

Département de Génie Electrique
en vue de l'obtention du
Grade de MAGISTER
de L'Ecole Nationale Polytechnique

Option: Réseaux Electriques

par

Mohand larbi OURARI

Ingénieur d'Etat en Electrotechnique de l'ENP

THEME

**COMMANDE MULTIVARIABLE PAR MODE DE
GLISSEMENT APPLIQUEE AUX RESEAUX
ELECTRIQUES MULTIMACHINES**

Soutenue le 14 juin 1995, devant le Jury composé de :

M. R. IBTIOUEN

Président (ENP)

MM. A. HELLAL

Rapporteur (ENP)

F. BOUDJEMA

Rapporteur (ENP)

M.S. BOUCHERIT

Examineur (ENP)

M.C. SOUAMI

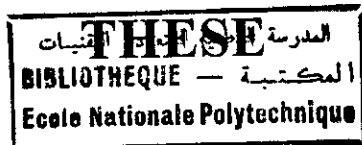
Examineur (ENP)

B. HEMICI

Examineur (ENP)

M. REDJAH

Invité (SONELGAZ)



Présentée au

Département de Génie Electrique

en vue de l'obtention du

Grade de **MAGISTER**
de **L'Ecole Nationale Polytechnique**

Option: Réseaux Electriques

par

Mohand larbi OURARI

Ingénieur d'Etat en Electrotechnique de l'ENP

THEME

**COMMANDE MULTIVARIABLE PAR MODE DE
GLISSEMENT APPLIQUEE AUX RESEAUX
ELECTRIQUES MULTIMACHINES**

Soutenue le 14 juin 1995, devant le Jury composé de :

M. R. IBTIOUEN

MM. A. HELLAL

F. BOUDJEMA

M.S. BOUCHERIT

M.C. SOUAMI

B. HEMICI

M. REDJAH

Président (ENP)

Rapporteur (ENP)

Rapporteur (ENP)

Examineur (ENP)

Examineur (ENP)

Examineur (ENP)

Invité (SONELGAZ)

Thèse de Monsieur OURARI Mohand Larbi

**"Commande multivariable par mode de glissement
appliquée aux réseaux électriques multimachines"**

Résumé : Cette thèse porte sur l'étude de la commande à structure variable appliquée aux réseaux d'énergie électrique en vue d'améliorer la stabilité dynamique. La commande à structure variable (ou commande par mode de glissement) permet d'améliorer les performances dynamiques des machines et d'éliminer les oscillations électromécaniques de faible fréquence qui apparaissent dans les réseaux fortement interconnectés. Ces dernières sont contraignantes à la sûreté de fonctionnement des réseaux électriques.

Le modèle mathématique linéarisé d'un système multimachine, est présenté. Différents types de réseaux sont traités.

La méthode de placement de pôles multivariable est utilisée pour la synthèse de la loi de commande. Celle-ci est appliquée aussi bien à un réseau multimachine qu'à un réseau monomachine. Un régulateur à structure variable est proposé à cet effet. Ce dernier, en mode de glissement, permet d'asservir la tension de la machine par l'action sur son système d'excitation. Les performances de ce régulateur sont alors évaluées et comparées à celles d'un régulateur classique (IEEE Type-1).

Mots Clés : Stabilité dynamique, Réseau multimachine, Système à structure variable, Mode de glissement, Système multivariable multi-entrées.

Abstract : This thesis deals with the study of variable structure control applied to power systems to improve dynamic stability. The variable structure control (or sliding modes) allows to improve the dynamic performances of machines and to eliminate the low-frequency electromagnetic oscillations which appear in strong interconnected power systems. These oscillations affect the operating reliability.

The linearised model of multimachine power system is presented and different network topologies are treated.

The multivariable pole assignment technique is used to synthesise the switch control law, which is applied to both single and multimachine power systems. A structure variable voltage regulator is proposed to control the machine out put voltage by the action on its excitation system. The performance of the proposed regulator has been evaluated and compared to that of the classical regulator (IEEE-Type 1).

Key words : Dynamic stability, multimachine power system, variable structure system, sliding modes, multivariable system, multi-input system.

A votre mémoire père.

... aucune dédicace ne saurait exprimer toute l'affection que je vous porte. Ce travail est le résultat de votre immense sacrifice...

A la mémoire de mon cousin Abdelkader.

A ma mère et mon petit frère Matouk.

A toute ma famille.

A tous mes amis (es).

Avant-Propos



Le travail présenté dans ce mémoire a été effectué au sein du département Génie Electrique de l'Ecole Nationale Polytechnique.

Je remercie vivement Monsieur **Rachid IBTIOUEN**, Maître de conférences à l'Ecole Nationale Polytechnique, pour le grand honneur qu'il me fait en acceptant de présider ce jury de thèse. Je tiens également à le remercier pour son soutien.

Je tiens à remercier:

- Monsieur **Abdelhafid HELLAL**, PhD, Chargé de Cours à l'Ecole Nationale Polytechnique, d'avoir assuré la direction scientifique de mes travaux, pour l'attention qu'il a porté à ce travail ainsi que pour les conseils qu'il m'a prodigués.

- Monsieur **Fares BOUDJEMA**, Maître de Conférences à l'Ecole Nationale Polytechnique, qui a suivi mes travaux avec une attention remarquable, d'avoir accepté de juger ce travail en tant que rapporteur et siéger à ce jury de thèse.

- Monsieur **Mohamed Seghir BOUCHERIT**, Docteur d'état, Chargé de Cours à l'Ecole Nationale Polytechnique, pour ses remarques judicieuses et pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de juger ce travail.

- Monsieur **Boualem HEMICI**, Chargé de Cours à l'Ecole Nationale Polytechnique, pour la pertinence de ses critiques et remarques. Qu'il trouve ici l'expression de ma reconnaissance.

- Monsieur **Mohamed Cherif SOUAMI**, PhD, Chargé de Cours à l'Ecole Nationale Polytechnique, d'avoir accepté d'examiner ce travail et pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de siéger à ce jury de thèse.

Je remercie également Monsieur **M. REDJAH**, du département de recherche de la Société Nationale d'Electricité et du Gaz (SONELGAZ), qui a répondu favorablement à mon invitation pour m'honorer de sa présence parmi les membres du jury.

Je remercie particulièrement Monsieur **Mohamed EL-Hadi AGGOUNE**, qui a été à l'initiative de ce travail, à qui je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance, pour la confiance dont il fait preuve à mon égard.

J'associe à ces remerciements, tous les Enseignants du Département Génie Electrique de l'ENP pour leur sympathie et leur contribution dans mes études de graduation et de post-graduation.

J'associe tout particulièrement à ces remerciements mes amis et collègues Messieurs Mourad HASNI et Kamel AMGOUD, qui m'ont été d'un soutien moral extrêmement appréciable, et pour tous les bons moments passés ensemble.

Je tiens à remercier également les enseignants et le personnel de l'INSFP de Mohammadia pour l'aide et le soutien qui m'ont permis d'assurer les enseignements dans de bonnes conditions.

Je ne peux manquer de remercier l'ensemble des étudiants de post-graduation du département Génie Electrique pour l'ambiance amicale qu'ils ont su créer et pour la sympathie que j'ai trouvé en eux.

Que tous mes amis trouvent ici ma profonde reconnaissance pour leur soutien et leur sympathie, en particulier, Slimane Bouazabia, qui m'a aidé dans l'impression de ce travail.

Je ne pourrai oublier de remercier le personnel, en particulier MM SARI et BENMESSAOUD, du centre de calcul de l'Ecole Nationale Polytechnique pour sa collaboration dans la finalisation de ce travail.

SOMMAIRE



INTRODUCTION GENERALE

1

I. Chapitre 1 : MODELISATION DES RESEAUX D'ENERGIE ELECTRIQUE

I.1 Introduction	5
I.2 Description de la machine synchrone	6
I.2.1 Principe de la transformation de Park	6
I.2.2 Equations électriques de la machine	7
I.2.3 Equations mécaniques	8
I.3 Modèle à deux axes	9
I.4 Modélisation d'un réseau multimachine	12
I.4.1 Expressions des courants	13
I.5 Modélisation dans l'espace d'état	17
I.6 Conclusion	17

II. Chapitre 2 : ANALYSE DE LA STABILITE DYNAMIQUE DES RESEAUX MULTIMACHINES

II.1 Introduction	18
II.2 Concept de stabilité des réseaux électriques	19
II.2.1 Types de défauts	19
II.2.2 Types de stabilités	20
II.2.3 Objet de notre étude	21
II.3 Modèle linéaire d'un réseau multimachine	22
II.3.1 Expressions des courants générés	22
II.3.2 Equations linéaires de la puissance électrique	23
II.3.3 Equations linéaires de la tension interne	24
II.3.4 Equations linéaires de la tension terminale	25
II.4 Représentation d'état du système multimachine	25
II.5 Topologies des réseaux électriques étudiés	27
II.5.1 Réseau électrique momomachine	28
II.5.2 Réseaux électriques multimachines	32
II.6 Conclusion	46

III. Chapitre 3 : THEORIE DES SYSTEMES A STRUCTURE VARIABLE ET REGLAGE PAR MODE DE GLISSEMENT MULTIVARIABLE



III.1 Introduction	47
III.2 Généralités sur les systèmes à structure variable	48
III.2.1 Motivations pour la commande à structure variable	48
III.2.2 Concepts de la commande à structure variable	48
III.2.3 Commande à structure variable multi-entrées	51
III.3 Configurations de base des S.S.V	53
III.4 Relations de base des réglages par mode de glissement multivariables	55
III.4.1 La loi de commutation par contre réaction d'état multivariable	55
III.4.2 Vecteur de la commande équivalente	58
III.4.3 Equation d'état en mode de glissement	59
III.5 Synthèse de la loi de commutation par placement de pôles	60
III.5.1 Transformation de l'équation d'état en mode de glissement	61
III.5.2 Décomposition de la matrice du système	62
III.5.3 Réduction du système originale à un système équivalent	64
III.5.4 Matrice de contre réaction d'état du système équivalent	65
III.5.5 Matrice de contre réaction d'état du système original	68
III.6 Solution de l'équation d'état en mode de glissement	69
III.6.1 Décomposition de l'équation d'état	69
III.6.2 Structure fonctionnelle du système équivalent	71
III.7 Conclusion	72

IV. Chapitre 4 : COMMANDE PAR MODE DE GLISSEMENT MULTIVARIABLE APPLIQUEE AUX SYSTEMES MULTIMACHINES

IV.1 Introduction	73
IV.2 Commande mono-entrée	74
IV.2.1 Structure du régulateur à structure variable	74
IV.2.2 Modélisation du régulateur	75
IV.3 Application de la commande aux systèmes multi-entrées	77
IV.3.1 Modélisation du système de régulation multi-entrées	77
IV.3.2 Introduction des régulateurs integrateurs dans le système de régulation	78
IV.4 Représentation d'état du système global	79
IV.5 Considérations concernant le choix des pôles	82
IV.5.1 Dimensionnement du système de régulation	83

	المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات	
	BIBLIOTHEQUE — المكتبة	
	Ecole Nationale Polytechnique	
IV.6 Résultats de simulation		83
IV.6.1 Application à un système monomachine		84
IV.6.2 Réseau multimachine		90
IV.7 Etude comparative		95
IV.7.1 Structure du régulateur primaire de tension		95
IV.7.2 Système en boucle fermée		96
IV.8 Résultats et interprétations		97
IV.9 Conclusion		106
CONCLUSION GENERALE		108
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES		111
ANNEXES : Annexe A : Données générales du réseau		115
Annexe B : Paramètres du modèle		119
Annexe C : Données du système d'excitation		121

INTRODUCTION GENERALE

De nos jours, Les problèmes liés au fonctionnement des réseaux d'énergie électrique ont pris une importance considérable. Face à une consommation d'énergie électrique qui ne cesse d'augmenter, les réseaux d'énergie électrique sont en perpétuel évolution et deviennent ainsi de plus en plus maillés et interconnectés.

Cette complexité de structure engendre de nombreuses conséquences. En plus des problèmes les plus connus tel que l'affaiblissement des capacités du réseau à retrouver un état de marche synchrone suite à une perturbation, des phénomènes, peu connus, tels que les oscillations électromécaniques non amorties ou faiblement amorties peuvent apparaître dans les réseaux fortement interconnectés [1,2].

Ces oscillations sont contraignantes et constituent un phénomène désagréable pour l'exploitant. Elles ne cessent de produire, ces dernières années, un intérêt considérable dans les études de stabilité [9,13].

La stabilité des réseaux électriques affectés par de telles perturbations est désignée par " stabilité dynamique " [2], cette dernière ne s'intéresse qu'aux perturbations les moins contraignantes. En effet les études de stabilité dynamique portent généralement sur les défauts les moins sévères. Elles ne nécessitent pas, par conséquent, l'utilisation des modèles mathématiques complets et non linéaires comme dans le cas de la stabilité transitoire. A cet effet, le modèle régissant la dynamique du système est réduit et linéarisé autour d'un point de fonctionnement stable [1].

L'étude de la stabilité d'un système de puissance répond principalement à deux objectifs : Le premier concerne l'analyse et l'évaluation de la capacité de tels systèmes à supporter d'éventuelles perturbations. Le deuxième objectif consiste en l'amélioration de cette capacité pour assurer la continuité de service, c'est là qu'interviennent les moyens de réglage automatiques.

C'est dans ce contexte que s'inscrit notre travail. Il apporte une contribution à l'étude de la stabilité dynamique des réseaux d'énergie électrique par l'introduction d'une nouvelle technique de réglage se basant sur la théorie de la commande à structure variable (C.S.V). Cette commande est appliquée aux systèmes de puissance multimachines afin d'asservir la tension de sortie de chaque générateur. Elle remplace ainsi les régulateurs conventionnels jusqu'alors utilisés.

L'électronique de puissance met à notre disposition des organes de commande qui possèdent un comportement discontinu par une action à deux positions avec une commutation rapide de l'une à l'autre. En commutation, cet organe de commande permet le changement de la structure d'un système donné, d'où le nom de système à structure variable (S.S.V.).

L'idée des S.S.V. a jailli à l'issue des travaux du mathématicien soviétique **A.G.Fillipov**[27] sur les équations différentielles à second membre discontinu.

La théorie des S.S.V. à été étudiée et développée exclusivement en ex.URSS dans les années soixante. Plus tard, de nombreuses recherches ont été menées partout ailleurs, soit pour compléter l'étude théorique, soit pour l'appliquer aux systèmes physiques.

La théorie des systèmes à structure variable et les modes glissants associés est une technique de commande non linéaire. Elle est caractérisée par la discontinuité de la commande aux passages par une surface de commutation qui doit être, au préalable, judicieusement choisie [27,28].

La technique des modes de glissement consiste donc à amener la trajectoire d'état du système à régler vers la surface de commutation (ou surface de glissement) et de la faire commuter à l'aide d'une logique de commutation appropriée autour de celle-ci jusqu'au point d'équilibre.

Cette commande fournit un moyen robuste et efficace pour la régulation des systèmes grâce surtout à l'évolution de la technologie de la micro-électronique qui fournit des convertisseurs de plus en plus performants, constituant ainsi des circuits à grande fréquence de commutation. Cet essor a promu l'aspect pratique de cette technique de commande et a augmenté son intérêt pour les réglages industriels [31,32,33,36].

Parmi les applications de cette technique de commande, on peut citer les travaux de **A.Sabanovic [33]** sur l'application des modes de glissement au réglage de position, de vitesse et du couple de la machine synchrone. Ajouté à cela, les travaux de **Calise et Krammer** qui se sont intéressés à la formulation de la commande appliquée au décollage et l'atterrissage vertical des avions (V.T.O.L. : vertical take off and landing). La contribution de **G.P.Mattewset R.A.Decarlo [37]** a porté sur la commande à structure variable appliquée à un système constitué d'une machine synchrone connectée à un réseau infini. On peut citer encore, l'ouvrage de **H.Buhler [38]** sur les réglages par mode de glissement restreint au cas des systèmes linéaires. Dans cet ouvrage, la théorie est présentée sous une forme plus adaptée à l'application pratique. Le cas des systèmes multi-entrées est traité, suivi d'une application à un moteur à courant continu.

Ce mémoire est structuré en quatre chapitres:

Dans le premier chapitre, nous présentons la modélisation des réseaux électriques en considérant une représentation à deux axes (modèle de Park) pour les machines synchrones, associée aux équations algébriques des connexions.

Le deuxième chapitre traite des notions relatives à la stabilité et la sûreté de fonctionnement des réseaux d'énergie électrique. Le cadre de notre étude est présenté. Nous nous intéressons à l'étude de la stabilité dynamique, ce qui nous amène à établir un modèle linéaire qui est le résultat de la linéarisation du modèle présenté au chapitre précédent. Nous aboutissons finalement à la représentation d'état du système de puissance. Quelques réseaux sont testés pour valider le modèle.

Dans le troisième chapitre, Nous introduisons la commande des systèmes à structure variable. L'aspect théorique de la commande est traité. les définitions relatives aux S.S.V illustrées par des schémas sont données, suivies par la formulation mathématique de la commande appliquée aux systèmes multi-entrées.

La procédure de la synthèse de la loi de commande est développée pour la recherche de la matrice de contre réaction d'état. La décomposition du système est effectuée pour aboutir à un système équivalent avec sa structure de réglage. C'est sur ce dernier que la commande sera appliquée.

Le dernier chapitre est consacré à l'application de la commande à structure variable aux systèmes multimachines. A cet effet, un système de régulation agissant sur l'excitation de chaque machine synchrone est proposé. Ce dernier associé à un régulateur intégrateur est utilisé pour asservir la tension terminale de chaque machine. L'extension de la commande aux systèmes multi-entrées est traitée. Ainsi, l'association du système de régulation avec le système étudié nous amène à la représentation d'état du système global en boucle fermée. Ce dernier est testé afin d'évaluer les performances et les capacités ainsi que les limites du contrôleur à structure variable. Des essais sont effectués par simulation pour étudier les propriétés de la commande telles que la robustesse et le rejet des perturbations.

L'originalité c'est l'introduction des S.S.V au niveau de du circuit d'excitation de la machine et ceci grâce à un convertisseur DC-DC. La présence d'un interrupteur au niveau de ce convertisseur permet donc un changement de la structure du convertisseur d'où la discontinuité de la commande.

Chapitre I

MODELISATION DES RESEAUX D'ENERGIE ELECTRIQUE

I.1 INTRODUCTION

Le but de ce chapitre est la modélisation d'un réseau électrique multimachines pour l'évaluation de la stabilité dynamique.

Dans une première partie, nous présentons un modèle de la machine synchrone. A cet effet, une présentation succincte de la transformation de Park s'avère utile pour aboutir à un modèle mathématique dont les équations électriques sont indépendantes de la variable d'espace [1,3]. Le modèle, ainsi obtenu appelé " modèle à deux axes " est exploité pour étudier la dynamique de la machine synchrone fonctionnant en régime établi.

La deuxième partie est consacrée à la modélisation de tous les éléments composant le réseau multimachines pour mettre en évidence les interactions entre les différentes machines synchrones du réseau, par le biais des lignes de transmission qui relient les centres de production (noeuds générateurs) aux centres de consommation (noeuds de charge).

I.2 DESCRIPTION DE LA MACHINE SYNCHROME

I.2.1 Principe de la transformation de Park:

La transformation de Park (ou la décomposition selon les axes d et q) permet la substitution aux enroulements de phase a , b et c fixés par rapport au stator, de deux enroulements d et q tournant à la même vitesse que le rotor, ayant pour axes magnétiques respectivement l'axe direct et l'axe en quadrature [1].

La machine synchrone triphasée comporte, au stator, trois enroulements a , b et c , et au rotor, un enroulement d'excitation noté f dont l'axe magnétique est l'axe direct. Elle comporte également, au stator, un certain nombre de barres d'amortisseurs représentées par deux enroulements en court-circuit D et Q respectivement sur l'axe d et q (figure 1.1).

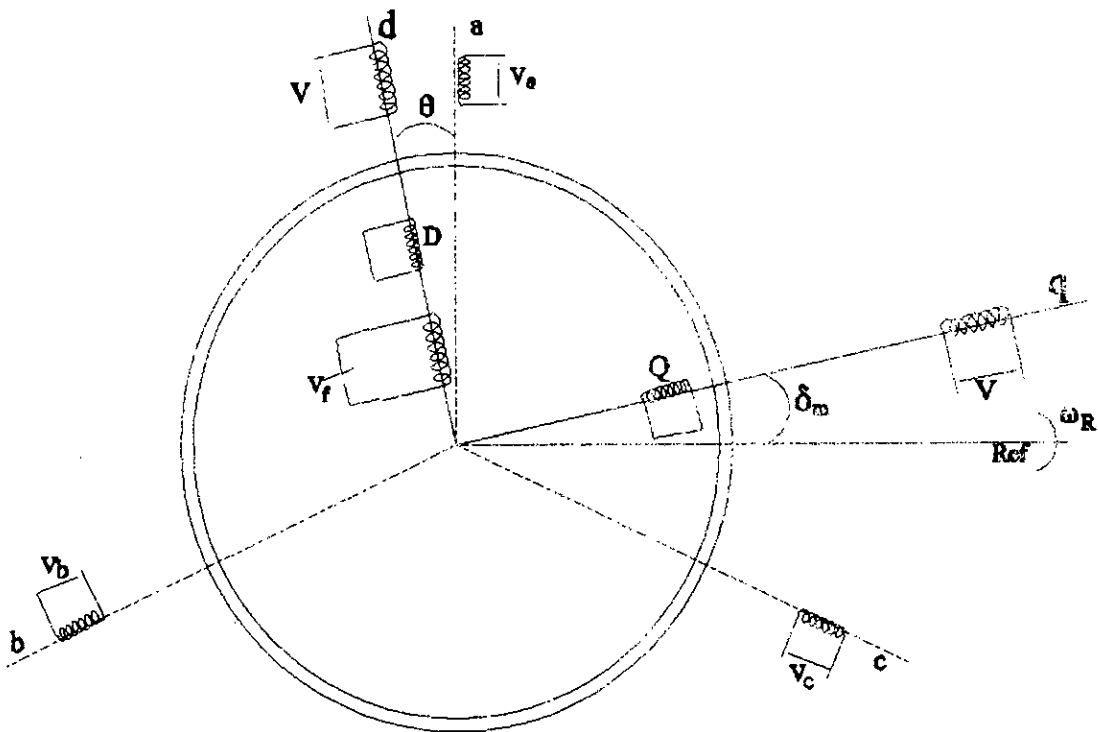


Figure 1.1 : représentation de Park de la machine synchrone

la matrice de transformation de Park s'écrit:

$$P = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \sin\theta & \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (1.1)$$

C'est une transformation orthogonale. En effet, l'inverse de la matrice **P** est identique à sa transposée (i.e : $P^{-1} = P^t$). Avec cette transformation la puissance électrique est invariante[1].

1.2.2 Equations électriques de la machine:

la transformation de Park appliquée aux équations électriques de la machine synchrone (circuits statoriques et rotoriques) conduit au système d'équations ci-dessous:

$$\begin{aligned} V_d &= -r I_d - \omega \lambda_q - \frac{d\lambda_d}{dt} \\ V_q &= -r I_q + \omega \lambda_d - \frac{d\lambda_q}{dt} \\ V_f &= r_f I_f + \frac{d\lambda_f}{dt} \\ 0 &= r_D I_D + \frac{d\lambda_D}{dt} \\ 0 &= r_Q I_Q + \frac{d\lambda_Q}{dt} \end{aligned} \quad (1.2)$$

avec V_d, V_q et V_f : respectivement les tensions aux bornes des enroulements d, q et f ;

$\lambda_d, \lambda_q, \lambda_f, \lambda_D, \lambda_Q$: les flux dans les enroulements d, q, f, D et Q ;

I_d, I_q, I_f, I_D, I_Q : respectivement les courants dans les enroulements d, q, f, D et Q .

Toutes ces grandeurs sont exprimées en valeurs relatives (ou pu).

Par un choix approprié des grandeurs de base pour les réactances, les équations magnétiques entre les courants et les flux dans les différents enroulements s'écrivent [1,3]:

$$\begin{bmatrix} \lambda_d \\ \lambda_q \\ \lambda_f \\ \lambda_D \\ \lambda_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & kM_f & kM_D & 0 \\ 0 & L_q & 0 & 0 & kM_Q \\ kM_f & 0 & L_f & M_R & 0 \\ kM_D & 0 & M_R & L_D & 0 \\ 0 & kM_Q & 0 & 0 & L_Q \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \\ I_f \\ I_D \\ I_Q \end{bmatrix} \quad (1.3)$$

Avec L_d, L_q, L_f, L_D, L_Q : respectivement les inductances propres des enroulements d, q, f, D, Q ;

M_R : l'inductance mutuelle entre les enroulements rotoriques f et D;

M_f, M_D et M_Q : les inductances mutuelles entre les enroulements statoriques et les enroulements rotoriques f, D et Q ;

k : coefficient constant induit par la transformation de Park P au passage d'une grandeur rotorique vers une grandeur statorique, $k = (3/2)^{1/2}$.

I.2.3 Equations mécaniques:

Le mouvement des masses tournantes d'une machine synchrone est régi par l'équation dynamique suivante:

$$J \frac{d^2\theta}{dt^2} = T_a \quad (1.4)$$

où J est le moment d'inertie des masses tournantes [Kg.m²].

T_a le couple d'accélération du rotor [N.m].

θ l'angle entre l'axe direct et l'axe fixe lié au stator [rad].

La vitesse angulaire de rotation est alors:

$$\omega = \frac{d\theta}{dt} \quad (1.5)$$

Nous pouvons également caractériser cette vitesse, à partir de l'angle δ_m entre l'axe tournant à la vitesse de synchronisme notée ω_R (fixée par hypothèse, puisque la fréquence du réseau est supposée constante) et l'axe transversal accroché au rotor.

La position de l'axe q par rapport à l'axe fixe au stator est donnée par la relation

suivante:

$$\theta - \frac{\pi}{2} = \delta_m + \omega_R t \quad (1.6)$$

d'où:

$$\frac{d\delta_m}{dt} = \omega - \omega_R \quad (1.7)$$

Notons que l'angle électrique est donné par: $\delta = (p/2)\delta_m$, où p est le nombre de pôles de la machine synchrone.

En grandeurs réduites, l'équation mécanique devient:

$$2H \frac{d\omega}{dt} = T_a \quad (1.8)$$

H est appelée constante d'inertie des masses tournantes donnée par l'expression:

$$H = (J\omega^2/2)/S_b$$

S_b étant la puissance apparente de base au stator.

I.3 MODELE A DEUX AXES

Dans l'étude de la stabilité, le choix d'un modèle dépend non seulement de la nature mais aussi de l'amplitude des sollicitations auxquelles le système doit faire face[2].

Dans ce contexte, où les différentes perturbations sont considérées de faible amplitude, on se contente d'un modèle linéaire (ou linéarisé) pour décrire la dynamique de la machine. A cet effet, des hypothèses simplificatrices, généralement adoptées, sont considérées [1,4]:

- L'effet des amortisseurs est négligé;
- La saturation du circuit magnétique est négligée;
- Les résistances statoriques sont négligeables;
- Les f.e.m. de transformation sont négligeables devant les f.e.m. de rotation (les variations du module du flux sont négligeables devant les

variations dues à la rotation):

$$d\lambda_d/dt \ll \omega\lambda_d ; d\lambda_q/dt \ll \omega\lambda_q$$

- les termes $\omega\lambda$ sont assimilés à $\omega_R\lambda$.

Afin de déterminer les équations électriques de la machine, quelques changements de variables sont effectués. Ainsi, toutes les grandeurs électriques du rotor sont rapportées au stator. Nous posons à cet effet [1,2]:

$$E'_{q'} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\omega_R \frac{kM_f}{L_f} \right) \lambda_f \quad (1.9)$$

$$E = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\omega_R kM_f \right) i_f \quad (1.10)$$

$$E_{fd} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\omega_R \frac{kM_f}{I_f} \right) V_f \quad (1.11)$$

où: $E'_{q'}$ est la f.e.m transitoire d'axe direct.

E la f.e.m transitoire à vide.

E_{fd} la f.e.m d'excitation.

Sous les hypothèses citées ci-dessus, la tension terminale de la machine synchrone s'écrit, pour la composante directe :

$$V_d = -X'_q I_q \quad (1.12)$$

et pour la composante en quadrature:

$$V_q = E'_{q'} + X'_d I_d \quad (1.13)$$

En notation complexe, la tension terminale aux bornes de la machine, dans le repère (d,q) s'écrit sous la forme:

$$\mathbf{V}_t = \mathbf{V}_q + \mathbf{j} \cdot \mathbf{V}_d$$

De la même manière, pour le courant dans le stator:

$$\mathbf{I} = \mathbf{I}_q + j \cdot \mathbf{I}_d$$

ainsi, l'expression complexe de la tension devient:

$$\overline{V}_t = E'_q - jX'_d \overline{I} - j(X'_d - X_q) I_q \quad (1.14)$$

La représentation de fresnel correspondante est donnée par la figure(1.2) [5,6].

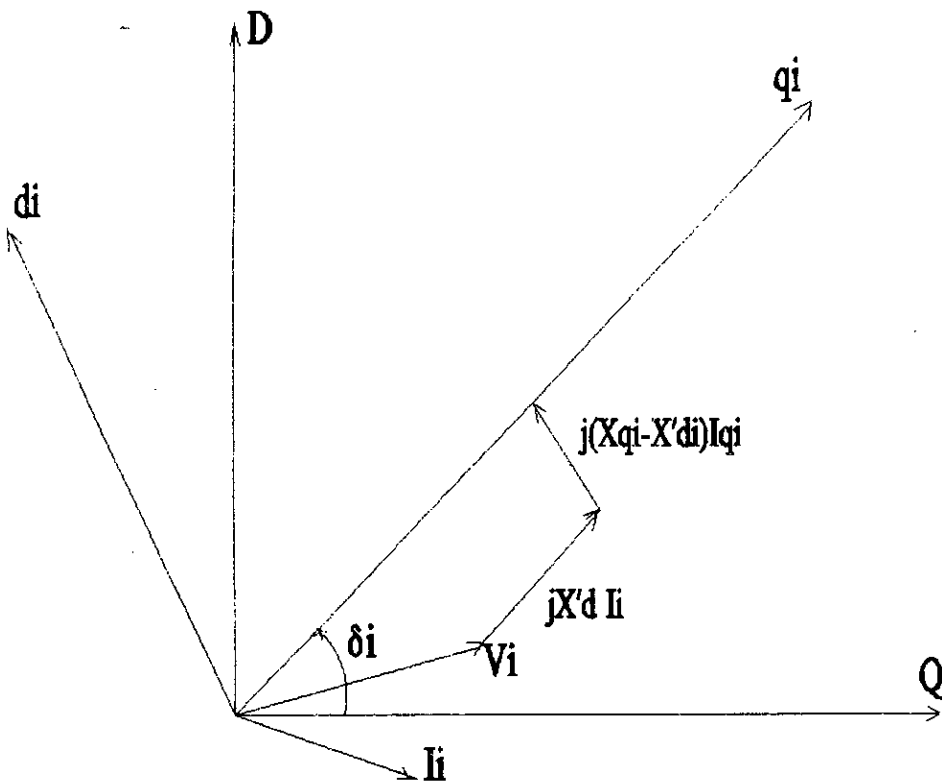


Figure 1.2 : Diagrammes des phases de la machine synchrone.

I.4 MODELISATION D'UN RESEAU MULTIMACHINES

Dans un système multimachine, les différents générateurs ne sont pas indépendants entre eux, mais reliés à travers un réseau électrique. Celui-ci correspond à l'ensemble des lignes, des transformateurs et des charges.

En raison des interactions entre les différentes machines, nous sommes amenés à définir un repère noté (D, Q) lié au mouvement de l'ensemble des machines et qui tourne à la vitesse de synchronisme [2].

Ce repère constitue la référence commune fixe. C'est pourquoi, toutes les grandeurs liées à la dynamique de chaque machine prise individuellement (repère d, q appelé aussi repère machine) seront exprimées dans le nouveau repère (D, Q) .

Pour illustrer le passage d'un repère à un autre, nous considérons une grandeur complexe \bar{A}_i dans les deux systèmes de coordonnées, figure(1.3)[7].

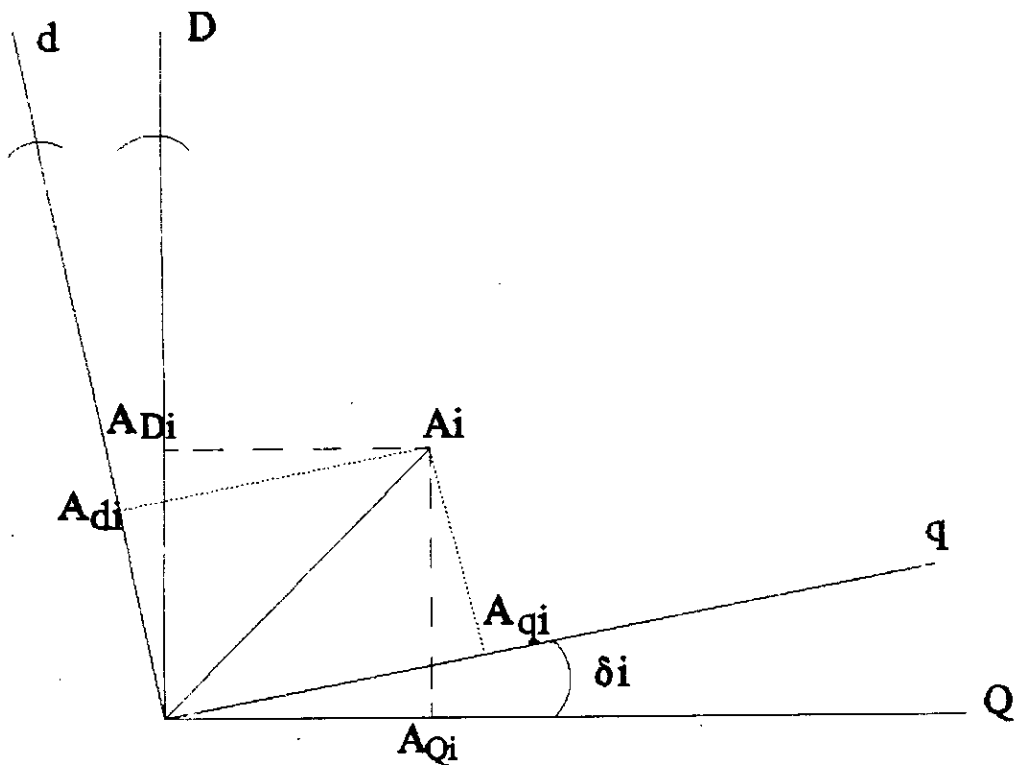


Figure 1.3 : Repère machine et repère synchrone dans le réseau multimachines

\bar{A}_i peut s'écrire, selon le repère choisi :

Dans le repère (d,q):

$$\bar{A}_i = A_{dq_i} = A_{q_i} + j \cdot A_{d_i}$$

Dans le repère (D,Q):

$$\bar{A}_i = A_{DQ_i} = A_{Q_i} + j \cdot A_{D_i}$$

La figure (1.3) montre que l'on peut écrire:

$$\begin{aligned} \bar{A}_i &= A_{q_i} + j A_{d_i} \\ &= (A_{q_i} \cos \delta_i - A_{d_i} \sin \delta_i) + j (A_{d_i} \cos \delta_i + A_{q_i} \sin \delta_i) \end{aligned} \quad (1.15)$$

Pour chaque machine, nous avons donc:

$$\bar{A}_{DQ_i} = A_{dq_i} e^{j\delta_i} \quad (1.16)$$

En notation matricielle, le changement de base s'effectue selon la relation suivante

$$\bar{A}_{DQ} = T \cdot \bar{A}_{dq} \quad (1.17)$$

Les éléments de la matrice de passage **T** sont de la forme suivante:

$$\begin{aligned} T_{ii} &= e^{j\delta_i} \\ T_{ik} &= 0 \quad i \neq k \end{aligned} \quad (1.18)$$

I.4.1 Expression des courants

Un réseau électrique comprenant entre autres, des lignes de transmission, des transformateurs et des charges, peut être modélisé par un système d'équations linéaires reliant les courants injectés aux différents noeuds et leur tension respective [8].

