REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE D_R. YAHIA FARES DE MEDEA

FACULTE DE LA TECHNOLOGIE.

Département de génie électrique.



Projet de Fin d'Etude

Présenté pour l'obtention du Diplôme
de Master en électrotechnique
Spécialité :

Réseaux Electriques

THEME :

La commande de recherche de l'extremum par mode glissant pour assurer la stabilité transitoire de réseaux électriques multi machine

Proposé et dirigé par :

Dr. ABBADI.Amel.
Dr. HAMIDIA.Fethia

Préparé et présenté par :

SNOUCI Ikhlas.
DAHASSI Hanine.

Année Universitaire

2022/2023

Remerciements

Tout d'abord, nous tenons à remercier Dieu de nous avoir donné la force et le courage de mener à bien ce modeste travail et nous tenons à remercier tous ceux qui ont, de près ou de loin contribué à l'aboutissement de notre travail, et nous citerons en particulier :

Nos chers parents sans lesquels rien ne serait, pour toutes les nuits qu'ils ont passées à vieller pour que nous réussissions.

Nos frères et soeurs pour leur soutien. Nous tenons à remercier DR. ABBADI AMEL,DR . HAMIDIA FETHIA notre chère promotrice pour sa patience et sa précieuse aide le long de cette période.

A MME BOUKIRATE SAMIA A MONSIEU ZIRARI MOUNIR, NOUR EDDINE HANINI et tous les enseignants du département électrotechniques sans exception qui ont contribué à notre formation avec beaucoup de compétence et de dévouement.

Nos remerciements s'adressent, également, aux membres du jury pour l'honneur qu'ils nous ont fait en acceptant d'évaluer ce travail.

Enfin, nos plus vifs remerciements s'adressent aussi à tous ceux qui nous ont aidées, encouragées et soutenues.

DEDICACES

En première lieu, je remercie 'DIEU' tous puissants.

Je dédie ce modeste travail à :

Mes Très chère mère et mon Très chère père, que dieu les protégé ;

Ma chère sœur et mon frère ;

A ma binôme dahassi hanine avec qui j'ai passé de meilleurs moments qui restent de bons souvenirs pour toujours.

Snouci ikhlas

DEDICACES

Je dédier ce mémoire
a ma mère ;
a mon père ;
a mon frère et mes sœurs ;

A ma binôme snouci ikhlas avec qui j'ai passé de meilleurs moments qui restent de bons souvenirs pour toujours.

Dahassi hanine

Sommaire

Introduction générale…….....1

CHAPITRE I : LES RÉSEAUX ÉLÉCTRIQUES MODÉLISATIONET STABILITÉ

I.1 INTRODUCTIN……3
I.2 PRÉSENTAION GÉNÉRALE …….....4.
I.3 MODÉLISATION ……..4
I.3.1Modèle du générateur ……4
I.3.1.1 Équations électrique ……..5
I.3.1.2 Équation mécanique……10
I.3.2 Lignes de transmission …….....11
I.3.2.1Le repère D-Q ……..12
I.3.2.2 Calcul de la matrice admittance ……13
1.3.2.3 Calcul de la matrice admittance réduite……13
1.3.2.4 Calcul des courants…….14
I.4 TECHNIQUE DE LA LINÉARISATION DIRECTE …….....15
I.5 STABILITÉ DES RÉSEAUX ÉLÉCTRIQUES ……17
I .5.1 La stabilité angulaire……18
1.5.1.1 La stabilité dynamique…….18
1.5.1.2 Stabilité transitoire……18
1.5.1.3 La stabilité statique……19
I .5.2 La stabilité de tension…….19
. I .5.3 La stabilité de fréquence……20
I.6 Conclusion……21

Sommaire

CHAPITRE II : L'APPROCHE DE RECHERCHE DE L'EXTREME EN MODE GLISSANT

II.1 INTRODUCTION …….22

II.2Historique……22

II.3 Contrôleur de recherche extrême avec mode glissant……...22

II.4 Régulateur de tension non linéaire adaptatif se basant sur la technique de recherche de l'extrémum par mode glissant basée.....23

.II.4.1 La fonction de coût de l'approche de recherche extrême en mode glissant

……. …….……..23

II.4.2 conception de contrôleur ……..25

II.4.3 Analyse de stabilité…….27

II.5 Conclusion ……31

CHAPITRE III :RESULTATS DE LA SIMULATION

III.1Introduction……..32

III.2Objectif …….32

III.3Simulation……32

III.4Réseau électrique à troisgénérateurs connectés à un bus a puissance infini…….34

III.5 Réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini…….37

III.6Conclusion …….41

LISTE DES FIGURES :

CHAPITRE I : LES RÉSEAUX ÉLÉCTRIQUES MODÉLISATIONET STABILITÉ

FigureI.1 : Schémareprésentatif d'un réseau électrique multi-machine…….4
Figure I.2 : Représentation de la machine synchrone……6
Figure I.3 : Représentation bipolaire de la machine synchrone……6
Figure I.4 : Les repères (d-q) et (D-Q)…….12

CHAPITRE II : L'APPROCHE DE RECHERCHE DE L'EXTREME EN MODE GLISSANT

Figure II.1 :: système de contrôle de recherche extrême avec mode glissant……23

CHAPITRE III : RESULTATS DE LA SIMULATION

Figure III.1 :Réseau électrique à trois générateurs connectésà un bus a puissance infini……33

Figure III.2 :Réseau électrique à deux générateurs connectésà un bus a puissance infini…….....33

Figure III.3 : Réponses du générateur 1 du réseau électrique à troisgénérateurs connectésà un bus a puissance infini…….34
Figure III.4 :Réponses du générateur 2 du réseau électrique à troisgénérateurs connectésà un bus a puissance infini…….35

Figure III.5 :Réponses du générateur 3 du réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini…….35

Figure III.6 : Variations des gains du régulateur du générateur 1……...36

Figure III.7 : Variations des gains du régulateur du générateur 2……36

Figure III.8 : Variations des gains du régulateur du générateur 3……37

Figure III.9 :Réponses du générateur 1 du réseau électrique à deux générateurs

connectésàun bus a puissance infini……38

Figure III.10 :Réponses du générateur 2 du réseau électrique à deux générateurs connectésà un bus a puissance infini……39

Figure III.11 : Variations des gains du régulateur du générateur 1……..39

Figure III.12 : Variations des gains du régulateur du générateur 2……...40

LISTE DES TABLEAUX:

Tableau III.1 : Conditions initialesdu réseau électrique à troisgénérateurs connectés à un bus a puissance infini……... 33

Tableau III.2 : Conditions initiales du réseau électrique à deux générateurs connectésà un bus a puissance infini…….33

Tableaux III.3 : Valeurs des indices de performance dans différentes condition pour l'évaluation de la stabilité transitoire ……41

Tableaux III.4 : Valeurs des indices de performance dans différentes condition pour l'évaluation de la régulation de la tension…….41

Notations utilisées

P	Matrice
Pe	Puissance électrique générée, en p.u.
Pm	Puissance mécanique fourni par la turbine, en p.u.
Q	Puissance réactive générée, en p.u.
q	Centre d'un disque
qi	Le poids attribué à la ieme règle
r_f, r_D, r_Q et r_s	Les résistances des enroulements rotoriques f, D et Q et statorique d et q
r	Le degré relatif
S	Surface de glissement
T	Matrice
' do T	La constante de temps transitoire longitudinale à circuit ouvert ;
β	Constante positive
eq u	La commande équivalente
n u	La commande discontinue
Vn et V r	Vecteurs des tensions aux noeuds des générateurs et charges
V_a, V_b et V_c	Les tensions aux bornes des enroulements statoriques a, b et c;
V_d, V_q et V_f	Les tensions aux bornes des enroulements d, q et f;
Vtd et Vtq	Les composantes directe et en quadrature de la tension terminale V_t
V (x(t))	Fonction de Lyapunov
et i w i w	Les poids inférieure et supérieure de la i ème règle
Y	Matrice d'admittance
x(t)	Vecteur d'état
x	Variable d'état
X	Univers de discours
xd‟	réactance transitoire sur l'axe d ;
xad	Réactance mutuelle entre l'enroulement statorique et l'enroulement d'excitation
ωn	Pulsation naturelle
ωd	Pseudo pulsation
MG	Mode glissant
SM	Sliding mode
ESC	Extremum seeking control

خلاصة :
يتعلق العمل المقدم في هذه الأطروحة بتصميم عنصر تحكم تكيفي غير خطي باستخدام تقنية تُعرف بالبحث عن الحد الأقصى بناءً على الوضع الانزلاقي .يتم تطبيق النموذج المطور لضمان تحسين الاستقرار المؤقت وتنظيم الجهد لنظام الطاقة متعدد الآلات .بالنظر إلى الطبيعة غير الخطية والمعقدة لهذا النوع من الأنظمة ، فإن نمذجتها والتحكم فيها تصبح مهام صعبة للغاية .لقد حقق منظم الجهد غير الخطي التكيفي المقترح من خلال نهج أهدافنا بشكل مرض .
الكلمات الدالة :
وحدة تحكم تكيفية غير خطية ، تقنية البحث القصوى على أساس الوضع الانزلاقي ، الاستقرار العابر ، تنظيم الجهد ، نظام الطاقة متعدد الآلات.

Abstract:
The work presented in this thesis concerns the design of an adaptive nonlinear control using a technique known as the search for the extremum based on the sliding mode). The developed model is applied to ensure the improvement of transient stability and voltage regulation of the multi-machine power system. Given the nonlinear and complex nature of this type of system, their modeling and control become very difficult tasks. The adaptive nonlinear voltage regulator proposed via theESC, SM approach has satisfactorily met our objectives.
Keywords:
Nonlinear adaptive controller, extremum seeking technique based on sliding mode, transient stability, voltage regulation, multi-machine power system.

Résumé:
Le travail présenté dans ce mémoire concerne la conception d'une commande non linéaire adaptative en utilisant une technique dite recherche de l'extremum en se basant sur le mode glissant. Le modèle développé est appliqué pour assurer l'amélioration de la stabilité transitoire et la régulation de la tension du système d'alimentation multi-machines. Vu la nature non linéaire et complexe de ce type de système, leur modélisation et leur commande deviennent des tâches très difficile. Le régulateur de tension non linéaire adaptatif proposée via l'approche ESC ,MG a répondu de manière satisfaisante à nos objectifs.

Mots clés *:*

Commande non linéaire adaptative,technique de recherche de l''extremum par mode glissant,la stabilité transitoire , la régulation de la tension, Réseau électrique multi-machines.

INTRODUCTION GENERALE

De nos jours, la disponibilité et la qualité de l'énergie électrique sont devenues des préoccupations majeures pour les consommateurs et les fournisseurs. Par conséquent, l'étude de la stabilité des systèmes électriques revêt une importance cruciale [1-7]. Le système de contrôle de l'excitation des générateurs synchrones a suscité de nombreux efforts de recherche, car il constitue un moyen efficace d'améliorer la stabilité du système électrique [1-3 ,5-7].

Les systèmes d'excitation traditionnels sont basés sur la régulation automatique de la tension (Automatique voltage régulation+ Power System Stabiliser : AVR+PSS) et de la vitesse. Ils sont principalement conçus en utilisant la théorie du contrôle linéaire, en d'autres termes , le modèle non linéaire du système est approximé par un modèle linéaire valide dans une petite région autour d'un point de fonctionnement [4-7] .

Pour la raison susmentionnée, de nombreuses techniques de contrôle avancées ont été proposées pour concevoir des contrôleurs d'excitation, tels que le contrôle adaptatif [8-9] ou la stabilité transitoire est bien améliorée et la réponse de régulation de la tension est acceptable, le contrôle par mode glissant [10,11] et le contrôle robuste.

Notre objectif principal dans ce mémoire de proposer un contrôleur de tension non linéaire adaptatif qui peut réaliser à la fois la régulation de la tension et la stabilité transitoire. Il s'agit d'une stratégie d'optimisation en temps réel sans modèle. L'algorithme de recherche d'extrême est bien adapté ES aux systèmes dont la dynamique est inconnue ou qui sont affectés par des niveaux élevés d'incertitude et /ou de dynamique non linéaire.

Dans[12] lesquels la stabilité transitoire et la régulation de la tension sont bien réalisées, les systèmes de contrôle résolus par l'utilisation d'intégrités matricielles linéaires comme dans [13] ou par la l'amélioration simultanément et peut être facilement théorie du contrôle synergique [14].on outre ,par assurer la stabilité transitoire l'amélioration et régulation de la tension plusieurs tentatives ont été faites sur la base d'une stratégie de commutation entre différentes action de contrôle [15-17] . L'algorithme de recherche d'extremum est bien adapté aux systèmes dont la dynamique est inconnue ou qui sont affectés par des niveaux élevés d'incertitude et/ou de dynamique externe [18,19]

Récemment, l'algorithme de recherche d'extrême a été proposé pour l'ajustement des gains du régulateur PID. Les paramètres du contrôleur PID [20-22] sont modifiés

itérativement en minimisant une fonction de cout ($J(\theta)$) caractérisant les performances souhaitées du système. Cette technique est considérée comme une méthode d'optimisation adaptative en temps réel.

Dans [20-22], la recherche de l'extrême de la fonction de cout est basée sur la méthode du gradient, ce qui implique que les paramètres PID trouvée ne sont pas nécessairement des minima globaux de $J(\theta)$ .En outre, en raison des valeurs élevées du terme d'amplitude du gradient , l'ES basé sur le gradient ne rejette pas de manier adéquate l'effet des perturbations et des variations de paramètres, ce qui peut affecter la fonction de cout du PID.

Pour surmonter les limitation susmentionnées , une nouvelle méthode d'ajustement proportionnel-intégrale (PI) basée sur un schéma de contrôle de recherche d'extrême en mode glissant est proposée et appliquée pour le contrôle du courant d'un PMSM sans balais afin de résoudre une classe de problème d'optimisation multivariable [23] . En effet, l'inconvénient de l'ajustement des paramètres du contrôleur PI avec l'algorithme de recherche d'extrême basée sur la méthode du gradient est éliminé par l'utilisation du mode glissant, ce qui rend le régulateur robuste contre les incertitudes de modélisation et les perturbations [24,25] .

Dans ce travail, motivé par les avantages de l'approche de contrôle de recherche d'extremum par mode glissant, un contrôleur de tension de tension non linéaire adaptatif est proposé pour améliorer à la fois la stabilité transitoire et la régulation de la tension des systèmes d'alimentation multi-machines. Le contrôleur proposée est conçus sur la base de plusieurs surfaces de glissement afin d'optimiser les gains du contrôleur de tension non linéaire par la minimisation d'une fonction de cout appropriée.

Le premier chapitre contient une présentation générale de la modélisation du système électrique multi-machine, ainsi que des définitions et des principales caractéristiques des différents types de stabilité du réseau électrique.

Le deuxième chapitre consiste à déterminer l'approche de recherche de l'extremum en se basant sur le mode glissant.

Le troisième chapitre de notre étude est consacré aux résultats de simulation.

Enfin, on terminera par une conclusion générale résumant l'essentiel des résultats obtenus.

CHAPITRE I

LES RÉSEAUX ÉLÉCTRIQUES MODÉLISATION ET STABILITÉ

I.1Introduction :

Les réseaux électriques ont toujours été soumis à des perturbations. Ces dernières affectent le fonctionnement des machines synchrones et peuvent occasionner la perte du synchronisme du système. Ce qui entraine la perte de la stabilité du réseau.

La stabilité est considérée comme l'un des trois grands axes d'étude des réseaux électriques. La perte de la stabilité est un incident très grave, car très souvent, la perturbation initiale s'amplifie entraînant un effondrement plus ou moins étendu du système de production et de transport.

Le réseau électrique est un système souvent de taille relativement grande, fortement interconnecté, non-linéaire fonctionnant dans un environnement en évolution continuelle : charges, puissance de génération, topologie du réseau, …. Dans la plupart des cas, le réseau électrique est caractérisé par plusieurs sous-systèmes géographiquement éloignés. Les éléments constituant un réseau électrique sont en général:

- Les unités de production : générateurs électriques, systèmes d'excitation, turbines et systèmes de commande associés.
- Les transformateurs et les lignes de transmission du réseau de transport.
- Les charges pour la partie consommation.

Étant donné que le réseau électrique est un système dynamique décrit généralement par un modèle mathématique non linéaire complexe et de dimension élevée, l'étude de sa stabilité est une tâche difficile. Dans ce contexte, nous avons besoin d'un modèle qui décrit convenablement les interactions entre les différentes variables du système étudié dans le but de réaliser un compromis entre la fidélité des comportements qualitatif et quantitatif et la simplicité de mise en oeuvre de lois de commandes stabilisantes. À cette fin, nous allons étudier, dans ce premier chapitre, la modélisation et la stabilité du réseau électrique multi-machine. En premier lieu, le modèle du réseau électrique sera discuté en commençant par une description succincte de ses différents composants. Le modèle obtenu sera linéarisé avec la technique de linéarisation directe par bouclage. Dans un second lieu, nous traiterons la stabilité du réseau électrique.

