

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR

ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE



UNIVERSITE HASSIBA BEN BOUALI

Département d'Électrotechnique

Mémoire en vue de l'obtention du diplôme de

**MAGISTER**

Présenté par : **Bederrar Mohammed**

Spécialité : **ÉLECTROTECHNIQUE**

Option : **Commande des Machines Électriques.**

**Thème :**

**Problème de résonance sous synchrone dans les systèmes de puissance.**

Soutenu le 26 avril 2005

Au département d'électrotechnique

Devant le jury composé de:

Mr. A. ALI BENAMARA

Mr. B.BELMADANI

Mr. T. BOUTIBA

Mr. M.TALEB

Maître de conférence

Professeur

Maître de conférence

Maître de conférence.

U.H.B Chlef.

U.H.B Chlef.

U.S.T. Oran.

U.O. BAHRAIN

Président.

Examineur

Examineur.

Rapporteur.

## **Remerciements**

*Ce travail m'offre l'occasion pour remercier tous ceux qui m'ont aidé à réaliser ce modeste travail.*

*Je ne saurais exprimer ce que je dois à Monsieur **M. Taleb**, Professeur à l'Université d'El Bahrain, directeur de ma thèse, pour sa disponibilité et ses fructueux conseils. Qu'il trouve ici ma plus profonde reconnaissance.*

*Monsieur **A. Ali Benamara**, maître de conférence à la l'université Hassiba Ben Bouali, qui me fait l'honneur de présider mon jury de thèse.*

*Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à Messieurs : **B. Belmadani**, Professeur à la l'université Hassiba Ben Bouali, **T. Boutiba**, maître de conférence à l'U.S.T.Oran qui me font l'honneur d'examiner ce travail.*

*Je remercie aussi très sincèrement Messieurs : **Allouache** chef du département d'électrotechnique de l'université Hassiba Ben Bouali de Chlef ainsi que **Méllakhi, Benyamina, Adda et Kansab**.*

*Je n'oublierai pas, pour leur aide précieuse, mes collègues : **Taleb, Bounaadja, Helaimi, Zeggaoui , Cherid, Bellouazani et Aissa Boukhtache** à qui j'adresse tous mes remerciements.*

*Enfin, je ne saurais terminer sans remercier ceux qui m'ont encouragé dans les moments difficiles notamment **Baha Djilali, Ben Alou, Dekkiche, Chakour Djaltia Halima** , intendante, **Zair** et mes collègues du technicum de Chlef, ainsi que tous mes amis.*

## *Dédicace*

À la mémoire de *M<sup>r</sup> Habar Miloud* ex proviseur du technicum de Chlef et tous ceux qui ne croient, comme lui, que les changements ne se réalisent pas forcément par les manières fortes. C'était un homme de paix, calme.

Qu'il repose en paix.

## Liste des symboles utilisés

$A$ :	matrice d'évolution.
$a_1$ et $a_2$ :	Constantes de filtre de hautes fréquences pour le <i>PSS</i>
$a_{kk}$ :	Élément de la diagonale de la matrice de participation.
$B$ :	Matrice de commande.
$C$ :	Matrice d'observation.
$D_i, i = 1,2,3,r,5$ :	Coefficient d'amortissement de la $i^{\text{ieme}}$ masse tournante.
$E'_d$ :	Composante suivant l'axe d, d'une source de tension fictive $E'_d = v_d + r_a i_d + x'_q i_q$
$E_{fd}$ :	Tension de champ d'excitation.
$E'_q$ :	Composante suivant l'axe q, d'une source de tension fictive $E'_q = v_q + r_a i_q + x'_d i_d$
$f_r^0$ :	Fréquence initiale de rotor.
$f_r$ :	Fréquence de rotor.
$g_m$ :	Glissement.
$i_d$ :	Composante de courant statorique suivant l'axe d.
$i_D$ :	Courant dans l'enroulement D.
$i_f$ :	Courant de l'enroulement d'excitation f .
$i_G$ :	Courant dans l'enroulement G.
$i_q$ :	Composante dans courant statorique suivant l'axe q.
$i_Q$ :	Courant dans l'enroulement Q.
$j$ :	désigne la partie imaginaire.
$J$ :	Moment d'inertie.
<b>J</b>	Jacobéennes
$k_a$ :	Gain du régulateur.
$k_g$ :	Gain de boucle de retour, interne du régulateur.

- $k_{i,i+1}$  : Constante de raideur de ressort fictif reliant la  $i^{\text{ieme}}$  masse tournante avec la suivante.
- $k_{i,i-1}$  : Constante de raideur du ressort fictif reliant la  $i^{\text{ieme}}$  masse tournante et sa précédente.
- $k_j$  : Gain du régulateur.
- $k_r$  : Gain du capteur de tension  $v_i$ .
- $k_s$  : Gain du *PSS*.
- $*M_{aD}$  : Mutuelle entre un enroulement du stator et l'enroulement D.
- $*M_{af}$  : Mutuelle entre un enroulement du stator et l'enroulement f.
- $*M_{aG}$  : Mutuelle entre un enroulement du stator et l'enroulement G.
- $*M_{aQ}$  : Mutuelle entre un enroulement du stator et l'enroulement Q.
- $M_i$  : Constante d'inertie de l'élément  $i$  (avec  $i = 1, 2, 3, r, 5$ )
- $$M_i = \frac{2H_i}{\omega_0} \text{ et } H_i = j_i \frac{\omega_0^2}{S_0}, \text{ } j_i \text{ est le moment d'inertie de la } i^{\text{ieme}} \text{ tournante.}$$
- $P_e$  : Puissance active du générateur synchrone.
- $Q_e$  : Puissance réactive du générateur synchrone.
- $R$  : Somme des résistances du générateur, du transformateur, et de la ligne.
- $r_a$  : Résistance du stator de générateur ; elle est la même sur les deux axes d et q.
- $r_D$  : Résistance de l'enroulement amortisseur D, sur l'axe d.
- $R_{dq}$  : Résistance (partie réelle de  $Z_{dq}$ ) au courant électrique ( $i_q + Ji_d$ ).
- $r_f$  : Résistance de l'enroulement d'excitation.
- $r_l$  : Résistance de la ligne.
- $r_{la}$  : Somme ( $r_l + r_a$ ).
- $r_Q$  : Résistance de l'enroulement amortisseur Q, sur l'axe q.
- $s$  : Opérateur de Laplace.
- $S_0$  : puissance apparente de base.

---

\* : dénote que la variable est en grandeur réelle et non pas en système *p.u.*

$(t_1 + t_3), (t_2, t_4)$  : Constantes de temps du circuit d'*avance retard* du PSS, respectivement.

$t_5$  : Constante de temps du circuit effaceur de PSS.

$t_a, t_b, t_c$  : Constantes de temps du régulateur de tension.

$T'_{do}$  : Constante de temps transitoire de circuit ouvert, suivant l'axe d.

$T''_{do}$  : Constante de temps subtransitoire du circuit ouvert, suivant l'axe d.

$T_{de}$  : Couple d'amortissement électrique.

$T_{dm}$  : Couple d'amortissement mécanique.

$T_e$  : Couple électrique de générateur synchrone.

$T_m$  : Couple mécanique, appliqué sur l'arbre du générateur synchrone.

$T'_{qo}$  : Constante de temps transitoire du circuit ouvert, suivant l'axe q.

$T''_{qo}$  : Constante de temps subtransitoire de circuit ouvert, suivant l'axe q.

$t_r$  : Constante de temps du capteur de tension  $v_t$ .

$T_{se}$  : Couple de synchronisation électrique.

$T_{sm}$  : Couple de synchronisation mécanique.

$u$  : Vecteur de variable d'entrée.

$v_1$  : Tension de sortie du capteur de tension  $v_t$ .

$v_a$  : Tension interne de régulateur de tension.

$v_{cd}$  : Composante de tension du condensateur de compensation suivant l'axe d.

$v_{cq}$  : Composante de tension du condensateur de compensation suivant l'axe q.

$v_d$  : Composante de tension du générateur suivant l'axe d.

$v_q$  : Composante de tension du générateur suivant l'axe q.

$v_r$  : Tension de sortie du régulateur.

$v_{ref}$  : Tension de référence.

$v_s$  : Tension à la sortie du PSS.

$v_{s1}$  : Signale d'entrée de PSS.

$v_t$  : Tension aux bornes du générateur.

$x'$  : Réactance transitoire du générateur

$x_c$  : Capacitance du condensateur de compensation( série).

$x_D$ :	Réactance de l'enroulement amortisseur D, sur l'axe d
$x_d$ :	Réactance du stator de générateur suivant l'axe d.
$x'_d$ :	Réactance transitoire du générateur suivant l'axe d.
$x''$ :	Réactance subtransitoire du générateur suivant l'axe d.
$x_f$ :	Réactance de l'enroulement d'excitation.
$x_G$ :	Réactance de l'enroulement amortisseur G (superficiel), sur l'axe q.
$x_l$ :	Réactance de la ligne.
$x_{ld}$ :	Somme ( $x_d + x_l$ ).
$x_{lq}$ :	Somme ( $x_l + x_q$ ).
$x_{md}$ :	Réactance mutuelle entre le rotor et le stator du générateur suivant l'axe d.
$x_{mq}$ :	Réactance mutuelle entre le rotor et le stator du générateur suivant l'axe q.
$x_Q$ :	Réactance de l'enroulement amortisseur Q (profond), sur l'axe q.
$x_q$ :	Réactance du stator du générateur suivant l'axe q.
$x'_q$ :	Réactance transitoire du générateur suivant l'axe q.
$x_t$ :	Réactance de fuite du transformateur.
$Z_{dq}$ :	Impédance équivalente pour un courant électrique complexe ( $i_q + Ji_d$ ).
$\Psi_i$ :	Vecteur propre de droit pour $\lambda_i$
$\Phi_i$ :	Vecteur propre de gauche pour $\lambda_i$
$\phi_{ki}$	$k^{\text{ème}}$ entrée de $\Phi_i$
$\varphi_{ik}$ :	$k^{\text{ème}}$ entrée de $\Psi_i$
$\omega_k$ :	Fréquence modale de mode $k$
$\delta_r^0$ :	Valeur initiale de l'angle du rotor du générateur
$\sigma$ :	Facteur de décroissance.
$\Delta$ :	Variation d'une quantité.
$\lambda_i$ :	Vecteur propre ou mode.
$\theta_i, i = 1,2,3,5$ :	Angle des masses tournantes.
$\omega_i, i = 1,2,3,5$ :	Vitesse de rotation des masses tournantes.
$\delta_r$ :	Angle du rotor du générateur.

- $\omega_r^0$  : Valeur initiale de  $\omega_r^0$ .
- $\omega_r$  : Vitesse angulaire du rotor.
- $\gamma$  : Angle d'ordre général.

### Les valeurs normales des paramètres du système

Valeurs des paramètres du système électrique (en p.u)

$$x_{md} = 1.66, \quad x_d = 1.79, \quad x_q = 1.71, \quad x_f = 1.70,$$

$$x_{mq} = 1.58, \quad x_D = 1.666, \quad x_Q = 1.696, \quad r_f = 0.01,$$

$$r_D = 0.0037, \quad r_a = 0.015, \quad x_l = 0.30,$$

$$r_l = 0.0165, \quad r_Q = 0.006.$$

Les coefficients d'amortissement et de raideur et les constantes d'inerties (en p.u )

$$D_1 = 0.518, \quad M_1 = 0.6695$$

$$D_2 = 0.224, \quad M_2 = 1.4612, \quad K_{12} = 33.07$$

$$D_3 = 0.224, \quad M_3 = 1.6307, \quad K_{23} = 28.59$$

$$D_4 = 0.000, \quad M_4 = 1.5228, \quad K_{34} = 44.68.$$

Les données de système d'excitation et de stabilisateur de système de puissance

$$k_j=200 \quad k_a=7.97 \quad k_c=1.13 \quad k_s=5 \quad k_g=1$$

$$a_1=0.061 \quad a_2=0.0017 \quad t_1=0.3s \quad t_2=0.03s \quad t_3=0.3s$$

$$t_4=0.03s \quad t_5=10s \quad t_a=1s \quad t_b=10s \quad t_c=1s$$

## Lexique

**AVR** : Automatic Voltage Regulator

**Concaténation** : Action d'ajouter des lignes ou des colonnes à une matrice

**Couple synchronisant** : représente le fait de maintenir constante au synchronisme, la vitesse résultante de groupe de générateurs synchrones fonctionnant en parallèle lors d'un déséquilibre entre les charges ; il remplace l'intervention pour maintenir la vitesse d'un générateur fonctionnant seul lorsque sa charge est augmentée.

**EMTP** : ElectroMagnetic Transient Program

**ESS** : Excitation System Stabiliser

**FACTS** : Flexible Alternative Current Transmission System ; permet un contrôle rapide et fiable de la tension et de l'écoulement de puissance en réglant le débit, secourant la charge de la ligne et amortissant les oscillations.

**Fréquence naturelle** : c'est la fréquence propre d'une masse tournante

**HVDC** : High Voltage direct Current

**IGE** : Induction Generator Effect

**Inter-area** : Inter secteur.

**Mode** : Valeur propre.

**PSS** : Power System Stabiliser.

**Saddle point** : un point où toutes les premières dérivées partielles d'une fonction s'annulent mais il n'est pas un maximum ou minimum locale.

**SSR** : SubSynchronous Resonance.

**SSSC** : Static Synchronous Series Compensator.

**Stabilité transitoire** (*transient stability*) : la stabilité transitoire est explicitée par le fait qu'un système de puissance suite à une perturbation relativement large ou suite à une séquence de perturbation, peut avoir un état d'équilibre acceptable; elle est fonction du point de travail d'équilibre et de cette (séquence de) perturbation ; par contre la stabilité permanente est défini par le retour du système au point de fonctionnement de pré perturbation.

**STATCOM** : STATic synchronous COMPensator.

**SVC** : Static Var Compensator.

**Système de puissance** : Centrale électrique avec réseau de transport.

**TCSC** : Thyristor Controlled Series Capacitor.

**TI** : Torsional Interaction.

**VSC** : Voltage Source Converter.

**Résonance forte** : si à la résonance, le système linearisé est non diagonalisable, la résonance est dite *forte*, sinon elle est dite *faible*.

**Université Hassiba Ben Bouali Chlef.**  
**Institut d'Électrotechnique.**  
**Option : Commande des machines électriques.**  
**Proposé par : Bederrar Mohamed**

**Titre : Problème de résonance sous synchrone dans les systèmes de puissance.**

### **Résumé**

Le présent travail s'intéresse au problème du phénomène de résonance sous synchrone (SSR) et notamment aux interactions de torsion (TI). Les TI peuvent causer la défaillance de l'arbre de l'unité de production d'électricité.

Alors on s'intéresse à l'étude de la stabilité du système de puissance (unité de production et réseau de transport). L'étude de cette stabilité concerne les cas suivants :

1. Alternateur excité par une excitatrice tournante et est :
  - ◆ sans enroulements amortisseurs
  - ◆ avec un seul enroulement placé soit sur l'axe d ou sur l'axe q.
  - ◆ avec les enroulements amortisseurs
2. Alternateur excité par un système d'excitation statique moderne doté de PSS.

Pour la stabilisation d'un tel système, on utilise la technique de placement des pôles par retour d'état. Pour cela, on utilise une méthode de sélectivité pour réduire le modèle notre système.

### **Mots clés**

Générateur synchrone, réseau, excitation, PSS, interaction de torsion, commande.

**Title: Sub synchronous resonance in power systems**

### **Abstract**

This work is interested in the problem of the phenomenon of subsynchronous in power system (SSR) and in particular in the torsional interactions (TI). TI can cause the power system shaft failure.

Then one is interested in the study of the power system stability (generating station and transmission line). The stability study relates to the following cases:

1. Alternator is excited by a rotating exciter and is:
  - ◆ Without damper windings.
  - ◆ With only one damper winding placed on the axis D or the axis Q.
  - ◆ With damper windings.
2. Alternator is excited by a modern static excitation system equipped with PSS.

For the stabilization of such a system, one uses the pole placement technique. For that, one uses a selectivity method to reduce the system model.

**العنوان: متاعب الرنين "التحتي" في نظم الاستطاعة  
ملخص**

يدرس هذا العمل الأثر السلبي لظاهرة الرنين "التحتي" على نظام الاستطاعة الكهربائية (محطة إنتاج و شبكة نقل). تحدث هذه الظاهرة عندما نغير في قيمة مكثفة التعويض التسلسلي فتتلف العمود الواصل بين المنوب و العنقات. تتمحور الدراسة على دراسة استقرار هذا النظام و ذلك كالتالي:

1. تحريض المنوب بواسطة مولدة:

- ◆ بدون وشائع الإخماد
- ◆ مزود بوشائعة إخماد وحيدة, توضع على المحور المباشر أو على المحور العكسي.
- ◆ مزود بوشائع الإخماد

2. تحريض المنوب بواسطة نظام حث ساكن حديث و مزود بنظام استقرار نظام الاستطاعة.

العمل على استقرار هذا النظام تتم باستعمال توطين أقطاب النظام الرياضي (المعادلات الرياضية). نستعين في هذا على تقنية الاختيار لنيسط النموذج الرياضي وتسهل دراسته.

## A. Introduction

Les systèmes de puissance modernes sont très complexes et posent beaucoup de contraintes d'ordre économique et d'ordre sécuritaire. Les contraintes de normalisation peuvent entraîner les réseaux de transport à fonctionner sous des conditions difficiles. Les problèmes de stabilité de système sont très compliqués par les tendances récentes vers la normalisation et la restructuration des services électriques. Les planificateurs des systèmes comptent de plus en plus sur les contrôleurs à semi-conducteurs, existants et nouveaux, basés sur les semi-conducteurs de haute puissance tels que thyristor, *GTO*. Les liaisons (artères) *HVDC* et les compensateurs à variation continue *SVC* basés sur les contrôles aux thyristors, contribuent à la stabilité de système et empêchent son délabrement. Les nouveaux systèmes de contrôle flexibles *FACTS* de ligne de transport de courant alternatif se développent de mieux en mieux et ont un potentiel de survaincre beaucoup de problèmes de contrôle.

Le problème de résonance sous synchrone (*SSR*) est apparu dans les années soixante-dix lors de l'utilisation de condensateur fixe, pour la compensation en série des lignes très longues connectant la centrale de production aux centres de charges. Cela entraîne l'interaction entre le réseau électrique et le système de torsion de groupe de turbine-générateur, conduisant à l'auto-excitation. Les modes de torsion oscillatoires, ont généralement des fréquences couvrant la gamme de (16.7-83.3) % de la fréquence fondamentale, c'est-à-dire de [10-50] Hz dans les systèmes de 60 Hz.

De telles interactions de torsion ont été également constatées même avec l'utilisation de *PSS*, de contrôleur de convertisseur *HVDC*, et de contrôleur de tension *SVC*, ce qui décourage sérieusement les planificateurs d'introduire les compensations série. Mais avec le développement récent de compensateurs *TCSC*, le problème de *SSR* commence à avoir de soulagement. Les nouveaux contrôleurs *FACTS* basés sur des convertisseurs de source de tension *VSC* tels que compensateur statique *STATCOM* et *SSSC*, pour contrôler la tension et le débit de puissance, sont attendus pour minimiser le problème de *SSR*.

La modélisation et l'analyse des *SSR* sont beaucoup plus complexes que l'analyse de stabilité de faibles signaux entraînant des oscillations de faibles fréquences. La simulation du système pour les études des *SSR* ne peut pas être réalisée par l'utilisation des programmes traitant la stabilité transitoire. Généralement, on utilise le programme *EMTP* pour une telle simulation. Mais, le *EMTP* est un programme très encombrant (espace de mémoire) et très compliqué en utilisation. Le problème de *SSR* ne cesse d'intéresser les chercheurs ; et pas mal de publications sont faites dans le but de mieux le comprendre et le résoudre.

### **B. Le problème de *SSR* à travers quelques publications**

Parmi plusieurs publications, on cite :

√ "Subsynchronous resonance analysis using a discrete time model of thyristor controlled series compensator"

Par : A.Ghosh , S.V.J. Kumar, S. Sachchidanand India -1999

Dans le but d'étudier le problème des *SSR*, cet article utilise la technique de valeurs propres par placement des pôles dans le contrôle de système de puissance compensé par *TCSC*. Cet article suppose que l'excitation est une constante, et ne prend pas en considération l'effet d'*AVR* ni de *PSS*.

Les simulations sont faites sur un modèle de *IEEE-FBM*, par le software de *PSCAD/EMTDC*.

D'après les résultats de simulation, on constate que :

- ◆ Le mode 2 est le plus sensible.
- ◆ Le système de contrôle de *TCSC* a un effet significatif sur les modes de réseau.
- ◆ Avec un choix approprié des gains de contrôle de *TCSC*, les transitoires de réseau sont rapidement surmontés. Ce qui évite la déstabilisation des modes critiques.
- ◆ Les facteurs de décalage des pôles sont compris entre 0.8 et 0.95.

√ “Self-excited oscillations in series and shunt compensation schemes of ac transmission systems”.

Par: CS Indulkar, K Ramalingam and P R Bijwe. -1997.

Un modèle mathématique est développé pour l'analyse des oscillations auto excitées dans une machine synchrone irrégulière connectée à une ligne de transmission très longue. L'analyse se fait avec six combinaisons de compensation différentes (série et shunt). Le résultat de ce travail est le suivant :

1. les différentes combinaisons de compensation série shunt faites ici - comparées à la combinaison de compensation série- donnent des régions (de compensation) de plus faibles stabilités.
2. chaque combinaison de compensation à sa propre région de stabilité .

√ “Effect of mode inertia on the analysis of torsional dynamics in series capacitors compensated power systems”.

Par: G.D Jennings, R. G. Harley -1997.

Cet article examine l'effet des incertitudes dans les valeurs des modes d'inertie sur la précision de l'amortissement de torsion. Deux unités de générations différentes sont considérées. Elles sont des modèles de Benchmark de **IEEE** pour l'étude de **SSR**. Chaque unité est destinée à deux réseaux électriques compensés différemment; l'un pour examiner la résonance série et l'autre pour examiner la résonance shunt. La technique appliquée est l'analyse par valeurs propres.

La simulation fournit les conclusions principales suivantes :

1. La sensibilité de l'amortissement à l'incertitude d'inertie du mode est similaire pour tous les modes utilisant la compensation shunt et est différente dans le cas d'une compensation série.
2. L'erreur, dans le non amortissement (*undamping*) calculée et provoquée par l'incertitude d'inertie de mode, change avec le niveau de compensation en cas de la résonance série et est constante dans le cas de la résonance shunt.
3. En effet, pour la compensation série l'erreur dans le calcul peut être grande à certains niveaux de compensation : à 70% de compensation l'erreur est de 20%.

√ “Damping of subsynchronous resonance oscillations with TCSC and PSS and their control interaction”.

Par: S.V Jayaram, Arindam Ghosh, Sachchidanand -1999.

Le modèle traité est un système de puissance compensé par un *TCSC*. Il prend en considération les modèles d'excitation. La technique appliquée est l'analyse par valeurs propres .

D'après les résultats de simulation, on déduit que les deux premiers Mode1, et Mode 2, sont les plus critiques du point de vue stabilité. Le gain de *PSS* a un effet significatif sur les modes du réseau et un effet positif sur la stabilité, en amortissant rapidement les perturbations oscillatoires du mode électromagnétique. Mais il peut déstabiliser certains modes de torsion.

√ “A Simplified System for Subsynchronous Resonance Studies”

Par : K. Kabiri H.W. Dommel, S.Henchel

Cet article montre que les *SSR* peuvent être étudiées en utilisant de très simples modèles. Il précise que le souci majeur dans l'étude des *SSR* est le couple oscillatoire apparaissant sur le rotor de générateur.

Le résultat de cet article montre que la *TI* (ou le *IGE*) peuvent produire des oscillations de torsion qui ne cessent de s'amplifier, bien que la sévérité de *TI* pour un générateur synchrone typique soit plus élevée.

√ “Strong resonance effects in normal form analysis and subsynchronous resonance”.

Par: Ian Dobson. Aout 2001.

Cet article s'intéresse à l'étude des faibles et des fortes résonances sous synchrones

Il analyse l'effet- de varier la valeur d'un paramètre simple- sur la résonance pendant que le système passe par une résonance faible complexe et montre qu'une perturbation générale peut générer deux résonances fortes.

Il suggère de comprendre (mathématiquement) la *SSR* comme étant une paire de résonances fortes perturbées d'une résonance faible.

**N.B.** Les travaux, ci-dessus, traitent le problème de *SSR* pour un seul niveau de compensation.

√ "Bifurcation theory technique application to subsynchronous resonance in power system".

Par: Ahmad M. Harb ; PhD ; Virginia polytechnic institute 1996

Dans son travail, Harb s'intéresse à l'étude de *SSR* en fonction du niveau de compensation série de la ligne de transport. Son travail est comme suit :

1. Étude de l'effet des enroulements d'amortissement sur le problème de *SSR*. Cette partie se conclut par le fait que les amortisseurs ont un effet négatif sur la stabilité des *modes de torsion*.
2. Étude de l'effet de saturation de générateur sur le *SSR*. Cette partie laisse comprendre que la saturation a un effet positif sur l'amortissement de certains *modes de torsion*, sur les deux modes 3 et 4 qui sont poussés dans la zone de *super synchrone*.
3. en plus de ça, dans cette partie, l'étude de l'effet de système d'excitation et de *PSS* est ajoutée pour constater que la stabilité des différents *modes de torsion* est atteinte, même si la marge de stabilité est médiocre.