Dans le repère synchrone, nous pouvons écrire, sous forme matricielle :

$$[\bar{I}] = [\bar{Y}] [\bar{V}] \quad (1.19)$$

où $[Y]$ représente la matrice admittance du système, de dimension $n \times n$.
 $[I]$ vecteur des courants injectés aux noeuds, de dimension n .
 $[V]$ vecteur des tensions en ces noeuds.

En distinguant les noeuds générateurs des noeuds de charge, le système d'équations (1.19) peut s'écrire:

$$\begin{bmatrix} I_G \\ I_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{GG} & Y_{GL} \\ Y_{LG} & Y_{LL} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_G \\ V_L \end{bmatrix} \quad (1.20)$$

où l'indice "G" indique les noeuds où les générateurs sont connectés;
 et l'indice "L" indique les noeuds où les charges sont connectées.

Après élimination des noeuds de charge, on pose $[I_L] = [0]$. le système (1.20) s'écrit alors :

$$[I_G] = [Y_{GG}] [V_G] + [Y_{GL}] [V_L] \quad (1.21)$$

$$[0] = [Y_{LG}] [V_G] + [Y_{LL}] [V_L] \quad (1.22)$$

Nous déduisons alors, les relations suivantes réduites aux noeuds générateurs [8]

$$[I] = [Y_R] [V] \quad (1.23)$$

avec:

$$[Y_R] = [Y_{GG}] - [Y_{GL}] [Y_{LL}]^{-1} [Y_{LG}] \quad (1.24)$$

la relation (1.24) est la représentation mathématique du réseau électrique après élimination de tous les noeuds de charge.

Nous considérons un système à m machines, pour lequel la description est faite pour la machine i ($i=1, \dots, m$).

La tension terminale aux bornes de la i ème machine, exprimée dans son propre repère (d_i, q_i) est donnée par:

$$\bar{V}_i = \bar{E}'_{q_i} - j \cdot X'_{d_i} \bar{I}_i - j \cdot (X_{q_i} - X'_{d_i}) \bar{I}_{q_i} \quad (1.25)$$

Dans le repère synchrone (D,Q), nous pouvons écrire:

$$\begin{aligned} \bar{E}_{qi} &= E_{qi} e^{j\delta_i} \\ \bar{I}_{qi} &= I_{qi} e^{j\delta_i} \end{aligned}$$

ainsi, l'équation (1.14) exprimée dans le repère(D,Q) s'écrit:

$$\bar{V}_i = E'_{q_i} e^{j\delta_i} - j X'_{d_i} \bar{I}_i + (X_{q_i} - X'_{d_i}) I_{q_i} e^{j(\delta_i - \frac{\pi}{2})} \quad (1.26)$$

Pour les m machines, l'expression (1.26) s'écrit, sous la forme matricielle:

$$[V] = [e^{j\delta}] [E'_{q}] - j [X'_{d}] [I] + [X_{q} - X'_{d}] [e^{j(\delta - \frac{\pi}{2})}] [I_{q}] \quad (1.27)$$

Avec : [V], [E_q],[I] et [I_q] des vecteurs de dimension m, qui représentent respectivement, la tension, la f.e.m transitoire, le courant généré ainsi que sa composante en quadrature.

Les matrices apparaissant dans cette expression sont toutes diagonales. Elles s'écrivent:

$$[e^{j\delta}] = \begin{bmatrix} e^{j\delta_1} & 0 & 0 \\ 0 & e^{j\delta_2} & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & e^{j\delta_m} \end{bmatrix} \quad [X'_{d}] = \begin{bmatrix} X'_{d1} & 0 & 0 \\ 0 & X'_{d2} & 0 \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ 0 & 0 & X'_{dm} \end{bmatrix}$$

En substituant [V] donné par l'équation (1.23) dans (1.27), on aboutit à:

$$[\bar{I}] = [\bar{Y}] \{ [e^{j\delta}] [E'_{q}] + [X_{q} - X'_{d}] [e^{j(\delta - \frac{\pi}{2})}] [I_{q}] \} \quad (1.28)$$

avec

$$[\bar{Y}] = ([\bar{Y}_R]^{-1} + j [X'_{d}])^{-1} \quad (1.29)$$

Chaque composante du vecteur courant est constituée de m termes. En effet, le courant généré par la ieme machine peut s'écrire:

dans le repère (d_i,q_i) de la ieme machine, le courant s'écrit:

$$\bar{I}_i = \sum_{k=1}^m \bar{Y}_{ik} (E'_{qk} e^{j(\delta_k)} + (X_{qk} - X'_{dk}) I_{qk} e^{j(\delta_k - \frac{\pi}{2})}) \quad (1.30)$$

$$\bar{I}_i = \bar{I}_i e^{-j\delta_i} \quad (1.31)$$

d'où:

$$\bar{I}_i = \sum_{k=1}^m Y_{ik} (E'_{qk} e^{j(\beta_{ik} - \delta_{ik})} + (X_{qk} - X'_{dk}) I_{qk} e^{j(\beta_{ik} - \delta_{ik} - \frac{\pi}{2})}) \quad (1.32)$$

Avec:

$$\begin{aligned} \bar{Y}_{ik} &= Y_{ik} e^{j\beta_{ik}} \\ \delta_{ik} &= \delta_i - \delta_k \end{aligned} \quad (1.33)$$

les composantes directe et quadrature du courant s'écrivent alors:

$$I_{qi} = \sum_{k=1}^m Y_{ik} (C_{ik} E'_{qk} + (X_{qk} - X'_{dk}) S_{ik} I_{qk}) \quad (1.34)$$

$$I_{di} = \sum_{k=1}^m Y_{ik} (S_{ik} E'_{qk} + (X_{qk} - X'_{dk}) C_{ik} I_{qk}) \quad (1.35)$$

où

$$\begin{aligned} C_{ik} &= \cos(\beta_{ik} - \delta_{ik}) \\ S_{ik} &= \sin(\beta_{ik} - \delta_{ik}) \end{aligned} \quad (1.36)$$

Les composantes directe et quadrature de la tension aux bornes de la machine sont obtenues à partir de (1.12) et (1.13).

$$\begin{aligned} V_{di} &= -X_{qi} I_{qi} \\ V_{qi} &= E'_{qi} + X'_{di} I_{di} \end{aligned} \quad (1.37)$$

La puissance électrique développée par la machine s'écrit:

$$P_{ei} = E'_{qi} I_{qi} - (X_{qi} - X'_{di}) I_{di} I_{qi} \quad (1.38)$$

I.5 MODELISATION DANS L'ESPACE D'ETAT

Compte tenu des hypothèses simplificatrices considérées auparavant, les équations dynamique du système dans l'espace d'état sont pour la i^{eme} machine, les suivantes:

* Equations électriques:

$$\frac{dE'_{q_i}}{dt} = \frac{1}{T'_{do_i}} (E'_{fd_i} - E'_{q_i} + (X_{d_i} - X'_{d_i}) I_{d_i}) \quad (1.39)$$

T'_{doi} : constante de temps transitoire d'axe direct de la i^{eme} machine.

* Equations mécaniques:

$$\frac{d\delta_i}{dt} = \omega_i \quad (1.40)$$

$$\frac{d\omega_i}{dt} = \frac{1}{2H} (T_{m_i} - T_{e_i}) \quad (1.41)$$

I.6 CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons exposé brièvement les divers contraintes liées à la modélisation des réseaux électriques.

Nous avons développé le modèle à deux axes se basant sur la transformation de Park. Celui-ci nous permet d'étudier le comportement dynamique des machines synchrones dans le réseau électrique.

Le modèle à deux axes revêt un intérêt particulier, malgré les hypothèses simplificatrices adoptées. En effet, il permet de tenir compte de la variation du flux dans l'enroulement inducteur ceci, d'une part, et d'autre part, il permet la prise en compte des structures de régulation automatique de tension et de vitesse.

Le modèle que nous avons développé dans l'espace d'état est en boucle ouverte (sans régulation), il est constitué de $3xm$ équations différentielles non linéaires (m étant le nombre de machines).

Chapitre II

ANALYSE DE LA STABILITE DYNAMIQUE DES RESEAUX MULTIMACHINES

II.1 INTRODUCTION

Le but de ce chapitre consiste à définir l'objet de notre étude, à savoir, l'évaluation de la stabilité dynamique des réseaux d'énergie électrique multimachines.

Dans ce cadre, nous avons estimé utile de rappeler, dans une première partie, les différents types de stabilité ainsi que les moyens et les méthodes utilisés pour leur évaluation.

Dans la deuxième partie, un modèle mathématique linéaire est développé pour un système multimachines. Le modèle ainsi obtenu est le résultat de la linéarisation du modèle présenté au chapitre précédent.

En fin, nous terminons par une analyse dans le domaine temporel de la stabilité des réseaux momomachine et multimachines.

II.2 CONCEPT DE LA STABILITE DES RESEAUX D'ENERGIE ELECTRIQUE

La stabilité d'un réseau d'énergie électrique est définie comme étant l'aptitude de celui-ci, étant donné les conditions de fonctionnement initiales, à fonctionner au voisinage du synchronisme lorsqu'il est sollicité par une ou plusieurs perturbations [2].

Selon la nature et/ou l'amplitude de la perturbation, le système peut acquérir un nouvel état stable ou au contraire, évoluer vers l'instabilité.

L'apparition d'une perturbation provoque un déséquilibre entre la production et la consommation dans le réseau. Cet écart entre la puissance électrique, fournie par les machines et la puissance mécanique d'entraînement, induit la variation de l'énergie cinétique donc l'évolution des angles rotoriques, accompagnées d'oscillations dynamiques [9].

Si le réseau est en régime de stabilité, ces oscillations sont amorties et le système retrouve un état 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 qui composent le réseau.

II.2.1 Types de défauts :

Les défauts que l'on rencontre le plus fréquemment sont :

- Les court-circuits mono ou polyphasés, généralement suivis d'ouvertures de lignes;
- Les modifications de charges;
- La rupture d'une interconnexion;
- le déclenchement accidentel d'une machine ou d'un transformateur.

Ces défauts, suivant leur nature, peuvent être classés en deux catégories [10]:

- * Les perturbations lentes, de faible amplitude, comme par exemple, une faible surcharge ou une sur-excitation. Elles sont peu contraignantes.
- * Les perturbations rapides, de grande amplitude. Elles sont souvent localisées. Comme par exemple, l'ouverture d'une ligne ou un court-circuit polyphasé. Ces perturbations sont contraignantes.

II.2.2 Types de stabilités :

La considération de ces deux types de perturbations, nous amène à distinguer principalement trois types de stabilité [1,2]:

1.Stabilité statique :

Elle correspond à la stabilité d'un réseau sujet à une perturbation lente et de faible amplitude. Le système reste stable sous l'action des dispositifs de régulation conventionnels.

2.Stabilité transitoire :

Elle correspond à la stabilité d'un réseau siège d'une perturbation rapide et sévère: Cette perturbation allant, le plus souvent, jusqu'à dépasser la capacité des systèmes de commande.

Pour l'évaluation de la stabilité transitoire, le réseau doit être représenté par des équations différentielles non linéaires.

3. Stabilité dynamique :

Dans ce cas, le réseau est sollicité par une perturbation pouvant être rapide mais de faible amplitude, donc moins sévère.

La stabilité dynamique se situe, en fait, entre les deux types de stabilité sus-cités. Le réseau est décrit par un modèle linéaire (ou linéarisé). Il est stabilisé par des dispositifs de commande continue supplémentaires (stabilisateurs).

Le tableau ci-après résume les caractéristiques de chacun des types stabilités.

	Stabilité statique	Stabilité dynamique	Stabilité transitoire
nature de la perturbation	perturbation lente de la charge.	oscillations électromagnétiques causées par les fortes interconnexions	court circuits triphasés. et ouverture de lignes.
Amplitude de la perturbation	faible	faible	grande
Modèles utilisés	modèle du second ordre "modèle linéaire"	modèle à deux axes "modèle linéaire"	modèle à deux axes. "modèle non linéaire"
Dispositifs de régulation	régulateurs conventionnels.	régulateurs conventionnels et dispositifs supplémentaires de stabilisation.	régulateurs conventionnels non linéaires et autres disposition particulières.

II.2.3 Objet de notre étude :

Dans notre travail, nous nous sommes intéressés à l'étude de la stabilité dynamique. Cette étude est importante, à plus d'un titre car elle permet:

- * L'évaluation des conditions normales de fonctionnement;
- * Le choix d'un modèle approprié;
- * La dimensionnement des systèmes de régulation conventionnels et les dispositifs supplémentaires de stabilisation;
- * Et enfin, d'étudier une nouvelle technique de commande se basant sur les systèmes à structure variable. Elle remplacera tous les dispositifs de commande introduit auparavant.

II.3 MODELE LINEAIRE D'UN RESEAU MULTIMACHINE

L'étude du comportement dynamique d'un réseau électrique multi-machines nécessite l'utilisation d'un modèle mathématique rigoureusement choisi et décrivant, au mieux, les caractéristiques du système.

L'évaluation de la stabilité dynamique se limite à des variations relativement petites, généralement au plus de quelques pour-cent des valeurs en fonctionnement normal [10]. Un modèle linéaire nous permet d'analyser les phénomènes se référant à la stabilité dynamique [2].

La linéarisation des équations qu'elles soient algébriques ou différentielles consiste à considérer un point de fonctionnement stable, autour duquel, on admet une petite variation (un incrément). Le modèle linéaire décrit alors le système seulement dans la zone considérée (c-à-d: autour du point de fonctionnement) [1].

II.3.1 Expression des courants générés :

La linéarisation des équations algébriques (1.34) et (1.35) conduit au système d'équations linéaires suivant [2]:

$$\begin{aligned} [\Delta I_d] &= [P_d] [\Delta \delta] + [Q_d] [\Delta E'_q] + [M_d] [\Delta I_q] \\ [L_q] [\Delta I_q] &= [P_q] [\Delta \delta] + [Q_q] [\Delta E'_q] \end{aligned} \quad (2.1)$$

avec:

$$P_{d_{ij}} = Y_{ij} [C_{ij} E'_{q_j} + (X_{q_j} - X'_{d_j}) S_{ij} I_{q_j}] \quad i \neq j \quad (2.2)$$

$$P_{q_{ij}} = -Y_{ij} [S_{ij} E'_{q_j} - (X_{q_j} - X'_{d_j}) C_{ij} I_{q_j}] \quad i \neq j \quad (2.3)$$

$$P_{d_{ii}} = -\sum_{j \neq i} P_{d_{ij}} \quad (2.4)$$

$$P_{q_{ii}} = -\sum_{j \neq i} P_{q_{ij}} \quad (2.5)$$

$$Q_{dij} = Y_{ij} S_{ij} \quad (2.6)$$

$$Q_{qij} = Y_{ij} C_{ij} \quad (2.7)$$

$$M_{dij} = -Y_{ij} (X_{qj} - X'_{dj}) C_{ij} \quad (2.8)$$

$$L_{qij} = -Y_{ij} (X_{qj} - X'_{dj}) S_{ij} \quad i \neq j \quad (2.9)$$

$$L_{qii} = 1 - Y_{ii} (X_{qi} - X'_{di}) S_{ii} \quad (2.10)$$

$$i=1, \dots, m \quad ; \quad j=1, \dots, m$$

L'opérateur "Δ" indique l'incrémentation ou la variation autour d'un point de fonctionnement.

En réarrangeant le système d'équations (2.1), on aboutit enfin à:

$$\begin{aligned} [\Delta I_d] &= [Y_d] [\Delta E'_q] + [F_d] [\Delta \delta] \\ [\Delta I_q] &= [Y_q] [\Delta E'_q] + [F_q] [\Delta \delta] \end{aligned} \quad (2.11)$$

où:

$$\begin{aligned} [Y_d] &= [Q_d] + [M_d] [Y_q] \\ [F_d] &= [P_d] + [M_d] [F_q] \\ [Y_q] &= [L_q]^{-1} [Q_q] \\ [F_q] &= [L_q]^{-1} [P_q] \end{aligned} \quad (2.12)$$

II.3.2 Equations linéaires de la puissance électrique :

En grandeurs relatives, l'expression linéaire de la puissance est identique à celle du couple électrique. Le couple électrique est donné, pour la machine *i*, par l'expression suivante [1,4]:

$$T_{e_i} = [E'_{q_i} - (X_{q_i} - X'_{d_i}) I_{d_i}] I_{q_i} \quad (2.13)$$

Cette expression, généralisée à m machines et linéarisée, s'écrit sous la forme matricielle suivante:

$$\begin{aligned} [\Delta T_e] &= [I_{q_0}]^t [\Delta E'_q] - [I_{q_0}] [X_q - X'_d] [\Delta I_d] \\ &+ [E'_{q_0}]^t [\Delta I_q] - [I_{d_0}] [X_d - X'_d] [\Delta I_q] \end{aligned} \quad (2.14)$$

L'indice "0" indique la valeur de la grandeur considérée au point de fonctionnement.

Compte tenu du système d'équations (2.11), cette équation peut s'écrire sous une forme compacte en fonction des variables d'état $[\Delta \delta]$ et $[\Delta E'_q]$ [2]:

$$[\Delta T_e] = [K1] [\Delta \delta] + [K2] [\Delta E'_q] \quad (2.15)$$

Les matrices [K1] et [K2] sont données par leurs expressions respectives (annexe B).

II.3.3 Equations linéaires de la tension interne :

La f.e.m d'excitation de la machine i s'écrit:

$$E_{fd_i} = (1 + sT'_{do}) E'_{q_i} - (X_{d_i} - X'_{d_i}) I_{d_i} \quad (2.16)$$

La généralisation de cette expression à m machines, suivie de la linéarisation donne:

$$[[1_m] + s [T'_{do}]] [\Delta E'_q] = [\Delta E_{fd}] + [X_d - X'_d] [\Delta I_d] \quad (2.17)$$

$[1_m]$ est une matrice identité de dimension m ; et $[T'_{do}]$ la matrice diagonale des constantes de temps transitoires d'axes directs.

En substituant $[\Delta I_d]$ donné dans le système d'équations (2.11), on aboutit à l'expression suivante :

$$(1 + sT'_{do} K3_{ii}) \Delta E'_{qi} = K3_{ii} (\Delta E_{fdi} - \sum_{j \neq i}^m \frac{1}{K3_{ij}} \Delta E'_{qj} - \sum_{j=1}^m K4_{ij} \Delta \delta_{ij}) \quad (2.18)$$

Les éléments $K3_{ii}$, $K3_{ij}$, $K4_{ii}$ et $K4_{ij}$ sont donnés à l'annexe B

II.3.4 Equations linéaires de la tension terminale :

La tension terminale est donnée, pour la machine i , par:

$$V_i^2 = V_{qi}^2 + V_{di}^2 \quad (2.19)$$

La linéarisation de cette expression donne:

$$\Delta V_i = \left(\frac{V_{qi0}}{V_{i0}} \right) \Delta V_{qi} + \left(\frac{V_{di0}}{V_{i0}} \right) \Delta V_{di} \quad (2.20)$$

En tenant compte de (1.37), la tension terminale s'écrit sous la forme matricielle suivante:

$$[\Delta V] = [V_0]^{-1} \{ [V_{d_0}] [\Delta V_d] + [V_{q_0}] [\Delta V_q] \} \quad (2.21)$$

La tension terminale est donnée aussi par:

$$[\Delta V] = [K5] [\Delta \delta] + [K6] [\Delta E'_{qj}] \quad (2.22)$$

A l'annexe B, on trouve les expressions donnant [K5] et [K6].

II.4 REPRESENTATION D'ETAT DU SYTEME MULTIMACHINE

Les équations dynamiques (1.39), (1.40) et (1.41) linéarisées autour d'un point de fonctionnement stable, s'écrivent dans l'espace d'état sous forme:

$$\begin{aligned} [\Delta \dot{X}] &= [A] [\Delta X] + [B] [\Delta U] \\ [\Delta Y] &= [C] [\Delta X] \end{aligned} \quad (2.23)$$

où: $[\Delta X] = [[\Delta\delta] [\Delta\omega] [\Delta E'_q]]^t$ le vecteur d'état du système multimachines, de dimension $n \times m$.

$[\Delta Y] = [[\Delta\delta] [\Delta\omega] [\Delta V_d]]^t$, vecteur de sorties.

$[\Delta U] = [[\Delta T_m] [\Delta E_{fd}]]^t$ vecteur d'entrées du système, de dimension $2 \times m$.

[A] la matrice d'état du système ($n \times m$, $n \times m$).

[B] la matrice d'entrée du système ($n \times m$, $2 \times m$).

[C] la matrice de sortie du système.

Ces différentes matrices sont définies comme suit:

$$A = \begin{bmatrix} [0] & [2\pi f] & [0] \\ [-\frac{K1}{M}] & [-\frac{D}{M}] & [-\frac{K2}{M}] \\ [-\frac{K4}{T'_{do}}] & [0] & [-\frac{1}{K3T'_{do}}] \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

$$B = \begin{bmatrix} [0] & [0] \\ [\frac{1}{M}] & [0] \\ [0] & [\frac{1}{T'_{do}}] \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

$$C = \begin{bmatrix} [1] & [0] & [0] \\ [0] & [1] & [0] \\ [K5] & [0] & [K6] \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

Les coefficients D et M sont respectivement le coefficient d'amortissement et la constante d'inertie de la machine.

Les éléments des matrices [A], [B] et [C] sont des sous-matrices de dimension (m,m).

Par exemple l'élément $[-K2/M]$ de la matrice [A] s'écrit :

$$[-\frac{K2}{M}] = \begin{bmatrix} \frac{-K2_{11}}{M_1} & \dots & \frac{-K2_{1m}}{M_m} \\ \cdot & & \cdot \\ \cdot & & \cdot \\ \frac{-K2_{m1}}{M_1} & \dots & \frac{-K2_{mm}}{M_m} \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

Le schéma fonctionnel de la $i^{ème}$ machine dans le réseau est illustré à la figure (2.1)[8].

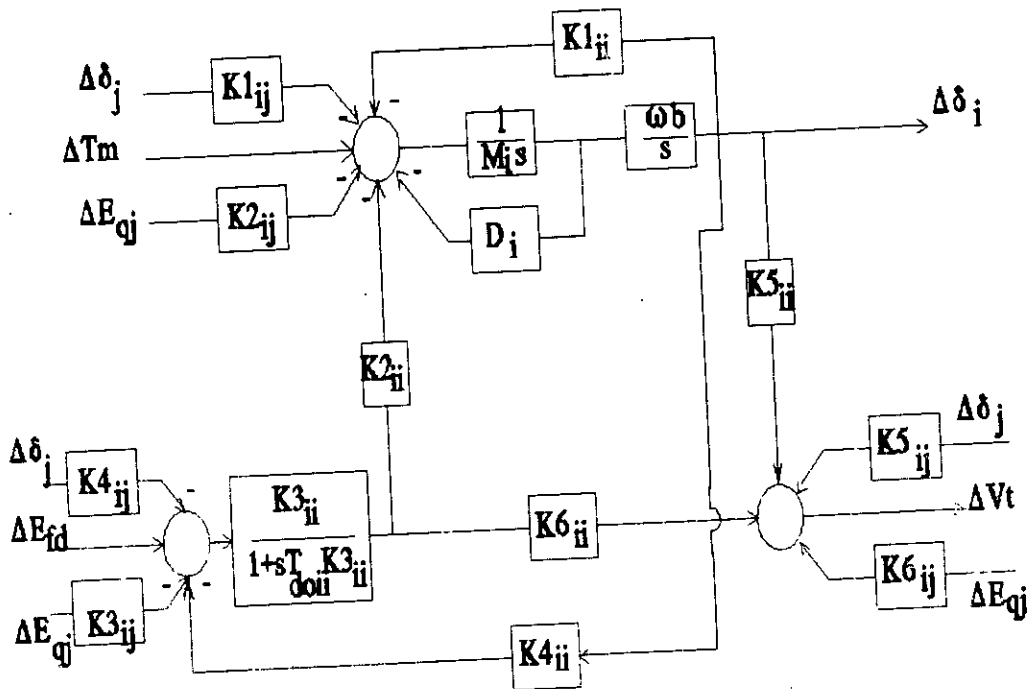


Figure 2.1 : Diagramme fonctionnel de la $i^{ème}$ machine en boucle ouverte.

II.5 TOPOLOGIES DES RESEAUX ELECTRIQUES ETUDIES

Afin d'étudier le comportement de la machine synchrone, et d'analyser ces performances dynamiques lorsqu'elle fait l'objet de sollicitations de faible amplitude, il est impératif de définir l'environnement dans lequel elle évolue. En effet, des paramètres divers influent sur la dynamique et le comportement de la machine synchrone dans un réseau électrique.

On peut citer notamment:

- La topologie du réseau: qu'il s'agisse d'un réseau radial ou maillé.
- La présence d'autres machines synchrones: interaction entre les différents modes d'oscillations électromécaniques, et l'influence de ceux-ci sur le mode propre de la machine considérée.
- Et enfin, les différents éléments du réseau tels que les impédances des lignes, les transformateurs, les charges, etc.

Pour mettre en évidence l'influence de ces paramètres, nous analysons en premier, la stabilité dynamique de la machine synchrone dans un réseau monomachine [12,14]. Par la suite, nous traitons le cas d'un réseau multimachine.

II.5.1 Réseau électrique monomachine

Le système étudié est constitué d'une machine synchrone alimentant une charge locale. Celle-ci est raccordée à un réseau de puissance infinie (noeud infini) à travers une ligne de transmission. fig.(2.2) [19,22].

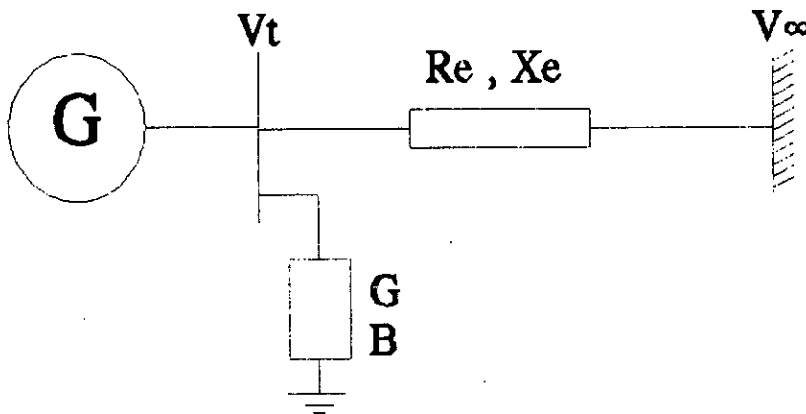


Figure 2.2 : Réseau monomachine étudié.

Le choix de cette configuration n'est pas fortuit. On retrouve cette structure dans la plupart des travaux dans le domaine [13,23].

En effet, c'est une représentation simplifiée d'un réseau multimachine lorsque l'on ne s'intéresse qu'à une seule machine. Le reste du réseau, y compris d'autres machines, est représenté par le noeud infini dont la tension en module et en phase ainsi que sa fréquence sont fixées.

II.5.1.1 Diagramme fonctionnel du système :

Les équations d'état décrivant le système monomachine sont identiques à celles données au système d'équations (2.23). Toutefois, dans le cas d'un réseau monomachine, on pose $m = 1$, nous rappelons que l'indice m indique le nombre de machines synchrones

opérant dans le réseau.

Le système étudié est représenté par son schéma fonctionnel en boucle ouverte, ayant comme entrées, la variation du couple mécanique et la variation de la tension d'excitation, comme l'indique la figure (2.3).

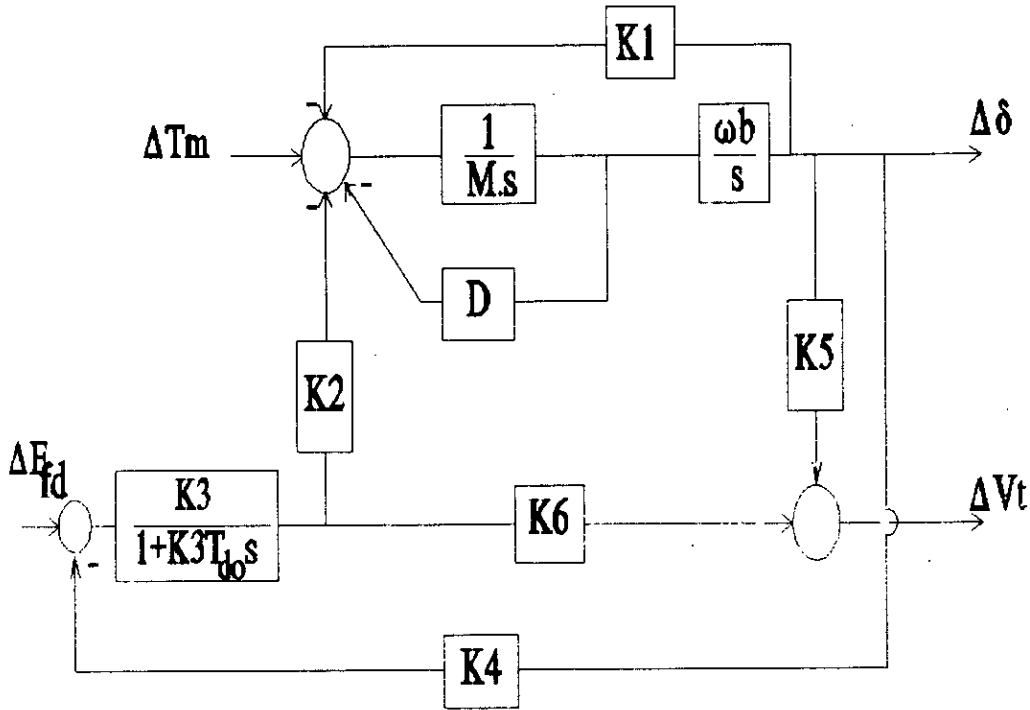


Figure 2.3 : Schéma fonctionnel du système monomachine.

II.5.1.2 Simulations :

Afin d'analyser le comportement dynamique du système perturbé, nous avons effectué deux types de tests:

Le premier concerne l'accroissement en échelon de 5% du couple mécanique "surcharge" (figure 2.4).

Le second est un accroissement en échelon de 5% de la tension d'excitation "sur-excitation" (figure 2.5).

1. Influence d'une surcharge :

Nous allons examiner dans chacun des cas, la dynamique des variables d'état du système.

L'angle rotorique $\Delta\delta$: Quand il y a accroissement de ΔT_m , l'équilibre dynamique entre le couple mécanique et électrique est perdu. Le rotor est alors décalé en avant induisant l'accroissement de l'angle interne. le mouvement du rotor se poursuit avec des oscillations amorties de faible amplitude. Pour équilibrer de nouveau l'augmentation de ΔT_m , le couple électrique doit augmenter de 5%.

La vitesse $\Delta\omega$: Lorsqu'il y a accroissement du couple mécanique, il y a accélération du rotor d'où l'augmentation de la vitesse. Celle-ci revient à sa position initiale (vitesse synchrone) grâce à l'équilibre réalisé par le couple électrique.

La tension terminale ΔV_t : La tension aux bornes de la machine chute en raison de l'augmentation du courant induit statorique du fait de l'accroissement du couple électrique. Cette chute engendre la diminution de l'énergie réactive.

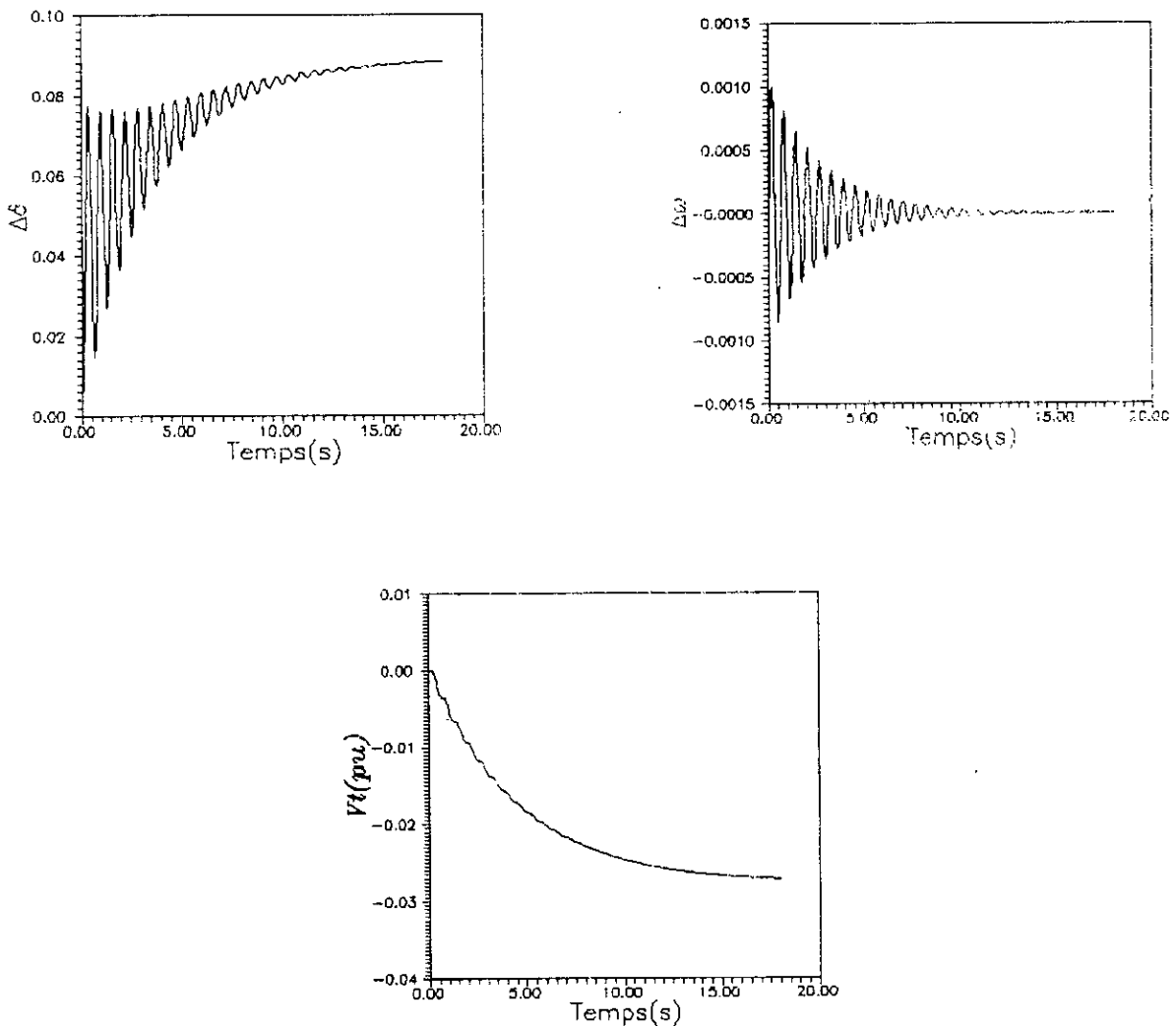


Figure 2.4 : Réponses dynamiques de la machine à un échelon de 5 % du couple mécanique.