I.2 Présentation générale

La figure (I.1) représente un réseau électrique comportant ‘n’ générateurs et ‘r’ charges. Les générateurs sont représentés par des tensions et des impédances internes, connectés aux lignes de transmission par des nœuds dits "nœuds générateurs". Les charges, quant à elles, sont présentées par des impédances (cas des charges statiques ou variant peu). Celles-ci sont connectées aux lignes de transmission via des nœuds dits "nœuds de charges".

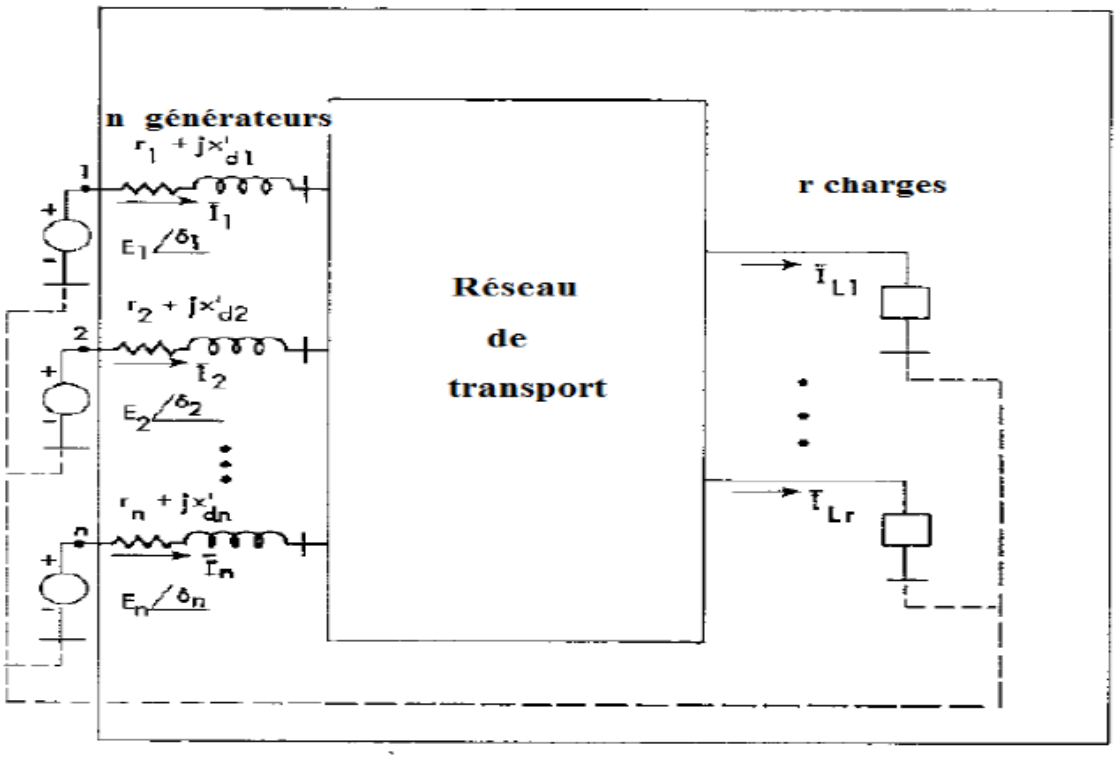


Figure I.1 : Schéma représentatif d’un réseau électrique multi-machine [26]

I.3 Modélisation :

La première étape à entreprendre lorsque nous voulons analyser et commander un système électro-énergétique de puissance consiste à mettre au point son modèle afin de tenir compte de son comportement et des interactions possibles entre ses différents éléments à savoir, les générateurs, les lignes de transmission et les charges.

I.3.1 Modèle du générateur :

L’énergie électrique est généralement produite par les machines synchrones. Ces dernières sont caractérisées par une vitesse de rotation de l’arbre de chaque machine qui est égale à la vitesse de rotation du champ tournant. Pour obtenir un tel fonctionnement, un couple mécanique issu d’une énergie primaire source, comme l’énergie hydraulique, l’énergie

nucléaire ou l'énergie chimique, est appliqué à l'axe de la machine synchrone via un lien mécanique intermédiaire, à savoir la turbine. Le champ magnétique rotorique est généré habituellement par un circuit d'excitation alimenté par un courant continu. La position du champ magnétique rotorique est alors fixe par rapport au rotor : ceci implique qu'en fonctionnement normal, la vitesse de rotation du rotor est identique et à celle du champ statorique. Ainsi, les enroulements du stator sont soumis à des champs magnétiques qui varient périodiquement. Une f.é.m. de courant alternatif est donc induite dans le stator.

Les générateurs synchrones participent de façon extrêmement importante aux phénomènes dynamiques et à la qualité globale de l'alimentation en énergie. Il est donc nécessaire de développer des modèles pratiques et réalistes des machines synchrones. Dans cette partie nous présenterons et discuterons un modèle adapté à l'analyse de la stabilité transitoire.

I.3.1.1 Équations électriques :

La machine synchrone triphasée se compose de trois enroulements de phase noté *a, b* et *c* au niveau du stator et d'un enroulement d'excitation noté *f* au niveau du rotor, dont l'axe magnétique est l'axe direct noté d. elle contient également un certain nombre de barres d'amortissement formant des circuits symétriques par rapport aux axes direct et en quadrature. Ces derniers peuvent être représentés avec une bonne approximation par deux circuits équivalents notés *D* et *Q* suivant les axes direct et transversal. La figure (I.2) donne une représentation schématique de la machine synchrone [27].

Le système d'équations de tension de la machine synchrone est obtenu par l'application de la relation fondamentale :

$$V = -RI - \frac{d\psi}{dt} \tag{I.1}$$

Avec

$$V = [\, V_a V_b \quad V_c \quad -V_f - V_D - V_Q]^T$$

$$\text{diag } R = [r_s r_s r_s r_f r_D r_Q] \tag{I.2}$$

$$I = [i_a i_b i_c i_f i_D \quad i_Q]^T$$

$$\psi = [\psi_a \psi_b \psi_c \psi_f \psi_D \psi_Q]^T$$

Il est à noter que les tensions V_D et $v_Q$sont égales à zéro, puisque les deux enroulementscorrespondants sont court-circuités.

Le flux totalisé ψ s'exprime sous la forme matricielle suivante :

$$\Psi = L(\theta) i \tag{I.3}$$

Si l'expression de ψ est remplacée dans (I.1), on trouve que :

$$V = -RI - \frac{dL(\theta)}{dt} i - L(\theta) \frac{di}{dt} \tag{I.4}$$

Les équations électriques sont non linéaires, du fait des variations des inductances avec θ ce qui implique une difficulté dans la résolution des équations du système.

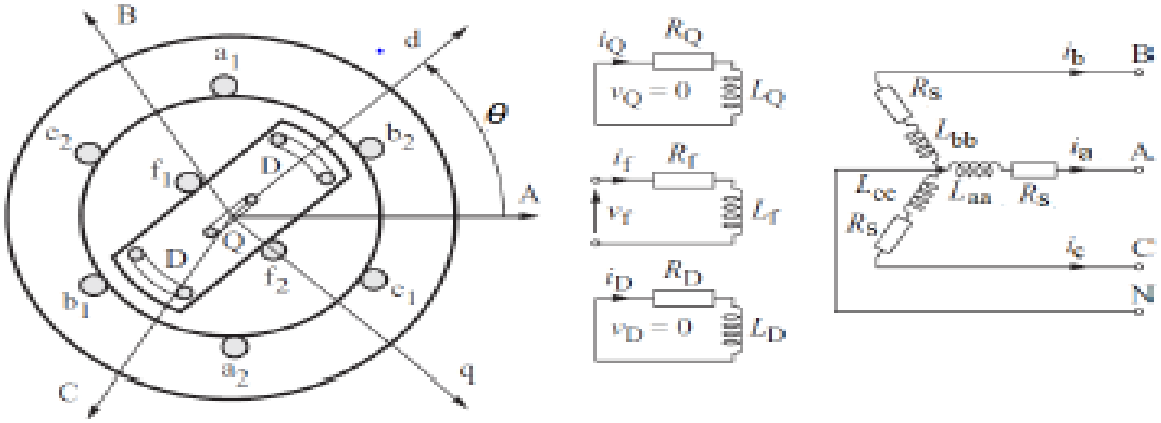


Figure I .2 : Représentation de la machine synchrone [27]

A. Transformation de Park

Afin de supprimer la non-linéarité, la transformation des deux axes ou transformation de Park est utilisée. Cette dernière peut s'interpréter comme la substitution des trois enroulements de phase (*a*, *b* et *c*) immobiles par rapport au stator, par deux enroulement *d* et *q* tournant à la vitesse rotorique, ayant pour axes magnétiques respectivement l'axe direct et L'axe en quadrature (figure (I.3)).

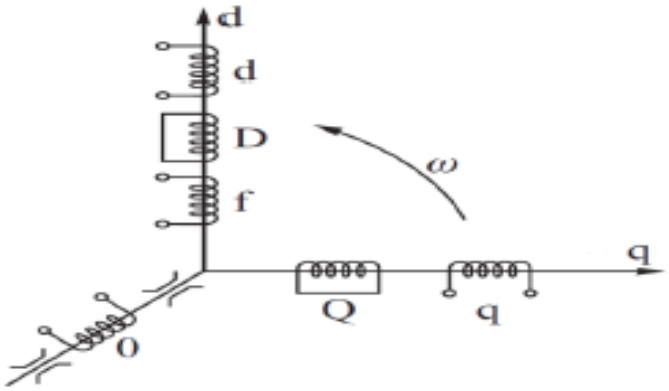


Figure I .3 : Représentation bipolaire de la machine synchrone [27]

La transformation dans le cas des courants [28-29] : $\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} =$

$$\frac{2}{3}\begin{bmatrix} \cos\theta & \cos\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ -\sin\theta & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad \text{(I.5)}$$

En utilisant la notation matricielle nous aurons :

$$i_{dqo} = p i_{abc} \quad \text{(I.6)}$$

D'une façon similaire, nous avons pour les tensions et flux :

$$V_{dqo} = P V_{abc} \quad \text{(I.7)}$$

$$\psi_{dqo} = p\psi_{abc}$$

La transformation inverse :

$$i_{abc} = \mathbf{P^{-1}} \mathbf{i_{dqo}} \quad \text{(I.8)}$$

avec :

$$\mathbf{P^{-1}} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{cos\theta} & \boldsymbol{-sin\theta} & \mathbf{1} \\ \boldsymbol{cos(\theta - \frac{2\pi}{3})} & \mathbf{-sin(\theta - \frac{2\pi}{3})} & \mathbf{1} \\ \boldsymbol{cos(\theta + \frac{2\pi}{3})} & \mathbf{-sin(\theta - \frac{2\pi}{3})} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \quad \text{(I.9)}$$

Les expressions des flux statorique et rotorique dans le repère de Park sont représentées par les relations matricielles suivantes:

L'axe homopolaire

$$\boldsymbol{\psi_o} = \mathbf{L_O i_o} \quad \text{(I.10)}$$

L'axe direct :

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\psi_d} \\ \boldsymbol{\psi_f} \\ \boldsymbol{\psi_D} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{-L_d} & \mathbf{L_{af}} & \mathbf{L_{aD}} \\ \mathbf{-KL_{af}} & \mathbf{L_{ff}} & \mathbf{L_{fD}} \\ \mathbf{-KL_{aD}} & \mathbf{L_{fD}} & \mathbf{L_{DD}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i_d} \\ \mathbf{i_f} \\ \mathbf{i_D} \end{bmatrix} \quad \text{(I.11)}$$

L'axe en quadrature :

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\psi_q} \\ \boldsymbol{\psi_Q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{-L_q} & \mathbf{-L_{aQ}} \\ \mathbf{-KL_{aq}} & \mathbf{-L_{QQ}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i_q} \\ \mathbf{i_Q} \end{bmatrix} \quad \text{(I.12)}$$

Avec

ψ_d, ψ_q, ψ_f, ψ_D, ψ_Q : Les flux dans les enroulements d, q, f, D et Q,

L_d: L'inductance synchrone longitudinale,

L_q: L'inductance synchrone transversale,

L_O: L'inductance homopolaire,

L_{af}, L_{aD}, L_{aQ}: Les inductances mutuelles entre les enroulements statorique et rotorique,

L_{ff}, L_{DD}, L_{QQ} : Les inductances propres des enroulements f, D et Q,

L_{FD}: L'inductance mutuelle entre les enroulements f, D,

k: coefficient constant induit par la transformation de Park, k=(3/2).

Appliquée aux équations électriques de la machine, la transformation de Park conduit aux équations suivantes :

L'axe homopolaire :

$$\boldsymbol{V_O = -r i_o - \frac{d\psi_o}{dt}} \quad \text{(I.13)}$$

L'axe direct :

$$\mathbf{V_d = -r_s i_d - \dot{\theta}\psi_q - \frac{d\psi_d}{dt}}$$

$$\mathbf{V_f = r_f i_f + \frac{d\psi_f}{dt}} \quad \text{(I.14)}$$

$$\mathbf{V_D = r_D i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0}$$

L'axe en quadrature :

$$\mathbf{v_q = -r_s i_q + \theta\dot{\psi}_d - \frac{d\psi_q}{dt}}$$

$$\mathbf{V_Q = r_Q i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0} \quad \text{(I.15)}$$

Avec

V_d, Vq et V_F : les tensions aux bornes des enroulements d, q et f,

i_d, i_q, i_f, i_D et i_Q : les courants dans les enroulements d, q, f, D et Q,

rf, rD, rQ et rs : les résistances des enroulements rotoriques f, D et Q et statoriques d et q.

B. Hypothèses simplificatrices

En raison de la taille, de l'importance et de la complexité des problèmes de stabilité, il est très intéressant de faire des simplifications et des hypothèses appropriées pour représenter analytiquement le système. Pour ce faire, les hypothèses suivantes seront considérées [26-27]:

- Les trois enroulements statoriques sont symétriques,
- Les bobines distribuées peuvent être considérées comme concentrées,
- La variation des inductances des enroulements statorique, en fonction de la position du rotor, est sinusoïdale et ne contienne pas d'harmoniques supérieures,
- La vitesse du rotor est celle de synchronisme (elle est considérée comme constante ainsi, ωr = 1 p.u),
- Pas de pertes dues à l'hystérésis,
- L'effet des enroulements amortisseurs est négligé,
- La saturation du circuit magnétique est négligée, il en résulte que les inductances propres et mutuelles sont indépendantes des courants qui circulent dans les différents enroulements. Les courants de Foucault sont également négligés,
- Les résistances statoriques sont négligeables,
- Les termes des tensions de transformation ($\mathbf{d\psi_q/dt}$ et $\mathbf{d\psi_d/dt}$)sont négligés.

C. Équation électrique

Lors de l'étude de la stabilité d'un système de puissance, il est nécessaire de représenter le système d'équations en valeurs réduites. Le modèle adopté est un modèle sans enroulement amortisseurs (Nondamping winding model) [28]. Celui-ci néglige également l'amortissement produit par les courants de Foucault dans le corps du rotor (nous supposons que la f.é.m. derrière la réactance transitoire suivant l'axe d, à savoir, $\mathbf{E'_d}$ est constante)

Les équations des flux sont représentées par :

$$\boldsymbol{\psi_d = E'_q - x'_d i_d} \quad \text{(I.16)}$$

$$\boldsymbol{\psi_q = - x'_d i_q}$$

Avec $\mathbf{E'_q} = \omega(\mathbf{L_{ad}}/\mathbf{L_F})\mathbf{\Psi_f}$la f.é.m. derrière la réactance transitoire d'axe en quadrature,

xd' : réactance transitoire sur l'axe *d* ;$\mathbf{x'_d} = \boldsymbol{\omega L_d} = \omega(\mathbf{L_d} - \mathbf{L_{ad}}^2/\mathbf{L_f})$) en p.u ,

$\mathbf{L_{ad}}$: Inductance mutuelle entre les enroulements statoriques et rotoriques suivant l'axe *d* en p.u .

L'équation de la tension de l'enroulement du rotor est représentée par une équation différentielle du premier ordre telle que :

$$\dot{\mathbf{E}}'_{\mathbf{q}}(\mathbf{t}) = \frac{\mathbf{1}}{\mathbf{T'_{do}}}\left(\mathbf{E_f}(\mathbf{t}) - \mathbf{E'_q}(\mathbf{t}) - (\mathbf{x_d x'_d})\mathbf{i_d}(\mathbf{t})\right) \quad \text{(I.17)}$$

Avec $\mathbf{E_f} = \omega(\mathbf{L_{ad}}/\mathbf{r_f})\boldsymbol{V_f}$ la f.e.m d'excitation

- Expression de la tension terminale

Pour la composante directe, nous avons :

$$\mathbf{V_{td}}(\mathbf{t}) = \mathbf{x'_d}(\mathbf{t})\mathbf{i_q}(\mathbf{t}) \quad \text{(I.18)}$$

Pour la composante en quadrature, nous avons :

$$V_{tq(t)} = E'_q(t) - x'_d i_d(t) \quad \text{(I.19)}$$

Ainsi, le module de la tension est tel que :

$$V_t(t) = \sqrt{V_{tq}^2(t) + V_{td}^2(t)} \quad \text{(I. 20)}$$

- Expression de la puissance électrique

Comme il n'y a aucun enroulement sur l'axe en quadrature pour représenter le corps du rotor (nous aurons:$\mathbf{E'_d} = \mathbf{0}, \mathbf{x'_q} = \mathbf{x_q}$) et en négligeant la saillance transitoire ($\mathbf{x'_q} = \mathbf{x'_d}$),
L'expression de la puissance électrique active est telle que :

$$\mathbf{p_e}(\mathbf{t}) = \mathbf{E'_q}(\mathbf{t})\mathbf{i_q}(\mathbf{t}) \quad \text{(I.21)}$$

I .3.1.2 Équation mécanique

La phase la plus importante lors de l'étude de la stabilité transitoire est l'analyse de la dynamique des rotors des générateurs pendant cette période. Les équations différentielles

décrivant la nature oscillatoire des angles rotoriques sont appelées équations mécaniques (swing équation). Ces dernières sont formulées par rapport à un repère de référence tournant au synchronisme.

