiste à définir les moyens permettant l'évaluation de la stabilité des réseaux monomachines.

Dans une première partie, nous présentons un modèle de connaissance du système constitué d'une machine synchrone raccordée à un réseau de puissance infinie avec les régulateurs primaires (de tension et de fréquence), ainsi que les dispositifs stabilisateurs. Une représentation dans l'espace d'état est obtenue. Enfin, nous terminerons cette partie par une étude paramétrique sur le modèle ainsi développé.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la définition d'un algorithme de recherche permettant la détermination des régions de stabilité que l'on utilisera dans l'opération d'évaluation de cette dernière. Pour ce faire, le critère des couples synchrone et amortisseur est utilisé et les résultats comparés à ceux obtenus avec le critère des valeurs propres. Une analyse dans le domaine temporel est, ensuite, effectuée dans un but de validation.

## II.2 MODELE DU RESEAU ELECTRIQUE MONOMACHINE

Dans notre étude, nous avons utilisé un modèle linéarisé à deux axes de la machine synchrone alimentant une charge non linéaire raccordée au réseau de puissance infinie, avec les hypothèses suivantes:

- Effet des amortisseurs et de la saturation négligés.
- Système considéré symétrique et équilibré.

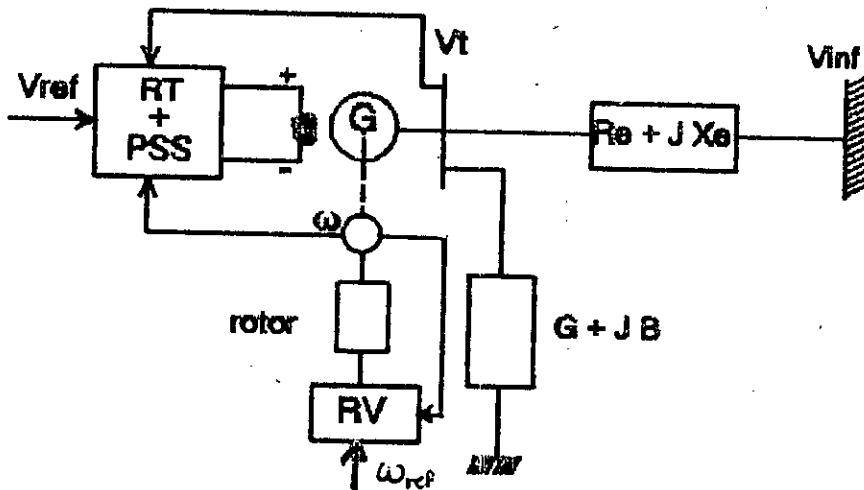


Figure 2.1 Alternateur raccordé à un réseau infini

Avec

$R_e, X_e$ : résistance et réactance de la ligne.

$G, B$  : conductance et susceptance de la charge locale

Le système étudié est schématisé dans la Figure 2.1. La ligne de transmission est modélisée par une impédance constante et la machine est équipée de régulateurs primaires: de vitesse (RV) et de tension (RT), ainsi que de dispositifs stabilisateurs (PSS). Tous ces éléments composant le réseau feront l'objet, dans les points qui suivent, d'une modélisation mathématique donnant une représentation assez précise qui permettra l'analyse de la stabilité dynamique du système d'étude.

Les équations aux bornes de la machine synchrone sont:

$$V_d = -X_q i_q \quad (2.1)$$

$$V_q = X_d i_d + E \quad (2.2)$$

D'autre part, on a:

$$[V_{abc}] = [V_{oabc}] + R_e [i_{abc}] + L_e [i_{abc}] \quad (2.3)$$

En appliquant la transformation de Park à cette dernière, on obtient:

$$V_d = -V_m \sin(\delta) + R_e i_d + X_e i_q \quad (2.4)$$

$$V_q = V_m \cos(\delta) + R_e i_q - X_e i_d \quad (2.5)$$

Si l'axe transversal est pris comme origine des phases, alors on obtient pour la tension du noeud infini de l'une des phases du stator en notation complexe.

$$V_m = V_{\infty} + jV_d \quad (2.6)$$

Il en est de même pour le reste des grandeurs statoriques.

$$I_t = I_s - Y_L V_t \quad (2.7)$$

cette dernière donne, après séparation des parties réelle et imaginaire:

$$I_{td} = I_d - (B_L V_q + G_L V_d) \quad (2.8)$$

$$I_{tq} = I_q - (G_L V_q - B_L V_d) \quad (2.9)$$

qui par substitution dans les équations suivantes:

$$V_d = -V_m \sin(\delta) + R_e i_{td} + X_e i_{tq} \quad (2.10)$$

$$V_q = V_m \cos(\delta) + R_e i_{tq} - X_e i_{td} \quad (2.11)$$

on obtient:

$$(1 + \lambda_1) V_d + \lambda_2 V_q = -V_m \sin(\delta) + R_e I_d + X_e I_q \quad (2.12a)$$

$$-\lambda_2 V_d + (1 + \lambda_1) V_q = V_m \cos(\delta) + R_e I_q - X_e I_d \quad (2.12b)$$

Avec:

$$\lambda_1 = R_e G_L - X_e B_L \quad (2.13)$$

$$\lambda_2 = R_e B_L + X_e G_L \quad (2.14)$$

### II.2.1 EXPRESSION DE LA FEM TRANSITOIRE TRANSVERSALE

La fem transitoire  $E'_q$ , image du flux produit par l'enroulement de champ au stator est définie par:

$$E'_q = \frac{\omega_r k M_f}{\sqrt{3} L_f} \Phi_f \quad (2.15)$$

La fem correspondant à la tension d'alimentation du circuit d'excitation est donnée par:

$$E_{td} = \frac{\omega_r k M_f}{\sqrt{3} I_f} V_f \quad (2.16)$$

Enfin la fem à vide induite par le courant de champ est définie par:



$$E = \frac{\omega_r k M_f}{\sqrt{3}} i_f \quad (2.17)$$

Le système d'équations (A.12) devient:

$$\lambda_2 E'_q + V_m \sin(\delta) - R_d I_d + X_q I_q \quad (2.18a)$$

$$(1 + \lambda_1) E'_q - V_m \cos(\delta) - R_q I_q - X_d I_d \quad (2.18b)$$

Avec:

$$\hat{X}_q - X_o + (1 + \lambda_1) X_q \quad (2.19)$$

$$\hat{X}_d - X_o + (1 + \lambda_1) X_d \quad (2.20)$$

$$\hat{R}_d - R_o - \lambda_2 X'_d \quad (2.21)$$

$$\hat{R}_q - R_o - \lambda_2 X_q \quad (2.22)$$

## II.2.2 LINEARISATION DES EQUATIONS

La linéarisation du système d'équations (2.18) autour du point de fonctionnement nominal donne:

$$\hat{R}_d \Delta I_d + \hat{X}_q \Delta I_q - (V_m \cos(\delta_o)) \Delta \delta + \lambda_2 \Delta E'_q \quad (2.23a)$$

$$-\hat{X}_d \Delta I_d + \hat{R}_q \Delta I_q - (V_m \sin(\delta_o)) \Delta \delta + (1 + \lambda_1) \Delta E'_q \quad (2.23b)$$

En résolvant le système précédent pour  $\Delta I_d$  et  $\Delta I_q$ , on trouve:

$$\begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} = K_I \begin{bmatrix} \lambda_2 \hat{R}_q - (1 + \lambda_1) \hat{X}_q & (\cos(\delta_o)) \hat{R}_q - (\sin(\delta_o)) \hat{X}_q \\ \lambda_2 \hat{X}_d + (1 + \lambda_1) \hat{R}_d & (\cos(\delta_o)) \hat{X}_d + (\sin(\delta_o)) \hat{R}_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ V_m \Delta \delta \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

Avec:

$$K_L = \frac{1}{R_d R_q + X_d X_q} \quad (2.25)$$

Dans le domaine fréquentiel, la fem de champ s'écrit:

$$E_{fd} = (1 + T'_{do} s) E'_{q'} - (X_d - X'_d) I_d \quad (2.26)$$

### II.2.3 EXPRESSION DU COUPLE ELECTRIQUE

Le couple électrique est égale numériquement à la puissance électrique en unités relatives (pu) :

$$T_e = V_d I_d + V_q I_q - [E'_{q'} - (X_q - X'_d) I_d] I_q \quad (2.27)$$

La linéarisation de cette équation donne:

$$\Delta T_e = I_{q0} \Delta E'_{q'} + E_{q0} \Delta I_q - (X_q - X'_d) I_{q0} \Delta I_d \quad (2.28)$$

Avec:

$$E_{q0} = E'_{q0} - (X_q - X'_d) I_{d0} \quad (2.29)$$

Le couple électrique est aussi donné par:

$$\Delta T_e = K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E'_{q'} \quad (2.30)$$

En substituant les expressions de  $\Delta I_d$  et  $\Delta I_q$  de l'équation (2.24) dans l'équation (2.28), on déduit l'expression de  $K_1$  et  $K_2$ .

$$K_1 = K_2 V_e [E_{q0} (X_d \cos(\delta_0) + R_d \sin(\delta_0)) + I_{q0} [(X_q - X'_d) (X_q \sin(\delta_0) - R_q \cos(\delta_0))] ] \quad (2.31)$$

$$K_2 = K_r [E_{q0} [(1 + \lambda_1) R_q + \lambda_2 X_d] + I_{q0} [R_d R_q + X_d X_q + (X_q - X'_d) ((1 + \lambda_1) X_q - \lambda_2 R_q)]] \quad (2.32)$$

### II.2.4 EXPRESSION DE LA FEM D'EXCITATION

La linéarisation de l'équation (2.26) donne:

$$\Delta E_{fd} - (1 + T'_{do} s) \Delta E'_q - (X_d - X'_d) \Delta I_d \quad (2.33)$$

D'autre part, on a :

$$\Delta E_{fd} - \left( \frac{1}{K_3} + T'_{do} s \right) \Delta E'_q + K_4 \Delta \delta \quad (2.34)$$

qui permet d'identifier les constantes  $K_3$  et  $K_4$ , on a :

$$K_3 = \frac{1}{1 + K_L (X_d - X'_d) [(1 + \lambda_1) X_q - R_q]} \quad (2.35)$$

et

$$K_4 = K_L V_n (X_d - X'_d) [X_q \sin(\delta_o) - R_q \cos(\delta_o)] \quad (2.36)$$

### II.2.5 EXPRESSION DE LA TENSION TERMINALE

La tension terminale de la machine est donnée par :

$$V_t^2 = V_d^2 + V_q^2 \quad (2.37)$$

La linéarisation puis la combinaison des équations (2.37), (2.1) et (2.2) conduit à :

$$\Delta V_t = - \frac{V_{do}}{V_t} X_q \Delta I_q + \frac{V_{do}}{V_t} X'_d \Delta I_d + \frac{V_{do}}{V_t} \Delta E'_q \quad (2.38)$$

Par substitution des expressions de  $\Delta I_d$  et  $\Delta I_q$  de l'équation (2.24) dans (2.38), que l'on identifie à l'équation suivante :

$$\Delta V_t = K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta E'_q \quad (2.39)$$

Pour trouver les constantes  $K_5$  et  $K_6$  :

$$K_5 = K_2 V_c \left[ \left( \frac{V_{d0}}{V_c} \right) X_d [R_q \cos(\delta_0) - X_q \sin(\delta_0)] - \left( \frac{V_{q0}}{V_c} \right) X_q [X_d \cos(\delta_0) + R_q \sin(\delta_0)] \right] \quad (2.40)$$

$$K_6 = K_L \left[ \left( \frac{V_{d0}}{V_c} \right) \left[ \frac{1}{K_L} - X_d (X_q (1 + \lambda_1) - \lambda_2 R_q) \right] - \left( \frac{V_{q0}}{V_c} \right) X_q [\lambda_2 X_d + (1 + \lambda_1) R_q] \right] \quad (2.41)$$

## II.2.6 REPRESENTATION D'ETAT DU MODELE LINEAIRE

La synthèse des équations électriques et mécaniques donne :

$$\Delta \delta - 2\pi f \Delta \omega \quad (2.42)$$

$$\Delta \dot{\omega} - \left( \frac{K_1}{M} \right) \Delta \delta - \left( \frac{D}{M} \right) \Delta \omega - \frac{K_2}{M} \Delta E'_q + \left( \frac{1}{M} \right) \Delta T_m \quad (2.43)$$

$$\Delta \dot{E}_{FD} - \left( \frac{K_1}{M} \right) \Delta \delta - \left( \frac{D}{M} \right) \Delta \omega - \frac{K_2}{M} \Delta E'_q \quad (2.44)$$

$$\Delta \dot{E}'_q - \left( \frac{K_1}{M} \right) \Delta \delta - \left( \frac{D}{M} \right) \Delta \omega - \frac{K_2}{M} \Delta E'_q - \left( \frac{1}{T_A} \right) \Delta E_{FD} \quad (2.45)$$

## II.2.7 STRUCTURE DU REGULATEUR DE TENSION

L'utilisation des régulateurs de tension, dans les systèmes de puissance, présente deux avantages principaux: le premier, est l'accroissement du domaine de fonctionnement stable de la machine synchrone. Le deuxième, est l'assurance d'une fourniture d'énergie de meilleure qualité par le maintien du niveau de tension [36].

Le régulateur primaire de tension agit sur la tension d'excitation commandant le courant rotorique de la machine de façon à asservir la tension statorique à une valeur de consigne notée  $\Delta V_{ref}$  et fixée a priori. Dans notre étude, nous considérons une structure simplifiée du premier ordre (Figure 2.2) issue du régulateur IEEE Type 1 schématisé en Annexe A.

Le système d'excitation correspondant est désigné par: système d'excitation Type thyristors ou plus simplement: régulateur de tension.

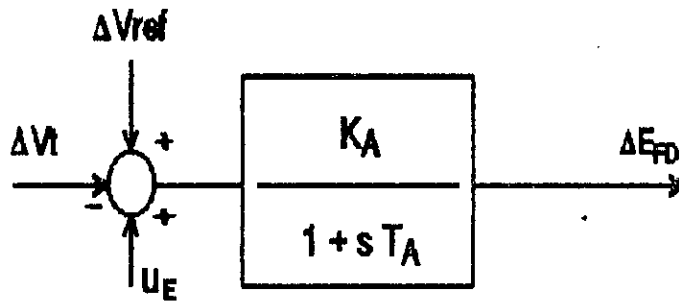


Figure 2.2 Modèle du régulateur de tension

Avec

- $K_A$  : gain du régulateur de tension
- $T_A$  : constante de temps du régulateur de tension
- $\Delta V_t$ : écart de la tension terminale
- $\Delta V_{ref}$  : écart de la tension de référence
- $\Delta E_{fd}$ : écart de la fém d'excitation
- $U_E$  : signaux additionnels stabilisateurs

### II.2.8 STRUCTURE DU REGULATEUR DE VITESSE

Le réglage de vitesse est essentiellement destiné à réduire les variations de vitesse consécutives à des variations de charge du réseau. Il est effectué par ajustement de la puissance mécanique.

Plusieurs modèles de turbines ont été utilisés et ceci depuis l'année 1973 suivant les performances souhaitées [37]. Plus récemment, des modèles plus détaillés sont implantés dans des programmes d'étude de la stabilité des R.E.E. [38]. On adoptera dans cette étude, une structure de premier ordre de la turbine à vapeur.

La Figure 2.3 schématise le modèle complet de la turbine couplée au régulateur de vitesse.

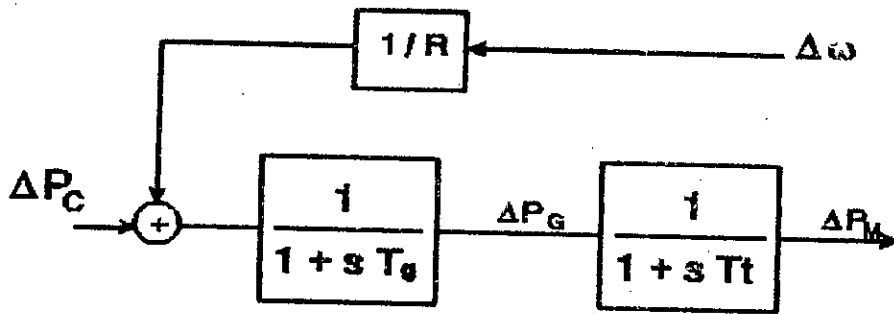


Figure 2.3 Modèle du régulateur de vitesse

Avec

- R : taux de statisme
- $T_g$  : constante de temps du régulateur
- $T_t$  : constante de temps de la turbine
- $\Delta P_c$  : écart de puissance de consigne
- $\Delta P_m$  : écart de puissance mécanique
- $\Delta P_g$  : signal de sortie du régulateur de vitesse

### II.2.9 STRUCTURE DU DISPOSITIF STABILISATEUR

Des efforts considérables ont été effectués dans le domaine d'application des organes stabilisateurs ou PSS (abréviation anglaise de: Power System Stabilisers) afin d'améliorer les performances dynamiques de la machine synchrone sujette à des perturbations de faibles amplitudes. Un état d'art de l'utilisation des PSS dans la pratique est présenté dans [39]. La plus part des techniques [40-42], permettant le dimensionnement de ces dispositifs sont basées sur le travail de DeMello et Concordia [31] utilisant la théorie de compensation de phase (lead-lag compensation) dans le domaine fréquentiel. Une synthèse de toutes ces méthodes se trouve dans [43]. L'inconvénient de ces méthodes réside dans la difficulté croissante engendrée dans le dimensionnement des stabilisateurs représentés par des modèles d'ordre élevé.

Le problème a été aussi formulé d'un point de vue commande par la détermination d'un régulateur linéaire optimal moyennant une structure de contrôle par retour d'état [44].

Dans cette étude, nous utiliserons les techniques de compensation de phase et la commande optimale dans l'opération de détermination de ces lois de commande additionnelles.

### II.2.9.1 STRUCTURE DU CORRECTEUR DE PHASE

La fonction de transfert des signaux additionnels à écart de vitesse [43] est illustrée à la Figure 2.4.

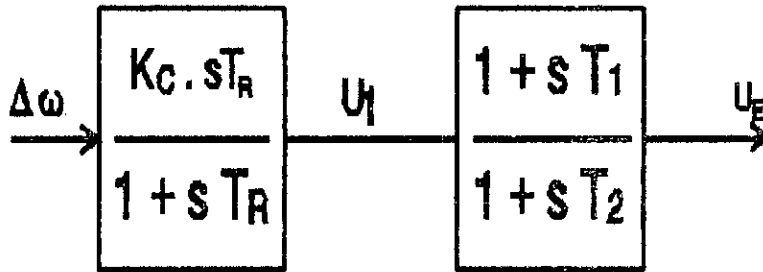


Figure 2.4 Modèle du dispositif stabilisateur

Avec

- $K_c$  : gain du stabilisateur en régime transitoire
- $T_R$  : constante de temps de relaxation du stabilisateur
- $T_1, T_2$  : constantes de temps de mesure
- $\Delta\omega$  : écart de vitesse de rotation
- $U_\epsilon$  : signal de sortie du PSS

La procédure de dimensionnement est détaillée en Annexe A dans la section (A.1).

### II.2.9.2 STRUCTURE DU REGULATEUR LINEAIRE QUADRATIQUE

La détermination du régulateur linéaire passe par la minimisation d'un critère quadratique. C'est une méthode d'optimisation où les matrices de pondération sont généralement diagonales [3]. Le modèle linéarisé est représenté par les équations d'état:

$$\dot{x} = A x + B u \quad (2.46)$$

$$y = Cx$$

(2.47)

Où:

- A, B, C : matrices du système
- x : vecteur des variables d'état
- y : vecteur des variables mesurées de sortie
- u : vecteur des variables de commande

La fonction à minimiser, dans notre étude, est donnée par:

$$J = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} [x^T Q x + u^T R u] dt \quad (2.48)$$

où:

Q, R représentent des matrices de pondération symétriques respectivement semi-définies et définies positives.

La structure du système de commande optimale [45] est conforme au schéma fonctionnel de la Figure 2.5.

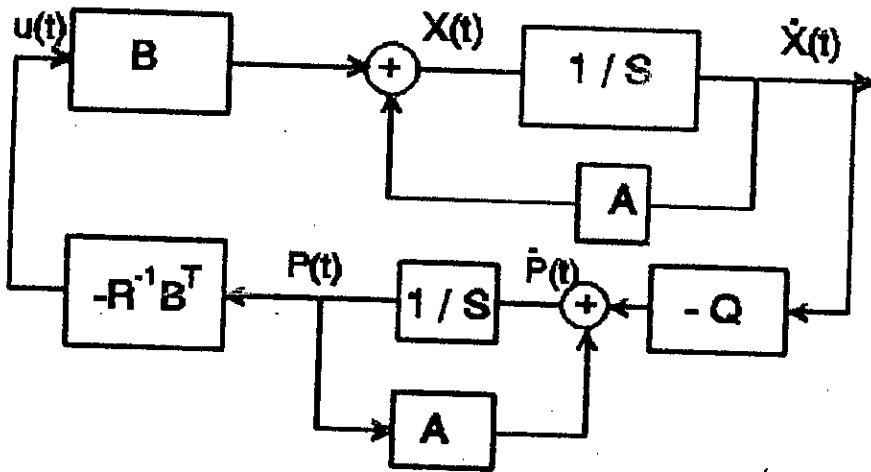


Figure 2.5 Schéma fonctionnel de la commande

La loi de commande optimale  $u = -Kx$  donne des valeurs propres de la matrice  $A-BK$  du système en boucle fermée placées d'une manière optimale sur le demi-plan complexe gauche.



## II.2.10 MODELE NON LINEAIRE DE LA CHARGE

Une analyse réelle de la stabilité des R.E.E. doit inclure la nature du comportement des charges [46]. On distingue deux types de modèles de charge:

- Les modèles de prévision de charge correspondant au long et au moyen terme, ayant pour facteur déterminant: le climat, les habitudes des usagers et le tissu industriel des régions alimentées.
- Les modèles de réponse des charges correspondant au court terme, dont les facteurs importants sont les variations de tension et de fréquence.

Parmi les modèles existants, le modèle à impédance constante est le plus utilisé à cause de sa simplicité d'une part et la non disponibilité des données nécessaires des charges dynamiques d'autre part. Cependant ce modèle ne prend en compte ni les caractéristiques dynamiques des charges, ni le caractère aléatoire, ni la variabilité de leur structure [47,52].

Le modèle statique de la charge utilisée dans cette étude est décrit par les équations [53]:

$$P_L = P_{L0} V_t^{N_p} \quad (2.49)$$

$$Q_L = Q_{L0} V_t^{N_q} \quad (2.50)$$

avec  $N_p/N_q$  représentant la caractéristique statique active/réactive de la charge  
 $P_{L0}/Q_{L0}$  représentant la puissance active/réactive nominale absorbée par la charge  
 $V_t$  tension terminale de la machine synchrone

Dans les programmes de stabilité, ces équations sont souvent exprimées sous forme polynomiale par:

$$M \dot{AV}_t + BV_t + C \quad (MW \text{ ou } MVar) \quad (2.51)$$

Dans ce modèle, on distingue trois composantes de la charge, à impédance constante, à courant constant, et à puissance constante.

### II.2.11 DESCRIPTION DU MODELE DANS L'ESPACE D'ETAT:

Les équations dynamiques du modèle dans l'espace d'état sont définies en Annexe A, section A.2. La représentation d'état sous forme matricielle est donnée par les équations (2.1) et (2.2).

Avec

$$x = [\Delta\delta, \Delta\omega, \Delta E'_q, \Delta E_{FD}, \Delta T_m, \Delta T_g, U_1, U_g]^T \quad (2.51)$$

$$u = [\Delta P_c, \Delta V_{ref}]^T \quad (2.52)$$

$$y = [\Delta\delta, \Delta\omega, \Delta V_t, \Delta T_g]^T \quad (2.53)$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{R T_g} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{KA}{TA} & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.54)$$

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ K_1 & 0 & K_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ K_3 & 0 & K_4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.55)$$

Les paramètres  $K_1$ , jusqu'à  $K_6$  sont donnés en Annexe A.

L'analyse du fonctionnement en dynamique du système ainsi décrit est basé sur le modèle linéaire schématisé sous forme de diagramme en bloc sur la Figure 2.6.

$$\begin{matrix}
 & \omega_B & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 \begin{matrix} \text{A} \\ \text{=} \end{matrix} & \begin{bmatrix}
 0 & \omega_B & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 -\frac{K_1}{M} & -\frac{D}{M} & -\frac{K_2}{M} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 -\frac{K_4}{T'_{do}} & 0 & -\frac{1}{K_1 T'_{do}} & \frac{1}{T'_{do}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 -\frac{K_5 K_4}{T_A} & 0 & -\frac{K_5 K_4}{T_A} & -\frac{1}{T_A} & 0 & 0 & 0 & \frac{K_5}{T_A} \\
 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_c} & \frac{1}{T_c} & 0 & 0 \\
 -\frac{1}{R} T_r & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} & 0 & 0 \\
 -\frac{K_1}{M} & -\frac{D}{M} & -\frac{K_2}{M} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_r} & 0 \\
 -\frac{K_c K_1 T_1}{M T_2} & -\frac{K_c T_1 D}{M T_2} & -\frac{K_c K_2 T_1}{M T_2} & 0 & 0 & 0 & -\frac{K_c}{T_2} (1 - \frac{T_1}{T_r}) & -\frac{1}{T_2}
 \end{bmatrix}
 \end{matrix}
 \quad (2.56)$$

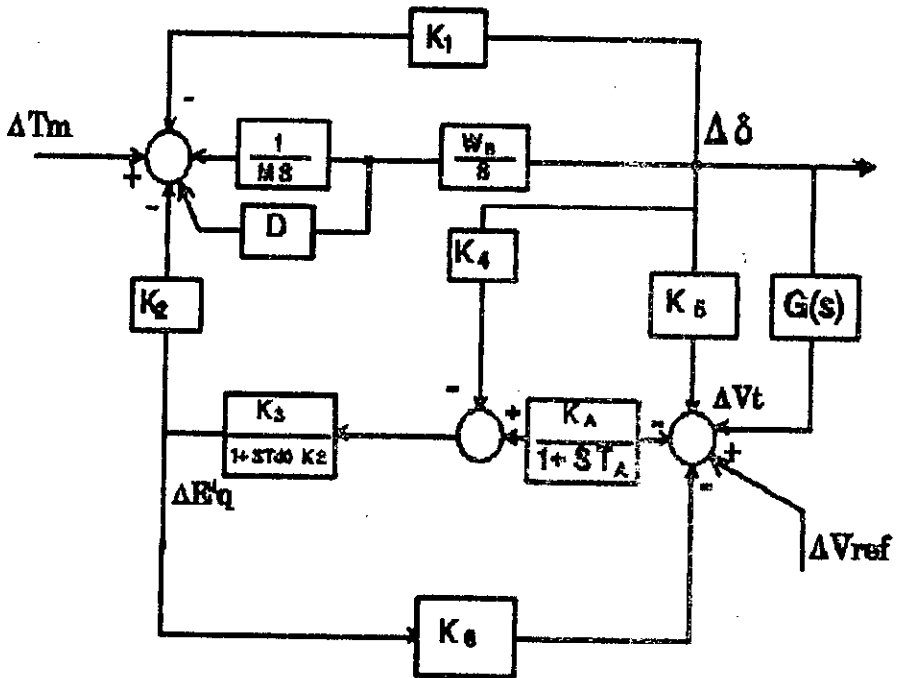


Figure 2.6 Diagramme en bloc du réseau monomachine

### II.2.12 COUPLES SYNCHRONE ET AMORTISSEUR

Lorsque des perturbations affectent le fonctionnement de la machine synchrone, deux types de couples apparaissent [31]: le couple synchrone de coefficient ( $T_s$ ) qui se développe en phase avec les variations d'angle de charge, et le couple amortisseur de coefficient ( $T_d$ ) qui se développe en phase avec les variations de vitesse.

Ces couples sont dûs:

- aux variations de puissance fournie par la machine lorsque l'angle interne varie.
- aux courants induits dans les circuits amortisseurs par les variations de l'angle interne.
- au système de régulation de tension.
- au système de régulation de vitesse.

Le couple synchrone est responsable du rétablissement de l'excursion de l'angle de charge rotorique, quand au rôle du couple amortisseur c'est d'amortir les fluctuations de la vitesse autour de sa valeur synchrone.

La variation du couple électrique en fonction de ces deux couples s'exprime par:

$$\Delta T_e = T_s \Delta \delta + T_d \Delta \omega \quad (2.57)$$

Si un modèle approché de second ordre est accepté pour représenter le réseau monomachine (fém derrière une réactance interne), nous aurons l'équation linéaire suivante:

$$M \frac{d^2 \Delta \delta}{dt^2} + T_s \Delta \delta + T_d \Delta \omega - \Delta T_m \quad (2.58)$$

La condition classique de stabilité est que:  $T_s > 0$  et  $T_d > 0$ .

A partir du diagramme en bloc de la Figure 2.5, on tire l'expression des couples synchrone et amortisseur (voir développement en Annexe B):

$$T_s = K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6 [1 + (\omega \tau_{eq})^2]} + \frac{K_2 |G(j\omega)| \sin(\gamma - \theta)}{K_6 \sqrt{1 + (\omega \tau_{eq})^2}} \quad (2.59)$$

$$T_d = \frac{\tau_{eq} K_2 K_3}{K_6 [1 + (\omega \tau_{eq})^2]} \omega + \frac{K_2 |G(j\omega)| \cos(\gamma - \theta)}{K_6 \sqrt{1 + (\omega \tau_{eq})^2}} \quad (2.60)$$

où:  $\omega$  fréquence naturelle d'oscillation  
 $K_1, \dots, K_6$  paramètres du modèle  
 $T'_{d0}$  constante de temps transitoire d'axe direct  
 $K_A$  gain du régulateur de tension  
 $|G(j\omega)|$  et  $\gamma$  gain et phase du stabilisateur

Avec:

$$\tau_{eq} = \frac{T_{dc}}{K_A K_6}$$

$$\gamma = \tan^{-1}(\omega \tau_{eq})$$

La détermination des couples synchrone et amortisseur devient plus complexe, lorsque pour des raisons de précision, un modèle plus complet de la machine synchrone et de ses structures de commande est exigé. L'utilisation de la technique du régulateur linéaire optimal pour le dimensionnement des dispositifs stabilisateurs additionnels nous amène à appliquer l'algorithme de calcul suivant se basant sur l'erreur définie par:

$$E(t) = \Delta T_e - [T_s \Delta \delta + T_d \Delta \omega] \quad (2.61)$$

La somme des carrés des erreurs sur un intervalle d'oscillation T, est donnée par:

$$\int_0^T E^2(t) dt = \int_0^T [\Delta T_e(t) - T_s \Delta \delta(t) - T_d \Delta \omega(t)]^2 dt \quad (2.62)$$

Les couples  $T_s$  et  $T_d$  doivent satisfaire les deux conditions suivantes [33]:

$$\frac{\partial}{\partial T_s} \int_0^T E^2(t) dt = 0$$

$$\frac{\partial}{\partial T_d} \int_0^T E^2(t) dt = 0 \quad (2.63)$$

Ce qui conduit dans le domaine discret à l'écriture matricielle:

$$\begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n \Delta^2 \delta_i & \sum_{i=1}^n \Delta \delta_i \Delta \omega_i \\ \sum_{i=1}^n \Delta \delta_i \Delta \omega_i & \sum_{i=1}^n \Delta^2 \omega_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_s \\ T_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n \Delta T_{e_i} \Delta \delta_i \\ \sum_{i=1}^n \Delta T_{e_i} \Delta \omega_i \end{bmatrix} \quad (2.64)$$

La connaissance des trois signaux:  $\Delta \delta$ ,  $\Delta \omega$  et  $\Delta T_e$  dans le domaine temporel permet, après résolution de l'équation 2.64, la détermination des couples synchrone et amortisseur.

## II.3 ETUDE PARAMETRIQUE

Cette étude permet d'examiner l'effet ou l'impact du régime de fonctionnement et de la sélection des paramètres de la machine sur l'évaluation de la stabilité dynamique moyennant les couples synchrone et amortisseur.

On se propose, en premier lieu, de discuter les variations de ces derniers lorsque le régime de fonctionnement change, on traitera ensuite l'influence des paramètres de la machine sur la stabilité du système.

Les données du réseau sont rapportées au Tableau 2.1.

### II.3.1 INFLUENCE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT

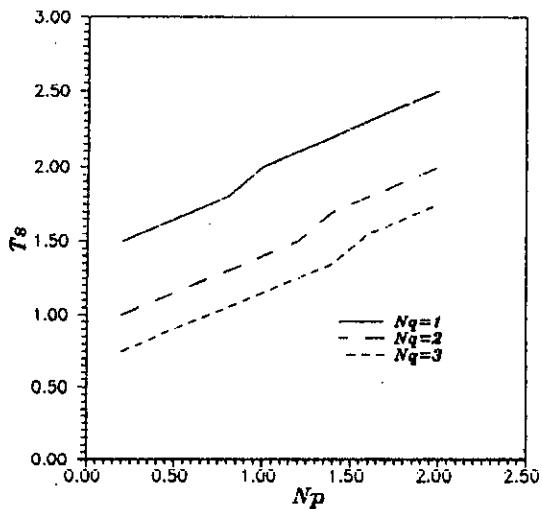
La simulation du changement de régime de fonctionnement du système s'opère par variation, soit, du niveau de génération, ou bien des caractéristiques de la charge ou encore de l'impédance de la ligne d'interconnexion.

Seuls les deux premiers cas seront considérés. L'étude de l'effet de l'impédance de la ligne a montré que les coefficients des deux couples synchrone et amortisseur diminuent lorsque la réactance de la ligne augmente, la résistance est souvent négligeable [54]. On distinguera, dans cette étude, les deux cas de niveau de génération: élevé et faible.

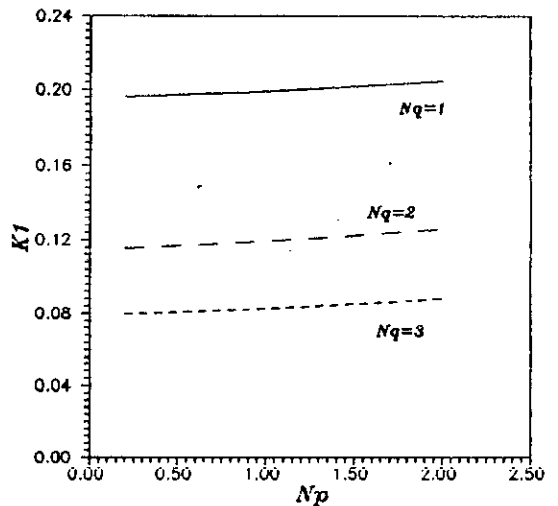
#### *i- faibles niveaux de génération:*

Les Figures 2.7a et 2.7b montrent que le couple synchrone  $T_s$  et le paramètre  $K_1$  soit la fréquence naturelle d'oscillation  $\omega_n$  croient légèrement avec  $N_p$  (qui représente la caractéristique active de la charge) dont l'effet sur le couple amortisseur est plus déterminant (Fig. 2.7c).

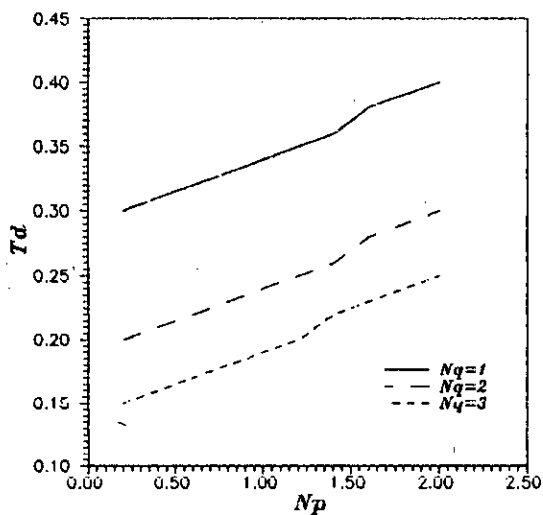
En effet,  $T_d$  est proportionnel au paramètre  $K_2$  (représentant la variation du couple électrique correspondant à la variation du flux suivant l'axe direct) qui croit sensiblement en fonction de  $N_p$ , cette croissance est d'autant plus importante lorsque la caractéristique réactive  $N_q$  de la charge diminue. La Figure 2.7d montre la variation du gain dynamique  $K_G$  du PSS pour les différentes caractéristiques de charge.