Mais le travail de Mr Harb utilise deux systèmes totalement différents : le premier est utilisé pour le cas des amortisseurs et le deuxième pour le cas de saturation, excitation, et *PSS* en plus du résultat déjà obtenu en 1 et 2.

Un simple calcul montre que les deux modes 3 et 4 ne sont pas poussés à la région des super synchrone par l'effet de saturation. Les fréquences des deux modes en question sont données par le fait que les paramètres mécaniques qui les concernent sont changés. La formule qui donne cette fréquence est la suivante

$$\omega_i = \sqrt{\frac{k_i}{2H_i}}$$

À mon sens les enroulements amortisseurs sont faits pour amortir les oscillation, et ne peuvent apporter un amortissement négatif aux oscillations des modes de torsion, parce qu'ils sont auto alimentés et auto adaptés par la situation ( ici de l'arbre du système).

Même pour les deux systèmes, système d'*excitation* et *PSS*, la stabilité ne peut pas être atteinte pour tous les cas (de conditions initiales différentes)

### C. Le parcours de dissertation

Pour étudier, de manière plus objective, l'effet de différents éléments (systèmes) électriques sur la stabilité du système d'alimentation très puissante, on prend un des deux systèmes considérés par Mr Harb.

La dissertation se compose d'une introduction, de cinq chapitres et la conclusion, comme suit :

Le premier chapitre est consacré à des généralités.

Le deuxième chapitre comporte l'étude théorique de différentes parties de système (générateur, turbines, et réseau de transport), et l'étude de quelques phénomènes de *SSR* tels que *IGE*, *TI* et *effet de couples* transitoires.

Le troisième chapitre examine l'effet des différents enroulements amortisseurs sur le problème de *SSR*, en commençant par le modèle de générateur le plus simple, ôté de tout enroulement amortisseur. Puis, on passe aux modèles avec amortissement sur l'axe 'd', sur l'axe 'q' et sur les deux axes 'd' et 'q'. On termine ce chapitre par l'examen de l'effet de courant de Foucault et de l'effet de variation de quelques paramètres du système.

Le quatrième chapitre vise l'examen de l'effet de l'excitation et l'effet de *PSS* sur la stabilité du système.

Le cinquième chapitre est destiné à la recherche d'une éventuelle résolution du problème de *SSR*.

La technique utilisée dans ce travail est celle des valeurs propres calculées à partir d'un espace d'état. Mais l'application de cette technique simple à calculer et efficace par son interprétation, présente une difficulté gênante dans cette application :

Il s'agit de la position que prend chaque valeur propre calculée pour un niveau de compensation donné. Cette position change anarchiquement avec la modification de niveau de compensation et avec toute modification dans les valeurs des paramètres du système. De ce fait, le nombre de matrices à examiner devient un très grand fardeau. Cette difficulté devient plus gênante au fur et à mesure que la fréquence électrique se rapproche de l'une des fréquences naturelles des masses tournantes, à tel point que la distinction entre ces deux fréquences devient très difficile.

## Généralités

### 1.1 Historique et définition du problème

#### 1.1.1 Historique

Dans les systèmes de puissance, les condensateurs séries sont installés pour augmenter la capacité de transfert de puissance des lignes de transport ainsi que pour améliorer le facteur de puissance et la stabilité de ces systèmes. Cependant, ceci cause des problèmes, notamment des oscillations indésirables qui peuvent conduire à la destruction de l'arbre reliant le générateur et les étages des turbines, ou à la perte du synchronisme du générateur. Ce phénomène est connu sous le titre de « *SubSynchronous Resonance* » (résonance sous synchrone) ou « *SSR* » en abréviation. [26]

Le phénomène de *SSR* a pris naissance lors des deux catastrophes qui ont frappé la centrale électrique de MOHAVE aux ETATS-UNIS, en décembre 1970 et en octobre 1971, endommageant, à deux reprises, l'arbre gigantesque de l'ensemble *générateur- turbines*. Cet arbre qui peut dépasser les 50m de longueur et peser quelques centaines de tonnes, peut subir une torsion, une fissure ou carrément une cassure, comme il peut subir un évidage local par fusion du métal.

Les effets de ces deux catastrophes ont été étudiés et analysés par Walker et ses collaborateurs, parmi d'autres. Le groupe de Walker a constaté que les deux catastrophes qui ont touché la section de l'arbre intercalant le générateur et l'excitateur, sont dues à une fatigue par torsion répétée (*torsional fatigue*). Ils ont aussi remarqué qu'un chemin de courant électrique a été généré à partir de chaque bague du collecteur à travers la manche isolante vers l'arbre et qu'un fort courant, circulant à travers la double mise en masse, érode le métal de l'arbre et les bagues du collecteur, formant une large poche.

L'analyse de l'oscillogramme des courants de ligne, prise lors de cette perturbation, indique la présence d'une appréciable amplitude de courant dont la fréquence est inférieure à celle du fondamental ; ces courants produisent dans le générateur des couples d'amplitudes approximativement identiques, mais à une fréquence glissante qui se rapproche de la fréquence du second mode de torsion de l'arbre du système. L'élément impliqué est l'axe de l'ensemble excitatrice

générateur, qui oscille mécaniquement à l'encontre du reste des éléments tournants de l'axe, causant de ce fait sa destruction.

### 1.1.2 Définition du problème de SSR

La résonance sous synchrone (SSR) est un phénomène dynamique qui trouve son importance dans les systèmes de puissance de certaines caractéristiques spéciales.

La définition formelle du problème SSR est adoptée par la IEEE :

*“ Sub synchronous resonance is an electric power system condition where the electric network exchange energies with a turbine generator at one or more of the natural frequencies of the combined system below the synchronous frequency of the system.” [3]*

La définition, précise qu'il s'agit des conditions électriques dans lesquelles se produit un échange d'énergie entre le réseau électrique et le groupe turbines générateur. Cet échange d'énergie se produit à une ou plusieurs fréquences, au dessous de celle de la fondamentale du système. Cette définition inclut toute condition de système qui donne l'opportunité pour un échange d'énergie à une fréquence sous synchrone donnée. Ceci inclut tout ce qui peut être considéré comme modes « *naturels* » d'oscillation qui sont dus aux caractéristiques de système inhérent, aussi bien que des modes « *forcés* » d'oscillation qui sont gouvernés par un dispositif particulier ou par un contrôle.

Le problème de SSR prend son importance dans les lignes de transport de très longues distances compensées par des condensateurs en série. Apparemment, il est quasi absent dans le cas d'une compensation shunt.

Malheureusement, une brève comparaison des deux compensations montre que:

1. La compensation shunt dépend fortement de sa position dans la ligne, contrairement à la compensation en série qui ne dépend absolument pas de cette position.
2. Même si la localisation du condensateur shunt est au point médian de la ligne, elle exige une grande évaluation pour avoir le même niveau de compensation, d'amélioration du facteur de puissance et d'amélioration de transfert de puissance que la compensation en série.

3. Le rapport entre les deux évaluations des deux compensations, série et shunt, est donné par  $\frac{Q_{série}}{Q_{shunt}} = \tan^2\left(\frac{\delta_{max}}{2}\right)$  ( $Q$  représente l'évaluation,  $\delta_{max}$  est la différence angulaire maximale entre les deux bouts de la ligne). Alors, par exemple, pour un  $\delta_{max}$  compris entre  $30^\circ$  et  $40^\circ$ , l'évaluation  $Q_{série}$  ne varie que de 7% à 13% de celle de  $Q_{shunt}$ . Par conséquent, et bien que le prix de condensateur série fasse presque deux fois celui du shunt (par unité de V.A.R), la compensation shunt demeure toujours beaucoup plus coûteuse (pertes en énergie très élevées) que la compensation série. En plus de ça, le problème de SSR devient de plus en plus soluble.

## 1.2 Phénomène de SSR

La résonance sous synchrone est une condition qui peut exister dans un système de puissance dans lequel le réseau a des fréquences naturelles qui se situent au dessous de la fondamentale. [3]

Les courants dans ce système sont donnés par :

$$i(t) = k[A \sin(2\pi f_0 t + \psi_1) + B e^{2\pi \xi f_1 t} \sin(2\pi f_1 t + \psi_2)] \quad (1.1)$$

avec  $f_0$  : la fréquence nominale du système imposée par la tension,  $f_1$  : est une autre fréquence qui dépend entièrement des éléments du réseau  $r, l, c, \dots$

Ces courants de la forme (1.1) circulent dans le stator du générateur et sont réfléchis dans son rotor (principe de transformateur). Les courants  $i(t) = kA \sin(2\pi f_0 t + \psi_0)$  dans l'état d'équilibre sont vus, par le rotor, comme des courants constants sans effet magnétique, alors que les courants  $i(t) = kB e^{2\pi \xi f_1 t} \sin(2\pi f_1 t + \psi_1)$  se transforment en deux autres types de courants ( l'un est de fréquence  $f_0 - f_1$ , et l'autre de fréquence  $f_0 + f_1$ ) le premier est appelé courant de mode *sous synchrone* et est responsable des oscillations dans le rotor de générateur, ; le deuxième est le courant de mode *super synchrone*.

### 1.3 Types d'interaction de résonance sous synchrone

Il y a plusieurs sortes dans lesquelles le système et le générateur peuvent interagir avec les effets de sous synchrones :

#### 1.3.1 Effet de générateur d'induction

IL est causé par l'auto excitation du système électrique par le fait qu'aux fréquences sous synchrones et à une fréquence donnée, la résistance du rotor vue négative à partir du stator, est plus grande en amplitude que la résistance positive de réseau à cette fréquence. Cette situation permet aux courants sous synchrones de se maintenir et même de s'amplifier. [3]

#### 1.3.2 Interaction de torsion

Elle se produit quand le couple sous synchrone induit dans le générateur s'approche, en fréquence de l'un ou de l'autre des modes de torsion naturels de l'arbre de turbine-générateur. Si ce couple est égal ou dépasse l'amortissement mécanique inhérent du système tournant, le système deviendra auto excité. [20]

#### 1.3.3 Couples transitoires

Ils résultent des perturbations de système causées par des changements soudains dans le réseau, provoquant des variations soudaines des courants qui tendent à osciller aux fréquences naturelles de réseau. [20]

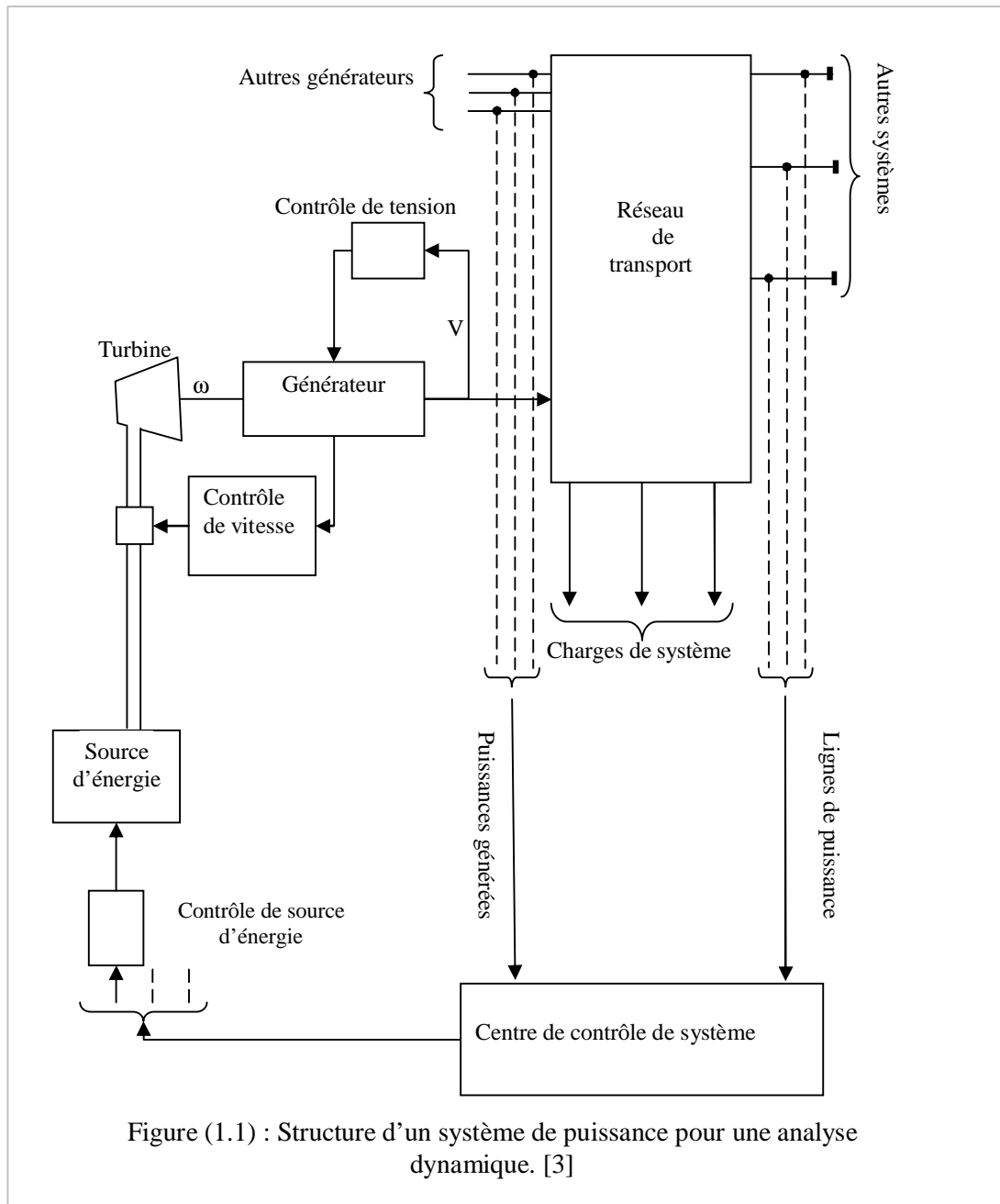
Dans une ligne de transport sans compensation séries, ces couples transitoires sont des unidirectionnels qui s'annulent avec une constante de temps dépendant du rapport : *inductance/ résistance*.

Dans une ligne de transport compensée en série, les couples transitoires ont la même forme que celle donnée par l'équation (1.1) et contiennent des fréquences oscillatoires dépendant de la capacité du condensateur aussi bien que de l'inductance et de la résistance de la ligne.

Dans un système  $r, l, c$  radiale simple, on a seulement une seule fréquence sous synchrone (bien sûr pour chaque valeur de  $c$ ), mais dans un réseau à plusieurs radiales, plusieurs capacités, on risque de se trouver avec plusieurs fréquences électriques sous synchrones et une multitude de modes d'oscillations des arbres des groupes de *turbines générateurs*.

#### 1.4.1 Situation du problème dans le "scope " des phénomènes dynamiques

Cette section présente un point de vue d'une modélisation de système de puissance voir figure (1.1), et définit les limites de modélisation pour l'analyse de SSR. Nous sommes intéressés, ici, par la modélisation de système de puissance pour étudier ses performances dynamiques. Ceci signifie que le système doit être décrit par un système d'équations différentielles. [3]



Ces équations sont souvent non linéaires. La description complète du système de puissance peut exiger un très grand nombre d'équations. Par exemple, pour un réseau d'interconnexion composé de 300 jeux de barres, de 40 stations de

génération, et de 800 points de charge, il faut environ 1000 équations différentielles de premier ordre et environ 350 équations algébriques à résoudre, sachant qu'une station de génération exige environ 25 équations différentielles de premier ordre. Dans un tel système, on se trouve avec un très grand nombre de modes oscillatoires se présentant dans la solution d'où beaucoup d'interactions détaillées sont données. Ceci rend très difficile la compréhension des effets (phénomènes) dus à des causes bien déterminées.

Les modèles des systèmes de puissance sont souvent convenablement définis en termes de sous systèmes majeurs d'équipements qui sont actifs en déterminant la performance du système. La figure (1.1) montre, en bloc, une large vue (scope) de l'ensemble du système d'alimentation.

Un tel système comprend le réseau, les charges, les sources de génération, les systèmes de contrôle, les télécommunications, les interconnexions avec les services voisins, etc. ..

Pour les études de *SSR* nous sommes intéressés par les turbines, le générateur (et leurs contrôles primaires), le gouverneur de vitesse et le système d'excitation. Le réseau est très important. Il est représenté en détail, mais en utilisant les équations algébriques et les équations différentielles ordinaires (modèle de paramètres concentrés) plutôt que les équations différentielles partielles exactes. Ceci parce que nous sommes seulement intéressés par les performances de fréquences sous synchrones du réseau, et non par la propagation d'ondes. Les charges peuvent être importantes, mais elles sont habituellement représentées, dans la modélisation en *SSR*, par des constantes indépendantes.

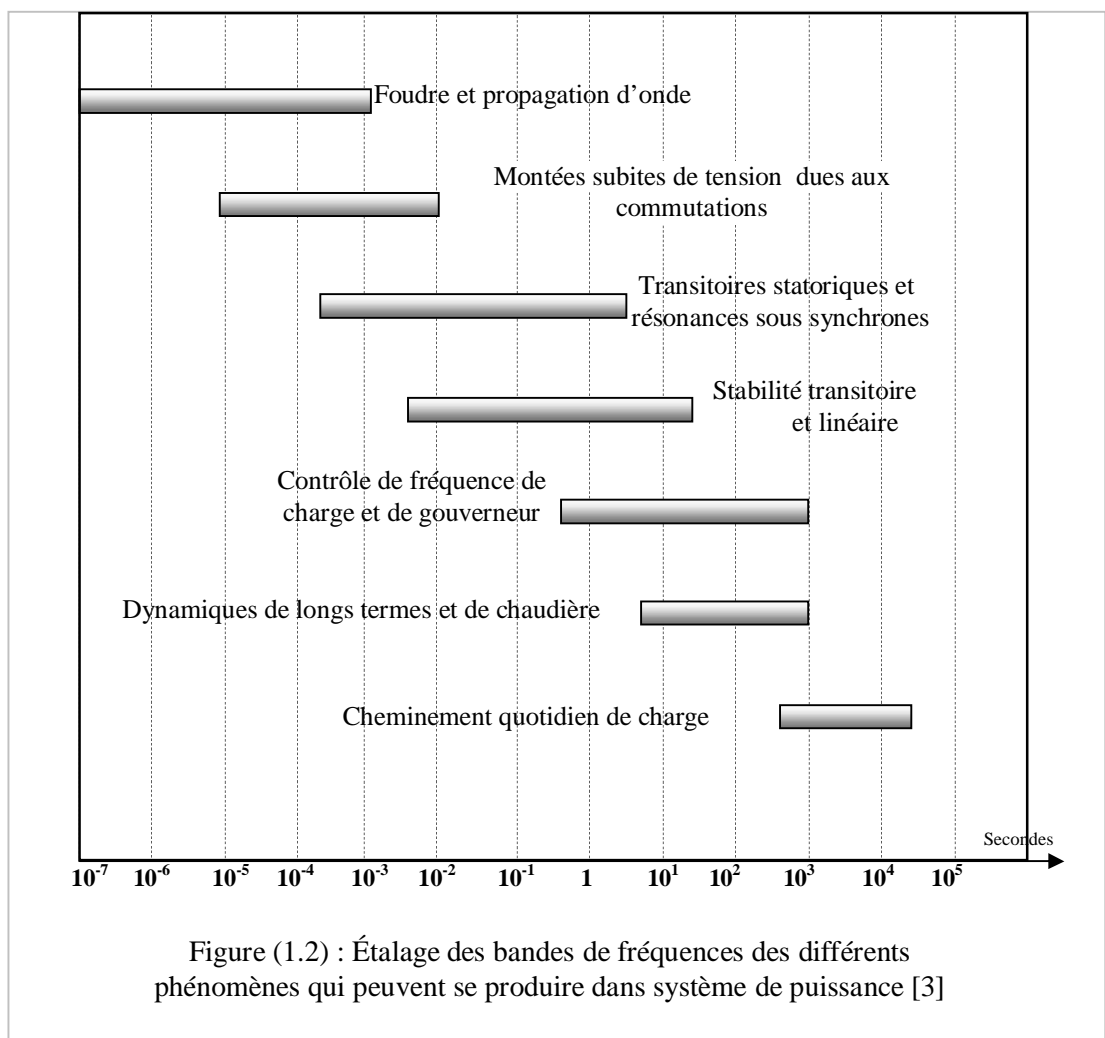
Nous ne sommes pas intéressés par les sources d'énergie, telles que les réacteurs thermiques ou nucléaires, ni par le centre du contrôle de système, qui traite des phénomènes de très faible fréquence, tels que le cheminement quotidien des charges (dispatching). Ces fréquences sont trop faibles pour être considérées ici.

La Figure (1.2) montre clairement que le régime transitoire du système de puissance concerne toutes les gammes de fréquence allant de celle de la surtension de foudre jusqu'à celle de l'écoulement quotidien de la charge.

Il faut noter que les *SSR* se situent en grande partie au milieu de la gamme tracée (dessiné). Les fréquences d'oscillation entre 10 et 50 Hz sont, habituellement, considérées comme le souci le plus important.

Nous devons modéliser les fréquences en dehors de cette étroite bande, parce que les modélisations des autres interactions peuvent produire des fréquences dans la bande en question. Il est à noter, à partir de la figure (1.2), que la gamme de base des fréquences en question n'est pas largement différente de la stabilité transitoire. Alors, certains modèles de stabilité transitoire seront adéquatement utilisés.

En modélisant le système de puissance pour l'analyse, nous trouvons utile de subdiviser le système entier en plusieurs sous systèmes physiques comme en figure (1.3) qui montre les sous systèmes principaux associés à une simple unité de génération et son interconnexion avec le réseau et avec les contrôles. Dans l'analyse des SSR, il est nécessaire de modéliser la plus part, et non pas la totalité, de ces sous systèmes, et il est nécessaire de modéliser au moins une partie du réseau.



Le sous ensemble du système à être modélisé pour les études de *SSR* est marqué dans la figure. (1.3), par la région ombrée. Certaines études des *SSR*, s'élargissent pour modéliser plusieurs générateurs avec leurs interfaçages entre chaque machine et le réseau.

La figure (1.3) montre une définition convenable des entrées et des sorties pour chaque modèle de sous système. Le sous système ombré défini dans cette figure est arbitraire en quelque sorte.

Certaines études peuvent inclure les modèles d'excitation, gouverneur de vitesse, convertisseurs de courant continu de haute tension (*HVDC*), stabilisateur de système de puissance (*PSS*), et autres.

En modélisant le système dynamique, on doit premièrement définir le "scope" de l'analyse à être performée, et à partir de ce "scope" on définit les limitations de la modélisation puisque aucun modèle n'est adéquat à tous les types possibles de l'analyse. Ainsi, pour la modélisation analytique de *SSR*, nous définissons le "scope" suivant.

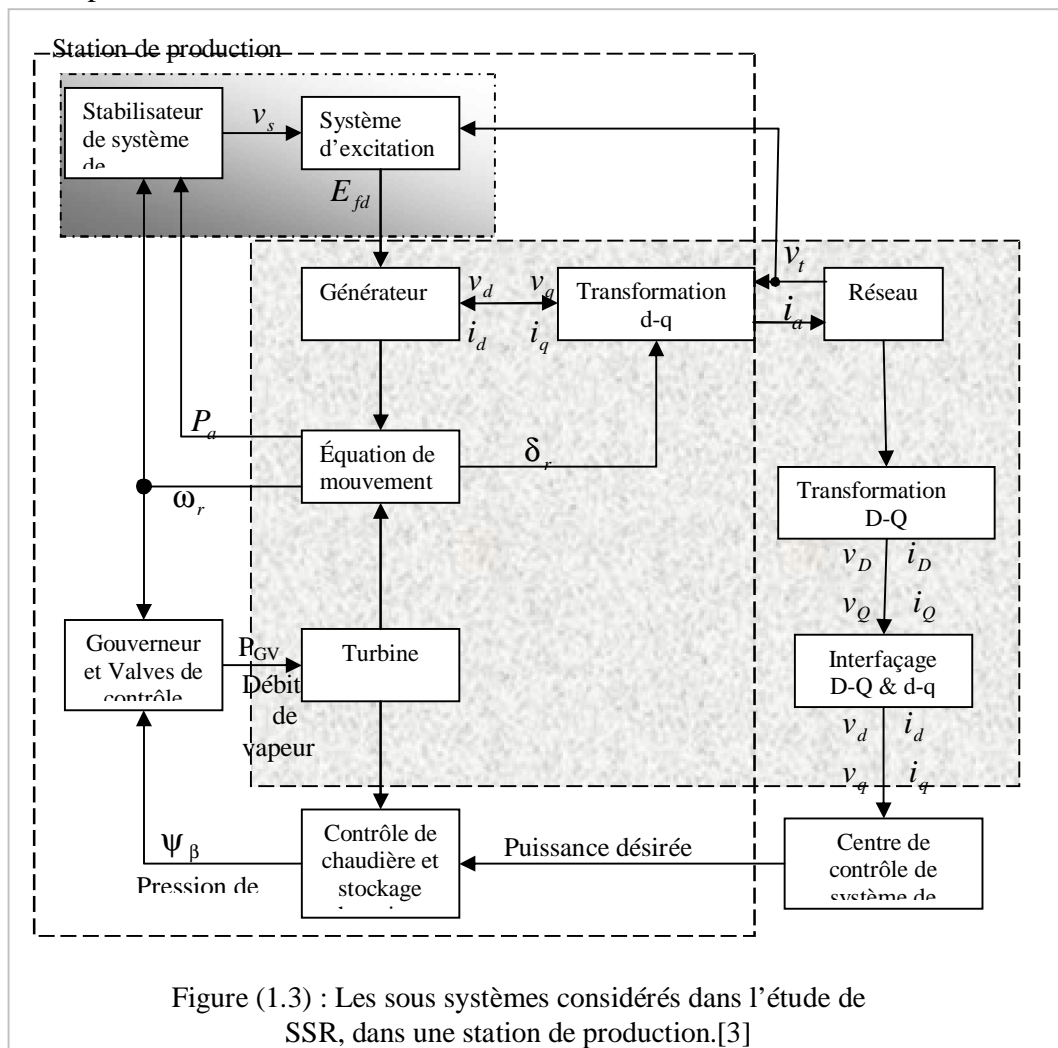


Figure (1.3) : Les sous systèmes considérés dans l'étude de *SSR*, dans une station de production.[3]

### 1.4.2 "Scope " des modèles des SSR

Le "Scope" [3], des modèles des SSR, à considérer dans ce travail est limité aux performances dynamiques des interactions entre le générateur synchrone avec le système mécanique associé et le réseau électrique, dans la gamme de fréquence sous synchrone. Les sous systèmes définis pour la modélisation sont les suivants :

- La ligne de transport incluant les capacités en série.
- Le générateur synchrone et ses systèmes de contrôle d'excitation, et de stabilisation.
- L'arbre de turbine génératrice avec sa représentation par une série de masses-ressorts, concentrée

### 1.5 Outils utilisés dans l'analyse

Parmi plusieurs outils analytiques utilisés dans l'étude de résonance sous synchrone on peut citer les plus communs qui sont :

#### 1.5.1 Balayage de fréquence « frequency scanning »

C'est une technique [3] qui a été largement utilisée dans l'étude et l'analyse du problème des SSR (elle est particulièrement efficace dans l'étude de l'*effet du générateur d'induction*); elle calcule la résistance et l'inductance équivalentes, vues dans le réseau à partir de l'enroulement statorique du générateur, comme étant fonction de la fréquence.