Les équations mécaniques peuvent être développées en considérant les trois hypothèses de base suivantes:

- Le changement de la vitesse du rotor pendant la période transitoire n'est pas significative par rapport à celle du synchronisme,
- La puissance mécanique fournie par la turbine est supposée constante,
- Les pertes en puissance par frottement sont négligées.

La première hypothèse permet d'égaler la puissance mécanique et le couple en grandeurs relatives.

Étant donné que les enroulements amortisseurs sont négligés, le couple d'amortissement produit par ces derniers est donc également négligeable. Pour tenir compte de la composante du couple négligée, un terme de compensation D (nommé aussi coefficient d'amortissement) est introduit dans l'équation du mouvement [27].

L'équation de l'angle rotorique et l'équation du mouvement peuvent être formulées comme suit [27]:

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{\delta}}(\mathbf{t}) = \omega(\mathbf{t}) - \omega_{\mathbf{0}} \\ \dot{\boldsymbol{\omega}}(\mathbf{t}) = -\frac{\mathbf{D}}{\mathbf{2H}}(\boldsymbol{\omega}(\mathbf{t}) - \boldsymbol{\omega}_{\mathbf{0}}) + \frac{\omega_o}{2H}(p_m - p_e(t)) \end{cases} \quad \text{(I.22)}$$

avec :

δ : L'angle électrique du rotor, en rad,

ω : La vitesse angulaire du rotor, en p.u,

$\omega_0 = 2\pi f_0$: Vitesse de synchronisme (vitesse de base), en rad/s,

f_0 : La fréquence de base,

H : Constante d'inertie électrique (en secondes),

D: Coefficient d'amortissement du générateur, en p.u,

p_m: puissance mécanique fourni par la turbine, en p.u,

p_e : puissance électrique générée, en p.u.

I.3.2 Lignes de transmission

L'établissement du modèle généralisé du réseau implique la détermination des équations algébriques et différentielles le régissant en tenant compte des interconnexions entre les générateurs et l'ensemble des transformateurs, des lignes de transmission et des charges du système sans omettre la modélisation des générateurs synchrones.

I.3.2.1 Le repère D-Q

Dans un réseau électrique multi-machine, les générateurs sont interconnectés via un réseau de lignes de transmission. Afin d'établir les expressions des courants générés, il est impératif de les déterminer par rapport à un repère D-Q lié au mouvement de l'ensemble des machines qui tournent à la vitesse du synchronisme (figure (I.4)).

Le passage d'un repère local $(\mathbf{d-q})_{\mathbf{k}}$ lié au générateur $(\mathbf{G_K})$ au repère D-Q se fait par une simple transformation linéaire [29].

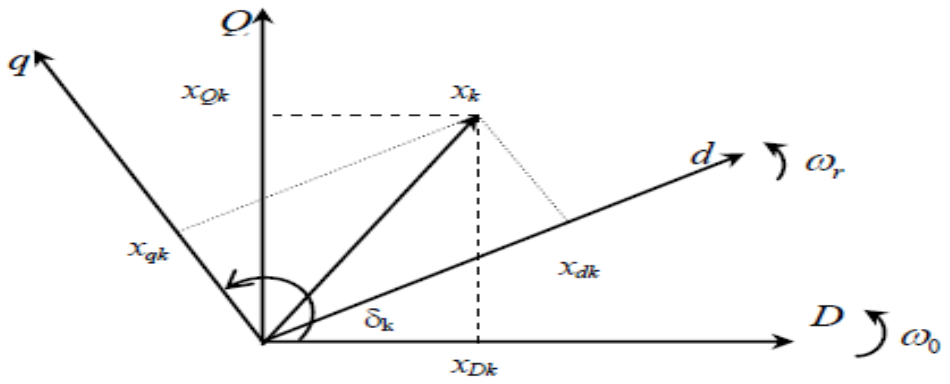


Figure I.4 : Les repères (d-q) et (D-Q).

Soit $\overline{\mathbf{x}}_{\mathbf{k}}$ une grandeur dans le repère (d-q)k , nous pouvons écrire :

$$\overline{\mathbf{x}}_{\mathbf{dqk}} = \mathbf{x}_{\mathbf{dk}} + \mathbf{j}\mathbf{x}_{\mathbf{qk}} \tag{I.23}$$

Cette même grandeur, dans le repère *D-Q*, peut être écrite comme suit :

$$\overline{\mathbf{X}}_{\mathbf{DQK}} = \mathbf{x}_{\mathbf{DK}} + \mathbf{j}\mathbf{x}_{\mathbf{QK}} \tag{I.24}$$

et l'équation du passage sera :

$$.\overline{\mathbf{X}}_{\mathbf{DQK}} = \overline{\mathbf{X}}_{\mathbf{dqk}} \,.\, \mathbf{e}^{\mathbf{j}\left(\delta_{\mathbf{k}} - \frac{\pi}{2}\right)} \tag{I.25}$$

L'Eq. (1.25) peut être généralisée pour inclure tous les noeuds, donc nous aurons :

$$\overline{\mathbf{x}}_{\mathbf{DQ}} = \mathbf{T}.\overline{\mathbf{X}}_{\mathbf{dq}} \tag{I.26}$$

Avec :

$$\overline{\mathbf{x}}_{\mathbf{dq}} = [\overline{\mathbf{X}}_{\mathbf{dq1}} \ldots\ldots\ldots \overline{\mathbf{x}}_{\mathbf{dqn}}] \tag{I.27}$$

$$\overline{\mathbf{X}}_{\mathbf{DQ}} = \overline{\mathbf{x}}_{\mathbf{DQ1}} \ldots\ldots \overline{\mathbf{x}}_{\mathbf{DQn}} \tag{I.28}$$

Et

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} e^{j(\delta_1 - \frac{\pi}{2})} & 0 & \ldots & 0 \\ 0 & e^{j(\delta_2 - \frac{\pi}{2})} & \ldots & \mathbf{0} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \ldots & e^{j(\delta_n - \frac{\pi}{2})} \end{bmatrix} \tag{I.29}$$

I.3.2.2 Calcul de la matrice admittance

Il s'agit de trouver la relation entre les courants et les tensions des noeuds du réseau. En considérant le réseau électrique multi-machine représenté par la figure (1.1), la matrice d'admittance $\overline{\mathbf{Y}}$est calculée suivant les étapes ci-après [26] :

- Toutes les charges sont converties en impédances (admittances) équivalentes,

Ces dernières sont connectées entre les noeuds de charges et le nœud de référence,

- Des noeuds additionnels sont ajoutés pour les tensions internes des générateurs,
- Les inductances transitoires des générateurs sont connectées entre ces nœuds additionnels et les noeuds terminaux des générateurs,
- Toutes les impédances sont converties en admittances,
- Les éléments de la matrice $\overline{\mathbf{Y}}$seront calculés comme suit :
- Y_{ii} est la somme de toutes les admittances connectées au nœud i,
- Y_{ij} est l'opposé de l'admittance qui lie le nœud i et le nœud j.
- Tous les nœuds sont éliminés sauf ceux connectés aux générateurs, nous obtenons ainsi la matrice admittance réduite.

I.3.2.3 Calcul de la matrice admittance réduite

Dans le réseau, les générateurs sont connectés à des nœuds dits actifs ou générateurs. Les autres noeuds sont des noeuds passifs auxquels des charges linéaires passives sont

connectées. La taille du réseau électrique peut être réduite en éliminant les noeuds passifs par la méthode de Kron.

Soit un réseau électrique multi-machine comportant *n* noeuds liés aux générateurs et *r* noeuds liés aux charges (figure (1.1)). Les courants électriques, au niveau des noeuds, sont liés aux tensions par la formule suivante :

$$\bar{\mathbf{I}} = \bar{\mathbf{Y}}.\bar{\mathbf{V}} \tag{I.30}$$

Ou

$$\bar{\mathbf{I}} = \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{I}}_{\mathbf{n}} \\ \bar{\mathbf{I}}_{\mathbf{r}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{I}}_{\mathbf{n}} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \tag{I.31}$$

Comme nous pouvons le constater, le vecteur est décomposé en deux sous-vecteurs le premier sous-vecteur est lié aux nœuds des générateurs, notés et l'autre est liés aux nœuds des charges, noté ce dernier est nul. De même pour le vecteur .

Ainsi nous obtenons :

$$\begin{bmatrix} \bar{\mathbf{I}}_{\mathbf{n}} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{nn}} & \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{nr}} \\ \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{rn}} & \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{rr}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{V}}_{\mathbf{n}} \\ \bar{\mathbf{V}}_{\mathbf{n}} \end{bmatrix} \tag{I.32}$$

Donc, pour les courants aux noeuds des générateurs, nous pouvons écrire :

$$\bar{\mathbf{I}}_{\mathbf{n}} = \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{nn}} . \bar{\mathbf{V}}_{\mathbf{n}} + \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{nr}} . \bar{\mathbf{V}}_{\mathbf{r}} \tag{I.33}$$

et au niveau des noeuds des charges, nous aurons :

$$\mathbf{0} = \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{rn}} . \bar{\mathbf{V}}_{\mathbf{n}} + \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{rr}} . \bar{\mathbf{V}}_{\mathbf{r}} \tag{I.34}$$

En tirant l'expression de $\bar{\boldsymbol{V}}_{\boldsymbol{r}}$ à partir de (I.34) et en la substituant dans (I.33), nous obtenons l'expression qui lie les courants et les tensions au niveau des noeuds des $\boldsymbol{\theta}$générateurs :

$$\bar{\mathbf{I}}_{\mathbf{n}} = \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{r}} . \bar{\mathbf{V}}_{\mathbf{n}} \tag{I.35}$$

Avec $\bar{\boldsymbol{Y}}_{\boldsymbol{r}}$: La matrice réduite, elle est définie par :

$$\bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{r}} = \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{nn}} - \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{nr}} . \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{rr}}^{-\mathbf{1}} . \bar{\mathbf{Y}}_{\mathbf{rn}} . \tag{I.36}$$

I. 3.2.4 Calcul des courants

Les expressions du courant de la $\mathbf{K}^{\mathbf{ième}}$machine suivant les axes direct et en quadrature exprimées dans le repère global (D-Q), puis ramenées aux repères locaux (d-q)k sont tels que:

$$\mathbf{i}_{\mathbf{qk}} = \sum_{\mathbf{j=1}}^{\mathbf{n}} \mathbf{E'}_{\mathbf{qj}} . \mathbf{Y}_{\mathbf{kj}} . \cos(\boldsymbol{\delta}_{\mathbf{kj}} - \boldsymbol{\theta}_{\mathbf{kj}}) \tag{I.37}$$

$$\mathbf{i_{dq}} = \sum_{\mathbf{j=1}}^{\mathbf{n}} \mathbf{E'_{qj}} . \mathbf{Y_{kj}} . \mathbf{sin}(\boldsymbol{\delta}_{\mathbf{kj}} - \boldsymbol{\theta}_{\mathbf{kj}}) \quad \text{(I.38)}$$

avec k=1,..,n et $\mathbf{Y_{kj}}<\boldsymbol{\theta}_{\mathbf{kj}}$ est l'élément kj de la matrice admittance réduite.

$$\mathbf{Y_{kj}} = \mathbf{G_{kj}} + \mathbf{jB_{kj}} \quad \text{(I.39)}$$

où $\mathbf{G_{KJ}}$ (respectivement $\mathbf{B_{KJ}}$) la conductance (respectivement la susceptance) de transfert entre le noeud k et le noeud j.

I.4 Technique de la linéarisation direct :

Soit un réseau électrique à *n* générateurs, le modèle non linéaire d'ordre trois ($\boldsymbol{\delta}, \omega, \boldsymbol{E_q}$) du $\boldsymbol{K^{ième}}$ générateur est tel que [27] :

Équations mécaniques :

$$\dot{\boldsymbol{\delta}}_{\mathbf{K}}(\mathbf{t}) = \boldsymbol{\omega}_{\mathbf{k}}(\mathbf{t}) - \boldsymbol{\omega}_{\mathbf{0}}(\mathrm{t}) \quad \text{(I.40)}$$

$$\boldsymbol{\omega}_{\mathbf{k}}(\mathbf{t}) = -\frac{\mathbf{D_k}}{\mathbf{2H_k}}(\boldsymbol{\omega}_{\mathbf{k}}(\mathbf{t}) - \boldsymbol{\omega}_{\mathbf{0}}) + \frac{\boldsymbol{\omega}_{\mathbf{0}}}{\mathbf{2H_K}}(\mathbf{P_{mk}} - \mathbf{P_{ek}}(\mathbf{t})) \quad \text{(I.41)}$$

Équation de la dynamique électrique du générateur :

$$\dot{\mathbf{E}}'_{\mathbf{qk}}(\mathbf{t}) = \frac{\mathbf{1}}{\mathbf{T'_{dok}}}(\mathbf{E_{fk}}(\mathbf{t}) - \mathbf{E_{qk}}(\mathbf{t})) \quad \text{(I.42)}$$

Équations électriques :

$$\mathbf{E_{qk}}(\mathbf{t}) = \mathbf{E'_{qk}}(\mathbf{t}) + (\mathbf{x_{dk}} - \mathbf{x'_{dk}})\mathbf{i_{dk}}(\mathbf{t}) \quad \text{(I.43)}$$

$$\mathbf{E_{fk}}(\mathbf{t}) = \mathbf{k_{ck}}\mathbf{u_{fk}}(\mathrm{t}) \quad \text{(I.44)}$$

$$\mathbf{i_{dk}}(\boldsymbol{t}) = \sum_{\mathbf{j=1}}^{\mathbf{n}} \mathbf{E'_{qj}}(\mathbf{t})(\mathbf{G_{kj}}\,\mathbf{sin}\,\boldsymbol{\delta}_{\mathbf{kj}}(\mathbf{t}) - \mathbf{B_{kj}}\,\mathbf{cos}\,\boldsymbol{\delta}_{\mathbf{kj}}(\mathbf{t})) \quad \text{(I.45)}$$

$$\mathbf{i_{qk}}(\mathbf{t}) = \sum_{\mathbf{j=1}}^{\mathbf{n}} \mathbf{E'_{qj}}(\mathbf{t})(\mathbf{B_{kj}}\,\mathbf{sin}\,\boldsymbol{\delta}_{\mathbf{kj}}(\mathbf{t}) + \mathbf{G_{kj}}\,\mathbf{cos}\,\boldsymbol{\delta}_{\mathbf{kj}}(\mathbf{t})) \quad \text{(I.46)}$$

$$\mathbf{P_{ek}}(\mathbf{t}) = \mathbf{E'_{qk}}(\mathbf{t})\mathbf{i_{qk}}(\mathbf{t}) \quad \text{(I.47)}$$

$$\boldsymbol{Q_{ek}}(\boldsymbol{t}) = \mathbf{E'_{qk}}\mathbf{i_{dk}}(\mathrm{t}) \quad \text{(I.48)}$$

$$\mathbf{E_{qk}}(\mathbf{t}) = \mathbf{x_{adk}}(\mathbf{t})\mathbf{i_{fk}}(\mathbf{t}) \quad \text{(I.49)}$$

$$\mathbf{V_{tdk}}(\mathbf{t}) = \mathbf{x'_{dk}}\mathbf{i_{qk}}(\mathbf{t}) \quad \text{(I.50)}$$

$$\mathbf{V_{tqk}}(t)=\mathbf{E'_{qk}}(\mathbf{t})-\mathbf{x'_{dk}}\mathbf{i_{dk}}(\mathbf{t}) \quad (I.51)$$

$$\boldsymbol{V_{tk}(t)}=\sqrt{\mathbf{V_{tqk}^2}(\mathbf{t})+\mathbf{V_{tdk}^2}(\mathbf{t})} \quad (I.52)$$

avec k=1,…,n, le numéro du générateur.

Nous pouvons dire désormais que le réseau électrique est décrit par un ensemble d'équations dynamiques de tous les générateurs et des équations algébriques (ou algébro-différentielles) de leurs interconnexions. Il est désormais indéniable que le réseau électrique est un système complexe, fortement non linéaire et multi-variable. Sur le plan théorique, ce problème a été résolu par le développement de techniques de commande non-linéaire basées sur la théorie de la géométrie différentielle. La technique de linéarisation directe par bouclage (Direct Feedback Linéarisation) est la plus utilisée en réseau électrique [30-32],[33-34] C'est une approche de conception de commande non linéaire dont l'idée principale est de transformer les dynamiques d'un système non linéaire en un système complètement ou partiellement linéaire.