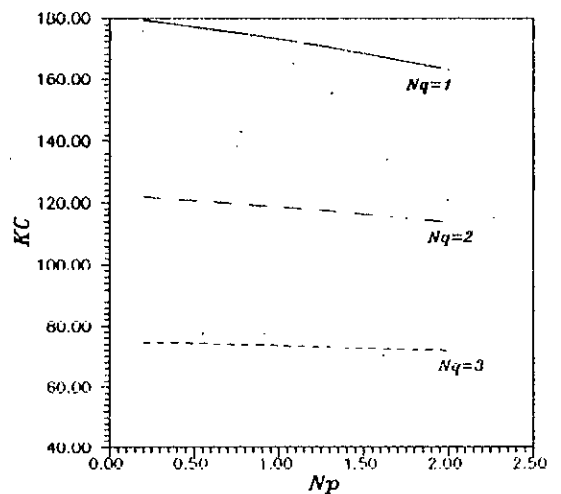
(a) Variation du couple synchrone



(b) Variation du paramètre  $K1$

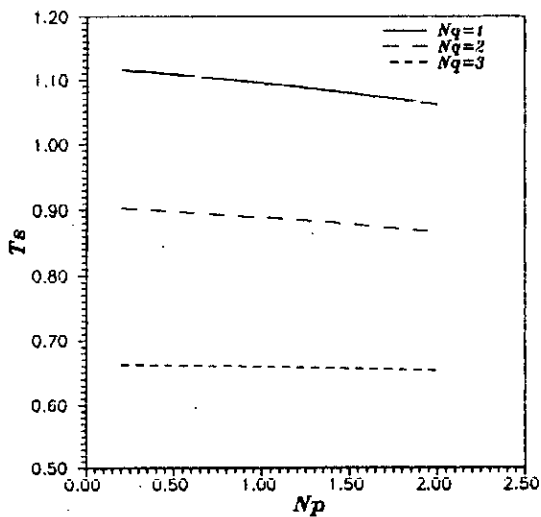


(c) Variation du couple amortisseur

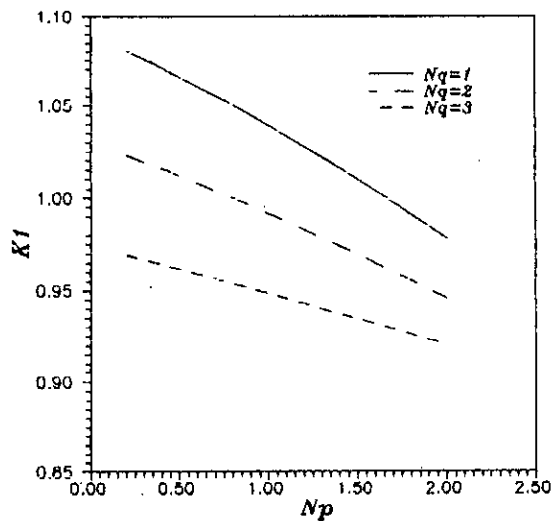


(d) Variation du gain du stabilisateur

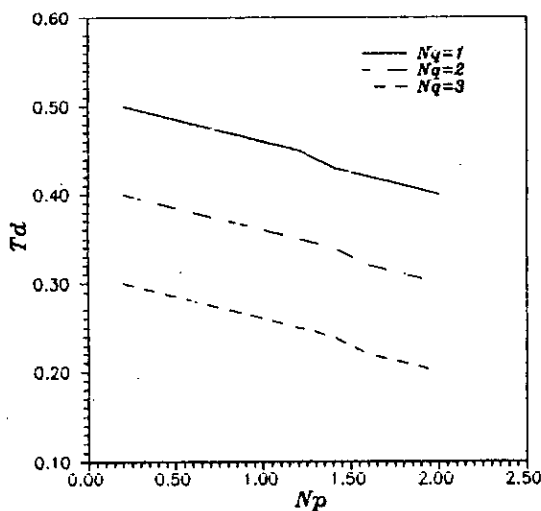
Figure 2.7 Influence des caractéristiques de charge pour les faibles niveaux de génération



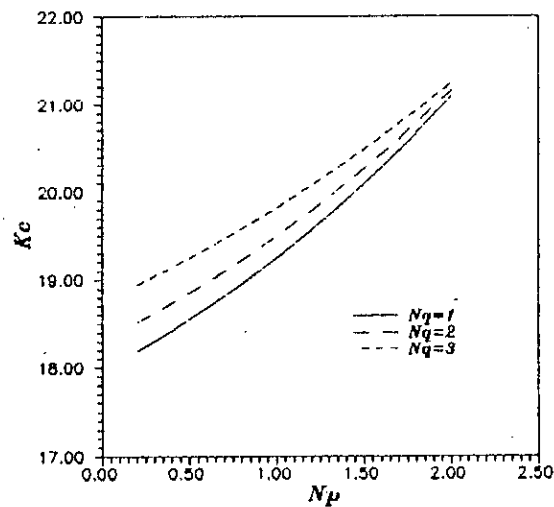
(a) Variation du couple synchrone



(b) Variation du paramètre  $K_1$



(c) Variation du couple amortisseur



(d) Variation du gain du stabilisateur

Figure 2.8 Influence des caractéristiques de charge pour les grands niveaux de génération



*ii- grands niveaux de génération:*

Lorsque le niveau de génération devient plus important relativement à la charge, l'effet de  $N_p$  sur le couple synchrone  $T_s$  tend à diminuer. Par opposition avec le cas précédent, les deux paramètres  $T_s$  et  $\omega_n$  diminuent avec  $N_p$  (Figures 2.8a et 2.8b), tandis que  $T_d$  reste proportionnel à  $N_p$ . Le gain du stabilisateur exigé pour satisfaire un amortissement donné montre une tendance à décroître en fonction de  $N_p$  et de  $N_q$  (Figure 2.8d).

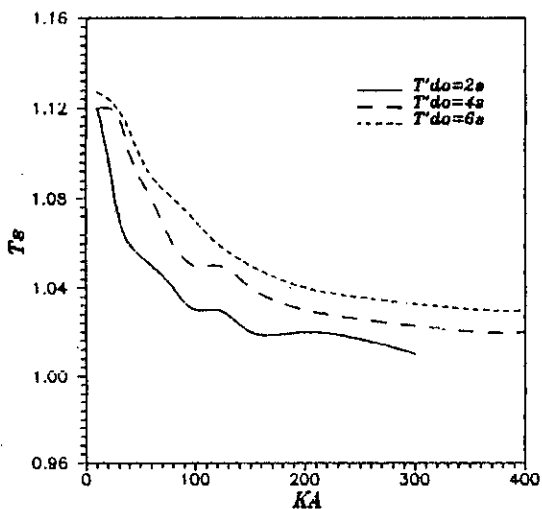
### II.3.2 INFLUENCE DES PARAMETRES DE LA MACHINE

L'algorithme d'identification traité dans la partie (II.2.6) a été utilisé afin de calculer les coefficients des couples synchrone et amortisseur pour différents gains et différentes constantes de temps transitoire d'axe direct.

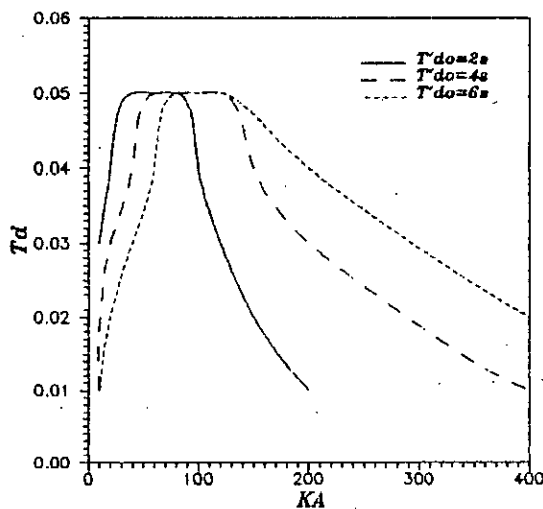
La Figure 2.9a montre que l'augmentation du gain de régulation fait diminuer le couple synchrone. Cette dégradation est d'autant plus rapide que la constante de temps est plus petite. Par contre la variation du couple amortisseur est plus complexe, il augmente avec  $K_A$  dans une première phase pour atteindre un maximum puis décroît pour des valeurs plus grandes du gain du RT. Pour chaque constante de temps, il existe une valeur optimale du gain du régulateur de tension permettant d'avoir un amortissement optimal.

TABLEAU 2.1 DONNEES DU RESEAU MONOMACHINE

Charge locale		
$P_l = 0.5$ pu	$Q_l = 0.5$ pu	
Ligne de transmission		
$R_e = 0.02$ pu	$X_e = 0.4$ pu	
Machine Synchrone		
$R = 0.01$ pu	$X_d = 1.7$ pu	$X'_{d0} = 0.245$ pu
$L_{ad} = 1.55$ pu	$M = 5.9$ s	$T'_{d0} = 0.245$ s
Régulateur de Tension		
$K_A = 50$	$T_A = 0.05$ s	
Régulateur de Vitesse		
$T_t = 0.1$ s	$T_g = 0.15$ s	$R = 0.04$ pu.rad/s



(a) Variation du couple synchrone



(b) Variation du couple amortisseur

Figure 2.9 Influence des paramètres du circuit d'excitation sur les couples synchrone et amortisseur.

## II.4 REGIONS DE STABILITE

Pour une tension terminale, une charge locale et un gain du régulateur de tension  $K_A$  fixés, la région de stabilité (RS) d'une machine synchrone est l'ensemble des points de fonctionnement de puissances (P,Q) délivrées par la machine pour lesquels elle reste accrochée au synchronisme. Le contour délimitant cette région est appelé: contour de stabilité (CS); c'est le lieu géométrique des points de fonctionnement pour lesquels le système atteint la limite de stabilité.

Par conséquent, le problème de la détermination des régions de stabilité d'un réseau monomachine donné revient à définir le contour de stabilité correspondant. Pour ce faire, nous aurons besoin de définir:

- i- la valeur du gain du régulateur de tension
- ii- les caractéristiques de la charge locale
- iii- le critère de stabilité

Les contours de stabilité correspondant à la variation d'autres paramètres (tels que: l'impédance de ligne, le gain du régulateur de vitesse,...) peuvent aussi être obtenus.

### II.4.1 CRITERES DE STABILITE

La stabilité dynamique correspondant aux perturbations de faibles amplitudes peut être analysée en utilisant l'une des méthodes applicables aux systèmes linéaires dont la plus courante reste celle des valeurs propres.

#### II.4.1.1 CRITERE DES VALEURS PROPRES

Une condition nécessaire et suffisante pour que le système décrit par l'équation (2.1) soit stable est que toutes les valeurs propres de la matrice [A] soient à parties réelles négatives.

En régime dynamique, la variation de l'angle rotorique autour d'un point de fonctionnement est donnée par:

avec  $n$  = ordre de la matrice d'état A

$$\Delta\delta = \sum_{i=1}^n a_i \exp(e_i t) \quad (2.65)$$

$e_i = \sigma_i + j\omega_i \quad i=1, \dots, n$  valeurs propres de A

$a_i =$  coefficients constants définis par les conditions initiales des variables d'état.

Pour que  $\Delta\delta$  soit bornée, tous les  $\sigma_i$  doivent être négatifs. Si au moins une valeur propre  $e_k$  possède une partie réelle positive ( $\sigma_k > 0$ ), alors  $\Delta\delta$  n'est pas bornée et le réseau est instable.

Le critère de stabilité basé sur les valeurs propres du système permet de définir un contour de stabilité (CS-V) qui est le lieu des points de fonctionnement pour lesquels, la partie réelle de la valeur propre dominante est nulle.

La région de stabilité, utilisant ce critère et située à l'intérieur de ce contour, sera notée (RS-V).

#### II.4.1.2 CRITERE DES COUPLES

Deux conditions nécessaires et suffisantes assurant la stabilité du système sont que les couples synchrone  $T_s$  et amortisseur  $T_d$  soient tous deux positifs.

Ainsi, le contour de stabilité correspondant (CS-T) est le lieu des points de fonctionnement pour lesquels ( $T_s=0$  ou  $T_d=0$ ) ou ( $T_s=0$  et  $T_d=0$ ). La région de stabilité utilisant ce critère et située à l'intérieur de ce contour sera notée (RS-T).

#### II.4.2 PROCEDURE ET ALGORITHME DE RECHERCHE DES REGIONS DE STABILITE

##### II.4.2.1 PROCEDURE DE RECHERCHE

La technique de recherche des régions de stabilité est basée sur les équations de puissance suivantes:

$$\begin{aligned} P &= P_0 + (s + \Delta s) \cos(\alpha + \Delta\alpha) \\ Q &= Q_0 + (s + \Delta s) \sin(\alpha + \Delta\alpha) \end{aligned} \quad (2.66)$$

avec  $0 < s < s_{\max}$   
 $0 < \alpha < \alpha_{\max}$

Les différents paramètres de l'équation (2.66) représentés par la Figure 2.10 sont définis comme suit:

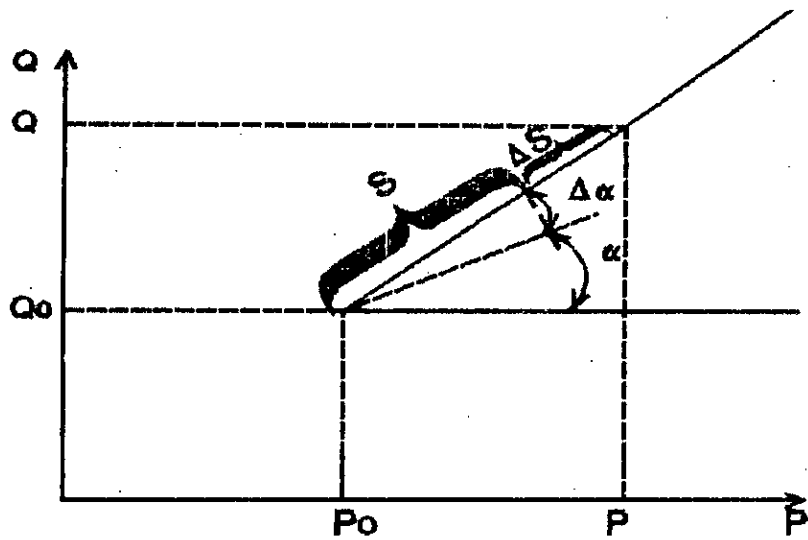


Figure 2.10 Diagramme de la technique de recherche

- $(P_0, Q_0)$ : point initial de recherche
- $S$  : direction radiale de recherche
- $\Delta S$  : pas de direction
- $\alpha$  : angle de recherche
- $\Delta \alpha$  : pas angulaire
- $(S_{\max}, \alpha_{\max})$ : limites de direction et d'angle de recherche

#### II.4.2.2 ALGORITHME DE RECHERCHE

Dans le cas où le critère des couples est utilisé l'organigramme de l'algorithme de recherche est représenté par la Figure 2.11. Il se résume aux étapes suivantes:

- i- Calcul de  $P$  et  $Q$ : bloc (1)
- ii- Calcul de  $T_s$  et  $T_d$ : bloc (2)
- iii- Test de stabilité: bloc (3)
  - a. bloc (4) si les deux couples sont positifs
  - b. bloc (5) si l'un des couples est négatif
- iv- Changement de direction: bloc (6)

Le processus itératif se poursuit jusqu'à capter entièrement tout le contour délimitant la région de stabilité.

Dans le cas où le critère des valeurs propres est utilisé deux changements dans l'algorithme précédent sont:

- bloc (2): calculer les valeurs propres (VP) du système
- bloc (3): test de stabilité (signe des parties réelle des VP).

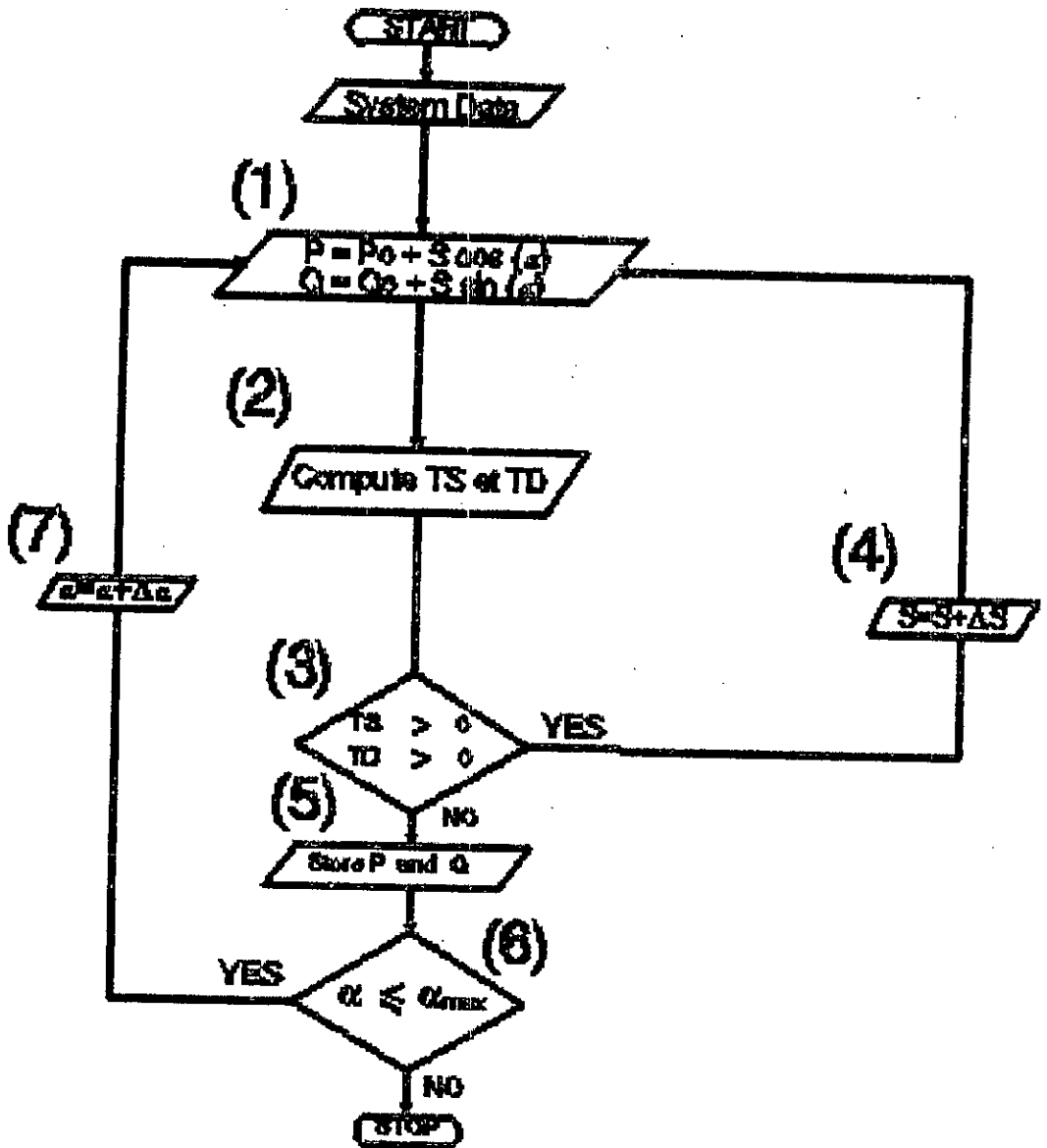


Figure 2.11 Organigramme de la procédure de recherche

### II.4.3 REGIONS DE STABILITE NATURELLES A PUISSANCE MAXIMALE

Afin de montrer la validité de cet algorithme de recherche et trouver une formulation théorique permettant de dresser une comparaison entre RS-V et RS-T, la région de stabilité à puissance maximale RS-P est définie en Annexe C. Pour cela, les hypothèses suivantes ont été faites:

- i- Charge locale éliminée.
- ii- La ligne de transmission est purement inductive.
- ii- La machine ne possède pas de régulateur de tension.

En posant:

$$S_0 = \frac{X_d + X_e}{2X_d X_e} V_c^2$$

$$Q_0 = \frac{X_d - X_e}{2X_d X_e} V_c^2$$

$$\theta = 2\beta - \pi/2$$

avec:  $X_e$ : réactance de la ligne  
 $X_d$ : réactance d'axe direct de la machine

La puissance apparente peut se mettre sous la forme:

$$S = S_0 \cos(\theta) + j(S_0 \sin(\theta) + Q_0) \quad (2.67)$$

L'équation (2.23) donne:

$$P + j(Q - Q_0) = S_0 \cos(\theta) + j(S_0 \sin(\theta)) \quad (2.68)$$

Ce qui se traduit en module par:

$$P^2 + (Q - Q_0)^2 = S_0^2 \quad (2.69)$$

La région de stabilité est, donc, le cercle donné par l'équation (2.25) de centre  $(P=0, Q=Q_0)$  et de rayon  $S_0$ .

## II.5 RESULTATS DE SIMULATION

### II.5.1 VALIDATION DE LA PROCEDURE DE RECHERCHE

Le test assurant la validité de la procédure de recherche a été effectué en comparant les caractéristiques RS-V et RS-T à la région de stabilité à puissance maximale RS-P. Les caractéristiques RS-P représentent les plus larges régions de stabilité. Ceci est clairement montré par les Figures 2.12a et 2.12b.

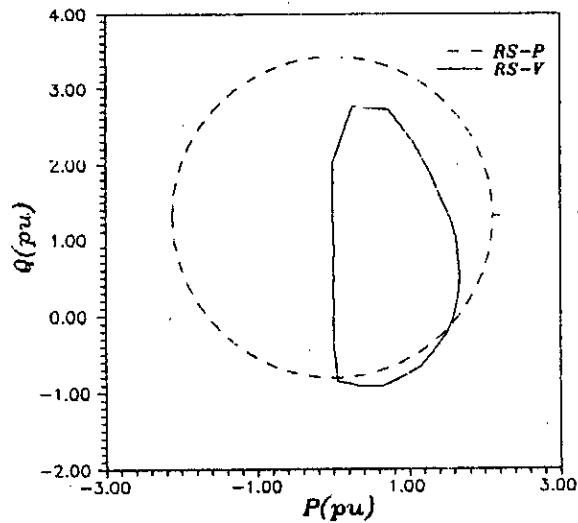


Figure 2.12a Comparaison entre RS-P et RS-V

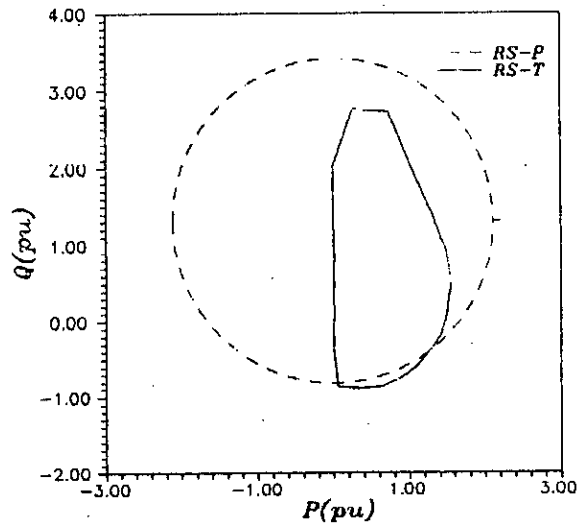


Figure 2.12b Comparaison entre RS-P et RS-T



## II.5.2 COMPARAISON ENTRE RS-T ET RS-V

Les données du réseau monomachine étudié sont rapportées au Tableau 2.1. Les caractéristiques dans le plan (P,Q) utilisant les deux critères de stabilité sont comparées suivant:

- i- leur temps d'exécution.
- ii- l'allure obtenue pour différentes valeurs du gain du régulateur, de caractéristiques de charge et de dispositifs stabilisateurs.

Les contours de stabilité ont été tracés avec les valeurs des pas radial ( $\Delta s$ ) et angulaire ( $\Delta \alpha$ ) suivantes:

$$\Delta s = 0.01 ; \Delta \alpha = \pi/15.$$

La procédure d'évaluation de la stabilité utilisant le critère des valeurs propres prend un temps d'exécution considérable rendant impossible son application en ligne. L'évaluation de la stabilité par la méthode des couples synchrones est nettement plus rapide (Tableau 2.2), et s'apprête mieux à son application en temps réel. Les exécutions ont été effectuées sur un PC/AT 386.

Tableau 2.2 Temps de recherche des régions de stabilité

Gain du RT	RS-T (CPU)	RS-V (CPU)
50	751	1155
100	662	993
200	556	852
400	424	674

La Figure 2.13 montre que les caractéristiques RS-T et RS-V présentent des allures similaires démontrant que les deux critères peuvent être utilisés dans la détermination des régions de stabilité.

Les Figures 2.14a et 2.14b montrent la similitude des résultats pour différents gains du régulateur de tension.

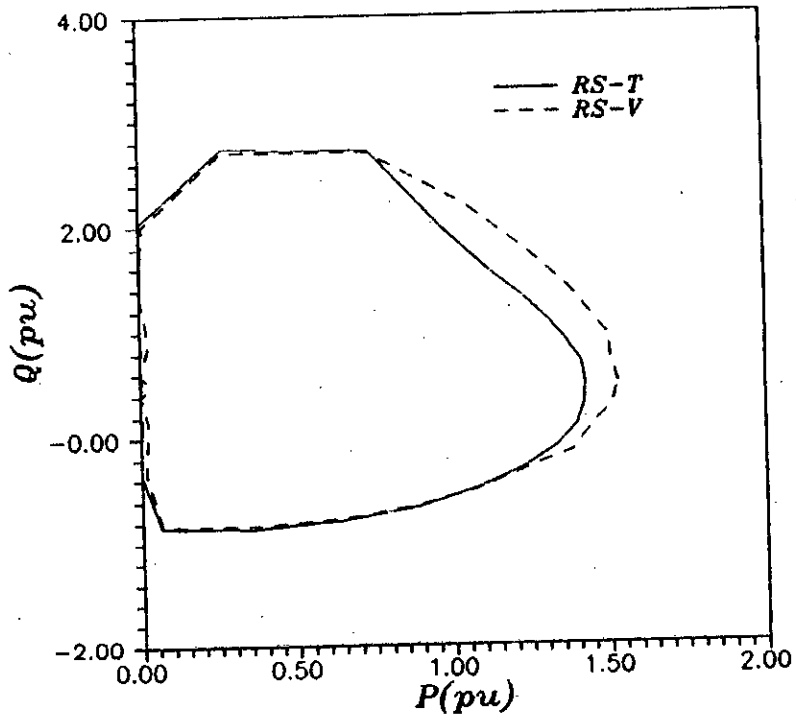
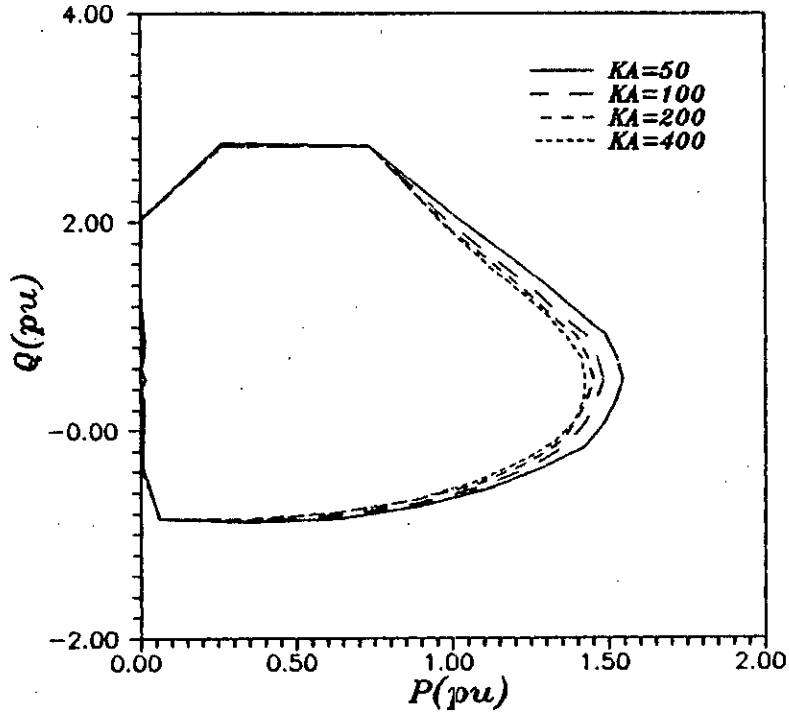
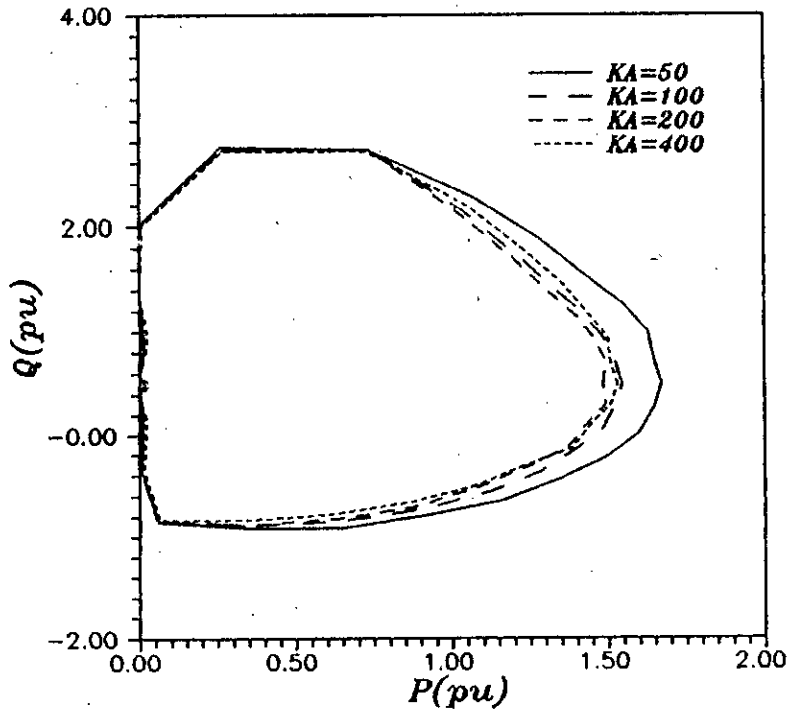


Figure 2.13 Régions de stabilité RS-T et RS-V pour  $K_A=50$ .



(a) Régions de stabilité RS-T



(b) Régions de stabilité RS-V

Figure 2.14 Comparaison entre RS-T et RS-V pour différents gains du régulateur de tension  $K_A$ .

### II.5.3 INFLUENCE DE LA NATURE DE LA CHARGE ET DES DISPOSITIFS STABILISATEURS

Figure 2.15 illustre l'avantage de l'utilisation des signaux additionnels stabilisateurs comme moyen d'augmenter le domaine de stabilité dynamique pour un gain du régulateur de tension  $K_A=50$  et des caractéristiques de charge données ( $N_p=2$ ,  $N_q=2$ ).

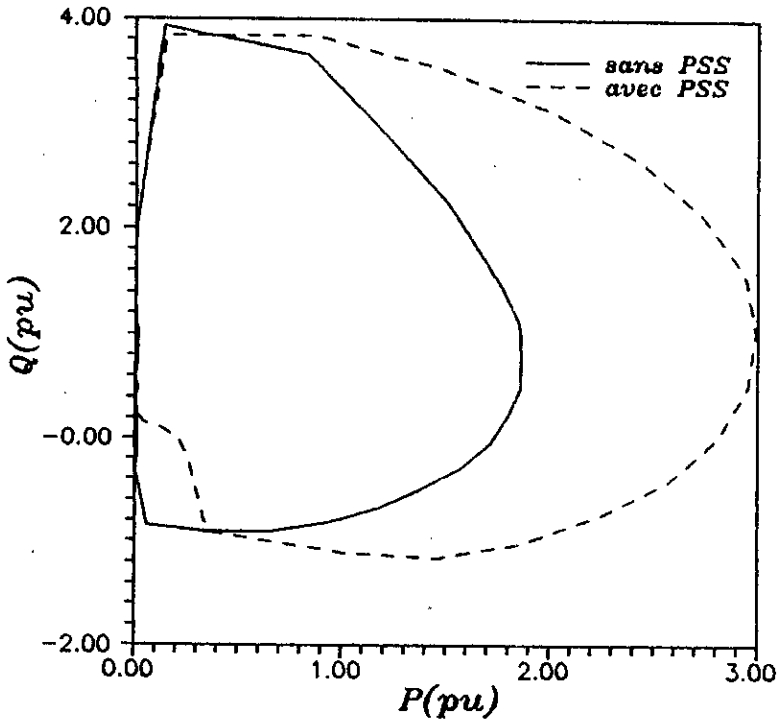


Figure 2.15 Influence des dispositifs stabilisateurs

Figure 2.16 montre les régions de stabilité pour différentes caractéristiques de charge sans la présence des dispositifs stabilisateurs. La Figure montre que le domaine de stabilité s'élargit lorsque  $N_p$  décroît. Le même résultat est obtenu lorsque  $K_A$  augmente comme le montre la Figure 2.17.

Figure 2.18 montre l'effet des caractéristiques de la charge non linéaire en présence des dispositifs stabilisateurs pour une faible valeur de  $K_A$ , alors que la Figure 2.19 présente, dans un but comparatif, des résultats similaires pour une valeur de gain  $K_A$  plus grande, et ceci pour la même charge non linéaire.

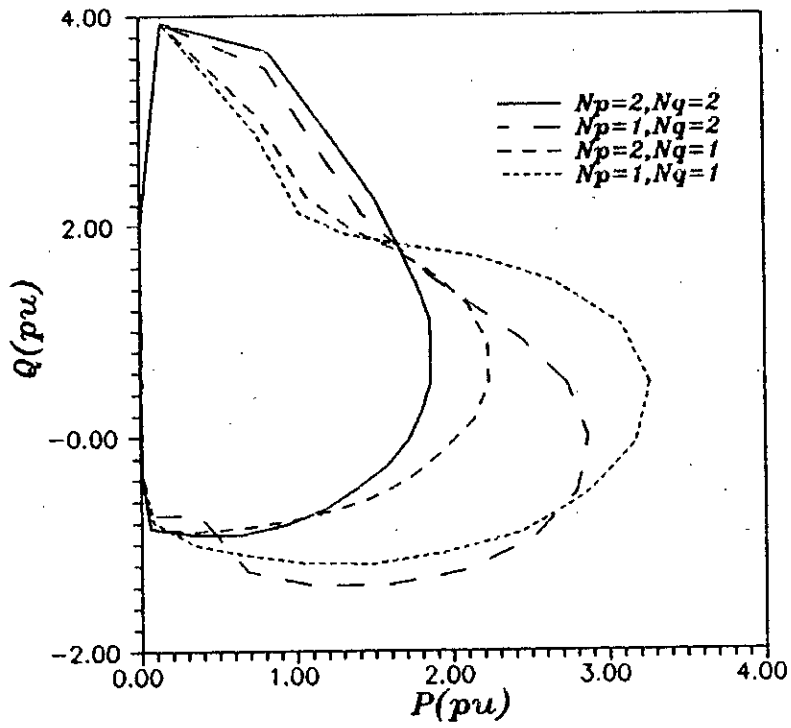


Figure 2.16 Influence des caractéristiques de la charge (sans la présence des signaux stabilisateurs)

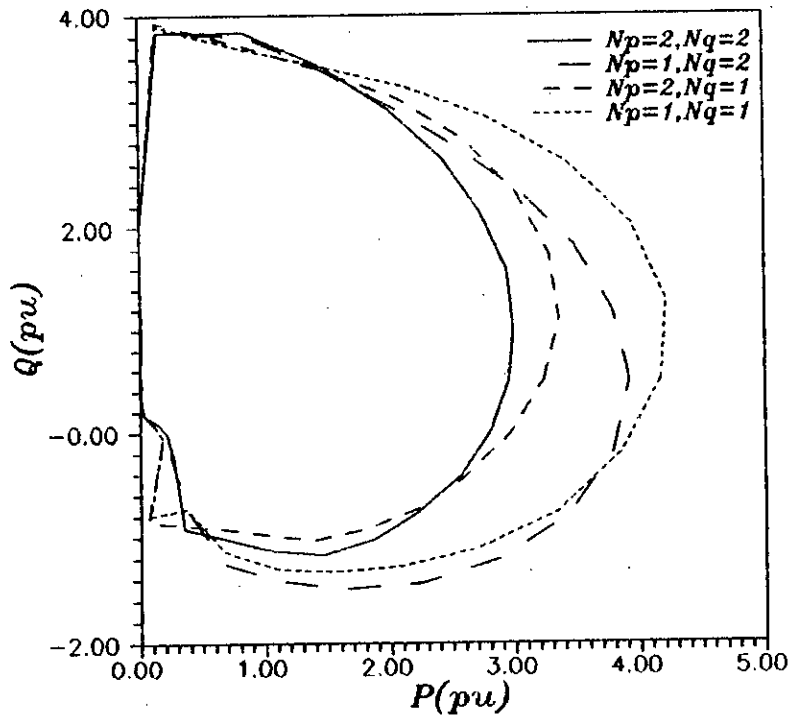


Figure 2.17 Influence des caractéristiques de la charge (présence des signaux stabilisateurs)

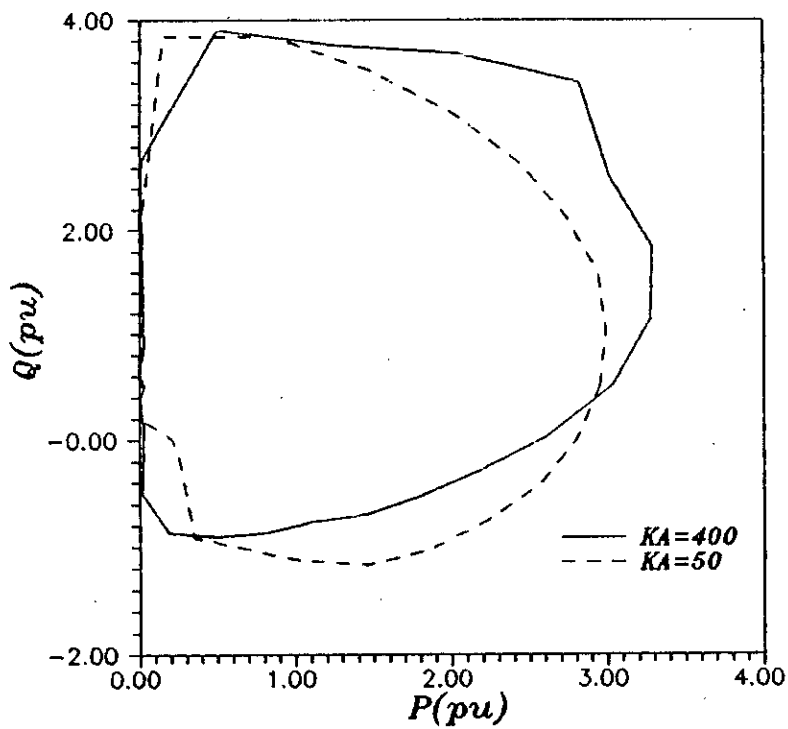


Figure 2.18 Influence des caractéristiques de la charge pour différents gains du régulateur de tension

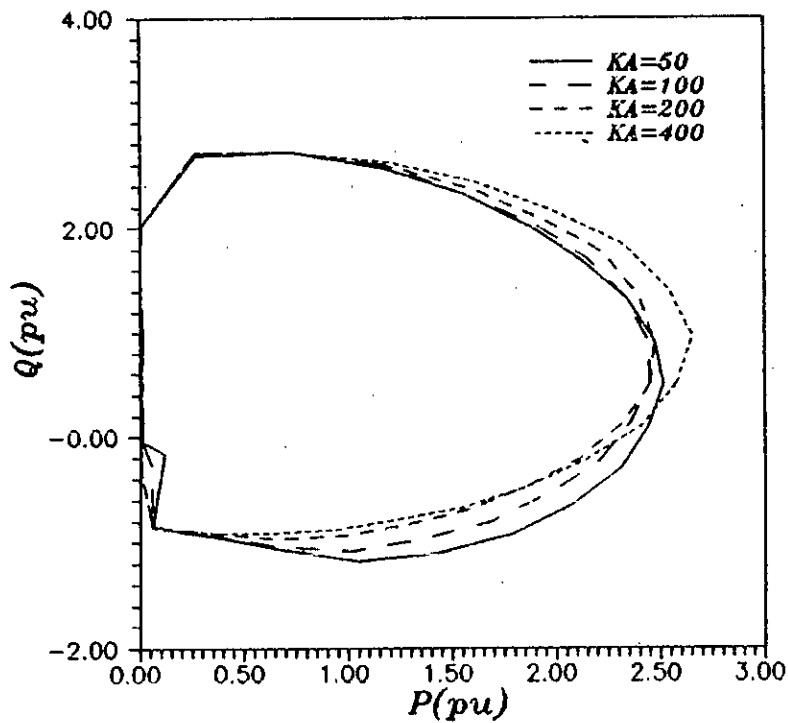


Figure 2.19 Influence du gain du régulateur de tension avec la présence des stabilisateurs

### II.5.3 ANALYSE DANS LE DOMAINE TEMPOREL

L'analyse dans le domaine temporel, menée dans un but comparatif, permet de valider l'étude de la stabilité dynamique moyennant le traçé des régions de stabilité. Nous allons ainsi étudier l'influence du régulateur de tension, des caractéristiques de la charge non linéaire et l'interaction de ces derniers avec les dispositifs stabilisateurs.