2. Influence d'une sur-excitation :

La tension terminale : Quand la tension d'excitation augmente, le courant d'excitation augmente lui aussi. Celui-ci entraîne l'accroissement de la f.e.m statorique et donc de la tension terminale.

L'angle interne : A l'inverse d'une surcharge, la puissance électrique (active) de la machine augmente et crée ainsi, un déséquilibre avec la puissance mécanique, ce qui engendre une décélération du mouvement du rotor et donc une diminution de l'angle rotorique.

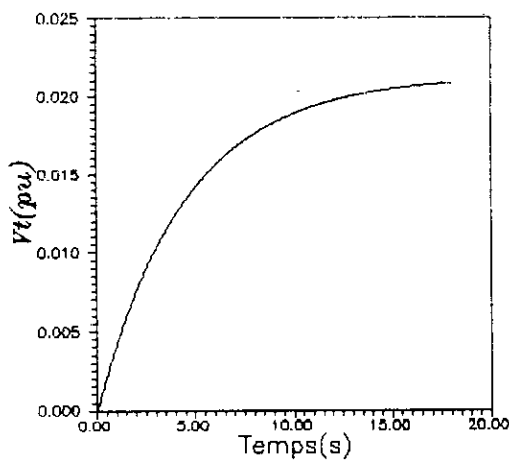
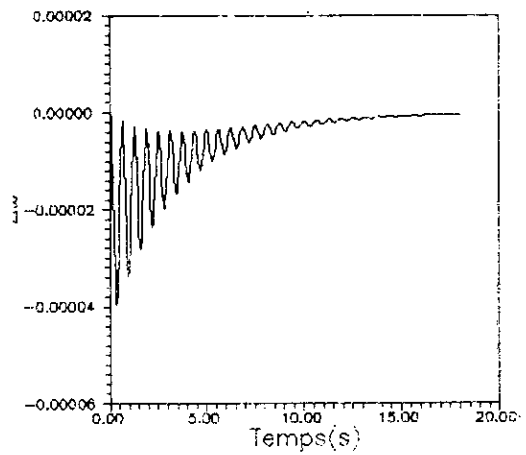
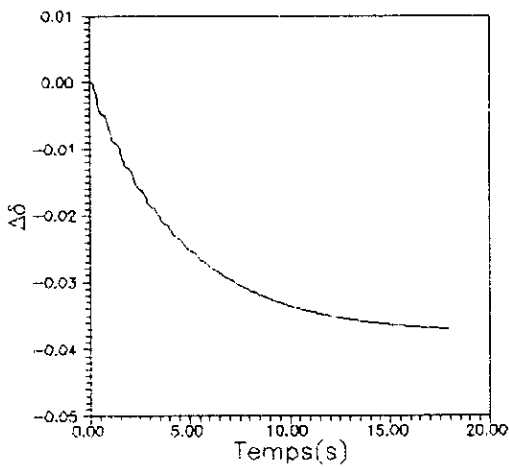


Figure 2.5 : Réponses dynamiques à un échelon de 5 % de la tension d'excitation

II.5.2 RESEAUX ELECTRIQUES MULTIMACHINES

II.5.2.1 Exemple d'un réseau à deux machines :

Le système étudié est constitué de deux machines synchrones reliées à une barre commune à travers deux transformateurs. L'ensemble est raccordé à un réseau infini (noeud infini) à travers une ligne de transmission, comme le montre la figure(2.6) [13]

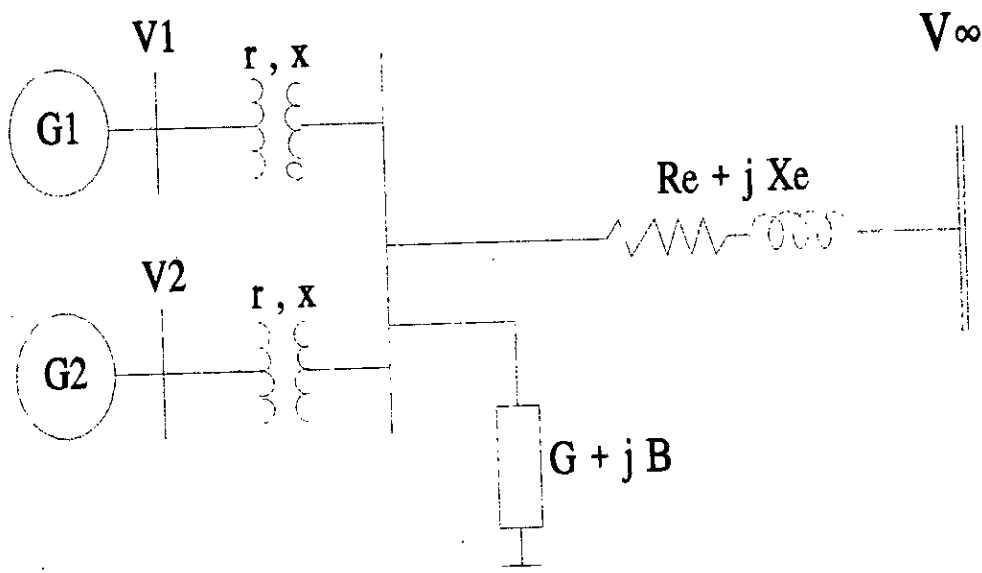


Figure 2.6 : Topologie du réseau électrique à deux générateurs.

II.5.2.2 Simulation :

Nous avons analysé la stabilité dynamique du système présenté ci-dessus en simulant des petites perturbations de charge et de l'excitation qui affectent les générateurs que compte le réseau étudié.

Le réseau en question étant composé de deux générateurs, il est judicieux d'étudier deux cas distincts:

- Cas où les deux générateurs sont identiques.
- Cas où les deux générateurs sont différents.

Cas de deux générateurs identiques :

Dans ce cas, nous avons choisi deux générateurs qui présentent les mêmes caractéristiques. Dans la simulation, nous avons considéré les puissances générées par les deux machines respectivement $P1 = 0.5$ pu. et $P2 = 0.5$ pu.

Afin d'étudier l'influence mutuelle qui s'exerce de part et d'autre des machines, nous avons, en premier lieu, sollicité la machine-1 par une perturbation de 5% du couple mécanique, (figure 2.7).

Il ressort de ces deux cas que l'influence de la machine-1 sur le comportement dynamique de la machine-2 quand la première se trouve perturbée, est identique au cas où c'est la machine-2 qui est perturbée.

Ceci était prévisible d'autant que les deux machines sont identiques. D'ailleurs la dynamique des deux machines est la même lorsque toutes deux se trouvent affectées par la perturbation (figure 2.8).

Cette considération est confirmée dans le cas où la perturbation concerne l'excitation. En effet, une sur-excitation de 5% sollicitant la machine-1 (figure 2.9) ou bien simultanément les deux machines, montre que les réponses dynamiques sont semblables (figure 2.10).

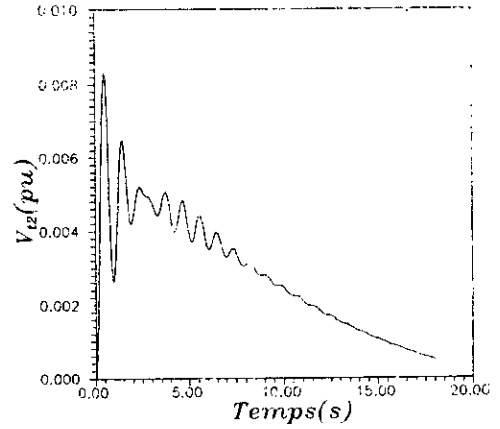
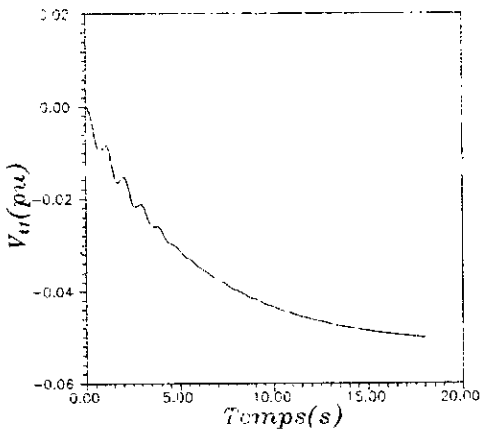
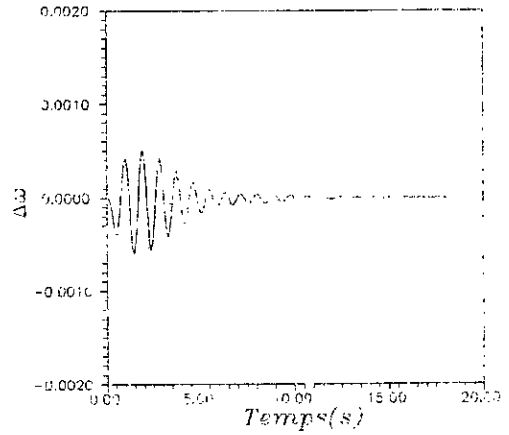
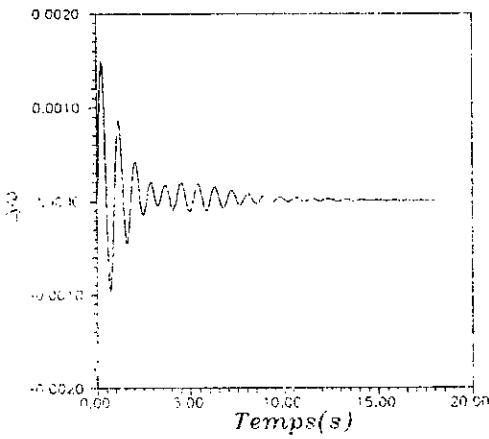
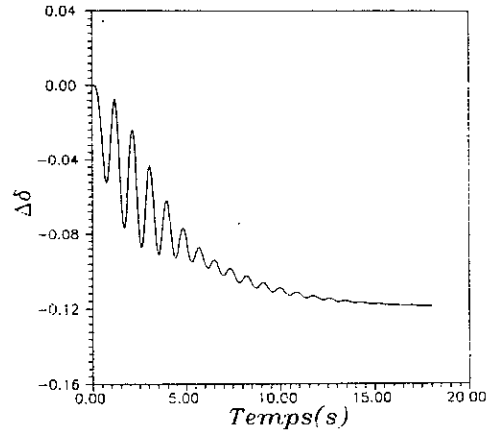
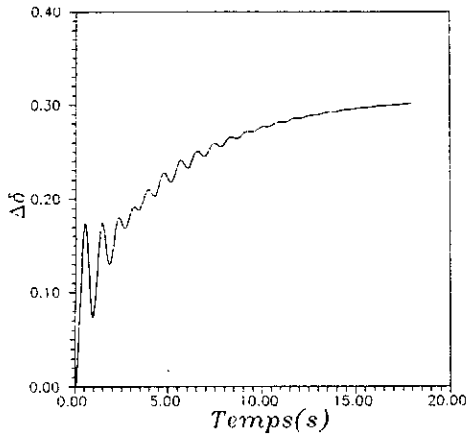


Figure 2.7 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% du couple mécanique appliqué à la machine-1

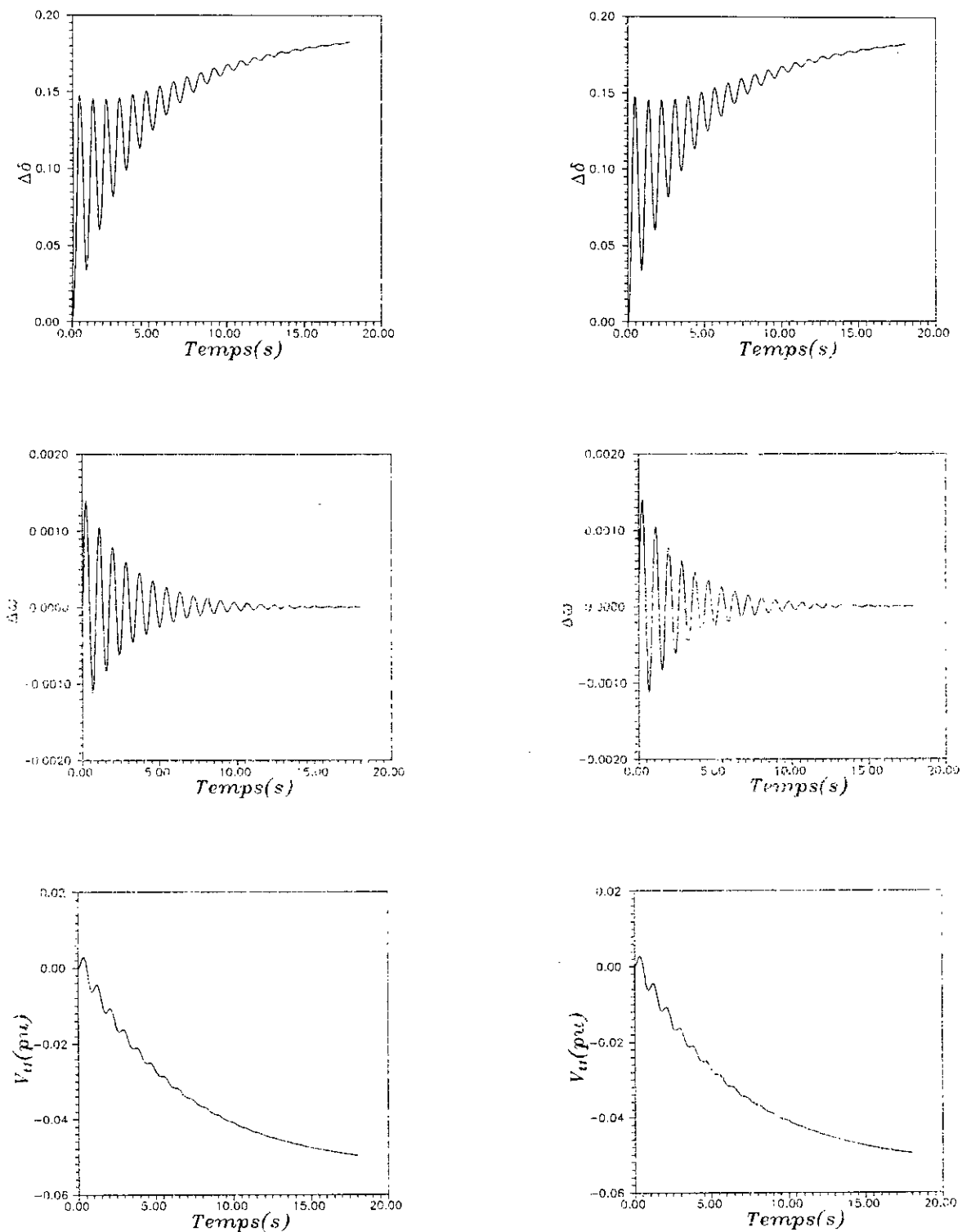


Figure 2.8 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% du couple mécanique appliqué aux deux machines

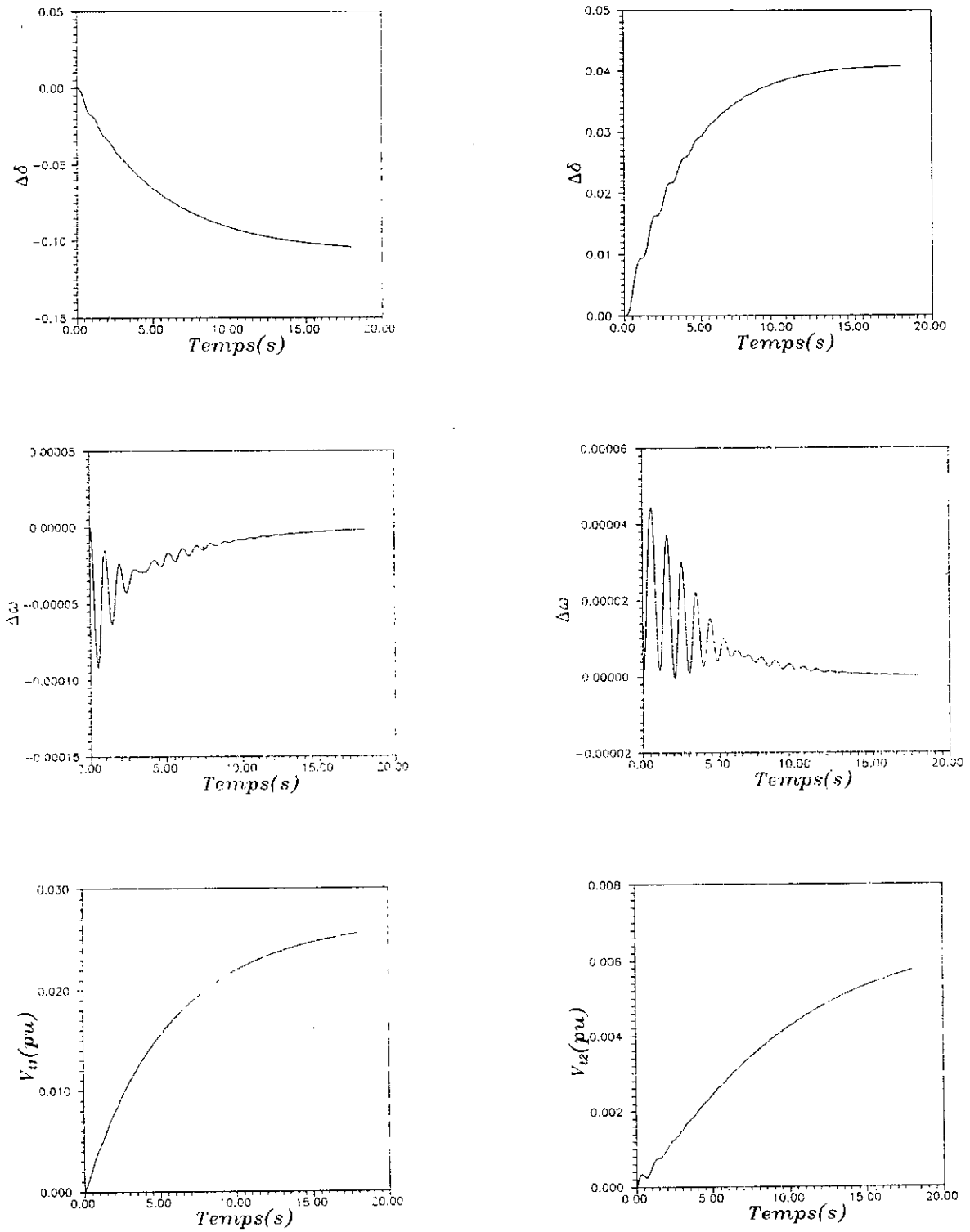


Figure 2.9 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% de la tension d'excitation appliqué à la machine-1.

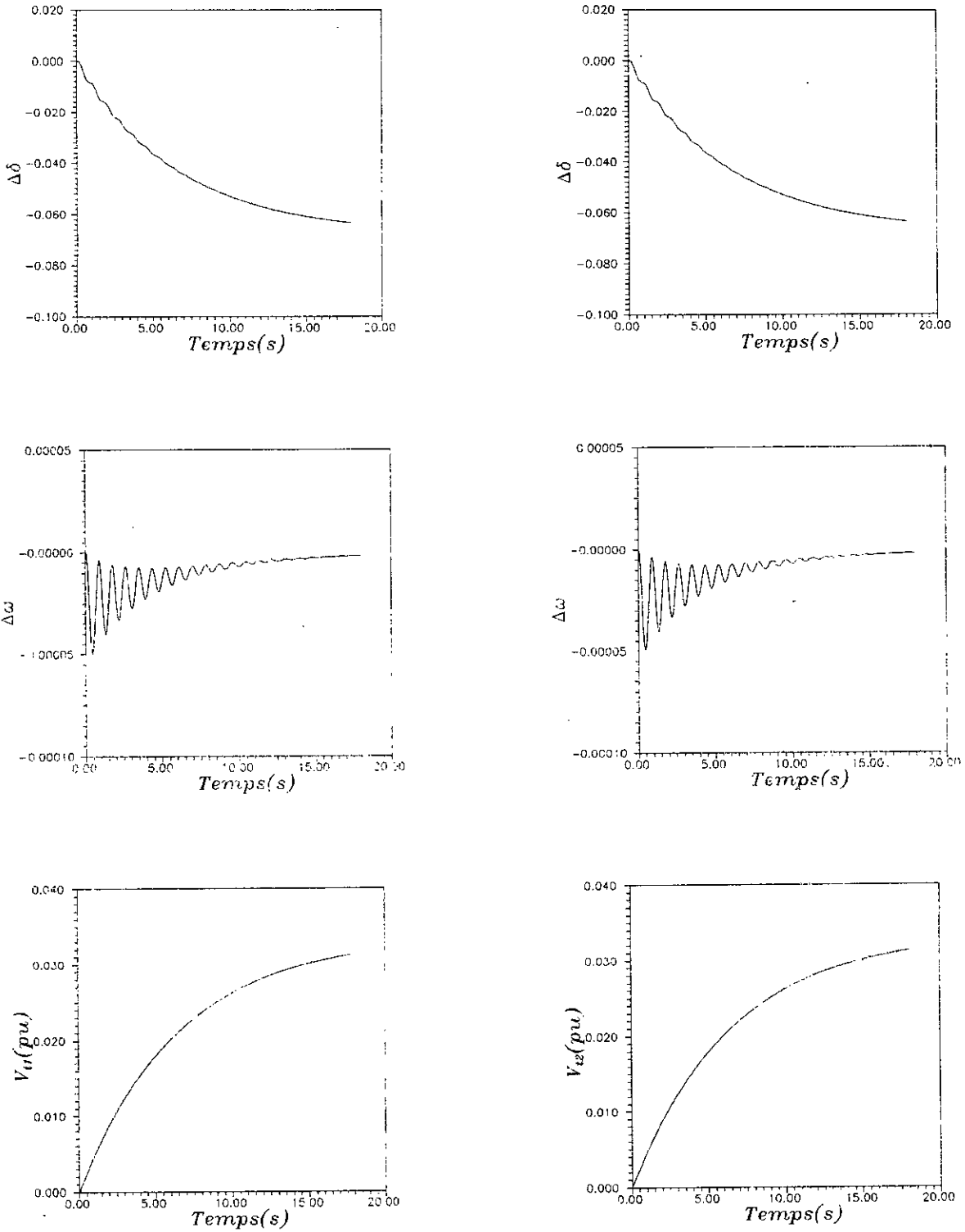


Figure 2.10 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% de la tension d'excitation appliqué aux deux machines.

Comparaison avec le cas d'un réseau monomachine :

Afin de comparer les réponses dynamiques de la machine synchrone opérant seule dans le réseau avec le cas où deux machines identiques à la première opérant en parallèle comme l'indique la figure (2.8), nous avons fixé la puissance électrique générée à 1 pu pour la machine du premier cas, et 0.5 pu pour chacune des deux machines. La comparaison est effectuée lors d'une perturbation de 5% de charge ou d'excitation. A cet effet, nous avons examiné l'allure, le temps de réponse et le mode d'oscillations ainsi que le taux d'augmentation ou de diminution de chacune des variables d'état.

Pour se faire, on distingue deux cas:

a/ Cas d'une surcharge:

* La machine-1 est seule concernée par la perturbation: - L'allure des réponses dynamiques de la machine perturbée (fig.2.7) est pratiquement identique au cas monomachine (fig.2.4). La machine non sollicitée se comporte différemment sous l'influence de la perturbation.

- Le temps de réponse est pratiquement le même dans les deux cas. il est environ de 20 s.
- Le taux d'augmentation de l'angle interne de la machine opérant seule est très voisin de celui de la machine perturbée et vaut 0.3 rd.. Toutefois le taux de diminution de la tension terminale au premier cas est presque le double par rapport au deuxième cas.

* Les deux machines sont concernées par la perturbation:

- Le taux de diminution de la tension terminale reste inchangé selon le cas où on perturbe une seule ou les deux machines simultanément. Il vaut -0.05 pu.(figure 2.8):

Par contre, l'évolution de l'angle interne est différent selon les deux cas (fig.2.8).

b/ Cas d'une sur-excitation:

Les constatations concernant l'allure et le temps de réponse sont aussi valables dans le cas d'une sur-excitation, comme l'illustre si bien la figures (2.5) et (2.10).

De même pour cette fois-ci, le taux de diminution de l'angle interne et le taux d'augmentation de la tension terminale, Dans le cas monomachine et multimachine.

Cas de deux générateurs différents :

Nous examinons le comportement de deux machines quelconques qui sont sollicitées par une perturbation.

Lorsque une seule des deux machines est perturbée, l'état de l'autre machine se trouve, certes, changé mais son comportement n'est pas connu à priori. Par contre, la dynamique de la machine qui fait l'objet d'une sollicitation est connue. A ce propos, le raisonnement valable en monomachine l'est aussi dans ce cas (mêmes interprétations que dans la cas d'un réseau monomachine).

En effet, l'angle rotorique augmente dans le cas d'une surcharge, on le constate à la figure (2.11) pour la machine-1.

Lorsque les deux machines sont perturbées, leur angle interne se trouvent ainsi augmentés (figure 2.12).

Les mêmes constatations sont observées sur la tension terminale aux bornes de la machine lorsque la perturbation intervient sur l'excitation (figures 2.13).

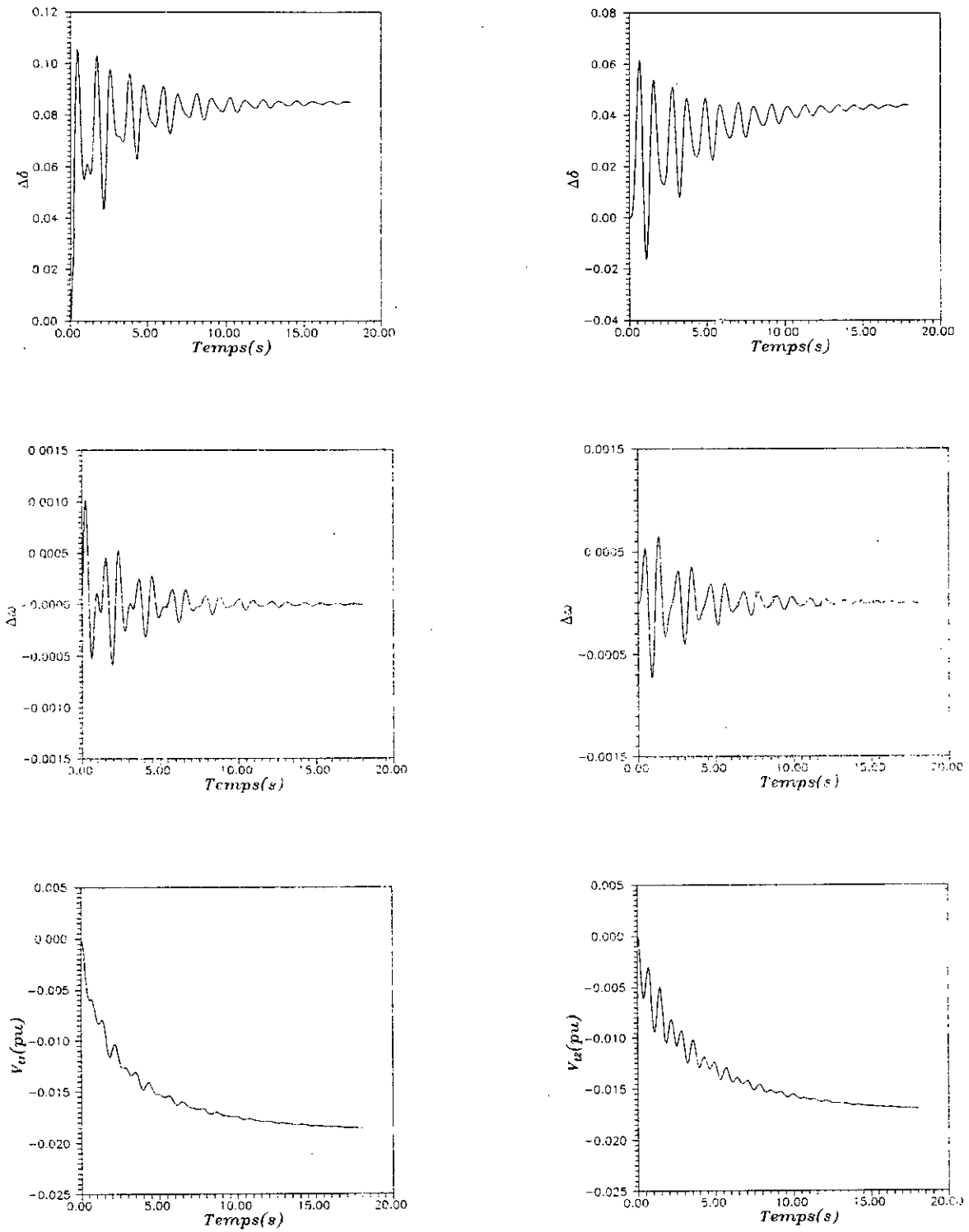


Figure 2.11 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% du couple mécanique appliqué à la machine-1

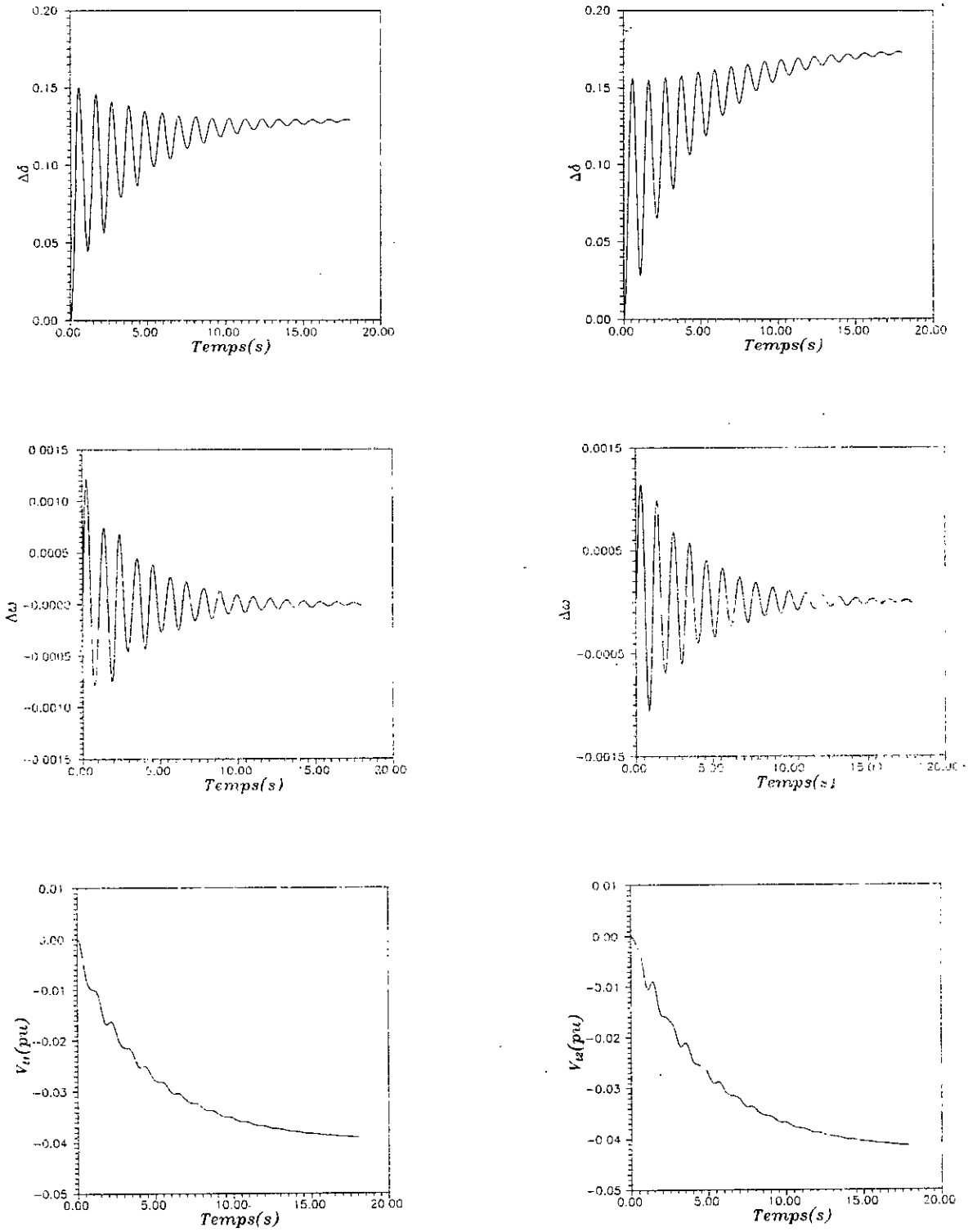


Figure 2.12 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% du couple mécanique appliqué aux deux machines.

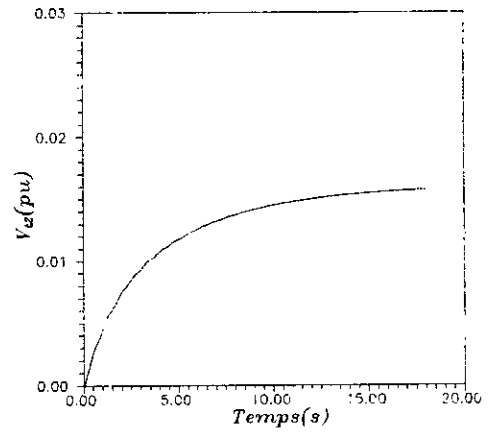
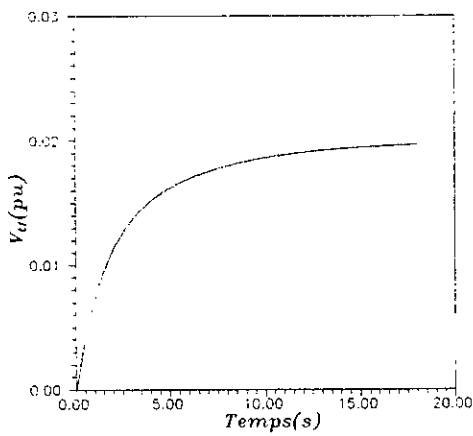
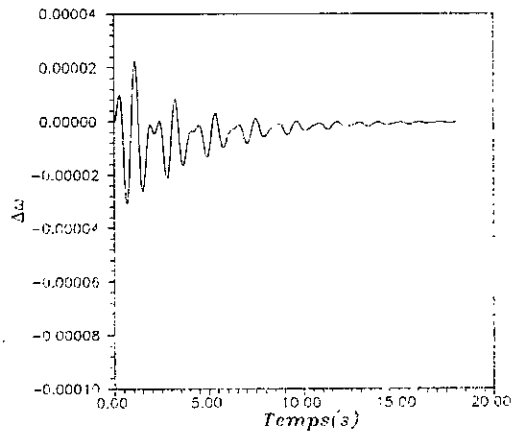
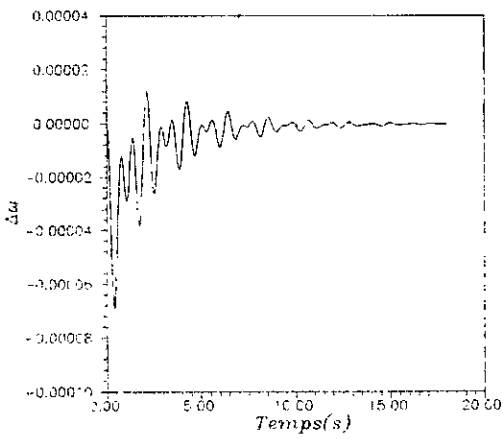
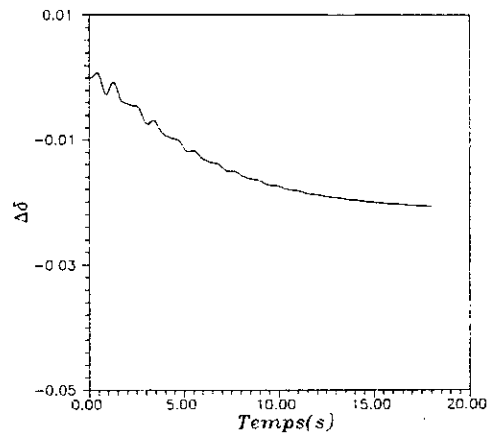
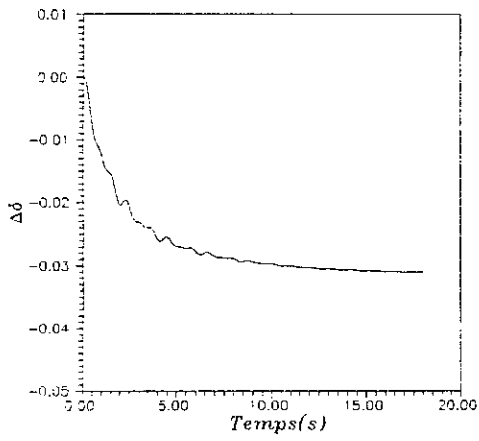


Figure 2.13 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% de la tension d'excitation appliqué à la machine-1

II.5.2.3 Exemple d'un réseau à trois machines :

Pour généraliser notre étude, nous avons étudié un réseau multimachine comprenant trois générateurs.