Comme notre contribution dans cette thèse porte essentiellement sur la conception de régulateurs non linéaires qui sont adaptés à la nature du réseau électrique et qui peuvent assurer la stabilité transitoire et la régulation de la tension, alors il s'est avéré nécessaire de prendre en compte la tension terminale lors de la conception des lois de commande proposées.

Pour ce faire, Zhu et *al.* [12] ont proposés la loi de commande linéarisante suivante en se basant sur la technique de linéarisation directe par bouclage :

$$\mathbf{u_{fk}}(\mathbf{t})=\frac{\mathbf{1}}{\mathbf{K_{ck}i_{qk}}(\mathbf{t})}\left(\mathbf{V_{fk}}(\mathbf{t})-\mathbf{T'_{dok}}\mathbf{E'_{qk}}\left(\mathbf{di_{qk}}/\mathbf{dt}\right)+\mathbf{P_{mk}}\right)+\frac{\mathbf{1}}{\mathbf{K_{ck}}}((\mathbf{x_{dk}}-\mathbf{x'_{dk}})\mathbf{i_{dk}}(\mathbf{t})) \quad (I.53)$$

Où$\mathbf{v_{fk}}(t)$ est la loi de commande que nous cherchons à concevoir.

Le système non linéaire (I.40)- (I.42) est maintenant représenté par un système dont les dynamiques en boucle sont linéaires :

$$\begin{cases}\Delta\dot{V}_{tq}=f_{k1\,(t)}\Delta\omega_k(t)-\frac{f_{k2\,(t)}}{T'_{dok}}\Delta P_{ek}(t)+\frac{f_{k2(t)}}{T'_{dok}}v_{fk}(t)\\ \Delta\dot{\omega}_k(t)=-\frac{D}{2H_K}\Delta\omega_k(t)-\frac{\omega_0}{2H_K}\Delta P_{ek}(t)\\ \Delta\dot{P}_{ek}(t)=-\frac{1}{T'_{dok}}\Delta P_{ek}(t)+\frac{1}{T'_{doi}}v_{fk}(t)\end{cases} \quad (I.54)$$

où $f_k1(t)$ et $f_k2(t)$ sont des fonctions fortement non linéaires [12].

$$f_{k1} = -\frac{(1+X'_{dq}B_{kk})[-E'^{2}_{qk}B_{kk}-Q_{ek(t)}V_{tqk}(t)]}{V_{tk}(t)i_{qk}(t)} - \frac{x'_{dk}(1+x'_{dk}B_{kk})p_{ek}}{V_{tk(t)}} \quad (I.55)$$

$$f_{k2} = -\frac{(1+X'_{dk}B_{kk})V_{tqk}(t)}{V_{tk(t)}i_{qk}(t)} \quad (I.56)$$

$$\Delta\delta_k(t) = \delta_k(t) - \delta_{i0}$$

$$\Delta\omega_i(t) = \omega_{k-}\omega_0 \quad (I.57)$$

$$\Delta P_{ek}(t) = p_{ek}(t) - p_{mk}$$

$$\Delta V_k(t) = V_{tk}(t) - V_{rok}$$

La loi de commande linearisante (I.53) peut parvenir à une réelle amélioration de la stabilité transitoire des réseaux électriques multi-machines tout en assurant la régulation de la tension.

I.5 Stabilité des réseaux électriques

Les réseaux électriques sont souvent sujets à des perturbations pouvant entraîner de sérieux problèmes dans leur fonctionnement, notamment au niveau des générateurs et des lignes de transmission. Ces perturbations peuvent être externes (telles que les coups de foudre) ou internes (telles que les défauts de court-circuit, les variations brusques de charge, etc.). Elles affectent les conditions de fonctionnement normal et conduisent souvent à la perte de la stabilité.

Les définitions adoptées pour les différents types de la stabilité des systèmes de puissance sont celles apportées par le groupe de travail IEEE/CIGRE [35].

Définition1.1 [35] *:* La stabilité d'un système de puissance est la capacité d'un système d'énergie électrique, pour une condition de fonctionnement initiale donnée, de retrouver le même état ou un autre état d'équilibre après avoir subi une perturbation physique, en gardant la plupart des variables du système dans leurs limites, de sorte que le système entier reste pratiquement intact.

Communément, nous pouvons dire qu'un système est stable s'il demeure dans un état d'équilibre dans les conditions normales de fonctionnement, ou s'il retrouve un autre état d'équilibre acceptable après une perturbation quelconque. L'analyse de la stabilité d'un

système électrique consiste alors à étudier le caractère des oscillations électromécaniques des alternateurs et à maintenir le fonctionnement synchrone après l'occurrence d'un défaut.

Nous notons que, la stabilité dépend non seulement des conditions de fonctionnement initiales mais aussi de la nature physique et de l'amplitude de la perturbation. Le mécanisme ou l'enchaînement d'événements conduisant aux blackouts électriques est directement lié aux processus de perte de la stabilité; cette instabilité se manifeste principalement à travers l'instabilité de l'angle rotorique, de la fréquence ou encore de la tension.

I.5.1 La stabilité angulaire

Définition1.2 [35]: La stabilité de l'angle de rotor concerne la capacité des machines synchrones d'un système de puissance interconnecté de rester en synchronisme suite à une perturbation. Elle dépend de la capacité de maintenir/restaurer l'équilibre entre les couples électromagnétique et mécanique agissant sur le rotor de chaque machine synchrone dans le système. L'instabilité qui peut résulter se produit sous forme d'augmentation des oscillations angulaires de certains générateurs pouvant conduire à une perte du synchronisme avec d'autres générateurs.

La stabilité angulaire est classifiée selon trois catégories : la stabilité des angles de rotor aux petites perturbations ou encore stabilité dynamique, la stabilité des angles de rotor aux grande perturbations ou stabilité transitoire et en dernier lieu la stabilité statique.

I.5.1.1 La stabilité dynamique

Les perturbations sont normalement considérées suffisamment petites pour que la linéarisation des équations d'état du réseau puisse s'appliquer. Dans ce cas, nous pouvons utiliser des modèles linéaires afin de simuler le réseau. Les principaux éléments tels que les machines synchrones, les excitatrices, les systèmes de régulation de vitesse, la turbine et le PSS (Power System Stabilizer) dont les dynamiques ne sont pas négligeables seront pris en compte dans ces modèles. Les méthodes traditionnelles d'analyse de la stabilité sont basées sur l'analyse des valeurs propres et des vecteurs propres.

I.5.1.2 Stabilité transitoire

Définition1.3 [35] : Elle concerne la capacité du système de puissance à maintenir le synchronisme après avoir subi une perturbation sévère transitoire tel qu'un court-circuit sur une ligne de transmission ou une perte d'une partie importante de la charge ou de la génération. La réponse du système implique de grandes variations des angles de rotor. Elle dépend de la relation non-linéaire couple- angle.

La stabilité transitoire traite les effets des perturbations brutales de forte amplitude et de courte durée. L'intervention des régulateurs et des automatismes du réseau est indispensable pour rétablir la stabilité pendant la période transitoire. Dans ce cas, le problème se décrit par un système d'équations différentielles et algébriques non linéaires. La stabilité transitoire dépend :

- Du type de perturbation, de sa durée et de son lieu.
- Des performances des systèmes de protection (relais, disjoncteurs…etc.).
- Du point de fonctionnement avant défaut.
    - Du niveau de puissance active.
    - De la topologie du réseau.
    - Du degré d'excitation des machines.
- Des caractéristiques dynamiques.
    - Des générateurs.
    - Des charges.
    - Des régulateurs et des stabilisateurs mis en place.

I.5.1.3 La stabilité statique

La stabilité statique, appelée aussi stabilité en "petits mouvements ou en petits signaux", consiste à étudier l'aptitude d'un système à regagner le synchronisme après une faible et lente perturbation (telle qu'une variation graduelle de charge). Dans ce cas, les systèmes automatiques de régulation (de tension et de vitesse) ne sont pas actionnés. La méthode d'étude consiste alors à obtenir un modèle linéaire, puis à caractériser son degré de stabilité soit à partir de ses valeurs propres, soit a partir de la méthode de Routh-Hurwitz.

I.5.2 La stabilité de tension

Définition 1.4 [35] : La stabilité de tension, par définition, se rapporte à la capacité d'un système de puissance, pour une condition de fonctionnement initiale donnée, de maintenir des valeurs de tensions acceptables à tous les noeuds du système après avoir subi une perturbation. La stabilité de tension dépend donc de la capacité à maintenir/restaurer l'équilibre entre la demande de la charge et la fourniture de la puissance à la charge. L'instabilité résultante se produit très souvent sous forme de décroissance progressive de tensions à quelques noeuds.

Généralement, l'instabilité de tension se produit lorsqu'une perturbation entraîne une augmentation de puissance réactive demandée au-delà de la puissance réactive possible.

Plusieurs changements dans le système de puissance peuvent contribuer à l'instabilité de tension, nous citons par exemple :

- une augmentation de charge.
- une panne de générateur, une perte d'une charge importante ou un déclenchement de ligne.
- une perte d'une source de puissance réactive (condensateurs, machines synchrones, ...).

La gamme de temps de l'instabilité de tension s'étend de quelques secondes à plusieurs minutes. Ainsi, l'instabilité de tension peut être considérée comme :

- Un phénomène à court terme (de l'ordre de plusieurs secondes) : l'effondrement de tension se produit immédiatement après la perturbation.
- Un phénomène à long terme (de l'ordre de plusieurs minutes) : L'instabilité de tension à long terme se développe lors d'un manque graduel de puissance réactive d'un noeud ou d'une partie du système.

Il est aussi important de noter que l'instabilité de tension ne se produit pas toujours toute seule ; souvent l'instabilité de tension et l'instabilité de l'angle de rotor se produisent ensemble, l'une pouvant entraîner l'autre.

I.5.3 La stabilité de fréquence

Définition 1.5 [35] : La stabilité de la fréquence d'un système de puissance se définit par la capacité du système à maintenir sa fréquence proche de la valeur nominale suite à une perturbation sévère menant par conséquent à un important déséquilibre, entre les puissances produites et consommées.

Le maintien de la fréquence à une valeur nominale dans un système de puissance est lié à l'équilibre global entre les puissances actives produites et consommées (y compris les pertes).

Suite à un incident sévère dans un grand système de puissance, nous allons avoir des enclenchements des dispositifs de protections (par exemple, un déclenchement de plusieurs lignes de transmission). Un scénario typique qui est l'îlotage va se produire (un ou plusieurs sous réseaux se retrouvent isolés du reste du système) afin de préserver le système de puissance de l'effondrement et ainsi d'éviter de se retrouver avec un black-out.

I.6 Conclusion

Dans ce chapitre, deux grands axes ont été traité. Le premier a été consacré à la modélisation du système électrique multi-machine, nous avons focalisé sur le modèle non linéaire qui nous permettra d'évaluer la stabilité transitoire et la régulation de la tension. Une linéarisation directe par bouclage du modèle a été adoptée pour remédier au problème de la non-linéarité du système. Pour le deuxième axe, nous avons rappelé les définitions et les principales caractéristiques des différents types de stabilité du réseau électrique.

CHAPITRE II

L'APPROCHE DE RECHERCHE DE L'EXTREME PAR MODE GLISSENT

II.1 Introduction :

Le contrôle de recherche d'extremum est une méthodologie de contrôle adaptatif qui optimise les performances en régime permanent des systèmes dynamiques en ajustant automatiquement les paramètres du régulateur à l'aide d'une fonction dite de cout. Le principal avantage du contrôle de recherche d'extremum par rapport à de nombreuses autres techniques d'optimisation est qu'aucun modèle du système n'est requis pour la conception du régulateur. Cela rend cette technique approprié pour optimiser les performances des systèmes complexes, pour lesquels un modèle précis n'est pas disponible, ou/et des systèmes qui sont soumis à des perturbations inconnues. Cette technique a été appliqué à de nombreux domaines d'ingénierie [36 ,37,38,39,40 ,41,42,43]

Dans ce travail, nous étudions la technique de contrôle à recherche d'extremum qui se base sur la technique du mode glissant pour le maintien de la stabilité transitoire et la régulation de la tension d'un réseau électrique multi-machines très complexe et fortement non linéaires.

II.2 Historique :

L'étude du contrôle de recherche de l'extrémum (ESC) et son application remonte au début du XXe siècle. Axes de recherche de l'ESC sur les problèmes de contrôle où une usine dynamique doit être régulée vers un point de fonctionnement optimal ou une trajectoire déterminée par un certain critère de performance, dont formulaire explicite n'est pas tenu d'être disponible. Avec uniquement des mesures en temps réel du critère de performance, le contrôleur de recherche d'extrême oriente les états du système vers l'optimum le long d'une trajectoire contrôlée du système dynamique [44]. Les travaux antérieurs utiliser un mode glissant pour réaliser la recherche extrême est une autre méthode disponible pour améliorer les performances de contrôle [45] .

II.3 contrôleur de recherche extrême avec mode glissant :

Le système de commande de recherche de l'extrémum par mode glissant proposé dans est représenté dans la figure II.1

Une fonction de commutation $\sigma(t)$ est définie comme :

$$\sigma(t) = y(t)-g(t) \qquad \text{(II.1)}$$

où g(t) est une fonction croissante satisfaisant

$$\dot{g}(t)=\rho \tag{II.2}$$

Où p est une constante positive , le paramètre est conçu pour satisfaite

$$\dot{\theta}=v(t) \tag{II.3}$$

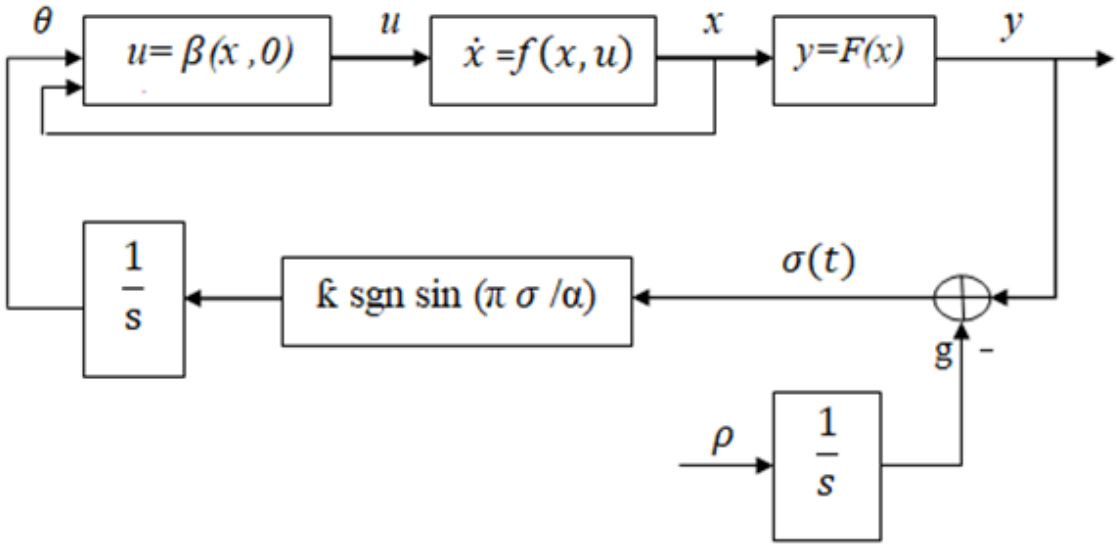


Figure II.1 : système de contrôle de recherche extrême avec mode glissant.

v(t) est détrerminée par :

$$v(t) = k\,\mathrm{sgn}(\sin(\pi\sigma(1)/\beta)) \tag{II.4}$$

Où k et α sont des valeurs positifs.

II.4 Régulateur de tension non linéaire adaptatif se basant sur la technique de recherche de l'extrémumpar mode glissant basée

II.4.1 La fonction de coût de l'approche de recherche extrême en mode glissant :

Nous devons maintenant définir la fonction de coût qui sera utilisée par l'approche de recherche d'extremumpar mode glissant pour traiter le problème de maintien de la stabilitétransitoire et de la régulation de tension.

Le modèle de système (I.54) [24,25] dérivé est présenté par deux sous-systèmes 1 et 2 comme suit 1:

$$\begin{cases} \Delta\dot{V}_{ti}(t) = f_{i_1}\Delta\omega_i(t) - \dfrac{f_{i_2}}{T'_{doi}}\Delta P_{ei}(t) + \dfrac{f_{i_2}}{T'_{doi}}v_{fi}(t) \\ y_{1i}(t) = \Delta V_{ti}(t) \end{cases}$$

$$2:\begin{cases} \Delta\dot{\delta}_i(t) = \Delta\omega_i(t) \\ \Delta\dot{\omega}_i(t) = -\dfrac{D_i}{2H_i}\Delta\omega_i(t) - \dfrac{\omega_0}{2H_i}\Delta P_{ei}(t) \\ \Delta\dot{P}_{ei}(t) = -\dfrac{1}{T'_{doi}}\Delta P_{ei}(t) + \dfrac{1}{T'_{doi}}v_{fi}(t) \\ y_{2i}(t) = \Delta\delta_i(t) \end{cases}$$

Le schéma de contrôle proposé estcaractérisé par ladéfinition d'une paire appropriée de surfaces de glissement pour le premiers et le deuxième sous-systèmes respectivement [24,25] :

$$s_{1i} = \Delta V_{ti}(t) \tag{II.5}$$

$$s_{2i} = (\frac{d}{dt} + \lambda_i)^2 \Delta\delta_i, \lambda_i > 0 \tag{II.6}$$

La stratégie de contrôle suggérée doit déplacer les états des deux sous-systèmes vers leurs surfaces de glissements$s_{1i} = 0$ et $s_{2i} = 0$ et éventuellement converger vers les points $\Delta V_{ti}(t) = 0$ et $[\Delta\delta_i(t) \quad \Delta\omega_i(t) \quad \Delta P_{ie}(t)]^T = [0 \quad 0 \quad 0]^T$respectivement [24,25].