Quatre points de fonctionnement situés aux différentes limites des contours de stabilité, Figure 2.20, seront considérés à chaque simulation temporelle des réponses indicielles, lors d'une perturbation en échelon de la tension de référence de 5%.

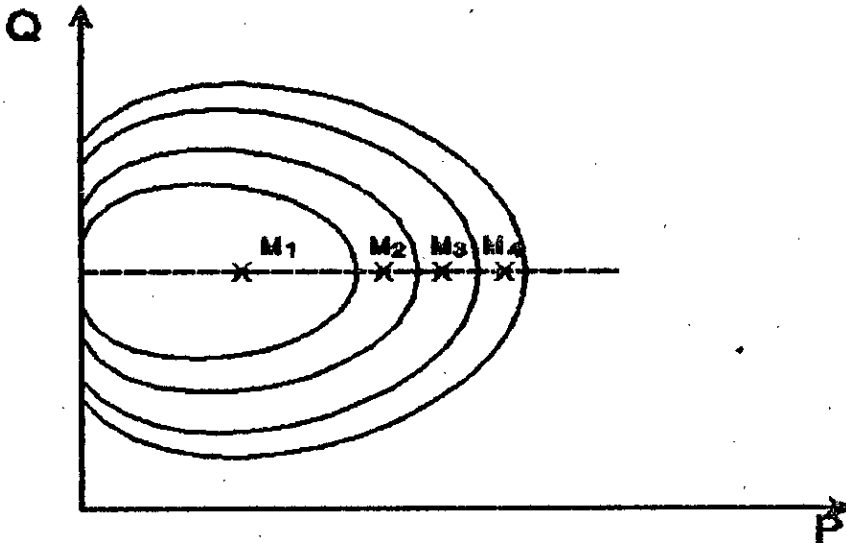


Figure 2.20 Comparaison entre l'analyse temporelle et les RS

### II.5.3.1 Influence du gain du régulateur de tension

La Figure 2.21 illustre la réponse dynamique dans le cas du point de fonctionnement M1 ( $P=1\text{pu}$ ,  $Q=0.5\text{pu}$ ), situé à l'intérieur de toutes les RS tracées pour différentes valeurs du gain du régulateur de tension à la Figure 2.13. Dans un souci de clarté, nous nous intéresserons uniquement aux réponses temporelles de l'angle interne et de la vitesse pour deux valeurs du gain du RT.

La Figure 2.22 met en évidence le comportement dynamique du système dans le cas du point de fonctionnement M2 ( $P=1.2\text{pu}$ ,  $Q=0.5\text{pu}$ ), instable pour le gain  $K_A=400$ .

Les réponses de  $\Delta\delta$  et  $\Delta\omega$  du système pour le point de fonctionnement M3 ( $P=1.3\text{pu}$ ,  $Q=0.5\text{pu}$ ), situé à l'intérieur des deux RS correspondant aux gains  $K_A=50$  et  $K_A=100$ , sont représentées à la Figure 2.23.

Pour le dernier point de fonctionnement M4 ( $P=1.5\text{pu}$ ,  $Q=0.5\text{pu}$ ), Figure 2.24 montre que les réponses ne se stabilisent que pour un seul gain du RT,  $K_A=50$ .

Ces Figures montrent bien que le temps de réponse est plus réduit pour les faibles gains du RT.

Le même travail est effectué lorsque le système est doté de dispositifs stabilisateurs à compensation de phase.

La Figure 2.25 illustre la réponse dynamique dans le cas du point de fonctionnement M1 ( $P=1\text{pu}$ ,  $Q=1.5\text{pu}$ ), situé à l'intérieur de toutes les RS tracées pour différentes valeurs du gain du RT à la Figure 2.19.

La Figure 2.26 met en évidence le comportement dynamique du système dans le cas du point de fonctionnement M2 ( $P=2.2\text{pu}$ ,  $Q=1.5\text{pu}$ ), instable pour le gain  $K_A=50$ .

La Figure 2.27 représente les réponses de  $\Delta\delta$  et  $\Delta\omega$  du système pour le point de fonctionnement M3 ( $P=2.3\text{pu}$ ,  $Q=1.5\text{pu}$ ), situé à l'intérieur des deux RS correspondant aux gains  $K_A=100$  et  $K_A=200$ .



Pour le dernier point de fonctionnement M4 ( $P=2.4\text{pu}$ ,  $Q=1.5\text{pu}$ ), la Figure 2.2B montre que les réponses ne se stabilisent que pour un seul gain du RT,  $K_A=400$ .

Ces Figures montrent qu'en présence des dispositifs stabilisateurs, le système est d'autant plus stable pour des valeurs grandes du gain du RT.

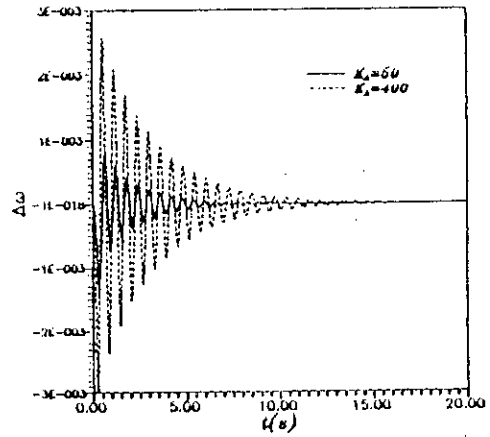
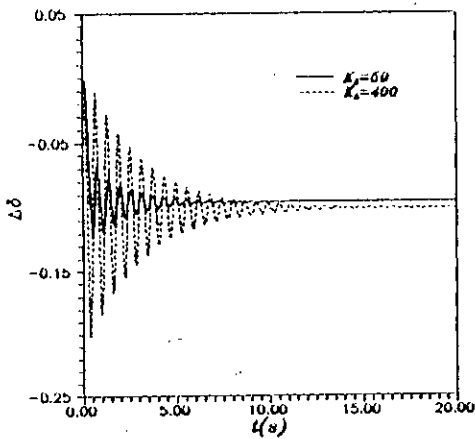


Figure 2.21a Variation de l'angle interne

Figure 2.21b Variation de la vitesse

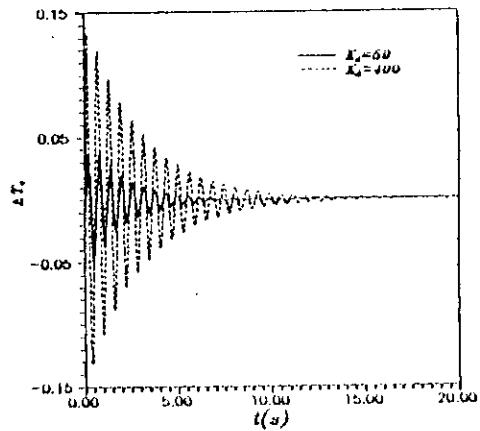
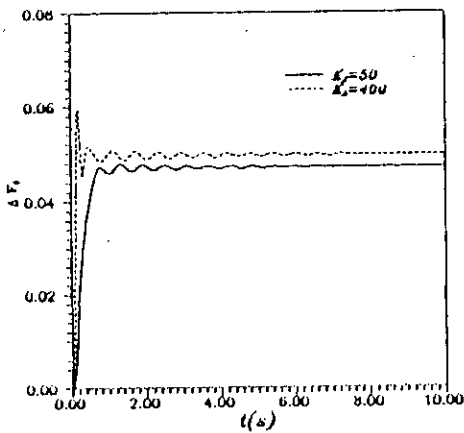


Figure 2.21c Variation de la tension terminale

Figure 2.21d Variation du couple électrique

Figure 2.21 Réponses dynamiques à un échelon de  $5\% \Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M1

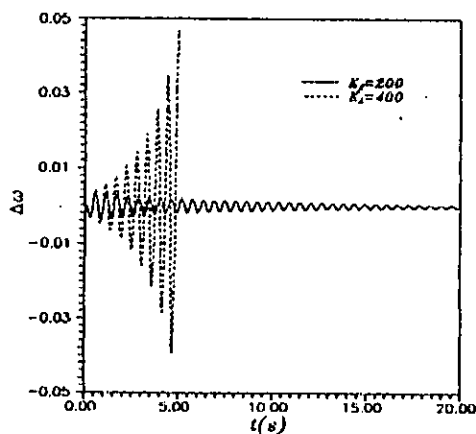
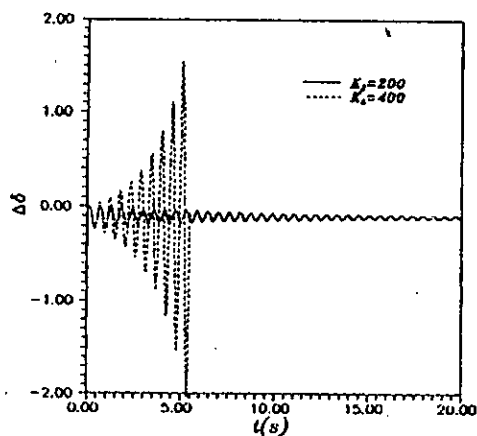


Figure 2.22a Variation de l'angle interne Figure 2.22b Variation de la vitesse

Figure 2.22 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M2

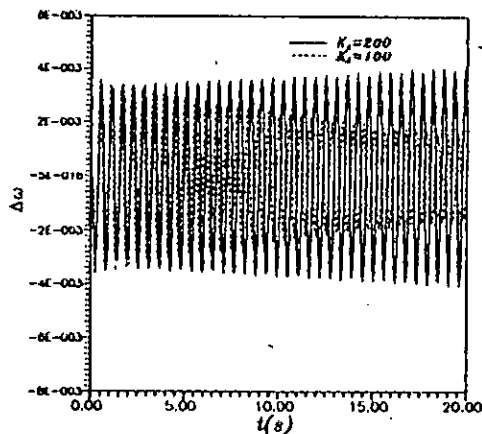
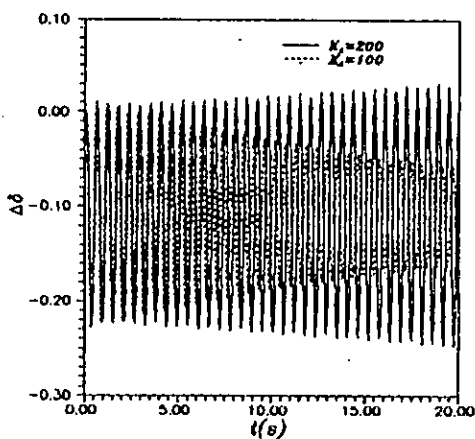


Figure 2.23a Variation de l'angle interne Figure 2.23b Variation de la vitesse

Figure 2.23 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M3

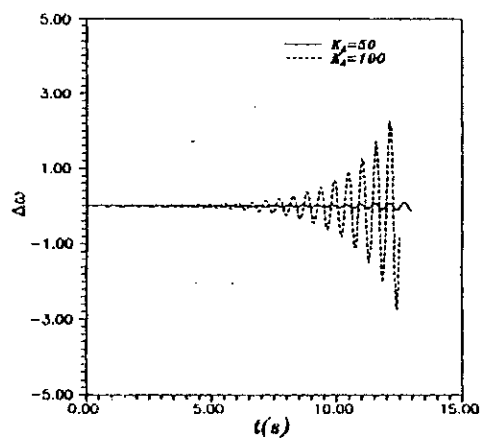
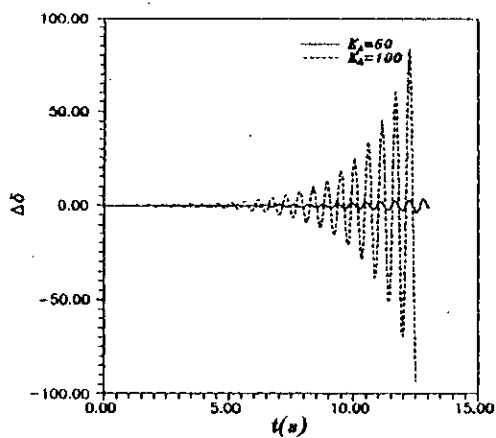


Figure 2.24a Variation de l'angle interne

Figure 2.24b Variation de la vitesse

Figure 2.24 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M4

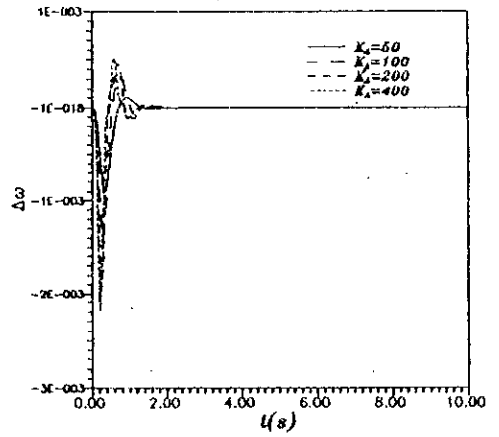
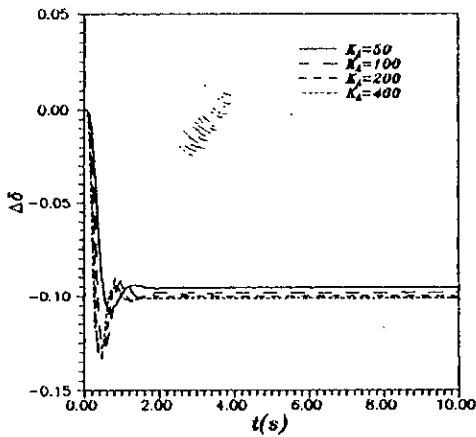


Figure 2.25a Variation de l'angle interne

Figure 2.25b Variation de la vitesse

Figure 2.25 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M1

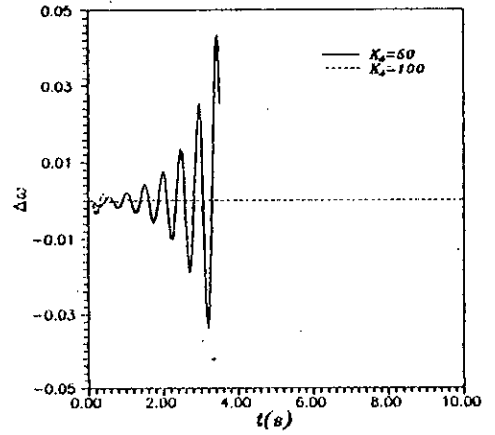
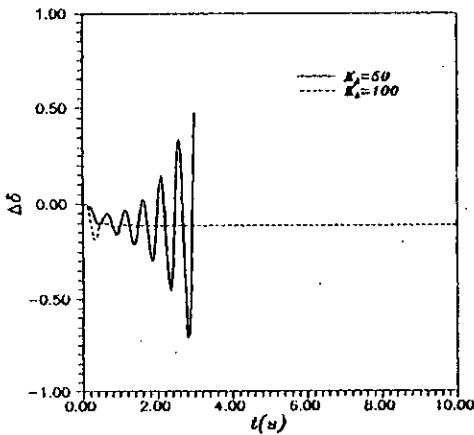


Figure 2.26a Variation de l'angle interne

Figure 2.26b Variation de la vitesse

Figure 2.26 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M2

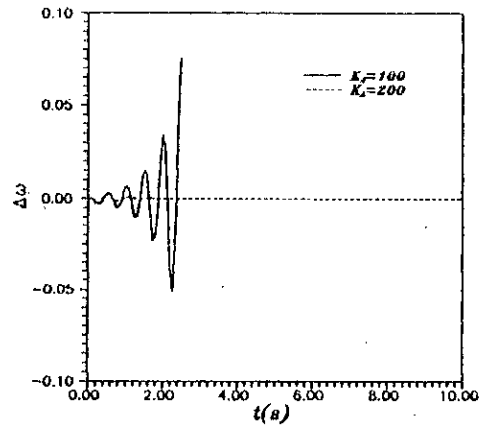
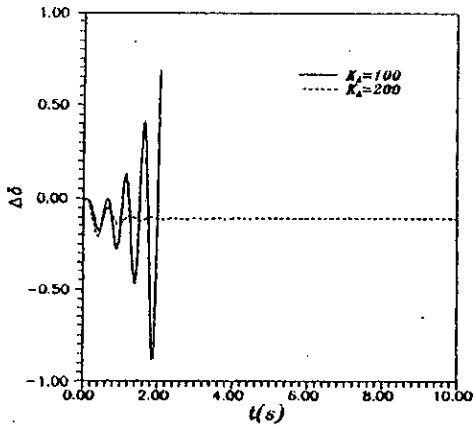


Figure 2.27a Variation de l'angle interne      Figure 2.27b Variation de la vitesse

Figure 2.27 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M3

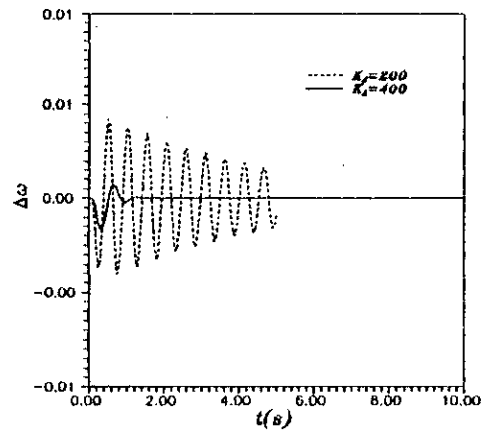
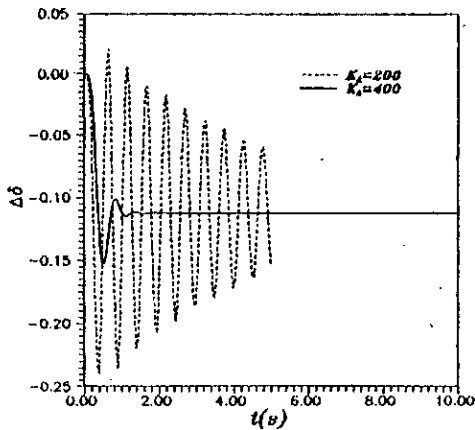


Figure 2.28a Variation de l'angle interne      Figure 2.28b Variation de la vitesse

Figure 2.28 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M4

### II.5.3.2 Influence de la nature de la charge

Les réponses dynamiques sont obtenues lors des variations des caractéristiques de charge pour les points de fonctionnement  $M_1, \dots, M_4$ , définis par la Figure 2.20.

La Figure 2.29 illustre la réponse dynamique dans le cas du point de fonctionnement  $M_1$  ( $P=1pu$ ,  $Q=0.5pu$ ), situé à l'intérieur de toutes les RS tracées pour différentes caractéristiques de charge à la Figure 2.16. Dans un souci de clarté, nous nous intéresserons uniquement aux réponses temporelles de l'angle interne et de la vitesse pour deux charges données.

La Figure 2.30 met en évidence le comportement dynamique du système dans le cas du point de fonctionnement  $M_2$  ( $P=2pu$ ,  $Q=0.5pu$ ), instable pour la charge à dominante résistive ( $N_p=2$ ,  $N_q=2$ ).

La Figure 2.31 représente les réponses de  $\Delta\delta$  et  $\Delta\omega$  du système pour le point de fonctionnement  $M_3$  ( $P=2.6pu$ ,  $Q=0.5pu$ ), situé à l'intérieur des deux RS correspondant aux caractéristiques de charge et ( $N_p=2$ ,  $N_q=2$ ) et ( $N_p=2$ ,  $N_q=1$ ).

Pour le dernier point de fonctionnement  $M_4$  ( $P=1.5pu$ ,  $Q=0.5pu$ ), la Figure 2.32 montre que les réponses ne se stabilisent que pour une seule charge, ( $N_p=1$ ,  $N_q=1$ ).

Ces Figures montrent bien que le temps de réponse est plus réduit pour les charges à dominante moteur.

L'étude de l'interaction entre les dispositifs stabilisateurs et les caractéristiques de charge est illustrée par les Figures 2.33 et 2.34.

A la Figure 2.33 sont représentées les réponses correspondant aux différentes caractéristiques de charge et ceci en présence des signaux stabilisateurs additionnels.

La Figure 2.34 met en évidence l'influence du gain du R.T sur le comportement dynamique du système doté de dispositifs stabilisateurs pour une charge non linéaire ( $N_p=2$ ,  $N_q=2$ ).

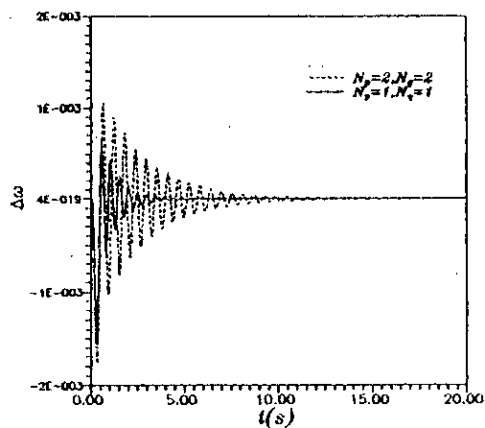
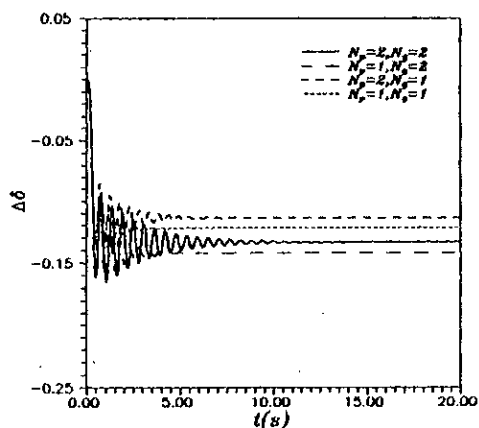


Figure 2.29a Variation de l'angle interne Figure 2.29b Variation de la vitesse

Figure 2.29 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M1

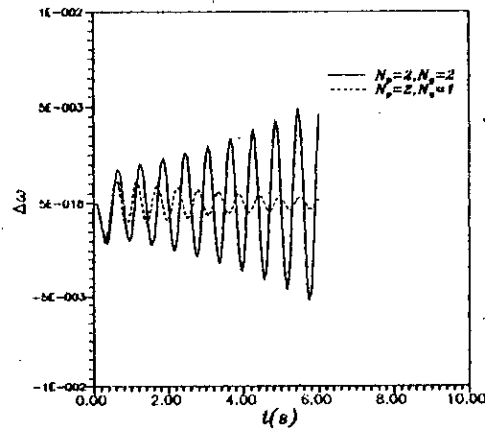
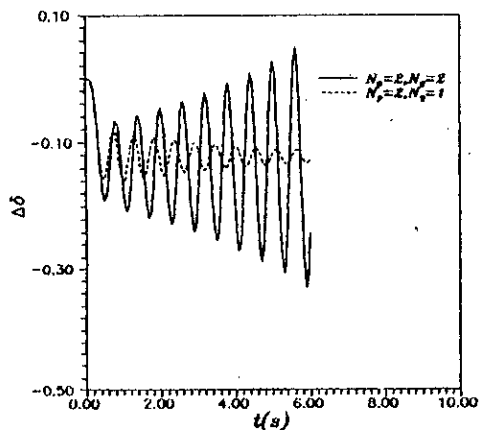


Figure 2.30a Variation de l'angle interne Figure 2.30b Variation de la vitesse

Figure 2.30 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M2

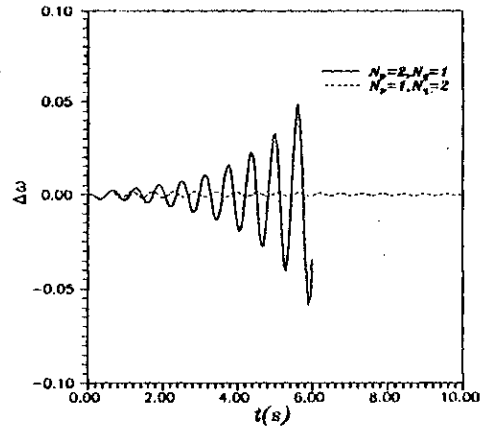
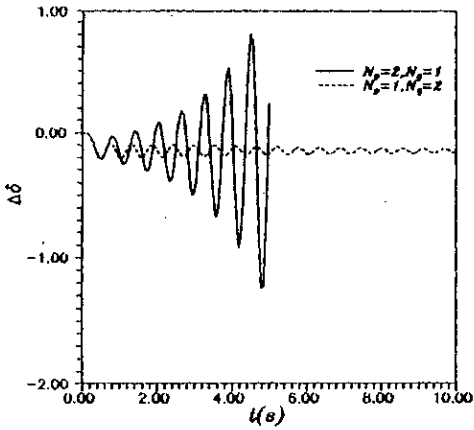


Figure.2.31a Variation de l'angle interne

Figure 2.31b Variation de la vitesse

Figure 2.31 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M3

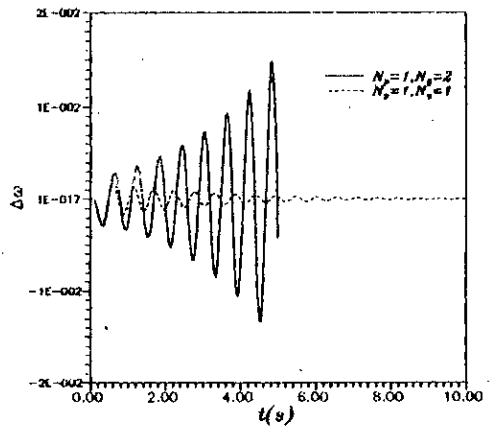
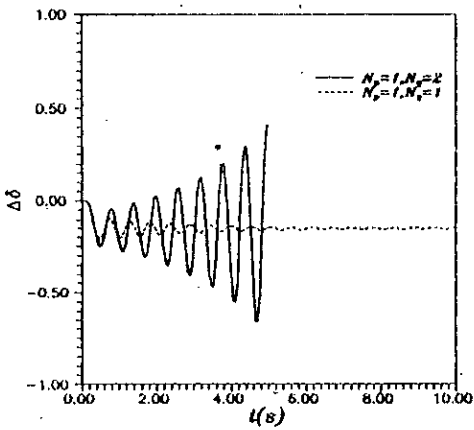


Figure 2.32a Variation de l'angle interne

Figure 2.32b Variation de la vitesse

Figure 2.32 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  pour le point de fonctionnement M3



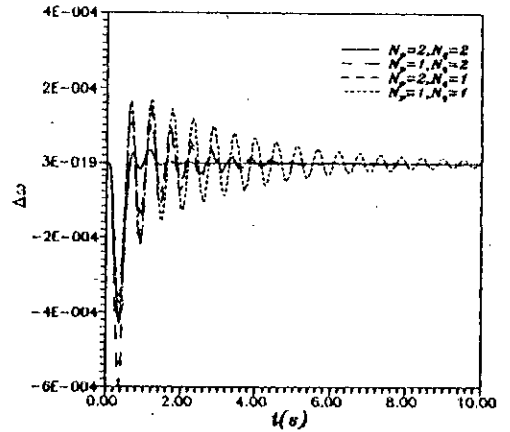
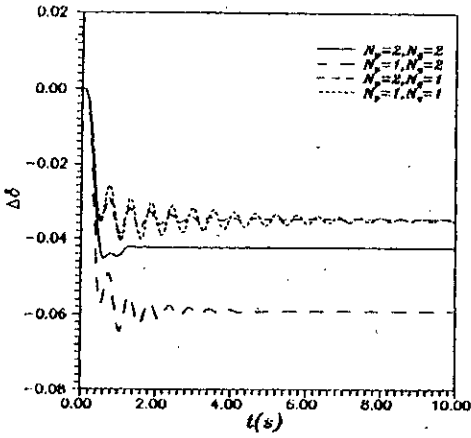


Figure 2.33a Variation de l'angle interne

Figure 2.33b Variation de la vitesse

Figure 2.33 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  avec dispositifs stabilisateurs

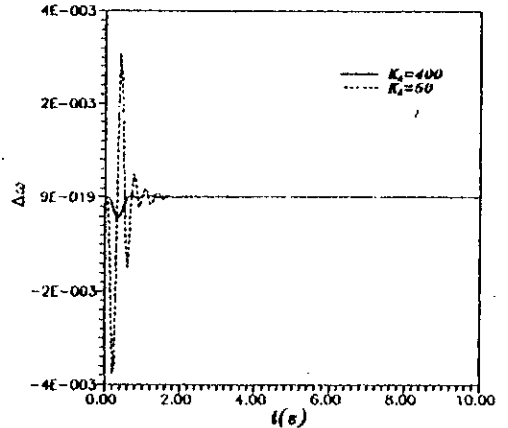
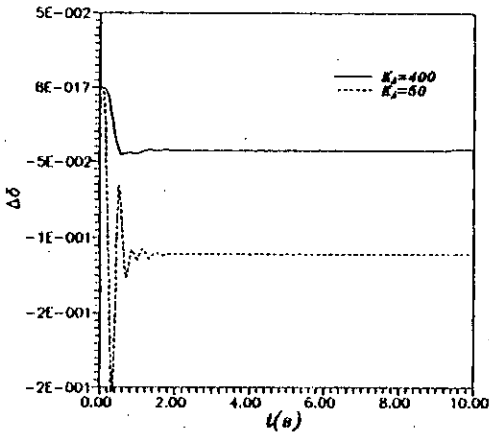


Figure 2.34a Variation de l'angle interne

Figure 2.34b Variation de la vitesse

Figure 2.3 Réponses dynamiques à un échelon de 5%  $\Delta V_{ref}$  avec dispositifs stabilisateurs

## II.6 CONCLUSION:

Dans ce chapitre, nous avons exposé les problèmes liés à la modélisation des différents composants qui constituent le réseau électrique. En nous basant sur la transformation de Park, nous avons développé un modèle de connaissance linéarisé permettant l'étude du comportement de la machine synchrone en régime de fonctionnement normal.

Nous avons mis en exergue l'intérêt que présente l'emploi des systèmes de réglage automatique associés aux groupes de production d'énergie quant à l'amélioration de la stabilité du système. L'introduction des signaux stabilisateurs a été d'un grand apport dans l'élargissement des domaines de stabilité déterminés par les deux critères des couples et des valeurs propres.

Le critère basé sur les couples synchrone et amortisseur offre un avantage certain en temps de calcul laissant entrevoir la possibilité d'une application en ligne.

La nature de la charge influe sur les valeurs des couples synchrone et amortisseur. Il a été montré que cette influence caractérise spécialement le couple amortisseur alors que le couple synchrone n'en est que faiblement affecté.

De même, plus la valeur de  $N_p$  est grande, plus la valeur de  $K_A$  doit être plus grande pour assurer le même degré d'amortissement positif, et réciproquement. Physiquement parlant, plus la composante moteur de la charge est importante et plus cela nécessite une valeur plus petite du gain du régulateur de tension, alors que plus la charge est résistive et plus la valeur de  $K_A$  assurant le même degré d'amortissement sera plus grande.

# Chapitre III

*Evaluation de la stabilité  
dynamique des réseaux  
multimachines*

## CHAPITRE III

# EVALUATION DE LA STABILITE DYNAMIQUE DES RESEAUX MULTIMACHINES

### III.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre, nous nous proposons d'évaluer la stabilité dynamique des réseaux d'énergie électrique multimachines. Pour ce faire, les régions de stabilité sont tracées dans le plan défini par les puissances active et réactive. Nous présentons au début un modèle permettant de représenter le fonctionnement du système mutimachine en régime de faible perturbation, qui sera suivi par une étude paramétrique ainsi qu'une analyse de la stabilité dynamique. Enfin, l'algorithme de recherche des contours de stabilité, développé au chapitre précédent, est généralisé pour les réseaux multimachines. Un nouveau critère, basé sur les coefficients des couples synchrone et amortisseur, est développé induisant un gain considérable en temps d'exécution.

### III.2 MODELE DU RESEAU MUTIMACHINE

Dans un système multimachine, l'axe tournant à la vitesse de synchronisme permet de définir un repère synchrone (D-Q) lié au mouvement de l'ensemble des machines. Il constitue une référence fixe. Les grandeurs liées au comportement dynamique de chaque machine prise individuellement (repère (d-q)) sont exprimées par rapport au repère (D-Q), voir le diagramme des phases de la Figure 3.1.

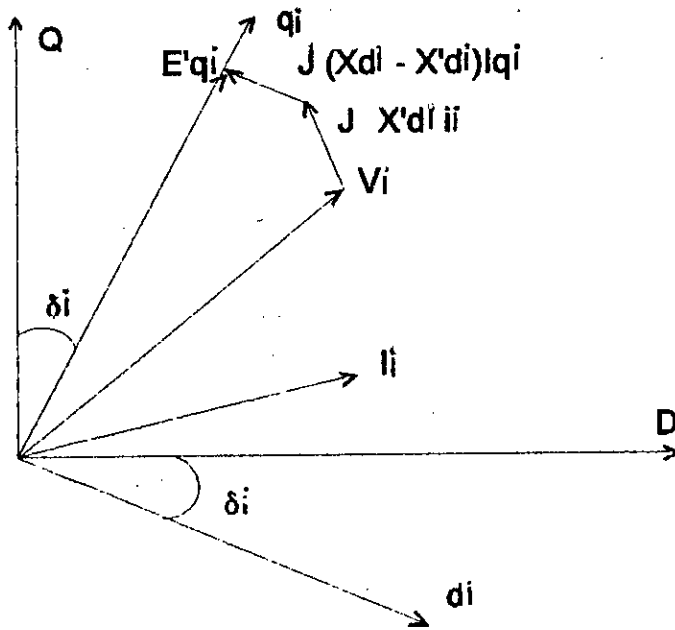


Figure 3.1 Diagramme des phases du réseau multimachine

Le modèle utilisé dans cette étude est similaire à celui adopté dans les références [45-47]. Les équations détaillées sont développées en annexe D.

La synthèse des équations électriques et mécanique du modèle linéarisé donne:

$$[\dot{X}] = [A][X] + [B][U] \quad (3.1a)$$

$$[Y] = [C][X] \quad (3.1b)$$

Les différents vecteurs apparaissant dans l'équation 3.1 sont:

$$X = [[\Delta\delta] \quad [\Delta\omega] \quad [\Delta E'_q] \quad [\Delta E_{FD}]]^T \quad (3.2)$$

$$U = [\Delta T_m \quad \Delta V_{ref}]^T \quad (3.3)$$

$$Y = [[\Delta\delta] \quad [\Delta\omega] \quad [\Delta V_t] \quad [\Delta T_e]]^T \quad (3.4)$$

Les différentes matrices de l'équation 3.1 sont:

$$A = \begin{bmatrix} [0] & [\omega_D] & [0] & [0] \\ -[\frac{K_1}{M}] & -[\frac{D}{M}] & -[\frac{K_2}{M}] & [0] \\ -[\frac{K_4}{T_{do}}] & [0] & -[\frac{1}{K_3 T_{do}}] & [\frac{1}{T_{do}}] \\ -[\frac{K_5 K_A}{T_A}] & [0] & -[\frac{K_6 K_A}{T_A}] & -[\frac{1}{T_A}] \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

$$B = \begin{bmatrix} [0] & [\frac{1}{M}] & [0] & [0] \\ [0] & [0] & [0] & [\frac{K_A}{T_A}] \end{bmatrix}^T \quad (3.6)$$

$$C = \begin{bmatrix} [1] & [0] & [0] & [0] \\ [0] & [1] & [0] & [0] \\ [K_5] & [0] & [K_6] & [0] \\ [K_1] & [0] & [K_2] & [0] \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

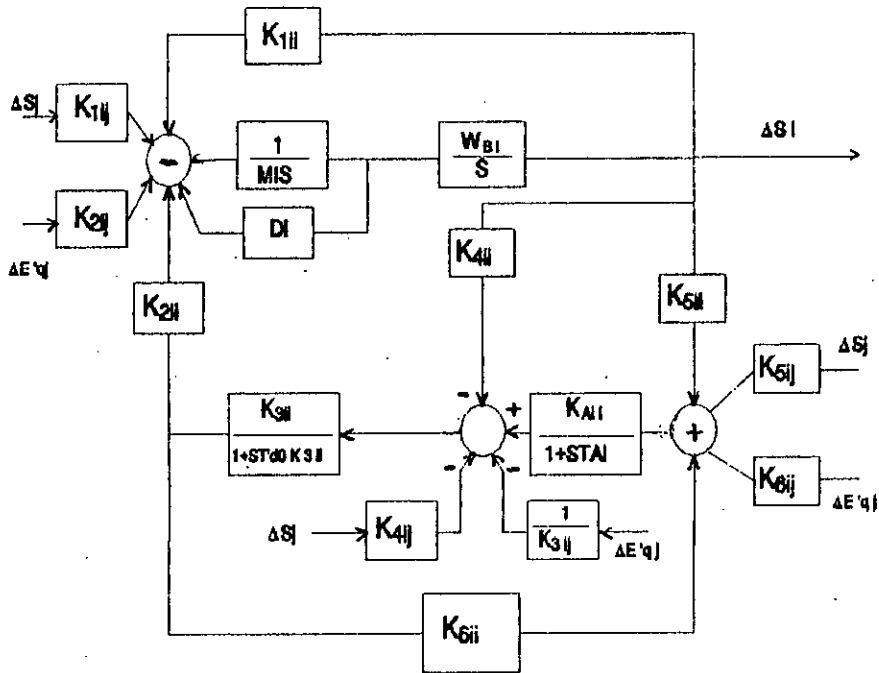


Figure 3.2 Schéma fonctionnel de la  $i^{\text{ème}}$  machine du réseau multimachine.