La topologie du réseau étudié est illustrée à la figure(2.14). Celui-ci est constitué de quatre noeuds dont trois noeuds générateurs (noeuds PV), un noeud infini (noeud bilan) et des charges A, B et C au niveau de chaque noeud générateur.

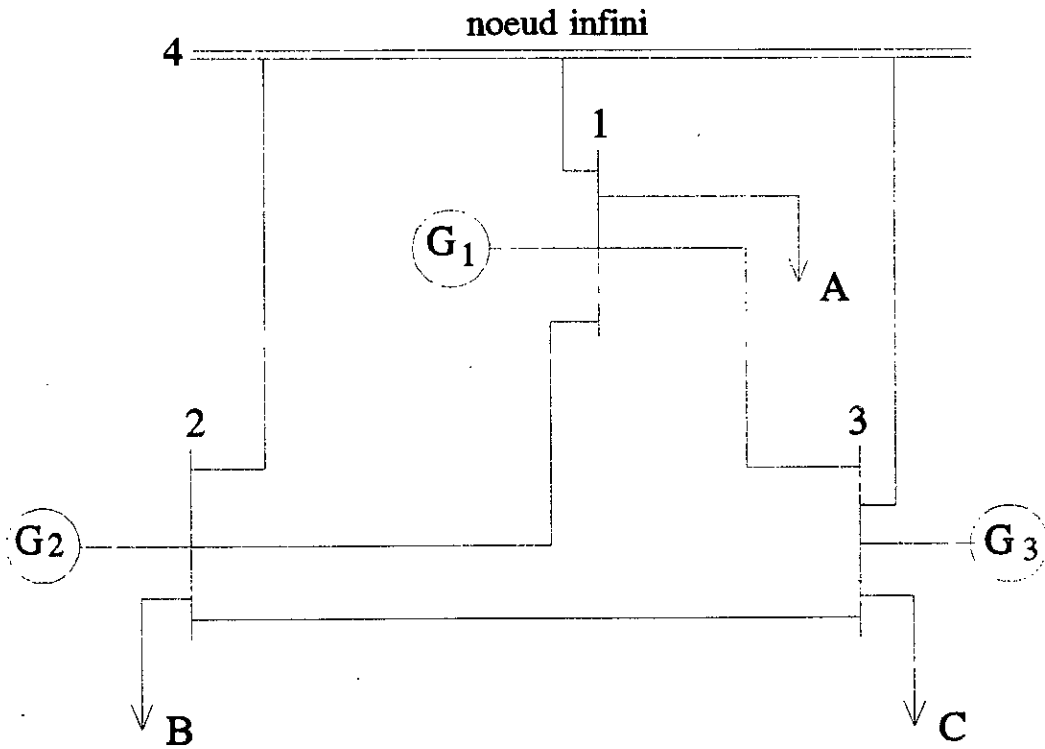


Figure 2.14 : Topologie du réseau étudié à trois générateurs.

II.5.2.4 Simulation :

La simulation est effectuée en introduisant des perturbations de faible amplitude. A cet effet, les mêmes sollicitations sont utilisées pour observer le comportement des machines, à savoir l'influence d'une surcharge et d'une sur-excitation sur la dynamique de chaque machine.

La figure (2.15) montre à cet effet les réponses dynamiques lorsque la machine-1 est sollicitée par une surcharge. quant à la figure (2.16), elle montre l'évolution des variables du système lorsque la machine-1 est affectée cette fois-ci par une perturbation sur l'excitation.

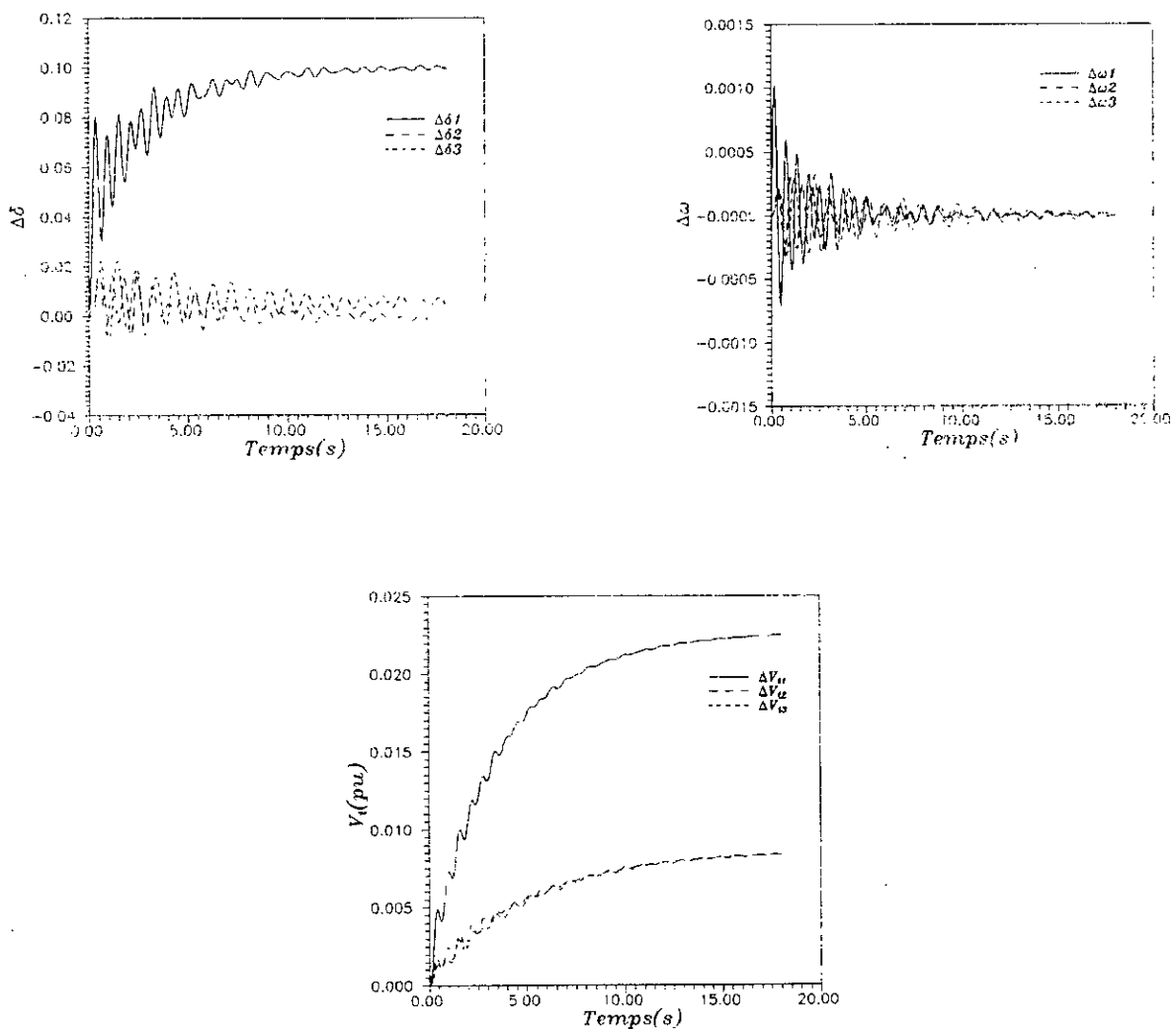
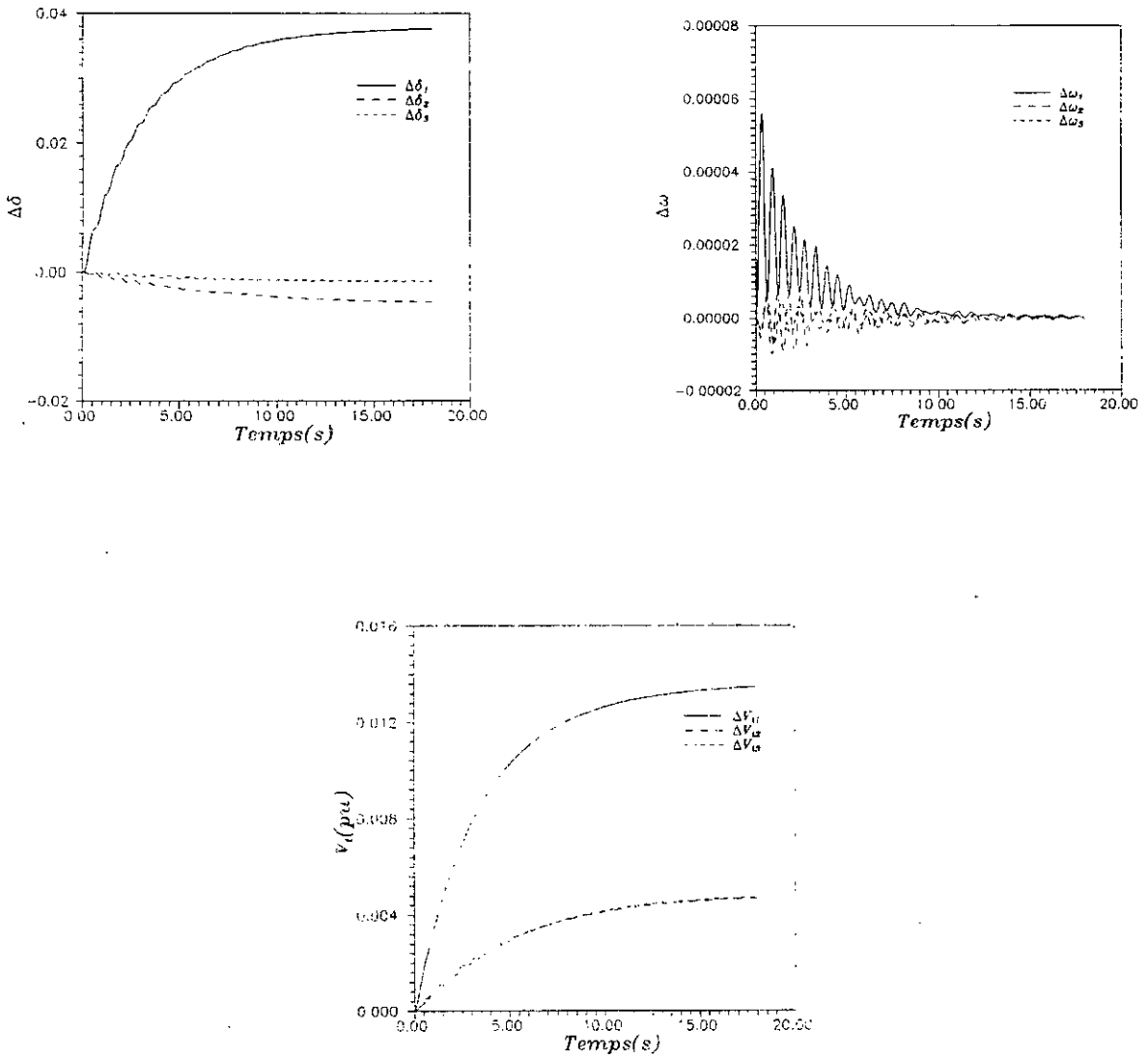


Figure 2.15 : Réponses dynamiques à échelon de 5% du couple mécanique appliqué à la machine-1.



Figur 2.16 : Réponses dynamiques à un échelon de la tension d'excitation appliqué à la machine-1

II.6 CONCLUSION

Dans ce chapitre, les différents types de stabilité ont été présentés. Nous nous sommes intéressés à la stabilité dynamique objet de notre étude. A cet effet, nous avons développé un modèle linéaire pour un réseau électrique multimachine par la linéarisation autour d'un point de fonctionnement stable.

Ce modèle est caractérisé notamment par les paramètres [K1]...[K6] introduits dans le modèle. Ces paramètres définissent parfaitement le modèle car d'une part, ils lient toutes les variables d'état du système aux grandeurs électriques des machines synchrones et d'autre part, ils dépendent des conditions initiales du fonctionnement du système.

Afin de valider le modèle, nous avons simulé le comportement dynamique du système lorsqu'il est sollicité par des perturbations. Celles-ci sont de deux nature, à savoir, une surcharge ou une sur-excitation. Dans ce contexte, nous avons élaboré un programme général qui traite les différents types de réseaux électriques tant monomachine que multimachines.

THEORIE DES SYSTEMES A STRUCTURE VARIABLE ET REGLAGE PAR MODE DE GLISSEMENT MULTIVARIABLE

III.1 INTRODUCTION

Nous abordons dans ce chapitre, une nouvelle technique de réglage se basant sur la théorie des systèmes à structure variable "S.S.V".

La théorie des systèmes à structure variable et les modes glissants associés a fait l'objet d'études détaillées au cours des trente dernières années [27]. L'intérêt porté à cette technique de commande dans les réglages industriels ne cesse d'augmenter grâce au développement de la technologie des circuits de grande fréquence de commutation.

Cette technique de réglage est caractérisée fondamentalement par la discontinuité de la commande. Elle consiste à ramener la trajectoire d'état d'un système vers la surface de commutation et de la faire commuter à l'aide d'une loi de commutation appropriée autour de celle-ci, jusqu'au point d'équilibre. D'où le phénomène de glissement [28].

Avant d'exposer la formulation mathématique de la commande, nous présentons en premier lieu, les motivations et les avantages de la S.S.V comparée aux commandes classiques. Rappelons d'abord quelques définitions relatives aux S.S.V., avant de donner les relations de base du réglage par mode de glissement multivariable restreint aux systèmes linéaires. Ensuite, une synthèse de la loi de commutation est faite en déterminant les coefficients de la contre réaction d'état du système à régler.

III.2 GENERALITES SUR LES SYSTEMES A STRUCTURE VARIABLE

III.2.1 Motivations pour la commande à structure variable:

Les motivations pour l'utilisation de la commande à structure variable "C.S.V" ou réglage par mode de glissement sont dues essentiellement aux performances et propriétés qu'offre cette technique de commande dans les réglages industriels.

De nombreux auteurs comme **Itkis**, **Utkin[27]**, **Fillipov** et **Emely Nanov** ont étudié la commande à structure variable. Ils ont observé notamment que la C.S.V pour les systèmes linéaires a souvent produit des comportements robustes par rapport à certains paramètres. Aussi, il a été constaté que les systèmes auxquels est appliquée cette commande sont insensibles aux perturbations.

Dans les contrôleurs conventionnels, pour avoir une dynamique donnée, on doit faire un compromis entre une réponse rapide et un dépassement acceptable (ou erreur statique). Par contre la C.S.V satisfait les deux critères en choisissant seulement les coefficients adéquats de la surface de commutation.

III.2.2 Concepts de la commande à structure variable:

III.2.2.1 Systèmes à structure variable (S.S.V):

L'idée de base pour comprendre la commande à structure variable est le système à structure variable.

Les S.S.V sont des systèmes où chaque "structure" change intentionnellement sous l'influence des paramètres extérieurs, afin d'obtenir une dynamique désirée [28].

Un système a une structure particulière lorsque les commutations dans la commande sont fixées à une position spécifiée. En général, chaque série de commutations doit donner pour le système, les différents comportements qualitatifs.

Pour illustrer ce concept, considérons le système de la figure (3.1) [31]; c'est un système à structure variable avec deux variables x_1 , x_2 et une entrée U donnée par

l'expression:

$$U = -K_1 \cdot x_1 + K_2 \cdot x_2.$$

Avec les positions α_1 et β_2 ($K = [\alpha_1, \beta_2]$), le système avec la commande possède une structure particulière. Tandis que les positions α_1 et α_2 indiquent une autre structure de commande.

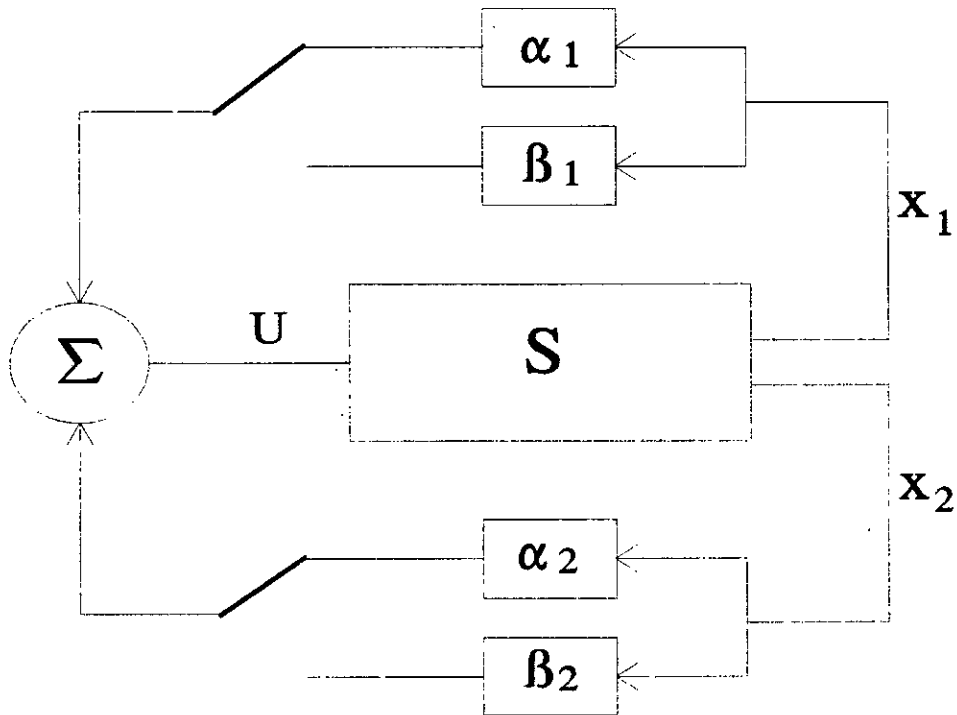


Figure 3.1 : Exemple d'un système à structure variable.

Ce système présente quatre différentes structures de commande possibles. Comme mentionné auparavant, chacune de ces structures correspond à une dynamique désirée.

Ces différentes structures donnent les propriétés désirables des systèmes à structure variable. En particulier, La commande à structure variable est une propriété qui permet de commuter entre deux structures de telle manière qu'elle force la trajectoire d'état vers la surface de commutation et de la maintenir sur cette surface [30].

III.2.2.2 La surface de commutation:

La loi de commande utilise la surface de commutation comme une référence. Celle-ci

est construite telle que le système restreint à cet espace ait toujours une dynamique désirée.

Par exemple, avec un choix des pôles, on peut calculer les coefficients de la surface de commutation afin que le système restreint à celle-ci se comporte comme un système linéaire. Ou encore, on peut utiliser la théorie de la commande optimale pour calculer une série de paramètres qui minimisent un critère de performance [31].

Le comportement du système restreint à cette surface est en fait une minimisation de critères.

III.2.2.3 Mode de glissement:

Comme nous allons le voir, il n'est pas toujours possible de forcer la trajectoire d'un système quelconque à un hyperplan (ou surface) et de l'y maintenir en permanence.

Dans un espace à deux dimensions, il est facile de visualiser le mode de glissement. Ce concept est également valable pour des dimensions supérieures.

Le mode de glissement existe pour un système, si au voisinage de la surface de commutation, les trajectoires d'état sont toutes dirigées vers cette surface, comme le montre la figure (3.2) [28].

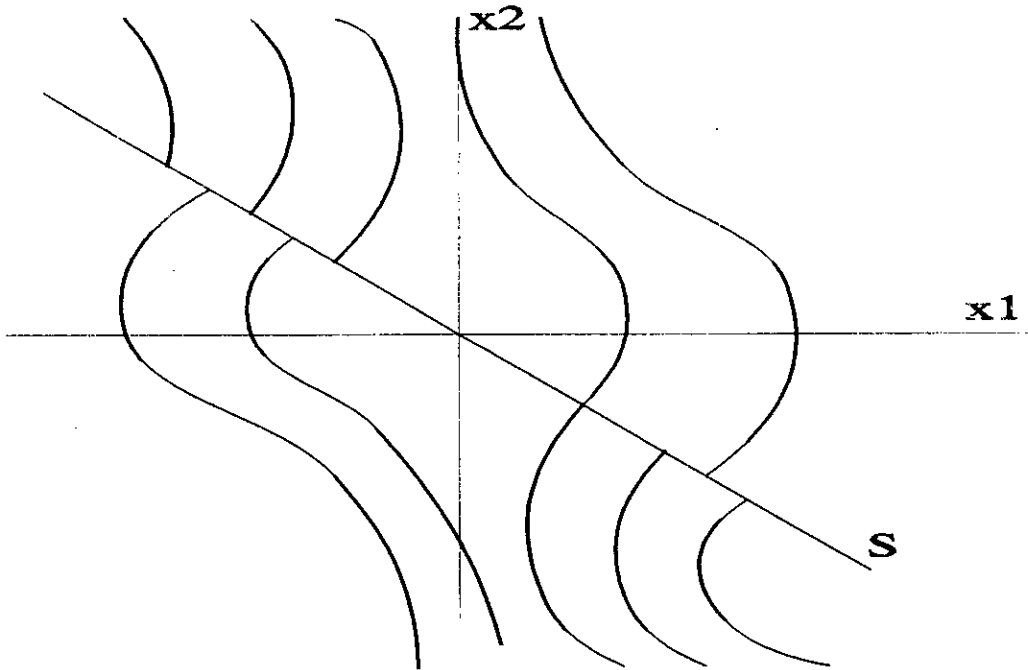


Figure 3.2 : Trajectoires d'état au voisinage de la surface de glissement.

Pour assurer l'existence du mode de glissement, l'étude de la C.S.V doit comporter deux étapes essentielles [31,32]:

- La construction de la surface de commutation de telle manière que le système original restreint à cette surface présente une dynamique désirable.

- L'élaboration de la loi de commande par commutation qui doit satisfaire "les conditions suffisantes" pour l'existence et l'atteinte du mode de glissement.

III.2.3 Commande à structure variable multi-entrées:

Il existe au moins deux raisons pour lesquelles la C.S.V multi-entrées est plus complexe que la C.S.V mono-entrée:

Certains problèmes liés à la commande sont simples pour les systèmes monovariables. Ils sont beaucoup plus complexes pour les systèmes multivariables. Ce cas de placement de pôles est un bon exemple [31].

La seconde difficulté est due au fait que la matrice des surfaces de commutation est multidimensionnelle. Elle lie fortement les entrées entre elles. Ce couplage rend difficile le calcul des coefficients propres à chaque surface. En raison de ce couplage, ces coefficients ne sont pas le plus souvent calculés directement [31].

La théorie de la commande multivariable n'est que l'extension de la commande monovariante. Après avoir élaboré le modèle d'état du système, on définit les caractéristiques de la C.S.V multivariable, à savoir:

- La structure de la surface de commutation;
- les conditions pour l'existence du mode de glissement.

Modèle non linéaire multivariable:

La forme la plus générale du modèle non linéaire est donnée par :

$$\dot{x}(t) = f(x, t) + B(x, t) \cdot u(t) \quad (3.1)$$

La commande étant discontinue, de la forme suivante:

$$U_i(x, t) = \begin{cases} u_i^+(x, t) & S_i(x) > 0 \\ u_i^-(x, t) & S_i(x) < 0 \end{cases} \quad (3.2)$$

Surface de commutation:

L'utilisation de m entrées en commutation nécessite l'utilisation de m surfaces de commutation.

En supposant donc m entrées, le vecteur des surfaces de commutation est donné par:

$$S(x, t) = \begin{bmatrix} S_1(x, t) \\ S_2(x, t) \\ \vdots \\ S_m(x, t) \end{bmatrix} = K \cdot X + u_r(t) = 0 \quad (3.3)$$

Ce vecteur représente une interconnexion des m surfaces de commutation, donc chacune d'elles a la forme:

$$S_i(x, t) = \sum_{j=1}^n K_{ij} x_j + u_{ri}(t) \quad i=1, \dots, m \quad (3.4)$$

Chaque surface S_i peut être considérée comme un hyperplan linéaire. L'intersection des m hyperplans ($\Sigma = \prod S_i$) est un sous espace de dimension (n-m).

Conditions d'existence du mode de glissement:

En utilisant les argumentations géométriques (géométrie différentielle), **Utkin[27]** considère que l'existence du mode de glissement à l'intersection des surfaces de commutation est assuré lorsque toutes les trajectoires d'état se dirigent vers cette intersection, ceci pour tout état initial se trouvant dans la région d'attraction. Concrètement, les conditions d'existence du mode de glissement sont directement liées à la convergence des états du système vers l'origine ($S(X) = 0$) du sous-espace (S_1, \dots, S_m) de dimension n-m [30].

Comme le montre la figure (3.3), le mode de glissement peut exister sur l'intersection des surfaces sans toutefois se produire dans chacune d'elles.

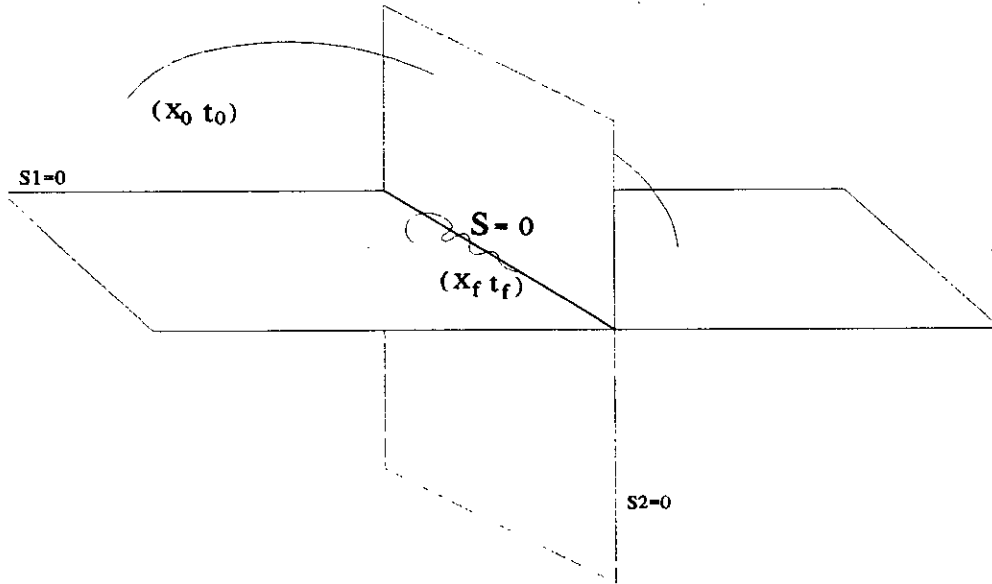


Figure 3.3 : Le mode de glissement à l'intersection de deux surface de commutation (cas où $m = 2$).

Invariance du mode de glissement par rapport à une transformation:

Le système en mode de glissement est indépendant d'une transformation linéaire non singulière appliquée aux surfaces de commutation. Malgré la distorsion qui affecte les trajectoires d'état dans l'espace S , cette transformation produit le même "système équivalent" à l'intersection des surfaces (région de glissement) [31].

III.3 CONFIGURATIONS DE BASE POUR LES S.S.V

Dans les systèmes de commande à structure variable, on distingue deux configurations de base [38]:

1. Configuration avec changement de la structure par commutation d'une contre réaction d'état variable :

Le changement de la structure du système s'effectue par commutation d'une contre réaction d'état variable (fig. 3.4).

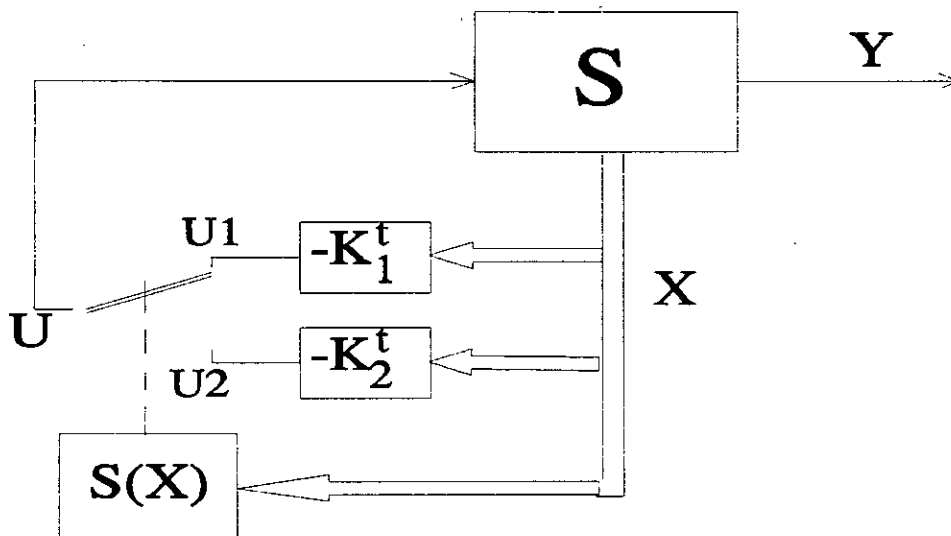


Figure 3.4 : Système de réglage à structure variable avec changement de la structure par commutation d'une contre réaction d'état variable.

La commande U est calculée selon l'expression :

$$U = \begin{cases} -K_1 \cdot X & S(X) > 0 \\ -K_2 \cdot X & S(X) < 0 \end{cases} \quad (3.5)$$

En mode de glissement idéal, le système évolue sur la surface de glissement $S(X) = 0$

L'organe de commande reçoit dans ce cas, une tension de commande qui commute rapidement entre deux valeurs variables U_1 et U_2 , ce qui peut provoquer de fortes sollicitations de l'organe de commande. Ce désavantage empêche très souvent une réalisation pratique de cette configuration.[38]

2. Configuration avec changement de structure par commutation au niveau de l'organe de commande:

Dans ce cas, le changement de la structure se fait par commutation au niveau de l'organe de commande, fig.(3.5).

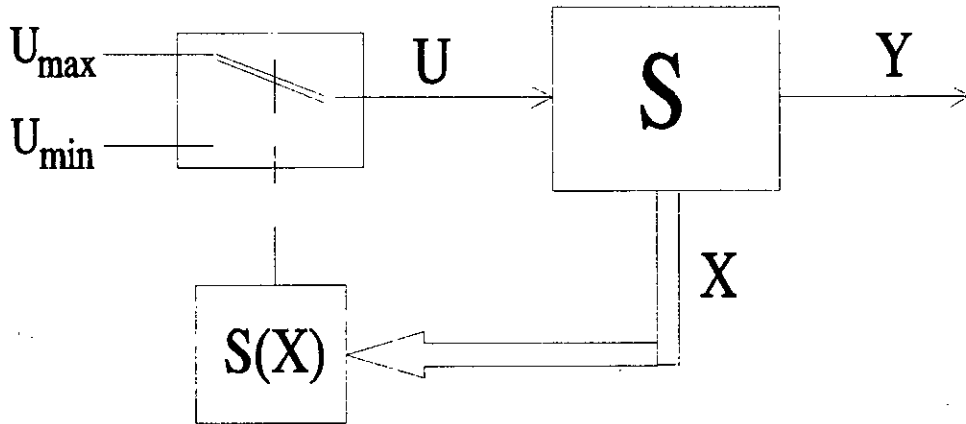


Figure 3.5 : Système de réglage à structure variable avec changement de la structure par commutation au niveau de l'organe de commande.

La tension de commande commute entre deux valeurs distinctes U_{\max} et U_{\min} .

$$U = \begin{cases} U_{\max} & S(X) > 0 \\ U_{\min} & S(X) < 0 \end{cases} \quad (3.6)$$

C'est cette dernière configuration qui fera l'objet de notre étude car elle s'adapte mieux au convertisseur électrique utilisé.

III.4 RELATIONS DE BASE DU REGLAGE PAR MODE DE GLISSEMENT MULTIVARIABLE

Nous présentons les relations de base relatives aux systèmes de commande à structure variable en mode de glissement. Nous nous restreignons à cet effet, aux cas des systèmes linéaires.

III.4.1 La loi de commutation par contre réaction d'état :

Le système à régler est décrit dans l'espace d'état par les expressions suivantes:

$$\begin{aligned} \dot{X}_s &= A_s X_s + B_s U + B_{sv} V \\ Y_s &= C_s X_s \end{aligned} \quad (3.7)$$

La matrice A_s est de dimension (n_s, n_s) où n_s est la dimension du système sans régulateur intégrateur.

Le vecteur de commande U est de dimension m où m représente le nombre d'entrées du système multivariable.

La loi de commutation pour le système (3.7) est donnée par:

$$S(X_s) = -K_s X_s + K_w W \quad (3.8)$$

avec K_s représentant la matrice de la contre réaction d'état et K_w la matrice d'intervention du vecteur de consigne W .

Chaque élément U_k du vecteur de commande U dépend de l'élément $S_k(X_k)$ de la loi de commutation selon:

$$\begin{aligned} U_k &= 1 & \text{si } S_k(X_k) > 0 \\ U_k &= 0 & \text{si } S_k(X_k) < 0 \end{aligned} \quad (3.9)$$

$$k = 1, \dots, m$$

On constate que la commande commute entre 1 et 0 dans notre cas. Physiquement la position 1 représente la fermeture de l'interrupteur donc passage de courant. La position 0 représente l'ouverture de l'interrupteur.

Afin d'annuler l'erreur statique, on introduit un régulateur intégrateur multivariable dans le système en boucle ouverte.

La loi de commutation devient alors:

$$S(X_s, X_R) = -K_s X_s + K_R X_R + K_w W \quad (3.10)$$

L'équation d'état du régulateur est donnée par:

$$\begin{aligned} \dot{X}_R &= B_R(\dot{W} - Y) \\ &= B_R(W - C_S X_S) \end{aligned} \tag{3.11}$$

L'équation d'état du système global, y compris le régulateur intégrateur s'écrit alors

$$\dot{X} = AX + BU + B_v V + B_w W \tag{3.12}$$

avec les matrices **A**, **B**, **B_v** et **B_w** définies comme suit :

$$\begin{aligned} A &= \begin{bmatrix} A_s & 0 \\ -B_R C_s & 0 \end{bmatrix} ; & B &= \begin{bmatrix} B_s \\ 0 \end{bmatrix} \\ B_v &= \begin{bmatrix} B_{vs} \\ 0 \end{bmatrix} ; & B_w &= \begin{bmatrix} 0 \\ B_R \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{3.13}$$

Ainsi la loi de commutation sera:

$$S(X) = -KX + K_w W \tag{3.14}$$

où

$$K = [K_s \quad -K_R] \tag{3.15}$$

Le système global est résumé par le schéma fonctionnel de la figure (3.6) suivante.