Ensuite, définissant une surface de glissement couplée hiérarchique telle que:

$$S_i = s_{1i} - z_i \tag{II.7}$$

Où zi est défini comme

$$z_i = sat(S_{2i}/\varphi_{zi})Z_u \quad , \quad 0 < Z_u < 1$$

$\emptyset_{zi}$ est la couche limite de S_{2i} pour lisser Z , $\emptyset_{zi}$ transfère s_{2i} dans la plage appropriée de S_{1i} , et la fonction 'sat' est définie telle que [24,25] :

$$sat = \begin{cases} \text{sgn}(\phi) \quad if \quad |\phi| \geq 1, \\ \phi \quad if \quad |\phi| < 1. \end{cases}$$

La fonction de coût adoptée [24,25], qui représente les performances du contrôleur de tension non linéaire adaptatif proposé est :

$$y(t) = \frac{1}{T}\int_0^T S_i^2(t)dt \tag{II.8}$$

II.4.2 conception de contrôleur :

En sélectionnant : $x_i = [\Delta V_{ti}(t) \quad \Delta\omega_i(t) \quad \Delta P_{ei}(t)]^T$comme vecteur d'état, le modèle DFL-compensé adopté peut-être écrit comme suit :

$$x_i(t) = A_i x_i + B_i u_i(t) \tag{II.9}$$

Où

$$A_i = \begin{bmatrix} 0 & f_{i1}(t) & -f_{i2}(t)/T_{doi} \\ 0 & -D_i/2H_i & -\omega_o/2H_i \\ 0 & 0 & -1/T_{doi} \end{bmatrix}; B_i = \begin{bmatrix} -f_{i2}(t)/T_{doi} \\ 0 \\ 1/T_{doi} \end{bmatrix};$$

$$u_i(t) = V_{fi}(t) .$$

La loi de commande retenue est telle que:

$$v_{fi}(t) = -T_i^T(t)\,\theta_i \tag{II.10}$$

Où

$$\theta_i = [K_{i1} K_{i2} K_{i3}]^T; T_i(t) = [\Delta V_{ti}(t) \quad \Delta\omega_i(t) \quad \Delta P_{ei}(t)]^T \tag{II.11}$$

θ_i et $T_i$seront développéspour résoudre simultanémentles problèmes de l'amélioration de la stabilité transitoire et la régulation de la tension .

Dans notre cas , les matrices A_i et$B_i$sont incertaines ($f_{i_1}(t)$ et f_{i_2}sont variables). La théorie du contrôle la plus appropriée est la théorie du contrôle adaptatif sans modèle telle que la méthode de recherche de l'extremum par mode glissant.Le régulateur adopté vise à déterminer les différents gains k_{i1}, k_{i2} et k_{i3}en adoptant une méthode de recherche minimale simplifiée avec une fonction de commutation périodique.

Supposons qu'il existe un contrôleur de tension son linéaire adaptatif idéal $V_{fi}^*(t)$ avec un vecteur de gain optimal $\theta_i^* = [K_{i1}^* \; K_{i2}^* \; K_{i3}^*]^T$ comme suit :

$$V_{fi}^*(t) = -T_i^T(t)\theta_i^* \tag{II.12}$$

L'objectif est de concevoir une loi de commande de tension non linéaire adaptative telle que les erreurs de poursuite$(\Delta V_{ti}(t), \Delta\omega_i(t), \Delta P_{ei}(t))$ convergent vers zéro lorsque

$t \to \infty$.Dans ce cas le contrôleur adopté$v_{fi}(t)$ approxime la commande inconnue idéale $V_{fi}^{*}(t)$ telle que l'erreur :

$$e_{vfi}(t) = V_{fi}^{*}(t) - V_{fi}(t) \qquad \text{(II.13)}$$

convergence vers zéro lorsque $t \to \infty$

Le processus de convergence de θ_i vers θ_i^{*} ; peut êtredivisé en trois étapes comme suit [46] :

1. L'étape de convergence : la trajectoire du système converge vers le mode glissant à partir d'une valeur initiale .
2. La phase de poursuite forcée : la trajectoire du système converge vers le point extrême dans le mode glissant .
3. La phase d'oscillation en régime permanent : la trajectoire du système reste au voisinage du point extrême avec oscillation .

L'approche de recherche de l'extremum par mode glissant adoptée est basée sur le principe de faire varier les gains estimés θ_i;de sorte que la fonction de cout $J_i(\theta_i)$ atteint le point minimum .

Pour chaque générateur 'i' du système d'alimentation multi-machine (k est le nombre de générateurs dans ce système),le schéma proposée utilise trois surfaces de glissement pour optimiser les gains K_{i1}, K_{i2} et K_{i3}du contrôleur proposée , correspondant respectivement à la variation de la tension aux bornes du générateur, de la vitesse du rotor et de la puissance électrique active délivrée par le générateur .

Par conséquent , le vecteur des fonctions de commutation est défini comme suit :

$$\sigma_i(t) = [\sigma_{i1}\sigma_{i2}\sigma_{i3}\,]^{T} \qquad \text{(II.14)}$$

Où

$$\sigma_i(t) = y_i(t) - g_i(t) \qquad \text{(II.15)}$$

$$= J_i\big(\theta_{il}(t), \theta_{i2}(t), \theta_{i3}(t)\big) - g_i(t),$$

g(t) est un vecteur colonne de fonctions croissantes satisfaisant :

$$\dot{g}_i(t) = p_i(t) \qquad \text{(II.16)}$$

et $P_i(t)$ est un vecteur colonne de constantes positives.

Le paramètre θ_{ij} est conçu pour satisfaire :

$$\dot{\theta}_{ij} = K_{SES_{ij}} \mathrm{sgn}\left(\sin\left(\pi\sigma_{ij}/\beta_{ij}\right)\right) \quad \text{(II.17)}$$

La dérivée de la fonction de commutation $\sigma_i(t)$ définie dans (II.14)est :

$$\frac{\partial}{\partial t}\sigma_{ij}(t) = \dot{y}_i(t) - \dot{g}_i(t) \quad \text{(II.18)}$$

$$= \emptyset_{ij}\ (\theta_i(t)) K_{SES_{ij}} \mathrm{sgn}(\sin \pi\sigma_{ij}/\beta_{ij})) - p_{ij},$$

Où $y_i(t)$ est la fonction de coût et $\emptyset_{ij}(\theta_i(t))$ est défini comme $\emptyset_{ij}\left(\theta_i(t)\right) = \partial J_i(\theta_i(t)/\partial\theta_{ij}$ ou $\emptyset_{ij}(\theta_i(t))$ et le j-ième élément du vecteur $\emptyset_{ij}\left(\theta_i(t)\right) = \partial J_i(\theta_i(t)/\partial\theta_{ij}$;

La loi de commande par mode glissant peut s'exprimée telle que:

$$\dot{\theta}_{ij} = V_{ij}, \quad \text{(II.19)}$$

$$V_{ij} = K_{ses_{ij}} \mathrm{sgn}(\sin \pi\sigma_{ij}/\beta_{ij})).$$

Il est important de préciser quepour le mode glissant classique ,un seul mode glissant intervient ;d'autre part , dans le système de commande à recherche de l'extrémumpar mode glissant une série de modes glissantes peut se produire . Par conséquent, les fonctions de commutation correspondantes pour chaque θ_{ij}sont définies comme [47] :

$$\xi_{n_{ij}} = \sigma_{ij}(t) - n\beta_{ij}(i = 1, \ldots\ldots k; j = 1,2,3) \quad \text{(II.20)}$$

La fonction de commutation satisfait la condition

$$-\beta_{n_{ij}} \leq \xi_{n_{ij}}(t) \leq \beta_{n_{ij}}(t);\ \xi_{n_{ij}}(t) = \dot{\sigma}_{ij}(t) \quad \text{(II.21)}$$

$$\mathrm{Sgn}(\xi_{nij}(t)) = -\mathrm{sgn}\left(\emptyset_{ij}\left(\theta_i(t)\right)\right)\mathrm{sgn}\left(\sin\left(\pi\sigma_{ij}/\beta_{ij}\right)\right).$$

II.4.3 Analyse de stabilité :

Pour analyser la convergence et la stabilité du système, la fonction de Lyapunov suivante et considérée :

$$V_i = \frac{1}{2}\xi_{n_i}\xi_{n_i}^T \tag{II.22}$$

Oû $\xi_{n_i} = [\xi_{n_{i1}}\xi_{n_{i2}}\xi_{n_{i3}}]$

La dérivée deV_i par rapport au temps est donnée par :

$$\dot{V}_i = \dot{\xi}_{n_i}\xi_{n_i}^T = \sum_{j=1}^{3}\dot{\xi}_{n_{ij}}\xi_{n_{ij}}. \tag{II.23}$$

Le paramètre θ_{ij} défini en (II.17)est conçu pour satisfaite :

$$\dot{\theta}_{ij} = -k_{ses_{ij}}\,\mathrm{sgn}\left(\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right)\mathrm{sgn}\left(\xi_{n_{ij}}\right), \tag{II.24}$$

Dont la dérivée de la fonction de commutation par rapport au temps est déterminé par :

$$\dot{\xi}_{n_{ij}} = -k_{ses_{ij}}\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right|\mathrm{sgn}(\xi n_{ij}) - P_{ij} \tag{II.25}$$

Cela implique que :

$$\dot{V}_i = \sum_{j=1}^{3} -\left|\xi n_{ij}(t)\right|\ \left(\left|\emptyset_{ij}\ (\theta_i\,(t)\right|k_{ses_{ij}} + p_{ij}\mathrm{sgn}(\xi n_{ij}(t))\right) \tag{II.26}$$

Définir un γ_{ij}voisinage $\Omega_{ij}^{*}(\gamma_{lij},\gamma_{rij})$ du maximm point θ_{ij}^{*}comme :

$$\Omega_{ij}^{*}(\gamma_{lij},\gamma_{rij}) = \left\{\theta_{ij}\left|\theta_{ij}^{*} - \gamma_{lij} \le \theta_{ij} \le \theta_{ij}^{*} + \gamma_{rij}\right|\right\} \tag{II.27}$$

Oûγ_{lij} et γ_{rij}sont des constantes positives ,Alors l'une des possibilités suivantes tient :

$$\begin{aligned} &\left|\varphi_{ij}\left(\sigma_i(t)\right)\right| > p_{ij}/K_{ses_{ij}}, \quad \forall\theta_{ij} \notin \Omega_{ij}^{*}\left(\gamma_{lij},\gamma_{rij}\right) \\ &\left|\varphi_{ij}\left(\sigma_i(t)\right)\right| \le p_{ij}/K_{ses_{ij}}, \quad \forall\theta_{ij} \in \Omega_{ij}^{*}\left(\gamma_{lij},\gamma_{rij}\right) \end{aligned} \tag{II.28}$$

- **Pour la première possibilité**

On suppose que la condition initiale $\theta_{ij}(0)$ du système est en dehors du voisinage γ_{ij} c'est t-à dire :

$$\left|\emptyset_{ij}(\theta_i\,(0))\right| > p_{ij}/k_{ses_{ij}} \tag{II.29}$$

Alors, tant que le système est en dehors du voisinage γ_{ij},on a

$$\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| > p_{ij}/k_{ses_{ij}\ ;} \qquad \theta_{ij}\ \notin \Omega_{ij}^{*}(\gamma_{lij},\gamma_{lij}), \tag{II.30}$$

Et

$$\dot{V}_i = \sum_{j=1}^{3} -k_{ses_{ij}} \left|\xi_{n_{ij}}(t)\right| \left(\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| + \frac{p_{ij}}{k_{ses_{ij}}} sgn(\xi_{n_{ij}}(t)) < 0, \right. \tag{II.31}$$

Ce qui implique que le système va se diriger vers le mode glissant ξn_{ij}=0. L'entrée de commande équivalente peut être dérivée en résolvant $\dot{\theta}_{ij}(t) = 0$ pour V_{ij} (t) :

$$\dot{\sigma}_{ij}(t) = \frac{\partial}{\partial\theta_{ij}} J_i\big(\theta_i(t)\big) V_{eq_{ij}} - p_{ij} = 0 \tag{II.32}$$

Ce qui donne que:

$$Veq_{ij} = \frac{p_{ij}}{\emptyset_{ij}(\theta_i(t))} \tag{II.33}$$

De plus,notez que sous l'hypothèse que la fonction de coût local $J_i(\theta_i(t))$ est une fonction concave , nous avons :

$$(\,\theta_i(t) - \theta_{ij}^{*})\,\frac{\partial J_i}{\partial\theta_{ij}(t)} < 0 \quad ,\forall\theta_{ij}(t) \neq \theta_{ij}^{*} \tag{II.34}$$

Soit $\hat{\theta}_{ij} = \theta_{ij}(t) - \theta_{ij}^{*}$,la dérivée temporelle de $\hat{\theta}_{ij}$ est :

$$\hat{\theta}_{ij} = V_{eq_{ij.}} \tag{II.35}$$

A partir des équations (II.33) et (II.34) il s'ensuit que :

$$\hat{\theta}_{ij}(t)\,\dot{\hat{\theta}}_{ij}(t) < 0 \tag{II .36}$$

Soit $\theta_{ij}(t) \to \theta_{ij}^{*}$ dans la région(II.30)tant que le mode glissant existe , ce qui implique que (II.13) converge vers zéro .

- **Pour la deuxième possibilité**

Dans cette sous-section, nous utilisons la fonction de commutation $\theta_{ij}(t)$pour discuter de la convergence. Une fois le mode glissant atteint le système entre dans le voisinage de γ_{ij} c'est-à-dire :

$$\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t)\right| \leq p_{ij}/k_{ses_{ij}}, \quad \forall\theta_{ij} \in \Omega_{ij}^{*}(\gamma_{lij}, \gamma_{rij}) \tag{II.37}$$

Si $$2n\beta_{ij} < \sigma_{ij}(t) < (2n+1)\beta_{ij} \tag{II.38}$$

Alors $$\theta_{ij} = -k_{ses_{ij}} < 0 \tag{II.39}$$

On peut voir que θ_{ij}continuera d'augmenter et deux des cas peuvent se produire :

Cas 1 : si $p_{ij}/k_{ses_{ij}}$, est conçu pour être petit , avant de décroitre à $\sigma_{ij}(t) = 2n\beta_{ij}$ à partire de $\sigma_{ij}(t) = (2n+1)\beta_{ij}$ le système traversera la région $\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| \leq p_{ij}/k_{ses_{ij}}$et atteindre la région $\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| > p_{ij}/k_{ses_{ij}}$, dans ce cas , la condition des modes de glissement apparait et le système converge vers la surface de glissement $\sigma_{ij}(t) = 2n\beta_{ij}$ sur lequel le système se déplace vers la région $\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| \leq p_{ij}/k_{ses_{ij}}$.

Cas 2 : si $p_{ij}/k_{ses_{ij}}$est conçu pour être suffisamment grand,le système est toujours dans la région $\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| \leq p_{ij}/k_{ses_{ij}}$, et σ_{ij}décroit jusqu'à$\sigma_{ij}(t) = 2n\beta_{ij}$ de$\sigma_{ij}(t) = (2n+1)\beta_{ij}$àpartir de la surface de glissement $\sigma_{ij}(t) = 2n\beta_{ij}$on peut obtenir :

$$(2n-1)\beta_{ij} < \sigma_{ij}(t) < 2n\beta_{ij} \tag{II.40}$$

Ce implique que :

$$\theta_{ij} = -k_{ses_{ij}} < 0 \tag{II.41}$$

On peut voir que θ_{ij} continuera à diminuer et deux cas peuvent se produire :

Cas1 : si $p_{ij}/k_{ses_{ij}}$est conçu pour être petit, le système traverser la région$\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| \leq p_{ij}/k_{ses_{ij}}$et atteindra la région $\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| > p_{ij}/k_{ses_{ij}}$dans ce cas la condition des modes glissants apparait et le système converge vers la surface de glissement$\sigma_{ij}(t) = (2n-1)\beta_{ij}$sur laquels se déplace vers la région $\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t)\right| \leq p_{ij}/k_{ses_{ij}}$.

Cas 2 : si $p_{ij}/k_{ses_{ij}}$ est conçu pour être suffisamment grand , le système est toujours dans la région $\left|\emptyset_{ij}(\theta_i(t))\right| \leq p_{ij}/k_{ses_{ij}}$ et θ_{ij} se réduit à $\sigma_{ij}(t) = (2n-1)\beta_{ij}$.