En outre, elle peut fournir des informations sur d'éventuels problèmes d'interaction de torsion ou de couples transitoires.

#### 1.5.2 Analyse par programme des transitoires électromagnétiques (EMTP)

L'EMTP [3] est un programme d'intégration numérique pour systèmes d'équations différentielles ; il permet les modélisations des systèmes complexes non linéaires; il convient très bien aux problèmes des SSR et des couples transitoires.

#### 1.5.3 Analyse par des valeurs propres

Elle informe sur les performances dynamiques des systèmes d'équations différentielles linéaires ; elle donne les fréquences d'oscillation aussi bien que l'amortissement de chaque fréquence. [3]

Les valeurs propres sont les solutions du *déterminant* :  $\det[\lambda U - A] = 0$  , avec  $\lambda_i$  les valeurs propres du système matriciel  $\frac{dX}{dt} = AX + Bu$  .

Cette analyse inclut aussi les vecteurs propres qui sont de deux types :

- ◆ Vecteurs propres dits *du côté droit* ; ils montrent la distribution des modes de réponses (valeurs propres) à travers les variables d'état. En utilisant ce type de vecteurs, on peut établir l'amplitude relative de chaque mode de réponse due à chaque variable d'état et par conséquent, on peut déterminer quelle variable d'état a plus d'influence sur un mode de réponse. Ceci joue un rôle très important dans le choix des variables qui nécessitent d'être contrôlées pour amortir les perturbations du système.
- ◆ Vecteurs propres dits *de côté gauche*, ils montrent l'effet relatif des différentes conditions initiales des variables d'état sur les modes de réponses.

## 1.6 Présentation du travail

Ce travail est réalisé en tenant compte de ce qui suit :

### 1.6.1 Transformation de PARK ou en composantes d-q

C'est une opération mathématique très importante pour simplifier la résolution d'un système d'équations différentielles triphasé présentant des coefficients variant dans le temps qui rendent impossible l'inversion de la matrice dont les éléments sont ces coefficients. [20]

Elle permet alors de rendre ces coefficients indépendants du temps ; et même par la suite elle permet de transformer le système triphasé en un système biphasé.

$$\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = [C_p] \begin{bmatrix} f_d \\ f_q \\ f_o \end{bmatrix} \quad (1.2)$$

Avec  $f_a, f_b, f_c$ : pouvant être : tension, courant, flux de liaison des trois enroulements  $a, b, c$  du stator d'une machine triphasée.

$[C_p]$  : Matrice de transformation de PARK

$f_d, f_q, f_o$ : pouvant être : tension, courant, flux de liaison des trois enroulements  $d$ (direct),  $q$ (en quadrature),  $o$ (homopolaire) du stator d'une machine triphasée.

### 1.6.2 Transformation de KRON ou en composantes D-Q

Cette transformation est semblable à celle de Park ; elle est utilisée pour transformer le réseau électrique triphasé en biphasé. [20]

$$\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = [C_k] \begin{bmatrix} f_D \\ f_Q \\ f_0 \end{bmatrix} \quad (1.3)$$

Avec  $[C_k]$  : Matrice de transformation de KRON

$f_D, f_Q, f_0$ : pouvant être : tension, courant, flux de liaison des trois enroulements  $d$ (direct),  $q$ (en quadrature),  $o$ (homopolaire) du réseau triphasé.

### 1.6.3 Transformation de CLARK, ou en composantes $\alpha, \beta$

Elle permet le découplage de système. [20]

$$\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = [C_c] \begin{bmatrix} f_\alpha \\ f_\beta \\ f_0 \end{bmatrix} \quad (1.4)$$

$[C_c]$  : Matrice de transformation de CLARK

$F_\alpha, f_\beta, f_0$ : pouvant être : tension, courant, flux de liaison des trois enroulements  $d$ (direct),  $q$ (en quadrature),  $o$ (homopolaire) du réseau triphasé selon CLARK.

### 1.6.4 Utilisation des valeurs réduites

Le calcul par système par unité ou l'utilisation des valeurs réduites est basé sur le fait qu'on doit choisir pour chaque grandeur une référence (ou une base) à laquelle on doit ramener toutes les valeurs des grandeurs de même type. [23]

Le choix approprié des quantités de base permet d'avoir les avantages suivants :

1. Les valeurs numériques de courants et de tensions sont relatives et indépendantes de la taille de la machine.
2. Les impédances, en par unité, sur la base de la machine, se situent dans une gamme étroite pour une classe de machine de conception semblable.
3. Le nombre de paramètres exigés est réduit.
4. L'inductance et la réactance sont confondues.
5. Le flux et la tension sont confondus.
6. L'impédance peut être considérée comme une chute de tension.

Il est à noter que les quantités de base pour les circuits du rotor et du stator peuvent être indépendamment choisies avec certaines restrictions qui mènent à avoir des réactances mutuelles réciproques. Si la transformation de PARK à puissance invariable est utilisée, les contraintes imposent le choix de la même base pour tout le circuit.

### 1.6.5 Méthode de NEWTON RAPHSON

Elle permet la résolution de système d'équations algébriques, afin de déterminer les conditions initiales des systèmes analysés. [7]

#### 1.6.6.1 Technique des valeurs propres

Les solutions d'équilibre ou solutions constantes d'un système autonome définie par :

$$\dot{X} = F(X, \mu) \quad (1.5)$$

où  $X$  est un vecteur de « n » variables d'état,  $F$  est vecteur de champ, et

$$\mu \text{ est un paramètre de contrôle du système ; correspondant à } \dot{X} = 0 \quad (1.6)$$

On sait bien que  $\dot{X} = 0$  mène soit à un système d'équations algébriques linéaires soit à un système non linéaire. [26]

Si le système est linéaire et si sa matrice est non singulière, alors, il a une seule solution constante. En revanche, pour un système non linéaire, il peut y avoir plus d'une solution constante ou d'équilibre.

#### 1.6.6.2 Stabilité des points d'équilibre

La stabilité d'une solution d'équilibre  $X_0$  à  $\mu = \mu_0$ , dépend des valeurs propres de la matrice jacobéenne  $J$  du système (1.5), qui est la matrice des dérivées partielles par rapport aux variables d'état. [26]

Si l'on produit sur  $X_0$  ( la solution d'équilibre) une faible perturbation  $Y$ , on aura alors :

$$X(t) = X_0 + Y(t) \quad (1.7)$$

et le système (1.5) devient

$$\dot{Y} = F(X_0 + Y; \mu_0) \quad (1.8)$$

Le développement en série de Taylor autour de  $X_0$ , qui se limite aux termes

linéaires de  $Y$ , donne 
$$\dot{Y} = F(X_0; \mu_0) + D_x F(X_0; \mu_0)Y + \dots \quad (1.9)$$

Comme  $F(X_0; \mu_0) = 0$  alors 
$$\dot{Y} \approx D_x F(X_0; \mu_0)Y = JY \quad (1.10)$$

Les valeurs propres de  $J$  fournissent l'information sur la stabilité locale de la solution d'équilibre  $X_0$ .

Une solution d'équilibre est classée comme *hyperbolique* ou *non hyperbolique*.

Si toutes les valeurs propres de  $J$  sont à parties réelles non nulles, alors la solution d'équilibre correspondante est dite point fixe *hyperbolique* ; sinon elle est dite point fixe *non hyperbolique*.

Les points fixes *hyperboliques* sont de trois types :

1. Nœud stable ou récepteur (*sink*) dans le cas où toutes les valeurs propres de  $J$  ont des parties réelles négatives et si la matrice  $J$  correspondante a des valeurs propres complexes, ce nœud stable sera également dit un foyer stable ;
2. Nœud instable ou source, dans le cas où une ou plusieurs valeurs propres de  $J$  ont des parties réelles positives et si la matrice de  $J$  correspondante a des valeurs propres complexes, le nœud instable sera dit foyer instable.
3. Point de selle (*Saddle point*) si certaines des valeurs propres sont à parties réelles positives et le reste sont à parties réelle négatives.

La solution d'équilibre non hyperbolique est instable si une ou plusieurs des valeurs propres de  $J$  sont à parties réelles positives ; elle est marginalement stable si certaines valeurs propres de  $J$  sont à parties réelles négatives tandis que les restes sont à parties réelles nulles ; elle est dite un centre si toutes les valeurs propres de  $J$  sont purement imaginaires et non nulles.

**CHAPITRE 1 : Généralités**

	Généralités .....	7
1.1	Historique et définition du problème.....	7
1.1.1	Historique .....	7
1.1.2	Définition du problème de SSR.....	8
1.2	Phénomène de SSR.....	9
1.3	Types d'interaction de résonance sous synchrone .....	10
1.3.1	Effet de générateur d'induction.....	10
1.3.2	Interaction de torsion .....	10
1.3.3	Couples transitoires.....	10
1.4.1	Situation du problème dans le "scope " des phénomènes dynamiques..	10
1.4.2	"Scope " des modèles des SSR.....	15
1.5	Outils utilisés dans l'analyse .....	15
1.5.1	Balayage de fréquence « frequency scanning » .....	15
1.5.2	Analyse par programme des transitoires électromagnétiques ( <i>EMTP</i> )..	15
1.5.3	Analyse par des valeurs propres .....	15
1.6	Présentation du travail.....	16
1.6.1	Transformation de PARK ou en composantes d-q.....	16
1.6.2	Transformation de KRON ou en composantes D-Q .....	17
1.6.3	Transformation de CIARK, ou en composantes $\alpha, \beta$ .....	17
1.6.4	Utilisation des valeurs réduites .....	17
1.6.5	Méthode de NEWTON RAPHSON .....	18
1.6.6.1	Technique des valeurs propres .....	18
1.6.6.2	Stabilité des points d'équilibre.....	18

## **2 Développement de modèle de système de puissance**

La machine synchrone est modélisée pour une analyse en faible signal. Elle comprend trois bobinages sur son stator : un bobinage de champ d'excitation et des bobinages amortisseurs qui peuvent être au nombre de deux, trois, ou plus.

Le système mécanique associé à la machine synchrone est constitué de masses tournantes telles que :

- ◆ rotor du générateur ;
- ◆ turbines de différents étages de pression :

**HP** : haute pression ;

**MP** : moyenne pression ;

**BP** : basse pression ;

- ◆ et éventuellement le rotor d'excitatrice.

Ces différentes masses tournantes sont reliées par des sections d'arbre long et non rigide.

Il est adéquat alors, pour les études des *SSR*, de modéliser le système mécanique par une série de masses reliées par des ressorts et des éléments mécaniques d'amortissement.

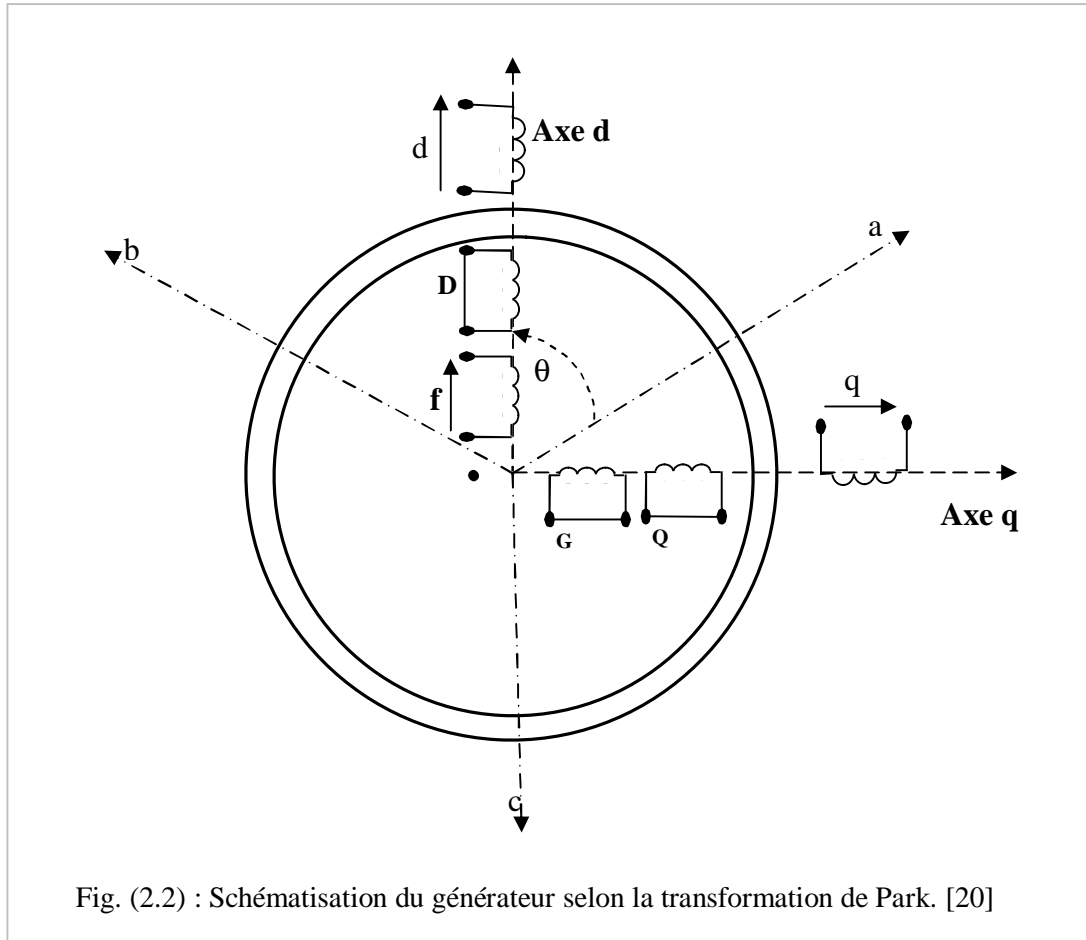
Ainsi le système mécanique constitue un réseau mécanique (masses – ressorts - amortisseurs) linéaire analogue à un réseau électrique ( $r$ ,  $l$ ,  $c$ ) linéaire.

### **2.1.1 Modèle d'une machine synchrone**

Les considérations suivantes sont utilisées pour déduire le nombre d'équations de base de la machine, voire les figures (2.1.a), (2.1.b) et (2.2). [20]

1. la force magnétomotrice *FMM* dans l'entrefer est sinusoidalement répartie.
2. les harmoniques sont négligeables.
3. la saturation magnétique est négligée.
4. l'effet d'hystérésis est ignoré.
5. l'effet de fentes dans le stator est négligé





### 2.12 Les équations de flux de liaison

Les flux dans le stator et dans le rotor sont calculés comme suit :

$$\begin{cases} \psi_s = [L_{ss}]i_s + [L_{sr}]i_r & (2.1a) \end{cases}$$

$$\begin{cases} \psi_r = [L_{rs}]i_s + [L_{rr}]i_r & (2.1b) \end{cases}$$

Avec les courant statorique et rotorique sont donnés par :

$$\begin{cases} i_s^T = [i_a \quad i_b \quad i_c] & (2.2a) \end{cases}$$

$$\begin{cases} i_r^T = [i_f \quad i_D \quad i_G \quad i_Q] & (2.2b) \end{cases}$$

D'autre part on a

$$\begin{cases} \psi_r^T = [\psi_f \quad \psi_D \quad \psi_G \quad \psi_Q] & (2.2c) \end{cases}$$

$$\begin{cases} \psi_s^T = [\psi_a \quad \psi_b \quad \psi_c \quad ] & (2.2d) \end{cases}$$

Les matrices  $[L_{ss}]$  et  $[L_{rr}]$  sont symétriques et  $[L_{sr}]^T = [L_{rs}]$ .

Avec :

$$[L_{ss}] = \begin{bmatrix} L_{aa0} & L_{ab0} & L_{ab0} \\ L_{ab0} & L_{aa0} & L_{ab0} \\ L_{ab0} & L_{ab0} & L_{aa0} \end{bmatrix} + L_{aa2} \begin{bmatrix} \cos(2\theta) & \cos(2\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(2\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(2\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(2\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(2\theta) \\ \cos(2\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(2\theta) & \cos(2\theta - \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

$$[L_{rr}] = \begin{bmatrix} L_f & L_{fD} & 0 & 0 \\ L_{fD} & L_D & 0 & 0 \\ 0 & 0 & L_G & L_{GQ} \\ 0 & 0 & L_{GQ} & L_Q \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

$$[L_{sr}] = \begin{bmatrix} [L_{sr}^d] & L_{sr}^q \end{bmatrix} \quad (2.5.a)$$

$$[L_{sr}^d] = \begin{bmatrix} M_{af} \cos(\theta) & M_{aD} \cos(\theta) \\ M_{af} \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & M_{aD} \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ M_{af} \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & M_{aD} \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2.5.b)$$

$$[L_{sr}^q] = \begin{bmatrix} M_{aG} \sin(\theta) & M_{aQ} \sin(\theta) \\ M_{aG} \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & M_{aQ} \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ M_{aG} \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) & M_{aQ} \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2.5.c)$$

On doit noter que (2.5) est une fonction de  $\theta$  dépendant du temps par le fait que le rotor est tournant ; de même pour (2.3) dans le cas où  $L_{aa2} \neq 0$  ( le cas de pôles saillants).

### 2.1.3 Les équations de tension

Pour les bobines du stator et du rotor, les équations sont données par :

$$\left\{ \begin{array}{l} -\frac{d\Psi_s}{dt} - [R_s]i_s = v_s \\ -\frac{d\Psi_r}{dt} - [R_r]i_r = v_r \end{array} \right. \quad (2.6.a)$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} v_s^T = [v_a \quad v_b \quad v_c] \\ v_r^T = [-v_f \quad 0 \quad 0 \quad 0] \end{array} \right. \quad (2.7.a)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} [R_s] = R_a [U_3] \\ [R_r] = \begin{bmatrix} R_f & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_D & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_Q & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_G \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad (2.8.a)$$

### 2.1.4 Équation du couple

Elle est donnée par :

$$J \frac{d^2\theta_m}{dt^2} + D \frac{d\theta_m}{dt} = T_m - T_e \quad (2.9)$$

avec :

$J$  est le moment d'inertie équivalent du rotor.

$D$  est l'amortissement supposé visqueux.

$\theta_m = \frac{2}{p}\theta$  l'angle mécanique en fonction de l'angle électrique.

$T_m$  est le couple mécanique ; il est dans le sens de rotation du rotor.

$T_e$  est le couple électrique ; il est en sens inverse du sens de rotation ; il est donné

par :

On pose.

$$\left\{ \begin{array}{l} T_e = -\frac{\partial W'}{\partial \theta_m} \end{array} \right. \quad (2.10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} T_e = -\frac{p}{2} \frac{\partial W'}{\partial \theta} \end{array} \right. \quad (2.11)$$

où  $W'$  est co-énergie

$$W' = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} i_s^T & i_r^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L_{ss} & L_{sr} \\ L_{rs} & L_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_s \\ i_r \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

$T'_e = -\frac{\partial W'}{\partial \theta}$  le couple électrique d'une machine bipolaire équivalente ;

$$T'_e = -\frac{1}{2} \left[ i_s^T \left[ \frac{\partial L_{ss}}{\partial \theta} \right] i_s + 2 i_s^T \left[ \frac{\partial L_{sr}}{\partial \theta} \right] i_r \right] \quad (2.13)$$

alors on peut écrire :

$$J' \frac{d^2 \theta}{dt^2} + D' \frac{d\theta}{dt} = T'_m - T'_e \quad (2.14)$$

où :

$J' = J \left( \frac{2}{p} \right)^2$  est le moment d'inertie équivalent à celui d'une machine bipolaire.

$D' = D \left( \frac{2}{p} \right)^2$  est le coefficient d'amortissement équivalent à celui d'une machine

bipolaire.

$T'_m = \frac{2}{p} T_m$  est le couple mécanique équivalent à celui d'une machine bipolaire.

De cette façon, la machine synchrone multipolaire est transformée en machine bipolaire.

$$[C_p] = \begin{bmatrix} k_d \cos\theta & k_q \sin\theta & k_0 \\ k_d \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & k_q \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & k_0 \\ k_d \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & k_q \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) & k_0 \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

où  $k_d, k_q, k_0$  sont des constantes convenablement choisies.

Alors

$$[f_{d,q,0}] = [C_p]^{-1} [f_{a,b,c}] \quad (2.16)$$

Avec

$$[C_p]^{-1} = \begin{bmatrix} k_1 \cos\theta & k_1 \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & k_1 \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ k_2 \sin\theta & k_2 \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & k_2 \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ k_3 & k_3 & k_3 \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

et  $k_1 = \frac{2}{3k_d}, k_2 = \frac{2}{3k_q}, k_3 = \frac{1}{3k_0}$

### 2.1.5 Transformation du flux de liaison

Les enroulements dans le stator sont les trois phases  $a b c$ , et ceux dans le rotor sont :

L'enroulement de champ désigné par  $f$

Les trois enroulements d'amortissement désignés l'un par  $D$  ( il est sur le même axe que  $f$ ) et les deux autres par  $G$  et  $Q$ , (ils sont en quadrature avec l'axe de  $f$ )

Puisque le flux dans le rotor ne nécessite pas d'être transformé, on a :

$$\begin{bmatrix} \Psi_{abc} \\ \Psi_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [C_p] & [0] \\ [0] & [U_4] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_r \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

où  $[U_4]$  est une matrice unitaire 4x4 et

$$\begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [L_{ss}] & [L_{sr}] \\ [L_{rs}] & [L_{rr}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abc} \\ i_r \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

Alors on peut écrire

$$\begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [C_p]^{-1} & [0] \\ [0] & [U_4] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [L_{ss}] & [L_{sr}] \\ [L_{rs}] & [L_{rr}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [C_p] & [0] \\ [0] & [U_4] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abc} \\ i_r \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

ce qui revient à écrire

$$\begin{bmatrix} \Psi_{dq0} \\ \Psi_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [L'_{ss}] & [L'_{sr}] \\ [L'_{rs}] & [L_{rr}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{dq0} \\ i_r \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

avec

$$[L'_{ss}] = \begin{bmatrix} L_d & 0 & 0 \\ 0 & L_q & 0 \\ 0 & 0 & L_0 \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

$$[L'_{sr}] = \begin{bmatrix} \frac{M_{af}}{k_d} & \frac{M_{aD}}{k_d} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{M_{aG}}{k_q} & \frac{M_{aQ}}{k_q} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

$$[L'_{rs}] = \begin{bmatrix} \frac{3M_{af}k_d}{2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{3M_{aD}k_d}{2} & 0 & \frac{3M_{aG}k_q}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{3M_{aQ}k_q}{2} & 0 \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} L_d = L_{aa0} - L_{ab0} + \frac{3}{2} L_{aa2} \\ L_q = L_{aa0} - L_{ab0} - \frac{3}{2} L_{aa2} \\ L_0 = L_{aa0} + 2L_{ab0} \end{array} \right. \quad (2.25.a)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} L_d = L_{aa0} - L_{ab0} + \frac{3}{2} L_{aa2} \\ L_q = L_{aa0} - L_{ab0} - \frac{3}{2} L_{aa2} \end{array} \right. \quad (2.25.b)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} L_d = L_{aa0} - L_{ab0} + \frac{3}{2} L_{aa2} \\ L_q = L_{aa0} - L_{ab0} - \frac{3}{2} L_{aa2} \\ L_0 = L_{aa0} + 2L_{ab0} \end{array} \right. \quad (2.25.c)$$

Il à noter que  $[L'_{rs}]^{transposée}$  et  $[L'_{sr}]$  ne sont égales que si :

$$\left\{ \begin{array}{l} k_d^2 = \frac{2}{3} \\ k_q^2 = \frac{2}{3} \end{array} \right. \quad (2.26)$$

### 2.1.6 Transformation des équations de tension du stator

On part de

$$-\frac{d}{dt}\Psi_{abc} - [R_s]i_{abc} = v_{abc} \quad (2.27)$$

La dérivée de la transformée de Park de premier terme de coté gauche de l'équation.(2.10) donne

$$-\frac{d}{dt}([C_p]\Psi_{dq0}) = -\dot{\theta} \frac{d[C_p]}{dt}\Psi_{dq0} - [C_p] \frac{d}{dt}\Psi_{dq0} \quad (2.28)$$

or

$$\frac{d[C_p]}{dt} = \begin{bmatrix} -k_d \sin \theta & k_q \cos \theta & 0 \\ -k_d \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & k_q \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & 0 \\ -k_d \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) & k_q \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & 0 \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

Il est clair que

$$\frac{d[C_p]}{dt} = [C_p][P] \quad (2.30)$$

avec

$$[P] = \begin{bmatrix} 0 & \frac{k_q}{k_d} & 0 \\ -\frac{k_d}{k_q} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

En remplaçant les équations (2.28) et (2.30) dans (2.31), on aboutit à :

$$-\frac{d}{dt}\Psi_{dq0} - \dot{\theta}[P]\Psi_{dq0} - [C_p]^{-1}[R_s][C_p]i_{dq0} = v_{dq0} \quad (2.32)$$

Or  $[R_s] = R_a[U_3]$  avec  $[U_3]$  est une matrice unité de 3x3.