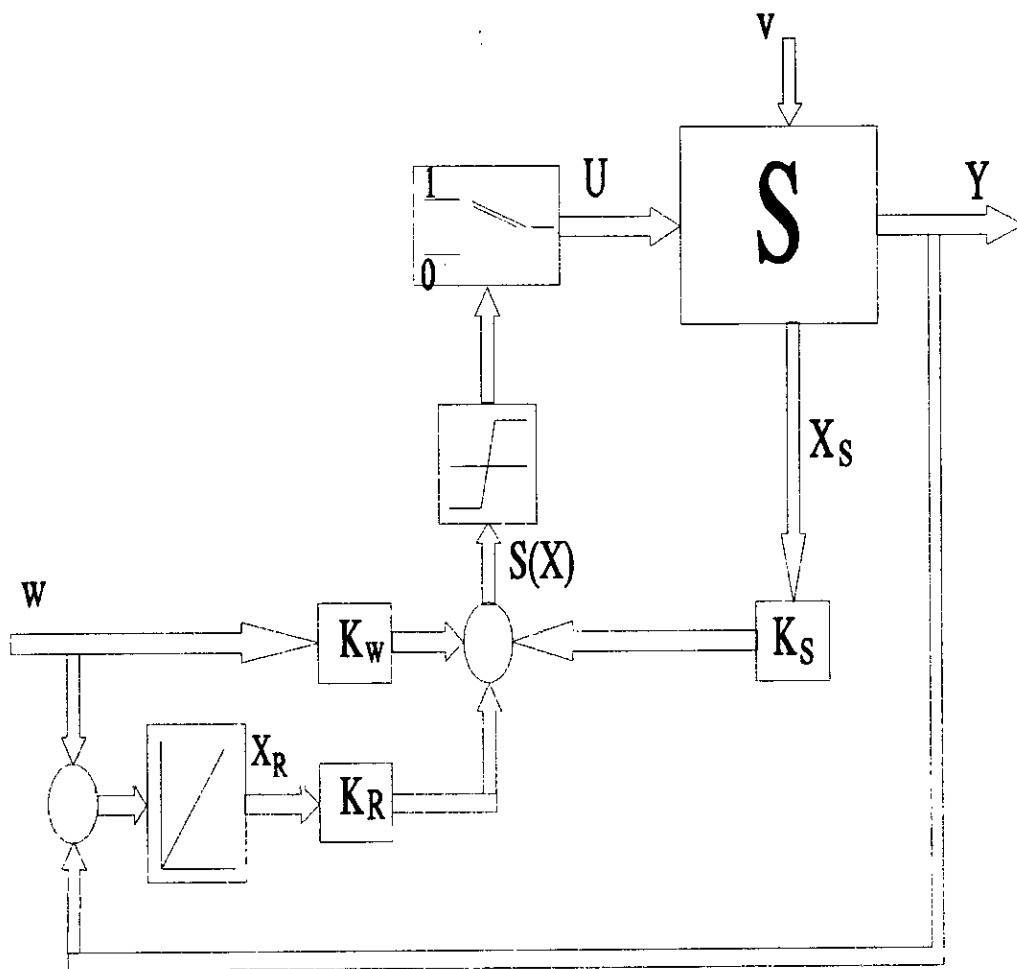


Figure 3.6 : Configuration du système global avec un régulateur multivariable.

III.4.2 Vecteur de la commande équivalente :

Lorsque le système fonctionne en mode de glissement, la trajectoire d'état se trouve alors entièrement dans les hyperplans donnés par $S_k(\mathbf{X}) = \mathbf{0}$. Ceci implique aussi, $S(\mathbf{X}) = \mathbf{0}$. Ce qui entraîne:

$$-K\dot{\mathbf{X}} + K_w\dot{W} = 0 \quad (3.16)$$

En tenant compte de l'équation (3.12), on obtient:

$$-K(AX + BU + B_v V + B_w W) + K_w \dot{W} = 0 \quad (3.17)$$

Remarque :

* Notre étude est effectuée pour un vecteur de consigne constant ($W_k = \text{constante}$). d'où $\dot{W} = 0$.

* Les variables d'état du système représentent en fait des variations (ΔX) autour d'un point de fonctionnement. A cet effet, on omet " Δ " pour la suite.

De ce fait, en posant $U = U_{eq}$ dans l'équation (3.17), on déduit l'expression du vecteur de la commande équivalente:

$$U_{eq} = -(KB)^{-1} K(AX + B_v V + B_w W) \quad (3.18)$$

Conditions d'existence du mode de glissement :

De l'expression de la commande équivalente, on tire les conditions nécessaires d'existence du mode de glissement, qui sont deux:

1. La matrice **K.B** doit être régulière.
2. Le vecteur de commande équivalente U_{eq} doit satisfaire la relation :

$$U_{kmin} \leq U_{keq} \leq U_{kmax} \quad k = 1, \dots, m \quad (3.19)$$

III.4.3 Equation d'état en mode de glissement :

Lorsqu'on introduit le vecteur de commande équivalente U_{eq} dans l'équation d'état du système, on aboutit à:

$$\dot{X} = A_g X + B_{vg} V + B_{wg} W \quad (3.20)$$

avec:

$$\begin{aligned}
 A_g &= [I - B (KB)^{-1} K] A \\
 B_{vg} &= [I - B (KB)^{-1} K] B_v \\
 B_{wg} &= [I - B (KB)^{-1} K] B_w
 \end{aligned}
 \tag{3.21}$$

Il faut noter que la matrice A_g est singulière. Cette singularité est le résultat de l'introduction du régulateur intégrateur [38,39].

III.5 METHODE DE PLACEMENT DE POLES POUR LES SYSTEMES MULTIVARIABLES

Pour déterminer la matrice K de la contre réaction d'état, on fait appel au principe de l'imposition des pôles.

Cependant, dans le cas des systèmes multivariables multi-entrées, l'imposition des pôles ne suffit pas pour déterminer tous les éléments de la matrice K . C'est pourquoi on introduit des artifices spécifiques aux systèmes multivariables [38].

C'est ainsi que nous pouvons déterminer tous les éléments de K en adoptant la procédure suivante:

1. Transformation de l'équation d'état en mode de glissement.
2. Décomposition de la matrice d'état du système.
3. Modification du polynôme caractéristique pour mettre en évidence l'existence d'un pôle multiple d'ordre m à l'origine.
4. Réduction du système original d'ordre n en système équivalent d'ordre $(n - m)$.
Ce dernier se comporte comme un système multivariable continu, muni d'une contre réaction d'état.
5. Détermination de la matrice de contre réaction d'état M du système équivalent.
On utilise à cet effet, les méthodes connues dans le domaine des systèmes multivariables.

6. Détermination, enfin, de la matrice de contre réaction d'état **K** en mode de glissement du système original, en utilisant la matrice **M** calculée précédemment.

Dans ce qui suit, on développe en détail les différentes étapes résumées ci-dessus.

III.5.1 Transformation linéaire de l'équation d'état en mode de glissement:

Il s'agit de trouver une transformation linéaire **T** qui transforme le vecteur d'état **X** en un vecteur d'état **X_t**, tel que :

$$X_t = T \cdot X \quad (3.22)$$

Le mode de glissement étant invariant par rapport à une telle transformation [38]. La matrice **T** est déterminée de façon que :

$$B_t = T \cdot B = \begin{bmatrix} 0 \\ B_b \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

où **B_b** est une matrice **m x m** qui doit être régulière de rang **m**.

L'équation d'état du système transformé est de la forme suivante:

$$\dot{X}_{gt} = A_{gt} X_t + B_{vgt} V + B_{wgt} W \quad (3.24)$$

Avec

$$\begin{aligned} A_{gt} &= [I - B_t (K_t B_t)^{-1} K_t] A_t \\ B_{vgt} &= [I - B_t (K_t B_t)^{-1} K_t] B_{vt} \\ B_{wgt} &= [I - B_t (K_t B_t)^{-1} K_t] B_{wt} \end{aligned} \quad (3.25)$$

Les relations entre les matrices du système original et celles du système transformé sont:

$$A_t = T A T^{-1} \quad ; \quad B_t = T B \quad (3.26)$$

$$B_{vt} = T B_v \quad ; \quad B_{wt} = T B_w \quad ; \quad K_t = K T^{-1}$$

Remarque:

Il est souvent possible de trouver la matrice de transformation **T** par une simple permutation de lignes et de colonnes, afin d'aboutir à la forme particulière de la matrice **B_t** [38]:

$$B_t = \begin{bmatrix} 0 \\ B_b \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

III.5.2 Décomposition de la matrice du système:

Pour décomposer la matrice **A_{gt}** du système transformé, on introduit d'une part. la décomposition suivante:

$$K_t = [K_a \quad K_b] \quad (3.28)$$

où **K_b** est une matrice (**m,m**) qui doit être régulière, et d'autre part, on pose:

$$A_t = \begin{bmatrix} A_{aa} & A_{ab} \\ A_{ba} & A_{bb} \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

où **A_{aa}** est une matrice (**n-m, n-m**) et **A_{bb}** une matrice (**m,m**).

Les sous-matrices **K_a** , **K_b** , **A_{aa}** , **A_{ab}** , **A_{ba}** et **A_{bb}** de même que la sous-matrice **B_b** se rapportent toutes à la décomposition du système transformé. Par conséquent, il est possible de décomposer la matrice **A_{gt}** . Pour se faire, calculons d'abord dans un premier pas, le produit **K_tx B_t** .

En tenant compte de la décomposition précédente, on a :

$$K_t B_t = K_b B_b \quad (3.30)$$

Le résultat est une matrice régulière de dimension (m,m) puisque K_b et B_b sont supposées régulières.

Remarque :

Il est judicieux de choisir la matrice K_b de sorte que le produit $K_b \times B_b$ devienne diagonale [39]. En effet, dans ce cas le domaine du mode de glissement est bien défini.

Dans un deuxième pas, on calcule:

$$B_t (K_t B_t)^{-1} K_t = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ K_b^{-1} K_a & I_m \end{bmatrix} \quad (3.31)$$

d'où:

$$A_{gt} = \begin{bmatrix} A_{aa} & A_{ab} \\ -K_b^{-1} K_a A_{aa} & -K_b^{-1} K_a A_{ab} \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

On remarque que cette matrice est singulière. En effet, la deuxième ligne est proportionnelle à la première. Le facteur de proportionnalité est donné par:

$$-K_b^{-1} K_a \quad (3.33)$$

Le polynôme caractéristique :

A partir de la matrice A_{gt} , On obtient le polynôme caractéristique en mode de glissement, à savoir:

$$\begin{aligned} P(s) &= \det [sI - A_{gt}] \\ &= \det \begin{bmatrix} sI - A_{aa} & -A_{ab} \\ -K_b^{-1} K_a A_{aa} & sI + K_b^{-1} K_a A_{ab} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.34)$$

Pour mettre en évidence la singularité existante, on modifie le polynôme $P(s)$ de la façon suivante:

on multiplie la première ligne par la gauche avec $\mathbf{K}_b^{-1} \mathbf{K}_a$ et on l'ajoute à la deuxième ligne, ce qui donne:

$$P(s) = \det \begin{bmatrix} sI - A_{aa} & -A_{ab} \\ s\mathbf{K}_b^{-1} \mathbf{K}_a & sI_m \end{bmatrix} \quad (3.35)$$

On multiplie la deuxième colonne par la droite avec $-\mathbf{K}_b^{-1} \mathbf{K}_a$ et on l'ajoute à la première colonne, on aboutit finalement à :

$$P(s) = \det \begin{bmatrix} sI - A_{aa} + A_{ab} \mathbf{K}_b^{-1} \mathbf{K}_a & -A_{ab} \\ 0 & sI_m \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

Les modifications appliquées ci-dessus conduisent donc à une matrice triangulaire par bloc [38]. Le polynôme caractéristique peut alors s'écrire sous la forme suivante :

$$P(s) = s^m \cdot \det [sI - A_{aa} + A_{ab} \mathbf{K}_b^{-1} \mathbf{K}_a] \quad (3.37)$$

En posant $\mathbf{P}(s) = 0$ dans l'équation (3.37), on constate l'existence d'un pôle multiple d'ordre m à l'origine.

Puisque la sous-matrice \mathbf{A}_{aa} est de dimension $(n-m, n-m)$, les $n-m$ pôles restants peuvent être influencés par la contre réaction d'état $\mathbf{K}_b^{-1} \mathbf{K}_a$.

III.5.3 Le système équivalent :

La décomposition précédente nous permet de mettre le polynôme caractéristique en un produit de deux termes. Le premier est s^m , le second est donné par :

$$P_a(s) = \det [sI - A_{aa} + A_{ab} \mathbf{K}_b^{-1} \mathbf{K}_a] \quad (3.38)$$

Ce polynôme représente le polynôme caractéristique d'un système équivalent muni d'une contre réaction d'état \mathbf{M} et qui possède la matrice d'état \mathbf{A}_{aa} et la matrice d'entrée \mathbf{A}_{ab} .

La matrice \mathbf{M} est donnée par la relation suivante :

$$M = K_b^{-1} K_a \quad (3.39)$$

Pour ce système équivalent, on applique une des méthodes connues pour le réglage d'état des systèmes multivariables multi-entrées.

III.5.4 Détermination de la matrice de contre réaction d'état du système équivalent :

1. Elaboration de la matrice de commandabilité :

La méthode de détermination de la matrice M du système équivalent se base sur la forme canonique de réglage et prévoit une décomposition en m sous-systèmes [39].

Il faut d'abord établir la matrice de commandabilité :

$$Q_c = [A_{ab} \mid A_{aa}A_{ab} \mid \dots \mid A_{aa}^{k-1}A_{ab}] \quad (3.40)$$

On détermine alors l'indice de commandabilité j selon :

$$j = \min k : rang(Q_c) = n_a \quad (3.41)$$

où $n_a = n - m$ est l'ordre du système équivalent.

Il faut que j soit inférieur ou égal à n_a . Ceci implique que le système équivalent doit être commandable [39].

2. Choix de l'ordre n_i des sous-systèmes :

On procède au choix de l'ordre n_i des $i = 1, \dots, m$ sous-systèmes, où n_i doit être le plus proche du rapport n_a/m .

Au moins une valeur des n_i doit être égale à j .

On pose $n_1 = j$, de plus, on doit respecter la condition :

$$n_1 + n_2 + \dots + n_m = n_a$$

Pour chaque sous-système, on établit la relation:

$$E_i^t Q_{ci} = d_i^t \quad (3.42)$$

où Q_{ci} est la matrice de commandabilité dans laquelle il faut poser $k = n_i$. Le vecteur ligne E_i^t est de dimension n_a .

Le vecteur ligne d_i^t de dimension $m \cdot n_i$ est donné par :

$$d_i^t = [0^t \mid 0^t \mid \dots \mid h_i^t] \quad (3.43)$$

Les sous-vecteurs lignes 0^t et h_i^t sont de dimension m . Ce dernier a la forme suivante:

$$h_i^t = [0, 0, \dots, h_{i,i}, h_{i,i+1}, \dots, h_{i,m}] \quad (3.44)$$

avec $h_{i,i} = 1$. Les autres éléments de h_i^t seront fixés ultérieurement.

De la relation (3.42), on peut déterminer le vecteur ligne E_i^t . Dans ce cadre, on distingue trois cas selon la dimension du sous-système :

1^{er} cas: $n_i = n_a/m$.

2^{eme} cas: $n_i > n_a/m$.

3^{eme} cas: $n_i < n_a/m$.

Premier cas :

La matrice Q_{ci} est une matrice (n_a, n_a) régulière, on trouve alors:

$$E_i^t = d_i^t Q_{ci}^{-1} \quad (3.45)$$

Dans ce cas précis, on peut choisir les éléments $h_{i,k}$ avec $k \neq i$, tous nuls.

Deuxième cas :

La matrice Q_{ci} est une matrice $(n_a, m \cdot n_i)$ à décomposer de la façon suivante:

$$Q_{ci} = [Q_{cn} \mid Q_{ce}] \quad (3.46)$$

où Q_{cn} doit être une matrice (n_a, n_a) régulière.

De même, on décompose le vecteur ligne d_i^t en :

$$d_i^t = [d_n^t \mid d_e^t] \quad (3.47)$$

où d_n^t est de dimension n_a , et doit posséder au moins l'élément $h_{i,i} = 1$ du vecteur h_i^t .

Les éléments de h_i^t compris dans le vecteur d_n^t peuvent être posés égaux à 0. Les autres éléments qui se trouvent alors dans le vecteur d_e^t ne peuvent être choisis librement. Cependant, le cas échéant, on doit procéder à une permutation de lignes et de colonnes dans la matrice Q_{ci} et dans le vecteur d_i^t afin de satisfaire ces conditions [38].

On obtient alors:

$$E_i^t = d_n^t Q_{cn}^{-1} \quad (3.48)$$

$$d_e^t = d_n^t Q_{cn}^{-1} Q_{ce}$$

Les éléments $h_{i,k}$ que l'on n'a pas pu choisir au préalable sont déterminés dans le vecteur d_e^t .

Troisième cas :

La matrice Q_{ci} est une matrice (n_a , $m.n_i$). Dans ce cas, elle est décomposée en :

$$Q_{ci} = \begin{bmatrix} Q_{cn} \\ Q_{ce} \end{bmatrix} \quad (3.49)$$

où Q_{cn} doit être de dimension ($m.n_i$, $m.n_i$) et régulière.

On trouve cette fois:

$$E_i^t = [d_i^t Q_{cn}^{-1} \mid 0^t] \quad (3.50)$$

Dans le vecteur d_i^t , on pose les éléments $h_{i,k}$ avec $k \neq i$, égaux à 0.

3. Imposition des pôles :

Après la détermination des vecteurs lignes E_i^t de chaque sous-système, on doit imposer à chacun de ces sous-systèmes ses valeurs propres.

On aboutit alors au polynôme caractéristique suivant:

$$P_i(s) = s^{n_i} + \alpha_{i,n_i-1} s^{n_i-1} + \dots + \alpha_{i,1} s + \alpha_{i,0} \quad (3.51)$$

Avec les coefficients $\alpha_{i,n_i-1}, \dots, \alpha_{i,0}$ et le vecteur ligne E_i^t , on peut former pour chaque sous-système le vecteur ligne suivant :

$$g_i^t = E_i^t (\alpha_{i,0} I + \alpha_{i,1} A_{aa} + \dots + \alpha_{i,n_i-1} A_{aa}^{n_i-1} + A_{aa}^{n_i}) \quad (3.52)$$

Enfin, la matrice de contre réaction d'état s'obtient par :

$$M = H^{-1} G \quad (3.53)$$

avec:

$$H = \begin{bmatrix} h_1^t \\ \vdots \\ h_m^t \end{bmatrix} ; \quad G = \begin{bmatrix} g_1^t \\ \vdots \\ g_m^t \end{bmatrix} \quad (3.54)$$

La matrice **H** est une matrice composée des vecteurs lignes h_i^t . Puisqu'on a posé $h_{i,j} = 1$, cette matrice est toujours régulière.

III.5.5 Détermination de la matrice de contre-réaction d'état pour le mode de glissement **K**:

Avec la matrice de contre-réaction d'état **M** du système équivalent, on peut déterminer la matrice **K** du système transformé fonctionnant en mode de glissement.

On a :

$$K_a = K_b \cdot M \quad (3.55)$$

La matrice **K_b** n'est pas donnée a priori. Elle peut être choisie librement à condition qu'elle soit une matrice (**m,m**) régulière.

On peut la poser égale à la matrice unité. En général, il peut être judicieux de la choisir différemment, afin que le produit **K_bxB_b** prenne une forme diagonale.

Avec K_a et K_b , on peut alors former la matrice de contre-réaction d'état K_t du système transformé.

Enfin, compte tenu de la relation $K_t = K T^{-1}$, on obtient la matrice de contre-réaction d'état du système original par :

$$K = [K_a \quad K_b] T \tag{3.56}$$

III.6 SOLUTION DE L'EQUATION D'ETAT EN MODE DE GLISSEMENT

III.6.1 Décomposition de l'équation d'état en mode de glissement

On considère les vecteurs de perturbation et de consigne constants, en posant $V = V^s$ et $W = W^s$, ainsi $\dot{W} = 0$. On doit donc résoudre l'équation d'état du système transformé [38]:

$$\dot{X}_{gt} = A_{gt} X_t + B_{vgt} V^s + B_{wgt} W^s \tag{3.57}$$

On décompose le vecteur d'état X_t en :

$$X_t = \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \end{bmatrix} \tag{3.58}$$

avec X_a de dimension $(n-m)$ et X_b de dimension m .

La décomposition de la matrice A_{gt} est donnée auparavant dans l'expression (3.32). Quant à la décomposition de la matrice B_{vgt} , elle est donnée par :

$$\begin{aligned} B_{vgt} &= \begin{bmatrix} I & 0 \\ -K_b^{-1} K_a & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} B_{va} \\ B_{vb} \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} B_{va} \\ -K_b^{-1} K_a B_{va} \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{3.59}$$

où les sous-matrices B_{va} et B_{vb} s'obtiennent par la décomposition de la matrice B_{vt} .

Par analogie, on trouve pour la matrice B_{wgt} :

$$B_{wgt} = \begin{bmatrix} B_{wa} \\ -K_b^{-1} K_a B_{wa} \end{bmatrix} \quad (3.60)$$

Ainsi, l'équation d'état (3.57) peut s'écrire:

$$\begin{bmatrix} \dot{X}_a \\ \dot{X}_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{aa} & A_{ab} \\ -K_b^{-1} K_a A_{aa} & -K_b^{-1} K_a A_{ab} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{va} \\ -K_b^{-1} K_a B_{va} \end{bmatrix} V^s + \begin{bmatrix} b_{wa} \\ -K_b^{-1} K_a B_{wa} \end{bmatrix} W^s \quad (3.61)$$

où l'on trouve :

$$\dot{X}_a = A_{aa} X_a + A_{ab} X_b + B_{va} V^s + B_{wa} W^s \quad (3.62)$$

$$\begin{aligned} \dot{X}_b &= -K_b^{-1} K_a (A_{aa} X_a + A_{ab} X_b + B_{va} V^s + B_{wa} W^s) \\ &= -K_b^{-1} K_a \cdot \dot{X}_a \end{aligned} \quad (3.63)$$

La loi de commutation s'exprime pour le système transformé par:

$$\begin{aligned} S(X) &= -K_t X_t + K_w W^s = - [K_a \ K_b] \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \end{bmatrix} + K_w W^s \\ &= -K_a X_a - K_b X_b + K_w W^s \end{aligned} \quad (3.64)$$

De cette dernière relation, on tire:

$$X_b = -K_b^{-1} K_a X_a + K_b^{-1} K_w W^s \quad (3.65)$$

Lorsqu'on introduit cette relation dans l'équation (3.62), on obtient:

$$\dot{X}_a = (A_{aa} - A_{ab}K_b^{-1}K_a) X_a + B_{va} v^s + (B_{wa} + A_{ab}K_b^{-1}K_w) w^s \quad 3.66$$

La matrice $A_{aa} - A_{ab} K_b^{-1} K_a$ est régulière car elle apparait dans le polynôme caractéristique du système équivalent qui ne renferme pas de pôles nuls.

La solution de l'équation d'état en mode de glissement est obtenue en intégrant l'équation d'état (3.66). La composante X_b du vecteur d'état est déterminée directement par la relation (3.65).

III.6.2 Structure du système équivalent avec contre réaction d'état continue :

Sur la base de la décomposition de l'équation d'état en mode de glissement, effectuée précédemment, il est possible d'établir un diagramme structurel du système équivalent, qui possède une contre réaction d'état continue (figure 3.7).

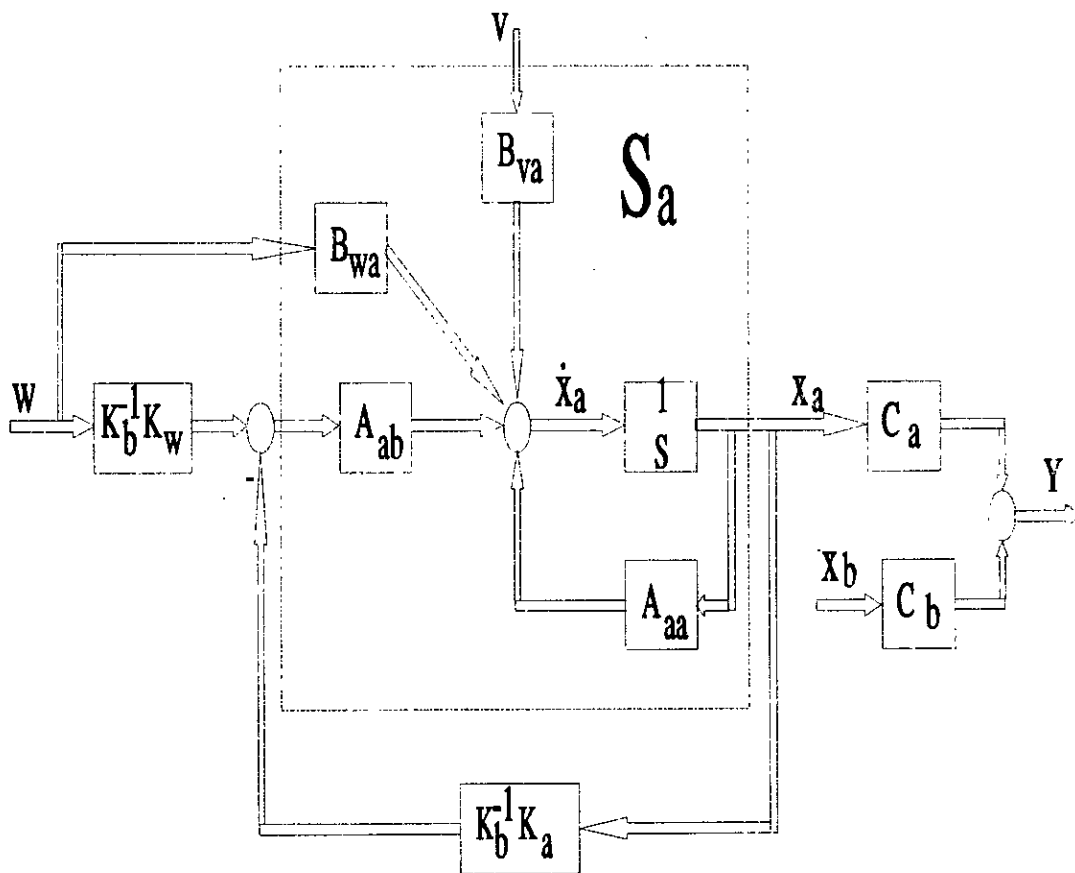


Figure 3.7 : Structure fonctionnelle du système équivalent.

Le système équivalent S_a , d'ordre ($n-m$), est décrit par l'équation d'état (3.66), il possède comme vecteur d'état, le vecteur partiel X_a . Sa grandeur de commande est formée par le vecteur d'état partiel X_b . Il résulte une contre réaction d'état continue $K_b^{-1} K_a$.

III.7 CONCLUSION

Ce chapitre est introduit pour traiter du concept de la commande à structure variable des systèmes mono-entrée et multi-entrées. Nous nous sommes intéressés, en premier lieu, à la l'aspect théorique de la commande où nous avons défini toutes les notions relatives aux systèmes à structure variable. Après cela, nous avons développé la procédure d'étude de la commande, qui se résume en deux étapes essentielles. La première étape concerne la détermination des coefficients de la surface de commutation de telle sorte qu'un système équivalent ait une réponse désirée. La deuxième étape consiste à trouver la loi de commande par commutation qui garantit l'existence du mode de glissement.

Le rôle de la commande est de forcer les trajectoires d'état du système à régler, qu'il soit linéaire ou non linéaire, à un espace linéaire (surface de commutation) où il est contraint de se comporter comme un système linéaire.

L'intérêt de cette commande dans les systèmes multivariables multi-entrées est la réduction de la dimension du système original. En effet, un système d'ordre n est réduit en un système équivalent d'ordre $n-m$. Par conséquent, pour la synthèse de la loi de commutation, il suffit d'imposer $n-m$ pôles au lieu de n pôles.

En mode de glissement, le système équivalent se comportera de la même manière que le système original.

L'introduction de la commande équivalente est d'une grande importance, en l'occurrence, elle transforme le système original initialement discontinu, en un système équivalent continu.

COMMANDE PAR MODE DE GLISSEMENT APPLIQUEE AUX SYSTEMES MULTIMACHINES

IV.1 INTRODUCTION

Ce chapitre est consacré à l'application de la commande multivariable par mode de glissement aux systèmes étudiés : réseaux électriques monomachine et multimachines.

L'objectif étant de commander les sorties des générateurs que compte le réseau, en l'occurrence, la tension de sortie aux bornes de chaque générateur en utilisant le réglage par mode de glissement.

Pour atteindre cet objectif, nous traitons séparément le cas d'un réseau monomachine qui se résume en un réglage mono-entrée, et dans un autre cas un réseau multimachines qui fera l'objet d'un traitement multivariable multi-entrées.

Ce chapitre est divisé en trois sections, la première est consacrée à la proposition du système de régulation de tension fonctionnant en "tout ou rien", ainsi qu'à la mise en équation du système en boucle fermée.

Dans la deuxième section, nous simulons la commande appliquée au système mono-entrée et multi-entrées. Des tests de performance sont appliqués tels que la robustesse et la sensibilité aux perturbations. Cette partie sera suivie d'analyses et d'interprétations.

La troisième section est consacré à l'étude comparative entre la commande classique de la tension (régulateur IEEE Type-1) [1] et la commande à structure variable ou réglage par mode de glissement.

IV.2 COMMANDE MONO-ENTREE

IV.2.1 Structure du régulateur fonctionnant en mode de glissement:

Pour asservir la tension aux bornes de la machine synchrone à une valeur imposée par la tension de consigne, on agit sur la tension d'excitation. Nous utilisons, à cet effet, un convertisseur abaisseur muni d'un interrupteur fonctionnant en "tout ou rien". Ce convertisseur alimente l'inducteur de la machine synchrone.

La structure du convertisseur est indiquée à la figure(4.1) [40].

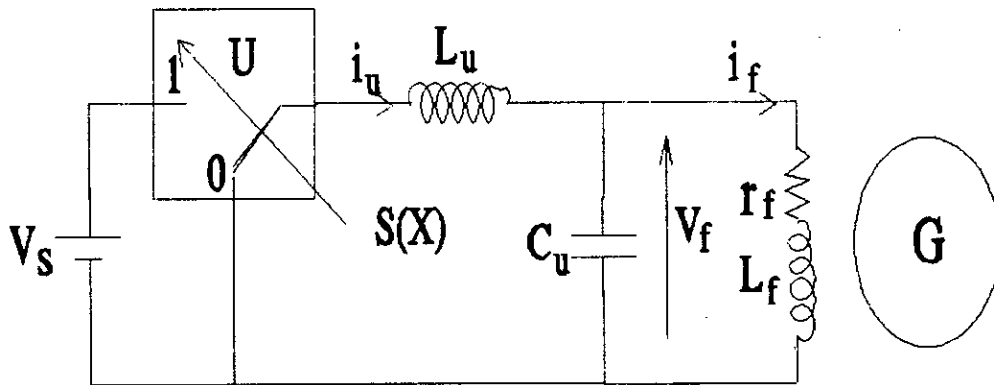


Figure 4.1 : La structure du régulateur de tension.

r_f et L_f étant respectivement la résistance et l'inductance de l'enroulement d'excitation de la machine. V_s , une source de tension continue. L_u et C_u sont respectivement l'inductance (pour le lissage du courant) et le condensateur (pour le filtrage de la tension) du convertisseur.

L'organe de commande est représenté par un interrupteur commutant entre deux valeurs 0 et 1.

IV.2.2 Modélisation du régulateur à structure variable:

Les équations électriques régissant le régulateur de la figure (4.1) sont :

$$\begin{aligned}
 U \cdot V_s &= L_u \frac{di_u}{dt} + V_f \\
 i_u &= i_f + C_u \frac{dV_f}{dt}
 \end{aligned}
 \tag{4.1}$$

Ce système peut être écrit sous la forme suivante:

$$\begin{aligned}
 \dot{I}_u &= \frac{1}{L_u} (-V_f + V_s \cdot U) \\
 \dot{V}_f &= \frac{1}{C_u} (-I_f + I_u)
 \end{aligned}
 \tag{4.2}$$

où la commande U prend soit la valeur 0 ou la valeur 1.

En grandeurs relatives, le système d'équations (4.2) s'écrit:

$$\begin{aligned}
 \dot{i}_u &= \frac{V_{fb}}{I_{fb}} \frac{1}{L_u} (-v_f + v_s \cdot U) \\
 \dot{v}_f &= \frac{I_{fb}}{V_{fb}} \frac{1}{C_u} (-i_f + i_u)
 \end{aligned}
 \tag{4.3}$$

Soient :

$$T_L = L_u \cdot I_{fb} / V_{fb}$$

$$T_c = C_u \cdot V_{fb} / I_{fb}$$

Si on linéarise le système d'équations (4.3) autour d'un point de fonctionnement, on aboutit à :

$$\begin{aligned}\Delta i_u &= \frac{1}{T_L} (-\Delta v_f + V_s \cdot \Delta U) \\ \Delta \dot{v}_f &= \frac{1}{T_c} (\Delta i_u - \Delta i_f)\end{aligned}\tag{4.4}$$

La tension d'excitation Δv_f et le courant d'excitation Δi_f peuvent être exprimés en fonction des grandeurs statoriques de la machine synchrone selon les relations [40,41]:

$$\begin{aligned}\Delta v_f &= \frac{I_f \sqrt{3}}{\omega_R k M_f} \cdot \Delta E_{fd} \\ \Delta i_f &= \frac{\sqrt{3}}{\omega_R k M_f} [\Delta E'_q - (X_d - X'_d) \Delta I_d]\end{aligned}\tag{4.5}$$

En remplaçant d'une part, ΔI_d par son expression donnée par l'équation (2.11) et en posant d'autre part:

$$T_{rs} = \frac{\omega_R k M_f}{\sqrt{3} I_f}\tag{4.6}$$

on aboutit au système d'équations suivant:

$$\begin{aligned}\Delta i_u &= \frac{1}{T_L} \left(-\frac{1}{T_{rs}} \Delta E_{fd} + V_s \cdot \Delta U \right) \\ \Delta \dot{E}_{fd} &= \frac{1}{T_c} (T_{rs} \Delta i_u - \beta_1 \Delta E'_q - \beta_2 \Delta \delta)\end{aligned}\tag{4.7}$$

avec :

$$\begin{aligned}\beta_1 &= \frac{1}{I_f} [1 - (X_d - X'_d) Y_d] \\ \beta_2 &= -\frac{1}{I_f} (X_d - X'_d) F_d\end{aligned}\tag{4.8}$$

Y_d et F_d étant déjà définies dans le modèle de la machine.