Lorsque (II.25) et (II.26) apparaissent, les sens du mouvement change et il en va de même pour (II.27) et (II.28) le système répétera ces mouvement près du point extrême .

II.5 Conclusion :

Dans ce chapitre on a présenté le principe de l'algorithme de commande de recherche de l'extrémum se basant sur le mode glissant. Cette technique de commande s'adapte très bien aux systèmes non linéaires. Le régulateur proposé est capable de forcer les états du système à entrer dans un voisinage de la trajectoire souhaitée correspondant à la performance optimale désignée.

CHAPITRE III

RESULTATS DE LA SIMULATION

III.1Introduction :

La recherche de l'extremum d'une fonction objectif cout est une approche de contrôle optimal qui traite les situations où le modèle du système est incertain et ou non linéaire , et où on suppose disposée des mesures des signaux d'entrée et de sortie du système. Le régulateur proposé peut-être décrit comme un régulateur adaptatif intelligent. Il s'agit d'une méthode qui ne se base sur le modèle puisque l'approche multivariable règle en ligne les gains du contrôleur de tension non linéaire sur la base de la minimisation d'une fonction de coût sans avoir besoin de connaître le modèle non linéaire du système d'alimentation multi-machines[49].

III.2 Objectif :

L'objectif principal de notre travail est de construire une loi de commande de tension non linéaire adaptative en utilisant une technique multi variable de recherche d'extremum en se basant sur le mode glissant . Le schéma développé est appliqué pour assurer l'amélioration de la stabilité transitoire et la régulation de la tension du réseau électrique multi-machines.

III.3 Simulation :

Afin de valider les performances de la technique de commande adaptativedéveloppée, deux configurations différentes de systèmes électriques multi-machines sont considérées :

- Réseau électrique à trois générateurs connectés à un bus a puissance infini (figure.III.1) les détails mathématiques complets peuvent être trouvés dans Les conditions initiales sont énumérées dans le tableau 1.
- Réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini (figure.III.2) les détails mathématiques complets peuvent être trouvés .

Les conditions initiales sont énumérées dans le (tableau III.1 et tableau III.2).La faisabilité du contrôleur proposé est vérifiée par l'environnement logiciel Matlab.

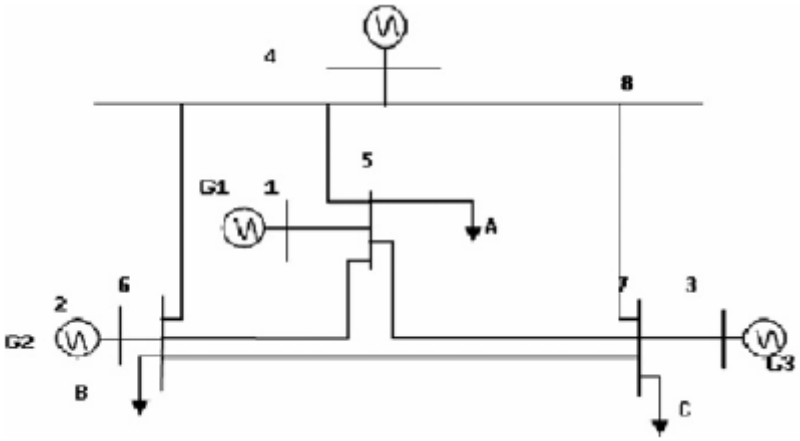


Figure III.1 :Réseau électrique à trois générateurs connectésà un bus a puissance infini.

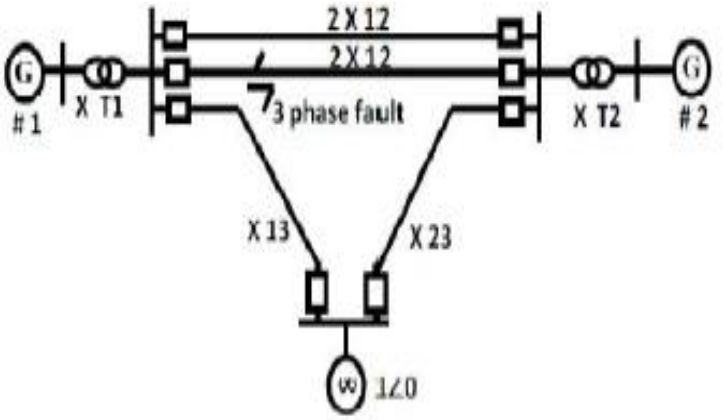


Figure III.2 : Réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini.

Tableau III.1 : Conditions initiales du réseau électrique à trois générateurs connectés à un bus a puissance infini.

Machine	δ(o)	p_m(p.u)	E_f(p.u)	V_t(p.u)
1	37.93	0.8005	0.3770	0.9999
2	32.07	0.6863	0.4513	1.0200
3	20.88	0.5004	0.6077	1.0399

Tableau III.2 : Conditions initiales du réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini.

Machine	δ(o)	$p_m\ (p.u)$	V_t(p.u)
1	52.72	0.95	1.00
2	54.48	0.95	1.02

III.4 Réseau électrique à trois générateurs connectés à un bus a puissance infini:

Dans cette configuration, le défaut considéré est un défaut permanent avec un augmentation soudaine de la puissance d'entrée mécanique (Fig.III.3,III.4 etIII.5). Tout d'abord,un court-circuit triphasé symétrique sur les lignes de transmission entre les bus 5 et 6 est appliqué à t = 1s (emplacement du défaut λ=0.2). Ce défaut et éliminé par l'ouverture des disjoncteurs de la ligne en défaut à 1.15 s. Ensuite,la puissance mécanique du générateur n° 1 augmente de 30% . Cette augmentation est appliquée à t = 1.5 s.

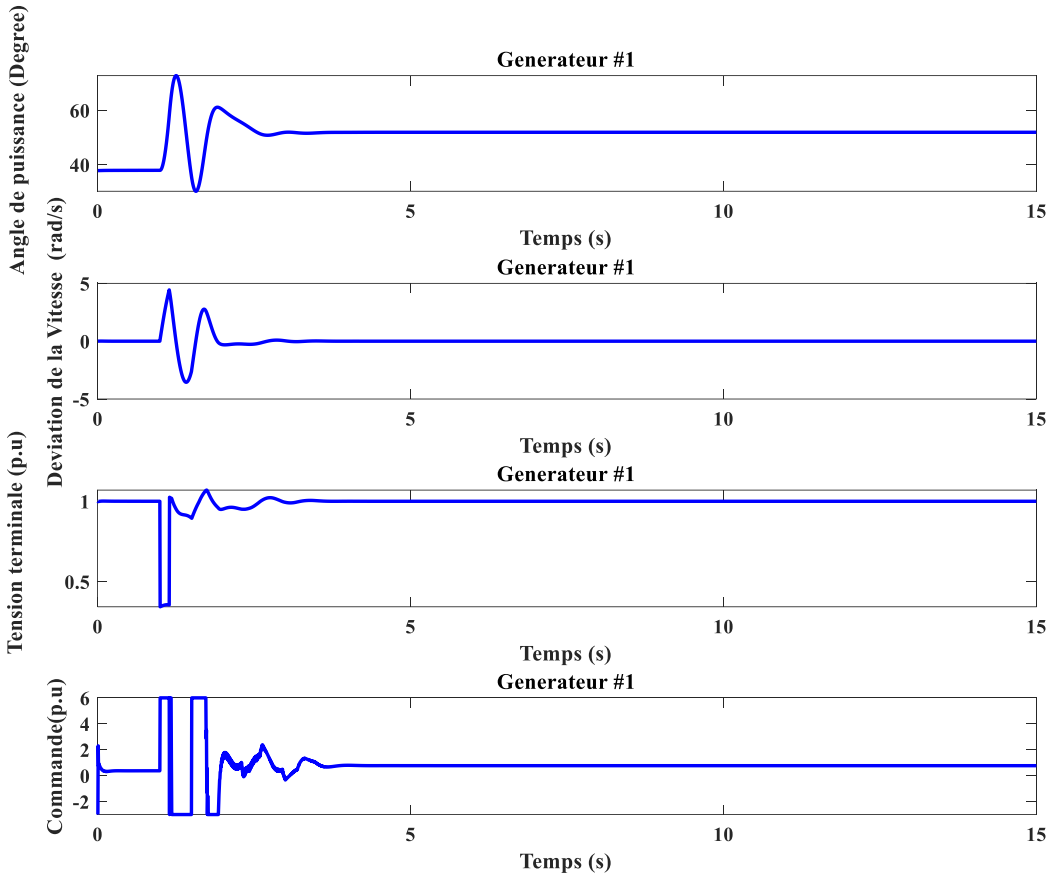


Figure III.3 : Réponses du générateur 1 du réseau électrique à trois générateurs connectés à un bus a puissance infini

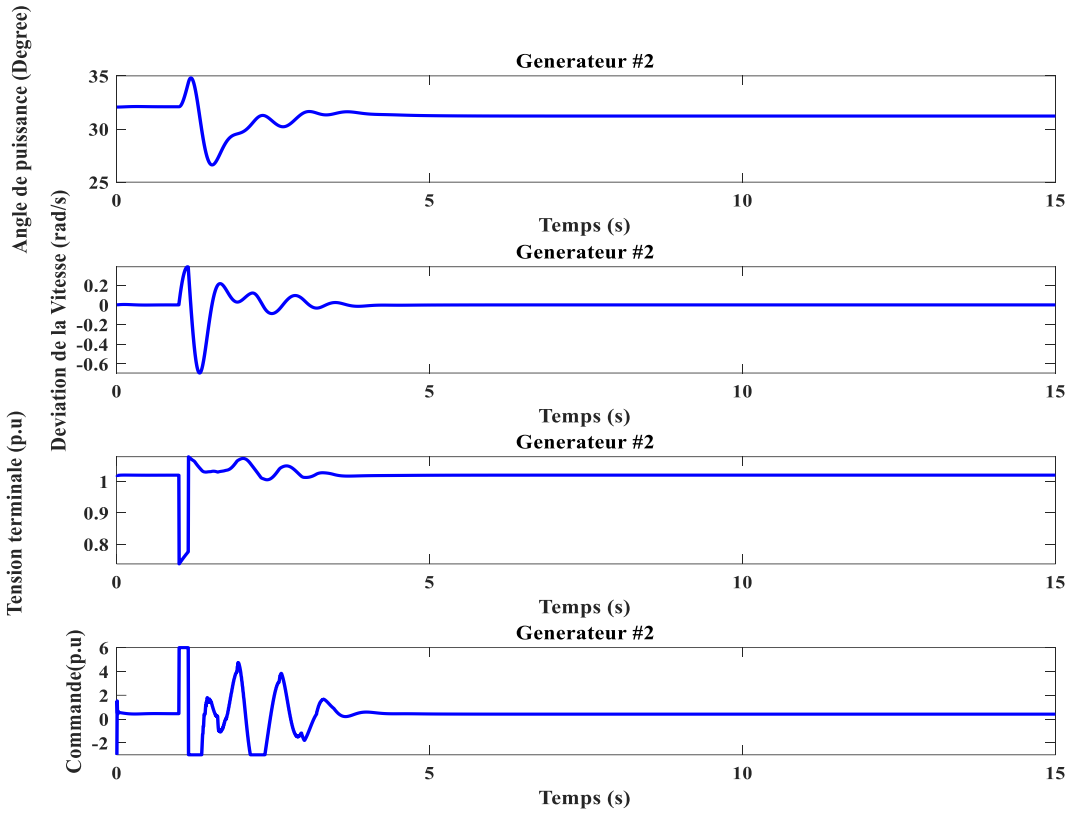


Figure III.4 :Réponses du générateur 2 du réseau électrique à trois générateurs connectés à un bus a puissance infini

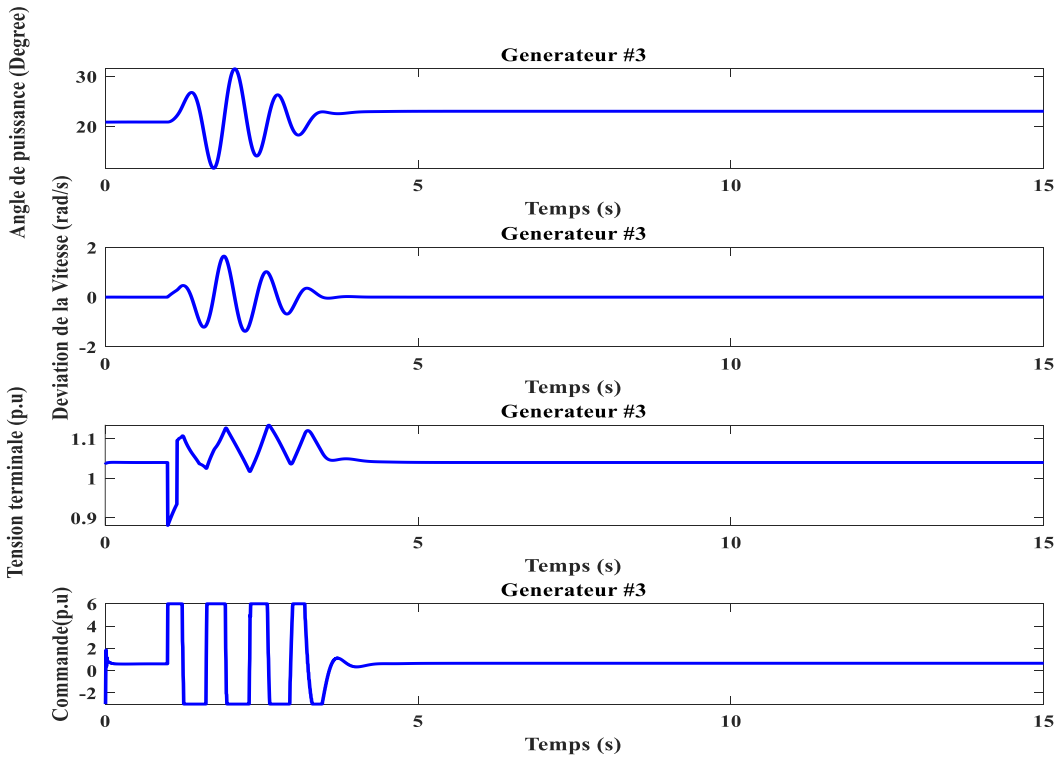
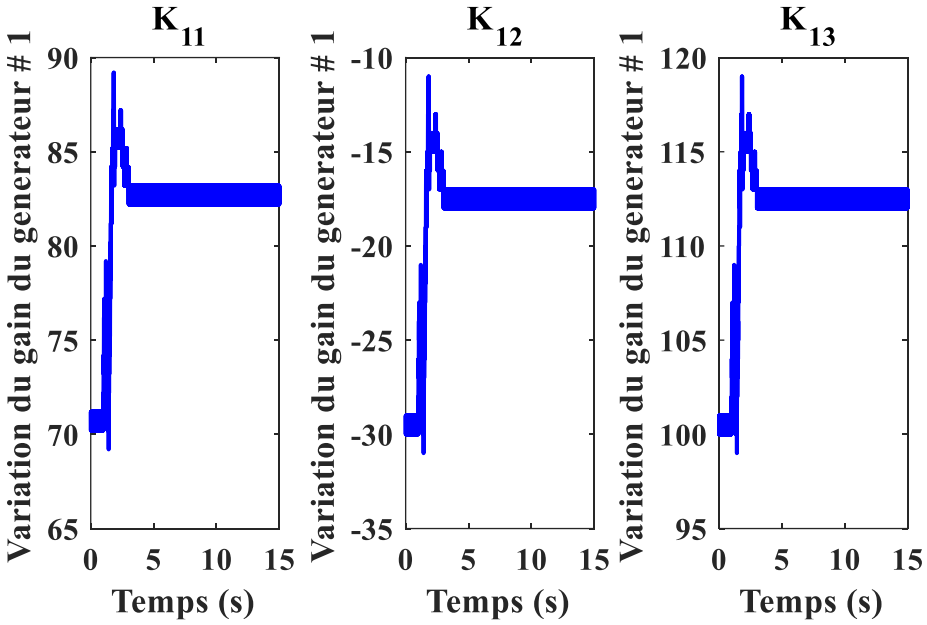


Figure III.5 :Réponses du générateur 3 du réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini

Les figures III.6 aIII.8 montrent les variations des gains des régulateurs du réseau électrique à trois générateurs connectés à un bus a puissance infini



Temp (s) temp (s) temp(s)