Autrement écrit

$$\left\{ \begin{array}{l} -\frac{d\Psi_d}{dt} - \omega \frac{k_q}{k_d} \Psi_q - R_a i_d = v_d \end{array} \right. \quad (2.33.a)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} -\frac{d\Psi_q}{dt} + \omega \frac{k_d}{k_q} \Psi_d - R_a i_q = v_q \end{array} \right. \quad (2.33.b)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} -\frac{d\Psi_0}{dt} - R_a i_0 = v_0 \end{array} \right. \quad (2.33.c)$$

$$\text{de même, à partir de } -\frac{d\Psi_r}{dt} - [R_r]i_r = v_r \quad (2.34)$$

on arrive aux :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\Psi_f}{dt} + R_f i_f = v_f \end{array} \right. \quad (2.35.a)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\Psi_D}{dt} + R_D i_D = 0 \end{array} \right. \quad (2.35.b)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\Psi_G}{dt} + R_G i_G = 0 \end{array} \right. \quad (2.35.c)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\Psi_Q}{dt} + R_Q i_Q = 0 \end{array} \right. \quad (2.35.d)$$

### 2.1.7 Transformation de l'équation de couple

L'équation de mouvement du rotor de générateur est donnée comme suit :

$$\frac{2}{p} \left( J \frac{d^2 \theta_m}{dt^2} + D \frac{d\theta_m}{dt} \right) = T_m - T_e \quad (2.36)$$

avec

$$\begin{cases} J \rightarrow & \text{le moment d'inertie combiné de rotor} \\ D \rightarrow & \text{le coefficient d'amortissement assumé visqueux} \\ T_m \rightarrow & \text{le couple mécanique dans le sens de rotation} \\ T_e \rightarrow & \text{le couple électrique opposant le couple mécanique} \\ p \rightarrow & \text{le nombre de poles de la machine} \end{cases}$$

Le couple électrique est donné par

$$T_e = - \frac{\partial W'}{\partial \theta_m} \quad (2.37.a)$$

$$T_e = - \frac{p}{2} \frac{\partial W'}{\partial \theta} \quad (2.37.b)$$

$$T_e = \frac{p}{2} T'; \quad T_e' = - \frac{\partial W'}{\partial \theta} \quad (2.37.c)$$

$$\text{avec } W' = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} [i_s]^T & [i_r]^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [L_{ss}] & [L_{sr}] \\ [L_{rs}] & [L_{rr}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_s \\ i_r \end{bmatrix} \quad (2.38)$$

En remplaçant équation (2.38) dans équation (2.37) sans oublier que  $[L_{rr}]$  est une matrice constante, alors on aura :

$$T_e' = - \frac{1}{2} \left[ [i_s]^T \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{ss}] i_s + 2 [i_s]^T \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{sr}] i_r \right] \quad (2.39)$$

La transformation de PARK pour équation (2.20) donnera :

$$T_e = - \frac{1}{2} \left[ [i_{dq0}]^T [C_p]^T \frac{\partial}{\partial \theta} ([L_{ss}] [C_p] i_{dq0} + 2 [i_{dq0}]^T [C_p]^T \frac{\partial}{\partial \theta} ([L_{sr}] i_r) \right] \quad (2.40)$$

En effectuant les différentes dérivées figurant dans l'équation (2.40), on aura :

$$\diamond \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{ss}] = -2L_{aa2} \begin{bmatrix} \sin(2\theta) & \sin(2\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(2\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \sin(2\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(2\theta + \frac{2\pi}{3}) & \sin(2\theta) \\ \sin(2\theta + \frac{2\pi}{3}) & \sin(2\theta) & \sin(2\theta - \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (2.41)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial}{\partial \theta} ([L_{ss}])[C_p] = -3L_{aa2} [C_p] [P'] \\ [P'] = \begin{bmatrix} 0 & \frac{k_q}{k_d} & 0 \\ \frac{k_d}{k_q} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad (2.42.a)$$

$$(2.42b)$$

et

$$\diamond \left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{sr}] = \begin{bmatrix} -M_{af} \sin(\theta) & -M_{ad} \sin(\theta) \\ -M_{af} \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -M_{ad} \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ -M_{af} \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) & -M_{ad} \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} M_{aG} \cos(\theta) & M_{aQ} \cos(\theta) \\ M_{aG} \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & M_{aQ} \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ M_{aG} \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & M_{aQ} \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \\ \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{sr}] = \left[ \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{sr}^d] \quad \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{sr}^q] \right] \end{array} \right.$$

(2.43.a) et (2.43.b)

donc

$$[C_p]^T \frac{\partial}{\partial \theta} [L_{sr}] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{3}{2} k_d M_{aG} & \frac{3}{2} k_d M_{aQ} \\ -\frac{3}{2} k_q M_{af} & -\frac{3}{2} k_q M_{ad} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.44)$$

En remplaçant l'équation (2.44) , l'équation (2.43) et l'équation (2.42) dans l'équation. (2.41) on aboutit à :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{3}{2}k_d k_q (i_q \Psi_d - i_d \Psi_q) \\ \text{avec} \\ L_d - \frac{3}{2}L_{aa2} = L_q + \frac{3}{2}L_{aa2} = L_{aa0} - L_{ab0} \\ \Psi_d = L_d i_d + \frac{M_{af}}{k_d} i_f + \frac{M_{aD}}{k_d} i_D \\ \Psi_q = L_q i_q + \frac{M_{aG}}{k_q} i_G + \frac{M_{aQ}}{k_q} i_Q \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} (2.45.a) \\ \\ (2.45.b) \\ (2.45.c) \\ (2.45.d) \end{array}$$

### 2.1.8 Choix des constantes $k_d, k_q,$ et $k_0$

La puissance instantanée du système triphasé est donnée par

$$\left\{ \begin{array}{l} [v_{abc}]^T i_{abc} = [v_{dq0}]^T [C_p]^T [C_p] i_{dq0} \\ [C_p]^T [C_p] = \begin{bmatrix} \frac{3}{2}k_d^2 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{2}k_q^2 & 0 \\ 0 & 0 & 3k_0^2 \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} (2.46.a) \\ \\ (2.46.b) \end{array}$$

Pour une transformation à puissance invariable, il faut que  $[C_p]^T = [C_p]^{-1}$  (condition d'orthogonalité).

Alors on garde uniquement les valeurs positives de

$$k_d = \sim \sqrt{\frac{2}{3}} \quad , \quad k_q = \sim \sqrt{\frac{2}{3}} \quad , \quad k_0 = \sim \sqrt{\frac{1}{3}} \quad (2.47)$$

$k_q$  positive signifié que l'axe "q" est en retard par rapport à l'axe "d" .

L'avantage de ce choix est que les inductances sont réciproques ; telles que

$$M_{fd} = M_{df} = \sqrt{\frac{3}{2}} M_{af} \quad (2.48)$$

## 2.2 Modélisation du réseau de transport

Dans la modélisation du réseau, ici, on ne prend en considération que ses éléments passifs. On n'est pas intéressé, du tout, par les contrôleurs rapides et flexibles *FACTS* introduits récemment dans le réseau pour améliorer le facteur de puissance, la stabilité et la régulation de tension.

Les équations différentielles du réseau triphasé sont linéaires et leurs coefficients sont invariants dans le temps.

Les trois phases de réseau sont symétriques. [20]

Soit le schéma équivalent en  $\pi$  d'une phase d'une ligne de transport est donné par la figure (2.3)

$$[L] = \begin{bmatrix} L_s & L_m & L_m \\ L_m & L_s & L_m \\ L_m & L_m & L_s \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

$$[R] = \begin{bmatrix} R_s & R_m & R_m \\ R_m & R_s & R_m \\ R_m & R_m & R_s \end{bmatrix} \quad (2.50)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} C_s & C_m & C_m \\ C_m & C_s & C_m \\ C_m & C_m & C_s \end{bmatrix} \quad (2.51)$$

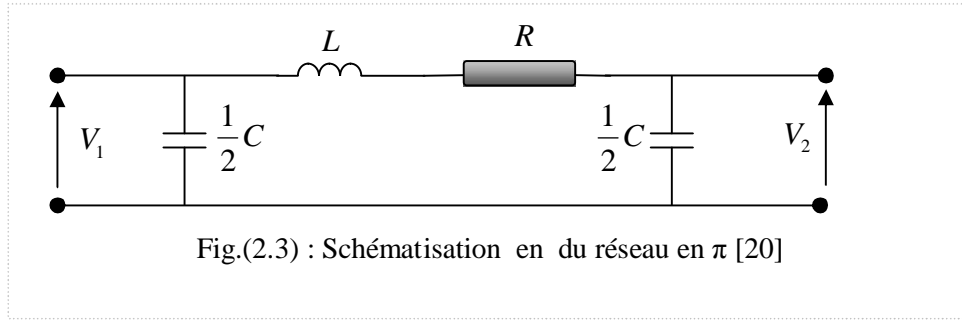
Les équations de réseau sont données par

$$[L] \frac{di}{dt} + [R]i = V1 - V2 \quad (2.52)$$

$$\frac{1}{2} [C] \frac{dV1}{dt} = i1 - i \quad (2.53)$$

$$\frac{1}{2} [C] \frac{dV2}{dt} = i - i2 \quad (2.54)$$

avec  $f^T = [f_a \quad f_b \quad f_c]$  et  $f = (i, i1, i2, V1, V2)$


 Fig.(2.3) : Schématisation en du réseau en  $\pi$  [20]

### 2.2.1 Transformation de Kron ou en composantes D-Q

Comme la machine synchrone est décrite par les variables  $d-q$  de Park, le réseau électrique doit être aussi écrit par les mêmes variables, mais la transformation de PARK n'est pas unique dans le cas de multi machines. Alors, on utilise la transformation de KRON. Elle est donnée par :

$$[f_{a,b,c}] = [C_k] [f_{D,Q,0}] \quad (2.55)$$

avec

$$[C_k] = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos\theta_0 & \sin\theta_0 & \sqrt{\frac{1}{2}} \\ \cos(\theta_0 - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta_0 - \frac{2\pi}{3}) & \sqrt{\frac{1}{2}} \\ \cos(\theta_0 + \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta_0 + \frac{2\pi}{3}) & \sqrt{\frac{1}{2}} \end{bmatrix} \quad (2.56)$$

$f_i$  avec  $i = (a, b, c, D, Q \text{ ou } O)$  : peut être un courant ou une tension.

$\theta_0 = \omega_0 t + \gamma$  où  $\omega_0$  est la pulsation de synchronisme et  $\gamma$  est une constante d'ordre général

On remarque que la différence entre cette transformation et celle de PARK repose sur  $\theta_0$  qui est remplacé par  $\theta = \omega_0 t + \delta_r$  où  $\delta_r$  est une constante dépendant de la machine.

La matrice  $[C_k]$  est orthogonale donc elle satisfait la transformation invariante de la puissance.

Les composantes de PARK et celles de KRON sont reliées par :

$$[C_p] = [C_k] [T_1] \quad (2.57)$$

où

$$[T_1] = \begin{bmatrix} \cos(\delta_r) & \sin(\delta_r) & 0 \\ -\sin(\delta_r) & \cos(\delta_r) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.58)$$

La matrice  $T_1$  est orthogonale ; elle permet de passer des composantes de KRON aux composantes de Park, en respectant une référence synchroniquement tournante, par

$$\begin{bmatrix} f_D \\ f_Q \\ f_0 \end{bmatrix} = [T_1] \begin{bmatrix} f_d \\ f_q \\ f_0 \end{bmatrix} \quad (2.59)$$

Il vient de (2.59) :

$$f_D = f_d \cos(\delta_r) + f_q \sin(\delta_r) \quad (2.60)$$

$$f_Q = -f_d \sin(\delta_r) + f_q \cos(\delta_r) \quad (2.61)$$

Si on écrit les équations (2.60) et (2.61) dans le plan complexe, on aura par addition terme à terme :

$$f_Q + jf_D = (f_q + jf_d)e^{j\delta_r} \quad (2.62)$$

Si on applique la transformation de KRON à l'équation (2.52) on aura :

$$\left\{ \begin{array}{l} L_1 \frac{di_D}{dt} + \omega_0 L_1 i_Q + R_1 i_D = V_{1D} - V_{2D} \end{array} \right. \quad (2.63)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} L_1 \frac{di_Q}{dt} - \omega_0 L_1 i_D + R_1 i_Q = V_{1Q} - V_{2Q} \end{array} \right. \quad (2.64)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} L_0 \frac{di_0}{dt} + R_0 i_0 = V_{10} - V_{20} \end{array} \right. \quad (2.65)$$

avec

$L_1 = L_s - L_m$  et  $R_1 = R_s - R_m$  les paramètres de séquence positive ou de séquence négative

$L_0 = L_s + 2L_m$  et  $R_0 = R_s + 2R_m$  les paramètres de séquence zéro

L'addition terme à terme des deux équations de (2.63) et (2.64) nous donne :

$$L_1 \frac{di}{dt} + (R_1 + j\omega_0 L_1)i = V_1 - V_2 \quad (2.66)$$

avec

$$j^2 = -1$$

$$i = i_Q + ji_D$$

$$V_1 - V_2 = (V_{1Q} + jV_{2D}) - (V_{1Q} + jV_{2D}) \quad (2.67)$$

De l'équation (2.62) on peut exprimer l'équation (2.66) .

$$L_1 \frac{di'}{dt} + j \frac{d\delta}{dt} L_1 i' + (R_1 + j\omega_0 L_1)i' = V_1' - V_2' \quad (2.68)$$

avec

$$i = i_q + ji_d$$

$$V_1 - V_2 = (V_{1q} + jV_{2d}) - (V_{1q} + jV_{2d}) \quad (2.69)$$

Si l'on pose  $\omega = \omega_0 + \frac{d\delta_r}{dt}$  l'équation (2.68) sera simplifiée en (2.70)

$$L_1 \frac{di'}{dt} + (R_1 + j\omega L_1)i' = V_1' - V_2' \quad (2.70)$$

### 2.3 Modélisation du système mécanique

Le rotor de l'unité *turbine-générateur* est un système mécanique complexe, constitué de plusieurs *sections* d'arbres de différentes tailles, avec leurs accouplements. [20]

Les sections de turbines contiennent un nombre de disques attachés au rotor. Le système peut avoir certaines petites composantes y compris les lames des turbines, les bobines du rotor, les ventilateurs et les pompes.

L'analyse d'un tel système exige une modélisation très développée, continue. Pour étudier le problème des interactions de torsion, RAMEY et collaborateurs

en 1980 ont trouvé adéquat l'utilisation du modèle des masses concentrées (ou *lumped multimass model*).

Ici, chaque élément de l'arbre (générateur, différents étages de turbines, et excitateur) est considéré comme étant une masse concentrée et connectée aux éléments adjacents par des sections d'arbres qui sont modélisés par une série *masses ressorts* ; les ressorts sont sans masses.

Ce modèle possède des fréquences naturelles de résonances au dessous de celle du système électrique. Les oscillations du mode de torsion induites par des perturbations transitoires sont légèrement amorties, même quand on néglige l'interaction de torsion avec la ligne de transport. Les origines de cet amortissement sont les suivants :

1. Pression de vapeur sur les lames des turbines.
2. Friction des roulements et les enroulements sur les éléments de l'arbre.
3. Amortissement d'hystérésis dans le métal du rotor.
4. Amortissement électrique dû au générateur, dû à l'excitateur, et au réseau de transport.

### 2.3.1 Modèle de masse « concentrée »

Le système mécanique constitué de sections de rotors du générateur synchrone, de l'excitatrice et des étages de turbines peut être vu comme étant une série de systèmes « masse -ressort- amortisseur», voir figure (2.4)

La  $k^{ième}$  masse est connectée aux (k-1) et (k+1) par des sections d'arbre élastiques.

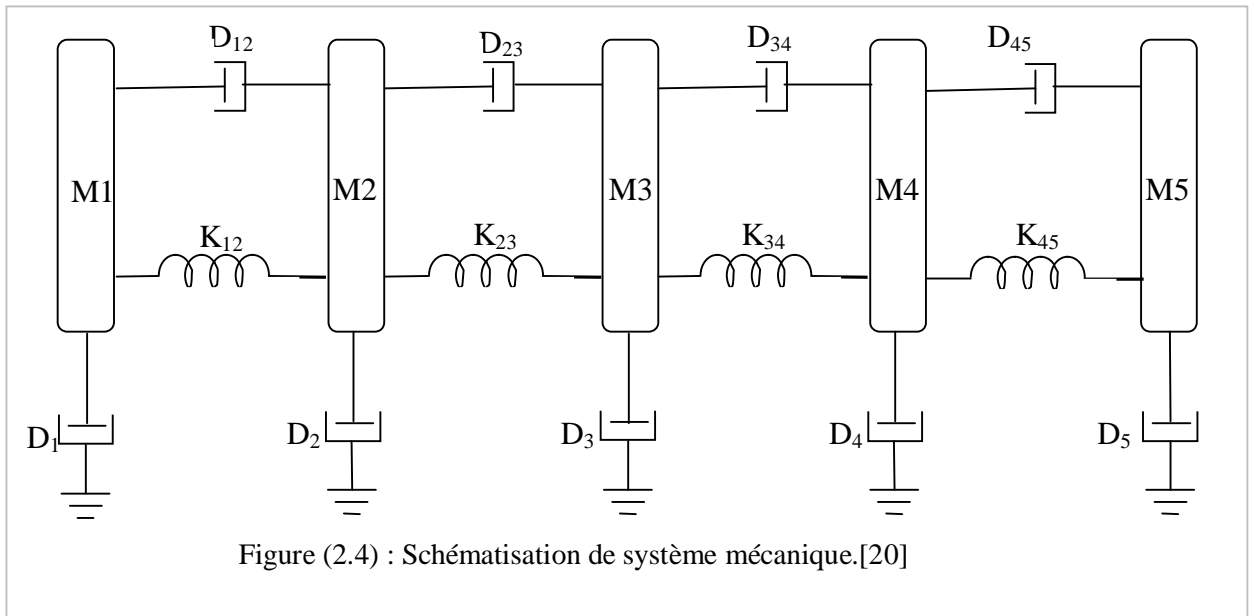
L'équation de la  $k^{ième}$  masse est donnée par :

$$\left\{ \begin{array}{l} M_i \frac{d^2\delta_i}{dt^2} + D_i \frac{d\delta_i}{dt} + D_{i,i-1} \left( \frac{d\delta_i}{dt} - \frac{d\delta_{i-1}}{dt} \right) + D_{i,i+1} \left( \frac{d\delta_i}{dt} - \frac{d\delta_{i+1}}{dt} \right) + K_{i,i-1} (\delta_i - \delta_{i-1}) + K_{i,i+1} (\delta_i - \delta_{i+1}) = T_i \\ T_i = T_{mi} - T_{ei} \end{array} \right. \quad (2.71)$$

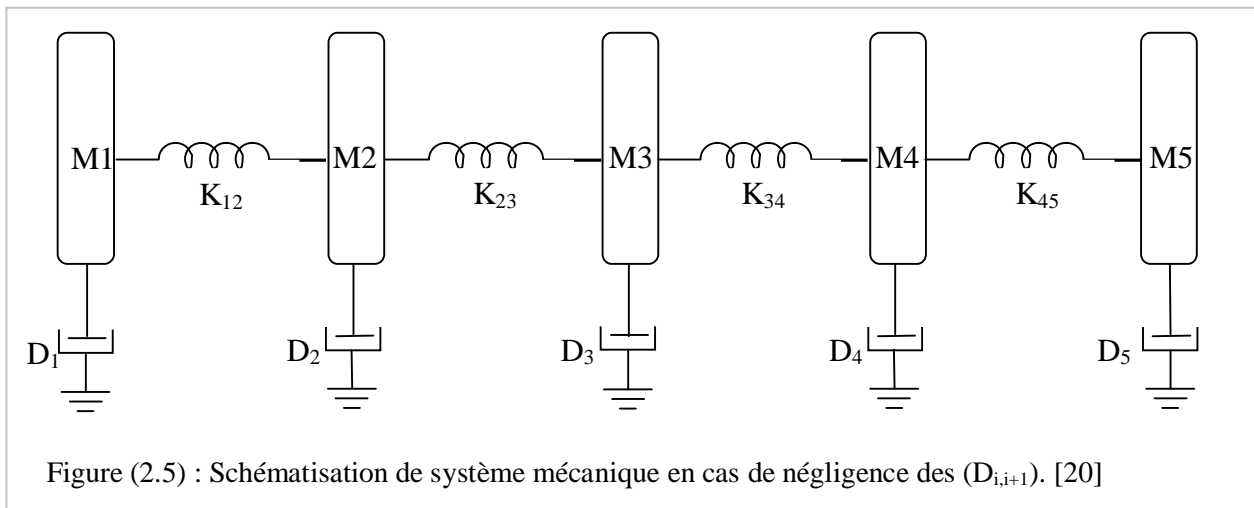
Pour le système complet constitué de plusieurs masses tournantes, on utilise la forme matricielle.

$$\begin{cases} [M]s^2\delta + [D]s\delta + [K]\delta = [T] & (2.72) \\ [T] = [T_m] - [T_e] & (2.73) \end{cases}$$

$[M]$  diagonale,  $([D],[K])$  sont *tri diagonales* symétriques, et  $([T_m],[T_e])$  sont deux vecteurs de couples électriques et mécaniques . Dans le vecteur de couples électriques le seul élément (composant) qui n'est pas nul est celui du rotor du générateur synchrone (on néglige le couple électrique de l'excitatrice tournante).



D'une manière générale, les coefficients d'amortissement « *inter masses* » ( $D_{i,i+1}$ ) sont négligeables. Le système devient celui représenté par la figure (2.5).