Les éléments des matrices [A], [B], [C] sont des sous-matrices, on a par exemple:

$$\left[ \frac{K_1}{M} \right] = \begin{bmatrix} \frac{K_{1,11}}{M_1} & \dots & \frac{K_{1,1n}}{M_n} \\ \frac{K_{1,n1}}{M_n} & \dots & \frac{K_{1,nn}}{M_n} \end{bmatrix}$$

### III.3 DETERMINATION DES COUPLES

La procédure de calcul des couples synchrone et amortisseur détaillée en II.2.6 est généralisée pour des réseaux d'énergie multimachines. Dans ce dernier cas, les réponses temporelles des variations du couple électrique, de l'angle interne et de la vitesse sont obtenues pour chaque machine. Les couples synchrone et amortisseur peuvent ainsi être obtenus en exprimant le couple électrique en fonction de ces deux couples, d'après:

$$\Delta T_{e_i} = T_e \Delta \delta_i + T_d \Delta \omega_i \quad (3.8)$$

Les réponses temporelles des trois signaux  $(\Delta T_e, \Delta \delta, \Delta \omega)$ , et par suite les coefficients des couples contiennent l'effet des différents modes d'oscillation en présence.

Les couples synchrone et amortisseur propres et mutuels peuvent aussi être déterminés analytiquement sous forme compacte. Le développement de ce calcul est rapporté en Annexe E. Pour la machine  $i$ , les couples synchrone et amortisseur propres sont donnés par:

$$\begin{aligned} T_{s_{ii}} &= T_{se_{ii}} + T_{sm_{ii}} \\ T_{d_{ii}} &= T_{de_{ii}} + T_{dm_{ii}} \end{aligned} \quad (3.9)$$

où

$T_{se_{ii}}$ ,  $T_{sm_{ii}}$  représentent les couples synchrones électrique et mécanique propres.  
 $T_{de_{ii}}$ ,  $T_{dm_{ii}}$  représentent les couples amortisseurs électrique et mécanique propres.

Les couples dûs à l'interaction avec les autres machines sont:

$$\begin{aligned} T_{s_{ij}} &= \sum_{i \neq j} (T_{se_{ij}} + T_{sm_{ij}}) \\ T_{d_{ij}} &= \sum_{i \neq j} (T_{de_{ij}} + T_{dm_{ij}}) \end{aligned} \quad (3.10)$$



### III.4 ANALYSE MODALE

#### III.4.1 RESEAU D'APPLICATION IEEE-9BUS

Le réseau d'énergie électrique multimachine IEEE-9 noeuds étudié [48] comprend 3 alternateurs, 3 charges, 3 compensateurs et 12 lignes de transport, schématisé à la Figure 3.3. Les paramètres des lignes sont donnés au Tableau 3.1 et ceux de l'alternateur sont rapportés au Tableau 3.2. Les données des transformateurs, des condensateurs et des charges se trouvent au Tableau 3.3.

Les résultats préliminaires du problème d'écoulement de puissance obtenus avec ces paramètres de base sont au Tableau 3.4.

#### III.4.2 MODES D'OSCILLATIONS

Dans les réseaux multimachines, il n'est guère possible d'assigner un mode d'oscillation unique à chaque machine. L'oscillation du rotor est une combinaison linéaire de tous les modes en présence, il y'a autant de modes que de machines. L'influence de chaque mode sur le comportement dynamique de chaque machine dépend, en fait, sur son degré de contribution. L'interaction entre les différents modes d'oscillations électromécaniques est analysé moyennant le calcul des facteurs de contribution [49] qui représentent la fraction avec laquelle le vecteur propre correspondant au mode  $j$  dans l'état initial contribue aux vecteurs propres correspondant au mode  $i$  dans le nouvel état. Puisque les vecteurs propres sont liés aux modes d'oscillations, ces facteurs mesurent implicitement la contribution du mode  $j$  à l'amplitude et/ou l'amortissement et/ou la fréquence du mode  $i$ . Ainsi, si l'amplitude du facteur de contribution est petite, le mode  $i$  est faiblement couplé au mode  $j$  et réciproquement. La matrice de couplage modale est obtenue en utilisant la matrice de vecteurs propres  $X_{ref}$ :

$$X_{ref} = [X_{1ref}, X_{2ref}, \dots, X_{nref}] \quad (3.11)$$

et la nouvelle matrice modale  $X_{new}$  correspondant au nouvel état de fonctionnement est obtenue par:

$$X_{new} = X_{ref} \cdot C \quad (3.12)$$

Le module du facteur  $C_{ij}$  représente la fraction avec laquelle le vecteur  $X_{ref,j}$  contribue à la formation du nouveau vecteur  $X_{new,i}$ .

Nous calculons les éléments de la matrice  $C$  définie par:

$$C = X_{ref}^{-1} X_{new} \quad (3.13)$$

et ses coefficients en termes des vecteurs peuvent être obtenus d'après:

$$X_{inew} = C_{11} X_{1ref} + C_{21} X_{2ref} + \dots + C_{n1} X_{nref} \quad (3.14)$$

où les  $X'_s$  sont des vecteurs et les  $C'_s$  sont les éléments de la matrice  $C$ .

La Figure 3.4 montre le facteur de contribution du mode 2 au mode 1 lorsque la puissance générée par la machine 3 varie.

### III.4.3 ANALYSE DE LA STABILITE:

Dans un réseau multimachine, plusieurs modes d'oscillations sont en présence (plus précisément: s'il y'a  $n$  alternateurs, il y a  $n-1$  modes d'oscillation) et chacun d'eux est caractérisé par une fréquence d'oscillation  $\omega_h$  et un coefficient d'amortissement  $\zeta_h$ .

La réponse à toute petite perturbation de l'angle  $\Delta\delta_i$  du  $j^{\text{ème}}$  alternateur est donnée par:

$$\Delta\delta_i = \sum_1^n A_h e^{-\zeta_h \omega_h t} \sin(\sqrt{1-\zeta_h^2} \omega_h t) \quad (3.15)$$

avec

$$\lambda_h = -\zeta_h \omega_h \pm j \sqrt{1-\zeta_h^2} \omega_h \quad (3.16)$$

où les  $\lambda_h$  désigne la  $h^{\text{ième}}$  valeur propre solution de l'équation caractéristique du système, et  $A_h$  des coefficients dépendant à la fois de la perturbation et de la position de l'alternateur dans le réseau. En pratique, seulement quelques coefficients  $A_h$  ne sont pas très petits [50], de sorte que, pour une perturbation donnée et en un point donné du réseau, un petit nombre de modes d'oscillation seulement apparaissent dans la réponse.

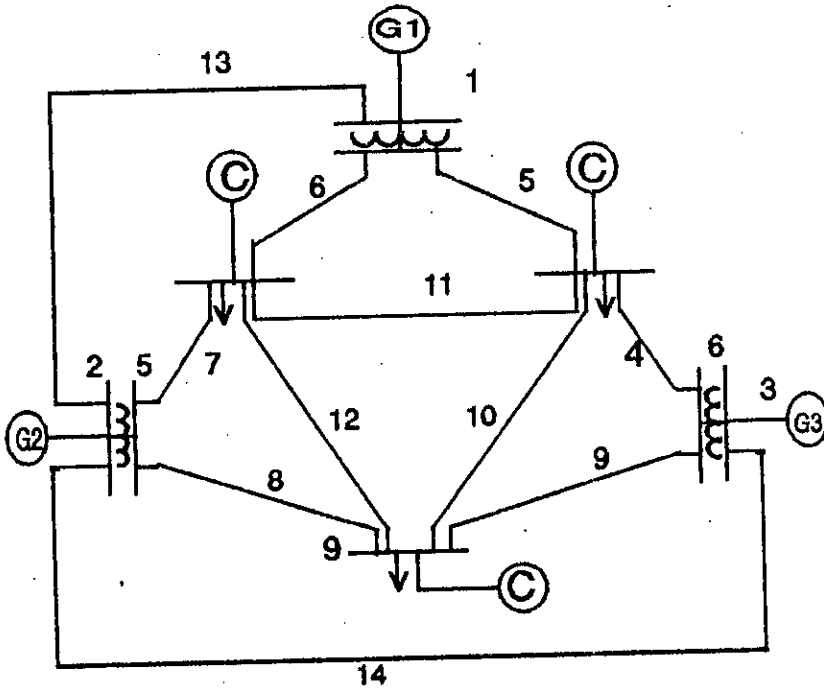


Figure 3.3 Topologie du système d'étude

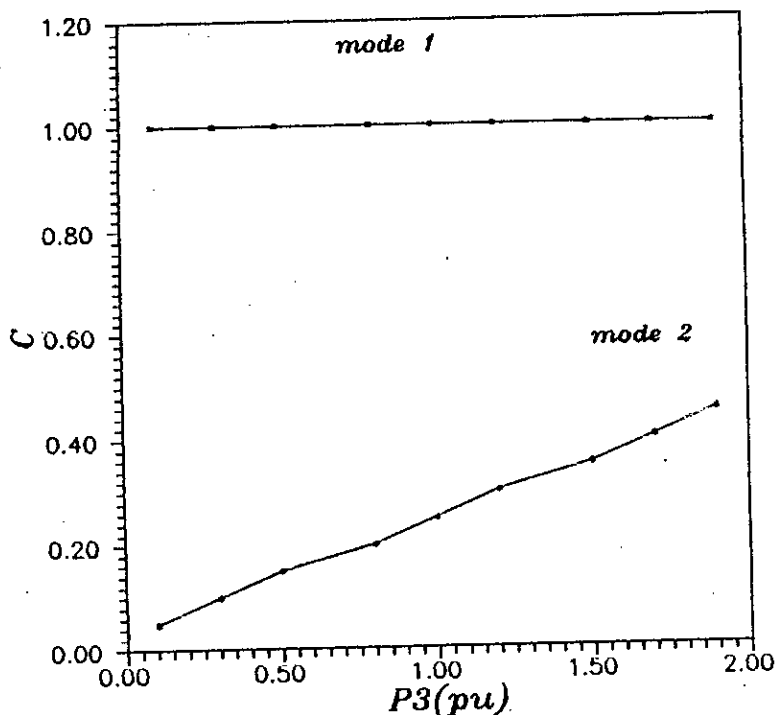


Figure 3.4 Facteurs de Contribution

Dans un réseau, il peut exister quelques modes "critiques" caractérisés par une valeur faible du facteur d'amortissement  $\zeta_h$ , qui, dans certaines circonstances, peut devenir négatif, de sorte qu'il apparait des oscillations avec une amplitude croissante.

L'analyse modale et l'étude de l'interaction entre les différents modes en présence sont utilisées afin de détecter les modes critiques représentant les sources d'instabilité ainsi que le degré de couplage entre ces différents modes pour des changements de conditions de fonctionnement. Cependant, cette analyse ne donne pas une idée du comportement dynamique de chaque machine et ne nous renseigne pas sur la proximité des limites de stabilité. Ceci est néanmoins montré par l'analyse des couples synchrone et amortisseur. Ces deux approches ont été donc utilisées dans cette étude afin de conclure quant à la stabilité du système.

La Figure 3.5 montre la variation des couples synchrones et amortisseur en fonction de la puissance active délivrée par la machine 3,  $P_3$

La Figure 3.6 montre l'allure des différents modes électromécaniques du système, mode 1 correspondant à la machine 2 et mode 2 à la machine 3 pour plusieurs valeurs de  $P_3$  dans le plan complexe.

Les résultats montrent que le couplage entre les modes est plus fort pour les grandes générations de la machine 3 où le couple amortisseur  $T_d(3)$  décroît (Figure 3.5b) bien que l'amortissement du mode 2 augmente d'après la Figure 3.6b. Pour les faibles générations, les machines sont faiblement couplées et  $T_d(3)$  relativement constant.

Pour les grandes générations, l'interaction entre les différentes machines contribue grandement à l'amortissement des oscillations électromécaniques alors que pour les faibles générations, c'est l'inverse qui se produit.

Les deux coefficients des couples amortisseur deviennent négatifs lorsqu'une valeur propre devient à partie réelle positive.

TABLEAU 3.1 PARAMETRES DES LIGNES DE TRANSPORT

ligne	Noeud départ	Noeud arrivé	$B_{sh}$ (pu)	$R_{ser}$ (pu)	$X_{ser}$ (pu)
1	1	4	0.0000	0.0000	0.0151
2	2	5	0.0000	0.0000	0.0140
3	3	6	0.0000	0.0000	0.0213
4	6	7	0.0010	0.0017	0.0301
5	7	4	0.0027	0.0018	0.0412
6	4	8	0.0018	0.0017	0.0530
7	8	5	0.0017	0.0016	0.0223
8	5	9	0.0025	0.0024	0.0305
9	9	6	0.0015	0.0016	0.0116
10	7	9	0.0058	0.0039	0.0520
11	7	8	0.0062	0.0045	0.0610
12	8	9	0.0061	0.0049	0.0730
13	1	2	0.0058	0.0045	0.0810
14	3	2	0.0062	0.0049	0.0930

TABLEAU 3.2 PARAMETRES DES MACHINES

Alternateur		1	2	3
Type		nucléaire	vapeur	vapeur
	kVA	245.000	192.000	128.000
	kV	14.400	18.000	13.800
FP		0.850	0.850	0.850
$X_d'$	pu	0.320	0.315	0.232
$X_d$	pu	1.710	1.670	1.680
M	pu	9.254	6.214	4.766
$T_{do}'$	s	7.100	5.000	5.890
$T_A$	s	0.100	0.100	0.100
$K_A$		50.000	50.000	50.000

TABLEAU 3.3 PARAMETRES DU RESEAU

Transformateur		
noeud	rapport	reactance (pu)
1	14.4/230	0.0151
3	18.0/230	0.0213
4	13.8/230	0.0133
Compensateur		
noeud	$B_c$ (pu)	
7	0.031	
8	0.011	
9	0.020	
Charge		
noeud	P(pu)	Q(pu)
7	1.210	0.350
8	1.110	0.250
9	0.814	0.200

TABLEAU 3.4 RESULTATS D'ECOULEMENT DE PUISSANCE

Noeud	Tension module (pu)	Tension phase (rd)
1	1.0000	0.0000
2	1.0004	0.0109
3	1.0004	0.0062
4	0.9974	-0.0114
5	0.9995	-0.0076
6	0.9974	-0.0160
7	0.9921	-0.0309
8	0.9938	-0.0263
9	0.9950	-0.0222

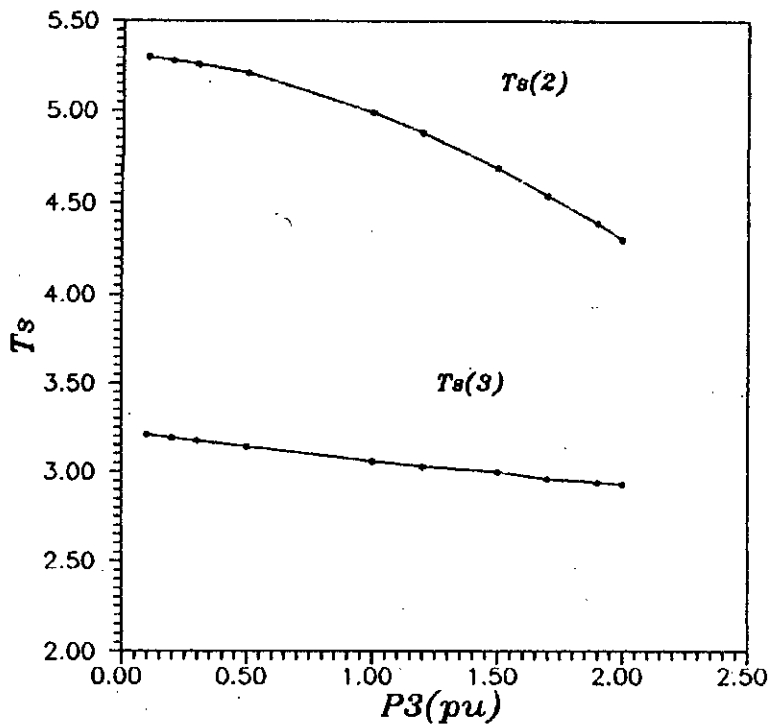


Figure 3.5a Variation des couples synchrones en fonction de la puissance  $P_3$

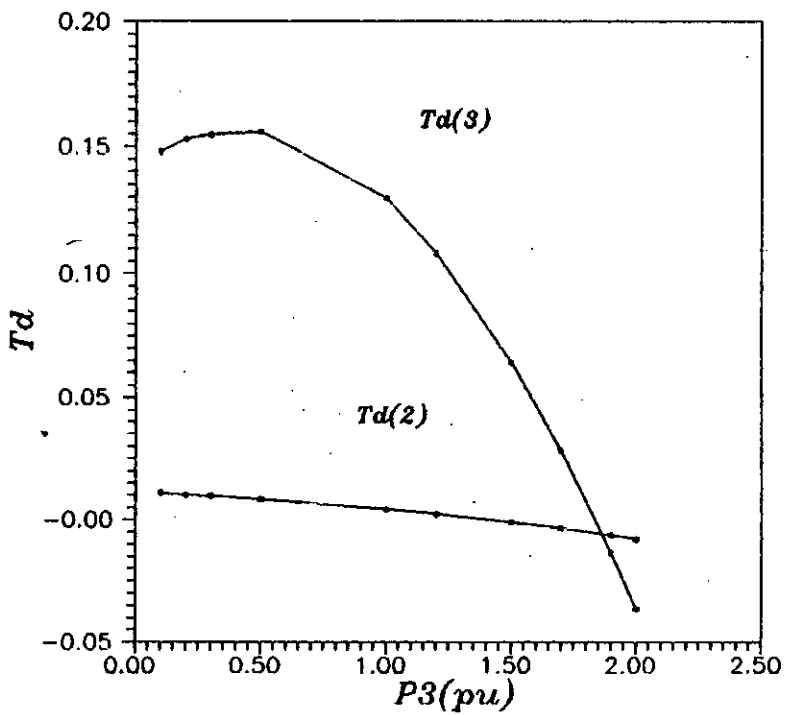


Figure 3.5b Variation des couples amortisseur en fonction de la puissance  $P_3$



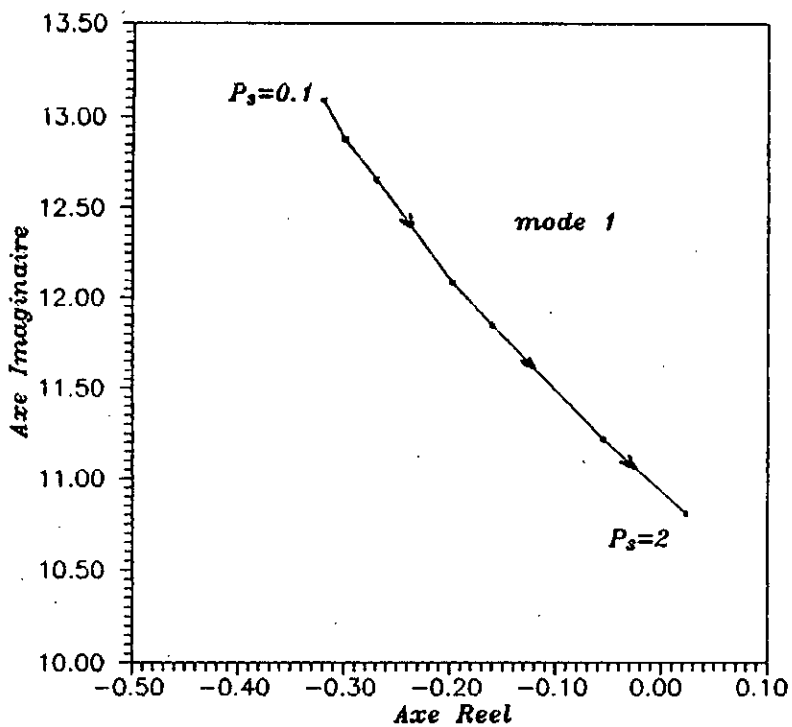


Figure 3.6a Variation du mode 1 d'oscillation dans le plan complexe

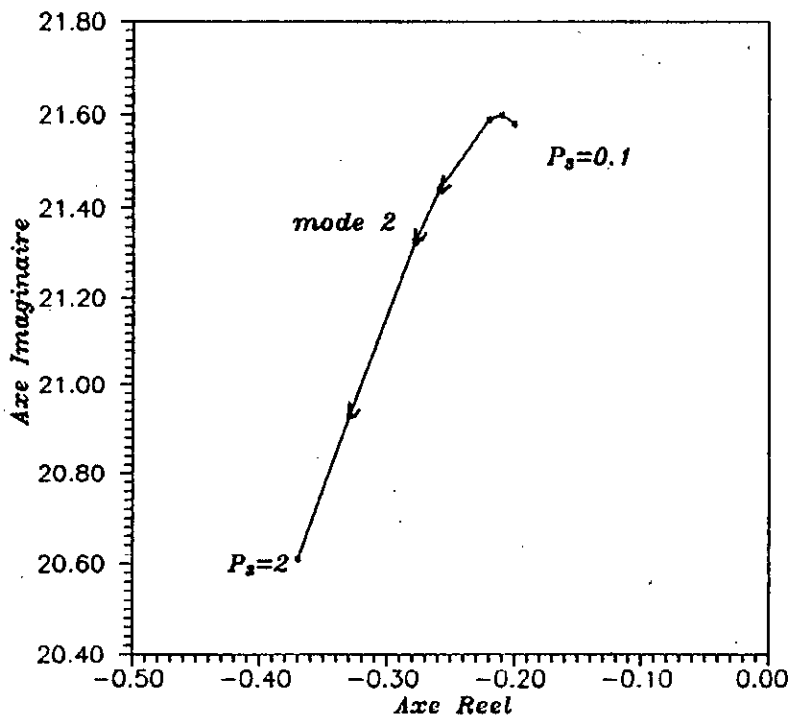


Figure 3.6b Variation du mode 2 d'oscillation dans le plan complexe

### III.5 REGIONS DE STABILITE:

Dans un réseau multimachine, les régions de stabilité d'une machine donnée sont définies dans le plan (P,Q) par la variation des puissances active et réactive de cette machine suivant la procédure de recherche détaillée au chapitre précédent. Les puissances actives des autres générateurs sont maintenues constantes et les puissances réactives sont déterminées en résolvant le problème d'écoulement de puissance.

#### III.5.1 CRITERES DE STABILITE:

L'investigation de la méthode des couples synchrone et amortisseur a montré qu'elle constitue un moyen efficace dans l'opération d'évaluation de la stabilité dynamique avec une réduction considérable en temps d'exécution [50] par rapport à la méthode des valeurs propres. L'objectif étant de généraliser l'application de cette méthode dans le cas des larges réseaux d'énergie électrique [51]. Il est clair que le critère des valeurs propres reste applicable dans ce cas. La condition "classique" de stabilité ( $\Delta\delta_i$  bornée) est que toutes les constantes d'amortissement  $\zeta_h$  soient toutes positives d'après l'équation 3.15. Si une au moins est négative (par exemple turbo-alternateur sous-excité avec des excitations statiques), alors  $\Delta\delta_i$  n'est pas bornée et le système est instable.

D'après l'étude paramétrique traitée précédemment, les conditions nécessaires et suffisantes assurant la stabilité du système sont que les deux couples  $T_s$  et  $T_d$  soient positifs:

$T_s$  positif assure la restauration de l'angle rotorique à la suite d'une faible perturbation,

$T_d$  positif est nécessaire pour amortir les oscillations dues à cette même perturbation. Puisque les couples synchrone et amortisseur ne peuvent être déterminés analytiquement sous forme compacte, nous énoncerons le critère définit comme suit:

Le système est stable tant que les couples synchrone et amortisseur propres (resp  $T_{sii}$  et  $T_{dii}$ ) sont supérieurs aux couples synchrone et amortisseur mutuels (resp  $T_{sij}$  et  $T_{dij}$ ). Si  $T_{sij} > T_{sii}$  ou  $T_{dij} > T_{dii}$ , alors le système est instable.

Le système est donc stable si la condition suivante est satisfaite:

$$T_{sii} > T_{sij} \quad \& \quad T_{dii} > T_{dij}$$

### III.5.2 CONTRAINTES DE FONCTIONNEMENT:

Les lignes de transport et les transformateurs ne doivent pas être en surcharge ou en sous-charge. Ce qui peut se traduire par des valeurs maximales et minimales de module de tension en certains noeuds du réseau.

$$V_{\min}(i) \leq V(i) \leq V_{\max}(i) \quad (i=1, \dots, N) \quad (3.17)$$

Les puissances réactives limites sont déterminées par les tensions de saturation à la sortie du régulateur de tension:

$$Q_{\min}(i) \leq Q(i) \leq Q_{\max}(i) \quad (i=1, \dots, N_g) \quad (3.18)$$

où  $N$  est le nombre de noeuds du réseau

$N_g$  le nombre de noeuds générateurs du réseau

Pour le réseau d'application étudié, les valeurs limites de puissance réactive adoptées sont:

- pour la machine 2:  $Q_{\min}(2) = -0.8$  pu,  $Q_{\max}(2) = 0.8$  pu
- pour la machine 3:  $Q_{\min}(3) = -0.5$  pu,  $Q_{\max}(3) = 0.5$  pu

### III.5.2 PROCEDURE DE RECHERCHE DES RS MULTIMACHINES:

La procédure de recherche développée au chapitre 2 est généralisée pour le réseau multimachine étudié en tenant compte des contraintes de fonctionnement de la machine considérée (Figure 3.7). Le critère des couples synchrone et amortisseur est utilisé pour déterminer les contours de stabilité [53]. Ces derniers représentent le lieu des points de fonctionnement pour lesquels  $T_{sij} = T_{sji}$  ou  $T_{dij} = T_{dji}$ . Les résultats sont comparés aux régions déterminées en utilisant le critère des valeurs propres.

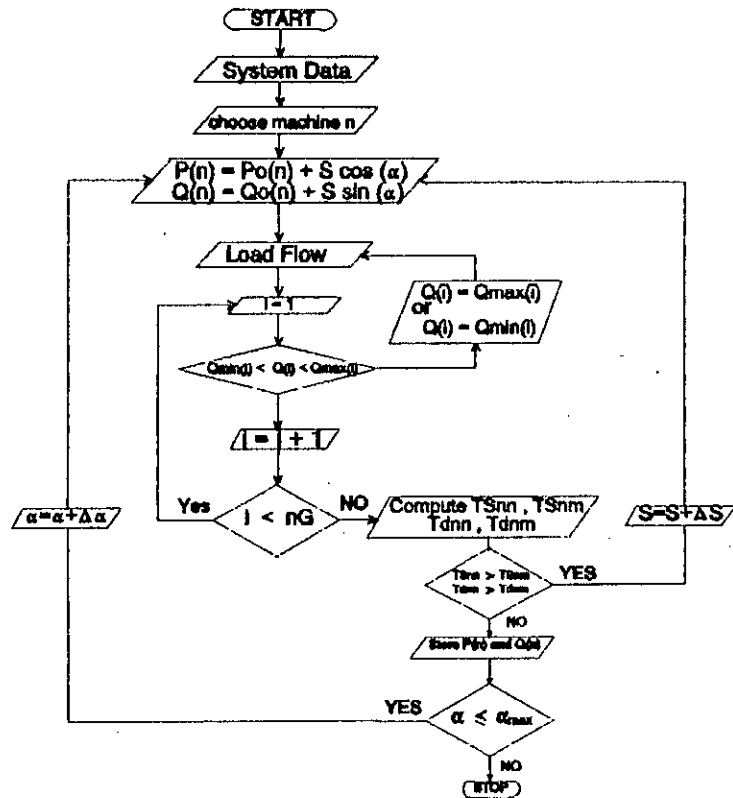


Figure 3.7 Organigramme de la procédure de recherche des Régions de stabilité multimachines

### III.6 RESULTATS DE SIMULATION:

Le programme que nous avons élaboré peut-être appliqué à l'étude de la stabilité dynamique des larges réseaux électriques afin de résoudre les problèmes suivants:

- i- Déterminer les régions de stabilité des différentes machines par les deux critères énoncés précédemment.
- ii- Etudier l'influence des divers paramètres du système tels que:
  - les gains des régulateurs de tension
  - les niveaux de génération des machines
  - l'état (fermé/ouvert) des lignes de transport
- iii- Simuler des petites perturbations de charge permettant l'analyse dans le domaine temporel.

Dans les points qui suivent, nous donnerons les différentes applications illustrant cette étude.

L'alternateur 1 étant considéré comme le noeud bilan du réseau (Figure 3.3), alors que seules les machines 2 et 3 seront concernées par les régions de stabilité.

#### III.6.1 COMPARAISON ENTRE RS-T ET RS-V:

Les caractéristiques dans le plan (P,Q) utilisant les deux critères de stabilité (des couples et des valeurs propres) sont comparés suivant:

- i- Leur temps d'exécution
- ii- leurs allures obtenues pour différentes valeurs du gain du régulateur de tension.

Concernant le premier point, les résultats obtenues sont donnés dans le tableau suivant:

Tableau 3.5 Temps de calcul des RS

$K_A$	RS-T (CPU)	RS-V (CPU)
50	1128	1592
100	996	1394
120	849	1273
150	678	1027

Le Tableau 3.5 montre clairement le gain de temps considérable obtenu si nous appliquons le critère des couples pour l'évaluation de la stabilité dynamique.

Pour le second point, les régions de stabilité des machines 2 et 3 sont tracées pour deux gains du régulateur de tension. Les Figures 3.8 et 3.9 montrent les contours de stabilité des machines 2 et 3 respectivement obtenues par les deux critères de stabilité pour un gain du régulateur de tension de la machine considérée  $K_A=50$ .

Dans les Figures 3.10 et 3.11 sont représentées ces mêmes régions pour un gain du R.T plus important,  $K_A=150$ , où l'on remarque que les domaines de stabilité sont plus étroits, et la différence entre les régions plus importante.

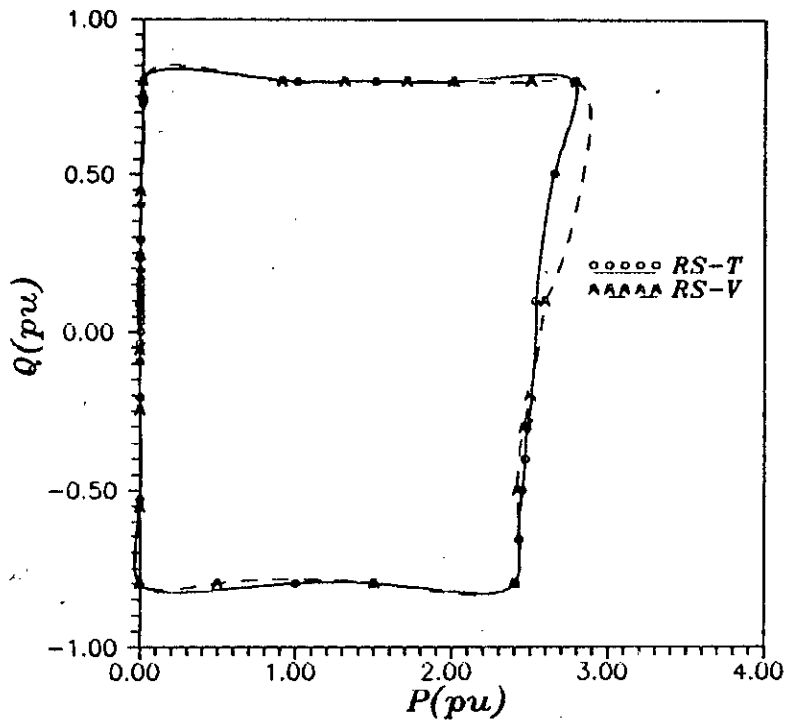


Figure 3.8 Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 2 pour un gain du R.T  $K_A=50$

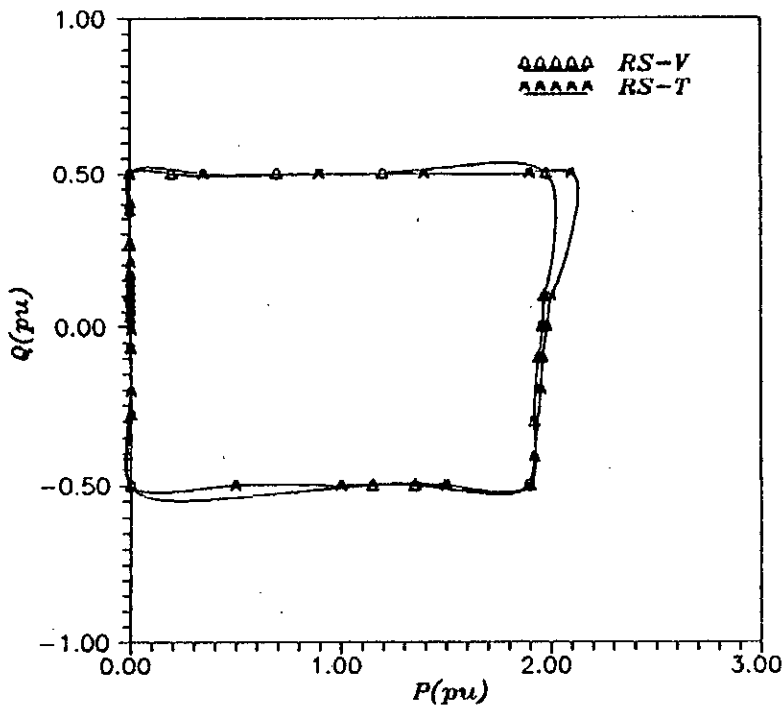


Figure 3.9 Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 3 pour un gain du R.T  $K_A=50$

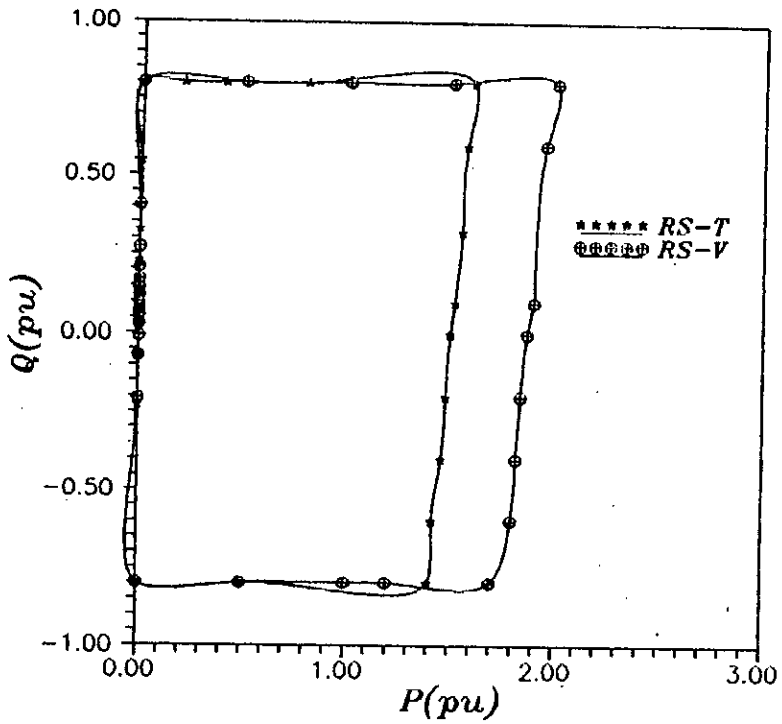


Figure 3.10 Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 2 pour un gain du R.T  $K_A=150$

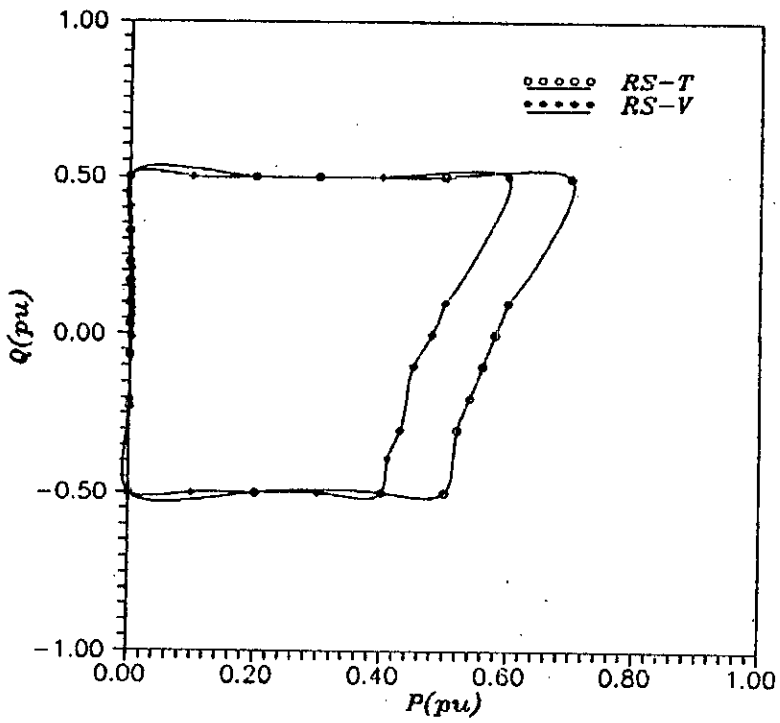


Figure 3.11 Comparaison entre RS-T et RS-V de la machine 3 pour un gain du R.T  $K_A=150$



### III.6.2 INFLUENCE DES DIFFERENTS PARAMETRES DU SYSTEME:

On traitera dans ce texte de l'effet du gain de régulation de tension ainsi que l'influence de conditions de fonctionnement et enfin l'impact de la configuration du réseau sur les régions de stabilité.

#### III.6.2.1 Gain du régulateur de tension:

Les Figures 3.12a et 3.12b montrent les régions de stabilité de la machine 2 tracées pour différents gains du régulateur de tension par la technique de valeurs propres et des couples respectivement. La même étude est faite pour la machine 3 où les RS sont représentées par les Figures 3.13a et 3.13b. Ces domaines sont d'autant plus larges que le gain du R.T est plus réduit.

#### III.6.2.2 Conditions de fonctionnement:

Dans un réseau électrique, il faut qu'à chaque instant l'équilibre production-consommation soit satisfait. Si par exemple, un surplus de production existe, alors la vitesse et l'angle de certains alternateurs augmentent pouvant causer l'instabilité du système. Dans un souci de clareté, nous avons adopté les termes suivants:

i-  $NG_i$ , pour désigner le niveau de génération représentant le pourcentage de puissance générée par rapport au cas initial.  $NG_i$  est relatif à la machine  $i$ .

ii-  $ND_i$ , pour désigner le niveau de demande représentant le pourcentage de puissance demandée par rapport au cas de base.  $ND_i$  est relatif à la charge au noeud  $i$ .

Figures 3.14a et 3.14b illustrent l'effet de variation de ces niveaux sur les régions de stabilité.

Figure 3.14a montre les contours de stabilité de la machine 3 lorsque le niveau de génération de la machine 2 varie.