Figure III.6 : Variations des gains du régulateur du générateur 1

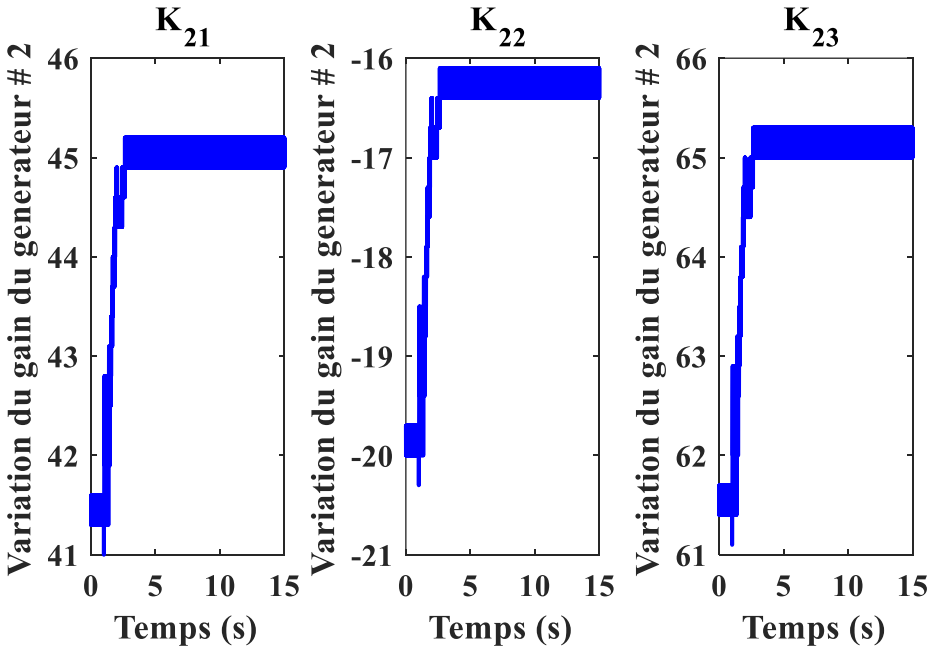


Figure III.7 : Variations des gains du régulateur du générateur 2

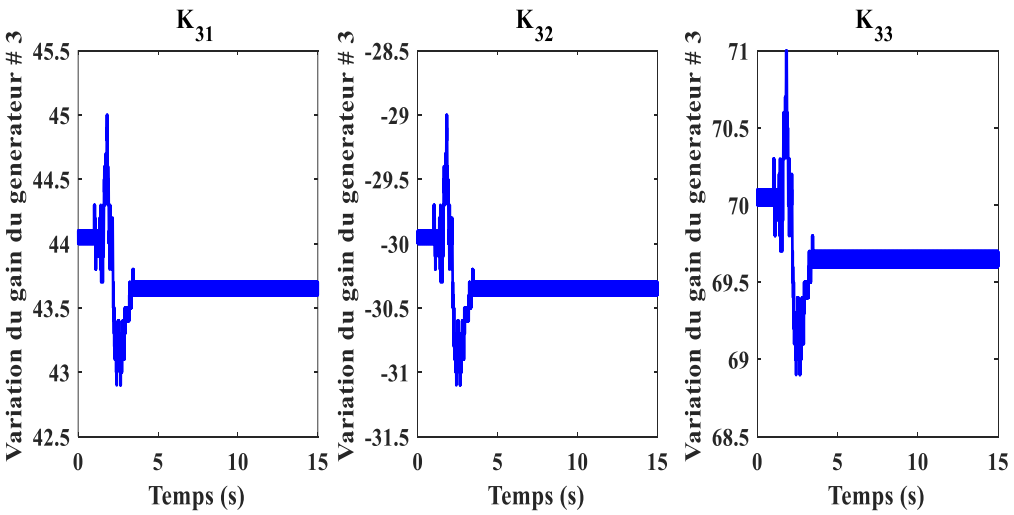


Figure III.8 : Variations des gains du régulateur du générateur 3

III.5 Réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini:

La simulation est réalisée pour deux défauts de court-circuit triphasés successifs (emplacement $\lambda = 0.01$). Ces défauts de court-circuit triphasés sont symétriques.Le premier défaut se produit à t = 1s. Ce défaut est éliminé par l'ouverture des disjoncteurs de la ligne en défaut à t = 1.15 s. Les lignes de transmission sont rétablies à t = 2.5 s. Le second défaut se produit à t = 3.15 s . Le défaut et éliminé par l'ouverture du disjoncteurs de la ligne en défaut à t = 3.15 s (fig. III.9 et fig.III.10).

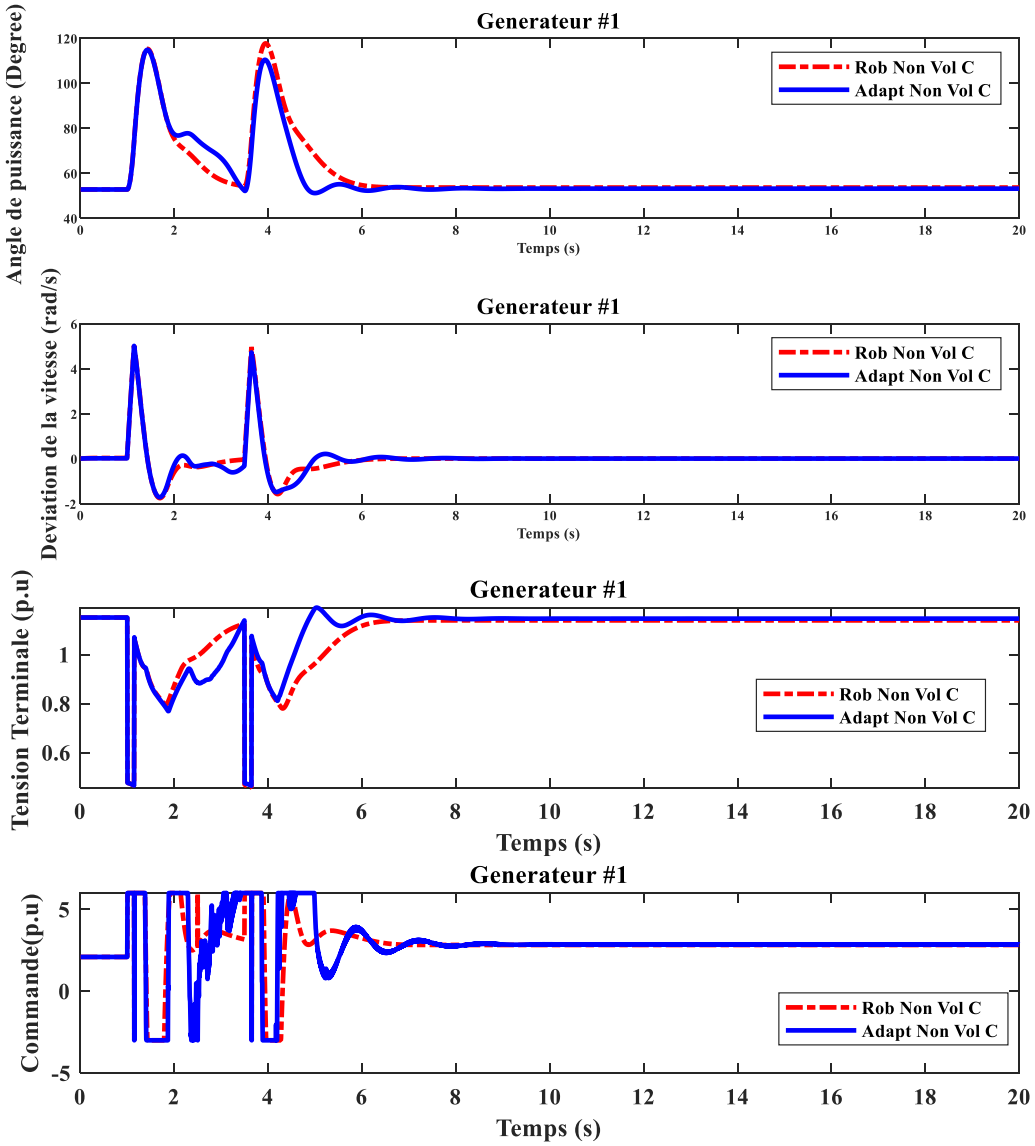


Figure III.9 :Réponses du générateur 1 du réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini

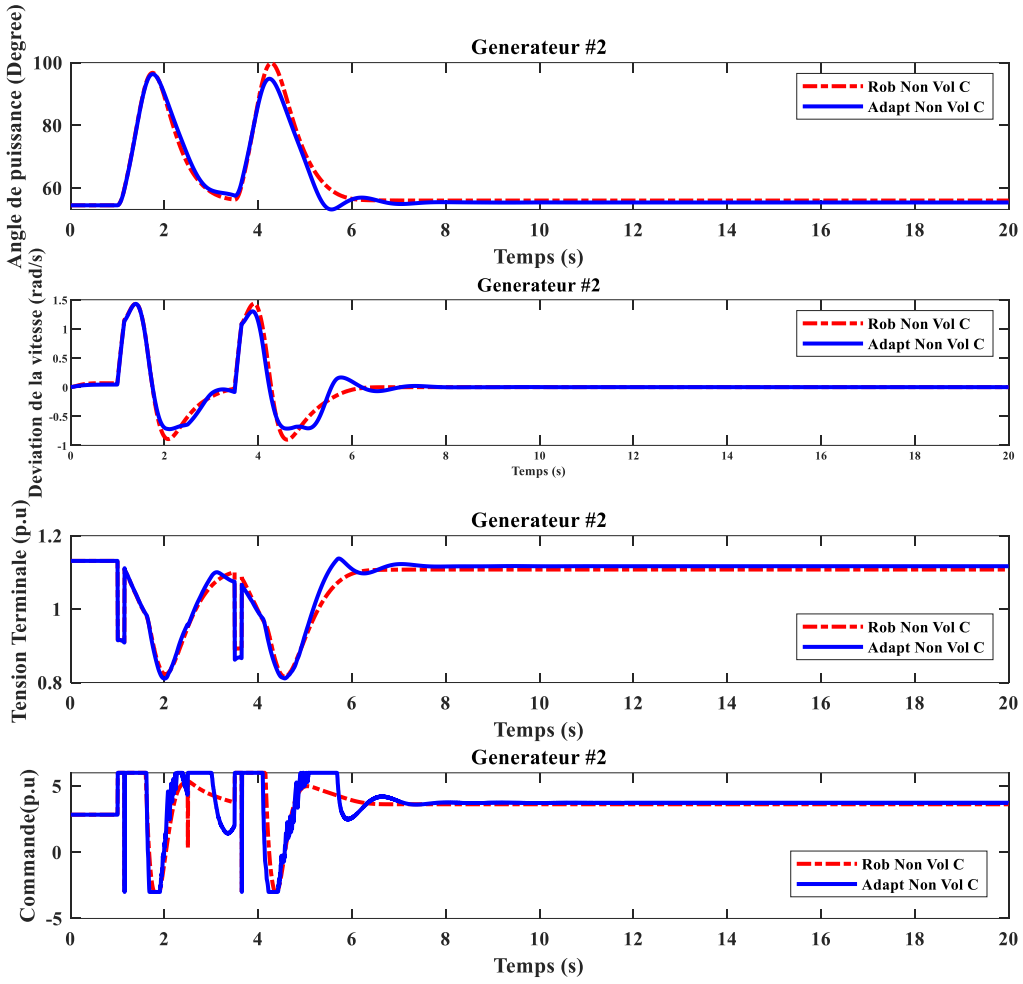


Figure III.10 :Réponses du générateur 2 du réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini

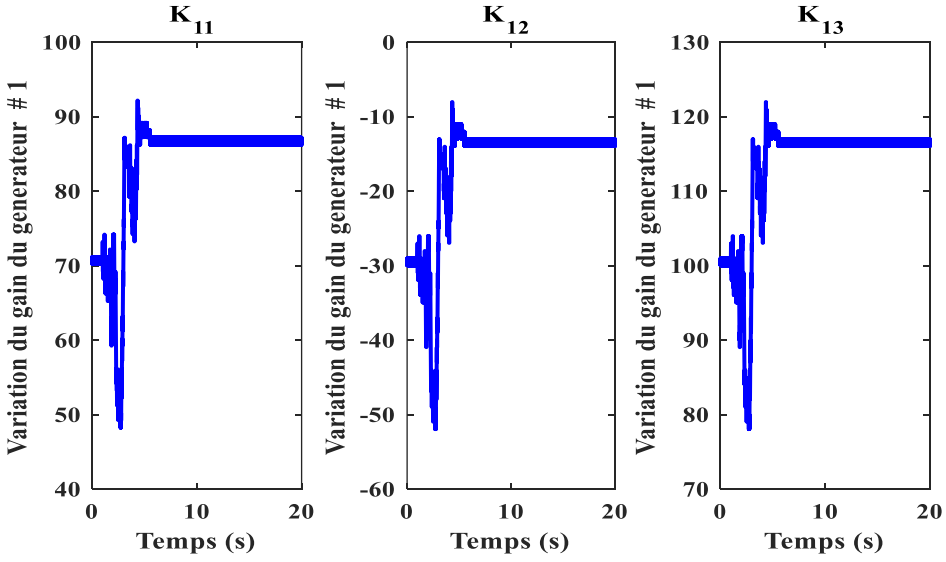


Figure III.11 : Variations des gains du régulateur du générateur 1

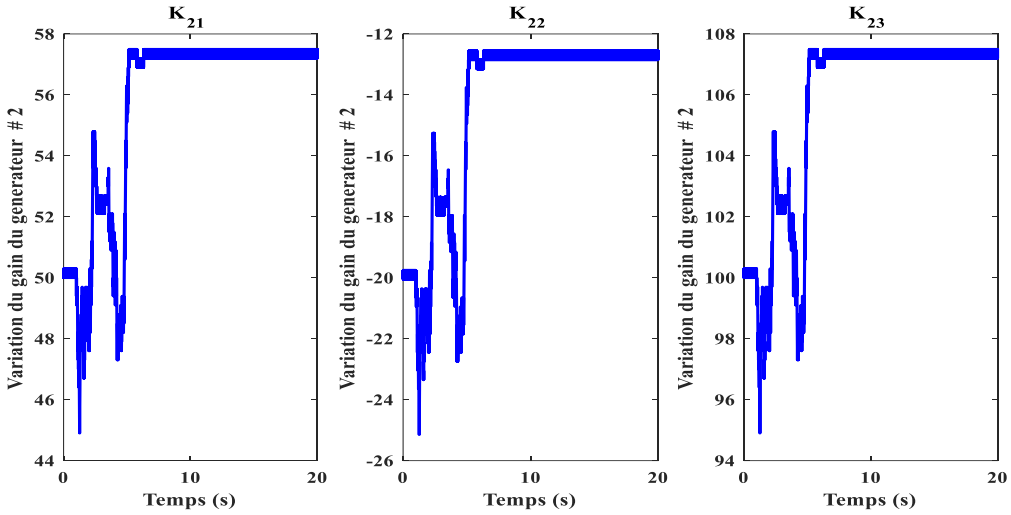


Figure III.12 : Variations des gains du régulateur du générateur 2

Les figures III.11 et III.12 montrant les variations des gains des régulateurs du réseau électrique à deux générateurs connectés à un bus a puissance infini.

Les figures III.3 aIII.5 et les figures III.9 et III.10 montrent que les tâches de la régulation abordées sont accomplies de manière satisfaisant . En effet,la stabilité transitoire est améliorée et les tensions terminaux aux bornes des générateurs sont bien régulés dans tous les cas , ce qui confirme l'efficacité de l'approche proposée.

Afin d'évaluer plus précisément les performances du régulateur de tension non linéaire adaptatif proposé (Adapt Non Vol C), Les réponses du régulateur proposé sont comparées à celles du régulateur de tension non linéaire robuste (Rob Non Vol C)décrit dans [12] .

Zhu et al , dans [12] ,ont développé un régulateur de tension non linéaire robuste basé sur la technique de linéarisation directe par bouclage (DFL)et la théoriedu contrôle robuste. Les régulateurs proposés s'expriment comme suit :

$$V_{f1} = 22.4\Delta\delta_1(t) + 12.8\Delta\omega_1 - 82.5\Delta P_{e1}(t) \qquad \text{(III. 1)}$$

$$V_{f2} = 22.4\Delta\delta_2(t) + 14.2\Delta\omega_2(t) - 82.6\Delta P_{e2}(t) \qquad \text{(III. 2)}$$

L'écarte de la tension terminale des générateurs (ΔV) et l'écarte de l'angle de puissance ($\Delta\delta$) sont utilisés pour évaluer les performances du régulateur proposée.

Pour cette comparaison , trois indices sont utilisés , à savoir l'erreur quadratique intégral (ISE) ,l'intégrale de l'erreur Absolu (IAE) et l'intégrale dutemps multipliée par

l'erreur Absolue (ITAE) . Le temps de simulation T est fixé à 20s et les résultats de cette comparaison sont présentés dans les tableaux 3 et 4 .

Tableaux III.3 : Valeurs des indices de performance dans différentes condition pour l'évaluation de la stabilité transitoire .

Réponse du système	Indices de comparaison de la stabilité transitoire ($\Delta\delta$)		
	ITAE	IAE	ISE
Rob Non Vol C	3.8109e+03	835.2794	447.6468
Adapt Non Vol C	2.7822e+03	732.0862	397.9413

Tableaux III.4 : Valeurs des indices de performance dans différentes condition pour l'évaluation de la régulation de la tension

Réponse du système	Indice de comparaison de la tension (ΔV)		
	ITAE	IAE	ISE
Rob Non Vol C	2.5006e+03	470.1989	103.5874
Adapt Non Vol C	1.7506e+03	405.1086	100.5577

Comme le montrant les tableaux (III.3et III.4) , tous les indices de performance confirmant que le régulateur proposé offre de meilleures performances par rapport au régulateur de tension non linéaire robuste en termes : de convergence rapides avec un meilleur amortissement des oscillations du réseau électrique et une erreur minimal en régime permanent (Les réponses du système commandé par le régulateur proposé sont plus proches des points de consigne).