D'après la figure (2.6) qui représente la schématisation électrique de la figure (2.4), on peut dire que l'admittance est donnée par :

$$Y_m(s) = -\frac{\Delta T_e}{\Delta g_m}(s) \tag{2.74}$$

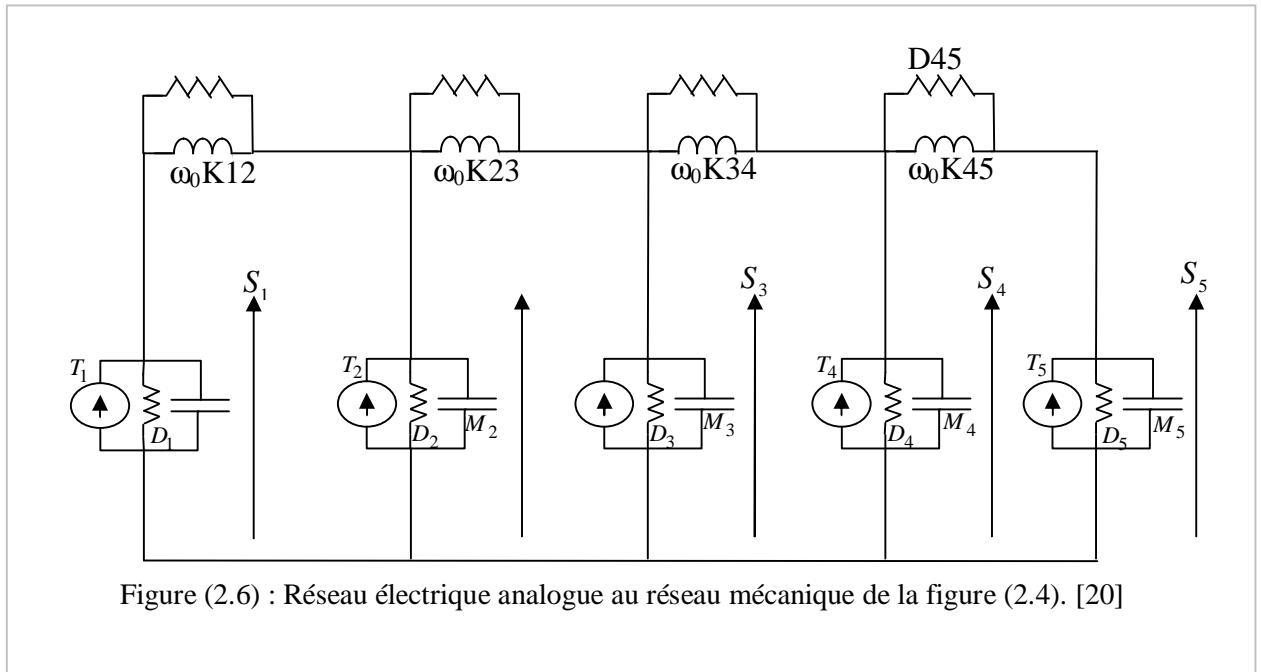


Figure (2.6) : Réseau électrique analogue au réseau mécanique de la figure (2.4). [20]

#### 2.4 Analyse de l'effet du générateur à induction (IGE)

Dans le cas de lignes de transport, compensées par une batterie de condensateurs placée en série et lors de changement de niveau de compensation sous certaines conditions, le système de puissance peut avoir comme conséquence de SSR les deux types du problème : *interaction de torsion (TI)* et *effet de générateur à induction (IGE)*. [19]

On considère que le générateur synchrone (connecté à un réseau de transport infini compensé en série) est modélisé par une source de tension constante derrière une réactance transitoire  $x$  ; voir figure (2.7 a et b)

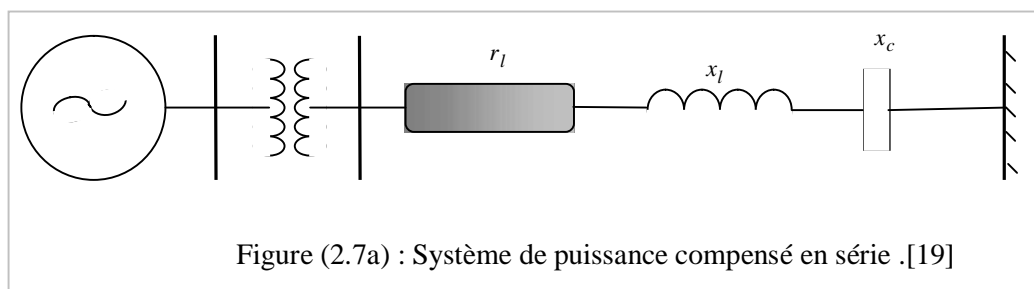


Figure (2.7a) : Système de puissance compensé en série .[19]

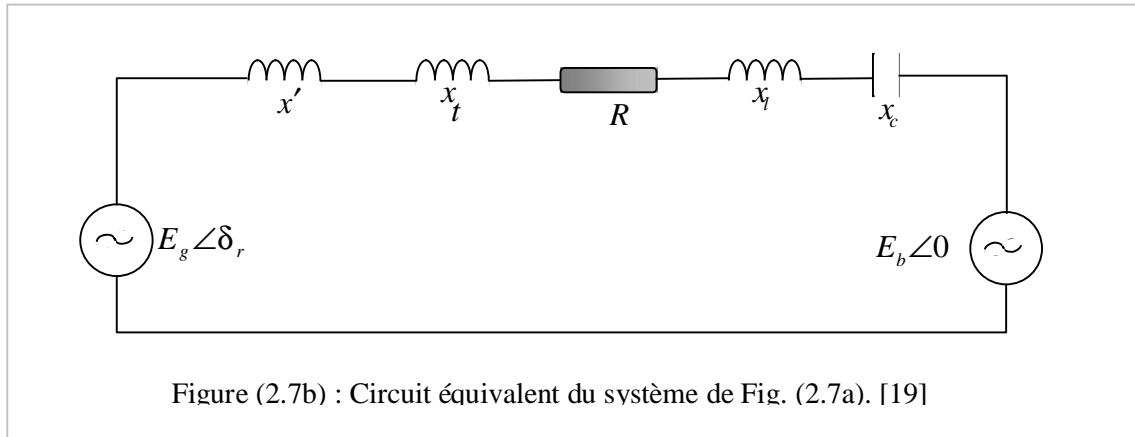


Figure (2.7b) : Circuit équivalent du système de Fig. (2.7a). [19]

$$R = r_l + r_t + r \quad \text{avec} \quad \begin{cases} r_t : \text{résistance du transformateur} \\ x_l : \text{réactance de fuite du transformateur} \end{cases} .$$

Suivant n'importe quelle perturbation, un courant circule dans le réseau de la ligne de transport et dans le stator du générateur. Ce courant est donné par :

$$i_{tr} = A e^{-\alpha t} \sin(\omega_{er} t + \beta) \tag{2.75}$$

$A$  et  $\beta$  sont déterminées à partir des conditions initiales

$$\alpha = \frac{R\omega_0}{2(x_l + x_t + x')} \tag{2.76}$$

$$\omega_{er} = \sqrt{\omega_n^2 - \alpha^2} \tag{2.77}$$

$$\omega_n = \omega_0 \sqrt{\frac{x_c}{x_l + x_t + x'}} \tag{2.78}$$

Si  $\alpha$  est faible, alors  $\omega_{er} \cong \omega_n$  .

La valeur de  $\alpha$  est déterminée expérimentalement en observant l'amortissement de l'oscillation. Elle est en général inférieure à celle calculée par l'équation. (2.76), et elle peut, parfois même, être négative.

Ce phénomène se produit même quand le générateur est considéré comme tournant à une vitesse constante, il est reconnu par *Effet de Générateur d'Induction (IGE)*.

Pour comprendre ce phénomène, il est inadéquat de modéliser le stator du générateur synchrone par une source de tension en série avec une impédance.

Mais, il est nécessaire de considérer les équations différentielles suivantes, en admettant que la résistance du stator soit négligeable :

$$\left\{ \begin{array}{l} -\frac{d\Psi_d}{\omega_0 dt} - \frac{\omega_r}{\omega_0} \Psi_q = v_d \end{array} \right. \quad (2.79)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} -\frac{d\Psi_q}{\omega_0 dt} + \frac{\omega_r}{\omega_0} \Psi_d = v_q \end{array} \right. \quad (2.80)$$

Avec l'utilisation de la transformation de LAPLACE, ces deux équations (2.79) et (2.80) peuvent être écrites dans le plan complexe :

$$-(s + j\omega_r)(\Psi_q + j\Psi_d) = \omega_0(V_q + jV_d) \quad (2.81)$$

Pour simplifier l'étude on considère que le générateur est du *Modèle 1.1*, on a alors les flux de liaison :

$$\left\{ \begin{array}{l} \Psi_d = x'_d i_d + E'_q \end{array} \right. \quad (2.82)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \Psi_q = x'_q i_q + E'_d \end{array} \right. \quad (2.83)$$

Si l'on prend  $x'_d = x'_q = x'$ ,

alors :

$$\Psi_q + j\Psi_d = x'(I_q + jI_d) - E'_d + jE'_q \quad (2.84)$$

D'autre part, les équations électriques du rotor sont données :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{d0}} [-E'_q + (x_d - x'_d)i_d + E_{fd}] \end{array} \right. \quad (2.85)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dE'_d}{dt} = \frac{1}{T'_{q0}} [-E'_d - (x_q - x'_q)i_q] \end{array} \right. \quad (2.86)$$

Si on admet que  $T'_{d0} = T'_{q0} = T'_0$  et  $x_d = x_q = x$ , et on aura :

$$-E'_d + jE'_q = \frac{(x - x')}{(sT'_0 + 1)}(I_q + jI_d) + \frac{jE_{fd}}{(sT'_0 + 1)} \quad (2.87)$$

Par suite :

$$(s + j\omega_r) \left[ x' + \frac{(x - x')}{(sT'_0 + 1)} \right] (I_q + jI_d) - \frac{j(s + j\omega_r)}{(sT'_0 + 1)} E_{fd} = \omega_0(V_q + jV_d) \quad (2.88)$$

De cette équation, on voit que les courants du stator rencontrent une impédance donnée par :

$$Z_{dq}(s) = \frac{(s + j\omega_r)}{\omega_0} \left[ x' + \frac{(x - x')}{(sT'_0 + 1)} \right] \quad (2.89)$$

On peut réécrire cette dernière équation comme suit :

$$\begin{cases} Z_{dq} = \frac{s}{\omega_0} \left[ x' + \frac{(x - x')}{(s - j\omega_0)T'_0 + 1} \right] \\ Z_{dq} = \frac{sx'}{\omega_0} + \frac{s(x - x')}{\omega_0[(s - j\omega_r)T'_0 + 1]} \end{cases} \quad (2.90)$$

Dans cette nouvelle écriture, on voit clairement que la résistance est de :

$$R_{dq} = \frac{(x - x')}{\omega_0} \frac{\omega(\omega - \omega_r)T'_0}{[1 + (\omega - \omega_r)^2 T_0'^2]} \quad (2.91)$$

Cette résistance est négative pour  $\omega < \omega_r$ , elle a un maximum pour certaines valeurs intermédiaires de  $\omega$ , elle est nulle pour  $\omega = 0$  ou  $\omega = \omega_r$ . On peut également remarquer que :  $|R_{dq}| \rightarrow 0$  quand  $T'_0 \rightarrow \infty$ . Ceci implique que dans le cas où la machine est ôtée d'enroulement amortisseur et le flux de fuite est considéré négligeable, le phénomène de *IGE* n'existe pas, c'est le cas d'utilisation du *Modèle 0.0* et c'est pourquoi il n'est pas adéquat de schématiser le générateur synchrone comme étant une source de tension derrière une impédance.

## 2.5 Analyse d'interaction de torsion (TI)

La partie principale responsable du problème d'Interaction de Torsion (*TI*) est le système mécanique. Pour simplifier l'étude de ce phénomène, on néglige le problème de *IGE* en négligeant l'enroulement amortisseur et le flux de fuite. [19]

### 2.5.1 Couple d'amortissement et couple de synchronisation ( $T_D$ et $T_S$ )

Le modèle linéarisé du système mécanique peut être représenté par un réseau électrique  $r-l-c$ . Soit  $Y_m(s)$  la fonction admittance de ce réseau, or la variable d'entrée de ce système linéarisé est  $\Delta T_e$  variation de couple électromagnétique. [19]

Ce couple est relié au glissement du rotor du générateur par la relation :

$$\frac{\Delta T_e}{\Delta g_m}(s) = Y_e(s) \tag{2.92}$$

La combinaison des deux systèmes mécanique et électrique peut être schématisée par la figure (2.8).

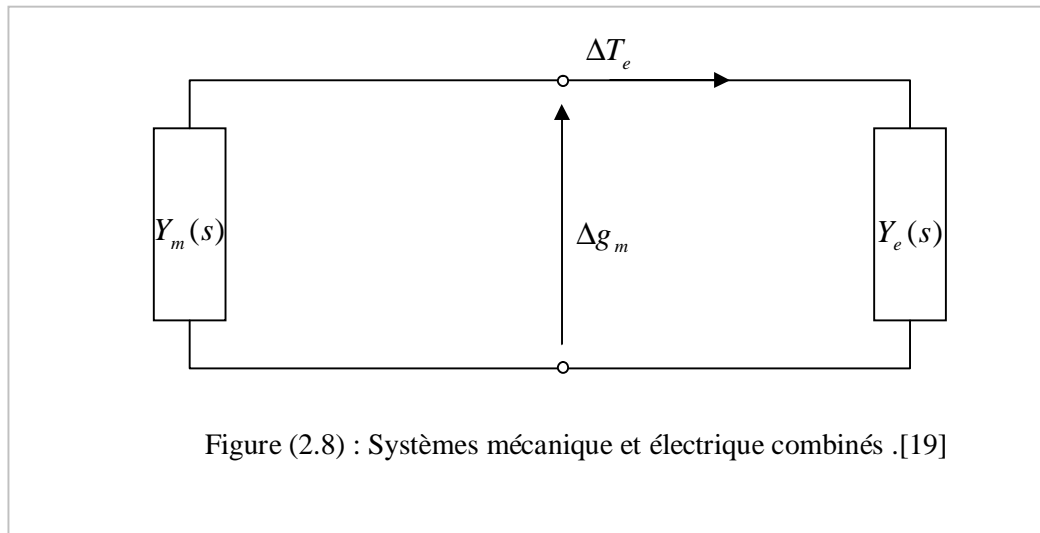


Figure (2.8) : Systèmes mécanique et électrique combinés .[19]

On a alors

$$\begin{cases} [Y_e(s) + Y_m(s)]\Delta g_m = 0 & (2.93.a) \\ Y_e(s) + Y_m(s) = 0 & (2.93.b) \end{cases}$$

Ici, la variable de Laplace peut s'écrire  $s = J\omega_k$  avec  $k$  désignant le  $k^{ieme}$

*mode de torsion*, donc  $Y_e(j\omega_k) + Y_m(j\omega_k) = 0$  (2.94)

En fait

$$\left\{ \begin{array}{l} Y_e(j\omega_k) = T_{De}(j\omega_k) - j \frac{T_{Se}(j\omega_k)}{\omega_k} \omega_0 \end{array} \right. \quad (2.95)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} Y_m(j\omega_k) = T_{Dm}(j\omega_k) - j \frac{T_{Sm}(j\omega_k)}{\omega_k} \omega_0 \end{array} \right. \quad (2.96)$$

Par suite on a

$$\left\{ \begin{array}{l} T_S(\omega_k) = T_{Sm}(\omega_k) + T_{Se}(\omega_k) = 0 \end{array} \right. \quad (2.97)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} T_D(\omega_k) = T_{Dm}(\omega_k) + T_{De}(\omega_k) < 0 \end{array} \right. \quad (2.98)$$

De l'équation (2.97), on peut déterminer les fréquences des oscillations correspondant aux *modes de torsion*. Le terme  $T_{Se}$  a, en général, un faible effet sur la solution de  $T_S(\omega_k)$ . L'instabilité d'un *mode de torsion* est déterminée par le critère de l'équation (2.98) qui est équivalent à un facteur net de décrétement  $\sigma$  qui doit être négatif

$$\sigma = \sigma_m + \sigma_e < 0 \quad (2.99)$$

où  $\sigma = \frac{T_D}{4H_i}$ ,  $H_i$  est l'inertie modale.

L'équation (2.99) est approximative et suppose que la fréquence d'oscillation n'est pas affectée par le système électrique [Canay (1982)].

Vu la complexité et l'importance du problème de *TI* dans le phénomène des *SSR* par rapport au problème de *IGE*, il est commode de schématiser le générateur synchrone par une source de tension derrière une impédance, et il est, également, commode de travailler avec les variables de CLARK ( $\alpha - \beta$ ) :

Si le rotor du générateur oscille autour d'une vitesse constante  $\omega_r^0$ , sa vitesse sera donnée par :

$$\omega_r = \omega_r^0 + A \sin(\omega_m t) \quad (2.100)$$

$\omega_m$  est la fréquence de cette oscillation du rotor autour de l'axe tournant synchroniquement.

D'après la figure (2.9) on a alors :

$$e_\alpha = \omega_r E' \sin(\omega_r^0 t + \delta_r) \tag{2.101}$$

et puisque

$$\frac{d\delta_r}{dt} = \omega_0 (\omega_r - \omega_r^0) \tag{2.102}$$

en remplaçant dans Equ. (2.100)

$$\delta_r = \delta_r^0 - \left( \frac{A\omega_0}{\omega_m} \right) \cos(\omega_m t) \tag{2.103}$$

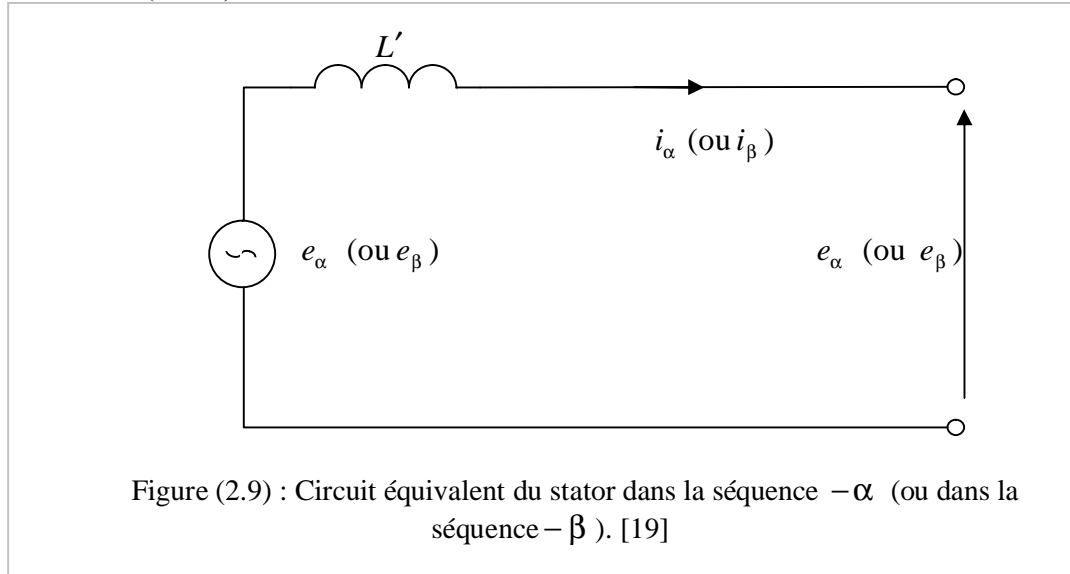


Figure (2.9) : Circuit équivalent du stator dans la séquence  $-\alpha$  (ou dans la séquence  $-\beta$ ). [19]

En remplaçant équation (2.100) dans équation (2.101) et en faisant des transformations trigonométriques, on peut arriver à la relation :

$$e_\alpha = \omega_r^0 E' \sin(\omega_r^0 t + \delta_r) + \frac{AE'}{2} \cos[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r] - \frac{AE'}{2} \cos[(\omega_r^0 + \omega_m)t + \delta_r] \tag{2.104}$$

La tension  $e_\alpha$  induite dans le stator est composée de trois tensions de fréquences différentes : synchrones  $f_r^0$  ; sous synchrone  $f_r^0 - f_m$  ;

Si l'on accepte que les amplitudes ( $A$ ) des oscillations du rotor sont très faibles, on pourra appliquer le développement en série de Taylor au premier ordre, on l'appliquera sur le terme  $\sin(\omega_r^0 t + \delta_r)$  , pour aboutir à :

$$\left\{ \begin{array}{l} \sin(\omega_r^0 t + \delta_r) \cong \sin(\omega_r^0 t + \delta_r^0) + (\delta_r - \delta_r^0) \cos(\omega_r^0 t + \delta_r^0) \end{array} \right. \quad (2.105)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{avec } \delta_r - \delta_r^0 = \frac{A\omega_0}{\omega_m} \cos(\omega_m t) \end{array} \right. \quad (2.106)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sin(\omega_r^0 t + \delta_r) \cong \sin(\omega_r^0 t + \delta_r^0) - \frac{A}{2\omega_m} \left\{ \cos[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r^0] + \cos[(\omega_r^0 + \omega_m)t + \delta_r^0] \right\} \end{array} \right. \quad (2.107)$$

alors

$$e_\alpha = \omega_r^0 E' \sin(\omega_r^0 t + \delta_r^0) + \frac{AE'}{2\omega_m} (\omega_r^0 - \omega_m) \cos[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r^0] - \frac{AE'}{2\omega_m} (\omega_r^0 - \omega_m) \cos[(\omega_r^0 + \omega_m)t + \delta_r^0] \quad (2.108)$$

De la même manière pour la tension sur l'axe  $\beta$

$$\left\{ \begin{array}{l} e_\beta = \omega_r^0 E' \cos(\omega_r^0 t + \delta_r) \\ e_\beta = \omega_r^0 E' \cos(\omega_r^0 t + \delta_r^0) + \frac{AE'}{2\omega_m} (\omega_r^0 - \omega_m) \sin[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r^0] - \frac{AE'}{2\omega_m} (\omega_r^0 - \omega_m) \sin[(\omega_r^0 + \omega_m)t + \delta_r^0] \end{array} \right.$$

(2.109)et (2.110)

On note par

$$\left\{ \begin{array}{l} e_\alpha^{sub} = \frac{AE'}{2\omega_m} (\omega_r^0 - \omega_m) \cos[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r^0] \end{array} \right. \quad (2.111)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} e_\beta^{sub} = \frac{AE'}{2\omega_m} (\omega_r^0 - \omega_m) \sin[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r^0] \end{array} \right. \quad (2.112)$$

Les deux composantes, du *mode sous synchrone*, sur les deux axes ( $\alpha$  et  $\beta$ ), et ainsi on peut déterminer le comportement de l'impédance vis-à-vis de ce mode, on peut calculer les composantes du couple électrique.

Soit

$$\left\{ \begin{array}{l} Z(s) = R + Ls + \frac{1}{Cs} \end{array} \right. \quad (2.113)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} Z[j(\omega_r^0 - \omega_m)] = R + jL(\omega_r^0 - \omega_m) + \frac{1}{jC(\omega_r^0 - \omega_m)} \end{array} \right. \quad (2.114a)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} Z[j(\omega_r^0 - \omega_m)] = Z^{sub} \angle \theta^{sub} \end{array} \right. \quad (2.114b)$$

Il est à remarquer que cette impédance est :

1. faible pour  $\omega_{er} = \frac{1}{\sqrt{LC}}$  est proche de  $(\omega_{r0} - \omega_m)$  et elle de plus en plus faible

que est  $\omega_m$  faible ;

2. résistive pour  $\omega_{er} = (\omega_r^0 - \omega_m)$  ;

3. capacitive pour  $\omega_{er} > (\omega_r^0 - \omega_m)$  ;

4. inductive pour  $\omega_{er} < (\omega_r^0 - \omega_m)$ .

Le couple électrique est donné par :

$$T_e^{sub} = E' i_q^{sub} \quad (2.115)$$

Or, en passant du plan de CLARK au plan de PARK, on a :

$$\left\{ \begin{array}{l} i_{\alpha}^{sub} = -\frac{AE'}{2\omega_m Z^{sub}} (\omega_r^0 - \omega_m) \cos[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r^0 - \theta^{sub}] \end{array} \right. \quad (2.116)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} i_{\beta}^{sub} = \frac{AE'}{2\omega_m Z^{sub}} (\omega_r^0 - \omega_m) \sin[(\omega_r^0 - \omega_m)t + \delta_r^0 - \theta^{sub}] \end{array} \right. \quad (2.118)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} i_q^{sub} = -\frac{AE'}{2\omega_m Z^{sub}} (\omega_r^0 - \omega_m) \sin(\omega_m t + \theta^{sub}) \end{array} \right. \quad (2.119)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} T_e^{sub} = -\frac{A(E')^2}{2\omega_m Z^{sub}} (\omega_r^0 - \omega_m) \sin(\omega_m t + \theta^{sub}) \end{array} \right. \quad (2.120)$$

De même pour le *mode super synchrone*, on a :

$$\left\{ \begin{aligned} i_{\alpha}^{\text{sup}} &= -\frac{AE'}{2\omega_m Z^{\text{sup}}} (\omega_r^0 + \omega_m) \cos[(\omega_r^0 + \omega_m)t + \delta_r^0 - \theta^{\text{sub}}] \end{aligned} \right. \quad (2.121)$$

$$\left\{ \begin{aligned} i_{\beta}^{\text{sup}} &= \frac{AE'}{2\omega_m Z^{\text{sup}}} (\omega_r^0 + \omega_m) \sin[(\omega_r^0 + \omega_m)t + \delta_r^0 - \theta^{\text{sub}}] \end{aligned} \right. \quad (2.122)$$

$$\left\{ \begin{aligned} i_q^{\text{sup}} &= \frac{AE'}{2\omega_m Z^{\text{sup}}} (\omega_r^0 + \omega_m) \sin(\omega_m t + \theta^{\text{sub}}) \end{aligned} \right. \quad (2.123)$$

$$\left\{ \begin{aligned} T_e^{\text{sup}} &= \frac{A(E')^2}{2\omega_m Z^{\text{sup}}} (\omega_r^0 + \omega_m) \sin(\omega_m t + \theta^{\text{sub}}) \end{aligned} \right. \quad (2.124)$$

On note que les deux composantes dans les deux *modes super* et *sous synchrone*, sont de même fréquence  $\omega_m$ , et que en *mode sous synchrone* a un effet négatif sur l'amortissement, par contre l'amortissement en *mode super synchrone* a un effet positif. Le couple des deux modes est donné par :

$$T_{De} = -\frac{A(E')^2}{2\omega_m} \left[ \frac{(\omega_r^0 - \omega_m)}{Z^{\text{sub}}} \cos(\theta^{\text{sub}}) - \frac{(\omega_r^0 + \omega_m)}{Z^{\text{sup}}} \cos(\theta^{\text{sup}}) \right] \quad (2.125)$$

On sait que pour  $\omega_{er}$  proche de  $(\omega_r^0 - \omega_m)$  le phénomène prend son ampleur et que

1.  $Z[j(\omega_r^0 - \omega_m)] = Z^{\text{sub}} \angle \theta^{\text{sub}}$  est très faible, son argument presque nul
2.  $Z[j(\omega_r^0 + \omega_m)] = Z^{\text{sup}} \angle \theta^{\text{sup}}$  est très forte et positive (inductive), son argument est proche de  $90^\circ$ .

Il est clair que  $T_{De}$  est négatif (il agit négativement sur l'amortissement du système de puissance).

**CHAPITRE 2 : Développement d'un modèle du système de puissance**

- 2 Développement de modèle de système de puissance.....20**
- 2.1.1 **Modèle d'une machine synchrone .....20**
- 2.1.2 **Les équations de flux de liaison .....22**
- 2.1.3 **Les équations de tension.....24**
- 2.1.4 **Équation du couple.....24**
- 2.1.5 **Transformation du flux de liaison .....26**
- 2.1.6 **Transformation des équations de tension du stator .....28**
- 2.1.7 **Transformation de l'équation de couple.....30**
- 2.1.8 **Choix des constantes  $k_d$ ,  $k_q$ , et  $k_0$ .....32**
- 2.2 **Modélisation du réseau de transport .....33**
- 2.2.1 **Transformation de Kron ou en composantes D-Q .....34**
- 2.3 **Modélisation du système mécanique.....36**
- 2.3.1 **Modèle de masse « concentrée » .....37**
- 2.4 **Analyse de l'effet du générateur à induction (IGE) .....39**
- 2.5 **Analyse d'interaction de torsion (TI) .....42**
- 2.5.1 **Couple d'amortissement et couple de synchronisation ( $T_D$  et  $T_S$ ) .....43**

### 3 Effet de l'existence des enroulements amortisseurs

Le but de ce chapitre est d'analyser l'effet des enroulements amortisseurs sur le phénomène de résonance sous synchrone d'un modèle de système, quasi réel, d'alimentation puissante, en appliquant les méthodes des dynamiques non linéaires.