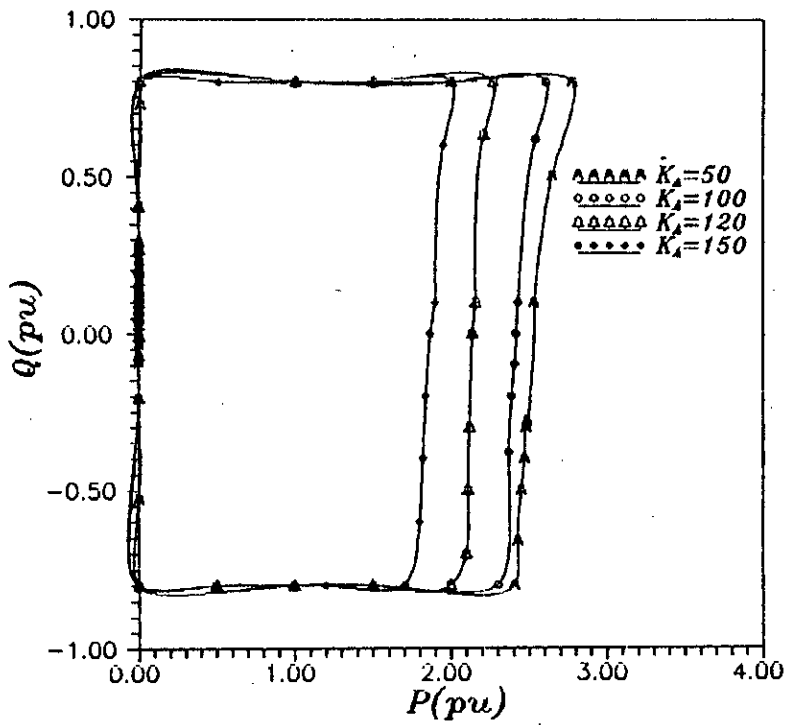


Figure 3.12a Régions de stabilité RS-V de la machine 2 pour différents gains du R.T.

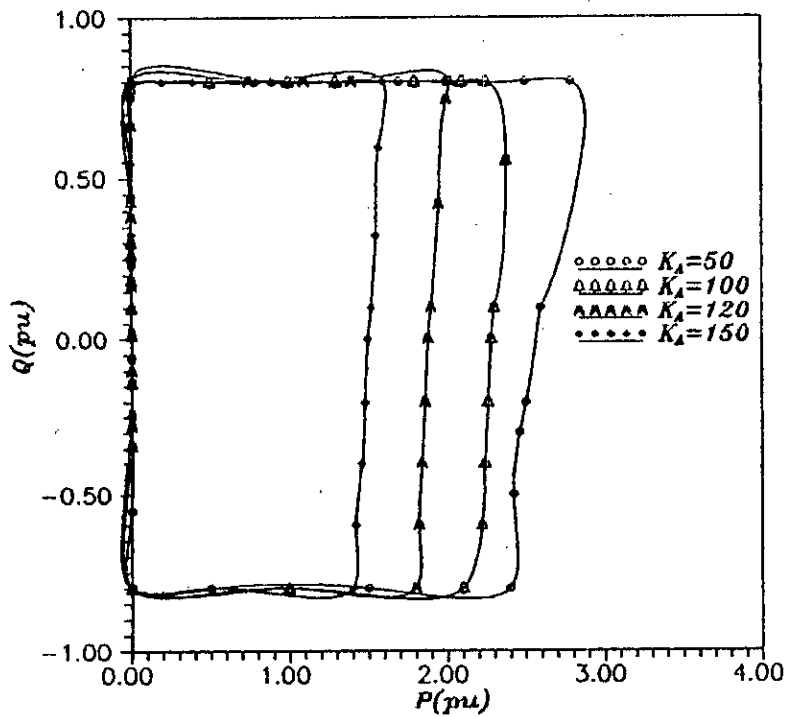


Figure 3.12b Régions de stabilité RS-T de la machine 2 pour différents gains du R.T.

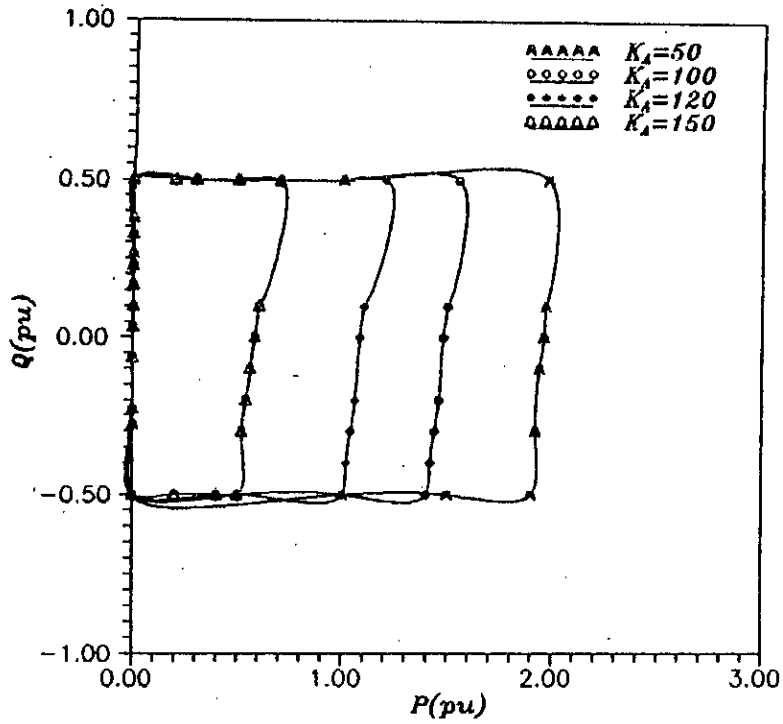


Figure 3.13a Régions de stabilité RS-V de la machine 3 pour différents gains du R.T.

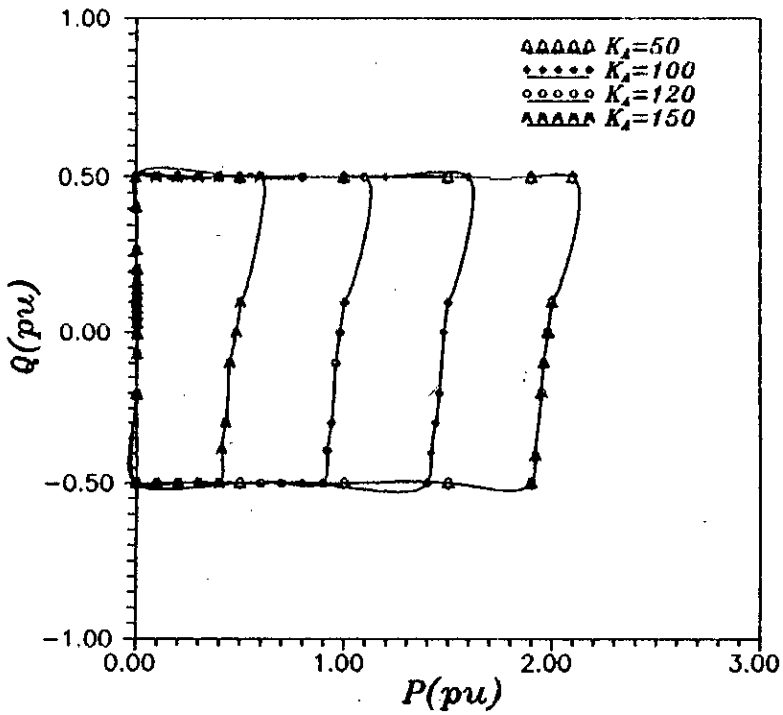


Figure 3.13b Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents gains du R.T.

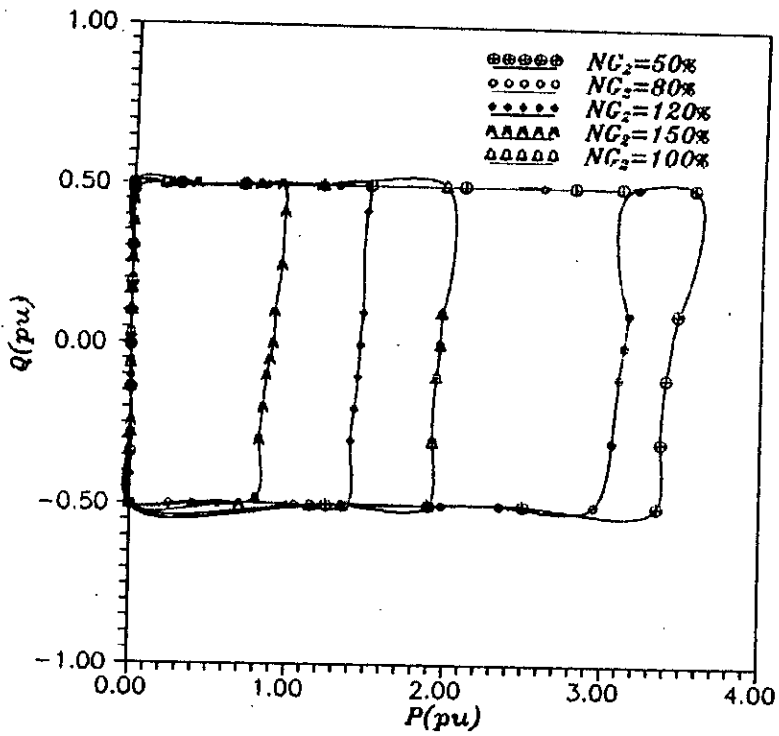


Figure 3.14a Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents niveaux de génération  $NG_2$ .

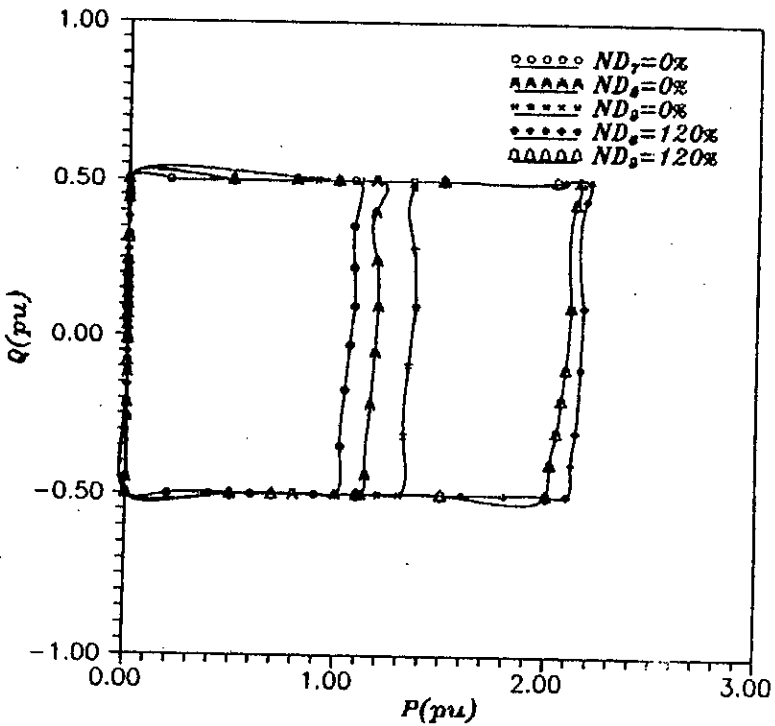


Figure 3.14b Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents niveaux de demande  $ND_1$ .

Il est clair que lorsque la génération de la machine 2 ( $NG_2$ ) diminue, le domaine de stabilité de la machine 3 devient plus large. Réciproquement, si  $NG_2$  est plus important, alors la machine 3 devra délivrer moins de puissance pour que le système reste stable.

Figure 3.14b représente les contours de stabilité de la machine 3 pour différents niveaux de charges. On a par exemple, pour une diminution de la charge  $ND_8$ , l'alternateur 3 doit fournir une puissance limitée et inversement.

### III.6.2.3 Influence de la configuration du réseau:

L'instabilité dynamique peut aussi être causée par les pertes dans les lignes de transport. On désignera par  $EL_i$ , l'état (fermé/ouvert) de ces lignes de transmission.

$EL_i = +1$  si la ligne est connectée

$EL_i = -1$  si la ligne est déconnectée

Les régions de stabilité sont tracées pour différents états des lignes de transmission (Figure 3.15). Les allures de ces domaines sont étroitement liées à la charge de ces lignes et à leur localisation dans le réseau.

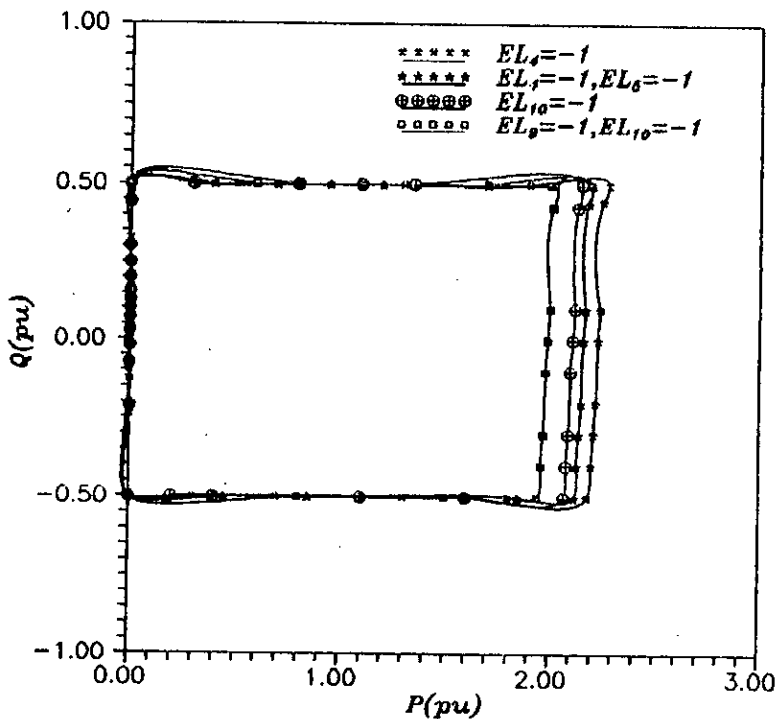


Figure 3.15 Régions de stabilité RS-T de la machine 3 pour différents états des lignes  $EL_i$ .

### III.6.3 ANALYSE TEMPORELLE

Cette partie consiste à simuler des petites perturbations de charge permettant l'analyse de la stabilité dynamique dans le domaine temporel et vérifier le comportement du système pour quatre points de fonctionnement situés entre les différents contours de stabilité tracés précédemment.

#### II.6.3.1 Influence du gain du régulateur de tension

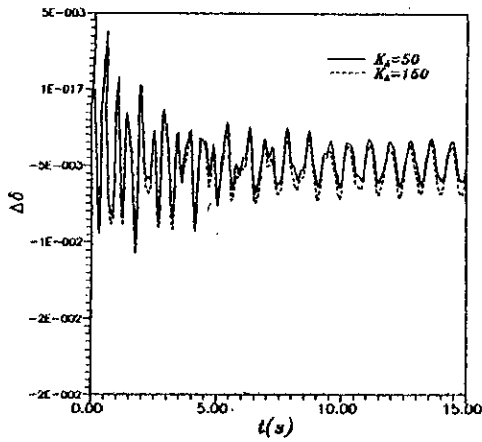
Les réponses temporelles des différents points de fonctionnement M1, ..., M4 sont tracées lors d'une perturbation en échelon du couple mécanique de la machine 3,  $\Delta T_{m3}=5\%$ .

La Figure 3.16 illustre les différentes réponses dynamiques pour le point de fonctionnement M1 ( $P_3=0.5\text{pu}$ ,  $Q_3=0.3\text{pu}$ ) situé à l'intérieur des RS de la Figure 3.13. Pour la clarté du texte, nous n'avons représenté que les réponses correspondant à deux gains du régulateur de tension  $K_A=50$  et  $K_A=150$ .

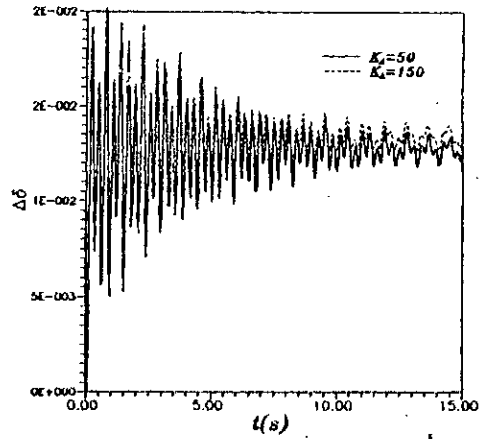
La Figure 3.17 montre les différentes réponses dynamiques pour le point de fonctionnement M2 ( $P_3=0.8\text{pu}$ ,  $Q_3=0.3\text{pu}$ ) instable pour le gain du RT  $K_A=150$ .

La Figure 3.18 met en évidence le comportement dynamique du système pour le point de fonctionnement M3 ( $P_3=1.2\text{pu}$ ,  $Q_3=0.3\text{pu}$ ) situé à l'intérieur des deux RS correspondant aux gains  $K_A=100$  et  $K_A=120$ .

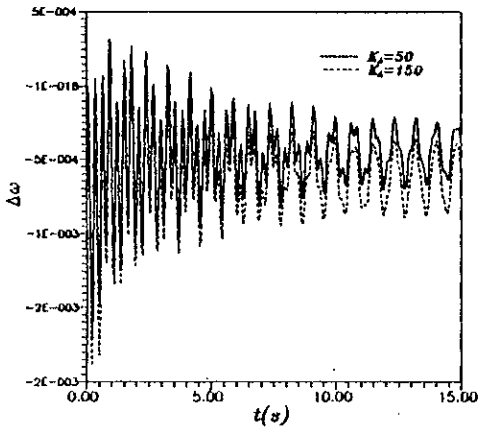
Pour le dernier point de fonctionnement M4 ( $P_3=1.9\text{pu}$ ,  $Q_3=0.3\text{pu}$ ) de la Figure 3.19, les réponses se stabilisent uniquement pour le gain du RT.,  $K_A=50$ .



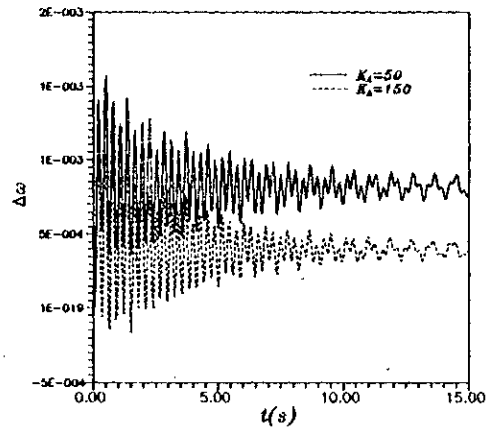
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

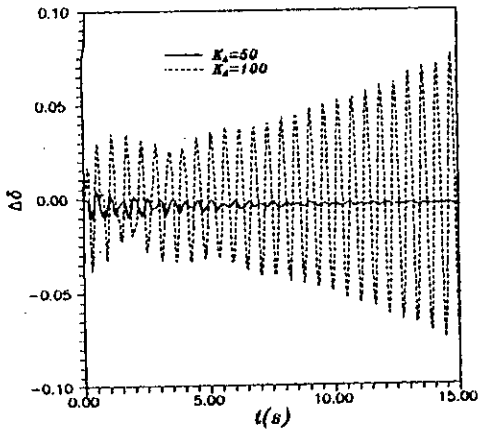


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

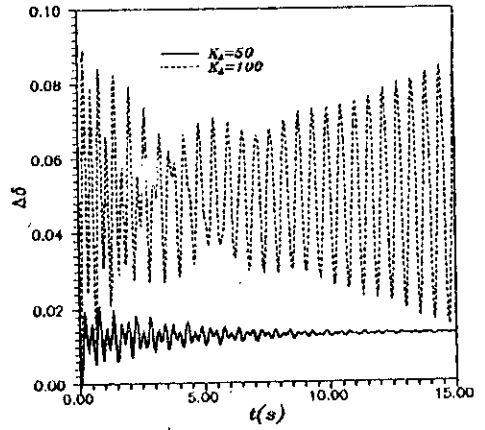


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

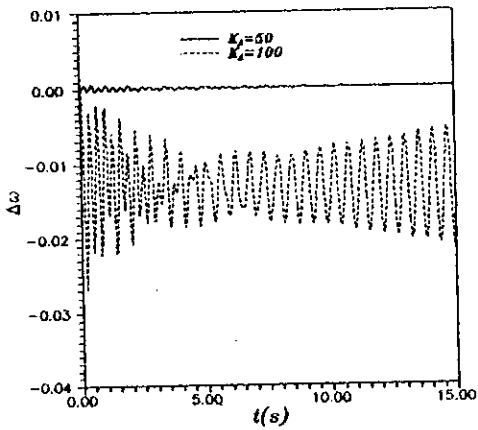
Figure 3.16 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M1 pour différents  $K_A$



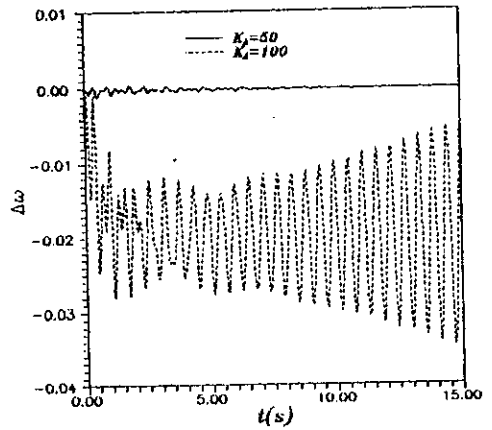
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3



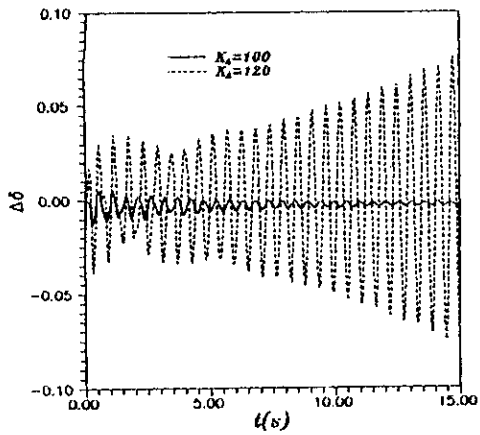
(c) Variation de la vitesse de la machine 2



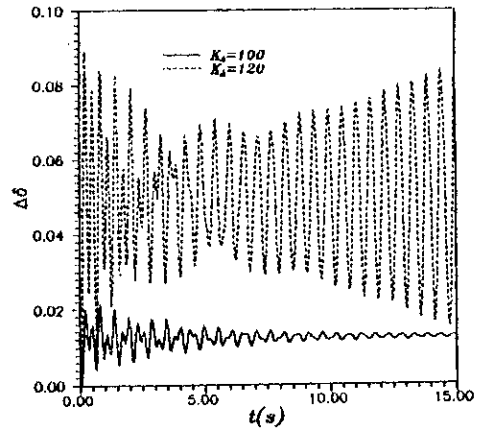
(d) Variation de la vitesse de la machine 3

Figure 3.17 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M2 pour différents  $K_A$

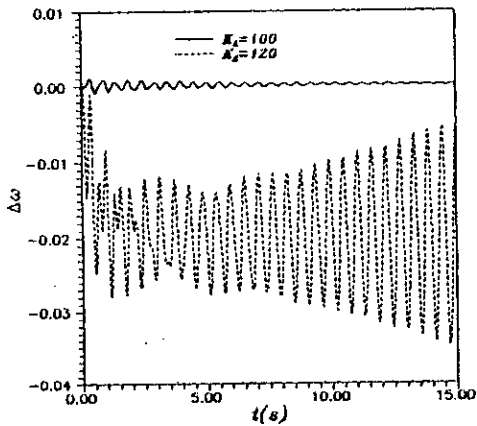




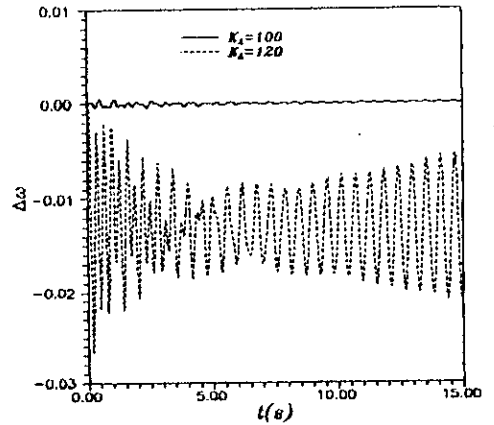
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

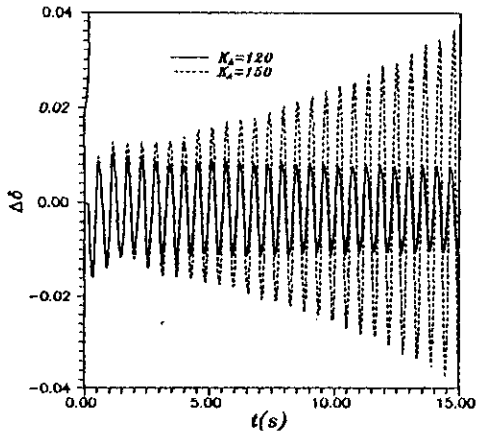


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

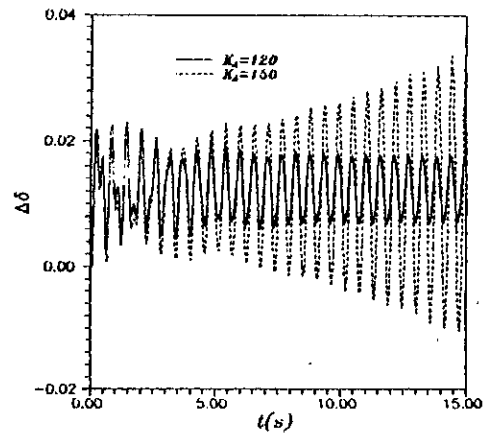


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

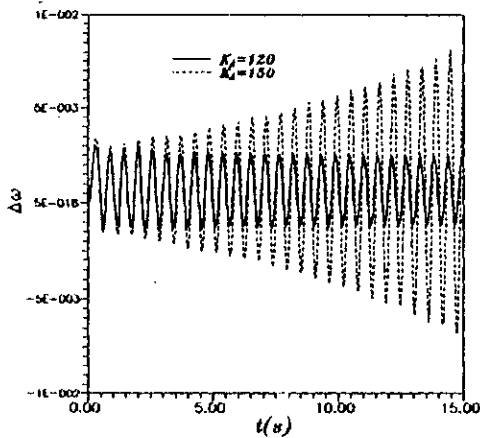
Figure 3.18 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M3 pour différents  $K_A$



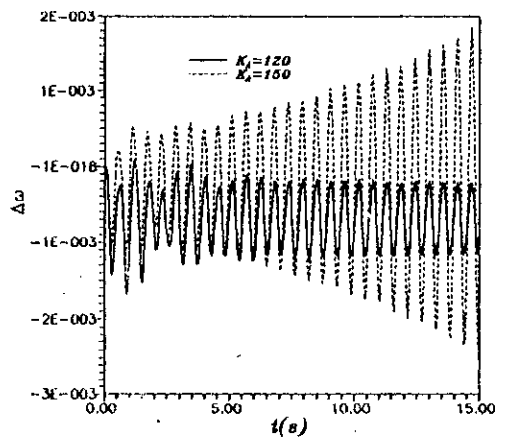
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3



(c) Variation de la vitesse de la machine 2



(d) Variation de la vitesse de la machine 3

Figure 3.19 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{n3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M4 pour différents  $K_A$

### III.6.3.2 Influence de conditions de fonctionnement

Les réponses temporelles des différents points de fonctionnement sont tracées pour des variations des niveaux de génération de la machine 2,  $N_{G2}$  et les niveaux de demande des différents noeuds de charge du réseau.

La Figure 3.20 illustre les différentes réponses dynamiques pour le point de fonctionnement M1 ( $P_3=0.5pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) situé à l'intérieur des RS de la Figure 3.14a. Les résultats représentés correspondent aux deux valeurs de niveaux de génération  $N_{G2}=50\%$  et  $N_{G2}=150\%$ .

La Figure 3.21 montre les différentes réponses dynamiques pour le point de fonctionnement M2 ( $P_3=1pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) instable pour  $N_{G2}=150\%$ .

La Figure 3.22 met en évidence le comportement dynamique du système pour le point de fonctionnement M3 ( $P_3=2pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) situé à l'intérieur des deux RS correspondant aux gains  $N_{G2}=80\%$  et  $N_{G2}=120\%$ .

Pour le dernier point de fonctionnement M4 ( $P_3=3pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) de la Figure 3.23, les réponses se stabilisent uniquement pour le gain du R.T.,  $N_{G2}=50\%$ .

Le même travail est effectué pour des variations de charge des noeuds 8 et 9.

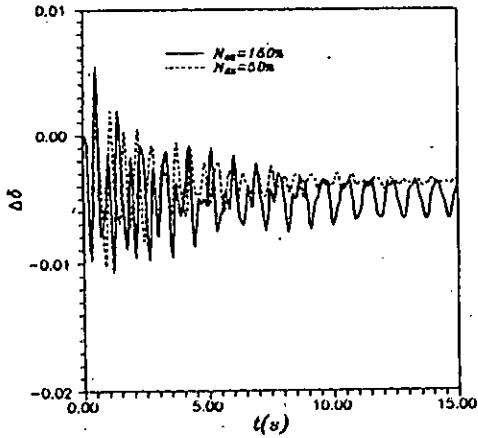
La Figure 3.24 illustre les différentes réponses dynamiques pour le point de fonctionnement M1 ( $P_3=0.5pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) situé à l'intérieur des R.S de la Figure 3.14b. Les résultats représentés correspondent aux deux valeurs de niveaux de demande  $N_{D8}=0\%$  et  $N_{D8}=120\%$ .

Figure 3.25 montre les différentes réponses dynamiques pour le point de fonctionnement M2 ( $P_3=1pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) instable pour  $N_{D8}=0\%$ .

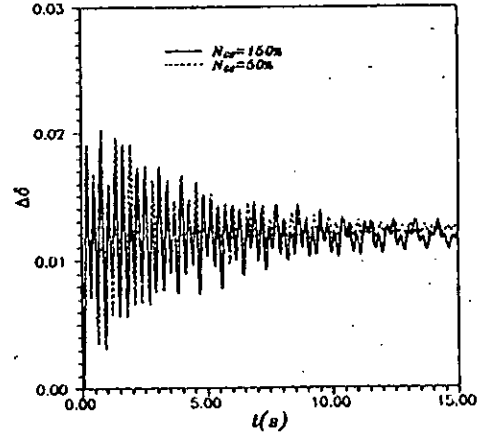
La Figure 3.26 met en évidence le comportement dynamique du système pour le point de fonctionnement M3 ( $P_3=1.6pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) situé à l'intérieur des deux R.S correspondant aux gains  $N_{D9}=0\%$

et  $N_{D9}=120\%$ .

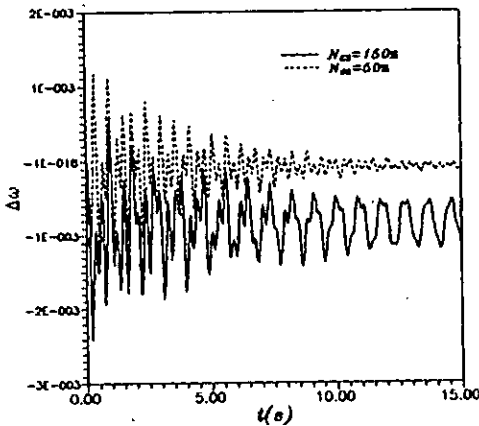
Pour le dernier point de fonctionnement M4 ( $P_3=2pu$ ,  $Q_3=0.3pu$ ) de la Figure 3.27, les réponses se stabilisent uniquement pour le gain du R.T.,  $N_{D8}=120\%$ .



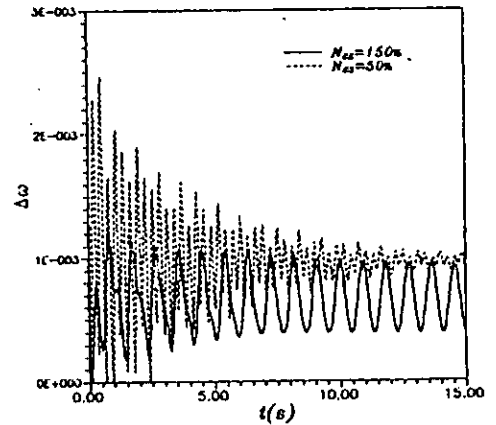
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

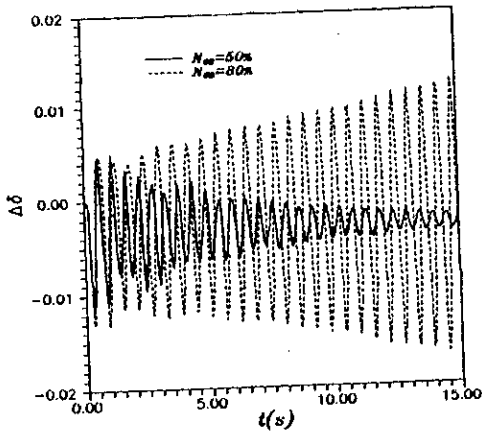


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

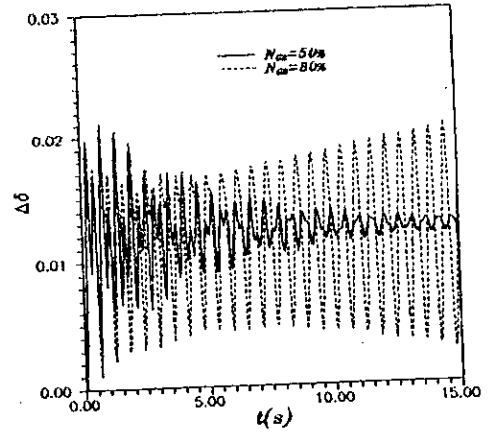


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

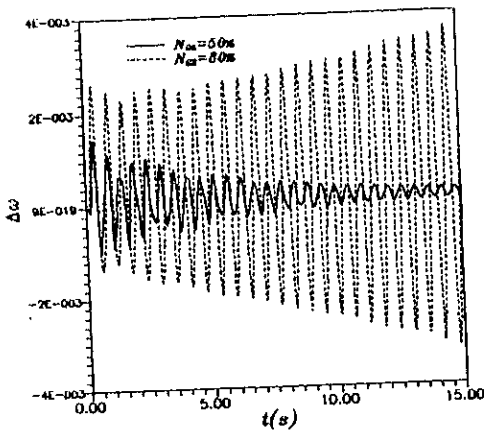
Figure 3.20 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{D3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M1 pour différents  $NG_1$



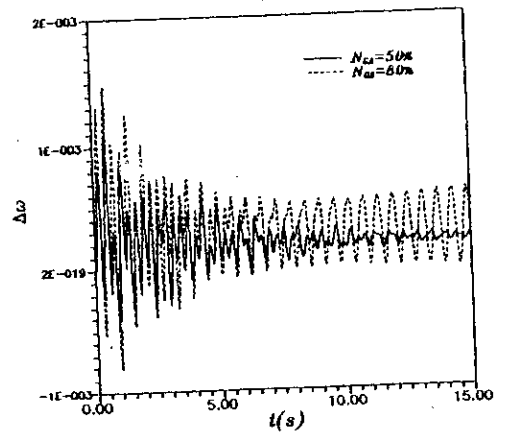
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

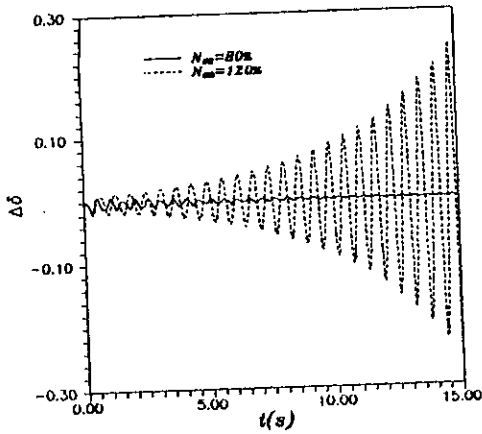


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

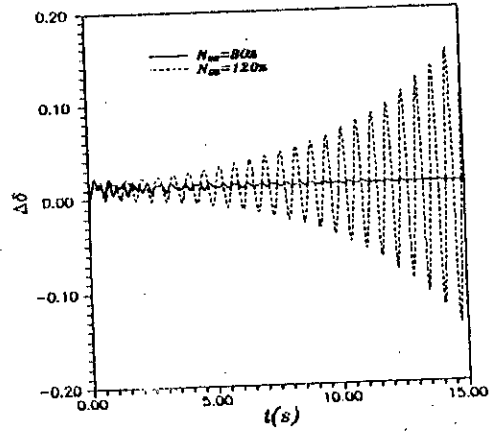


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

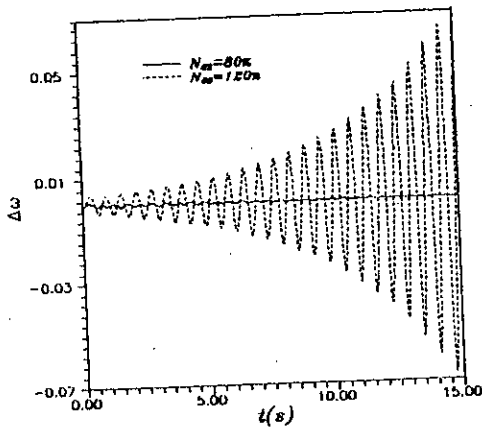
Figure 3.21 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{N3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M2 pour différents  $NG_2$



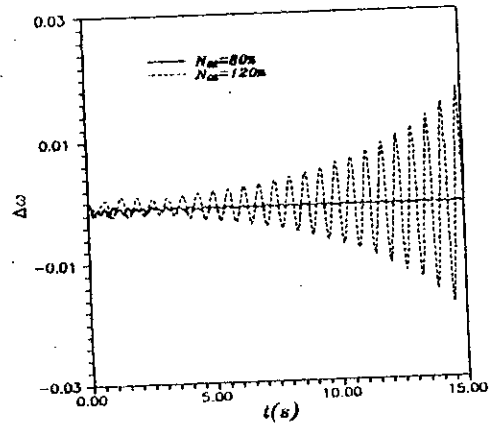
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