En outre, d'après les figures III.3 aIII.5 et les figures III.9 a III.10 , le chattering observé sur les gains du contrôleur (figures III.6 aIII.8 et figures III.11 et III.12) n'a pas d'effet sur la loi de commande appliquée par conséquent , la chattering n'est plus un problème pour la commande.

III.6 Conclusion :

Le régulateur de tension non linéaire adaptatif proposée via l'approche SES multi variable a répondu de manière satisfaisante à nos objectifs . En effet , la stabilité transitoire est grandement améliorée et le niveau de tension après défaut est maintenu proche du consigne

malgré les différents points de fonctionnement , les emplacements des défauts et les changements dans la puissance d'entrée mécanique , et ce pour les différents réseaux électriques multi-machines proposés .

CONCLUSION GENERALE

Dans ce travail, une loi de commande adaptative basée sur une approche de recherche d'extremum se basant sur le mode glissant est utilisée pour assurer la stabilité des systèmes de puissance multi-machines.

L'un des principaux avantages de cette technique est d'introduire une approche qui nécessite peu ou pas de connaissance du modèle du système. De plus, il n'est même pas important que le modèle du système soit linéaire ou non linéaire comme dans notre cas. Nous n'avons besoin que de la fonction de coût qui caractérise le comportement souhaité.

Ce mémoire a pour but de démontré la faisabilité de l'approche proposé pour le maintien de la stabilité transitoire et la régulation en tension du réseau électrique multi-machines. Trois chapitres ont été présentés.

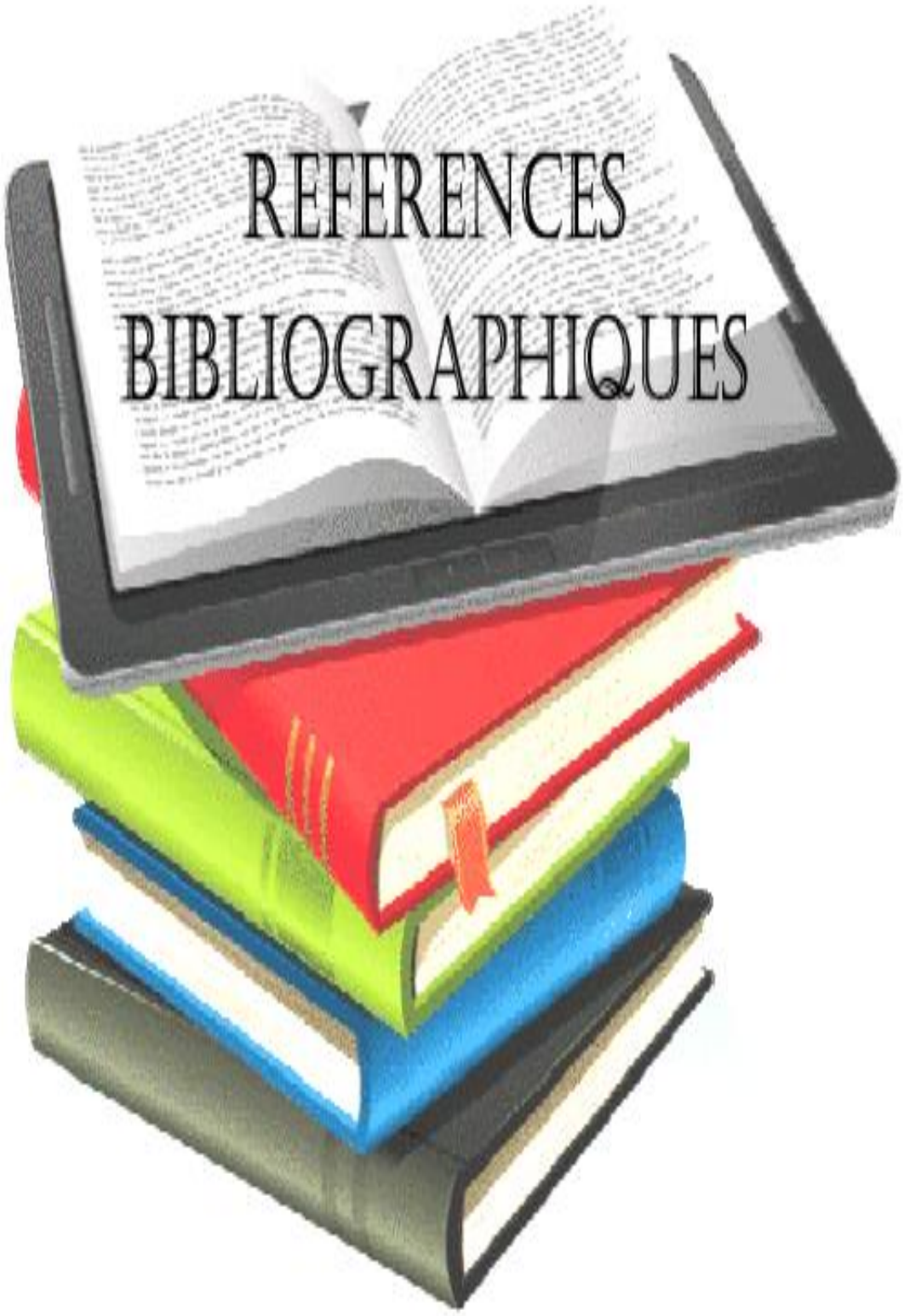
Dans le dernier chapitre, les principales notions de la modélisation du système électrique multi-machines, ainsi que les définitions des différents types de stabilité du réseau électrique ont été traitées.

Le deuxième chapitre a été consacré à la présentation de l'approche de recherche de l'extremum basée sur le mode glissant.

Le troisième chapitre a été consacré à la démonstration des performances de la technique proposée par des simulations. En effet, malgré la non-linéarité et les propriétés variables dans le temps du système d'alimentation multi-machines, la stabilité transitoire est grandement améliorée par le contrôleur proposé et le niveau de tension post-défaut est atteint malgré les différents points de fonctionnement, emplacements de défaut, variations de la puissance mécanique d'entrée, pour les différents systèmes d'alimentation multi-machines.

Les résultats de la simulation révèlent la supériorité de la technique proposée par rapport à d'autres techniques tels que la commande robuste puisque le contrôleur proposé présente une vitesse de convergence plus rapide avec moins d'oscillations et où les réponses en régime permanent du système sont plus proches des consignes.

D'une manière générale, il est important de souligner que l'utilisation conjointe de la technique de recherche de l'extremum par mode glissant avec n'importe quel régulateur offre une souplesse et une facilité de conception très appréciables dans le domaine de la commande. des systèmes linéaires ainsi que des systèmes non linéaires ; puisqu'il ne faut trouver que la fonction de coût qui peut représenter la dynamique souhaitée du système et utiliser l'ES technique pour la minimiser.


REFERENCES
BIBLIOGRAPHIQUES

[1]: P.kundur, power system stabilité and contrôle .Me Graw-Hill,New york,1994.

[2]: A. Abdelaziz, K. Keltuom, Power system stabilizer based on terminal sliding mode control, Rev. Roum. Sci. Techn.-Électrotechn. Et Énerg, **62**, 1, pp. 98-102 (2017).

[3]: R .K.Padiyar,Power System Stability and Dynamics, deuxième édition ,B S publications,2002 .

[4]: P.Kundur, J.Paserba,V.Ajjarapu,G.Andersson,A.Bose,C.Canizares, N. Hatziargyriou, D. Hill, Definition, and classification of power system stability. IEEE Trans. Power Syst., **19**, 2, pp.1387-1401(2004).

[5]: H. Labdelaoui, F. Boudjema, D. Bouthetala, Optimisation multi objective de la gestion de l'eau. Design of dual-input power system stabilizer using genetic algorithms (Conception d'un stabilisateur de système électrique à double entrée à l'aide d'algorithmes génétiques). Rev. Roum. Sci. Techn.-Él ectrotechn. Et Énerg, **62**, 1,pp. 93-97 (2017).

[6]: A .D.Falehi, M.Rostami, H.Mehrjardi, Transient Stability Analysis of powr system by coordinated pss-avr design based on pso technique 3,4,pp .478-484(2011).

[7]: A.Zebar, A.Hamouda ,K.Zehar ,Impact of the location of fuzzy controlled static VAR compensator on the power système transient stability imporovement in presence of distributed wind generation, Rev. Roum.Sc.-électrothechn .et énergi**, 60**, **4**,pp.42-436,(2015) .'4

[8]: R .Yong ,Z,Y .Dong ,T.K saha R. Majumder ,power system transient stability enhancement with an adaptive contrôles he me using backs tepping design ? IEEE power engineering society general meeting, june ,pp.1-8(2007).

[9]: S .Abazari ,M.HeidariN.R. Abjadi, Adaptive contrôle design for a synchronous generator , Rev. Roum .SCI .Techn-electrotechn.et Energ .59,4,pp.411-421(2014).

[10]: S.Benhdouga ,D .Boukhtala , F.Boudjema,decentralized high order sliding mode contrôle of multi machine power systems, Int.J.Electr power
Energy syst 43,1,pp.1081-1086(2012).

[11]: H.Huerta , A.G ; loukianov , j.M.Canedo , decentralized sliding mode block contrôle of multi machine power systems , int j.Electr.POWER Energy syst .32,1, pp.1-11(2010).

[12]: C.Zhu,R.Zhou ,Y.Wang,A new decentralized nonlinear voltage controller for multi machine power systems ,IEEE Trans power syst .13 1,pp.211-216(1998).

[13]: A.Abbadi , L.Nezli,D.boukhetala ,A nonlinear voltage controller base don interval type 2 fuzzy logic control system , int .J.Electr.power energy syst .45,pp 456-67(2013).

[14] : P.Zhao,W .Yao, j wen ,L.Jiang ,S.Wang , S.Chang , improved contrôle synergique de l'exitation pour l'amélioration de la stabilité transitoire et de la régulation de la tension des réseaux électriques,Int .J Electr .Power Energy syst .68,pp .44-51(2015).

[15]: Y. Wang, D.J. Hil, Robust nonlinear coordinated control of power systems ,Automatica, 32, pp.611-618 (1996).

[16]: Y. Guo, D.J. Hill, Y. Wang, Global transient stability and voltage regulation for power systems, IEEE Trans. on Power Systems,**16**, 4, pp. 678-688 (2001).

[17]: R. Chaudhary, A.K. Singh, Transient stability improvement of power system using non-linear controllers, Energy and PowerEngineering,**6**, 1, pp.10-16 (2014).

[18]: M.Kristic, Extremum seeking control, in T. Samad and J. Baillieul,Encyc lopedia of Systems and Control, Springer,2014.

[19]: K.B.Ariyur, M. Krstic, Real-time optimization by extremum-seekingcontrol,Wiley-Interscience, 2003.

[20]: T. Roux-Oliveira, L.R. Costa, A.V. Pino, P. Paz, Extremum seeking-based adaptive PID control applied to neuro muscular electrical stimulation, Medicine, Biology, Analis da Academia Brasileira deCiencias,**91**, pp. 1-20 (2019).

[21]: N.J.Killingsworth, M.Krstic, PID tuning using extremum seekin'.IEEE Control Systems Magazine, IEEE Control Syst, **26**, 1, pp.70-79 (2006).

[22]:Q.Chen,Y. Tan,J.Li, I.Mareels, Decentralized PID control design for magnetic levitation systems using extremum seeking,IEEEAccess,**6**, pp. 3059-3067 (2018).

[23]: S.FToloue, S.H Kamali, M.Moallem, Multi variable sliding-mode extremum seeking PI tuning for current control of a PMSM. IET Electric Power Applications. 14,3, pp.348-356 (2020).

[24]: B.Ouamri, A.F. Zoubir, Comparative analysis of robust controller based on classical proportional-integral controller approach for power control of wind energy system, Rev. Roum. Sci. Techn. –Électrotechn .et Énerg., **63**, 2, pp. 210-216, (2018)

[25] : G. Bartolini, L. Fridman, A. Pisano, E. Usai. Modern Sliding Mode Control Theory. New Perspectives and Applications, lectures notein control and information sciences, Springer, Berlin Heidelberg,Allemagne,2008.

[26]: Anderson, P. M., Fouad, A.A.: Power system control and stability, The IOWA state university press, Ames, IOWA, 1977.

[27]: Machowski,J. ,Bialek, J.W., Bumby, J.R. : Power System Dynamics Stability and Control, John Wiley, 2008.

[28]: Wang, X.F., Song, Y.H. Irving, M.: Modern Power Systems Analysis. Springer Verlag, 2008.

[29] : Kundur, P.: Power System Stability and Control. McGraw-Hill, New York, 1994.

[30]: Wang, Y., Guo, G., Hill, D. J.: Robust decentralized nonlinear controller design for multi machine power systems. Automatica , Vol. 33, No.9,pp. 1725-1733,1997.

[31]: Wang, Y., Guo, G., Hill, D. J.: Robust decentralized nonlinear controller design for multi machine power systems. Automatica , Vol. 33, No.9,pp. 1725-1733,1997.

[32]: Tan, Y.L.,Wang, Y. :Transient stabilization using adaptive excitation and dynamic brake control. Control Eng. Pract , Vol. 5, No.3,pp. 337-346,1997.

[33]: Gao, L. Chen, L. Fan, Y., Ma, H. : A nonlinear control design for power systems Automatica, Vol. 28, pp. 975–979, 1992.

[34]: Cong, L. Wang, Y. , Hill, D.J. : Transient stability and voltage regulation enhancement via coordinated control of generator excitation and SVC. Electrical Power and Energy Systems, Vol. 27, pp.121-130,2005.

[35]: Kundur,P., Paserba, J. Ajjarapu, V. , Andersson.G., Bose, A. , Cañizares, C. Hatziargyriou,N., Hill, D. , Stankovic, A. , Taylor, C. , Custsem, T.V. , Vittal , V. :Definition and classification of power system stability IEEE/CIGRE joint task force on stability terms and definitions. IEEE Trans. on Power Systems, Vol 19, p.p 1387-1401, 2004 .

[36] : H.-H. Wang, M. Krstic, and G. Bastin, Optimizing bioreactors by extremum seeking, Internat.J. Adapt. Control Signal Process., 13 (1999), pp. 651–669.

[37]: H.-H. Wang, S. Yeung, and M. Krstic, Experimental application of extremum seeking on an axial-flow compressor, IEEE Transactions on Control Systems Technology, 3 (2000),pp. 300–308.

[38]: P. G. Scotson and P. E. Wellstead, Self-tuning optimization of spark ignition automotive engines, IEEE Control System Magazine, 10 (1990), pp. 94–101.

[39] : C. Dixon and E. W. Frew, Decentralized extremum-seeking control of non holonomic vehicles to form a communication chain, in Advances in Cooperative Control and Optimization, Lecture Notes in Control and Inform. Sci. 369, Springer-Verlag, Berlin, 2007, pp. 311–322.

[40] : P. M. Dower, P. M. Farrell, and D. Nesic, Extremum seeking control of cascaded Raman optical amplifiers, IEEE Transactions on Control Systems Technology, 16 (2008), pp. 396–407.

[41] : C.Centioli, F. Iannone, G. Mazza, M. Panella, L. Pangione, S. Podda, A. Tuccillo, V. Vitale, and L. Zaccarian, Maximization of the lower hybrid power coupling in the Frascati tokamak upgrade via extremum seeking, Control Engineering Practice, 16 (2008),pp. 1468–1478 .

[42]: D. Carnevale, A. Astolfi, C. Centioli, S. Podda, V. Vitale, and L. Zaccarian, A new extremum seeking technique and its application to maximize RF heating on FTU, Fusion Engineering and Design, 84 (2009), pp. 554–558.

[43] : K. Kim, C. Kasnakoglu, and A. Serrani, Extremum-seeking control of subsonic cavity flow, AIAA Journal, 47 (2009), pp. 195–205.

[44] : S. Drakunov, U. Ozguner, P. Dix, and B. Ashrafi, "Abs control using optimum search via sliding modes," Control Systems Technology, vol. 3, pp. 79 –85, 1995.

[45] : Extremum seeking with sliding mode gradient estimation and asymptotic regulation for a class of nonlinear systems, department of Electrical and Computer Engineering, The Ohio State University, Columbus, OH 43210, USA.

[46]: S. Chen, L. Wang, K. Ma, H. Zhao, A switching-based extremumseekingcontrolscheme,Int.J.Control,90,8,pp.1688-1702(2017).

[47]: Y.Pan, Ü.Özgüner, T.Acarman, Stability and performance eimprovement of extremum seeking control with sliding mode, Int.J. Control, 76, 9-10,pp. 968-985 (2003).

[48] : S. Chen, L. Wang, K. Ma, H. Zhao, A switching-based extremum seeking control scheme, Int. J. Control, **90**, 8, pp. 1688-1702 (2016).

[49] : Belkacem, Astron and wittrnmark ,department of electrical engineering yheohio state university 205 dreese laboratory, neil avenue (2015).