Ces enroulements sont destinés à limiter l'effet de l'existence d'un second champ glissant dans les machines synchrones ; ce sont des enroulements court circuités des deux cotés ; ils se placent sur les épanouissements des pôles saillants de la roue polaire de la machine.

Il est à noter que :

1. L'enroulement amortisseur n'a pas d'effet sur le champ tournant principal.
2. L'enroulement ne peut qu'amortir les oscillations dues aux perturbations brutales, ce soit à dire dues à la variation brutale de la charge.
3. L'enroulement se monte sur les machines susceptibles de fonctionner dans des conditions de déséquilibre de l'induit telles qu'un champ tournant inverse important peut apparaître.
4. Les gros turboalternateurs peuvent être dispensés de ce procédé, puisque le rotor par sa construction peut jouer le rôle de l'enroulement amortisseur.

#### 3.1 Description du système

Avant d'entamer la description du système, on commence par quelques définitions préliminaires :

##### 3.1.1 Modèle de la machine synchrone (générateur)

Le modèle de générateur dépend du degré de détail exigé ; il est caractérisé par le nombre d'enroulements sur le rotor, et par suite par le nombre de variables d'état correspondant. Ce nombre peut varier de *un* à *six*.

Le rapport de IEEE Task publié en 1986 définit les modèles de la machine synchrone suivants:

Modèle 0.0 : modèle classique.

Modèle 1.0 : le rotor porte uniquement l'enroulement de champ.

Modèle 1.1 : le rotor porte, en plus de l'enroulement de champ, un enroulement amortisseur équivalent mais sur l'axe  $q$ .

Modèle 2.1 : le rotor porte, en plus de l'enroulement de champ, un enroulement amortisseur équivalent sur l'axe **d** et un enroulement amortisseur équivalent sur l'axe **q**.

Modèle 2.2 : le rotor porte, en plus de l'enroulement de champ, un enroulement amortisseur équivalent sur l'axe **d** et deux enroulements amortisseurs équivalents sur l'axe **q**.

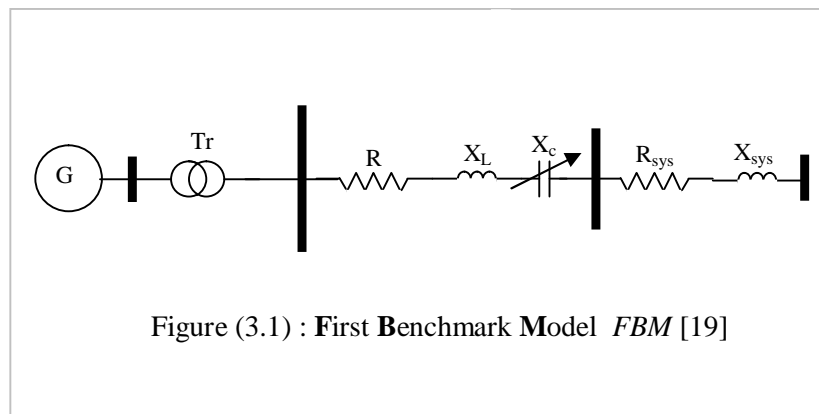
Modèle 3.2 : le rotor porte, en plus de l'enroulement de champ, deux enroulements amortisseurs équivalents sur l'axe **d** et deux enroulements amortisseurs équivalents sur l'axe **q**.

Modèle 3.3 : le rotor porte, en plus de l'enroulement de champ, deux enroulements amortisseurs équivalents sur l'axe **d** et trois enroulements amortisseurs équivalents sur l'axe **q**.

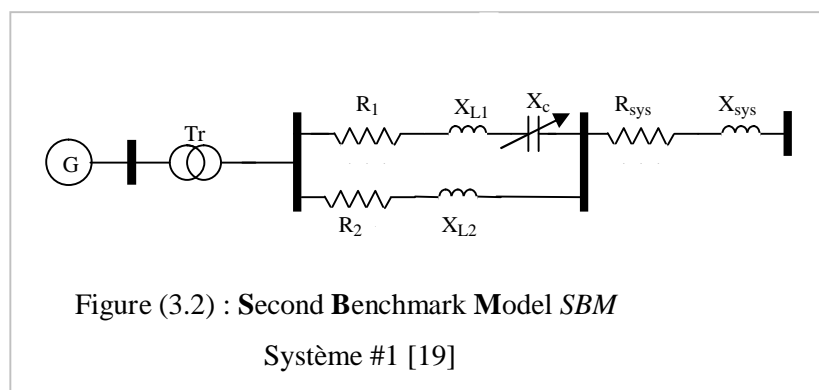
### 3.1.2 Modèle du réseau

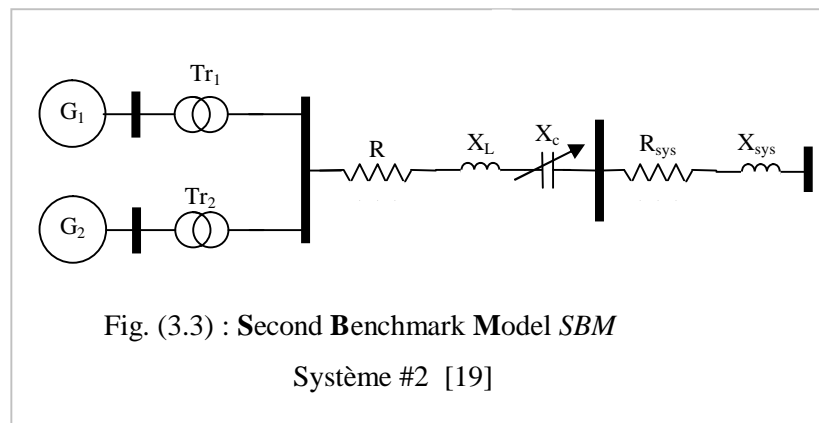
On distingue trois types de modèles :

2.1 Modèle FBM : le premier **Modèle de Benchmark** montré par les figures. (3.1), (3.2) et (3.3).



2.2 Modèle SBM : le **Second Modèle de Benchmark** montré par les figure Fig.





2.3 Modèle CORPALS de Benchmark : comprend autant de générateurs, de jeux de barres, et de ligne que dans la réalité.

Pour cette étude de résonance sous synchrone, et dans le but de la simplifier, on considère que le système de puissance est composé d'un seul générateur entraîné par un ensemble d'étages de turbines à vapeur et connecté à un réseau infini de modèle *FBM* voir Fig.(3.1).

Le générateur sera modélisé, dans le sens progressif selon le degré de détail exigé, du *Modèle 1.0* jusqu'au *Modèle 2.2* pour examiner l'effet de la présence d'enroulements amortisseurs situés sur l'axe **d** ou /et sur l'axe **q**, sur le comportement du système. L'influence des autres paramètres, tels que les moments d'inertie, la constante de raideur et les paramètres caractérisant le générateur sur le comportement du système, prend une partie de l'objet de ce travail.

Les paramètres sont choisis pour représenter quasi réellement un réseau avec sa station de production. Ils caractérisent le générateur de BORDMAN avec une partie de réseau au Nord Ouest des ETATS-UNIS, quand il est fortement chargé. Par manque de données, on n'a pas pris en considération la modélisation de certains organes de régulation de turbines.

Le système réel est régi par un système d'équations différentielles de premier ordre regroupant les deux systèmes électrique et mécanique.

Le système mécanique comprend toutes les masses tournantes montées sur le même arbre comme montré sur la Fig. (3.4) :

- a. les trois étages de turbines : haute pression (HP), moyenne pression (MP), et basse pression (BP).
- b. La masse du rotor du générateur G.
- c. La masse du rotor de l'excitateur *EXC*.

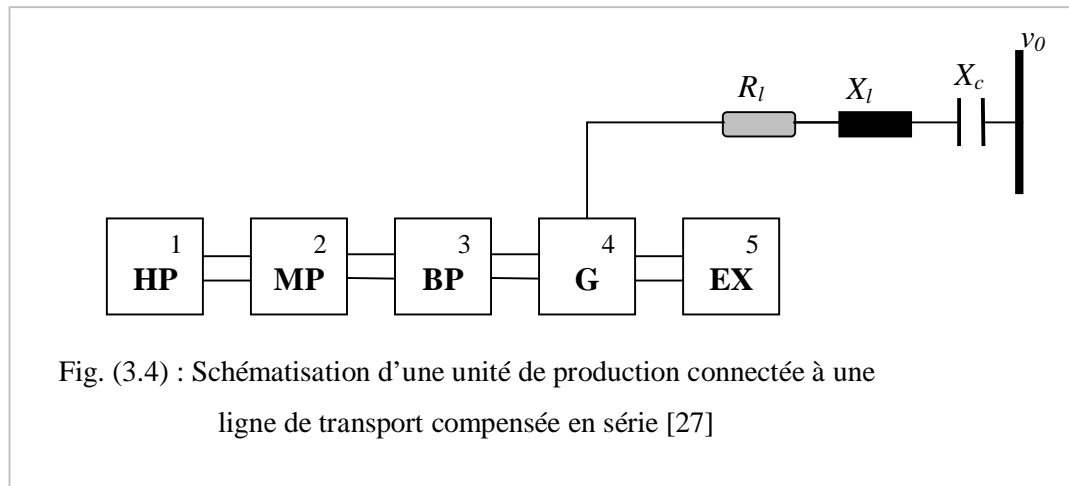


Fig. (3.4) : Schématisation d'une unité de production connectée à une ligne de transport compensée en série [27]

Pour le moment on ne tient pas compte de la modélisation des éléments qui annexent notre système, tels que :

- Le régulateur automatique de tension *AVR*.
- Le stabilisateur de système de puissance *PSS*.

### 3.2 Équations différentielles régissant le système

L'utilisation de la transformation de Park, celle de Kron, et le system *P.U* nous mène à écrire les équations décrivant le système suivant les deux axes **d** et **q** comme suit :

Commençons par les équations de système mécanique:

#### 3.2.1 Équation de turbine HP

L'application du principe fondamental de la dynamique donne :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\omega_1}{dt} = \frac{1}{M_1} [-D_1(\omega_1 - 1) - K_{12}(\theta_1 - \theta_2)] \end{array} \right. \quad (3.1)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\theta_1}{dt} = \omega_0(\omega_1 - 1) \end{array} \right. \quad (3.2)$$

#### 3.2.2 Équation de turbine MP

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\omega_2}{dt} = \frac{1}{M_2} [-D_2(\omega_2 - 1) + K_{12}(\theta_1 - \theta_2) - K_{23}(\theta_2 - \theta_3)] \end{array} \right. \quad (3.3)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\theta_2}{dt} = \omega_0(\omega_2 - 1) \end{array} \right. \quad (3.4)$$

### 3.2.3 Équation de turbine BP

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\omega_3}{dt} = \frac{1}{M_3} [-D_3(\omega_2 - 1) + K_{23}(\theta_2 - \theta_3) - K_{34}(\theta_3 - \delta_r)] \end{array} \right. \quad (3.5)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\theta_3}{dt} = \omega_0(\omega_3 - 1) \end{array} \right. \quad (3.6)$$

### 3.2.4 Équation de générateur

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{M_r} [-D_r(\omega_r - 1) + K_{34}(\theta_3 - \delta_r) - K_{45}(\delta_r - \theta_5) + T_m - T_e] \end{array} \right. \quad (3.7)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\delta_r}{dt} = \omega_0(\omega_r - 1) \end{array} \right. \quad (3.8)$$

avec

$$T_e = \Psi_d i_q - \Psi_q i_d \quad (3.9)$$

### 3.2.5 Équation d'excitatrice de générateur

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\omega_5}{dt} = \frac{1}{M_5} [-D_5(\omega_5 - 1) + K_{45}(\delta_r - \theta_5)_e] \end{array} \right. \quad (3.10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\theta_5}{dt} = \omega_0(\omega_5 - 1) \end{array} \right. \quad (3.11)$$

Avec  $D_i$  : Représente le coefficient de frottement.

$K_{i,i+1}$  : Représente la constante de raideur.

$M_i$  : Représente la constante d'inertie.

Où  $i = (1,2,3,r,5)$

### 3.2.6 Équations des flux

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_f \\ \Psi_q \\ \Psi_D \\ \Psi_Q \\ \Psi_G \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -x_d & x_{md} & 0 & x_{md} & 0 & 0 \\ -x_{md} & x_f & 0 & x_{md} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -x_q & 0 & x_{mq} & x_{mq} \\ -x_{md} & x_{md} & 0 & x_D & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -x_{mq} & 0 & x_Q & x_{mq} \\ 0 & 0 & -x_{mq} & 0 & x_{mq} & x_G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_f \\ i_q \\ i_D \\ i_Q \\ i_G \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

### 3.2.7 Équations du stator

$$\frac{d\psi_d}{dt} = \omega_0 (v_d + r_a i_d + \omega_r \psi_q) \quad (3.13)$$

$$\frac{d\psi_q}{dt} = \omega_0 (v_q + r_a i_q - \omega_r \psi_d) \quad (3.14)$$

### 3.2.8 Équations du rotor

$$\frac{d\psi_f}{dt} = \omega_0 (v_f - r_f i_f) \quad \text{pour Modèle (1.0) et modèles supérieurs} \quad (3.15)$$

$$\frac{d\psi_Q}{dt} = \omega_0 (-r_Q i_Q) \quad \text{pour Modèle (1.1) et modèles supérieurs} \quad (3.16)$$

$$\frac{d\psi_D}{dt} = \omega_0 (-r_D i_D) \quad \text{pour Modèle (2.1) et modèles supérieurs} \quad (3.17)$$

$$\frac{d\psi_G}{dt} = \omega_0 (-r_G i_G) \quad \text{pour Modèle (2.2) et modèles supérieurs} \quad (3.18)$$

### 3.2.9 Équations des chutes de tensions dans la ligne de ( $r_l + jx_l - jx_c$ )

$$v_d = r_l i_d - x_l i_q + \frac{x_l}{\omega_0} \frac{di_d}{dt} + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r) \quad (3.19)$$

$$v_q = r_l i_q + x_l i_d + \frac{x_l}{\omega_0} \frac{di_q}{dt} + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r) \quad (3.20)$$

### 3.2.10 Équations des chutes de tensions à travers le condensateur de compensation ( $x_c$ )

$$\frac{dv_{cd}}{dt} = \omega_0 (x_c i_d + v_{cq}) \quad (3.21)$$

$$\frac{dv_{cq}}{dt} = \omega_0 (x_c i_q - v_{cd}) \quad (3.22)$$

### 3.3.1 Modélisation du système selon le Modèle 1.0

Il est à noter que le système d'équations décrivant la partie mécanique reste le même sauf en cas de modification dans sa configuration, par permutation entre ou par omission de masse tournante. Le système décrivant la partie électrique évolue en nombre d'équations différentielles et en nombre de termes (variables d'état) avec l'évolution de modèle.

La combinaison entre les équations électriques permet de négliger, dans les nouvelles expressions, les symboles des flux  $\psi$  et de les remplacer par leurs expressions.

$$[H]_s \begin{bmatrix} s i_d \\ s i_f \\ s i_q \\ s v_{cd} \\ s v_{cq} \\ s \omega_1 \\ s \theta_1 \\ s \omega_2 \\ s \theta_2 \\ s \omega_3 \\ s \theta_3 \\ s \omega_r \\ s \delta_r \\ s \omega_5 \\ s \theta_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0 [r_{la} i_d - (x_l + \omega_r x_q) i_q + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r)] \\ \omega_0 [-r_f i_f + E_{fd} \frac{r_f}{x_{md}}] \\ \omega_0 [(x_l + \omega_r x_q) i_d + r_{la} i_q - \omega_r x_{md} i_f + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r)] \\ \omega_0 [x_c i_d + v_{cq}] \\ \omega_0 [x_c i_q - v_{cd}] \\ \frac{1}{M_1} [-D_1(\omega_1 - 1) - K_{12}(\theta_1 - \theta_2)] \\ \omega_0(\omega_1 - 1) \\ \frac{1}{M_2} [-D_2(\omega_2 - 1) + K_{12}(\theta_1 - \theta_2) - K_{23}(\theta_2 - \theta_3)] \\ \omega_0(\omega_2 - 1) \\ \frac{1}{M_3} [-D_3(\omega_2 - 1) + K_{23}(\theta_2 - \theta_3) - K_{34}(\theta_3 - \delta_r)] \\ \omega_0(\omega_3 - 1) \\ \frac{1}{M_r} [-D_r(\omega_r - 1) + K_{34}(\theta_3 - \delta_r) - K_{45}(\delta_r - \theta_5) + T_m - T_e] \\ \omega_0(\omega_r - 1) \\ \frac{1}{M_5} [-D_5(\omega_5 - 1) + K_{45}(\delta_r - \theta_5)_e] \\ \omega_0(\omega_5 - 1) \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

Avec

$$T_e = \Psi_d i_q - \Psi_q i_d \quad (3.24)$$

$$T_e = (x_q - x_d) i_d i_q + x_{mq} i_f i_q - x_{md} i_Q i_d + x_{md} i_D i_q \quad (3.25)$$

La matrice  $H$  est de dimension  $n \times n$  ;  $n$  dépend du nombre de variables d'état considérées. Pour alléger son écriture, on peut la concevoir comme étant la conténéation de :

$H_1$  de  $m \times m$ ,

$O^p$  est nulle et de  $m \times p$  ,

$O_p$  est nulle et de  $p \times m$  ,

et  $D$  est diagonale et de  $p \times p$ , comme suit

$$[H] = \begin{bmatrix} H_1 & O^p \\ O_p & D \end{bmatrix}.$$

Dans ce cas on a  $n=15$  et  $p=12$

$$[H_1] = \begin{bmatrix} -x_{ld} & x_{md} & 0 \\ 0 & 0 & -x_{lq} \\ -x_{md} & x_f & 0 \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

Comme le système en question est composé de deux systèmes, l'un (mécanique+réseau) qui est le même pour tous les modèles étudiés ici, et l'autre électrique (générateur) qui prend, pour chaque modèle, une configuration différente, on peut toujours, dans le but d'éviter la répétition, écrire le système :

$$[H] \begin{bmatrix} [X_{Générateur}] \\ [X_{Inchangé}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [E_{Générateur}] \\ [E_{Inchangé}] \end{bmatrix}$$

Il est clair que le côté droit du (Sys3.23) n'est pas linéaire ; on doit le linéariser en calculant ses deux matrices *Jacobéennes*  $A1$  de  $15 \times 15$  et  $B1$   $15 \times 15$  respectivement:

par rapport aux variables :

$$X = [i_d \quad i_f \quad i_q \quad v_{cd} \quad v_{cq} \quad \omega_1 \quad \theta_1 \quad \omega_2 \quad \theta_2 \quad \omega_3 \quad \theta_3 \quad \omega_r \quad \delta_r \quad \omega_5 \quad \theta_5]^T$$

puis par rapport aux variables :

$$u = [E_{fd} \quad T_m \quad v_0 \quad x_c]^T$$

et cela pour pouvoir écrire le système sous la forme d'espace d'état

$$\dot{X} = AX + Bu \quad (3.27)$$

$$Y = DX \quad (3.28)$$

avec

$$A = \text{inv}(H) * A1$$

$$B = \text{inv}(H) * B1$$

où  $A$  de  $15 \times 15$  est la matrice d'évolution du système,  $B$  de  $15 \times 1$  est la matrice de commande,  $X$  le vecteur des variables d'état, et  $u$  le vecteur de variables de commande.

Pour la matrice d'observation  $D$  de  $1 \times 15$ , on choisit comme sortie  $\omega_r$  et  $\delta_r$ ; ces deux variables suffisent pour estimer la stabilité du système.

Le but de cette analyse est d'estimer la stabilité du système par le biais des valeurs propres de  $A$ . Pour cela on doit déterminer les conditions de fonctionnement pour chaque niveau de compensation.

### 3.3.2 Conditions de fonctionnement

Les conditions de travail (solutions à l'équilibre) sont obtenues en annulant les dérivées des variables d'état (coté gauche du Sys. (3.23) nul), et on trouve :

$$r_{ld} \dot{i}_d - x_{lq} \dot{i}_q + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r) \quad (3.29)$$

$$x_{ld} \dot{i}_d + r_{la} \dot{i}_q - x_{md} \dot{i}_f + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r) \quad (3.30)$$

$$v_{cd} = x_c \dot{i}_q \quad (3.31)$$

$$v_{cq} = x_c \dot{i}_{ed} \quad (3.32)$$

$$T_m = (x_q - x_d) \dot{i}_d \dot{i}_q + x_{md} \dot{i}_q \dot{i}_f \quad (3.33)$$

$$\omega_r = \omega_i \quad \text{avec } i = 1, 2, 3, 5 \quad (3.34)$$

$$\omega_r = 1$$

$$\delta_r = 1$$

$$\delta_r = \theta_i \quad \text{avec } i = 1, 2, 3, 5 \quad (3.35)$$

$$E_{fd} = x_{md} \dot{i}_f \quad (3.36)$$

Or, on ne peut pas connaître facilement  $E_{fd}$ ,  $T_e$ ,  $v_0$ . On les remplace alors par :

$$P_e = v_d i_d + v_q i_q \quad \text{puissance active} \quad (3.36)$$

$$Q_e = v_q i_d - v_d i_q \quad \text{puissance réactive} \quad (3.37)$$

$$v_t^2 = v_d^2 + v_q^2 \quad \text{tension aux bornes du générateur} \quad (3.38)$$

puisque  $\omega_r = 1$

$$v_d = -r_a i_d - \Psi_q \quad (3.39)$$

$$v_q = -r_a i_q + \Psi_d \quad (3.40)$$

L'élimination de  $\Psi_d$  et  $\Psi_q$  permet d'écrire

$$v_d = -r_a i_d + x_q i_q \quad (3.41)$$

$$v_q = -r_a i_q - x_d i_d + x_{md} i_f \quad (3.42)$$

Étant donné  $P_e$ ,  $Q_e$  et  $v_t$ , on peut résoudre, en utilisant la méthode *NEWTON - RAPHSON*, le système composé des neuf équations algébriques donnant l'état d'équilibre, Équ. (3.29), (3.30), (3.31), (3.32), (3.36), (3.37), (3.38), (3.39), et (3.40) pour déterminer les valeurs d'équilibre des huit variables d'état ( $i_d$ ,  $i_f$ ,  $i_q$ ,  $v_{cd}$ ,  $v_{cq}$ ,  $v_d$ ,  $v_q$ ,  $\delta_r$ ) et  $v_0$  paramètres de commande.

La stabilité d'un point d'équilibre donné, est assurée par l'examen des valeurs propres de la matrice d'évolution  $A$  évaluées à ce point d'équilibre. Ce point d'équilibre est dit asymptotiquement stable si toutes les valeurs propres de  $A$  sont étalées sur la partie gauche du plan complexe ; il est dit instable si au moins une de ces valeurs propres franchit l'axe des imaginaires vers la partie droite du plan complexe.

Les éléments de la matrice *Jacobéenne*  $A_1$ , de  $15 \times 15$ , sont constants et réels. Les valeurs propres de cette matrice sont :

1. une valeur propre réelle associée au champ ;
2. Sept valeurs propres complexes conjuguées réparties sur les deux systèmes électrique et mécanique comme suit :
  - 2.1 Deux paires de valeurs propres pour le système électrique. L'une désigne le mode *super synchrone* et l'autre désigne le mode *sous synchrone* ;
  - 2.2 Cinq paires de valeurs propres pour le système mécanique. Chaque paire est associée à la dynamique de l'une des masses tournantes.

Chacune de ces paires de valeurs propres désigne un mode d'oscillation. Chacun de ces modes mécanique et électrique a une fréquence naturelle ou *modale* quasi constante. Cette fréquence *modale* dépend essentiellement du dimensionnement de l'élément auquel est associé ce mode.

Le dimensionnement de l'élément se traduit par un dimensionnement mécanique (moment d'inertie, constante de raideur, et coefficient d'amortissement) pour l'organe mécanique, et se traduit par dimensionnement électrique pour l'élément électrique (valeurs de capacité et d'inductance). La fréquence de mode sous synchrone varie de 10 Hz à 60 Hz pour un réseau de 60Hz.

Le nombre de modes électriques est toujours égal à deux. Par contre, le nombre de modes mécaniques est de même ordre que celui des masses tournantes du système. Les modes mécaniques sont classés en sens croissant de leurs fréquences naturelle ou *modales*, du Mode 0 au Mode  $n^{\text{br}}$ , où  $n^{\text{br}}$  est le nombre des masses en question.

Le mode mécanique de la plus faible fréquence (6.21 Hz) *Mode 0* est appelé mode *électromécanique* ou de *swing mode* ; généralement, il n'est pas concerné par le phénomène de SSR. Dans ce mode, l'arbre de l'ensemble de turbines, générateur et excitatrice se comporte comme étant un arbre rigide et non constitué de plusieurs sections d'arbres. Toutes les masses tournantes oscillent dans le même sens. Par contre dans les autres modes, (*Modes K* où  $K \neq 0$ ), certaines masses oscillent en sens opposé aux autres, comme le montre la figure(3.5) tracée à l'aide d'un programme de calcul des vecteurs propre du système.