IV.3 APPLICATION DE LA COMMANDE AUX SYSTEMES MULTI-ENTREES

Le principe de la commande est l'action de celle-ci sur le système d'excitation de chaque machine opérant dans le réseau électrique. En effet, si on considère m machines, On doit installer pour chaque machine, un système de régulation fonctionnant en mode de glissement.

Le système de régulation est identique à celui décrit auparavant dans le cas d'un système mono-entrée.

IV.3.1 Modélisation du système de régulation multi-entrées :

Le système d'équations décrivant le régulateur à structure variable que nous avons développé peut être adapté et généralisé au cas d'un système multi-entrées, comprenant plusieurs régulateurs.

Ainsi les équations (4.4) deviennent, dans le cas d'un système multi-entrées:

$$\begin{aligned} [\Delta i_u] &= [T_L]^{-1} (-[\Delta v_f] + [V_s] [\Delta U]) \\ [\Delta \dot{v}_f] &= [T_c]^{-1} ([\Delta i_u] - [\Delta i_f]) \end{aligned} \tag{4.9}$$

où $[T_L]$ et $[T_c]$ sont des matrices (m,m) diagonales [41]:

$$[T_L] = \begin{bmatrix} T_{L_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & T_{L_2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & T_{L_m} \end{bmatrix} ; \quad [T_c] = \begin{bmatrix} T_{c_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & T_{c_2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & T_{c_m} \end{bmatrix} \tag{4.10}$$

Les transformations des grandeurs rotoriques effectuées dans le cas d'un système mono-entrée sont aussi valables dans le cas du système multi-entrées.

Ainsi, nous pouvons écrire dans le cas présent:

$$\begin{aligned} [\Delta \dot{i}_u] &= [T_L]^{-1} (- [T_{rs}]^{-1} [\Delta E_{fd}] + [V_s] [\Delta U]) \\ [\Delta \dot{E}_{fd}] &= [T_c]^{-1} ([T_{rs}] [\Delta i_u] - [\beta_1] [\Delta E'_d] - [\beta_2] [\Delta \delta]) \end{aligned} \quad (4.11)$$

La matrice $[T_{rs}]$ est diagonale, ses éléments s'expriment comme suit:

$$T_{rs_{ii}} = \frac{\omega_{R_i} k M_{f_i}}{\sqrt{3} X_{f_i}} \quad (4.12)$$

Les matrices $[\beta_1]$ et $[\beta_2]$ sont données par [40]:

$$\begin{aligned} [\beta_1] &= [r_f]^{-1} ([I] - [X_d - X'_d] [Y_d]) \\ [\beta_2] &= [r_f]^{-1} [X_d - X'_d] [F_d] \end{aligned} \quad (3.13)$$

où $[r_f]$ et $[X_d - X'_d]$ sont des matrices diagonales régulières.

Le système d'équations (4.11) décrit le modèle mathématique de chaque régulateur associé aux machines synchrones.

IV.3.2 Introduction des régulateurs intégrateurs dans le système de régulation :

La variable d'état du régulateur intégrateur s'écrit, pour le système mono-entrée :

$$\Delta \dot{X}_R = \frac{1}{T_i} (\Delta w - \Delta Y) \quad (4.14)$$

T_i étant la constante de temps d'intégration, Δw est la grandeur de consigne. ΔY représente la grandeur de sortie à commander qui correspond, dans notre cas, à la tension de sortie de la machine.

Dans le cas du système multi-entrées, on peut écrire :

$$[\Delta \dot{X}_R] = [T_i]^{-1} ([\Delta V_{ref}] - [\Delta V]) \quad (4.15)$$

Le vecteur $[\Delta V]$ contient les tensions de sortie de chaque générateur opérant dans le réseau électrique. Son expression étant donnée par l'équation (2.21).

Les équations d'état du système de régulation fonctionnant en mode de glissement avec le régulateur intégrateur associé, se résument donc à $3 \times m$ équations différentielles. où m indique le nombre de générateurs. Ces équations sont données par:

$$\begin{aligned}
 [\Delta \dot{i}_u] &= - ([T_{rs}] [T_L])^{-1} [\Delta E_{fd}] + ([T_{rs}] [T_L])^{-1} [V_s] [\Delta U] \\
 [\Delta \dot{E}_{fd}] &= - [T_c]^{-1} [T_{rs}] [\Delta i_u] - [T_c]^{-1} [\beta_1] [\Delta E'_q] - [T_c]^{-1} [\beta_2] [\Delta \delta] \\
 [\Delta \dot{X}_R] &= - [T_i]^{-1} [K5] [\Delta \delta] - [T_i]^{-1} [K6] [\Delta E'_q] + [T_i]^{-1} [\Delta V_{ref}]
 \end{aligned} \tag{4.16}$$

Le système de régulation étant modélisé, nous pouvons l'associer alors au système à régler en boucle ouverte qui a fait l'objet du deuxième chapitre.

IV.4 REPRESENTATION D'ETAT DU SYSTEME GLOBAL

L'association des équations d'état du système de régulation avec les équations d'état du système en boucle ouverte établies précédemment permet de représenter le système ainsi obtenu par la relation d'état suivante:

$$[\Delta \dot{X}] = [A] [\Delta X] + [B] [\Delta U] + [B_v] [\Delta v] + [B_w] [\Delta w] \tag{4.17}$$

avec $[\Delta X]^t = [[\Delta \delta] [\Delta \omega] [\Delta E'_q] [\Delta E_{fd}] [\Delta I_u] [\Delta X_R]]$, le vecteur d'état du système composé de sous-vecteurs de dimension m

$[\Delta U]$: vecteur de commande composé de m entrées U_i .

$[\Delta v]$: vecteur de la grandeur de perturbation, de dimension m .

$[\Delta w]$: vecteur de la grandeur de consigne, de dimension m .

Chaque composante U_i du vecteur de commande est donnée par :

$$U_i = \begin{cases} 1 & \text{si } S_i(\Delta x) > 0 \\ 0 & \text{si } S_i(\Delta x) < 0 \end{cases} \quad i = 1, \dots, m \tag{4.18}$$

où S_i représente la i ème composante du vecteur S des surfaces de commutation, qui est donné par:

$$S(\Delta X) = -[K] [\Delta X] + [K_w] [\Delta w] \tag{4.19}$$

Les matrices **A**, **B**, **B_v** et **B_w** sont définies comme suit:

$$A = \begin{bmatrix} [0] & [2\pi f] & [0] & [0] & [0] & [0] \\ [-K1M] & [-DM] & -K2M & [0] & [0] & [0] \\ [-K4T_{do}] & [0] & [K3T_{do}] & [T_{do}] & [0] & [0] \\ [-A1] & [0] & [-A2] & [0] & [T_c] & [0] \\ [0] & [0] & [0] & [-T_L] & [0] & [0] \\ [-K5T_i] & [0] & [-K6T_i] & [0] & [0] & [0] \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

$$B = \begin{bmatrix} [0] \\ [0] \\ [0] \\ [0] \\ [V_s] \\ [0] \end{bmatrix} \quad B_v = \begin{bmatrix} [0] \\ [UM] \\ [0] \\ [0] \\ [0] \\ [0] \end{bmatrix} \quad B_w = \begin{bmatrix} [0] \\ [0] \\ [0] \\ [0] \\ [0] \\ [T_i] \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

Pour déterminer la matrice de contre réaction d'état de ce système, nous appliquons à ce système la procédure proposée au chapitre précédent. En premier lieu, on doit déterminer la matrice de transformation **T** qui satisfait l'équation suivante:

$$B_t = T \cdot B = \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ B_b \end{bmatrix} \quad (4.22)$$

où **B_b** est une matrice (**m,m**) régulière.

Les relations qui lient les matrices du système original à celles du système transformé sont données par:

$$\begin{aligned} A_t &= TAT^{-1} & B_t &= TB & B_{vt} &= TB_v \\ B_{wt} &= TB_w & K_t &= KT^{-1} \end{aligned} \quad (4.23)$$

La matrice **B_t** est obtenue par la simple permutation des lignes de la matrice **B**. En effet, après permutation entre la dernière et l'avant dernière ligne, on aboutit à:

$$B_t = \begin{bmatrix} [0] \\ [0] \\ [0] \\ [0] \\ [0] \\ [V_s] \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

où l'élément $[V_s]$ est une matrice régulière (m,m) diagonale donnée par :

$$V_s = \begin{bmatrix} V_{s_1} & 0 & . & 0 \\ 0 & V_{s_2} & . & 0 \\ . & . & . & . \\ 0 & . & 0 & V_{s_m} \end{bmatrix} \quad (4.25)$$

Le réarrangement des lignes effectué ci-dessus est aussi appliqué à la matrice A , qui prend la forme suivante:

$$A_t = \begin{bmatrix} A_{aa} & A_{ab} \\ A_{ba} & A_{bb} \end{bmatrix} \quad (4.26)$$

de même pour la matrice K , qui devient par cette permutation:

$$K_t = [K_a \quad K_b] \quad (4.27)$$

Après avoir transformé le système original, on déduit le système équivalent en mode de glissement qui est caractérisé par sa matrice d'état A_{aa} , la matrice d'entrée A_{ab} et la matrice de contre réaction d'état $M = K_b^{-1} \cdot K_a$.

Sur ce système, on applique l'algorithme de calcul de la matrice de la contre réaction d'état pour la synthèse de la loi de commande. La procédure est développée en détail au chapitre précédent.

IV.5 CONSIDERATIONS CONCERNANT LE CHOIX DES POLES

La technique de placement de pôles permet le choix de la dynamique du système en boucle fermée.

Du fait de la réduction du système transformé d'ordre n à un système équivalent d'ordre $n-m$, on est amené à imposer seulement $n-m$ pôles. Les m pôles restants sont fixés à l'origine. Ceci est dû à la décomposition du polynôme caractéristique du système transformé introduite au chapitre précédent.

Cependant, pour garantir un amortissement optimal, le placement des $n-m$ pôles doit être bien choisi. En effet, pour satisfaire un amortissement relatif optimal $\xi=0.7$, on choisit les pôles complexes conjugués dont la partie réelle est égale à la partie imaginaire.

Si on a plusieurs pôles à imposer, on peut les aligner sur une verticale en imposant à tous les pôles la même valeur réelle $-\rho$ comme le montre la partie hachurée de la figure (4.2) [38,43]

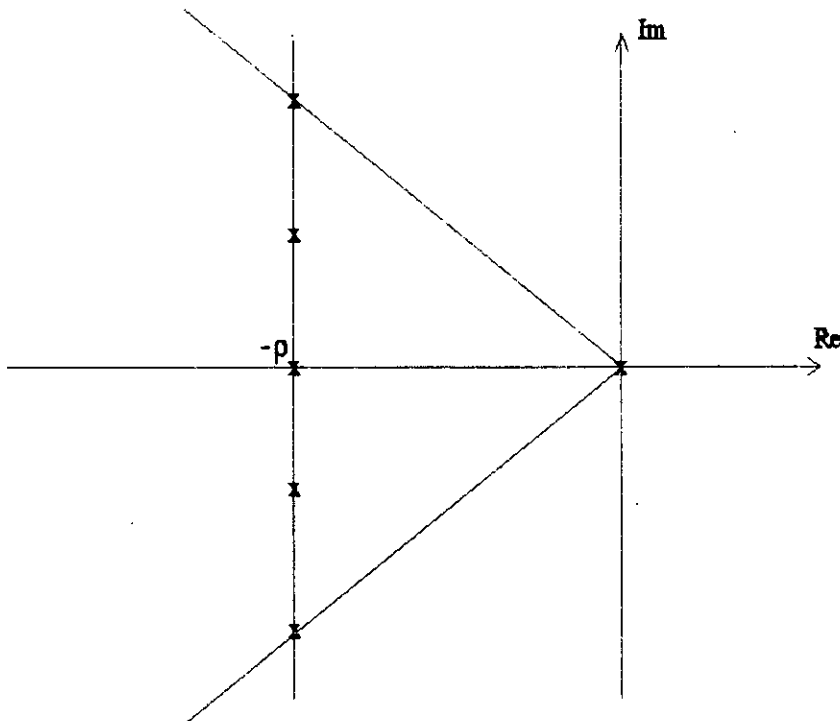


Figure 4.2 : domaine de placement des pôles.

Le domaine de glissement est influencé par la dynamique du système et par conséquent, par le choix des pôles. En effet, plus on déplace les pôles vers la gauche, plus le réglage en mode de glissement devient rapide [42,44]. Cependant, pour un tel réglage, le domaine du mode de glissement se restreint d'une manière accentuée.

Ainsi, lors du choix des pôles, on doit tenir compte du domaine nécessaire au mode de glissement.

IV.5.1 Dimensionnement du système de régulation :

Le dimensionnement du convertisseur n'est pas systématique. Comme l'existence du mode de glissement est fortement influencé par le choix des paramètres du convertisseur, il n'est pas très aisé de dimensionner notamment la self L_u et le condensateur C_u du circuit de réglage, par un tâtonnement.

Toutefois, pour se faire, on est guidé surtout par les considérations pratiques relatives aux systèmes d'excitation des machines électriques [40]. Ceci nous a permis de se limiter aux valeurs admissibles des deux paramètres sus-cités.

IV.6 RESULTATS DE SIMULATION

Le programme que nous avons élaboré s'applique à l'étude de la stabilité dynamique des réseaux électriques aussi bien monomachines que multimachines.

Il permet notamment :

- d'analyser le comportement des différentes machines suite à une éventuelle perturbation.

- d'étudier l'influence des systèmes de régulation sur la dynamique de chaque machine (régulateurs de tension), particulièrement:

- i. Régulateur classique (IEEE type-1).

- ii. Régulateur à structure variable fonctionnant en mode de glissement.

La comparaison entre ces deux types de régulateurs peut être faite selon les critères de performances de chacun.

Dans ce qui suit, nous donnerons les différentes applications illustrant notre étude.

La commande par mode de glissement est appliquée d'abord, à un système mono-entrée (réseau monomachine) à partir duquel nous pouvons observer les performances de cette technique de commande [43].

Par la suite, la commande est appliquée à un système multi-entrées (réseau multimachine).

Le système ainsi commandé par le contrôleur à structure variable est testé par rapport aux différents types de perturbation. Nous nous sommes intéressés particulièrement:

- Aux variations de charges ou du couple mécanique.
- Variations des paramètres du système.

Seront aussi traités, l'influence du placement de pôles sur la dynamique du système afin de définir les limites du domaine de glissement. Les propriétés de la commande seront aussi étudiées.

IV.6.1 Application à un système monomachine:

1. Influence du placement de pôles :

La dynamique du système est très influencée par le choix des pôles. Ce choix obéit aux considérations énumérées plus haut. Les pôles sont alors choisis comme suit:

- * deux paires de pôles complexes conjugués;
- * un pôle simple;
- * plus le pôle déjà fixé à l'origine.

soient:

$$p_{1,2} = -\rho \pm j\rho ; p_{3,4} = -\rho \pm j\rho/2 ; p_5 = -\rho ; p_6 .$$

La variation des pôles est donc obtenue en déplaçant simplement la droite $p = -\rho$ selon un balayage horizontal.

Le tableau suivant donne les coefficients de la surface de commutation correspondants aux différents pôles imposés lors de la simulation.

ρ	-0.5	-1	-5	-10	-30
K_δ	-2408	-2399	-2098	-2100	-91900
K_ω	772	2134	4933	-32712	-459300
K_e	-4131	-4122	-3751	-2541	-10600
K_i	1	1	1	1	1
K_v	0.4	1	6	12	37
K_R	0.0021	0.1	206	2541	1604700

La figure (4.3) montre les réponses dynamiques de la machine pour les différentes valeurs de p . On relève surtout une nette amélioration du temps de réponse, due à la rapidité de réglage lorsque p est grand ($p=30$). Par contre, le réglage devient lent pour une faible valeur de p ($p=5$). Cette observation est constatée sur la tension asservie qui atteint la valeur de consigne très rapidement pour $p=30$ ainsi que pour $p=10$, sans toutefois aucun dépassement. Cependant, les réglages trop rapides engendrent des dépassement inacceptables.

La commande est discontinue et commute à cet effet entre deux valeurs 1 et 0. Ceci est observé à la figure(4.4.a) où on constate cette commutation qui se fait à fréquence très élevée, ce qui dénote l'existence du mode de glissement. la commutation est plus claire à la figure (4.4.b) où la commande est visualisée pendant un laps de temps très court (1 seconde).

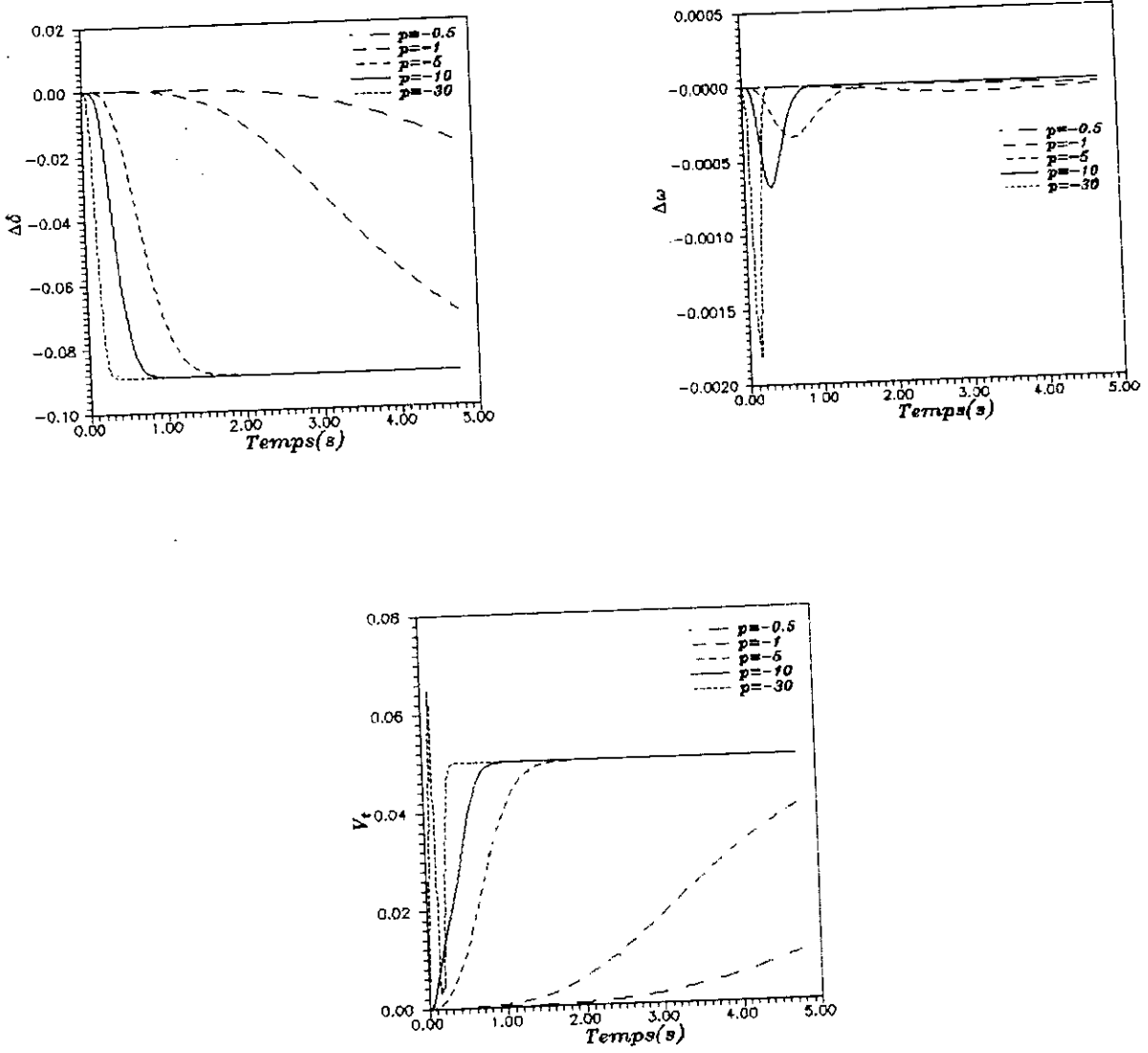


Figure 4.3 : Influence du choix des pôles sur la dynamique du système.

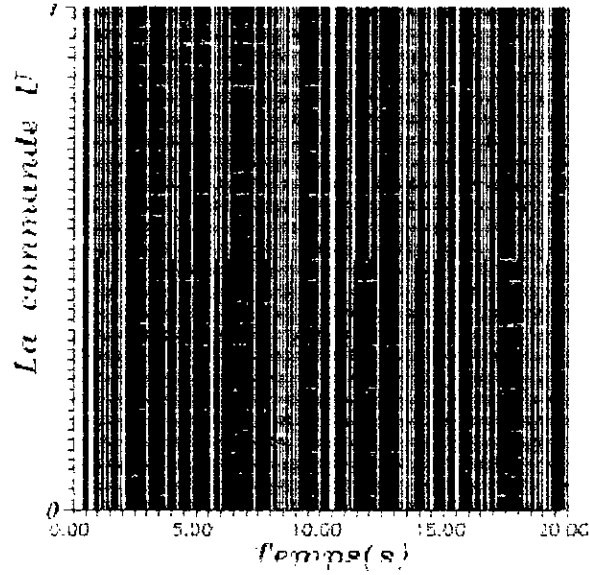


Figure 4.4-a : La commande discontinue commutant entre 0 et 1.

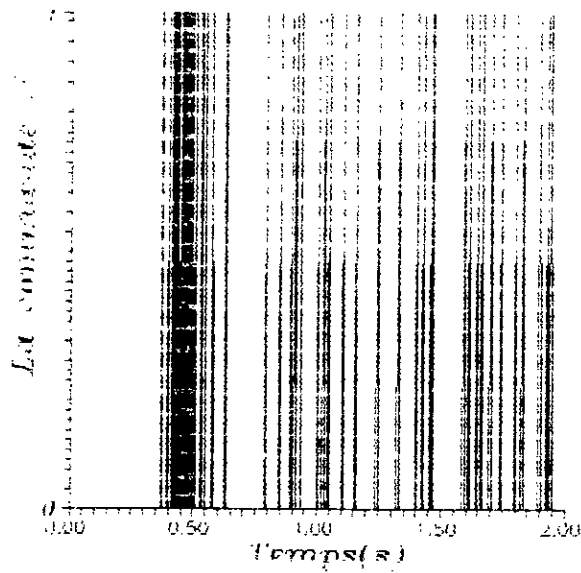


Figure 4.4-b : La commande U pendant un laps de temps de deux secondes.

2. Influence de la perturbation :

Nous avons effectué des essais sur l'influence de la perturbation du couple mécanique sur le comportement dynamique du système.

Plusieurs niveaux de perturbation sont effectués comme le montre la figure (4.5). Il ressort clairement que la perturbation est pratiquement rejetée même pour les plus importantes (20 %). Ces dernières peuvent engendrer des dépassements, mais rapidement atténués. Nous pouvons donc affirmer que la commande est insensible aux perturbations.

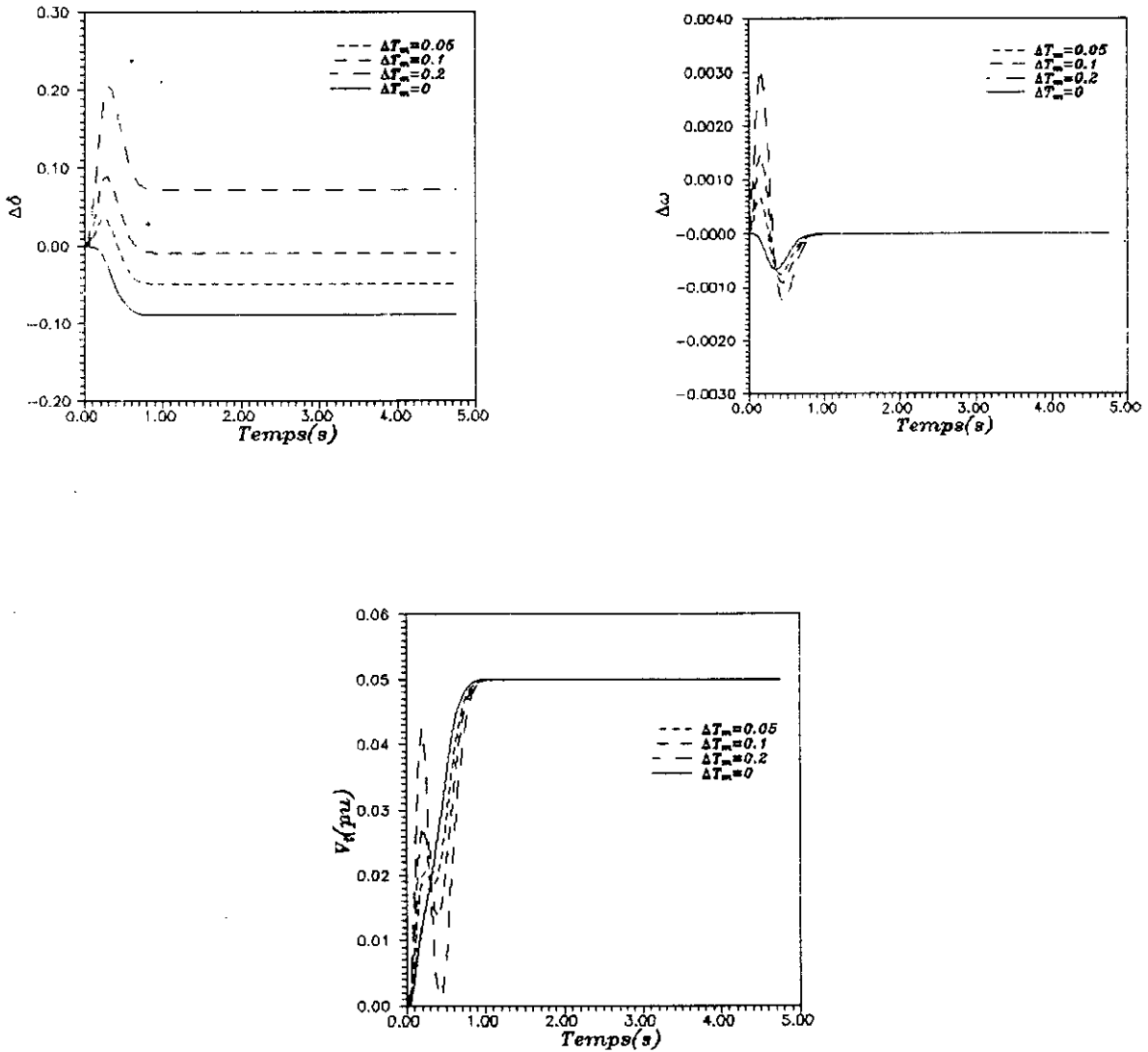


Figure 4.5 : Influence de la perturbation sur les réponses dynamiques du système.

3. Influence du niveau de génération et les conditions initiales de fonctionnement :

Afin d'étudier l'impact des conditions initiales de fonctionnement sur le mode de glissement, nous avons considéré trois niveaux de génération pour la machine synchrone : $P=1$ pu., $P=0.5$ pu. et $P=1.5$ pu., pour lesquels on observe l'évolution des variables du système illustré à la figure (4.6). On remarque que l'allure des variables n'est pas affectée lorsque on change les conditions initiales de fonctionnement. Ceci démontre que la commande commute et le mode de glissement existe dans cette plage de variations.

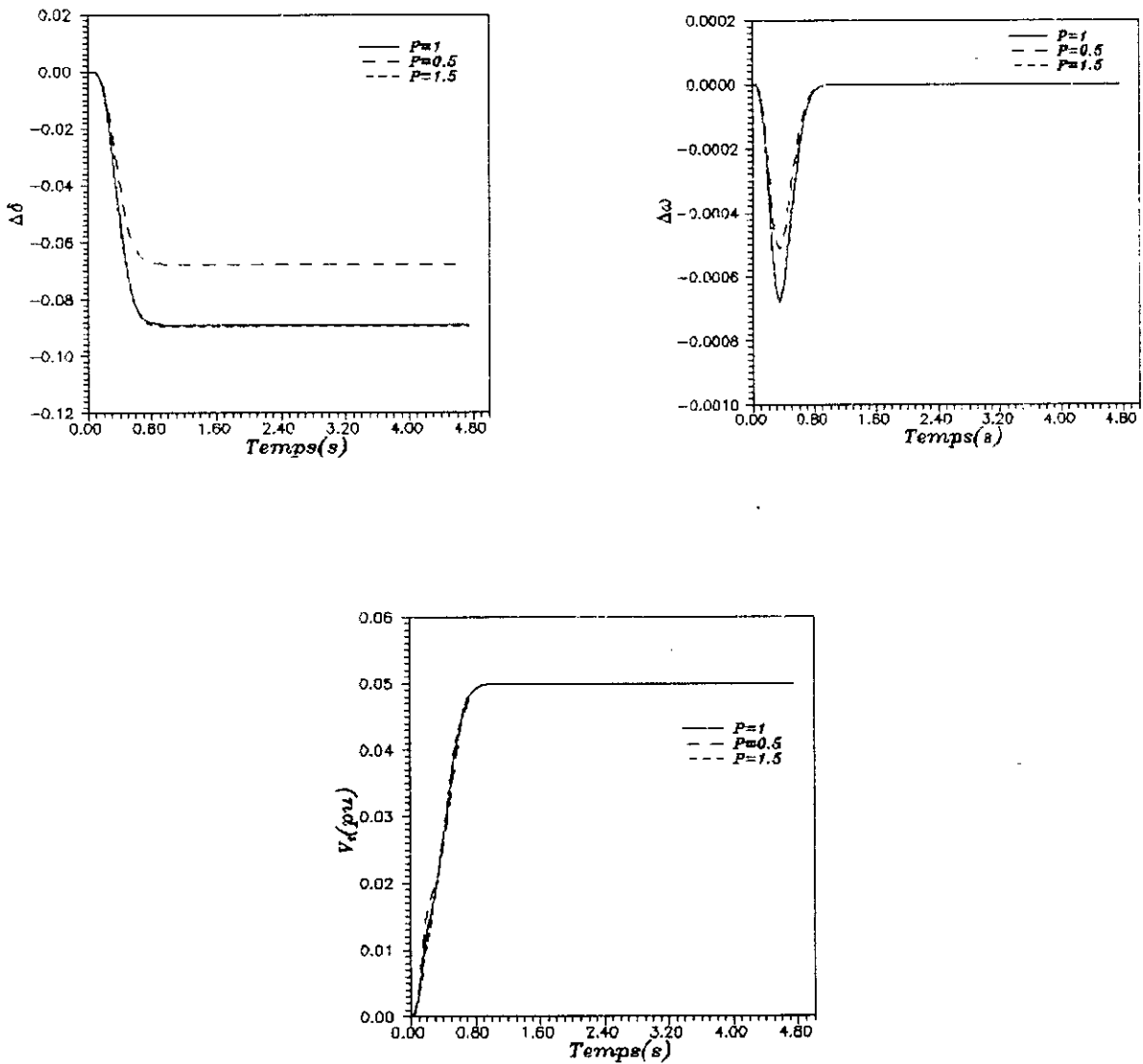


Figure 4.6 : Influence du niveau de génération de la machine sur la dynamique du système.

IV.6.2 RESEAU MULTIMACHINE :

1. Influence du placement des pôles :

Dans le cas des systèmes multi-entrées, le placement des pôles est effectué après avoir décomposé le système équivalent en sous-systèmes. C'est sur ces derniers que sont affectés les pôles. Nous rappelons qu'il y a autant de sous systèmes que d'entrées. Le système étudié comporte trois entrées et donc décomposable en trois sous-systèmes.

Le choix des pôles ainsi que leur placement optimal se fait selon les mêmes critères définis dans le cas d'un système mono-entrée.

Le nombre de pôles à imposer dans notre cas est égal à $n-m$, c'est l'ordre du système équivalent. n étant la dimension du système original ($n = 18$) et m , le nombre d'entrées à commander du système (ou le nombre de machines, $m = 3$). Soit donc $n-m = 15$ pôles répartis équitablement sur les trois sous-systèmes.

La figure (4.7) montre la région des pôles imposés pour chacun des sous-systèmes, soit 5 pôles par sous-système.

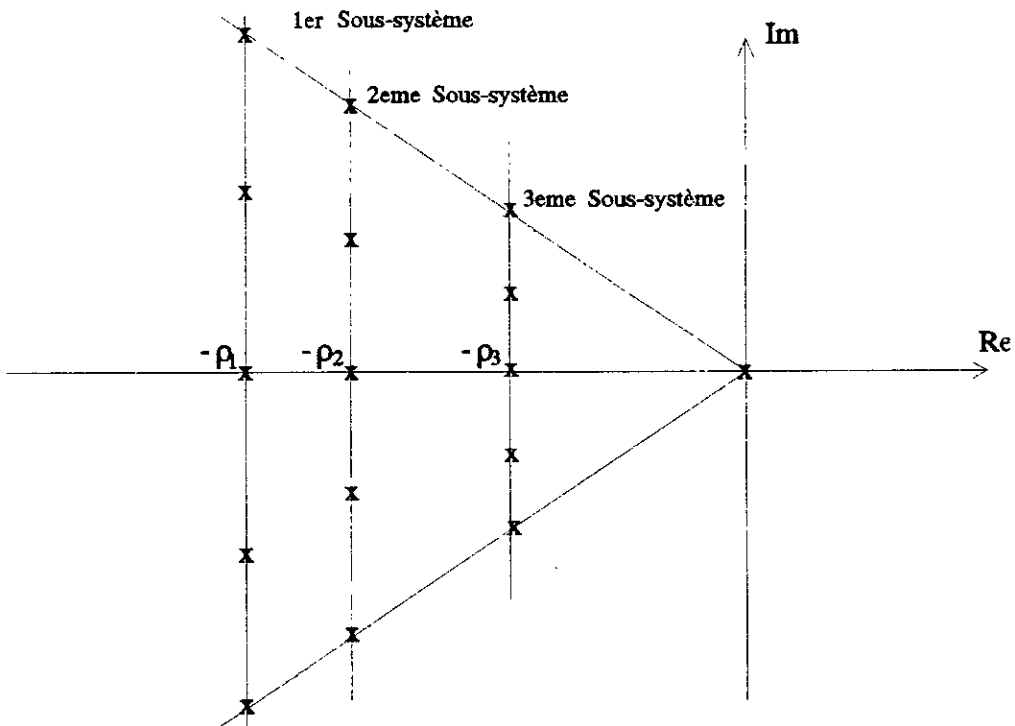


Figure 4.7 : placement des pôles pour un système multi-entrées.

Commande par mode de glissement appliquée aux systèmes multimachines

Il suffit donc d'imposer ρ_1 , ρ_2 et ρ_3 respectivement pour le premier, le deuxième et le troisième sous-système pour connaître tous les pôles.

Les pôles imposés pour chaque sous-système sont donnés au tableau suivant:

Position des pôles	1 ^{er} sous-syst. ρ_1	2 ^{ème} sous-syst ρ_2	3 ^{ème} sous-syst ρ_3
P1	12	10	8
P2	1.5	1	0.5
P3	6	5	4
P4	30	25	25

P1, P2, P3 et P4 représentant les positions des pôles ρ_1 , ρ_2 , ρ_3 de chaque sous-système.

En déplaçant horizontalement les droites ρ_1 , ρ_2 et ρ_3 , nous avons observé le comportement du système ainsi que l'influence de la position des pôles sur le domaine du mode de glissement (fig. 4.8).

Lors des réglages rapides, on constate des dépassements qui atteignent parfois, des proportions inacceptables. Cette limitation restreint le domaine du mode de glissement. Par contre, lors des réglages lents, le temps de réponse est très important, ce qui peut induire la perte du mode de glissement ou tout au moins le glissement sera perdu momentanément.