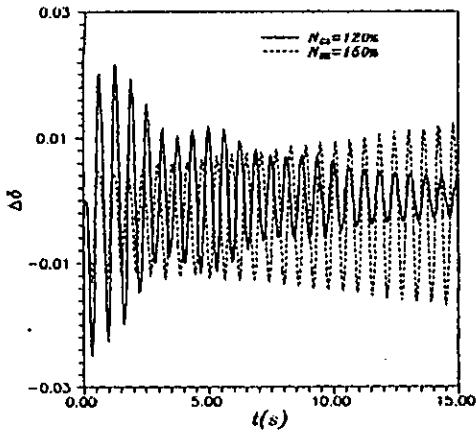


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

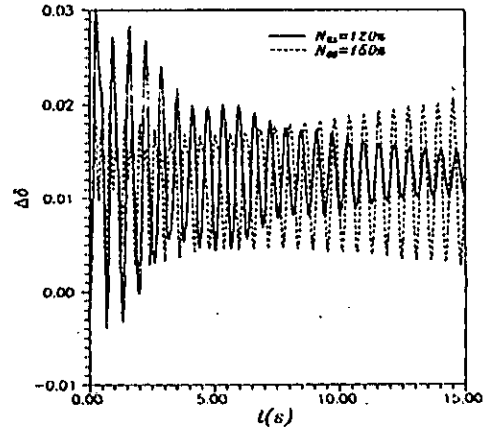


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

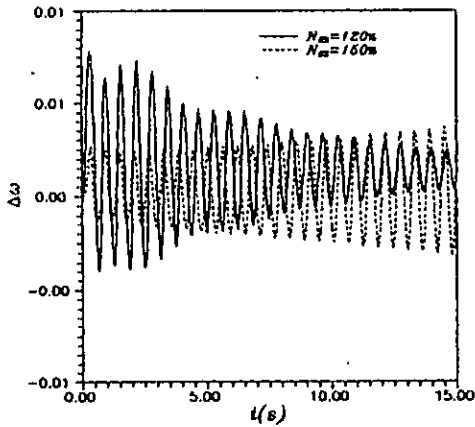
Figure 3.22 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3} = 5\%$  pour le point de fonctionnement M3 pour différents  $NG_2$



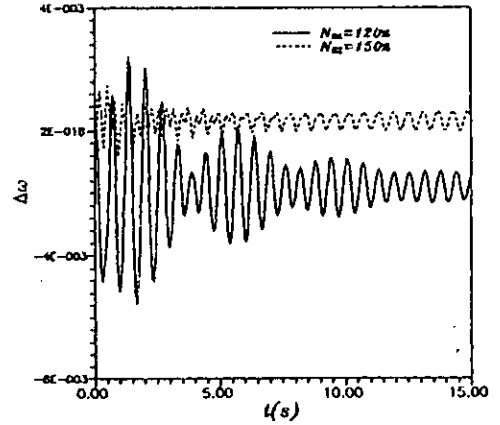
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

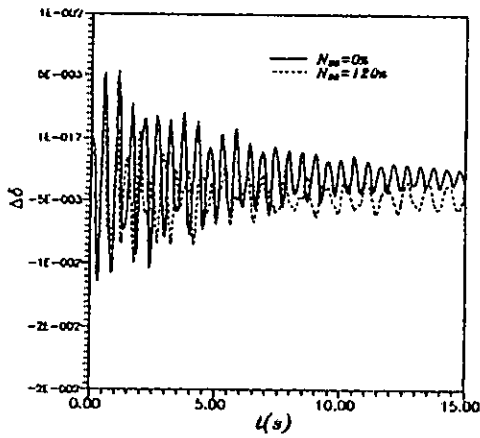


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

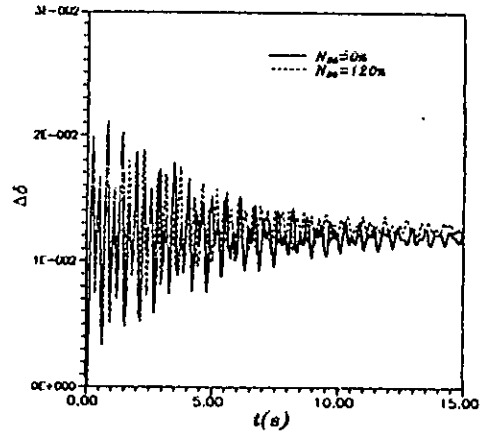


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

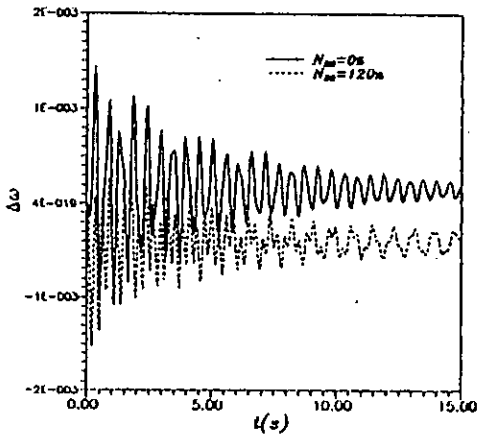
Figure 3.23 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{n3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M4 pour différents  $NG_1$



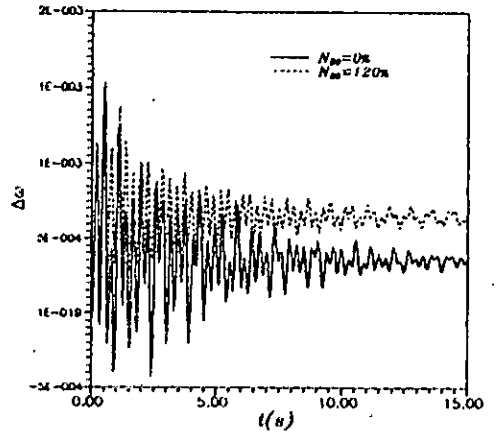
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3



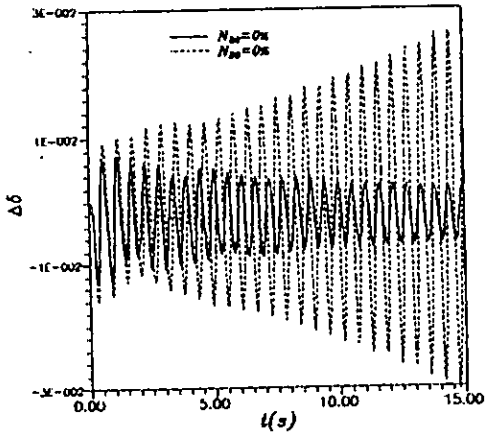
(c) Variation de la vitesse de la machine 2



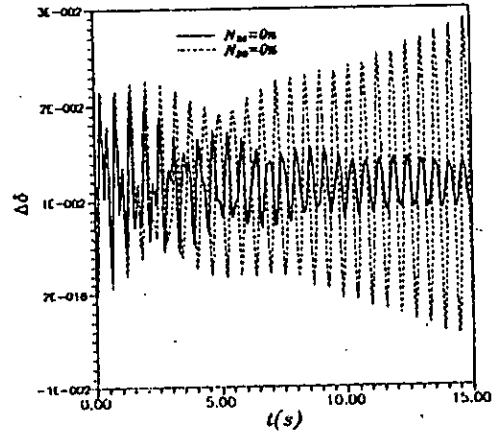
(d) Variation de la vitesse de la machine 3

Figure 3.24 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M1 pour différents  $ND_i$

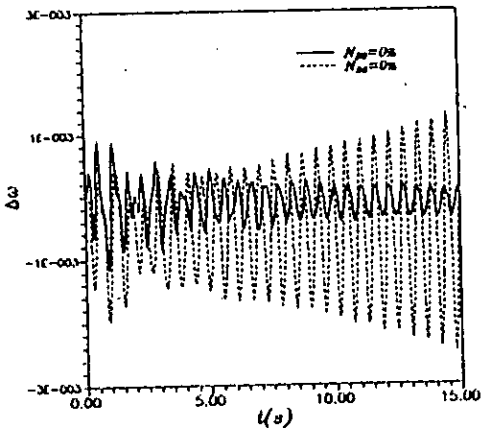




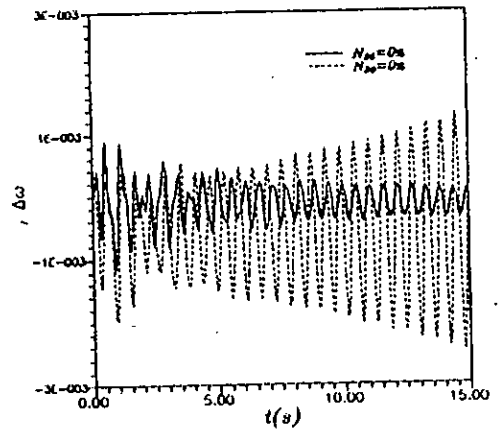
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

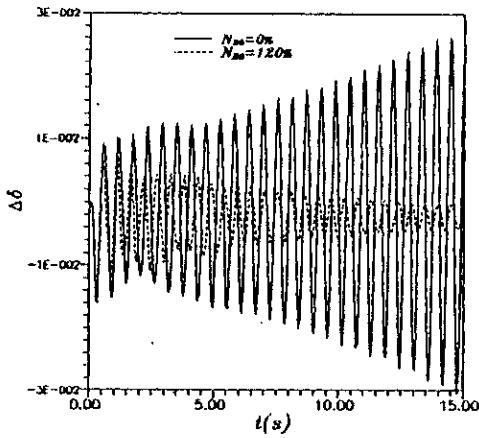


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

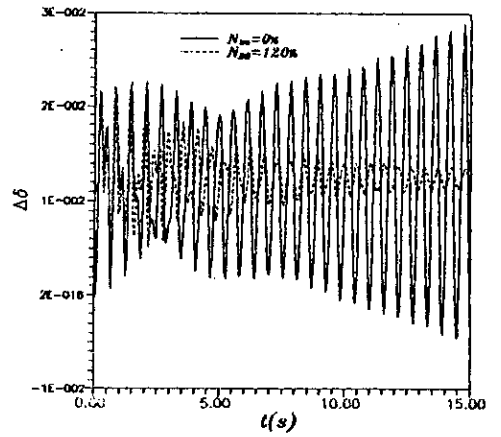


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

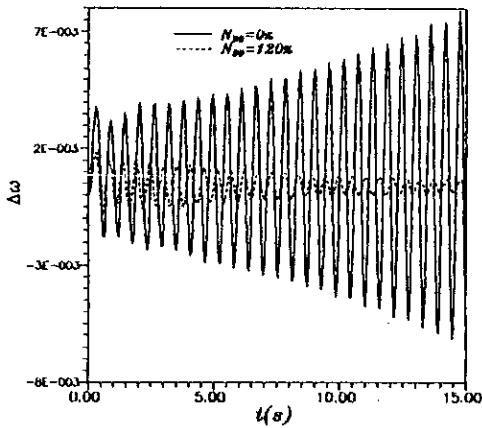
Figure 3.25 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M2 pour différents  $ND_i$



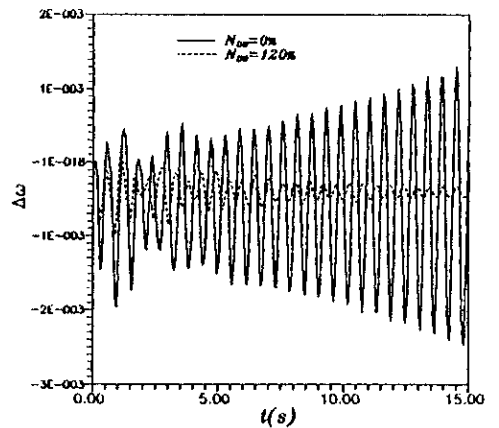
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

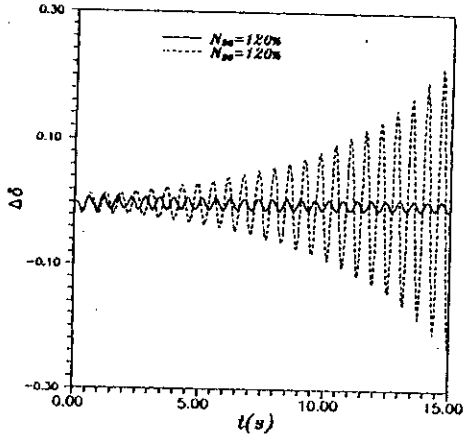


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

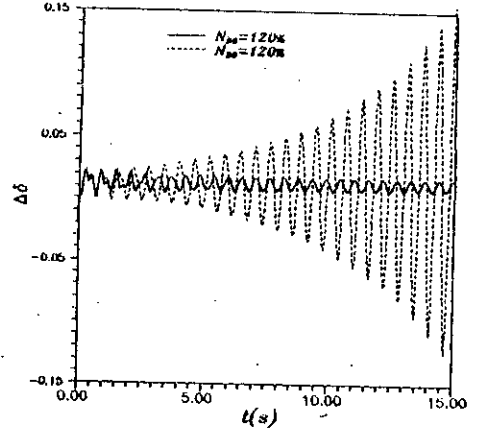


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

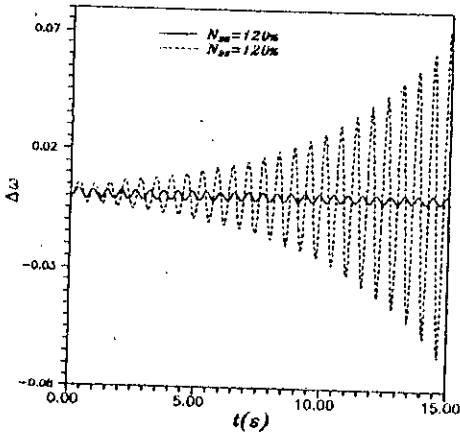
Figure 3.26 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M3 pour différents  $ND_i$



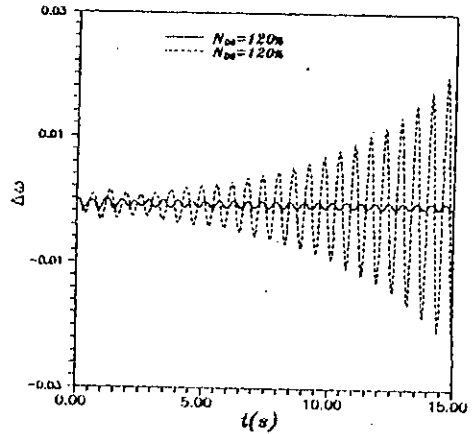
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3



(c) Variation de la vitesse de la machine 2



(d) Variation de la vitesse de la machine 3

Figure 3.27 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{a3}=5\%$  pour le point de fonctionnement M4 pour différents  $ND_1$

### III.7 CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons développé un modèle d'étude permettant l'évaluation de la stabilité des réseaux d'énergie électrique.

L'analyse modale et l'étude de l'interaction entre les différents modes en présence ont été utilisées afin de détecter les modes critiques représentant les sources d'instabilité ainsi que le degré de couplage entre ces différents modes pour des changements de conditions de fonctionnement. Cependant, cette analyse ne donne pas une idée du comportement dynamique de chaque machine et ne nous renseigne pas sur la proximité des limites de stabilité. Ceci est néanmoins montré par l'analyse des couples synchrone et amortisseur. Cette analyse nous a, entre autre, permis de développer un critère basé sur ces coefficients de couple et par suite leurs utilisation pour la détermination des régions de stabilité.

# Chapitre IV

*Amélioration de la stabilité  
dynamique des réseaux  
d'énergie électrique.*

## CHAPITRE IV

# AMELIORATION DE LA STABILITE DES RESEAUX D'ENERGIE ELECTRIQUE

### IV.1 INTRODUCTION

Ce chapitre commence par traiter des causes de mauvais amortissement et de l'analyse des facteurs qui influent sur la stabilité à basse fréquence. Sont proposés, ensuite, les moyens et les dispositifs de régulation employés actuellement pour améliorer la stabilité des grands réseaux d'énergie électrique.

Les contre réactions additionnelles sont, de loin, les moyens considérés comme les plus efficaces et sont utilisés principalement pour introduire un amortissement positif. Une mise en oeuvre informatique de ces dispositifs de commande sur un réseau multimachine est traitée en fin de chapitre.

### IV.2 INFLUENCE DES COMPOSANTS ESSENTIELS DU RESEAU

L'amortissement est influencé surtout par les fonctions de transfert des régulateurs de vitesse et des régulateurs de tension dont les effets dépendent de nombreux facteurs tels la répartition de puissance, la nature des charges, ...etc. La position dans le réseau peut grandement influencer sur l'amortissement. Cette influence peut être liée à l'amplitude des oscillations de fréquence.

Une analyse de l'effet de ces éléments et de l'interaction possible avec d'autres facteurs est traitée dans les points qui suivent.

#### IV.2.1 EFFET DES REGULATEURS DE TENSION

Les systèmes de régulation automatique de la tension des alternateurs donnent une certaine importance selon les valeurs du gain dynamique de la boucle de régulation de la tension, la fréquence d'oscillation, la structure et les paramètres du réseau, la répartition de puissance et la caractéristiques des charges. On peut distinguer deux sortes d'effets des régulateurs de tension sur l'amortissement:

- La première est une réduction de l'amortissement naturel donné par l'enroulement inducteur des régulateurs.

- Le second effet relatif au retard avec lequel les régulateurs de tension réagissent aux variations de tension causées par les variations d'angle pendant les oscillations. Il peut donner dans certains cas un amortissement positif, mais le plus souvent son effet est négatif.

#### IV.2.2 EFFET DE LA STRUCTURE DU RESEAU

La fréquence d'oscillations est évidemment influencée par les variations de structure du réseau, et aussi par la charge des liaisons d'interconnexion. L'influence de la charge sur les valeurs de l'amortissement qui peut conduire à des limites de stabilité relative à l'amortissement et est reliée par exemple à certains transits de puissance dans le cas le plus familier de la stabilité dépendant des coefficients des synchronisation.

La nature des charges peut influencer l'amortissement (en dehors de l'influence sur les coefficients synchronisants), une valeur plus élevée de la sensibilité de la puissance active absorbée par les charges augmente l'effet (positif ou négatif) du régulateur de tension sur l'amortissement.

On notera l'effet positif de la robustesse du réseau sur l'amortissement des oscillations et l'effet négatif de la charge des liaisons d'interconnexion.

La capacité de transfert d'énergie d'une ligne d'interconnexion est très largement influencée par le développement intérieur des réseaux interconnectés, qui conduit à une augmentation ou à une diminution de la capacité. Tout particulièrement dans les réseaux à interconnexion radiale, il existe une tendance nettement marquée à ce que les lignes d'interconnexion s'influencent [64].

#### IV.3 AMELIORATION DE L'AMORTISSEMENT

Une séparation entre les différentes alternatives citées précédemment, c'est-à-dire élimination de la contribution à l'amortissement négatif ou addition d'un amortissement positif par des moyens stabilisants, peut ne pas être toujours évidente: par exemple, une contre réaction additionnelle dans la commande de l'excitation introduit à la fois un amortissement positif et élimine l'effet généralement négatif dû à la réponse du régulateur de tension.

Cette partie traite de l'utilisation des dispositifs stabilisateurs dans le but d'amortir les oscillations dans les larges systèmes de puissance. Le problème de commande des R.E.E. peut être décomposé en trois étapes distinctes: - modélisation, -détermination de la structure de commande et - ajustement (dimensionnement) du contrôleur. Cette procédure sera détaillée pour les deux approches de commande étudiées (compensation de phase et commande optimale).

Le diagramme en bloc du modèle de connaissance linéarisé du réseau multimachine est donné à la Figure 3.2.



#### IV.3.1 COMMANDE PAR COMPENSATION DE PHASE:

Le dimensionnement des dispositifs stabilisateurs par la méthode de compensation de phase du circuit d'excitation a été largement traité dans la littérature [Chap 2], et l'organe de commande est implanté, connaissant sa réponse fréquentielle, afin de satisfaire des critères de performance exigés. Cependant, dans le cas des réseaux multimachines, le problème essentiel demeure la coordination entre ces dispositifs stabilisateurs [40,41] et [65-68]. La référence [40] présente les procédures de sélection du meilleur emplacement pour l'installation de ces dispositifs. Une caractéristique découplée entre l'amortissement d'un mode d'oscillation donné et le gain du RT de la machine correspondante est identifiée. Cette caractéristique constitue une approche permettant la synthèse des dispositifs stabilisateurs basée sur le concept de la compensation de phase.

La connaissance du comportement en dynamique d'un réseau multimachine permet de faire un choix approprié de l'approche adoptée pour la synthèse des différents organes de régulation et de commande. Une analyse de sensibilité est ainsi effectuée permettant d'étudier la relation entre les différentes valeurs propres du système et le gain du dispositif stabilisateur de chaque machine.

Le gain du stabilisateur de la  $i^{\text{ème}}$  machine  $G_i$  peut être exprimé par [42]:

$$G_i = \frac{\Delta T_{di}}{K_{21i} \Delta \omega_i} \quad (4.1)$$

Ou:

$\Delta T_{di}$  la déviation du couple d'amortissement de la  $i^{\text{ème}}$  machine  
 $\Delta \omega_{ii}$  la déviation de la vitesse de la  $i^{\text{ème}}$  machine  
 $K_{21i}$  un des paramètres du modèle de la machine

En considérant  $\lambda_k$  la  $k^{\text{ème}}$  valeur propre du système:

$$\lambda_k = \sigma_k + j \omega_k$$

La sensibilité des valeurs propres relativement au changement du

gain  $G_i$  (voir Annexe F) est donnée d'après:

$$\frac{\partial \lambda_k}{\partial G_i} = \frac{V_k^T \frac{\partial A}{\partial G_i} U_k}{V_k^T U_k} \quad (4.2)$$

ou  $U_k$  et  $V_k$  représentent les vecteurs propres associés aux matrices  $A$  et  $A^T$  respectivement. Le développement des équations de sensibilité des valeurs propres se trouve en Annexe F.

En considérant que le dispositif stabilisateur induit un couple d'amortissement proportionnel à  $K_{2ii} G_{ii}$ , les performances dynamiques peuvent être évaluées par les valeurs propres dominantes correspondant aux équations mécaniques de mouvement.

Au Tableau 4.1, les valeurs de sensibilité des parties réelles des valeurs propres sont données.

Tableau 4.1 Sensibilité des parties réelles des valeurs propres

Mode d'oscillation No	Fréquence d'oscillation (Hz)	$\delta \sigma_k / \delta G_i (10^{-2})$		
		3	2	1
k	f(Hz)			
k=1	1.96	10.84	7.72	5.19
k=2	3.38	10.07	14.10	7.28

Le Tableau 4.1 indique que les éléments diagonaux sont plus grands que les éléments non diagonaux, ce qui montre qu'il existe une caractéristique découplée entre l'amortissement d'un mode d'oscillation et le gain du stabilisateur d'une machine donnée. La procédure de dimensionnement est formulée comme suit:

i- La priorité est donnée aux modes d'oscillations ayant les plus faibles fréquences car influençant le plus les performances du système.

ii- Sélectionner la machine pour laquelle les dispositifs stabilisateurs seront installés en utilisant la sensibilité des valeurs propres.

iii- Calculer les paramètres du dispositif stabilisateur en utilisant la procédure détaillée en Annexe A.

#### IV.3.2 COMMANDE LINEAIRE OPTIMALE:

Alors que l'objectif essentiel du stabilisateur conventionnel dimensionné par compensation de phase est d'améliorer l'amortissement mécanique uniquement, celui du régulateur linéaire optimal consiste à minimiser la variation des états du système en conjonction avec l'effort de contrôle adopté.

La procédure générale de dimensionnement de ce type de stabilisateurs est donné ci-après:

i)- sélectionner les matrices de pondération de la fonction coût à minimiser:

$$J = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} [X^T Q X + u^T R u] \quad (4.4)$$

sojette à l'équation:

$$\dot{X} = A X + B U \quad (4.5)$$

ii)- Construire la matrice des états et des états associés du système:

$$M = \begin{bmatrix} A & -S \\ -Q & A^T \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

avec:  $S = B R^{-1} B^T$

iii)- Calculer la matrice de Riccati K et la loi de commande (voir Annexe A)  $B U = - S K$

iv)- Déterminer les valeurs propres du système en boucle fermée.

$$\dot{X} = A X + B U = (A - S K) X \quad (4.7)$$

Ces valeurs sont données au Tableau 4.2.

Tableau 4.2 Valeurs propres sans et avec la commande

Machine	Avant la commande	Après la commande
2	$-0.18 \pm j 12.19$	$-6.47 \pm j 13.73$
3	$-0.27 \pm j 21.51$	$-2.22 \pm j 21.34$

On notera que l'amortissement du mode d'oscillation de la machine 2 a considérablement augmenté. La sélection de la structure de retour consiste à déterminer les alternateurs qui nécessitent le plus des signaux additionnels.

#### IV.4 RESULTATS DE SIMULATION

Les deux types de commande ont été appliqués sur le réseau d'énergie électrique dont la topologie et les données ont été rapportés au Chap II.

Une analyse temporelle des réponses dynamiques du système a été effectuée pour une perturbation en échelon du couple mécanique de la machine 3,  $\Delta T_0 = 5\%$ .

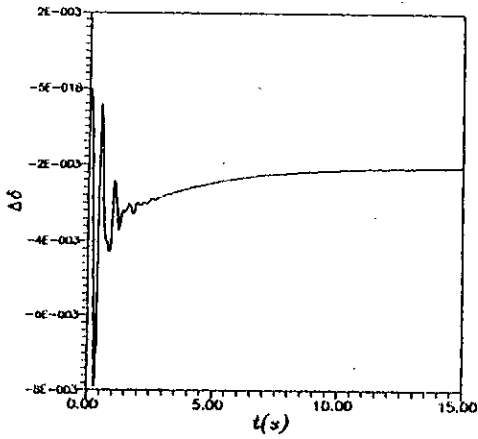
##### IV.4.1 COMMANDE LINEAIRE OPTIMALE

Dans le cas de la commande optimale, les caractéristiques obtenues montrent que pour la matrice de pondération  $Q$  dont tous les éléments sont égaux à l'unité, les performances dynamiques sont excellentes en ce qui concerne le temps de réponse (Figure 4.2). Ce temps est encore plus réduit pour des poids des angles internes et des vitesses égales à 10 comme le montre la Figure 4.3.

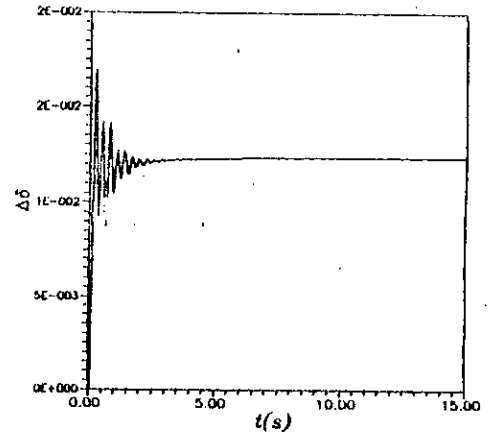
##### IV.4.2 COMMANDE PAR COMPENSATION DE PHASE

Ce type de commande est appliqué suivant la procédure détaillée précédemment au réseau IEEE 9 BUS.

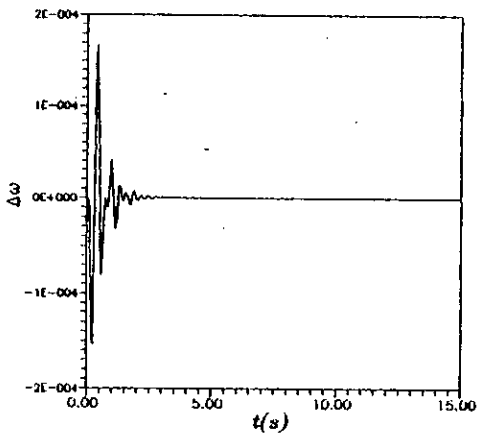
Si on veut éliminer les amortissements dues au mode d'oscillations 1 de fréquence  $f=1.96\text{Hz}$ , le dispositif stabilisateur doit être placé à la machine 3 dont le coefficient de sensibilité est le plus important (Tableau 4.1). Les réponses dynamiques sont montrées par la Figure 4.5. Si par contre, ces signaux additionnels sont placés à la machine 2, les réponses obtenues à la Figure 4.4 illustrent le comportement du système dont le temps de réponse est plus important.



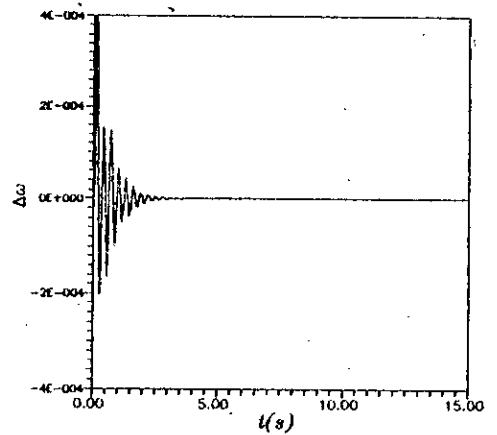
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

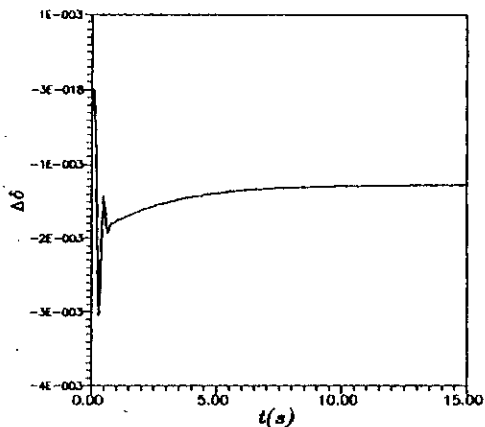


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

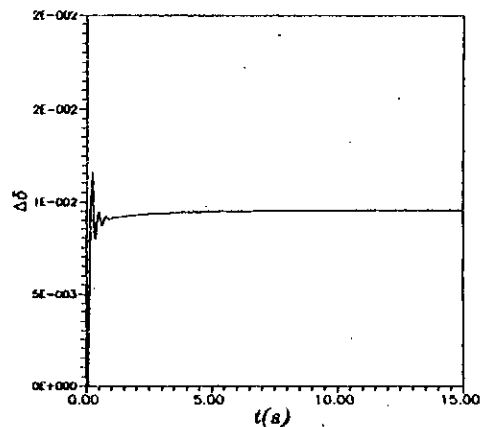


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

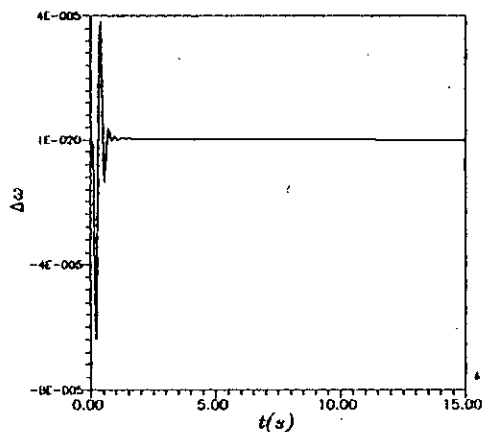
Figure 4.2 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{n3}=5\%$  avec la commande optimale pour  $Q=DIAG[1,1,1,1]$



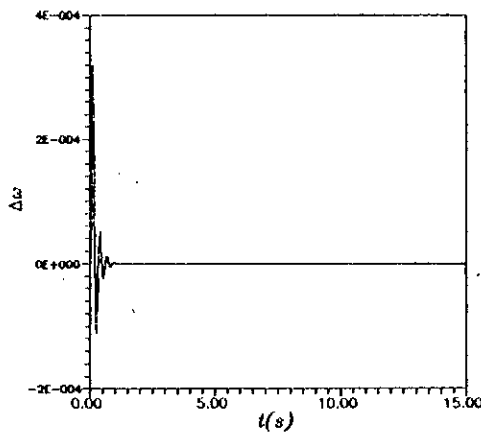
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

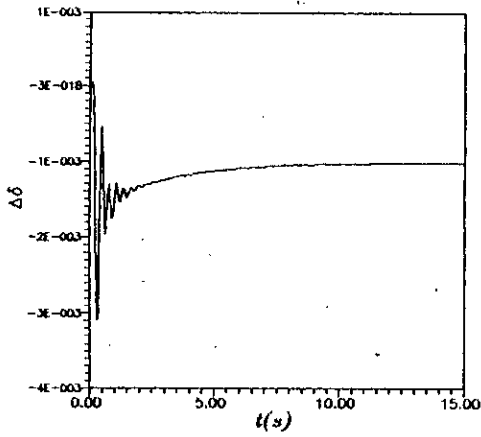


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

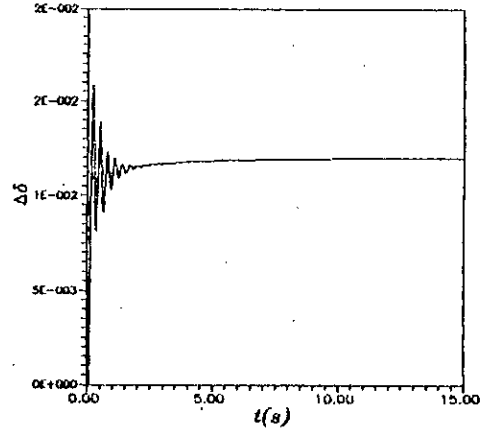


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

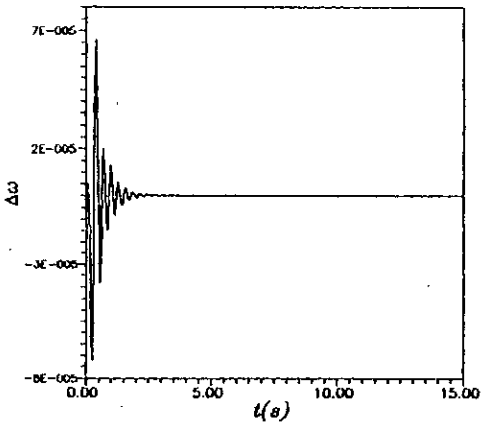
Figure 4.3 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{d3}=5\%$  avec la commande optimale pour  $Q=DIAG[10,10,1,1]$



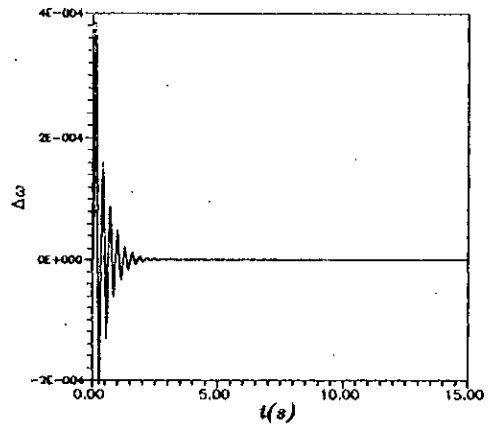
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3

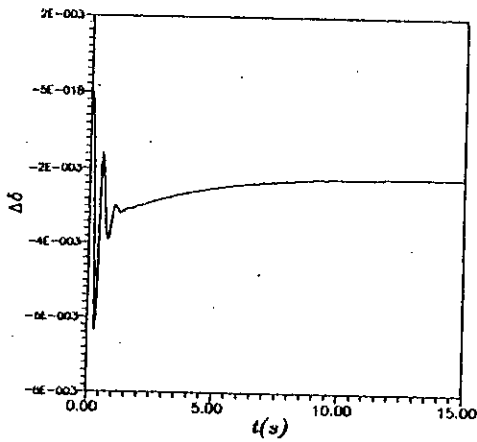


(c) Variation de la vitesse de la machine 2

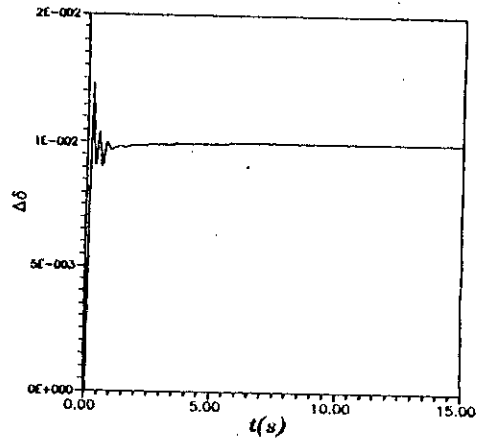


(d) Variation de la vitesse de la machine 3

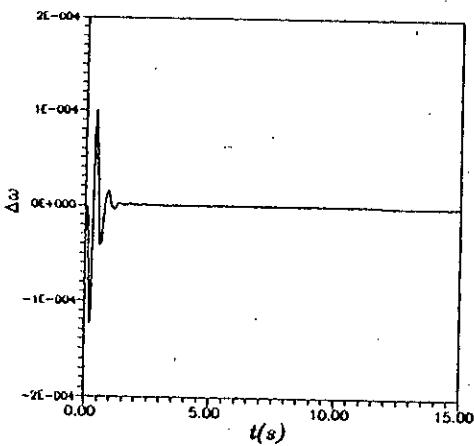
Figure 4.4 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{m3}=5\%$  avec les PSS placés à la machine 3



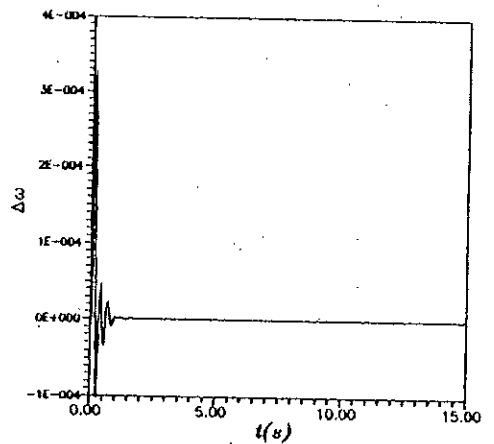
(a) Variation de l'angle interne de la machine 2



(b) Variation de l'angle interne de la machine 3



(c) Variation de la vitesse de la machine 2



(d) Variation de la vitesse de la machine 3

Figure 4.5 Réponses dynamiques à un échelon  $\Delta T_{M3}$  avec les PSS placés à la machine 2



#### IV CONCLUSION

Les résultats ressortant des réponses dynamiques montrent que l'amélioration de l'amortissement est obtenue par l'introduction d'une contre-réaction additionnelle. Celle-ci a été définie en utilisant deux types de commande; la première basée sur la compensation de phase et la seconde sur la commande linéaire optimale. Le programme élaboré permet le calcul des coefficients de sensibilité de l'amortissement, selon l'emplacement de la machine, et évalue la contribution à l'amortissement apportée par une contre-réaction additionnelle dans n'importe quelle centrale du réseau. Ce calcul permet, en fait, de trouver les alternateurs les plus efficaces pour la mise en oeuvre de ces dispositifs stabilisateurs. L'emplacement se fait là où l'amplitude des oscillations est la plus élevée pour le mode considéré.