Ø *Mode 1* a une fréquence modale d'environ (15.13 Hz) et un seul *renversement* de polarité (une seule torsion) : entre la turbine BP et le générateur.

Ø *Mode 2* a une fréquence naturelle ou modale d'environ de (25.6 Hz) et deux *renversements* de polarité l'une entre les deux turbines voisines MP et BP, et l'autre entre le générateur et l'excitatrice.

Ø *Mode 3* a une fréquence modale d'environ (28.8 Hz) et trois *renversements* de polarité : entre chaque deux masses tournantes voisines, sauf entre les deux turbines HP et MP.

Ø *Mode 4* a une fréquence modale d'environ (49 Hz) et quatre renversements de polarité entre chaque deux masses tournantes voisines.

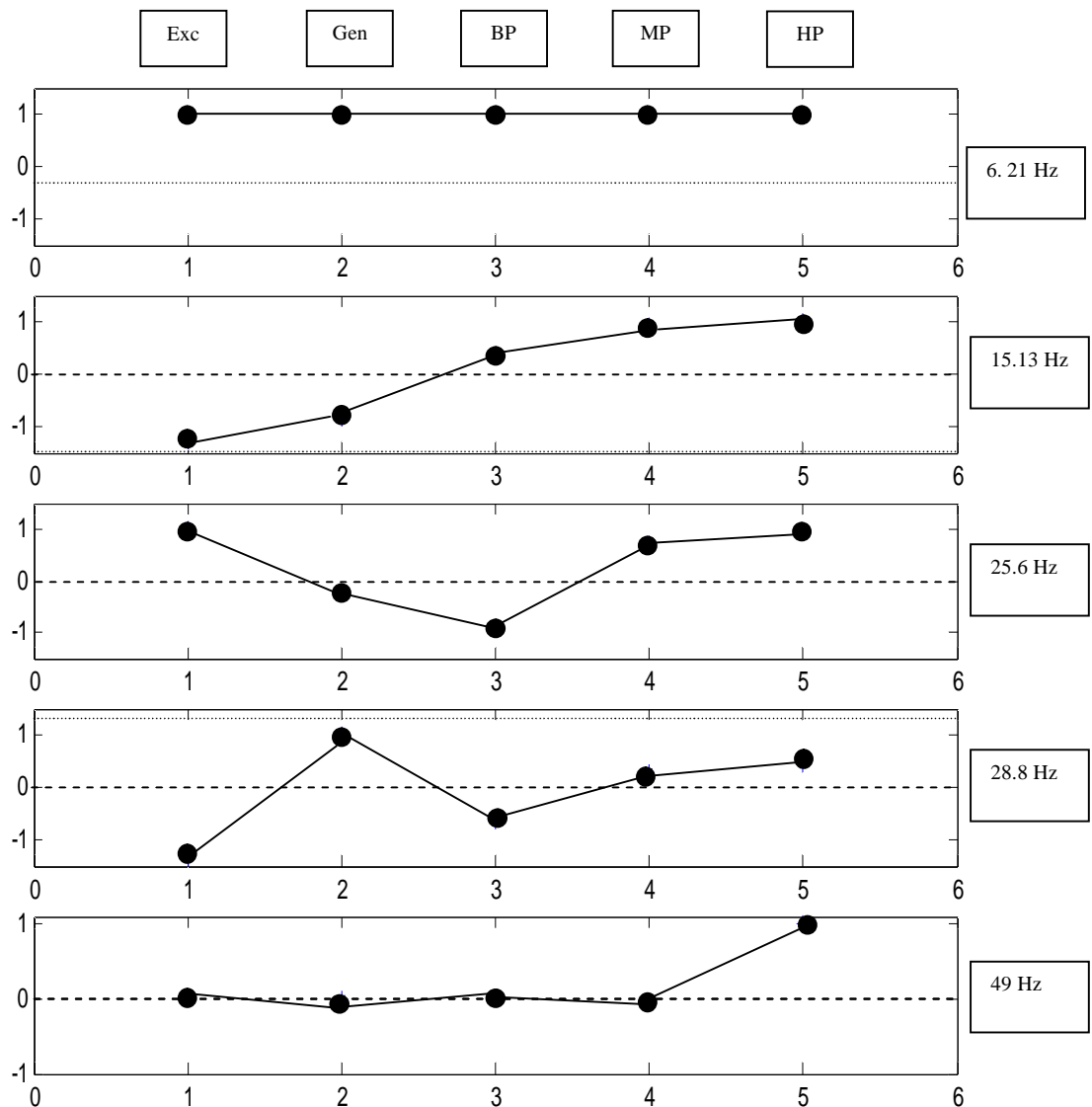


Figure (3.5) : « ● » Représente le sens et l'amplitude relative d'oscillation de chaque masse tournante par apport aux autres, pour chaque mode de torsion du système ; de haut en bas : *Mode0*, *Mode 1*, *Mode 2*,

Ces modes d'oscillation sont extrêmement dangereux quand ils sont excités, parce qu'ils réduisent la durée de vie de l'arbre et par conséquent sa destruction. Ces modes sont dangereux même s'ils sont de faibles amplitudes. C'est pourquoi ils doivent être détectés et amortis par une action de commande appropriée avant que la catastrophe se produise.

Pour étudier le comportement de ces modes mécaniques vis-à-vis des modes électriques, on fait analyser, en fonction du niveau de compensation de la ligne, la variation des parties réelles et imaginaires des valeurs propres associées à ces deux sortes de modes électriques et mécaniques.

Les parties imaginaires représentent les fréquences des perturbations et les parties réelles informent sur la stabilité du système.

Le système est stable si toutes ces parties réelles sont strictement négatives, sinon, il est instable.

La figure (3.6) montre les variations de telles valeurs propres en fonction de niveau de compensation ( $\mu = 100 \frac{x_c}{x_l}$ ), pour :

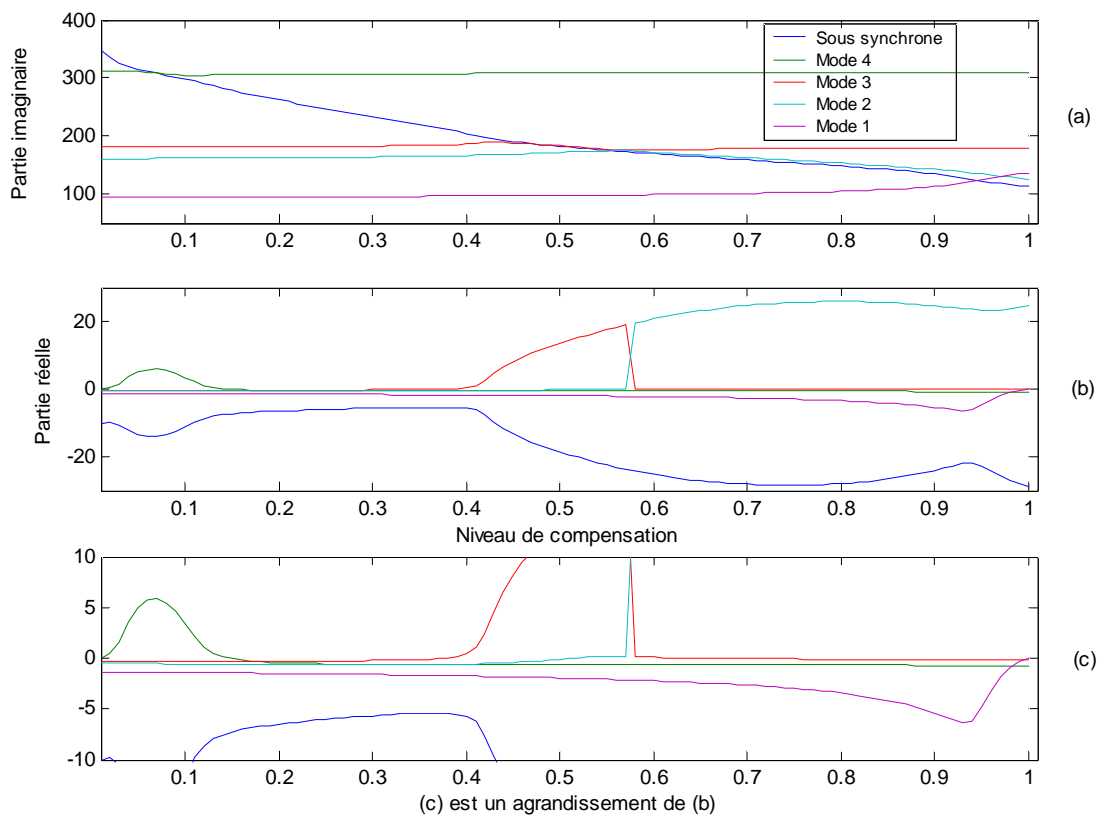


Figure (3.6) : Variation des parties réelles et imaginaires des valeurs propres pour  $P_e=0.876$ ,  $Q_e=-0.115$ , et  $v_t = 1.09$  ; sans amortisseurs.

$P_e = 0.876$ ,  $Q_e = -0.115$ , et  $v_t = 1.09$  tout en valeurs réduites .

Les fréquences des modes électriques démarrent de la même valeur de 377 rad/sec pour s'éloigner, au fur et à mesure que le niveau de compensation augmente, et symétriquement par rapport à la fréquence de 377 rad/sec. Le mode

*super synchrone* (n'est pas représenté, il ne nous intéresse pas ici) dans le sens croissant et le *sous synchrone* dans le sens décroissant. Il est à noter que les parties réelles du mode *super synchrone* sont très négatives ; alors ce mode est bien amorti ; il ne posera pas de problème même s'il entre en interaction avec les modes mécaniques.

La première intersection entre la fréquence du mode *sous synchrone* et celles des modes mécaniques se produit approximativement à  $\mu = 0.072$  (niveau de compensation) et à la fréquence (partie imaginaires) du *Mode 4* 31 rad/sec.

Au fur et à mesure que la fréquence du mode *sous synchrone* décroît, la partie réelle du *Mode 4* commence à se déplacer vers le demi plan droit du plan complexe pour avoir son maximum à l'intersection, puis elle commence à revenir vers le demi plan gauche au fur et mesure qu'elles se séparent.

La fréquence du mode sous synchrone continue à s'affaiblir jusqu'à son intersection avec la fréquence du *Mode 3* de 180 rad/sec à  $\mu = 0.0782$  pour causer son instabilité, puis avec le *Mode 2* (d'environ 95 rdd/sec) qui perd sa stabilité à environ  $\mu = 0.58$ .

Il est à remarquer que :

1. L'instabilité du *Mode I* ( $I=4, 3$ ) se produit chaque fois que la fréquence sous synchrone s'approche de celle du *Mode I*.
2. Ce *Mode I* reprend sa stabilité dès que ces deux fréquences s'éloignent suffisamment,
3. Le *Mode 2* qui perd définitivement sa stabilité.
4. La plage et l'ampleur d'instabilité du *Mode I* sont inversement proportionnelles à la valeur de la fréquence sous synchrone.

### 3.4 Effets de l'enroulement amortisseur sur l'axe d (enroulement D)

Modélisation du système selon *Modèle 2.0*

$$[H] \begin{bmatrix} si_d \\ si_f \\ si_q \\ si_D \\ [X_{Inchangé}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0[r_{la}i_d - (x_l + \omega_r x_q)i_q + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r)] \\ \omega_0[-r_f i_f + E_{fd} \frac{r_f}{x_{md}}] \\ \omega_0[(x_l + \omega_r x_q)i_d + r_{la}i_q - \omega_r x_{md}i_f + \omega_r x_{md}i_D + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r)] \\ -\omega_0 r_D i_D \\ [E_{Inchangé}] \end{bmatrix} \quad (3.43a)$$

$[X_{Inchangé}]$  : Vecteur colonne unitaire

$$[H_1] = \begin{bmatrix} -x_{ld} & x_{md} & 0 & x_{md} \\ 0 & 0 & -x_{lq} & 0 \\ -x_{md} & x_f & 0 & 0 \\ -x_{md} & x_{md} & 0 & x_D \end{bmatrix} \quad (3.43b)$$

Le résultat de la simulation est montré par la figure (3.7). La comparaison entre cette figure et la figure (3.6) montre que l'intersection est poussée vers la fin du niveau de compensation par le fait que l'enroulement amortisseur d'axe **d** ralentit fortement la descente (ou l'affaiblissement) de la fréquence sous synchrone. D'autre part, cet enroulement altère sensiblement la stabilité du *Mode 1* et dégrade la marge de stabilité des autres modes, bien sûr dans les régions où ils étaient déjà stables.

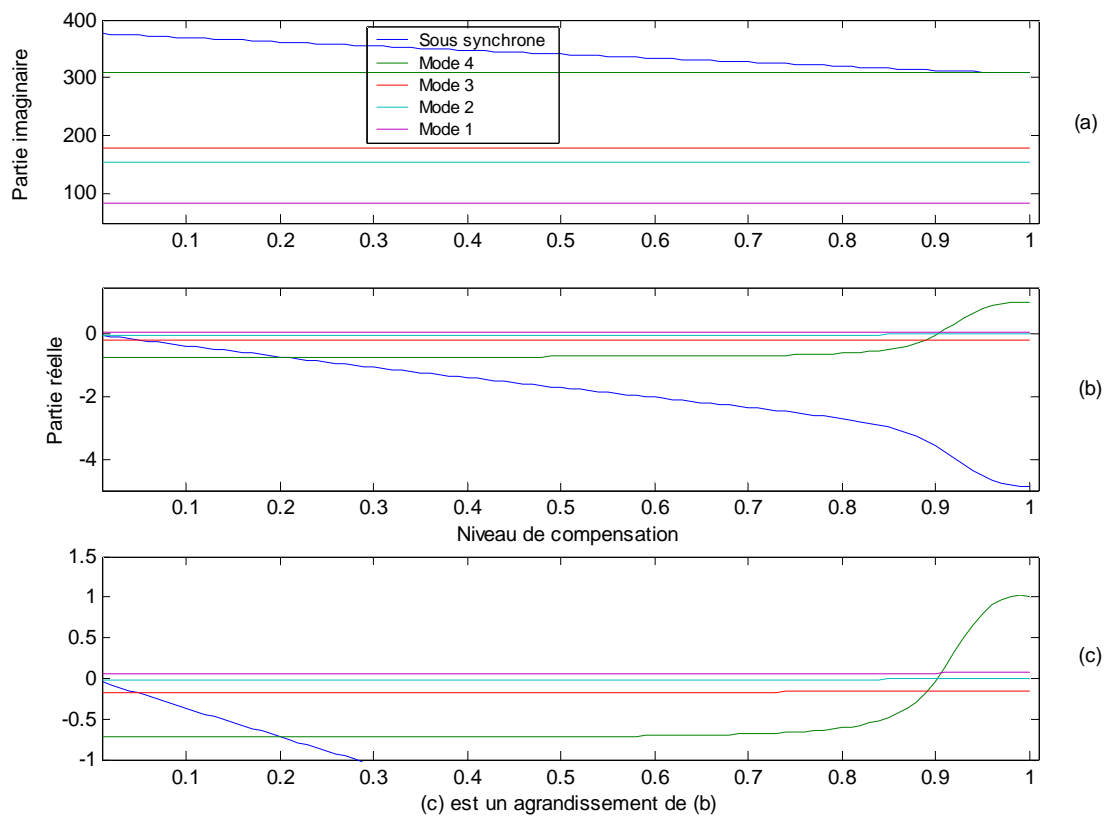


Figure (3.7) : Variation des parties réelles et imaginaires des valeurs propres pour  $P_c=0.876$ ,  $Q_c=-0.115$ , et  $v_e = 1.09$ , avec amortisseur D sur l'axe « d » seulement

### 3.5 Effets de l'enroulement amortisseur sur l'axe q (enroulement Q)

Modélisation du système selon *Modèle 1.1*

$$[H] \begin{bmatrix} s\dot{i}_d \\ s\dot{i}_f \\ s\dot{i}_q \\ s\dot{i}_Q \\ [X_{Inchangé}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0 [r_{la} i_d - (x_l + \omega_r x_q) i_q + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r)] \\ \omega_0 [-r_f i_f + E_{fd} \frac{r_f}{x_{md}}] \\ \omega_0 [(x_l + \omega_r x_q) i_d + r_{la} i_q - \omega_r x_{md} i_f + \omega_r x_{md} i_D + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r)] \\ -\omega_0 r_Q i_Q \\ [E_{Inchangé}] \end{bmatrix} \quad (3.44.a)$$

$$[H_1] = \begin{bmatrix} -x_{ld} & x_{md} & 0 & x_{md} \\ 0 & 0 & -x_{lq} & 0 \\ -x_{md} & x_f & 0 & 0 \\ -x_{md} & x_{md} & 0 & x_D \end{bmatrix} \quad (3.44b)$$

La figure (3.8) résume le résultat de simulation. On y remarque que:

1. L'affaiblissement de fréquence sous synchrone est plus prononcé.
2. Le nombre d'intersections est augmenté à quatre.
3. La zone stable du système est réduite davantage.
4. Les modes *Mode 4*, *Mode 3*, et *Mode 2* rejoignent leurs stabilités une fois que la fréquence *sous synchrone* s'éloigne de celle du mode, mais le *Mode 1* perd définitivement sa stabilité.
5. La marge de stabilité, dans les régions de stabilité de certains modes, est légèrement améliorée
6. L'enroulement équivalent d'axe **q** accélère la décroissance de la fréquence *sous synchrone*.

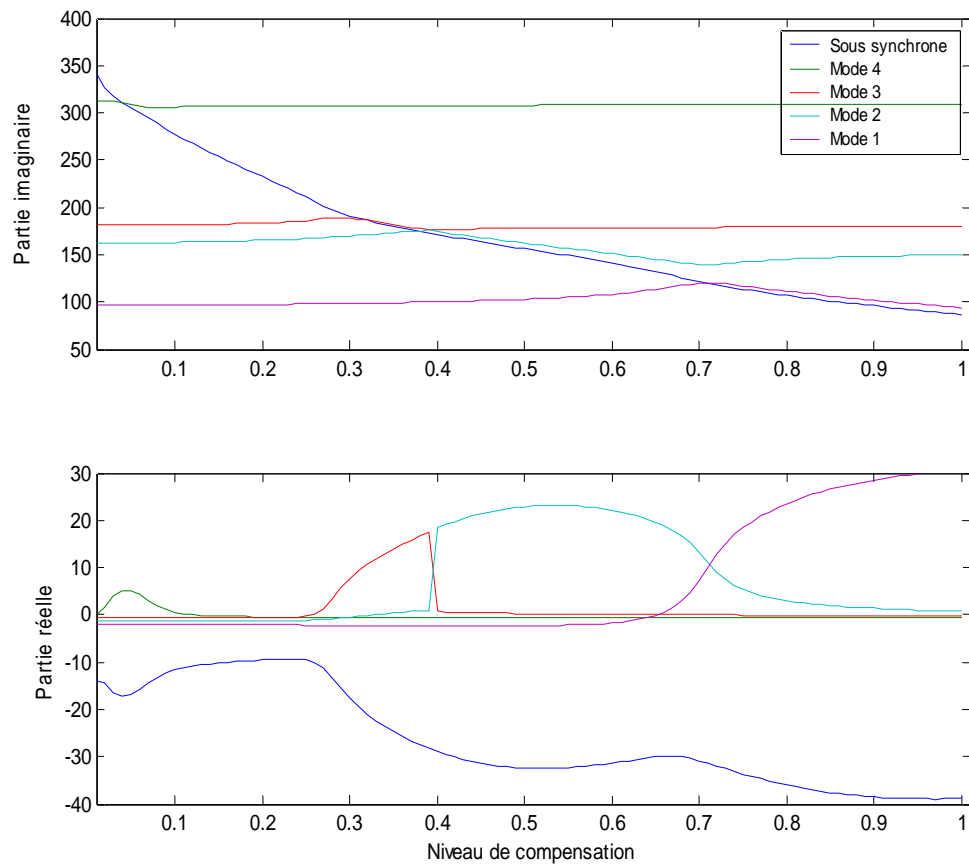


Figure (3.8) : Variation des parties réelles et imaginaires des valeurs propres pour  $P_e=0.876$ ,  $Q_e=-0.115$ , et  $v_t = 1.09$ , avec amortisseur Q sur l'axe « q » seulement

### 3.6 Effets de la présence des enroulements amortisseurs sur les axes q et d

#### 3.6.a Modélisation du système selon Modèle 2.1

$$\begin{bmatrix} s\dot{i}_d \\ s\dot{i}_f \\ s\dot{i}_q \\ s\dot{i}_D \\ s\dot{i}_Q \\ [X_{Inchangé}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0 [r_{la}\dot{i}_d - (x_l + \omega_r x_q)\dot{i}_q + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r)] \\ \omega_0 [-r_f \dot{i}_f + E_{fd} \frac{r_f}{x_{md}}] \\ \omega_0 [(x_l + \omega_r x_q)\dot{i}_d + r_{la}\dot{i}_q - \omega_r x_{md}\dot{i}_f + \omega_r x_{md}\dot{i}_D + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r)] \\ -\omega_0 r_D \dot{i}_D \\ -\omega_0 r_Q \dot{i}_Q \\ [E_{Inchangé}] \end{bmatrix} \tag{3.45.a}$$

$$[H_1] = \begin{bmatrix} -x_{ld} & x_{md} & 0 & x_{md} & 0 \\ -x_{md} & x_f & 0 & x_{md} & 0 \\ 0 & 0 & -x_{lq} & 0 & x_{mq} \\ -x_{md} & x_{md} & 0 & x_D & 0 \\ 0 & 0 & -x_{mq} & 0 & x_Q \end{bmatrix} \quad (3.45.b)$$

La figure (3.9) montre clairement la double action des deux enroulements amortisseurs équivalents des deux axes **d** et **q**.

Le système est stable jusqu'à un certain niveau de compensation où l'intersection entre la fréquence *sous synchrone* et celle du *Mode 4* provoque l'instabilité de ce dernier. Le *Mode 4* va rejoindre sa stabilité une fois que les deux fréquences soient suffisamment séparées.

Les modes *Mode 3* et *Mode 2* perdent définitivement leurs stabilités aux niveaux de compensation élevés.