2. Sensibilité du système aux perturbations :

La perturbation concerne le couple mécanique. Nous avons envisagé dans un premier cas, une perturbation qui affecte l'ensemble des machines. L'amplitude de la perturbation est prise une fois 5%, une autre fois 10% (fig. 4.9).

On constate que selon les paramètres de chaque machine, l'évolution des variables d'état est différente d'une machine à une autre.

Malgré l'importance de la perturbation soit 10%, l'évolution de la tension de sortie de chaque machine n'est que faiblement affectée. Ceci dénote le rejet de la perturbation par la commande en mode de glissement.

Dans un autre cas, nous avons simulé une perturbation partielle, n'affectant que la machine-2 (fig. 4.10). Les mêmes constatations sont relevées. Cette perturbation reste locale, et est pratiquement ignorée par les autres machines.

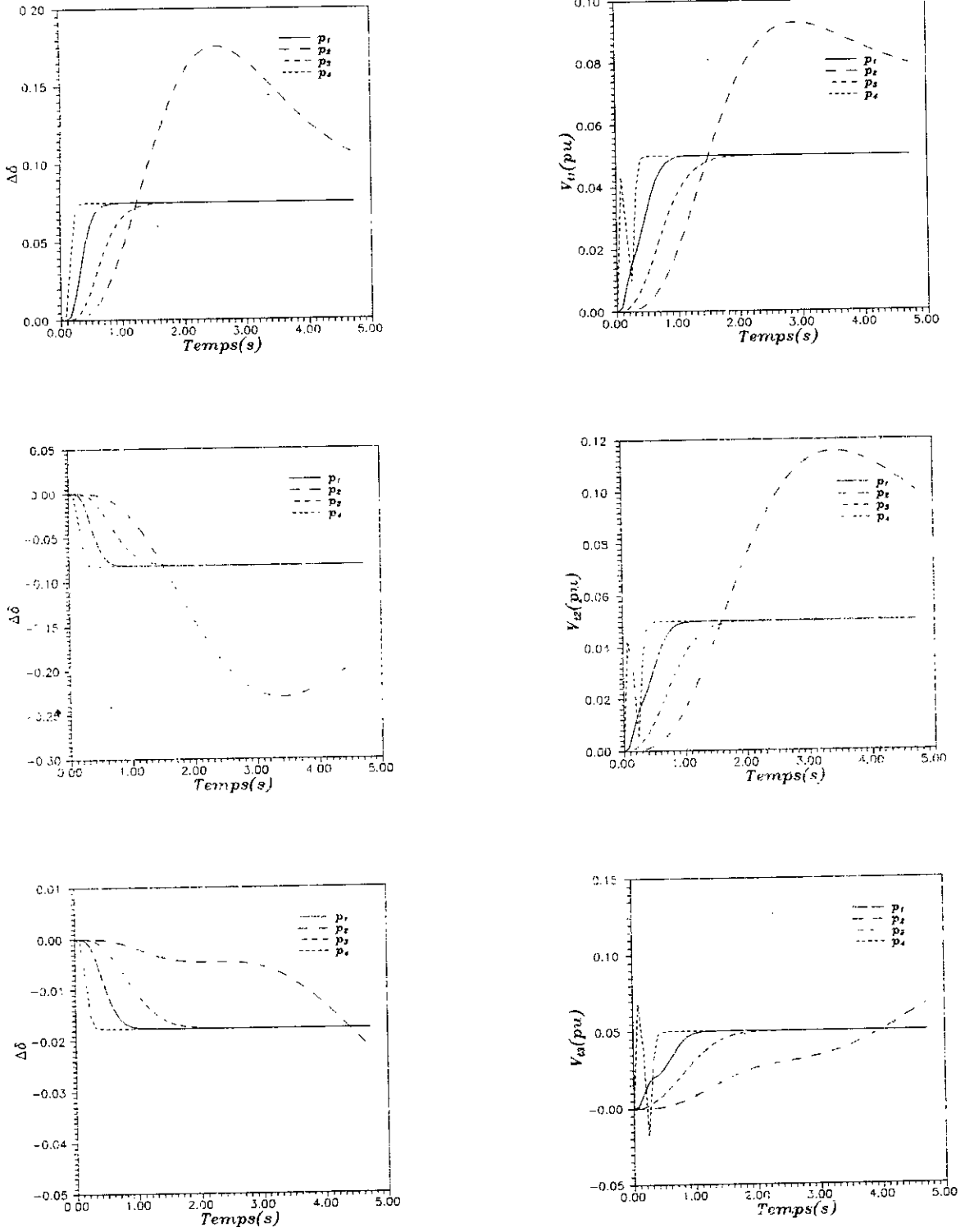


Figure 4.8 : Influence du placement des pôles sur le comportement des machines.

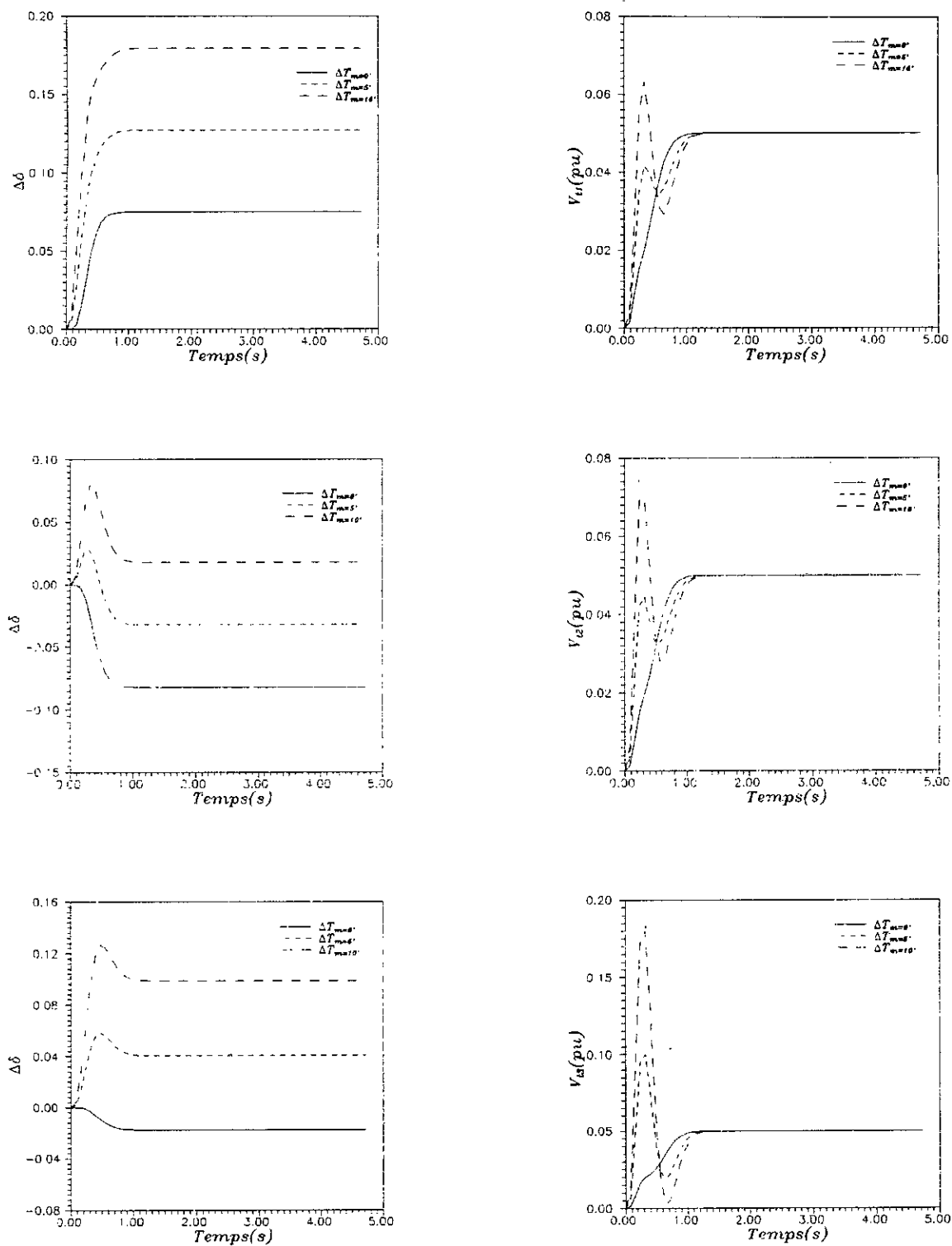


Figure 4.9 : Réponses dynamiques à une perturbation de 5% du couple mécanique affectant l'ensemble des machines.

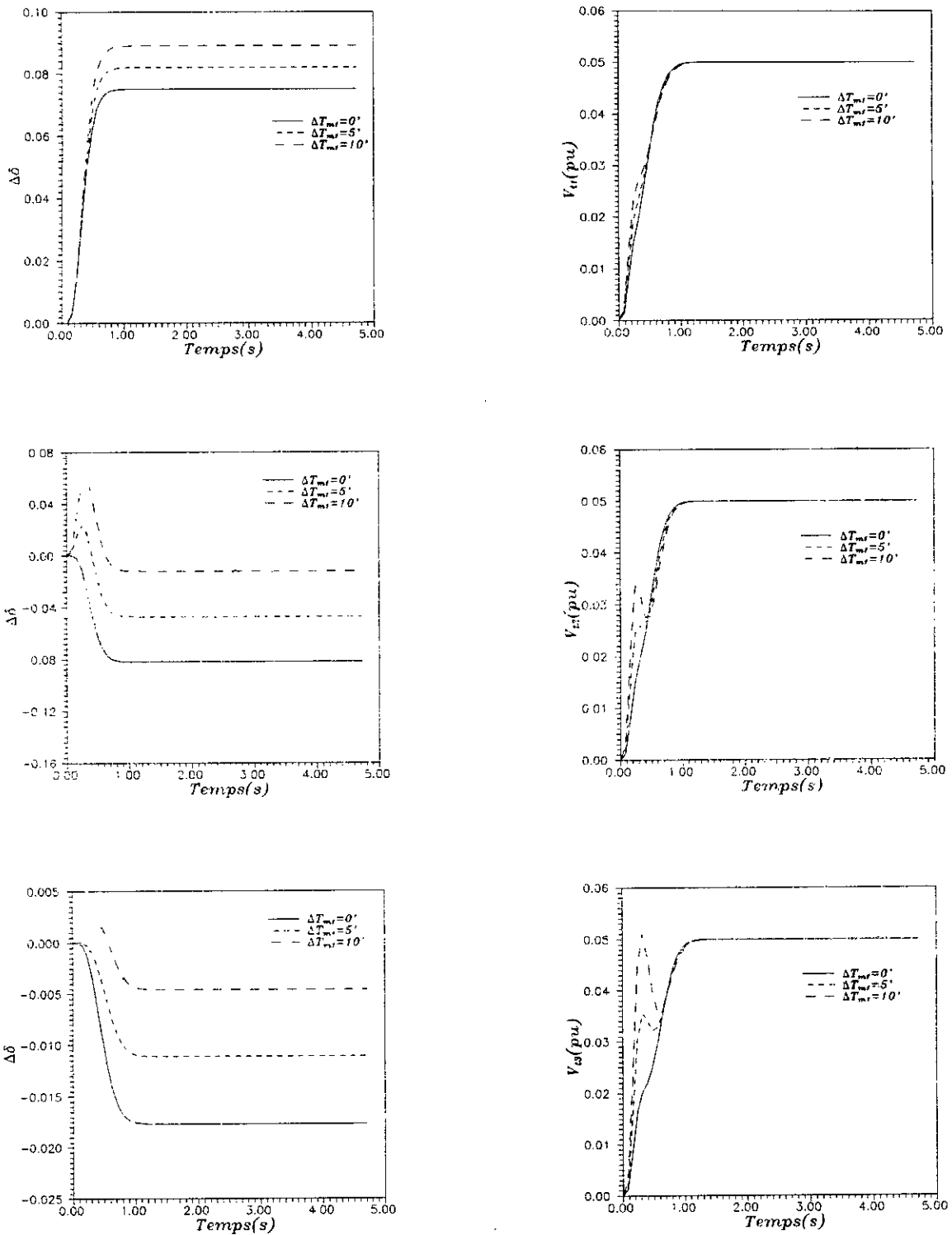


Figure 4.10 : Réponses dynamiques à une perturbation de 5% du couple mécanique affectant seulement la machine-2.

IV.7 ETUDE COMPARATIVE

IV.7.1 Structure du régulateur primaire de tension:

Le régulateur primaire de tension agit sur la tension d'excitation de façon à asservir la tension de statorique à une valeur de consigne notée ΔV_{ref} . Dans cette étude, nous considérons une structure simplifiée du premier ordre (fig. 4.11). Ce dernier est issu du régulateur IEEE Type 1.

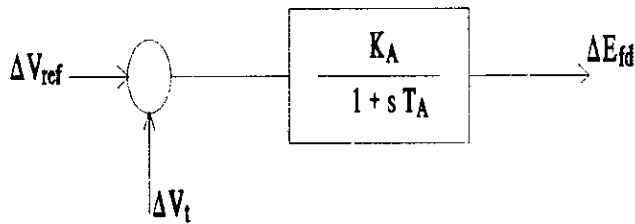


Figure 4.11 : structure du régulateur primaire de tension.

Les paramètres du régulateur sont définis comme suit:

K_A : Gain du régulateur de tension.

T_A : Constante de temps du régulateur.

ΔV_t : Ecart de la tension terminale.

ΔV_{ref} : Ecart de la tension de consigne.

ΔE_{fd} : Ecart de la tension d'excitation.

l'équation d'état du régulateur est donnée par:

$$\Delta \dot{E}_{fd} = \left(-\frac{1}{T_A} \Delta E_{fd} - \frac{K_A}{T_A} \Delta V_t + \frac{K_A}{T_A} \Delta V_{ref} \right) \quad (4.28)$$

L'expression de ΔV_t étant donnée par la relation:

$$\Delta V_t = K5 \Delta \delta + K6 \Delta E'_q \quad (4.29)$$

d'où en remplaçant cette dernière dans l'équation (4.1), on aboutit à :

$$\Delta \dot{E}_{fd} = -\frac{1}{T_A} \Delta E_{fd} - \frac{K5K_A}{T_A} \Delta \delta - \frac{K6K_A}{T_A} \Delta E'_q + \frac{K_A}{T_A} \Delta V_{ref} \quad (4.30)$$

IV.7.2 Système en boucle fermée :

Le système en boucle ouverte décrit au chapitre-2 devient un système en boucle fermée en lui associant le régulateur de tension primaire introduit ci-dessus. Dans l'espace d'état, il est décrit par l'équation suivante:

$$\Delta \dot{X} = A \Delta X + B \Delta U \quad (4.31)$$

avec $\Delta U = [[\Delta V_{ref}] [\Delta T_m]]'$ l'entrée du système de dimension 2.m.

$\Delta X = [[\Delta \delta] [\Delta \omega] [\Delta E_q] [\Delta E_{fd}]]'$ le vecteur des variables d'état du système de dimension 4.m.

Les matrices A et B sont données par :

$$A = \begin{bmatrix} [0] & [2\pi f] & [0] & [0] \\ [-\frac{K1}{M}] & [-\frac{D}{M}] & [-\frac{K2}{M}] & [0] \\ [-\frac{K4}{T'_{do}}] & [0] & [-\frac{1}{K3 T'_{do}}] & [\frac{1}{T'_{do}}] \\ [-\frac{K5K_A}{T_A}] & [0] & [-\frac{K5K_A}{T_A}] & [-\frac{1}{T_A}] \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} [0] & [0] \\ [0] & [\frac{1}{M}] \\ [0] & [0] \\ [\frac{K_A}{T_A}] & [0] \end{bmatrix} \quad (4.32)$$

Le schéma fonctionnel de la ième machine est illustré à la figure (4.12).

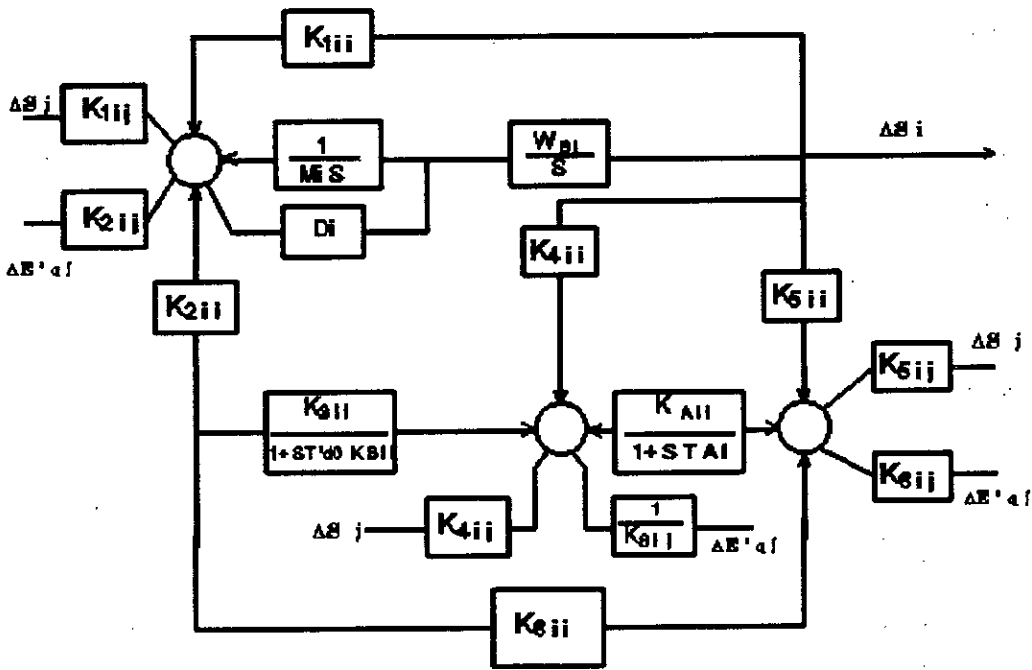


Figure 4.12 : Diagramme fonctionnel de la ième machine du système en boucle fermée.

IV.8 RESULTATS ET INTERPRETATIONS

En vue de comparer les performances du régulateur de tension classique et celles du régulateur proposé, fonctionnant en mode de glissement, nous avons testé ces derniers sur un système mono-entrée puis sur un système multi-entrées.

La simulation à été réalisée dans les mêmes conditions de fonctionnement pour chacun des cas: cas du réglage classique et le cas du réglage par mode de glissement.

IV.8.1 Réseau monomachine:

Considérons dans un premier cas, une perturbation nulle du couple mécanique et dans un deuxième cas, une perturbation de 5% de la charge. Les réponses temporelles des différentes variables sont tracées pour un point de fonctionnement stable.

La figure (4.13) montre les différentes réponses dynamiques de la machine correspondante à un réglage classique par le régulateur primaire. les figures (4.14) illustrent les mêmes réponses lorsque la machine est commandé par mode de glissement.

On constate une différence notable sur tous les plans. Les performances sont nettement améliorées dans le cas du réglage par mode de glissement. Ceci est notamment observé au niveau de l'amortissement des oscillations de vitesse et de l'angle interne, ainsi que les temps de réponses plus rapides dans le cas du réglage par mode de glissement.

Pour les gains élevés du régulateur primaire, la stabilité peut être perdue. C'est l'inconvénient majeur de ce type de réglage qui est fortement lié au choix de ses paramètres.

Ces constatations sont aussi valables lorsqu'on introduit une perturbation de 5% du couple mécanique (figures 4.15, 4.16) dans les deux cas de réglage.

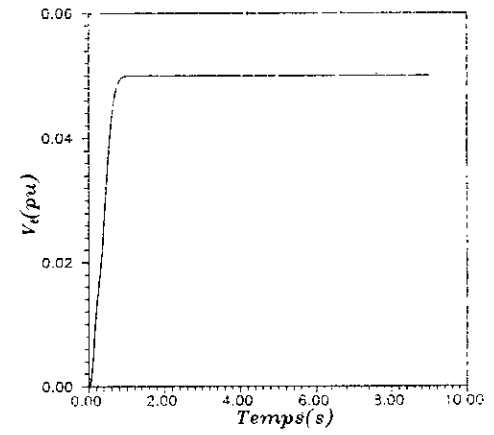
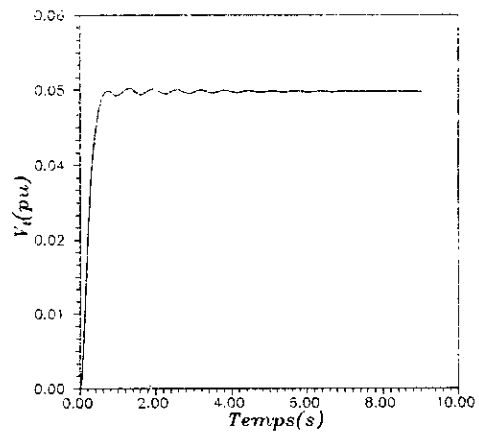
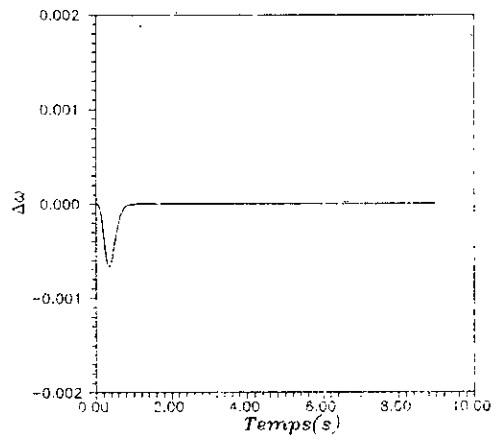
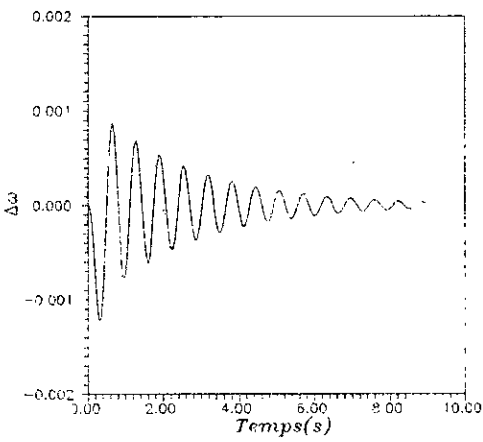
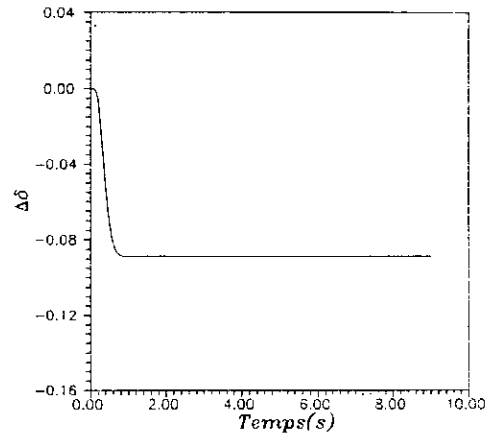
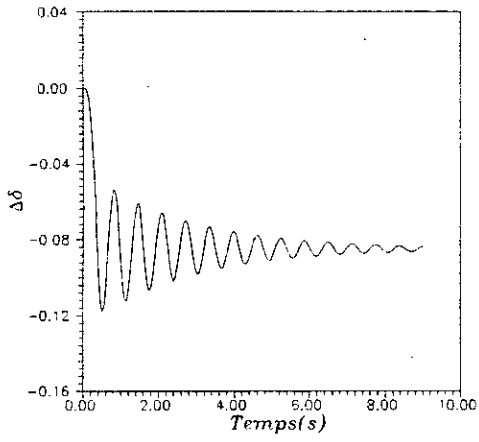


Figure 4.13 : Réglage classique.

Figure 4.14 : Réglage par mode de glissement.

$$\Delta V_{ref} = 5\%, \Delta T_m = 0\%$$

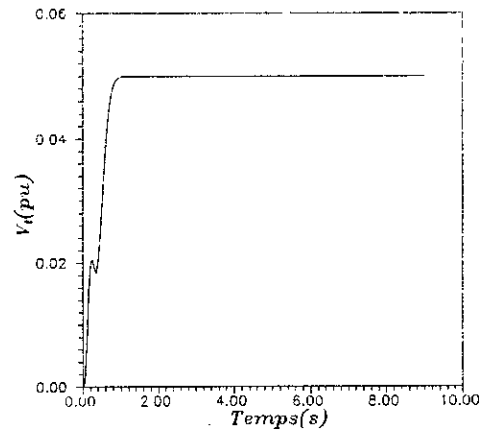
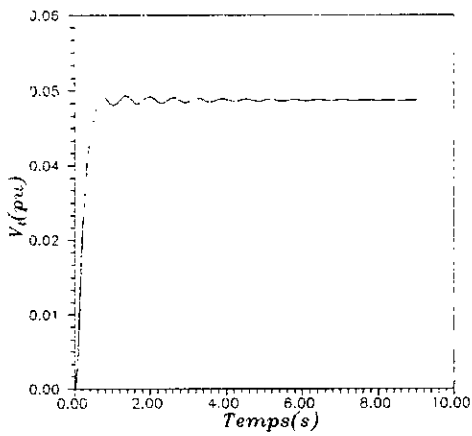
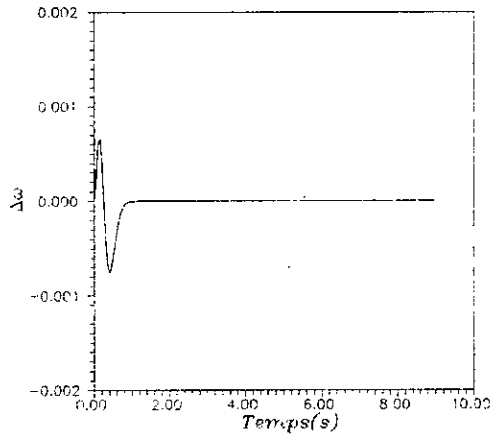
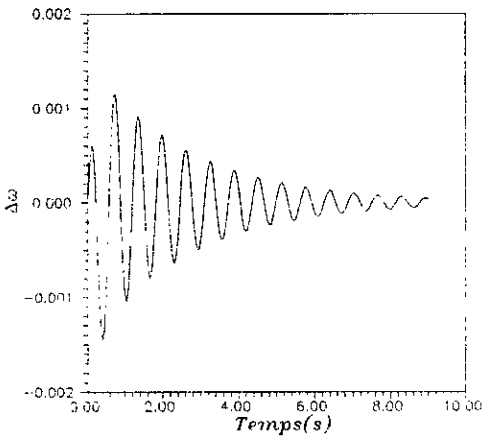
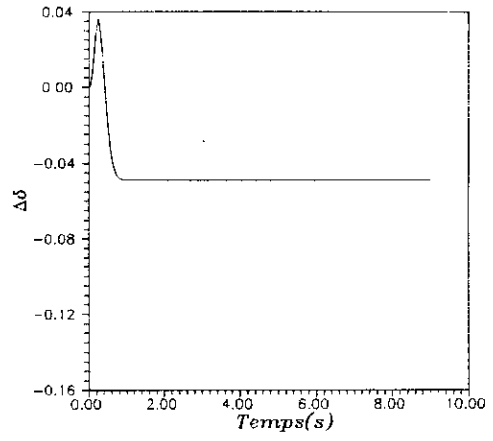
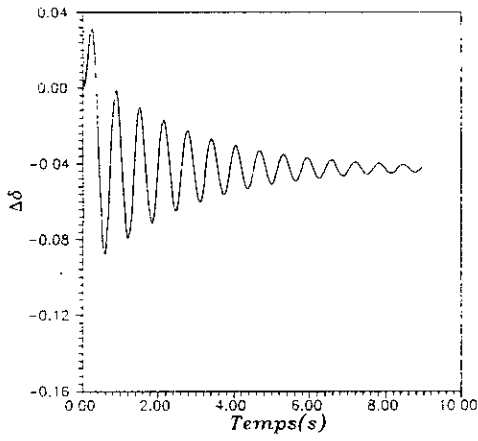


Figure 4.15: Réglage classique

Figure 4.16 : Réglage par mode de glissement.

$$\Delta V_{\text{ref}} = 5\%, \Delta T_m = 5\%$$

IV.8.2 Réseau multimachine:

Le système sur lequel sont appliqués les tests est un réseau à trois machines déjà présenté précédemment.

Nous traitons trois cas distincts pour les deux types de réglage:

- Cas où le système n'est affecté par aucune perturbation.
- Cas où seul la machine-2 est sollicitée par une perturbation de 5% du couple mécanique.
- Cas où toutes les machines sont sollicitées par la même perturbation.

Les figures (4.17) et (4.18) montrent les réponses dynamiques des différentes machines dans les deux cas de réglage.

Le réglage est nettement amélioré en mode de glissement par rapport au régulateur primaire qui donne des réponses oscillatoires notamment pour les grandeurs mécaniques. On a remarqué qu'en augmentant les valeurs des gains des régulateurs, ces oscillations augmentent en amplitude jusqu'à parfois l'instabilité. Par contre, il y a absence totale d'oscillations dans le réglage par mode de glissement.

Les figures (4.19) et (4.20) traduisent l'influence de la perturbation sur les deux types de réglages lorsque toutes les machines sont affectées par une surcharge. On constate que l'amplitude des oscillations de l'angle et de la vitesse augmentent légèrement dans le cas du réglage classique. A l'inverse du réglage par mode de glissement qui rejette complètement la perturbation pour les trois machines.

Les mêmes constatations sont relevées lors d'une perturbation affectant une seule machine.

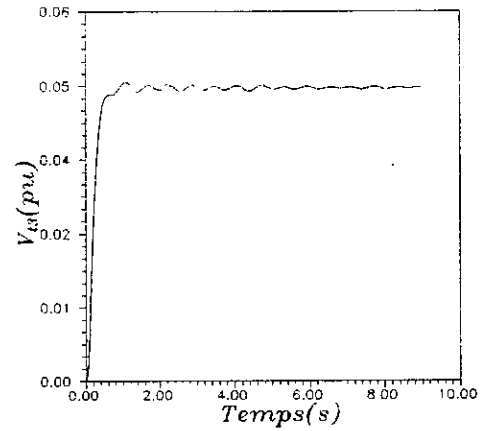
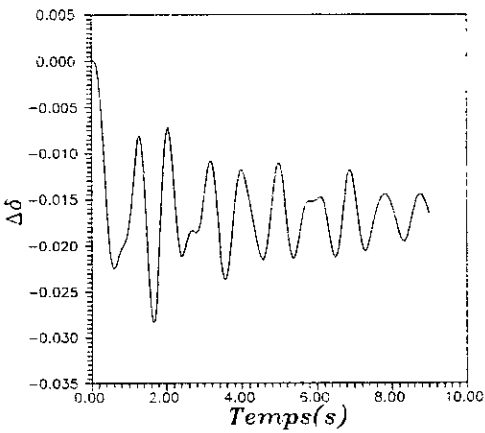
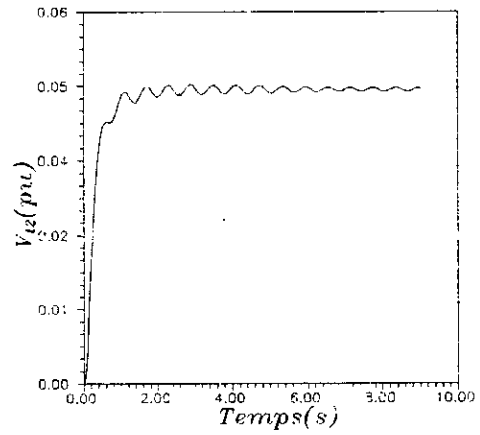
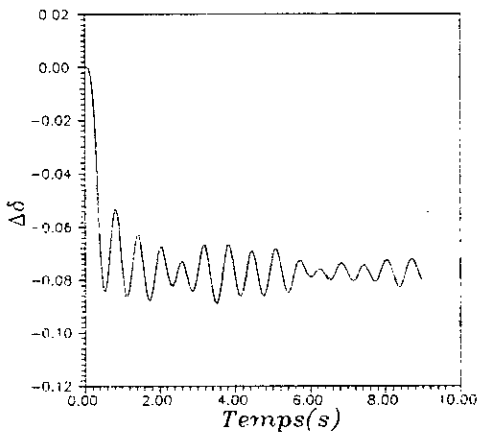
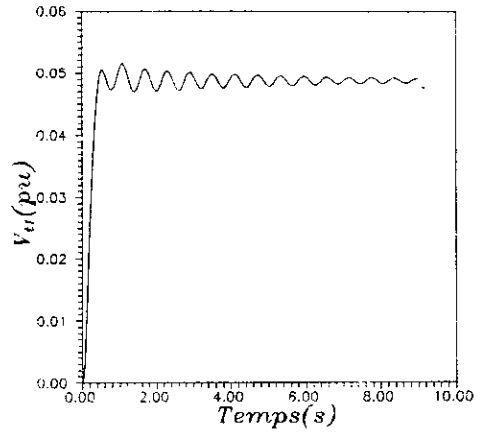
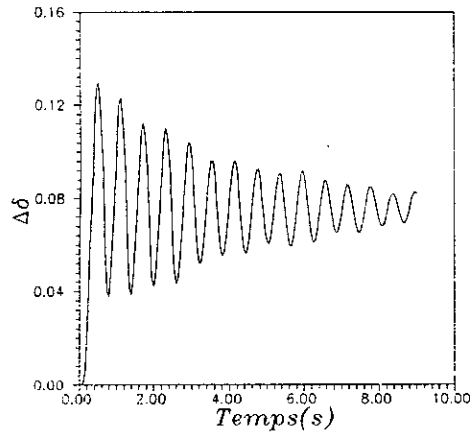


Figure 4.17 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% de la tension de consigne "réglage classique"

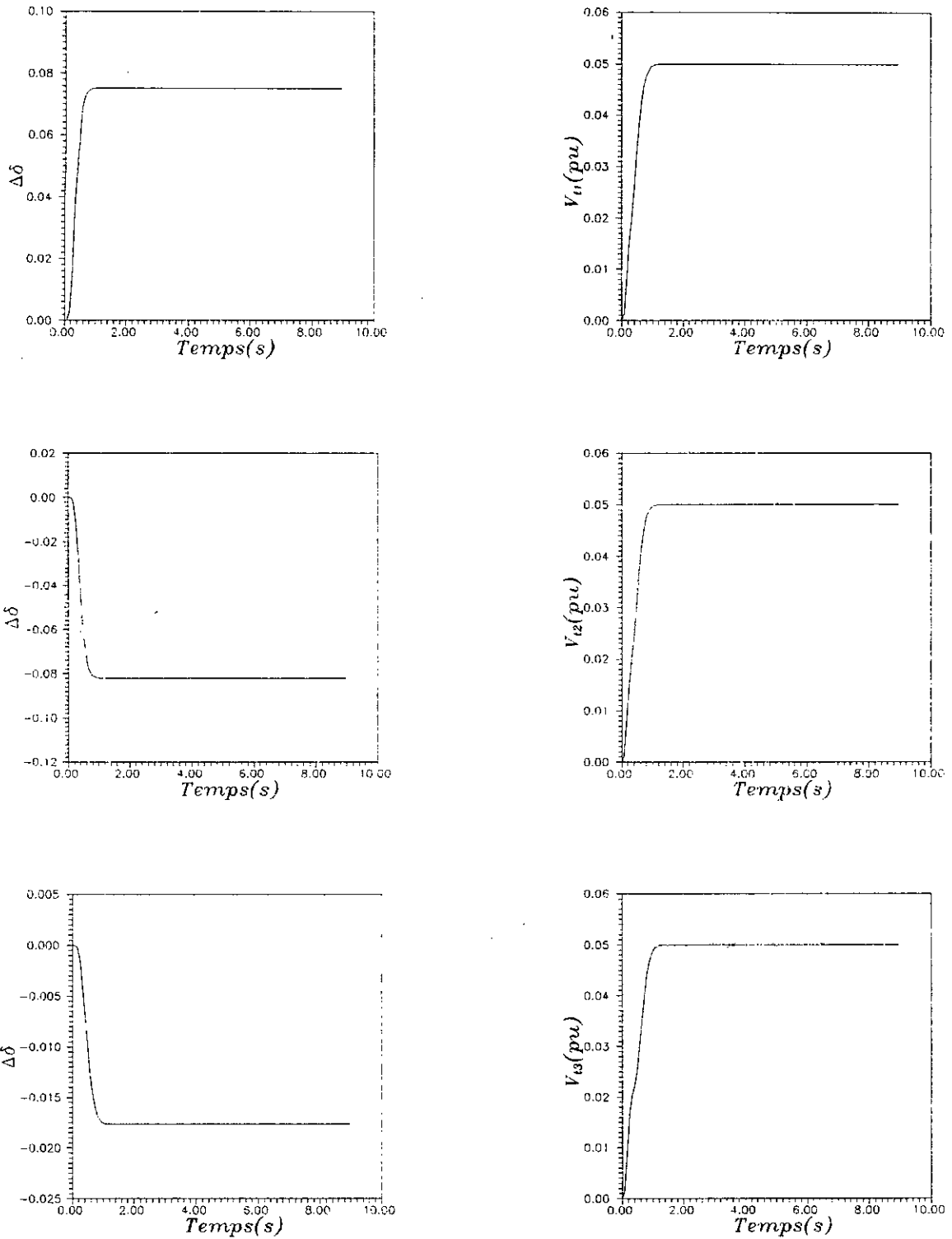


Figure 4.18 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% de la tension de consigne " réglage par mode de glissement".