*Conclusion et  
recommandations*

## CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

Dans ce travail, nous avons présenté une méthode d'évaluation de la stabilité dynamique des réseaux d'énergie électrique, par la détermination des régions de stabilité utilisant la technique des coefficients de couples synchrone et amortisseur. Cette dernière permet d'entrevoir la possibilité d'évaluer la stabilité en ligne car ne nécessitant qu'un temps de calcul réduit.

Nous avons réalisé un programme qui traite aussi bien des oscillations monomachines, ou en mode local, que des oscillations multimachines ou interzones.

Dans le premier volet, nous avons évalué la stabilité d'un alternateur associé à ses différentes annexes. La méthode d'analyse basée sur une étude paramétrique, ainsi que sur la détermination des régions de stabilité nous a permis de distinguer les effets dûs aux différents paramètres du système. Nous avons ainsi montré l'importance de l'intégration de tous les paramètres dans un même programme. En effet, la non prise en compte des dispositifs stabilisateurs et la nature non linéaire de la charge peut induire des conclusions erronées quant à la stabilité. La rapidité de la résolution est assurée par le critère des couples synchrone et amortisseur utilisés comme indices de stabilité permettant de déterminer les R.S en un temps plus réduit par rapport au critère des valeurs propres, permettant un application de cette technique en temps réel. Le programme permet, entre autres, de simuler des petites perturbations donnant les réponses dynamiques illustrant le comportement du système dans le domaine temporel.

Dans le deuxième volet, le programme élaboré permet aussi l'étude des oscillations des réseaux d'énergie multimachines. Une analyse fréquentielle est ainsi traitée permettant la détermination des modes critiques du système et l'étude de l'interaction entre les différentes machines du réseau par l'intermédiaire des facteurs de contribution. Le but étant de développer un critère de stabilité basé sur les couples synchrone

et amortisseur. Ces derniers, à l'opposé de l'analyse modale, donnent une image qualitative sur le comportement dynamique de chaque machine.

Le critère des couples, que nous avons développé, énonce que la stabilité du réseau multimachine est assurée tant que les coefficients propres des couples synchrone et amortisseur restent supérieurs aux coefficients mutuels de ces mêmes couples respectivement.

Si des oscillations faiblement amorties apparaissent en exploitation, la procédure suivante s'établit:

- Recueillir les données réelles du réseau.
- Analyser le réseau au moyen d'un programme de valeurs propres/vecteurs propres, ou les coefficients de sensibilité de l'amortissement des valeurs propres.
- Définir les restrictions d'exploitation (contraintes de fonctionnement).
- Revoir le réglage des principaux régulateurs de tension.
- Définir le meilleur emplacement de stabilisateurs.
- Tester l'effet des stabilisateurs.
- Réalisation des stabilisateurs et essais sur le réseau.

Pour les travaux ultérieurs, il conviendrait d'étudier et de traiter les points suivants:

- Utilisation d'un modèle plus complet du réseau multimachine qui tiendrait compte de la nature non linéaire des charges dynamiques, que de la présence des contre-réactions additionnelles.

- Développer, pour ce dernier cas, une formulation compacte des couple synchrone et amortisseur permettant l'évaluation en ligne de la stabilité dynamique.

- Dans le cadre des réseaux de grande dimension, envisager une étude de réduction des systèmes, et tester les indices de stabilité que sont les coefficients des couples.

# *Bibliographie*

## REFERENCES

- [1] E.W. Kimbark, *Power system stability*, Wiley, New York, 1945.
- [2] P.M. Anderson, A.A. Fouad, *Power system control and stability*, The Iowa State University Press, Ames, IOWA 1977.
- [3] Y.N. Yu, *Electric power system dynamics*, New York Academic Press, 1983.
- [4] H.B. Gross, et al, "A tool for the comprehensive analysis of power system dynamic stability", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, 1982, pp. 226-234.
- [5] R.T. Byerly, et al, "Eigenvalue analysis of synchronizing power flow oscillations in large electric power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, 1982, pp. 235-243.
- [6] N. Martins, "Efficient eigenvalue and frequency response methods applied to power system small signal stability studies", *IEEE Trans. on Power Systems*, Vol. PWRs-1, Feb 1986, pp. 217-225.
- [7] D.Y. Wong, et al, "Eigenvalue analysis of very large power systems", *IEEE Trans. on Power Systems*, PWRs, Vol. PWRs-3, 1988, pp. 472-480.
- [8] N. Uchida, T. Nagao, "A new eigen-analysis method of steady state stability studies for large power systems: S matrix method", *IEEE Trans. on Power Systems*, PWRs, Vol. PWRs-3, 1988, pp. 706-714.
- [9] G.C. Verghese, et al, "Selective modal analysis with applications to electric power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, 1982, pp. 3117-3134.
- [10] G.W. Stagg, A.H. El-Abiad, *Computer methods in power system analysis*, Mc Graw-Hill, New York, 1968.
- [11] G.T. Heydt, *Computer Analysis methods of power systems*, Purdue University Press, Ames, NY 1986.
- [12] F.L. Alvarado, "Parallel solution of Transient problems by trapezoidal integration", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, PAS, Vol. PAS-98, 1979, pp. 1080-1090.
- [13] M. Illic. Spong, et al., "Transient stability simulation by

wave form relaxation methods", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-2, 1987, pp. 943-952.

- [14] M. Lascaia, et al., "A Gauss-Jacobi-block-Newton method for parallel Transient stability analysis", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-5, 1990, pp. 1168-1178.
- [15] M. Lascaia, et al., "A highly parallel method for parallel Transient stability analysis", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-5, 1990, pp. 1439-1447.
- [16] A.A. Fouad, et al, "Transient stability analysis using energy functions: application to large power networks", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-2, 1987, pp.37-44.
- [17] A.A. Fouad, et al, "Direct Transient stability assessment with excitation control", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-4, 1989, pp.75-82.
- [18] R. Subramanian, B.K. Bansal, "Estimation of power system stability domains using quadratic lyapunov functions", *IEE Proceedings.*, Vol.124, No.7,1977, pp. 597-606.
- [19] A.A. Fouad, et al, "Transient stability of multimachine power system", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, PAS*, Vol.PAS-4, 1981, pp.3408-3424.
- [20] J.H. Wilkinson, *The algebraic eigenvalue problem*, Clarendon Press, Oxford, 1965.
- [21] P. Kundur, et al., "A comprehensive computer program package for small signal stability", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-2, 1990, pp. 1076-1083.
- [22] P. Sancha, I.J.P. Arriaga, "Selective modal analysis of power system oscillatory instability", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-3, 1988, pp. 429-438.
- [23] R. Billinton, P.R.S. Kurnganty, "Probability assessment of transient stability in practical multimachine system", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, PAS*, Vol.PAS-100, 1981.
- [24] P.M. Anderson, A. Bose, "Probabilistic approach to power system stability analysis", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, PAS*, Vol.PAS-102, 1983.
- [25] Y.Y. Hsu, et al, "Low frequency oscillations in longitudinal power systems," *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol.PWRs-2, 1987, pp. 92-100.
- [26] C.K. Pang, F.S. Prabhakara, "Security evaluation in power systems using patten recognition", *IEEE Trans. on Power*

*Apparatus and Systems, PAS, Vol.PAS-93, 1974, pp.969-976.*

- [27] F.S. Prabhakara, A.H. El-Abiad, "A simplified determination of transient stability regions by lyapunov methods", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, PAS, Vol.PAS-94, 1975.*
- [28] H. Hakimmachadi, G. Heydt, "Fast transient security assessment", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, PAS, Vol.PAS-102, 1983.*
- [29] D.J. Sobajic, Y.H. Pao, "Artificial neural-net based dynamic security assessment of electric power systems," *IEEE Trans. on Power Systems, PWRS, Vol.PWRS-4, 1989, pp. 220-228.*
- [30] R.K. Hartana, G.G. Richards, "Harmonic source monitoring and identification using neural networks based ," *IEEE Trans. on Power Systems, PWRS, Vol.PWRS-5, 1990, pp.1098-1104.*
- [31] F.P. Demello, C. Concordia, "Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-88, No.4, April 1969, pp. 316-328.*
- [32] M.K. El-Sherbiny, D.M. Mehta, "Dynamic system stability. Part1: Investigation of the effect of different loading and excitation systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-93, 1973, pp. 212-220.*
- [33] R.T.H. Alden, A.A. Shaltout, "Analysis of damping and synchronizing torques;pt.1: A general calculation method", *IEEE Trans. on Power Apparatus and systems, Vol. PAS-98, 1979, pp.1701-1708.*
- [34] A.A. Shaltout, E.A. Abu Al Feilat, "Damping and synchronizing torques computation in multimachine power systems", *IEEE Trans. on Power systems PWRS, Vol. PWRS-7, 1992, pp.1701-1708.*
- [35] M.E. Aggoune, A. Bensenouci, "Stability regions of a regulated synchronous machine using damping and synchronizing torques", *Middle East Power Conference, MEPCON'92, Assiut, Egypt, Jan. 92, pp. 20-23.*
- [36] J.P. Barret, M. Pavard, "Le réglage de tension- Aspects généraux", *Revue Générale d'électricité, RGE 1985.*
- [37] IEEE Comitee Report, "Dynamic models for steam and hydro-turbines", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-92, 1973, pp. 1904-1915.*
- [38] IEEE Comitee Report, "Dynamic models for steam and



- hydro-turbines", *IEEE Trans. on Power Systems*, Vol. PWRs-7, 1992, pp. 1804-1815.
- [39] R.G. Farmer, B.L. Agrawal, "State-of-the art technique for PSS tuning", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-102, 1981, pp. 699-709.
- [40] F.P. Demello, T.F. Laskowski, "Concepts of power system dynamic stability", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-94, No.3, May 1975.
- [41] H.B. Gooi, et al, "Coordinated multimachine stabilizers settings without eigenvalue drift", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-100, 1981, pp. 3879-3887.
- [42] C. Liu, et al, "Using decoupled characteristic in the synthesis of stabilizers in multimachine systems", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol. PWRs-2, 1987, pp. 31-36.
- [43] E.V. Larsen, D.A. Swann, "Applying power system stabilizers," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-100, 1981, pp. 3017-3041.
- [44] H.A. Moussa, Y.N. Yu, "Optimal power system stabilization through excitation and/or governor control," *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-91, 1972, pp. 1150-1158.
- [45] A.P. Sage, *Optimum systems control*, Prentice Hall, Englewood cliffs, New York, 1968.
- [46] IEEE Working Group Report, "System load dynamics simulation effects and determination of load constants", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-92, 1973, pp. 600-609.
- [47] C. Concordia, S. Ihara "Load representation in power system stability studies", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, April 1982, pp. 969-977.
- [48] E. Vaahedi, et al, "Load models for large scale stability studies from end-user consumption", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol. PWRs-2, 1987, pp. 864-872.
- [49] M. Langevin, B. Mariol, "Load response on voltage variations and dynamic stability", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, 1986, pp. 112-118.
- [50] W.W. Price, et al, "Load modelling for power flow and transient stability computer studies", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRs*, Vol. PWRs-3, 1988, pp. 180-187.

- [51] E. Vaahedi, et al, "Dynamic load modelling in large scale stability studies", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRS*, Vol.PWRS-3, 1988, pp. 1039-1045.
- [52] W. Mauricio, A. Semlyen, "Effect of load characteristics of loads on the dynamic stability of power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-91, Nov 1972, pp. 2295-2304.
- [53] IEEE Task Force, "Load representation for dynamic performance analysis", *IEEE Trans. on Power Systems*, Vol. PWRS-8, May 1993, pp. 472-482.
- [54] R.T.H. Alden, A.A. Shaltout, "Analysis of damping and synchronizing torques;pt.2: Parametric effect", *IEEE Trans. on Power Apparatus and systems*, Vol. PAS-98, 1979, pp.1701-1708.
- [55] F.P. Demello, et al, "Coordinated application of stabilizers in multimachine power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-99, May 1980, pp. 892-901.
- [56] M.A. EL-Shakawi, "Dynamic interaction of multimachine power system and excitation control", *IEEE PES. Winter Meeting*, NY, Jan 1974.
- [57] H.A. Moussa, Y.N. Yu, "Choice of model and Topology for external equivalent systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-102, Dec 1983, pp. 3761-3768.
- [58] M.E. Aggoune, *Power system security assessment using Artificial Neural Networks*, PHD Thesis, University of Washington, 1988
- [59] D.K. Mugwanya, J.E. Van Ness, "Mode coupling in power systems", *IEEE Trans. on Power Systems, PWRS*, Vol.PWRS-2, 1987, pp. 264-270.
- [60] H.A. Moussa, Y.N. Yu, "Dynamic interaction of multimachine power system and excitation control", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-93, 1974, pp. 1150-1158.
- [61] M. Boudour, et al, "Effect of load characteristics and PSS on the stability regions using damping and synchronizing torques", Middle east power confer, MEPCON'94, Assiut, Egypt, Jan 94.
- [62] M. Boudour, et al, "Dynamic stability assessment for large multimachine power systems using damping and synchronizing torques", CMSSES'94, Skikda, May 94.
- [63] M. Boudour, et al, "Dynamic stability regions in

large multimachine power systems using damping and synchronizing torques" , envoyé pour publication à JTEA'94, Tunisia, Sep 94.

- [64] C.M. Lim, S. Elangovan, "A new stabilizer design technique for multimachine power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol.PAS-104, 1985, pp. 2393-2400.
- [65] R.J. Fleming, et al, "Selection of parameters of stabilizers in multimachine power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-100, 1981, pp. 2329-2333.
- [66] S. Abe, A. Doi, "A new power system stabilizer synthesis in multimachine systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and systems*, Vol. PAS-102, 1983, pp. 3910-3918.
- [67] O.H. Abdalla, et al, "Coordinated stabilization of a multimachine power system", *IEEE Trans. on Power Apparatus and systems*, Vol. PAS-103, 1984, pp. 483-491.
- [68] A. Doi, S. Abe, "Coordinated synthesis of system stabilizers in multimachine power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-103, 1984, pp. 1473-1479.
- [69] M. Akke, B. Wittenmark, "New analysis and tuning of stabilizers in multimachine power systems", *IFAC Symposium on Power systems and Power plant control*, Seoul, Korea, August 1989, pp.295-300.
- [70] G.C. Verghese, et al, "A comprehensive computer program package for small signal stability analysis of power systems", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol.PWRS-5, 1990, pp. 1076-1083.
- [71] P.M. Anderson, *Analysis of faulted power systems*, The Iowa State University Press, Ames, IOWA 1983.
- [72] J.P. Barret, *Régimes transitoires des machines tournantes*, Les cours de l'école supérieure d'électricité, Press Lausanne, Suisse 1982.
- [73] J. Chatelain, *Machines électriques*, Presses polytechniques romandes, Lausanne 1983.
- [74] M. Djuric, G. Muzedeka, "The analysis of the occurrence conditions and the possibility of elimination of negative dampings in the power systems", *CIGRE*, Report 38-06, Sept 1984.

- [75] M.H. Kent, "Dynamic modeling of loads in power system stability studies", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-88, May 1969, pp. 756-763.
- [76] A. Feliachi, et al, "Power stabilizers design using optimal reduced order models, part1: model reduction, part2: design," *IEEE Trans. on Power Systems*, Vol.PWRS-3, 1988, pp. 1670-1684.
- [77] Y. Miyagi; A. Bergen, "Stability studies of multimachine power system with the effects of the automatic voltage regulators", *IEEE Trans. on Automatic Control*, AC, Vol.AC-31, March 1986.
- [78] Y. Mitani, et al, "Application of superconducting magnet energy storage to improve power system dynamic performance", *IEEE Trans. on Power Systems*, PWRS, Vol.PWRS-2, 1988, pp. 1418-1425.
- [79] R.T.H. Alden, A.A. Shaltout, "Effect of excitation systems and PSS on synchronous generator damping and synchronizing torques", *IEE Proceeding*, Vol. 136, pt.C 1989, pp. 264-270.
- [80] D.R. Ostojic, "Identification of optimum site for power system stabilizers applications", *IEE Proceeding*, Vol. 135, pt.C, 1988, pp. 416-419.
- [81] V. Arcidiacono, et al., "Studies on damping of electromechanical oscillations in multimachine power systems with longitudinal structure", *IEEE Trans. on Power Systems*, Vol PAS-95, 1976, pp. 450-459.
- [82] D.R. Ostojic, "On the eigenvalue control of electromechanical oscillations by adaptive power system stabilizers", *IEEE Trans. on Power Systems*, PWRS, Vol.PWRS-5, 1990, pp. 1118-1126.
- [83] D.A. Pierre, "A perspective on adaptive control of power systems", *IEEE Trans. on Power Systems*, PWRS, Vol.PWRS-2, May 1987, pp. 387-395.
- [84] D.J. Trudnowski, et al, "An application of prony methods in PSS design of multimachine systems", *IEEE Trans. on Power Systems*, PWRS, Vol.PWRS-3, 1988, pp. 706-714.
- [85] A. Udraneta, et al, "Tuning of PSS using optimization techniques", *IEEE Trans. on Power Systems*, PWRS, Vol.PWRS-6, 1991, pp. 127-134.
- [86] E. Vournas, B.C. Papadias, "Excitation control schemes in the hellenic interconnected system for the improvement of system dynamic performance", *CIGRE*, 1988.

# Annexe A

## *Modélisation du réseau monomachine*

## ANNEXE A

### MODELISATION DU RESEAU MONOMACHINE

#### A.1 ETUDE DU MODELE LINEAIRE AVEC LES REGULATEURS PRIMAIRES

Les régulateurs primaires de tension et de vitesse sont illustrés par les Figures suivantes:

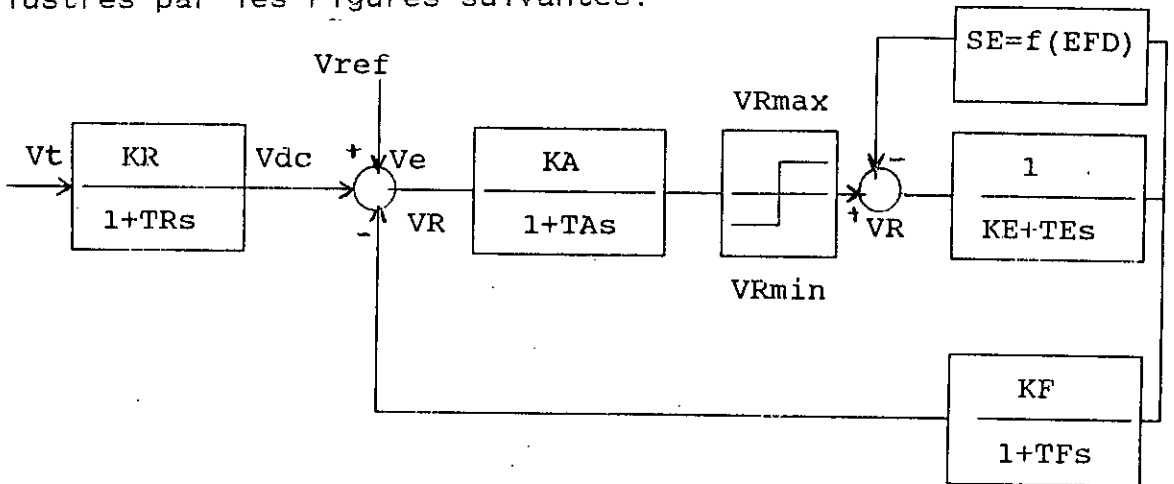


Figure A.1 Schéma fonctionnel du système de régulation IEEE Type1

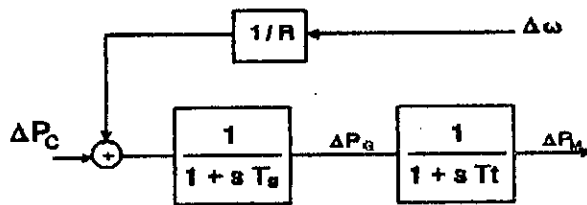


Figure A.2 Modèle du régulateur de vitesse

## A.2 PROCEDURE DE DIMENSIONNEMENT DES PSS:

### A.2.1 FONCTION DE TRANSFERT

La représentation fonctionnelle du système d'excitation est donnée par la Figure A.3, d'où l'on déduit la fonction de transfert  $G_x(s)$  dont le dénominateur du second ordre est:

$$d(s) = s^2 + 2\zeta_x \omega_x s + \omega_x^2 \quad (\text{A.1})$$

La procédure à suivre se résumera alors à:

- fréquence naturelle et taux d'amortissement du système d'excitation ( $\omega_x$  et  $\zeta_x$ ):

$$\omega_x = \sqrt{\frac{K_6 K_A}{T'_{do} T_A}} \quad (\text{A.2})$$

$$\zeta_x = \frac{T_A + K_3 T'_{do}}{2\omega_x K_3 T'_{do} T_A} \quad (\text{A.3})$$

- fréquence dominante d'oscillation en spécifiant le taux d'amortissement ( $\zeta_{nl} = 0.1-0.4$ ):

$$\omega_{dl} = \omega_{nl} \sqrt{1 - \zeta_{nl}^2} \quad (\text{A.4})$$

- Déphasage induit par le système d'excitation:

$$G_R = \frac{2\zeta_x \omega_{dl} / \omega_x}{1 - (\omega_{dl} / \omega_x)^2} \quad (\text{A.5})$$

- Constantes de temps  $T_1$  et  $T_2$ :

$$a = \frac{1 + \sin(G_R)}{1 - \sin(G_R)} \quad (\text{A.6})$$

$$T_1 = \frac{1}{\sqrt{a} \omega_{dl}} \quad (\text{A.7})$$

$$T_2 - T_1 \quad a \quad (A.8)$$

- Gain du stabilisateur: en spécifiant le temps  $T_R=3s$ (reset time), on a:

$$D_E = 2\zeta_{n1}\omega_{n1}M \quad (A.9)$$

$$D_E = K_C K_2 |G_C|_{s=j\omega_n} |G_E|_{s=j\omega_n} \quad (A.10)$$

On déduit:

$$K_C = \frac{2\zeta_{n1}\omega_{n1}}{K_2 |G_C(j\omega_n)| |G_E(j\omega_n)|} \quad (A.11)$$

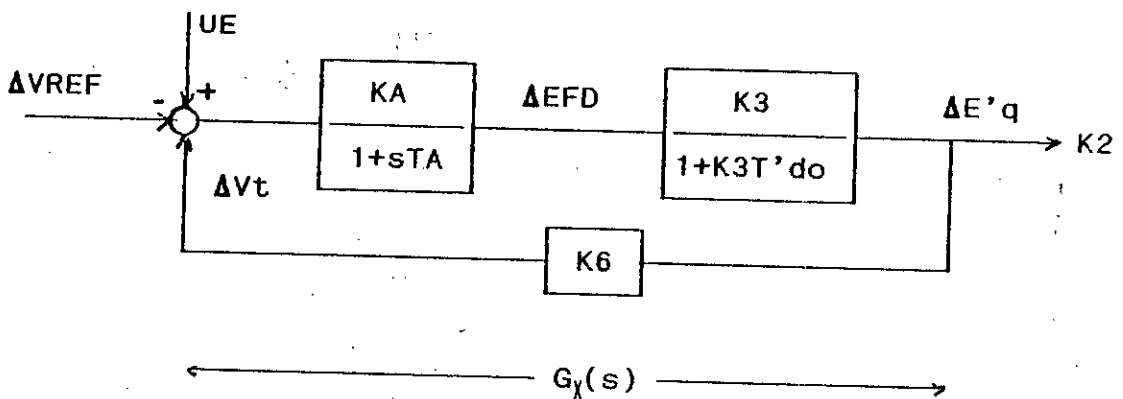


Fig A.3 Schéma bloc du système d'excitation

La fonction de transfert du dispositif stabilisateur schématisé par la Figure A.4, est définie par:

$$G(s) = \frac{K_C s T}{1+sT} \left( \frac{1+sT_1}{1+sT_2} \right)^k \quad k=1,2,3 \quad (A.12)$$



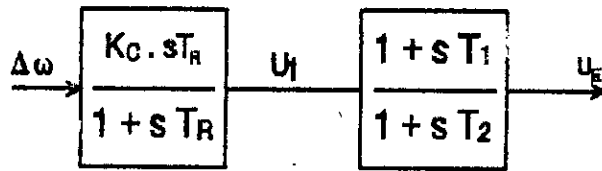


Figure A.4 Schéma bloc du stabilisateur

## A.2.2 REGULATEUR LINEAIRE OPTIMAL

### A.2.2.1 FORMULATION DU PROBLEME:

Le problème de la commande optimale s'énonce précisément: déterminer le signal  $u(t)$  qui rend  $J$  minimal, tenant compte de la contrainte défini par l'équation:

$$\dot{x} = A x + B u \quad (A.13)$$

et des conditions initiales et finales. L'instant initial  $t_0$  et l'état  $x(t_0)$  sont en général fixés; l'instant final  $t_f$  peut être imposé, fini mais non imposé ou infini.

Le Hamiltonien s'écrit:

$$H = \frac{1}{2} (x^T Q x + u^T R u) + p^T (A x + B u) \quad (A.14)$$

et le principe du minimum:

$$\nabla H - R u^*(t) + p^T(t) B = 0 \quad (A.16)$$

fournissent la commande optimale (on suppose que  $R^{-1}$  existe):

$$u^*(t) = -R^{-1}B^T p \quad (A.17)$$

en fonction des multiplicateurs de Lagrange.

Les équations de Hamilton-Pontriaguine s'écrivent:

$$\dot{x} = A x - BR^{-1}B^T p \quad (A.18)$$

$$\dot{p} = -Q x - A^T p \quad (A.19)$$

ou encore sous forme matricielle:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{p} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & -S \\ -Q & -A^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ p \end{bmatrix} \quad (A.20)$$

Il en résulte que les vecteurs  $x$  et  $p$  sont liés par une transformation linéaire de la forme:

$$p = K x \quad (A.20)$$

La matrice  $K$  est en générale fonction du temps:

$$p = \dot{k} x + k \dot{x} = -Q x - A^T K x \quad (A.21)$$

En remplaçant  $x$  par sa valeur:

$$K(A x - SK x) + k \dot{x} = -Q x - A^T K x \quad (A.22)$$

Exprimons le fait que cette égalité doit être satisfaite quelque soit  $x$ :

$$K + K A + A^T K - K S K + Q = 0 \quad (A.23)$$

C'est l'équation matricielle de Ricatti. On obtient alors:

$$u = -R^{-1}B^T K x \quad (A.24)$$

$$\dot{x} = (A - S K) X \quad (A.25)$$

On remarque que  $u$  est exprimée en fonction de  $x$ , ce qui permet de construire un système à réactions. Cependant, pour intégrer les équations il faut des conditions aux limites. Si l'état final est libre, on a  $p(T)=0$  entraînant  $K(T)=0$ .  $K(T)$  ne dépend pas de l'état du système, il en résulte que la loi de commande trouvée est optimale quelque soit les conditions initiales.

La structure du système de commande optimale est conforme au schéma fonctionnel de la Figure A.5.

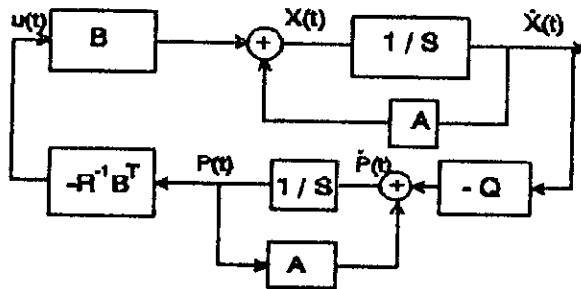


Fig A.5 Schéma fonctionnel de la commande

#### A.2.2.2 RESOLUTION DE L'EQUATION DE RICCATI:

Pour la résolution de l'équation algébrique de Riccati en régime permanent, on fait appel à la méthode de Newton-Raphson; celle-ci est basée sur la solution itérative d'une équation matricielle linéaire de type:

$$A^T K + KA - KSK + Q = 0 \quad (A.26)$$

soit  $K$  la solution en régime permanent de l'équation de Riccati qui doit satisfaire cette dernière et qui se présente comme suite:

$$S = BR^{-1}B^T$$

ou soit à définir la fonction matricielle  $F(K)$  égale à

l'expression précédente et telle que le problème revienne à trouver la matrice K définie non négative et symétrique.

Supposons que K(i) est solution de (A.21), à la i<sup>ème</sup> itération et qui est approximativement égale à la solution K, i.e:

$$K - K(i) + \bar{K} \quad (A.27)$$

où K est très faible.

En négligeant le terme quadratique fonction de K, on aura donc:

$$P(K) - Q - K(i)SK(i) - K(i)S\bar{K} - \bar{K}SK(i) + A^T(K(i) + \bar{K}) + (K(i) + \bar{K})A \quad (A.29)$$

L'idée essentielle de la méthode de Newton-Raphson est d'estimer K en posant le premier membre égal à zéro. Une fois ce dernier trouvé, on l'assimile à K(i) et l'on a:

$$K(i+1) - K(i) + \bar{K}(i) \quad (A.30)$$

Après transformation de l'équation (A.74), on obtient:

$$K(i)S K(i) + K(i+1)A(i) + A^T(i)K(i+1) + Q = 0 \quad (A.31)$$

Avec:

$$A(i) = A - SK(i) \quad (A.32)$$

### A.2.3 MODELE D'ETAT DU SYSTEME AVEC PSS:

En introduisant le dispositif stabilisateur dans le modèle étudié en (A.1), nous obtenons:

$$\Delta X = [\Delta \delta \quad \Delta \omega \quad \Delta E' \quad \Delta E_{FD} \quad x_5 \quad U_E]^T \quad (A.33)$$

$$\Delta U = [\Delta T_m \quad \Delta V_{ref}]^T \quad (A.34)$$

$$\Delta Y - [\Delta V_c \Delta T_o]^T \quad (A.35)$$

$$A \begin{bmatrix} 0 & \omega_B & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{K_1}{M} & -\frac{D}{M} & -\frac{K_2}{M} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{K_4}{T'_{do}} & 0 & -\frac{1}{K_1 T'_{do}} & \frac{1}{T'_{do}} & 0 & 0 \\ -\frac{K_c K_A}{T_A} & 0 & -\frac{K_c K_A}{T_A} & -\frac{1}{T_A} & 0 & \frac{K_A}{T_A} \\ -\frac{K_1}{M} & -\frac{D}{M} & -\frac{K_2}{M} & 0 & -\frac{1}{T_R} & 0 \\ -\frac{K_c K_1 T_1}{M T_2} & -\frac{K_c T_1 D}{M T_2} & -\frac{K_c K_2 T_1}{M T_2} & 0 & -\frac{K_c}{T_2} \left(1 - \frac{T_1}{T_R}\right) & -\frac{1}{T_2} \end{bmatrix} \quad (A.36)$$

### A.3 MODELE AVEC CHARGE NON LINEAIRE

Partant des équations (1.12), la linéarisation autour d'un point de fonctionnement en tenant compte de la variation de charge donne:

$$\hat{R}_d \Delta I_d + \hat{X} \Delta I_q - V_d \cos \delta_o \Delta \delta + \lambda_2 \Delta E_q + E_c \Delta \lambda_2 - I_d \Delta \hat{R}_d - I_q \Delta \hat{X}_q \quad (A.37a)$$

$$-\hat{X}_d \Delta I_d + \hat{R} \Delta I_q - V_d \sin \delta_o \Delta \delta + (1 + \lambda_1) \Delta E_q + E_c \Delta \lambda_1 - I_d \Delta \hat{X}_d - I_q \Delta \hat{R}_q \quad (A.37b)$$

La linéarisation des équations (1.19) jusqu'à (1.22) donne:

$$\Delta \hat{X}_q - X_q \Delta \lambda_1 \quad (A.38a)$$

$$\Delta \hat{X}_q - X_q \Delta \lambda_1 \quad (A.38b)$$

$$\Delta \hat{X}_q - X_q \Delta \lambda_1 \quad (A.38c)$$

$$\Delta \hat{X}_q - X_q \Delta \lambda_1 \quad (A.38d)$$

Avec

$$\Delta \lambda_1 - R_o \Delta G_L - X_o \Delta B_L \quad (\text{A.39a})$$

$$\Delta \lambda_2 - R_o \Delta B_L + X_o \Delta G_L \quad (\text{A.39b})$$

Une représentation exponentielle de la caractéristique de la charge non linéaire est donnée sous la forme:

$$\begin{aligned} P_L &= P_{Lo} V_c^{N_p} \\ Q_L &= Q_{Lo} V_c^{N_p} \end{aligned} \quad (\text{A.40})$$

d'où les différents paramètres du modèle:

$$K_1 - K_L V_{qso} [\hat{X}_d \cos(\delta_o) + \hat{R}_d \sin(\delta_o)] + I_{qo} [(X_d - X'_d) (\hat{X}_d \sin(\delta_o) - \hat{R}_d \cos(\delta_o))] \quad (\text{A.41})$$

$$K_2 - K_L V_{qso} [(1 + \lambda_1) \hat{R}_d + \lambda_2 \hat{X}_d] + I_{qo} [\hat{R}_d \hat{R}_d + \hat{X}_d \hat{X}_d + (X_d - X'_d) ((1 + \lambda_1) \hat{X}_d - \lambda_2 \hat{R}_d)] \quad (\text{A.42})$$

$$K_3 - \frac{1}{1 + K_L (X_d - X'_d) [(1 + \lambda_1) \hat{X}_d - \hat{R}_d]} \quad (\text{A.43})$$

$$K_4 - K_L V_n (X_d - X'_d) [\hat{X}_d \sin(\delta_o) - \hat{R}_d \cos(\delta_o)] \quad (\text{A.44})$$

$$K_5 - K_L V_d \left( \frac{V_{qo}}{V_c} \right) X'_d [\hat{R}_d \cos(\delta_o) - \hat{X}_d \sin(\delta_o)] - \left( \frac{V_{do}}{V_c} \right) X_d [\hat{X}_d \cos(\delta_o) + \hat{R}_d \sin(\delta_o)] \quad (\text{A.45})$$

$$K_6 - K_L \left[ \left( \frac{V_{qo}}{V_c} \right) \left[ \frac{1}{K_L} - X'_d (\hat{X}_d (1 + \lambda_1) - \lambda_2 \hat{R}_d) \right] - \left( \frac{V_{do}}{V_c} \right) X_d [\lambda_2 \hat{R}_d + (1 + \lambda_1) \hat{X}_d] \right] \quad (\text{A.46})$$

$$\lambda_1 - R_o G_L - X_o B_L + \frac{V_{qo}}{V_{Lo}} (K_{L1} V_{qso} - K_{L2} V_{do}) \quad (\text{A.47})$$

$$\lambda_2 = R_\theta B_L + X_\theta G_L + \frac{V_{do}}{V_{L0}} (K_{L1} V_{do} - K_{L2} V_{qo}) \quad (\text{A.48})$$

$$\hat{X}_q = X_\theta + (1 + \lambda_1) X_q + \frac{V_{do}}{V_{L0}} X_q (K_{L1} V_{do} - K_{L2} V_{qo}) \quad (\text{A.49})$$

$$\hat{R}_d = R_\theta - \lambda_2 X'_d + \frac{V_{qo}}{V_{L0}} X'_d (K_{L1} V_{do} - K_{L2} V_{qo}) \quad (\text{A.50})$$

$$\hat{X}_d = X_\theta + (1 + \lambda_1) X'_d + \frac{V_{qo}}{V_{L0}} X'_d (K_{L1} V_{qo} - K_{L2} V_{do}) \quad (\text{A.51})$$

$$\hat{R}_q = R_\theta - \lambda_2 X'_q + \frac{V_{do}}{V_{L0}} X'_q (K_{L1} V_{qo} - K_{L2} V_{do}) \quad (\text{A.52})$$

$$K_L = \frac{1}{\hat{R}_q \hat{R}_d + \hat{X}_d \hat{X}_q}$$

$$K_{L1} = R_\theta (N_p - 2) P_{L0} V_c^{N_p - 3} + X_\theta (N_p - 2) Q_{L0} V_c^{N_p - 3} \quad (\text{A.53a})$$

$$K_{L2} = -R_\theta (N_q - 2) Q_{L0} V_c^{N_q - 3} + X_\theta (N_p - 2) P_{L0} V_c^{N_p - 3} \quad (\text{A.53b})$$

# Annexe B

*Couples synchrone et  
amortisseur du réseau  
monomachine.*



## ANNEXE B

### COUPLES SYNCHRONES ET AMORTISSEUR DU RESEAU MONOMACHINE

Les couples synchrones et amortisseurs peuvent être calculés à partir des équations obtenues du schéma bloc de la Fig B1.

$$\Delta T_e = T_e \Delta \delta + j T_d \Delta \delta \quad (\text{B.1})$$

$$\Delta V_t = K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta E'_q \quad (\text{B.2a})$$

$$\Delta E_{FD} = \frac{K_A \Delta V_t}{1 + s T_A} \quad (\text{B.2b})$$

$$\Delta E'_q = \frac{-K_3 (K_4 \Delta \delta + \Delta E_{FD})}{1 + s K_3 T_{do}} \quad (\text{B.2c})$$

$$\Delta T_e = K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E'_q \quad (\text{B.2d})$$

Les équations (B.2a)-(B.2c) donnent:

$$\Delta E'_q = - \frac{K_3 K_4 (1 + s T_A) + K_A K_3 K_5}{(1 + s T') (1 + s T_A) + K_A K_3 K_6} \Delta \delta \quad (\text{B.3})$$

Où:

$$T' = K_3 T_{do}$$

L'équation (B.2d) donne:

$$\Delta T_e / \Delta \delta = K_1 + K_2 \Delta E'_q / \Delta \delta \quad (\text{B.4})$$

Des équations (B.3) et (B.4), on obtient:

$$\Delta T_e / \Delta \delta = K_1 - \frac{K_2 K_3 K_4 + K_A K_2 K_3 K_5 + s T_A K_2 K_3 K_4}{1 + K_A K_3 K_6 + s^2 T_A T_A + s(T_A + K_A)} \quad (\text{B.5})$$

En remplaçant  $s$  par  $j\omega$  dans l'équation (B.5) et en séparant les parties réelles et imaginaires, nous obtenons:

$$T_e = K_1 - \frac{K_A K_2 K_3 (K_5 + K_4 / K_A) (1 + K_A K_3 K_6)}{(1 + K_A K_3 K_6)^2 + (\omega T_{do} K_3)^2} \quad (\text{B.6a})$$

$$T_d = - \frac{K_A K_2 K_3^2 (K_5 + K_4 / K_A) T_{do}}{(1 + K_A K_3 K_6)^2 + (\omega T_{do} K_3)^2} \omega \quad (\text{B.6b})$$

En tenant compte des dispositifs stabilisateurs à écart de

$$V(s) = G(s) j \Delta s \quad (\text{B.7})$$

On obtient à la fréquence d'oscillation  $\omega$ , les expressions des couples synchrone et amortisseur suivantes:

$$T_e = K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6 [1 + (\omega \tau_{eq})^2]} + \frac{K_2 |G(j\omega)| \sin(\gamma - \theta)}{K_6 \sqrt{1 + (\omega \tau_{eq})^2}} \quad (\text{B.8})$$

$$T_d = \frac{\tau_{eq} K_2 K_3}{K_6 [1 + (\omega \tau_{eq})^2]} \omega + \frac{K_2 |G(j\omega)| \cos(\gamma - \theta)}{K_6 \sqrt{1 + (\omega \tau_{eq})^2}} \quad (\text{B.9})$$

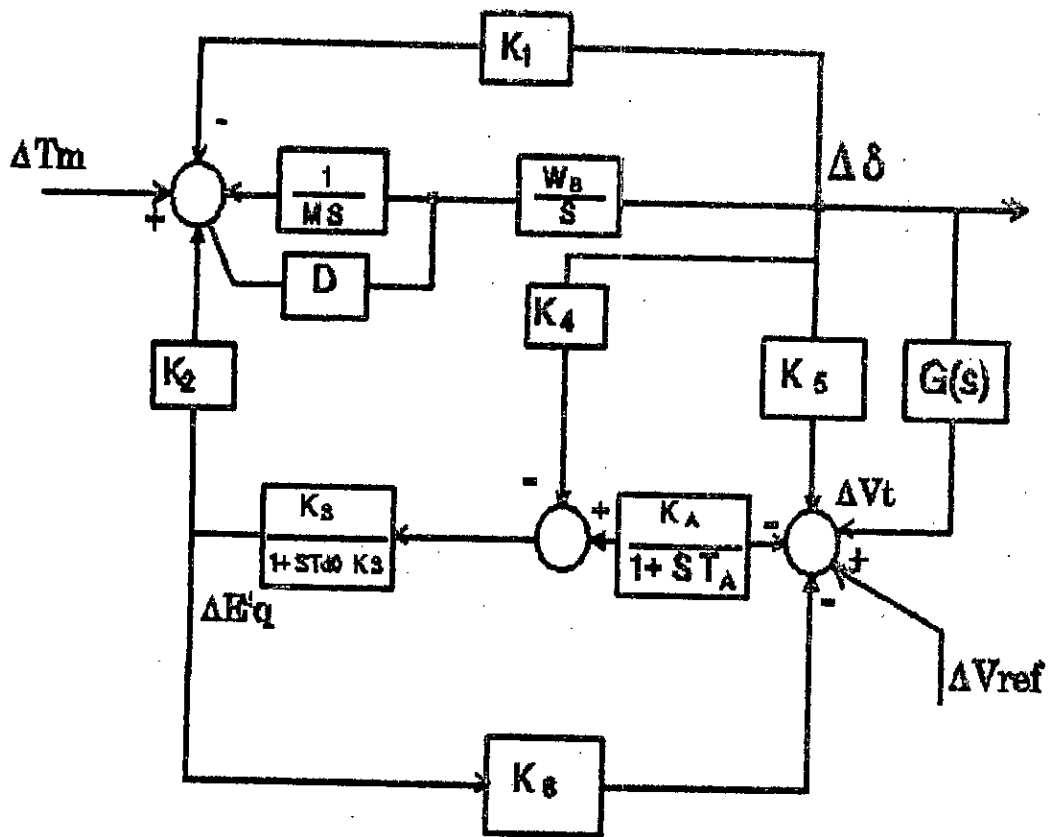


Fig B.1 Schéma bloc du modèle linéaire du réseau monomachine

# Annexe C

*Région de stabilité  
naturelle à puissance  
maximale*

## ANNEXE C

### REGION DE STABILITE NATURELLE A PUISSANCE MAXIMALE

Dans cet Annexe, les régions de stabilité du réseau monomachine sont définies dans le plan (P,Q).