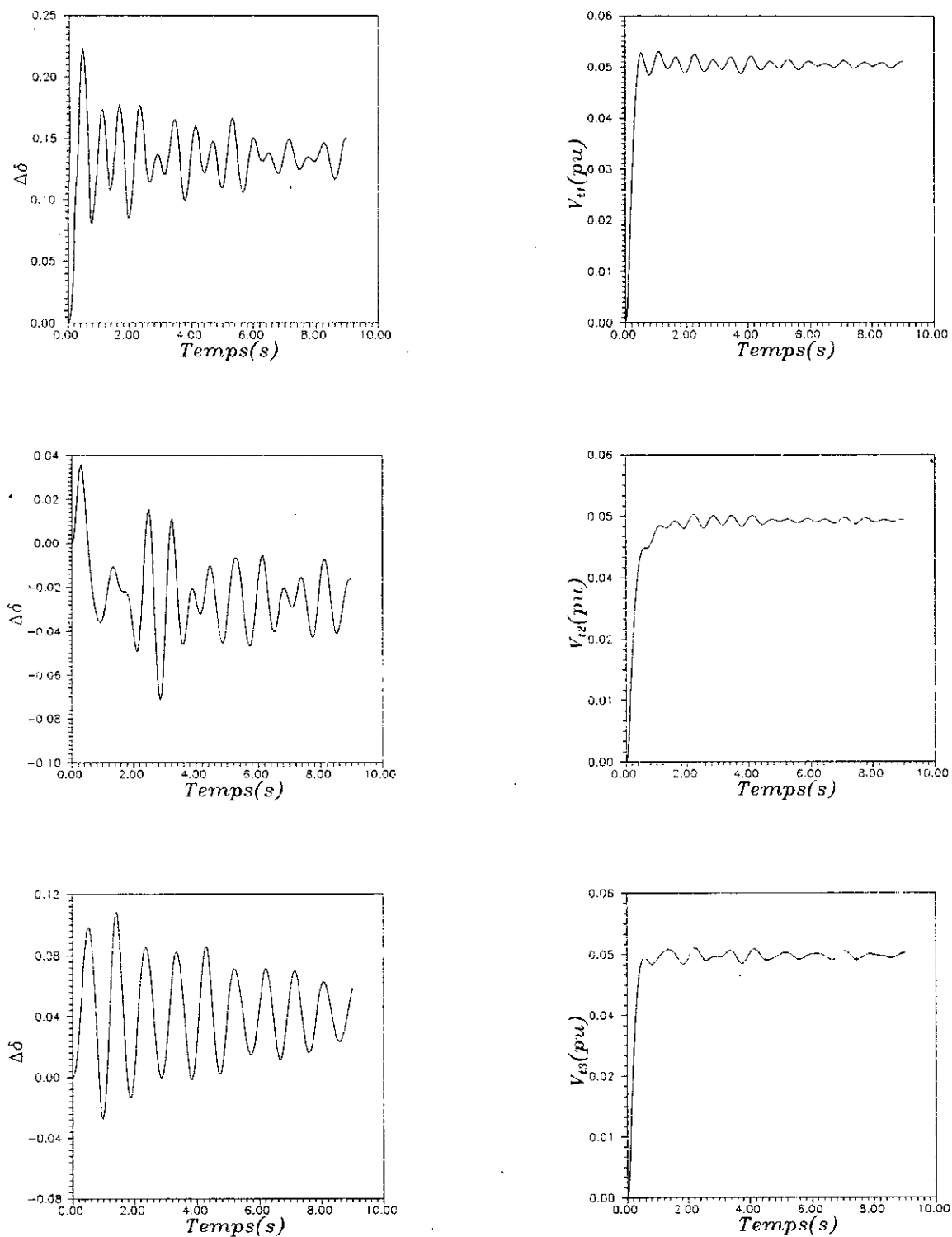


Figure 4.19 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% de la tension de consigne et une perturbation de 5% du couple mécanique affectant les trois machines " réglage classique".

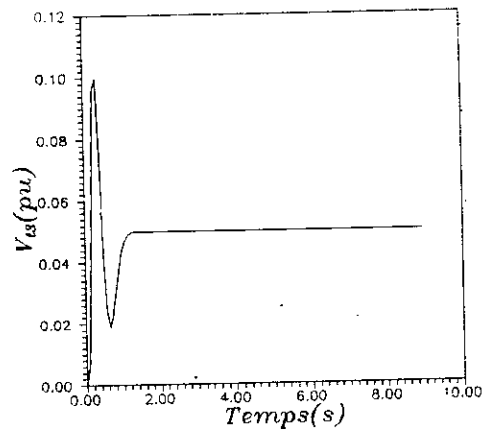
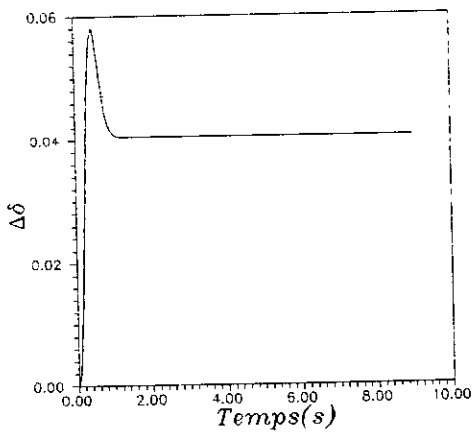
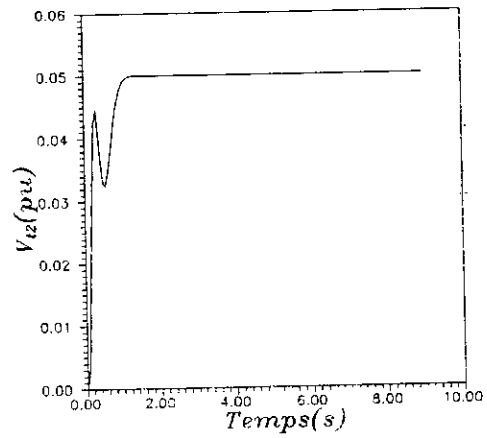
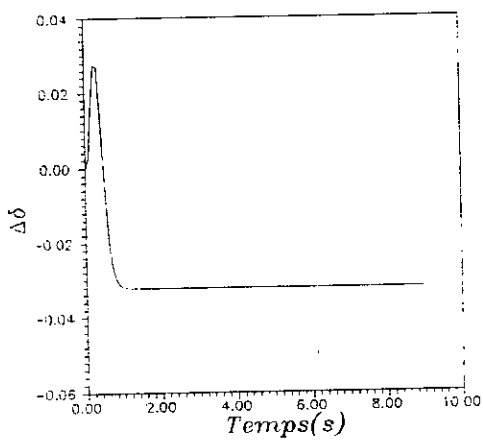
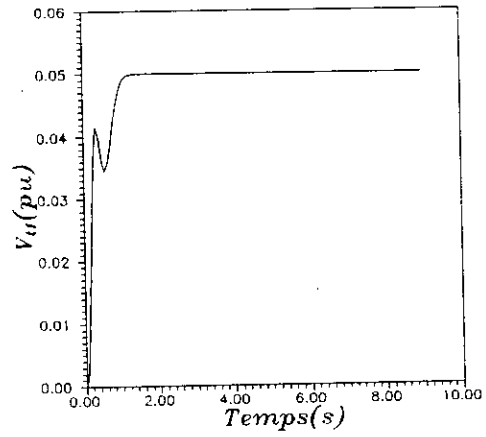
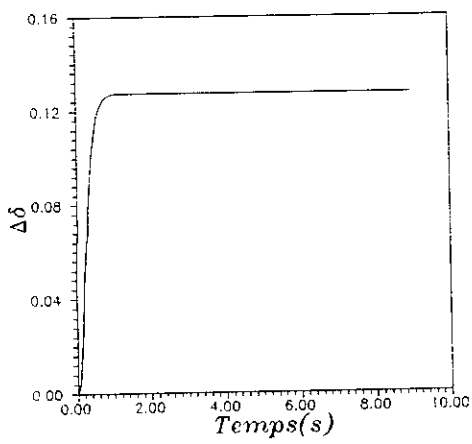


Figure 4.20 : Réponses dynamiques à un échelon de 5% de ΔV_{ref} et un autre de 5% de ΔT_m appliqués aux trois machines " réglage par mode de glissement".

IV.9 CONCLUSION

Ce chapitre est l'aboutissement de l'étude théorique de la commande à structure variable effectuée au chapitre précédent.

L'application de la commande par mode de glissement sur un système de puissance multimachine a concerné notamment le réglage de tension en vue d'améliorer la sûreté de fonctionnement ainsi que la stabilité du système.

Dans ce cadre, nous avons proposé un système de régulation fonctionnant en mode de glissement pour contrôler la tension de sortie de chaque machine par action sur son système d'excitation.

Dans le cas des réseaux multimachines, le régulateur est introduit pour chaque générateur. Le modèle élaboré du réseau est associé aux équations d'état du système de régulation pour aboutir à un système à structure variable en boucle fermée. Nous avons appliqué sur ce dernier la procédure de recherche de la loi de commande. Celle-ci est obtenue par la méthode de placement des pôles. Les considérations concernant le choix optimal des pôles sont énumérées.

La commande est appliquée, dans un premier cas, à un système mono-entrée (réseau électrique monomachine), ensuite, elle est appliquée à un système multi-entrées (réseau multimachine).

En vue d'évaluer les capacités de la commande par mode de glissement appliquée au système multi-entrées, nous avons étudié l'influence du choix des pôles sur la dynamique du système. La sensibilité de la commande aux perturbations a été aussi traitée.

Il a été constaté que le domaine du mode de glissement est lié au choix des pôles. Plus les réglages sont rapides plus le domaine du mode de glissement se rétrécit. Quant aux perturbations, la commande par mode de glissement y est pratiquement insensible.

La robustesse de la commande est testée en faisant varier la tension source V_s , ainsi que la self L_u du convertisseur. La tension de sortie est totalement insensible à ces variations.

Cette technique de commande apporte donc cet avantage de robustesse par rapport aux variations de certains paramètres.

L'étude comparative a montré les capacités de la commande par mode de glissement comparée à la régulation classique. Les oscillations des grandeurs mécaniques tels que l'angle interne et la vitesse sont entièrement amorties.

Au contraire, le régulateur primaire peut dans certains cas être la source d'instabilité qui peut être du au mauvais choix de ses paramètres. Ainsi, les oscillations ne sont pas complètement amorties en présence du régulateur primaire. Les performances des réglages par mode de glissement sont nettement meilleurs que celles des régulateurs conventionnels.

CONCLUSION GENERALE

L'objectif de ce travail a été de synthétiser la commande par mode de glissement multivariable pour l'appliquer à un réseau électrique multimachine, en vue d'évaluer la stabilité dynamique.

Nous avons élaboré à cet effet, un programme qui traite les problèmes relatifs à la stabilité dynamique et le phénomène d'oscillations électromécaniques dans les réseaux électriques aussi bien monomachines que multimachines.

Dans le premier volet, nous avons présenté un modèle mathématique d'un système multimachine. Ce dernier permet l'analyse et l'évaluation de la stabilité dynamique dans le domaine temporel, par simulation des petites perturbations. Deux cas sont traités: dans le premier cas, les générateurs sont présentés sans systèmes de régulation. Dans un autre cas, ils sont munis de régulateurs primaires.

La simulation effectuée nous a permis de connaître le comportement dynamique de chaque machine suite à des perturbations de différentes natures. Il a été observé notamment, les interactions entre les différentes machines selon des configurations différentes du réseau électrique.

Le deuxième volet de notre travail a été consacré à la synthèse de la commande à structure variable. L'introduction de cette technique de commande est motivé par les propriétés qu'elle présente, particulièrement, la robustesse par rapport à certains paramètres ainsi qu'aux perturbations.

Le choix de la commande par mode de glissement est aussi motivé par les avantages

Pour atteindre notre objectif, nous avons proposé une méthode de synthèse de la loi de commande pour les systèmes multi-entrées. La méthode de placement des pôles est utilisée à cet effet. Elle permet le choix de la dynamique du système et se prête bien pour le dimensionnement des coefficients de la surface de commutation et la synthèse de la loi de commande.

Le troisième volet de notre travail a été l'application de la commande à structure variable aux réseaux électriques multimachines en vue du réglage de tension.

Nous avons proposé dans ce contexte, un système de commande à structure variable pour le réglage de tension de chaque générateur. En mode de glissement, Le régulateur agit sur le système d'excitation de la machine pour asservir la tension de sortie. En raison de la discontinuité de la commande, ce régulateur permet de moduler l'énergie qui transite de la source vers l'inducteur de la machine, en fonction de l'état du réseau.

La commande a été appliquée aussi bien pour un système multimachine que monomachine. Ces derniers contrôlés par le régulateur à structure variable sont testés par rapport aux différents types de perturbations:

- Perturbation de charge (variation du couple mécanique);
- Variation des conditions initiales de fonctionnement;
- Variation des paramètres du système de régulation.

Ces essais nous ont permis d'une part, d'évaluer les performances et les capacités du régulateur proposé et d'autre part, de connaître ses limites. Nous avons montré que la commande appliquée est robuste par rapport à certains paramètres tel que la tension de la source continue ainsi que l'inductance de lissage. La commande est aussi insensible aux perturbations sur le couple mécanique, ce qui confirme les propriétés des modes de glissement.

Dans ce travail, l'importance du domaine de glissement a été mis en évidence par simulation. Celui-ci dépend, comme nous l'avons montré, du choix des pôles du système en boucle fermée. Plus le réglage est rapide, autant le domaine du mode de glissement se restreint. Il y a, à cet effet, un compromis dans le choix des pôles, entre le domaine de glissement et les performances dynamiques du système en boucle fermée.

La procédure de synthèse de la loi de commande que nous avons développé permet de réduire la dimension du système original. Le système ainsi réduit est divisé en sous-systèmes. Le rang de la matrice de commandabilité du système réduit détermine l'ordre de chaque sous-système.

Une étude comparative a été introduite en vue de comparer entre les régulateurs primaires de tension jusqu'alors utilisés, et le régulateur de tension proposé.

Les performances de chacun des régulateurs sont testés par simulation sur le système étudié. Ainsi, Le régulateur à structure variable produit un comportement dynamique meilleur, les oscillations de la vitesse et de l'angle interne de la machine sont pratiquement éliminées. L'évolution de la tension asservie est rapide et sans dépassement aucun. En comparaison, le régulateur primaire engendre un comportement moins bon, et peut dans certains cas être la source d'instabilité due au mauvais choix des paramètres du régulateurs notamment le gain du régulateur. Les oscillations de vitesse et de l'angle, malgré leur amortissement, demeurent toujours présents.

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

- Utilisation d'un modèle plus complet et non linéaire du réseau multimachine qui tiendrait compte des perturbations sévères affectant les réseaux.

- Développer pour ces derniers, la loi de commande par mode de glissement pour l'étude de la stabilité transitoire.

En vue de rendre la commande que nous avons développé adaptative lors des défauts importants dans les réseaux, nous recommandons:

- L'utilisation des réseaux de neurones artificiels (ANN) associés à la commande à structure variable en vue de rendre cette dernière adaptative.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] **P.M. Anderson**, A.A. Fouad, "Power system control and stability", The IOWA state university press, Ames, IOWA, 1977.
- [2] **Y.N. Yu**, "Electric power system dynamics", New York Academic Press, 1983.
- [3] **J. Chatelain**, "Machines électriques", Press polytechniques romandes, Lausanne, 1983.
- [4] **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.
- [5] **G.W. Stagg**, A.H. El-Abiad. "Computer methods in power system analysis", McGraw-Hill, New York, 1968.
- [6] IEEE Committee Report, " Recommended phasor diagram for synchronous machines", IEEE Trans. on Power apparatus and systems, Vol.PAS-88, No.11, November 1969, pp.1593-1609.
- [7] **M. Berbiche**, "Sur la stabilité transitoire des réseaux d'énergie électrique: approche par reconnaissance des formes statistique", Thèse de Doctorat, Université Paul Sabatier, Toulouse, 1990.
- [8] **M.E. Aggoune**, "Power system security assesment using artificial neural networks", Phd Thesis, University of Washington, USA 1988.
- [9] **N. Martins**, R. Baitelli, "Analysis of low damped electromechanical oscillations in large power systems", Paper, 31-02, CIGRE, 1982.
- [10] **C.T. Tse**, S.K. Tso, "Approch to study of small perturbation stability of multi-machine systems", IEE Proc. C, 1988, Vol.135, pp.396-405.
- [11] **R.T.H. Alden**, H.M. Zin El-Din, "Multi-machine dynamic stability calculations", IEEE Trans. on Power apparatus and systems, Vol.PAS-95, No.5, September/October 1976, pp.1529-1534.

- [12] **A.A. Shaltout**, E.A. Abou Al-Feilat, "Damping and synchronizing torque computation in multimachine power systems", IEEE Trans. on Power systems, Vol.7, No.1, February 1992, pp.280-286.
- [13] **L. Wang**, "A comparative study of damping schemes on damping generator oscillations", IEEE Trans. on Power systems, Vol.8, No.2, May 1993, pp.613-619.
- [14] **H.Y. Altalib**, P.C. Krause, "Dynamic equivalents by combination of reduced order models of system components", IEEE Trans. on Power apparatus and systems, Vol.PAS-95, No.5, September/October 1976, pp.1535-1544.
- [15] **C.M. Lim**, et al., "Design of stabilisers in multimachine power systems", IEE Proceedings, Vol.132, Pt.C, No.3, May 1985, pp.146-153.
- [16] **M.K. El-Sherbiny**, D.M. Mehta, "Dynamic system stability : Part I - Investigation of the effect of different loading and excitation systems", IEEE Trans. on Power apparatus and systems, Vol.PAS-93, 1973, pp.212-220.
- [17] **M.M. Abu-Elnaga**, R.T.H. Alden, "Dynamic performance of a synchronous generator-fourth order microcomputer model", IEEE Trans. on Power systems, Vol.4, No.1, February 1989, pp.264-270.
- [18] **Y.Y. Hsu**, S.W. Shyne, "Low frequency oscillations in longitudinal power system : experience with dynamic stability of Taiwan power system", IEEE Trans. on Power systems, vol.2, 1987, pp.92-100.
- [19] **C.R. Chen**, Y.Y. Hsu, "Synchronous machine study-state stability analysis using an artificial neural network". IEEE Trans. on Energy conversion, Vol.6, No.1, March 1991, pp.12-20.
- [20] **P. Sancha**, I.J.P. Arriaga, "selective modal analysis of power system oscillatory instability", IEEE Trans. on Power systems, Vol.3, 1988, pp.429-438.
- [21] **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.
- [22] **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, Decembre 1983, pp.3761-3768.

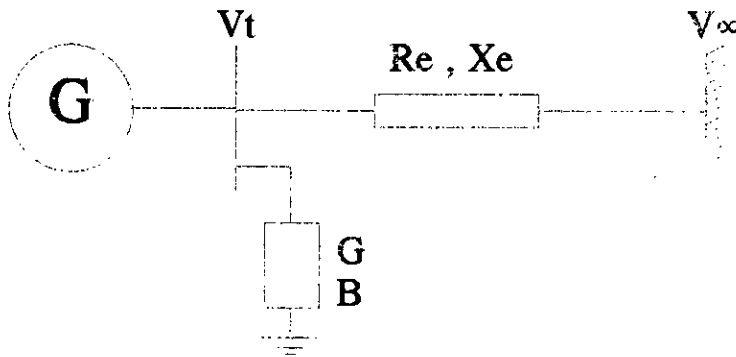
- [23] **H.A. Moussa**, Y.N. Yu, "Dynamic interaction of multimachine power system and excitation control", IEEE Trans. on Power apparatus and systems, Vol.PAS-93, 1974, pp.1150-1158.
- [24] **Y. Miyagi**, A. Bergen, "Stability studies of multimachine power system with the effects of the automatic voltage regulators", IEEE Trans. on Automatic control, vol.AC-31, March 1986.
- [25] **A. Arcididiaocono**, et al., "Studies on damping of electromechanical oscillations in multimachine power systems with longitudinal structure", IEEE Trans. on Power apparatus and systems, Vol.PAS-95, 1976, pp.450-459.
- [26] **E. Vournas**, B.C. Papadias, "Excitation control schemes in the hellenic interconnected system for the improvement of system dynamic performance", CIGRE, paper 39-05, 1988.
- [27] **V.I. Utkin**, "Sliding modes and their applications in variable structure systems", MIR Publishers, Moscow, 1978.
- [28] **V.I. Utkin**, "Variable structure system with sliding modes", IEEE Trans. on Automatic control, Vol.AC-22, No.2, April 1977, pp.212-222.
- [29] **R.A. DeCarlo**, S.H. Zak and G.P. Matthews, "Variable structure control of nonlinear multivariable systems : A tutorial", IEEE Proceeding, Vol.76. No.3, March 1988, pp.212-232.
- [30] **O.M.E. El-Gheawi**, A.S.I. Zinober and S.A. Billings, "Analysis and design of variable structure systems using geometric approach", Int.J. Control, Vol.38, No.3, 1983, pp.657-671.
- [31] **G.P. Matthews**, "Variable structure control of interconnected nonlinear systems", Phd Thesis, Perdue university, 1985.
- [32] **B.L. Walcott**, S.H. zak, "Observation and control of nonlinear uncertain dynamical systems : A variable structure approach", TR-EE 86-41, Perdue university, December 1986.
- [33] **A. Sabanovic**, F. Bilalovic, " Sliding modes control of AC drives", IEEE Trans. on Industry applications, Vol. 25, No.1, January/February 1989, pp.70-75.
- [34] **H. Sira-Ramirez**, "Sliding motions in bilinear switched networks", IEEE Trans. on Circuits and systems, Vol.CAS-34, No.8, August 1987, pp.919-933.

- [35] **H. Sira-Ramirez**, "A geometric approach to the feedback control of switch mode DC-to-DC power supplies", IEEE Trans. on Circuits and systems, Vol.CAS-35, No.10, October 1988, pp.1291-1298.
- [36] **V.I. Utkin**, "Sliding mode control design principles and applications to electric drives", IEEE Trans. on Industrial electronics, Vol.40, No.1, February 1993, pp.23-36.
- [37] **G.P. Matthews, R. DeCarlo and Lefebvre**, "Towards feasible variable structure control design for synchronous machine connected to an infinite bus", IEEE Trans. on Automatic control, Vol.AC-31, No.12, December 1986.
- [38] **H. Buhler**, "Réglage par mode de glissement", Presses polytechniques romandes, Lausanne, Switzerland 1988.
- [39] **H. Buhler**, "Réglages échantillonnés", Tome-2, Presses polytechniques romandes, Lausanne, Switzerland 1988.
- [40] **M.L. Ourari, N. Nacereddine**, "Stabilité dynamique d'une machine synchrone-noeud infini à l'aide des modes glissants et les réseaux de neurones", Thèse d'Ingénieur, Ecole Nationale Polytechnique (ENP), Alger 1992.
- [41] **F. Boudjema, M.E. Aggoune, A. Bensenouci, A. Hellal, M.L. Ourari, N. Nacereddine**, "Variable structure control based excitation system for synchronous machine connected to an infinite bus" JTEA'92.
- [42] **M.L. Ourari, N. Nacereddine, et al.**, "An ANN adaptive variable structure voltage regulator" Soumi à IEEE Trans. on Automatic Control.
- [43] **M.E. Aggoune, et al.**, "Design of variable structure regulator using pole assignement technique", IEEE Trans. on Automatic control, Vol.AC-39, No.10, October 1994, pp.2106-2110.
- [44] **F. Boudjema**, "Commande par mode de glissement : application aux convertisseurs électriques", Thèse Docteur Ingénieur, Université Paul Sabatier, Toulouse, Mai 1991.
- [45] **G. Bartoloni, T. Zlezzi**, "Variable structure nonlinear in the control law", IEEE Trans. on Automatic control, Vol.Ac-30, July 1985, pp.681-684.
- [46] **R. Saeks**, "on the decentralized control of interconnected dynamical systems", IEEE Trans. on Automatic control, Vol.AC-24, No.2, April 1979, pp.269-271.

ANNEXE A : DONNEES GENERALE DU RESEAU

A.1 : Données du réseau monomachine:

1. Topologie du réseau:



2. Données du réseau:

Paramètres de ligne	$R = 0.02 \text{ pu.}$ $X = 0.4 \text{ pu.}$
---------------------	---

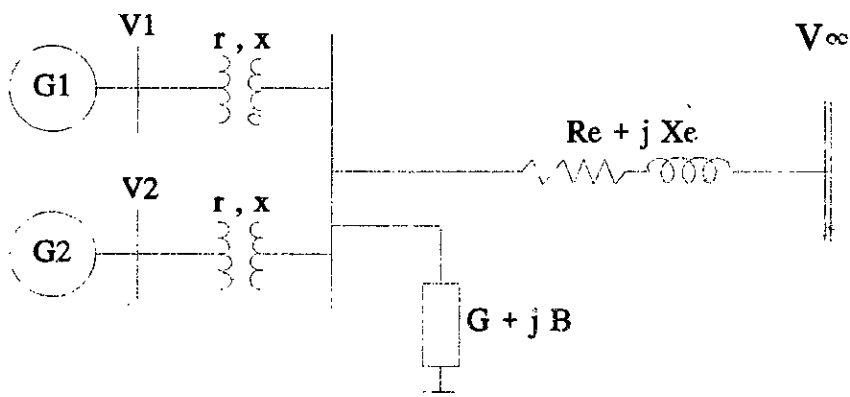
3. Paramètres de la machine :

X_d	X_q	X_d'	T_{do}'	H	K_A	T_A
1.70	1.64	0.245	5.9	2.37	50	0.05

A.2 : Données du réseau multimachine :

A.2.1 Réseau à deux machines :

1. Topologie:



2. Données du réseau:

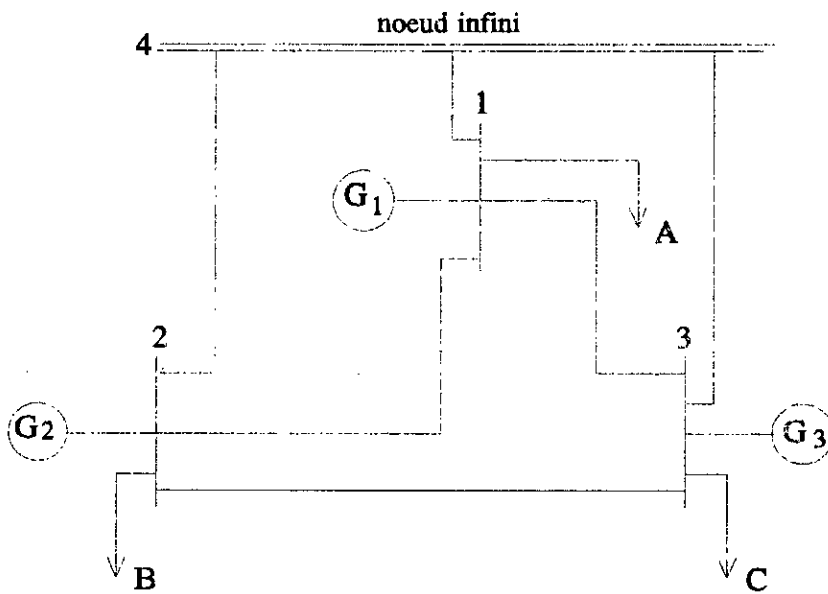
Paramètres des lignes	$Re = 0.02 \text{ pu. ; } r = 0.01 \text{ pu.}$ $Xe = 0.5 \text{ pu. ; } x = 0.1 \text{ pu.}$
Paramètres des charges	$G = 0.01 \text{ pu. ; } B = 0.01 \text{ pu.}$

3. Paramètres des machines:

	X_d	X_q	X_d'	T_{do}	H	K_A	T_A
G1	1.20	0.80	0.29	2.65	3	40	0.05
G2	1.70	1.64	0.24	6.25	4	50	0.05

A.2.2 Réseau à trois machines :

1. Topologie:



2. Données du réseau :

Noeud départ	Noeud arrivé	R (pu)	X (pu)
1	2	0.0923	0.5313
1	3	0.1293	0.7169
1	4	0.1782	0.7998
2	3	0.0628	0.4775
2	4	0.0666	0.3520
3	4	0.0926	0.6508

3. Paramètres des charges:

$$A = 0.4257 - j 2.038 \text{ pu.}$$

$$B = 0.1121 - j 1.176 \text{ pu.}$$

$$C = 0.4218 - j 1.475 \text{ pu.}$$

4. Paramètres des machines :

Machine	X_d	X_q	X_d'	T_{do}	H	K_A	T_A	Quantités de base
1	1.68	1.66	0.32	4.0	2.31	40	0.05	360 MVA 13.8 kV
2	0.88	0.53	0.33	8.0	3.40	45	0.05	503 MVA 18.8 kV
3	1.02	0.57	0.20	7.76	4.63	50	0.05	1673 MVA 13.8 kV

ANNEXE B : PARAMETRES DU MODELE

La linéarisation du modèle du réseau électrique multimachines nous a permis d'écrire :

$$\begin{aligned} [\Delta I_d] &= [Y_d] [\Delta E'_q] + [F_d] [\Delta \delta] \\ [\Delta I_q] &= [Y_q] [\Delta E'_q] + [F_q] [\Delta \delta] \end{aligned} \quad (\text{B.1})$$

Les matrices Y_d , Y_q , F_d et F_q sont déjà définies au chapitre-2.

Le modèle linéaire du système multimachine est complètement défini par les paramètres [K1], [K2], [K3], [K4], [K5] et [K6] qui peuvent être déterminés comme suit:

B.1 : [K1], [K2]:

Ces paramètres sont déduits de l'expression donnant les couples électriques des différentes machines:

$$\begin{aligned} [\Delta T_e] &= [I_{qo}]^t ([\Delta E'_q] - [X_q - X'_d] [\Delta I_d]) \\ &\quad + ([\Delta E'_q]^t - [I_{do}]^t [X_d - X'_d]) [\Delta I_q] \end{aligned} \quad (\text{B.2})$$

En posant:

$$[\Delta T_e] = [K1] [\Delta \delta] + [K2] [\Delta E'_q] \quad (\text{B.3})$$

On déduit les expressions de [K1] et [K2] :

$$\begin{aligned} [K1] &= [D_t] [F_d] + [Q_t] [F_q] \\ [K2] &= [D_t] [Y_d] + [Q_t] [Y_q] + [I_{qo}] \end{aligned} \quad (\text{B.4})$$

Avec:

$$\begin{aligned} D_t(i, i) &= -(X_{qi} - X'_{di}) I_{qio} \\ Q_t(i, i) &= E_{qio} - (X_{qi} - X'_{di}) I_{dio} \end{aligned} \quad (\text{B.5})$$

B.2 [K3], [K4]:

Ils sont déduits de l'expression donnant la tension interne de chaque machine :

$$([1] + s[T'_{do}]) [\Delta E'_q] = [\Delta E_{fd}] + [X_d - X'_d] \Delta I_d \quad (\text{B.6})$$

Aussi, pour la machine i , on peut écrire:

$$[1 + sT'_{do} K3_{ii}] \Delta E'_{qi} = K3_{ii} \left(\Delta E_{fdi} - \sum_{j \neq i}^m \frac{1}{K3_{ij}} \Delta E'_{qj} - \sum_{j=1}^m K4_{ij} \Delta \delta_j \right) \quad (\text{B.7})$$

D'où l'on tire :

$$\begin{aligned} K3_{ii} &= [1 - (X_{di} - X'_{di}) Y_{dii}]^{-1} \\ K3_{ij} &= -[(X_{di} - X'_{di}) Y_{dij}]^{-1} \\ K4_{ii} &= - (X_{di} - X'_{di}) F_{dii} \\ K4_{ij} &= - (X_{di} - X'_{di}) F_{dij} \end{aligned} \quad (\text{B.8})$$

B.3 [K5], [K6]:

Ces paramètres sont déduits de l'expression de la tension terminale de chaque machine:

$$[\Delta V] = - [V_o]^{-1} \left([V_{do}] [X_q] [\Delta I_q] + [V_{qo}] ([\Delta E'_q] + [X_d] [\Delta I_d]) \right)$$

D'autre part, on peut écrire:

$$[\Delta V] = [K5] [\Delta \delta] + [K6] [\Delta E'_q] \quad (\text{B.10})$$

On déduit alors les expressions de [K5] et [K6]:

$$\begin{aligned} [K5] &= [Q_v] [X'_d] [F_d] - [D_v] [X_q] [F_q] \\ [K6] &= [Q_v] [X'_d] [Y_d] - [D_v] [X_q] [Y_q] + [Q_v] \end{aligned} \quad (\text{B.11})$$

Avec :

$$\begin{aligned} [D_v] &= [V_o]^{-1} [V_{do}] \\ [Q_v] &= [V_o]^{-1} [V_{qo}] \end{aligned} \quad (\text{B.12})$$

ANNEXE C : DONNEES DU SYSTEME D'EXCITATION

Dimensionnement du régulateur à structure variable:

C.1 : Système momomachine:

L_v (H)	0.2
C_v (μ F)	500
V_s (pu)	2

C.2 : Système à deux machines :

	L_v (H)	C_v (μ F)	V_s (pu)
G1	0.2	500	2
G2	0.1	500	2

C.3 : Système à trois machines:

	L_v (H) (*)	C_v (μ F)	V_s (pu)
G1	0.2	500	2
G2	2	500	2
G3	0.5	800	2

(*) : Les valeurs de L_v et de V_s n'influent pas sur la commande car celle-ci est robuste par rapport au variations de ces deux grandeurs.