#### C1 DIAGRAMME DE PHASES

La Figure C.1 montre le système pour lequel les régions de stabilité sont tracées utilisant les hypothèses suivantes:

- i. Le système est supposé sans charge locale ( $G=B=0$ ).
- ii. La ligne de transmission est purement inductive.

Utilisant le noeud de puissance infinie comme référence, les différentes tensions du réseau s'expriment comme suite :

$$E - E \exp(j\delta)$$

$$\underline{V}_t = V_t \exp(j\beta) \quad (C.1)$$

$$\underline{V}_\infty = V_\infty \exp(j\theta)$$

où:

- E tension interne de la machine
- $V_t$  tension terminale
- $V_\infty$  tension du noeud infini

L'indice "\_" indique les quantites complexes.

La Figure C.2 montre le diagramme de phases correspondant.

## C2 PUISSANCE MAXIMALE

Le courant circulant dans la ligne est :

$$I = \frac{E - V_{\infty}}{j(X_d + X_o)} \quad (C.2)$$

et la puissance complexe au noeud infini est:

$$S = V_{\infty} I^* \quad (C.3)$$

Après substitution de l'expression du courant dans l'équation (C.3), cette dernière devient:

$$S = \frac{E V_{\infty}}{X_d + X_o} \exp(j(\pi/2 - \delta)) - j \frac{V_{\infty}^2}{X_d + X_o} \quad (C.4)$$

De l'équation précédente, nous obtenons les expressions des puissances active et réactive:

$$I = \frac{E V_{\infty}}{(X_d + X_o)} \cos(\pi/2 - \delta) \quad (C.5a)$$

$$Q = \frac{E V_{\infty}}{X_d + X_o} \sin(\pi/2 - \delta) - \frac{V_{\infty}^2}{X_d + X_o} \quad (C.5b)$$

L'équation (C.5a) montre que la puissance est maximale pour  $\delta = \pi/2$ . Les expressions du courant et de la puissance deviennent:

$$I = \frac{jE - V_t \exp(j\beta)}{jX_d} \quad (C.6a)$$

et la puissance complexe au noeud infini est:

$$S = \frac{E V_t \exp(j\beta)}{X_d} - j \frac{V_t^2}{X_d} \quad (C.6b)$$

### C3 REGION DE STABILITE

Le contour limitant la région de stabilité est trouvé en se basant sur la Fig.C.3. L'expression de la puissance apparente est:

$$S = \frac{X_d + X_e}{2X_d X_e} V_t^2 \cos(2\beta - \pi/2) + j \left[ \frac{(X_d + X_e)}{2X_d X_e} V_t^2 \sin(2\beta - \pi/2) + \frac{(X_d + X_e) V_t^2}{2X_d X_e} - \frac{V_t^2}{X_d} \right] \quad (C.7)$$

En posant:

$$S_0 = \frac{X_d + X_e}{2X_d X_e} V_t^2$$

$$Q_0 = \frac{X_d - X_e}{2X_d X_e} V_t^2 \quad (C.8)$$

$$\theta = 2\beta - \pi/2$$

L'équation (C.7) devient:

$$S = S_0 \cos(\theta) + j(S_0 \sin(\theta) + Q_0) \quad (C.9)$$

Les équations (C.7) et (C.8) donnent:

$$P + j(Q - Q_0) = S_0 \cos(\theta) + j(S_0 \sin(\theta)) \quad (C.10)$$

Ce qui donne en module:

$$P^2 + (Q - Q_0)^2 = S_0^2 \quad (C.11)$$

La région de stabilité est donc le cercle donné par l'équation (C.11) de centre (P=0, Q=Q<sub>0</sub>) et de rayon S<sub>0</sub>.

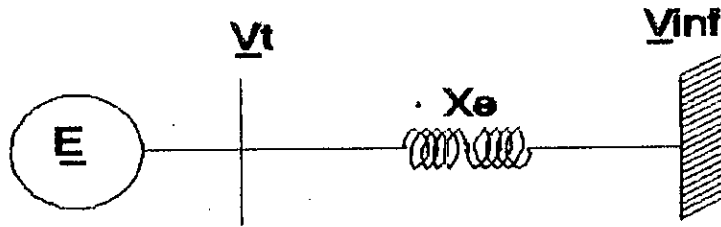


Fig C.1 Réseau électrique monomachine

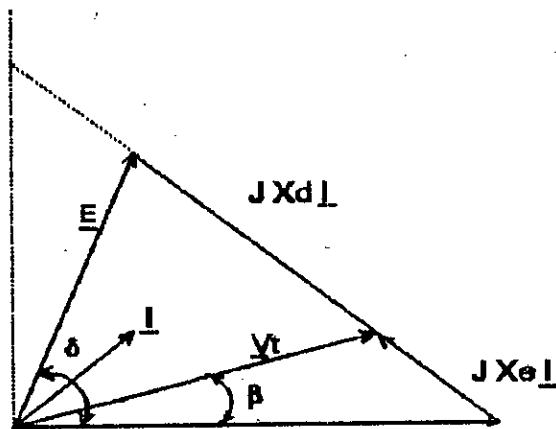


Fig C.2 Diagramme de phase

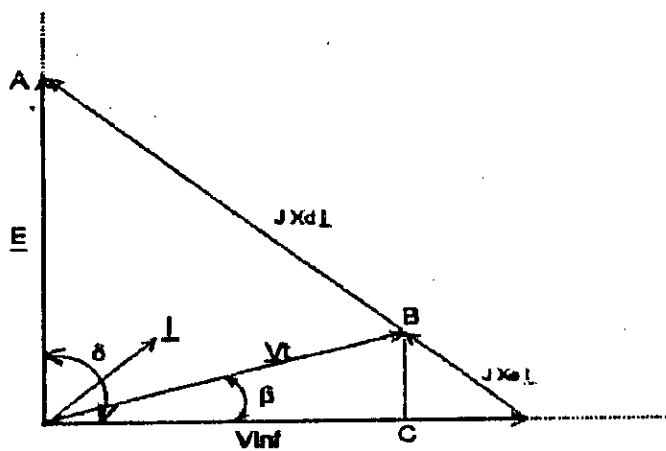


Fig C.3 Diagramme de phase à puissance maximale



# Annexe D

*Modélisation du réseau  
multimachine.*

## ANNEXE D

### MODELISATION DU RESEAU MULTIMACHINE

La tension terminale  $V_i$  de la  $i^{\text{ème}}$  machine du système électrique est donnée par l'équation suivante:

$$\overline{V}_i = \overline{E}_{qi} - jX'_d \overline{I} - j(X_{qi} - X'_{di}) \overline{I}_{qi} \quad (D.1)$$

avec:

$$\overline{E}_{qi} = E_{qi} e^{j(90-\delta_i)} \quad (D.2)$$

$$\overline{I}_{qi} = j I_{qi} e^{-j\delta_i} \quad (D.3)$$

Pour n machines, on a la formulation suivante:

$$[V] = [e^{j(90-\delta_i)}] [E_{qi}] - j[X'_d] [I] - j[X_{qi} - X'_{di}] [e^{-j\delta_i}] [I_{qi}] \quad (D.4)$$

#### D.1 EXPRESSION DES COURANTS:

Pour trouver les constantes  $K_1, \dots, K_6$ , on doit passer par le calcul des composantes des courants qui sera suivi par l'étude d'écoulement de puissance (load flow) du système pour la détermination des conditions initiales. Les noeuds de charge peuvent-être éliminés en utilisant la réduction de "kron", on notera que la somme algébrique des courants des noeuds de charge est nul.

$$\begin{bmatrix} I_G \\ I_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_G & Y_{GL} \\ Y_{LG} & Y_L \end{bmatrix} \quad (D.5)$$

l'indice "G" désigne les noeuds générateurs.

l'indice "L" désigne les noeuds de charges.

Après élimination des noeuds de charge, on obtient:

$$[I] = [Y_c] [V] \quad (D.6)$$

avec:

$$[I] = [I_0] \quad (D.7)$$

$$[V] = [V_0] \quad (D.8)$$

En substituant l'équation (D.4) dans (D.6), on obtient:

$$[I] = [Y] [(e^{j(90-\delta)}) [E'_{q'}] + [X'_{q'} - X'_{d'}] [e^{-j\delta}] [I_{q'}]] \quad (D.9)$$

avec:

$$[\bar{Y}] = [[\bar{Y}_i]^{-1} + j[X'_{d'}]]^{-1} \quad (D.10)$$

Si l'on pose:

$$\bar{Y}_{ij} = Y_{ij} e^{j\delta_{ij}} \quad (D.11)$$

$$\delta_{ij} = \delta_i - \delta_j \quad (D.12)$$

$$\beta_{ij} = \beta_i - \beta_j \quad (D.13)$$

On obtient pour la  $i^{\text{ème}}$  machine dans le système D-Q:

$$\bar{T}_i = \bar{T}_i e^{j\delta_i} \quad (D.14)$$

d'où les expressions:

$$i_{di} = \operatorname{Re}(\bar{T}_i) - \sum_1^n Y_{ij} [-S_{ij} E'_{q'} + (X'_{qi} - X'_{di}) C_{ij} I_{qj}] \quad (D.15)$$

$$i_{qi} = \operatorname{Im}(\bar{T}_i) - \sum_1^n Y_{ij} [C_{ij} E'_{q'} + (X'_{qj} - X'_{di}) S_{ij} I_{qj}] \quad (D.16)$$

avec:

$$C_{ij} = \cos(\beta_{ij} + \delta_{ij}) \quad (C.17)$$

$$S_{ij} = \sin(\beta_{ij} + \delta_{ij}) \quad (C.18)$$

La différentiation de l'expression du courant donne:

$$\Delta(i_{di} + jI_{qi}) = \Delta I_{di} + j\Delta I_{qi} \quad (C.19)$$

De l'équation (D.17), on déduit:

$$[\Delta I_d] = [P_d] [\Delta \delta] + [Q_d] [\Delta E'_q] + [M_d] [\Delta I_q] \quad (D.20a)$$

$$[L_q] [\Delta I_q] = [P_q] [\Delta \delta] + [Q_q] [\Delta E'_q] \quad (D.20b)$$

avec:

$$P_{dij} = -Y_{ij} [C_{ij} E'_{ij} + (X_{qj} - X'_{dj}) S_{ij} I_{qj}] \quad (D.21)$$

$$P_{qij} = -Y_{ij} [S_{ij} E'_{ij} - (X_{qj} - X'_{dj}) C_{ij} I_{qj}] \quad (D.22)$$

$$P_{dii} = -\sum_1^n P_{dij} \quad i+j \quad (D.23)$$

$$P_{qii} = -\sum_1^n P_{qij} \quad i+j \quad (D.24)$$

$$Q_{dij} = -Y_{ij} S_{ij} \quad (D.25)$$

$$Q_{qij} = -Y_{ij} C_{ij} \quad (D.26)$$

$$L_{qij} = -Y_{ij} (X_{qj} - X'_{dj}) S_{ij} \quad (D.27)$$

$$L_{qii} = -1 - Y_{ii} (X_{qi} - X'_{di}) S_{ii} \quad (D.28)$$

$$M_{dij} = -Y_{ij} (X_{qj} - X'_{dj}) C_{ij} \quad (D.29)$$

Pour le calcul des matrices P, Q, L et M du système d'équations (D.20), les valeurs initiales de  $E'_{qj}$ ,  $I_{qj}$ , et  $\delta_j$  doivent être connues, la solution du système devient:

$$[\Delta I_d] - [Y_d] [\Delta E'_{q'}] + [F_d] [\Delta \delta] \quad (D.30)$$

$$[\Delta I_q] - [Y_q] [\Delta E'_{q'}] + [F_q] [\Delta \delta] \quad (D.31)$$

avec:

$$[Y_d] - [Q_d] + [M_d] [Y_q] \quad (D.32)$$

$$[Y_q] - [L_q]^{-1} [Q_q] \quad (D.33)$$

$$[F_d] - [P_d] + [M_d] [F_q] \quad (D.34)$$

$$[F_q] - [L_q]^{-1} [P_q] \quad (D.35)$$

## D.2 EQUATION DE PUISSANCE:

Le couple électrique est égale à la puissance électrique en unités relatives pour la  $i^{\text{ème}}$  machine:

$$T_{ei} = \text{Re}(\overline{I_i} \cdot V_i) = I_{qi} E'_{qi} + I_{di} (X_{qi} - X'_{di}) I_{di} \quad (D.36)$$

Pour n machines, la linéarisation donne:

$$[\Delta T_e] - [I_{ei}]^T [\Delta E'_{q'}] + [I_{ei}]^T [X_q - X'_d] [\Delta I_d] + [(E'_{q'}] + [I_{ei}]^T [X_q - X'_d] [\Delta I_q] \quad (D.37)$$

D'après le schéma bloc de la Figure D.2, le couple électrique est aussi donné par:

$$[\Delta T_e] - [K_1] [\Delta \delta] + [K_2] [\Delta E'_{q'}] \quad (D.38)$$

avec:

$$K_{1ii} = D_c F_{dii} + Q_c F_{qii} \quad (D.39)$$

$$K_{1ij} = D_c F_{dij} + Q_c F_{qij} \quad (D.40)$$

$$K_{2ii} = D_c Y_{dii} + Q_c Y_{qii} + I_{qio} \quad (D.41)$$

$$K_{2ij} = D_c Y_{dij} + Q_c Y_{qij} \quad (D.42)$$

$$D_c = (X_{qi} - X'_{di}) I_{qio} \quad (D.43)$$

$$Q_c = (X_{qi} - X'_{di}) I_{dio} + E'_{qio} \quad (D.44)$$

### D.3 EQUATION DES TENSIONS INTERNES:

L'équation donnant les tensions internes est:

$$[[1] + s[T'_{do}]] [\Delta E'_q] - [\Delta E_{FD}] - [X_d - X'_d] [\Delta I_d] \quad (D.45)$$

On substitue l'équation (D.31) dans l'équation (D.45), pour obtenir pour la  $i^{\text{ème}}$  machine l'expression suivante:

$$[[1] + s[T'_{doi} K_{3ii}]] [\Delta E'_q] - K_{3ii} [\Delta E_{FD}] - \sum_1^2 \frac{1}{K_{3ij}} \Delta E'_q - \sum_1^2 K_{4ij} \Delta \delta_{ij} \quad (D.46)$$

avec:

$$K_{3ii} = [1 + [X_{di} - X'_{di}] Y_{dii}]^{-1} \quad (D.47)$$

$$K_{3ij} = [[X_{di} - X'_{di}] Y_{dij}]^{-1} \quad (D.48)$$

$$K_{4ii} = [X_{di} - X'_{di}] [F_{dii}] \quad (D.49)$$

$$K_{4ij} = [X_{di} - X'_{di}] [F_{dij}] \quad (D.50)$$

### D.4 EQUATION DES TENSIONS TERMINALES:

On a l'équation matricielle des tensions aux bornes des différentes machines du réseau:

d'autre part, on a:

$$[\Delta V_c] - [V_c]^{-1} [V_{do}] [\Delta V_d] + [V_c]^{-1} [V_{qo}] [\Delta V_q] \quad (D.51)$$

$$[\Delta V_c] - [K_s] [\Delta \delta] + [K_c] [\Delta E'_{q}] \quad (D.52)$$

d'où l'on tire:

$$[K_s] - [D_v] [X_q] [F_q] - [Q_v] [X'_d] [F_d] \quad (D.53)$$

$$[K_c] - [D_v] [X_q] [Y_q] - [Q_v] [X'_d] [Y_d] + [Q_v] \quad (D.54)$$

Avec:

$$[D_v] - [V_c]^{-1} [V_{do}] \quad (D.55)$$

$$[Q_v] - [V_c]^{-1} [V_{qo}] \quad (D.56)$$

#### D.5 REPRESENTATION D'ETAT :

La synthèse des équations électriques et mécanique donne:

$$\Delta X - [[\Delta \delta] [\Delta \omega] [\Delta E'_{q}] [\Delta E_{FD}]]^T \quad (D.57)$$

$$\Delta U - [\Delta T_m \Delta V_{ref}]^T \quad (D.58)$$

$$\Delta Y - [[\Delta \delta] [\Delta \omega] [\Delta V_c] [\Delta T_e]]^T \quad (D.59)$$

$$A = \begin{bmatrix} [0] & [\omega_D] & [0] & [0] \\ -[\frac{K_1}{M}] & -[\frac{D}{M}] & -[\frac{K_2}{M}] & [0] \\ -[\frac{K_A}{T'_{do}}] & [0] & -[\frac{1}{K_3 T'_{do}}] & [\frac{1}{T'_{do}}] \\ -[\frac{K_5 K_A}{T_A}] & [0] & -[\frac{K_6 K_A}{T_A}] & -[\frac{1}{T_A}] \end{bmatrix} \quad (D.60)$$

$$B = \begin{bmatrix} [0] & [\frac{1}{M}] & [0] & [0] \\ [0] & [0] & [0] & [\frac{K_A}{T_A}] \end{bmatrix}^T \quad (D.61)$$

$$C = \begin{bmatrix} [1] & [0] & [0] & [0] \\ [0] & [1] & [0] & [0] \\ [K_5] & [0] & [K_6] & [0] \\ [K_1] & [0] & [K_2] & [0] \end{bmatrix} \quad (D.62)$$

Les éléments des matrices [A], [B], [C] sont des sous-matrices, on a par exemple:

$$[\frac{K_1}{M}] = \begin{bmatrix} \frac{K_{111}}{M_1} & \dots & \frac{K_{11n}}{M_n} \\ \frac{K_{1n1}}{M_n} & \dots & \frac{K_{1nn}}{M_n} \end{bmatrix} \quad (D.63)$$



# Annexe E

*Couples synchrone et  
amortisseur du réseau  
multimachine.*

## ANNEXE E

### COUPLES SYNCHRONE ET AMORTISSEUR POUR LE RESEAU MULTIMACHINE

Les équations des couples développées dans cet Annexe sont similaires à celles utilisées dans la référence [ ].

A la Fig E.1, est présenté le schéma bloc d'une machine synchrone  $i$  faisant partie d'un réseau multimachine et composé de deux boucles: mécanique et électrique. Chaque une de ces dernières donne un couple synchrone et un couple amortisseur. L'interaction entre la  $i^{\text{ème}}$  machine et le reste du réseau peut aussi être exprimer à l'aide des couples synchrone et amortisseur.

#### E1 EQUATIONS DU COUPLE MECANIQUE PROPRE

A partir de la Fig E.2, les équations suivantes sont développées:

$$\Delta T_{Mii} - K1_{ii}\Delta\delta_i + D_i\Delta\omega_i \quad (E.1)$$

$$\Delta\omega_i - (s/\omega_0)\Delta\delta_i \quad (E.2)$$

En posant:

$$\Delta T_{Mii} - T_{Mii}\Delta\delta_i \quad (E.3)$$

En combinant les équations (E.1) et (E.2), nous obtenons:

$$\Delta T_{Mii} - (K1_{ii} + D_i(s/\omega_0))\Delta\delta_i \quad (E.4)$$

En remplaçant  $s$  par  $j\omega_i$  et séparant les parties réelles et imaginaires, les couples synchrone et amortisseur seront:

$$TS_{Mii} - K1_{ii} \quad (E.5)$$

$$TD_{Mii} - (D_i/\omega_0)\omega_i \quad (E.6)$$

## E2 EQUATIONS DU COUPLE ELECTRIQUE PROPRE

De la Fig E.3, les équations suivantes sont obtenues:

$$\Delta E'_{Di} = \frac{K_{Ai}}{sT_{Ai}} (K5_{ii}\Delta\delta_i + K6_{ii}\Delta E'_{qi}) \quad (E.7)$$

$$\Delta E'_{qi} = \frac{K3_{ii}}{1 + sT'_{doi}} (-K4_{ii}\Delta\delta_i + \Delta E'_{pdi}) \quad (E.8)$$

$$\Delta \dot{T}_{Eii} = K2_{ii}\Delta E'_{qi} \quad (E.9)$$

Posons

$$\Delta T_{Eii} = T_{Eii}\Delta\delta_i \quad (E.10)$$

Le couple électrique propre de la machine i est:

$$T_{Eii} = K_i K_{Ai} \frac{K5_{ii} + K4_{ii}/K_{Ai} + sT_{Ai}(K4_{ii}/K_{Ai})}{1 + K_i K_{Ai} + sT_i + s^2 T_i T_{Ai}} \quad (E.11)$$

Où

$$K_i = K3_{ii} K6_{ii}$$

$$K_i = K2_{ii} K3_{ii} \quad (E.12)$$

$$T_i = T'_{doi} K3_{ii}$$

$$T_i = T_{Ai} + T'_i$$

Les expressions des couples synchrone et amortisseur se déduisent après séparation des parties réelles et imaginaires:

$$TS_{Eii} = -K_i K_{Ai} \frac{(K5_{ii} + K4_{ii}/K_{Ai})(1 + K_i K_{Ai} - \omega_i^2 T_i T_{Ai})}{(1 + K_i K_{Ai} - \omega_i^2 T_i T_{Ai}) + (\omega_i T_i)^2} + \frac{\omega_i^2 T_i T_{Ai} (K4_{ii}/K_{Ai})}{(1 + K_i K_{Ai} - \omega_i^2 T_i T_{Ai}) + (\omega_i T_i)^2} \quad (E.12)$$

$$TD_{E11} = K_1 K_{A1} T_1 \frac{(K5_{11} + K4_{11}/K_{A1})}{(1 + K_1 K_{A1} - \omega_1^2 T_1^2 T_{A1}) + (\omega_1 T_1)^2} - \frac{T_{A1} (1 + K_1 K_{A1} - \omega_1^2 T_1^2 T_{A1}) (K4_{11}/K_{A1})}{(1 + K_1 K_{A1} - \omega_1^2 T_1^2 T_{A1}) + (\omega_1 T_1)^2} \omega_1 \quad (E.14)$$

### E3 EQUATIONS DU COUPLE MECANIQUE MUTUEL

A partir de la Fig E.4, nous obtenons:

$$\Delta \omega_j = - \frac{K1_{jj} \Delta \delta_j + K1_{ji} \Delta \delta_i}{D_j + sM_j} \quad (E.15)$$

$$\Delta \delta_j = (\omega_0/s) \Delta \omega_j \quad (E.16)$$

$$\Delta T_{Mij} = K1_{ij} \Delta \delta_j \quad (E.17)$$

En remplaçant  $\Delta \delta_j$  dans (E.17) par son expression de (E.16) et  $\Delta \omega_j$  par sa valeur de l'équation (E.15), nous aurons:

$$T_{Mij} = -G \frac{\omega_{nj}^2}{s^2 + 2\zeta_j \omega_{nj} s + \omega_j^2} \quad (E.18)$$

Avec:

$$\omega_{nj}^2 = \omega_0 K1_{jj} / M_j \quad (E.19)$$

En remplaçant  $s$  par  $j\omega_j$  dans l'équation (E.18) et séparant  $T_{Mij}$  en parties réelle et imaginaire, nous obtenons:

$$TS_{Mij} = -G \frac{\omega_{nj}^2 (\omega_{nj}^2 - \omega_j^2)}{(\omega_{nj}^2 - \omega_j^2)^2 + (2\zeta_{nj} \omega_{nj} \omega_j)^2} \quad (E.20)$$

$$TD_{Mij} = G \frac{\omega_{nj}^2 (2\zeta_{nj} \omega_j)}{(\omega_{nj}^2 - \omega_j^2)^2 + (2\zeta_{nj} \omega_{nj} \omega_j)^2} \quad (E.21)$$

Avec:

$$G = K1_{ij}K1_{ji}/K1_{jj} \quad (E.22)$$

#### E4 EQUATIONS DU COUPLE ELECTRIQUE MUTUEL

A partir de la Fig.E5, on définit les équations suivantes:

$$\Delta E'_{Dj} = -\frac{K_{Aj}}{1+sT_{Aj}} (K5_{ji}\Delta\delta_i + K6_{jj}\Delta E'_{Dj}) \quad (E.23)$$

$$\Delta E'_{Dj} = \frac{K3_{jj}}{1+sT'_{doi}K3_{jj}} (-K4_{ji}\Delta\delta_i + \Delta E'_{Dj}) \quad (E.24)$$

$$\Delta T_{Eij} = K2_{ij}\Delta E'_{Dj} \quad (E.25)$$

$$T_{Eij} = K_j K_{Aj} \frac{K5_{ji} + K4_{ji}/K_{Aj} + sT_{Aj}(K4_{ji}/K_{Aj})}{1 + K_j K_{Aj} + sT_j + s^2 T_j' T_{Aj}} \quad (E.26)$$

Où

$$K_j = K3_{jj}K6_{jj}$$

$$K_j = K2_{ij}K3_{ji} \quad (E.27)$$

$$T_j' = T'_{doi}K3_{jj}$$

$$T_j = T_{Aj} + T_j'$$

L'expression des couples synchrone et amortisseur se déduisent d'après:

$$TS_{Eij} = -K_j K_{Aj} \frac{(K5_{ji} + K4_{ji}/K_{Aj})(1 + K_j K_{Aj} - \omega_i^2 T_j' T_{Aj})}{(1 + K_j K_{Aj} - \omega_i^2 T_j' T_{Aj}) + (\omega_i T_j)^2}$$



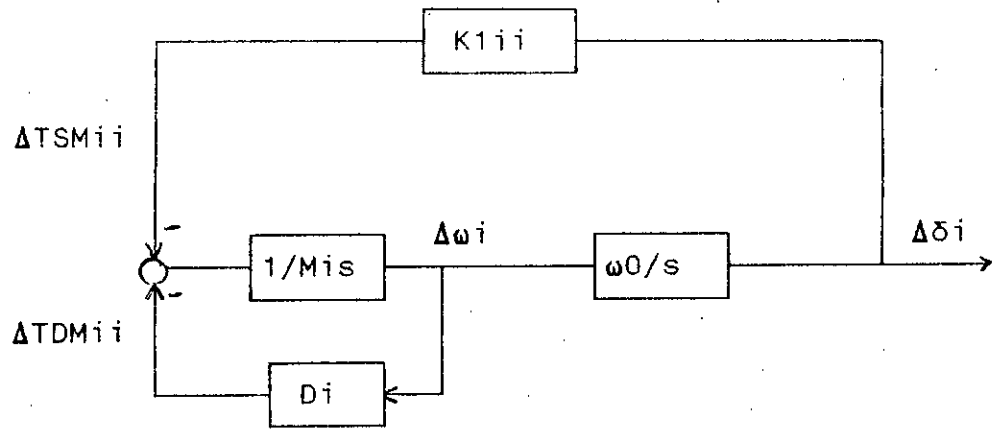


Fig E.2 Boucle mécanique de la  $i^{\text{ème}}$  machine

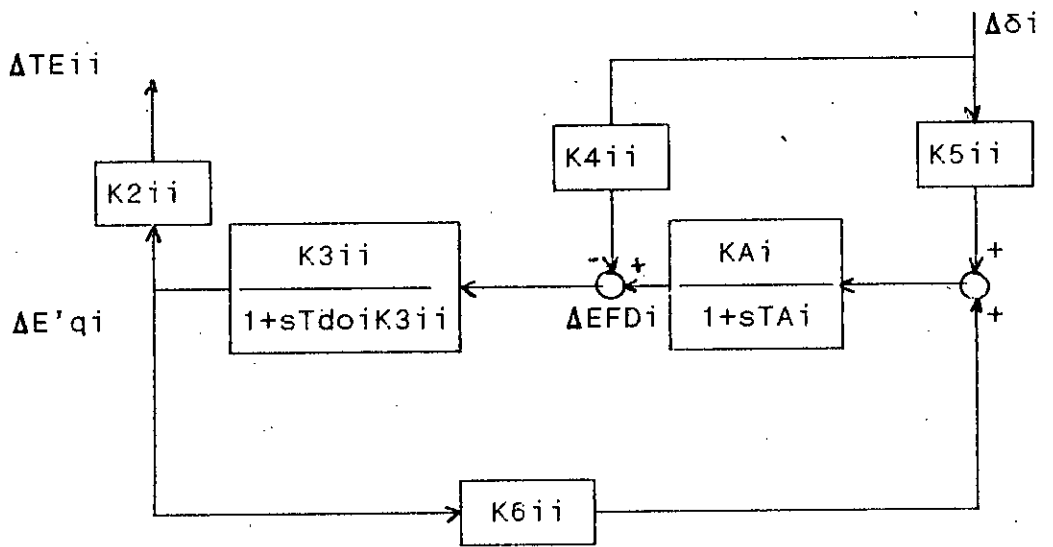


Fig E.3 Boucle électrique de la  $i^{\text{ème}}$  machine

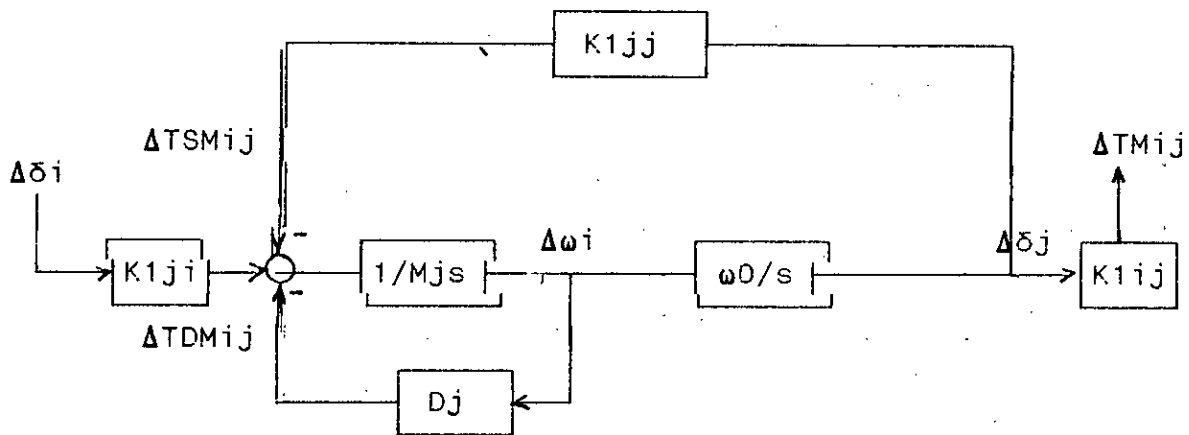


Fig E.4 Interaction de la boucle mécanique de la machine j avec la machine i

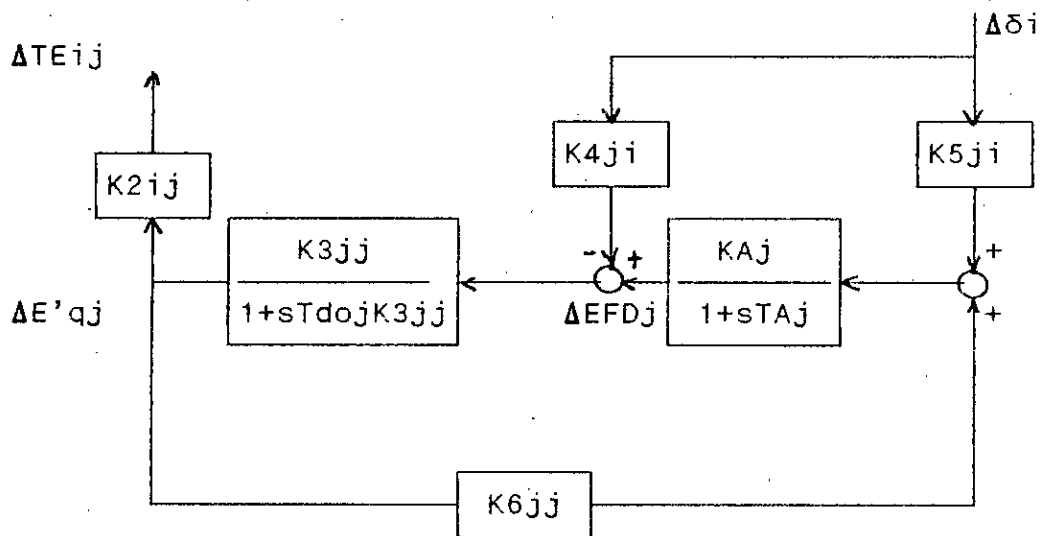


Fig E.5 Interaction de la boucle électrique de la machine j avec la machine i



# Annexe F

*Coefficients de sensibilité.*

## ANNEXE F

### COEFFICIENTS DE SENSIBILITE DES VALEURS PROPRES

Considérons le système linéarisé d'équations différentielles

$$\dot{X} = A X + B U \quad (F.1)$$

Les valeurs et les vecteurs propres du système satisfont la relation suivante:

$$A W_i = \lambda_i W_i \quad (F.2)$$

$W_i$  est le vecteur correspondant à la  $i^{\text{ème}}$  valeur propre,  $\lambda_i$ . Si  $A$  est un élément de  $A$ :

$$\frac{\partial}{\partial \alpha} [A W_i] = \frac{\partial}{\partial \alpha} [\lambda_i W_i] \quad (F.3)$$

L'équation (F.3) s'écrit aussi:

$$\frac{\partial A}{\partial \alpha} W_i + A \frac{\partial W_i}{\partial \alpha} = \frac{\partial \lambda_i}{\partial \alpha} W_i + \lambda_i \frac{\partial W_i}{\partial \alpha} \quad (F.4)$$

En multipliant les deux termes de l'équation (F.4) par  $V_i$ , le vecteur propre de  $A^T$  correspondant à  $\lambda_i$

$$\left\langle \frac{\partial A}{\partial \alpha} W_i, V_i \right\rangle + \left\langle A \frac{\partial W_i}{\partial \alpha}, V_i \right\rangle = \left\langle \frac{\partial \lambda_i}{\partial \alpha} W_i, V_i \right\rangle + \lambda_i \left\langle \frac{\partial W_i}{\partial \alpha}, V_i \right\rangle \quad (F.5)$$

Notons que :  $A^T V_i = \lambda_i V_i$ , les coefficients de sensibilité des valeurs propres s'obtiennent d'après:

$$\frac{\partial \lambda_i}{\partial \alpha} = \frac{\left\langle \frac{\partial A}{\partial \alpha} W_i, V_i \right\rangle}{\left\langle W_i, V_i \right\rangle} \quad (F.6)$$

Afin de calculer l'équation (F.6), la matrice complexe de  $W_i$  et celle de  $V_i$ , ainsi que les vecteurs propres doivent être calculer. La matrice dérivée de  $A$  est généralement creuse.