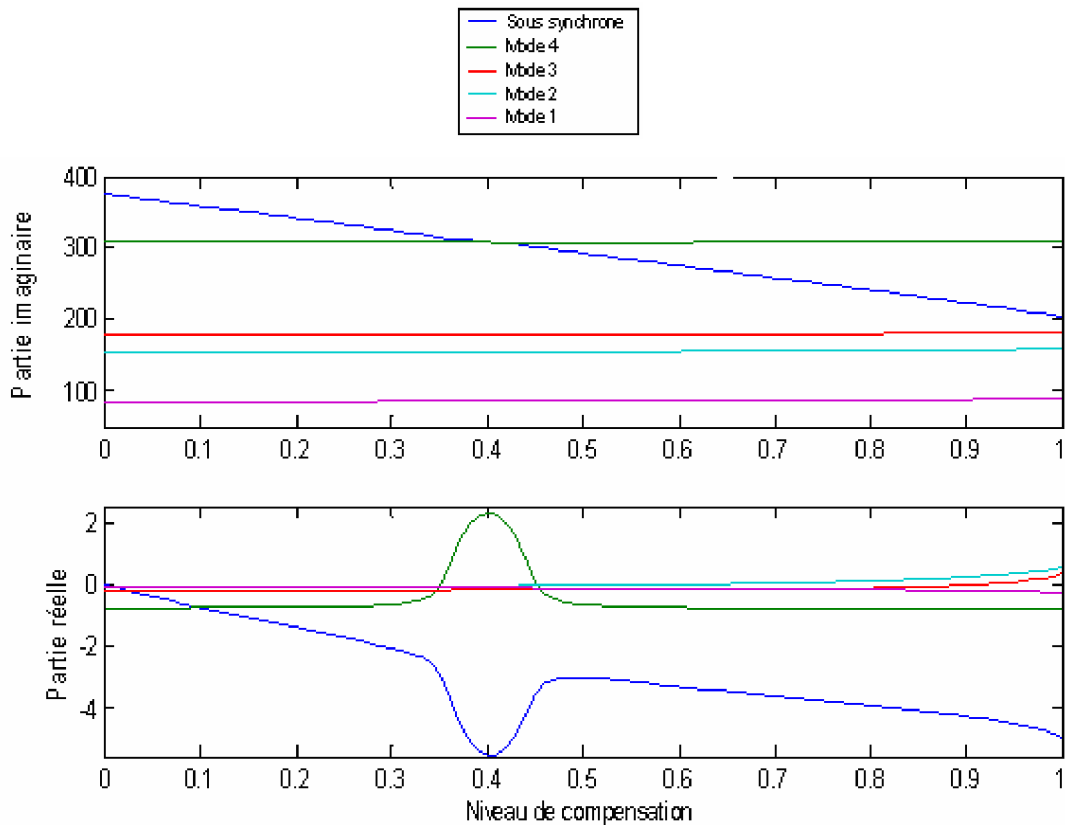


Figure (3.9) : Variation des parties réelles et imaginaires des valeurs propres pour  $P_c=0.876$ ,  $Q_c=-0.115$ , et  $v_t = 1.09$ , avec les deux amortisseurs D, Q sur les axes « q » et « d »

### 3.6.b Modélisation du système selon Modèle 2.2

La construction magnétoélectrique du générateur synchrone nous impose de prendre en considération l'effet de la présence de l'enroulement amortisseur superficiel (désigné ici par la lettre **G**) sur la stabilité du système. Cet enroulement superficiel est fictif et concrétise l'effet de courant de Foucault. Il est supposé placé sur l'axe **q**. Un tel cas est décrit par le système d'équations suivant. La figure (3.10) résume les résultats de sa simulation.

$$\begin{bmatrix} s i_d \\ s i_f \\ s i_q \\ s i_D \\ s i_Q \\ s i_G \\ [X_{Inchangé}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0 [r_{la} i_d - (x_l + \omega_r x_q) i_q + \omega_r x_{mq} i_Q + \omega_r x_{mq} i_G + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r)] \\ \omega_0 [-r_f i_f + E_{fd} \frac{r_f}{x_{md}}] \\ \omega_0 [(x_l + \omega_r x_q) i_d + r_{la} i_q - \omega_r x_{md} i_f + \omega_r x_{md} i_D + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r)] \\ -\omega_0 r_D i_D \\ -\omega_0 r_Q i_Q \\ -\omega_0 r_G i_G \\ [E_{Inchangé}] \end{bmatrix} \quad (3.44a)$$

$$[H_1] = \begin{bmatrix} -x_{ld} & x_{md} & 0 & x_{md} & 0 & 0 \\ -x_{md} & x_f & 0 & x_{md} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -x_{lq} & 0 & x_{mq} & x_{mq} \\ -x_{md} & x_{md} & 0 & x_D & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -x_{mq} & 0 & x_Q & x_{mq} \\ 0 & 0 & -x_{mq} & 0 & x_{mq} & x_G \end{bmatrix} \quad (3.44b)$$

Le résultat sur la figure (3.10) montre une légère altération apportée par le bobinage G, à la stabilisation du système (*Mode 2*), et une légère amélioration de stabilité apportée au *Mode 4*

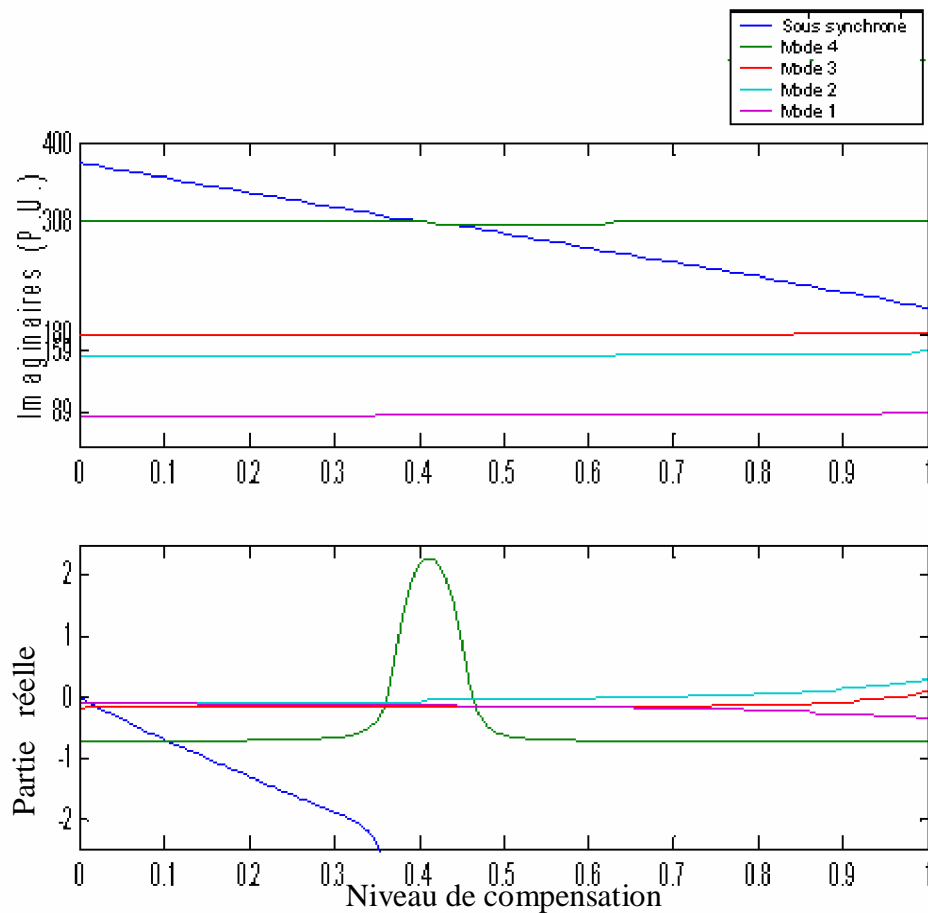


Figure (3.10) : Effet de l'enroulement G avec les deux enroulements D et Q

### 3.7 Effet de certains paramètres sur la stabilité du système

Les figures (3.11), (3.12) et (1.13) présentent les résultats des simulations faites pour examiner les effets de certains paramètres mécaniques et électriques sur la stabilité du système.

La figure (3.11) s'intéresse au cas de l'influence de  $x_D$  et  $r_D$ , paramètres de l'enroulement amortisseur D, sur la stabilité. On y remarque qu'en augmentant la valeur de :

- ◆  $x_D$ , on accélère légèrement la décroissance de la fréquence du mode sous synchrone et on déstabilise le système (le mode sous synchrone) dès les niveaux de compensation les plus faibles.
- ◆  $r_D$  le système ne change pas de comportement.

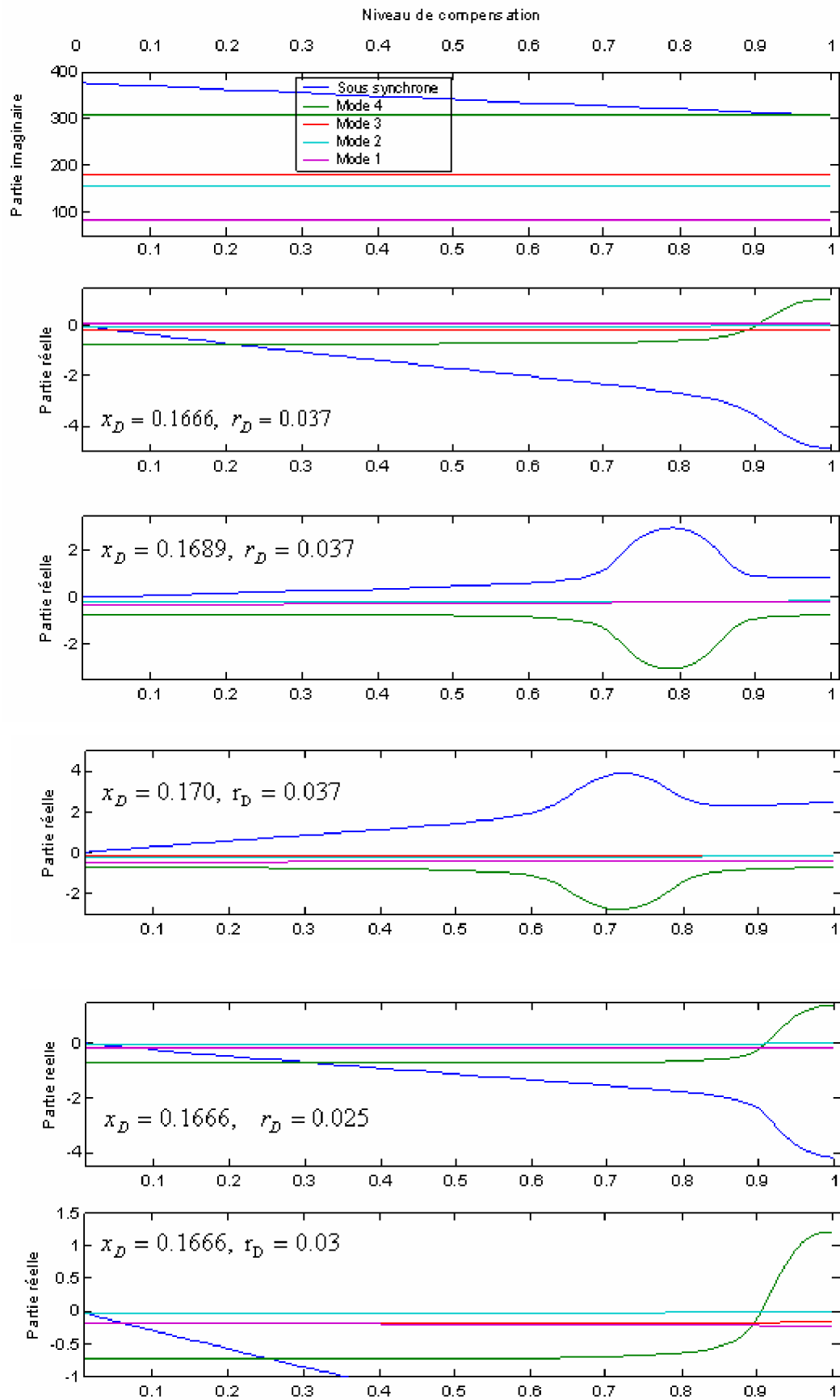


Figure (3.11) : Variations des parties réelles de valeurs propres pour des valeurs de résistance et d'inductance données de l'enroulement "D"

La figure (3.12) s'intéresse au cas de l'influence de  $x_Q$  et  $r_Q$ , paramètres de l'enroulement amortisseur Q, sur la stabilité du système.

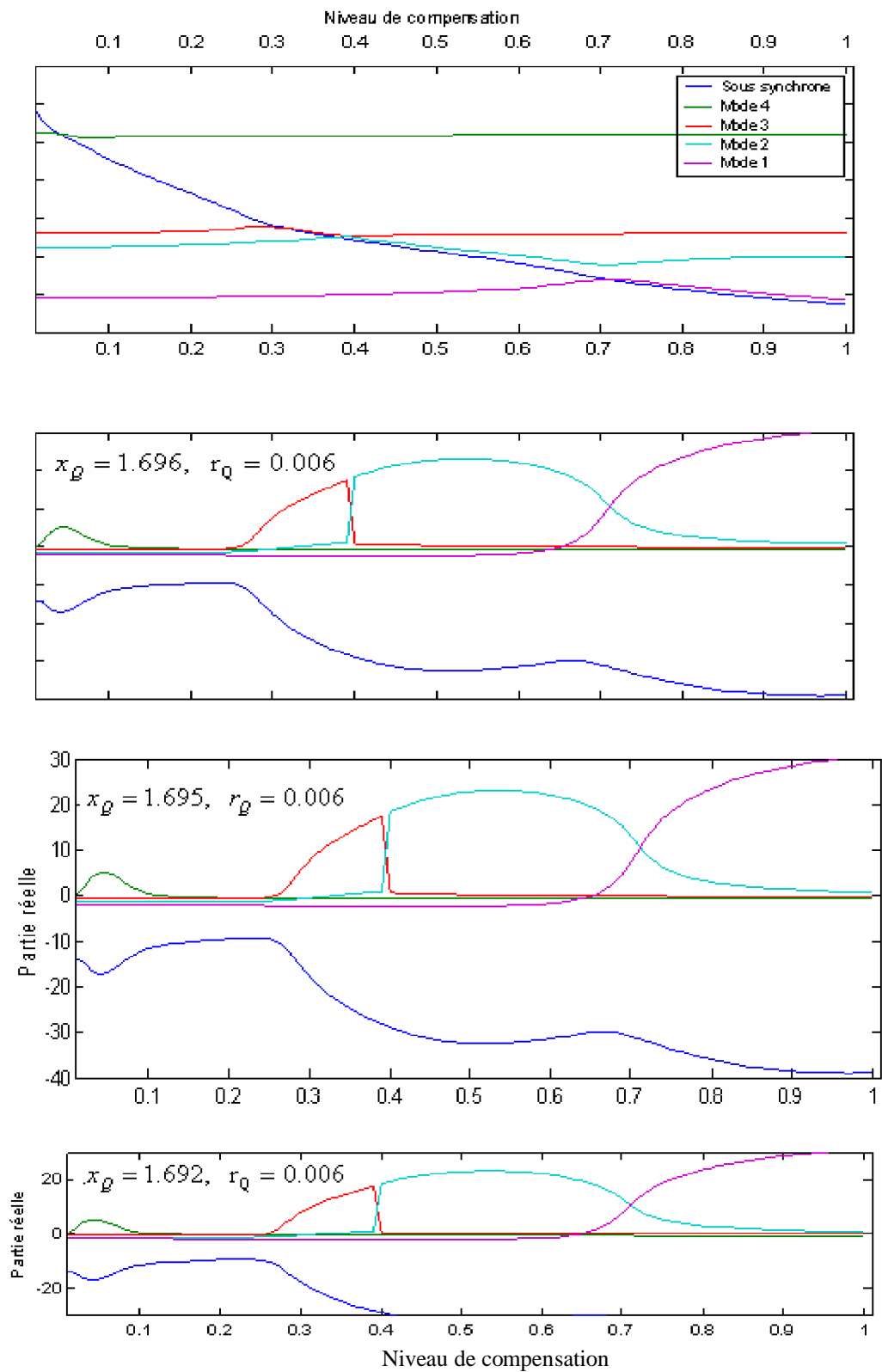


Figure (3.12) : Variations des parties réelles de valeurs propres pour des valeurs de résistance et d'inductance données de l'enroulement "Q"

La figure (3.13) s'intéresse au cas de l'influence de la constante :

- ◆  $K_{45}$  : de la raideur de l'accouplement reliant l'alternateur et d'excitateur.
- ◆  $M_5$  : d'inertie du rotor de l'excitatrice.
- ◆  $M_r$  : d'inertie du rotor du générateur synchrone

sur la stabilité.

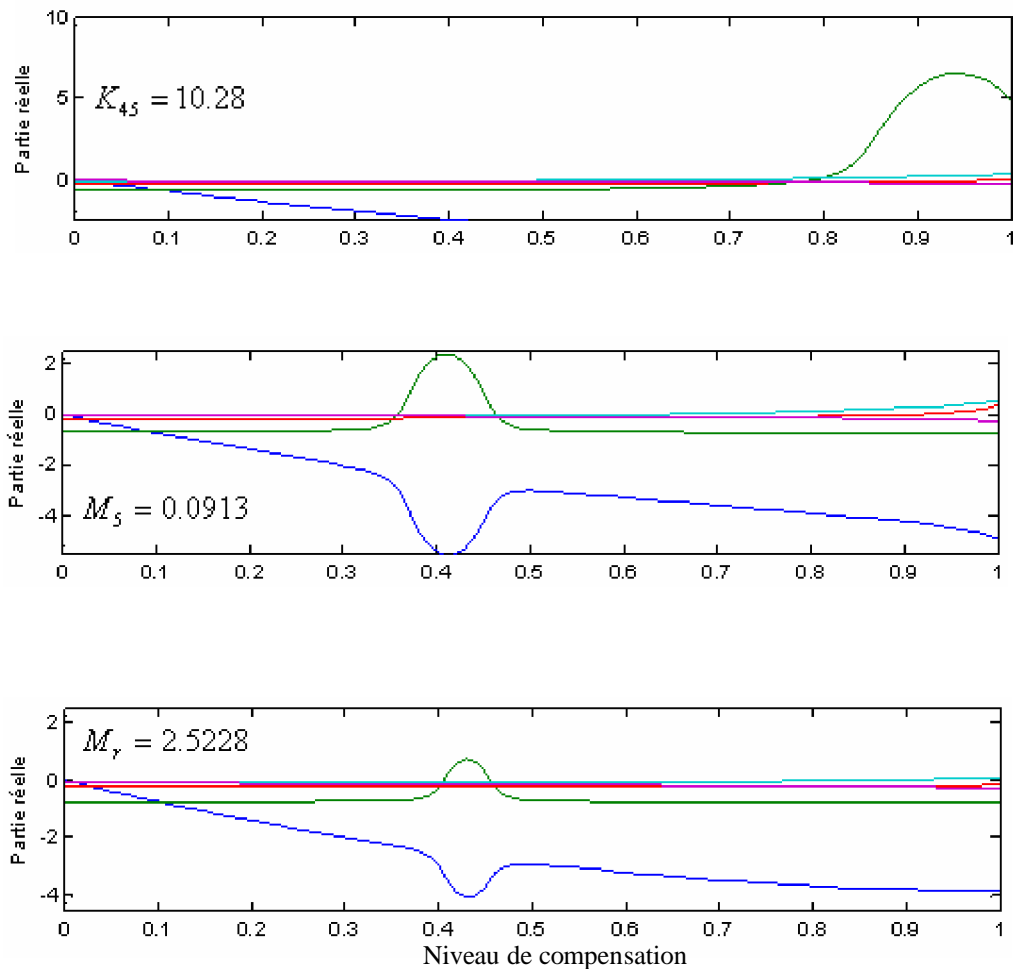


Figure (3.13) : Variations des parties réelles de valeurs propres pour des valeurs données de  $K_{45}$ ,  $M_5$ , et  $M_r$

La figure (3.12) montre que l'augmentation de  $x_Q$  n'a pratiquement pas d'effet sur la stabilité du système, bien que elle accélère légèrement la décroissance de la fréquence sous synchrone. Elle montre aussi que  $r_Q$  n'a pas d'effet sur cette stabilité.

La figure (3.13) montre que :

- ◆ l'augmentation de  $M_r$  pousse légèrement la résonance mécanique vers les niveaux les plus élevés, et réduit considérablement l'amplitude de la perturbation (à la résonance).
- ◆ l'augmentation de  $M_5$  pousse légèrement la résonance mécanique vers les niveaux les plus élevés.
- ◆ La réduction de  $K_{45}$  pousse davantage la résonance mécanique et stabilise le système.

**CHAPITRE 3 : Effet de l'existence des enroulements amortisseurs**

<b>3</b>	<b>Effet de l'existence des enroulements amortisseurs</b>	49
<b>3.1</b>	<b>Description du système</b>	49
<b>3.1.1</b>	<b>Modèle de la machine synchrone (générateur)</b>	49
<b>3.1.2</b>	<b>Modèle du réseau</b>	50
<b>3.2</b>	<b>Équations différentielles régissant le système</b>	52
3.2.1	Équation de turbine HP	52
3.2.2	Équation de turbine MP	52
3.2.3	Équation de turbine BP	53
3.2.4	Équation de générateur	53
3.2.5	Équation d'excitatrice de générateur	53
3.2.6	Équations des flux	53
3.2.7	Équations du stator	54
3.2.8	Équations du rotor	54
3.2.9	Équations des chutes de tensions dans la ligne de $(r_l + jx_l - jx_c)$	54
3.2.10	Équations des chutes de tensions à travers le condensateur de compensation $(x_c)$	54
<b>3.3.1</b>	<b>Modélisation du système selon le Modèle 1.0</b>	55
<b>3.3.2</b>	<b>Conditions de fonctionnement</b>	57
<b>3.4</b>	<b>Effets de l'enroulement amortisseur sur l'axe d (enroulement D)</b>	62
<b>3.5</b>	<b>Effets de l'enroulement amortisseur sur l'axe q (enroulement Q)</b>	64
<b>3.6</b>	<b>Effets de la présence des enroulements amortisseurs sur les axes q et d</b>	65
<b>3.6.a</b>	<b>Modélisation du système selon Modèle 2.1</b>	65
<b>3.6.b</b>	<b>Modélisation du système selon Modèle 2.2</b>	67
<b>3.7</b>	<b>Effet de certains paramètres sur la stabilité du système</b>	68

#### 4.1 Effet du Système d'Excitation

La fonction principale d'un système d'excitation moderne est de fournir un courant de champ adéquat au générateur synchrone. [10]

La figure (4.1) schématise d'une manière générale le système d'excitation.

Les systèmes d'excitation peuvent être divisés en trois classes basées sur la source d'excitation utilisée.

1. système d'excitation à courant continu : utilise une génératrice à courant continu comme source d'excitation ; l'inconvénient est qu'elle possède un commutateur tournant.
2. système d'excitation à courant alternatif : utilise, un alternateur, annexé, avec un redresseur tournant ou statique.
3. système d'excitation statique : utilise un transformateur avec un redresseur.

Auparavant, on utilisait des systèmes d'excitation contrôlés manuellement pour maintenir la tension désirée aux bornes de générateur synchrone et pour maintenir la puissance réactive voulue.

Au début de 1920, le monde industriel commence à connaître des contrôleurs à action rapide et continue pour améliorer la stabilité du régime transitoire et pour que les perturbations soient de faibles amplitudes. Au début de 1960, le rôle de système d'excitation s'est développé, par l'utilisation de stabilisateur auxiliaire de signaux, pour contrôler la tension de champ et par suite amortir les oscillations. Cette partie de contrôle est connue sous l'abréviation *PSS* qui signifie *Stabilisateur de Système de Puissance*.

Dans cette dissertation, on considère un système d'excitation statique de type *ST3*. C'est un exciteur à redresseur contrôlé par une source composée, et est connu comme étant un **EX**citeur statique électrique **GÉNÉ**Ral (*GENEREX*).

La figure (4.2) symbolise cet exciteur avec :

- Son *Réducteur de Gain de Transitoire* (ou *TGR*) qui est un élément d'*avance-retard* caractérisé par ses constantes de temps  $t_b$ ,  $t_c$  et son gain  $k_j$ .

Son rôle est d'améliorer la stabilité et de permettre au régulateur d'avoir un gain plus élevé, autrement dit il est pour satisfaire le bon fonctionnement dans le cas de circuit ouvert. Il joue le même rôle qu'un *Système Stabilisateur d'Excitation* (*ESS*). Les deux systèmes peuvent être mutuellement remplacés.

- La représentation de l'élément de filtrage de la tension redressée. Cette représentation est caractérisée par la constante de temps  $t_r$
- Son régulateur de tension du champ (boucle interne) caractérisé par sa constante de temps  $t_a$  et ses gains  $k_a$  et  $k_g$
- La représentation de l'effet de la saturation de l'excitateur par  $S_a = f(E_{fd})$

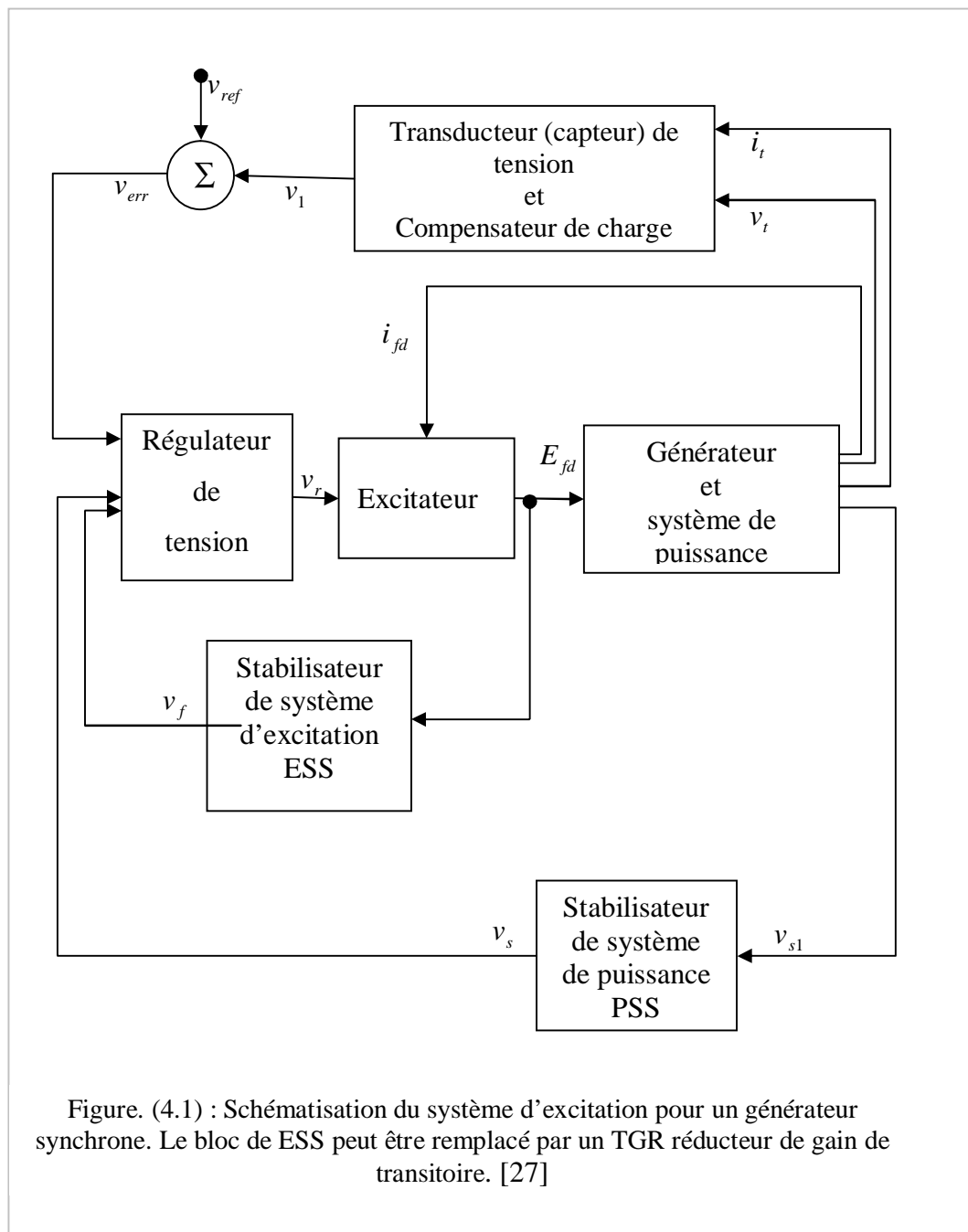


Figure. (4.1) : Schématisation du système d'excitation pour un générateur synchrone. Le bloc de ESS peut être remplacé par un TGR réducteur de gain de transitoire. [27]

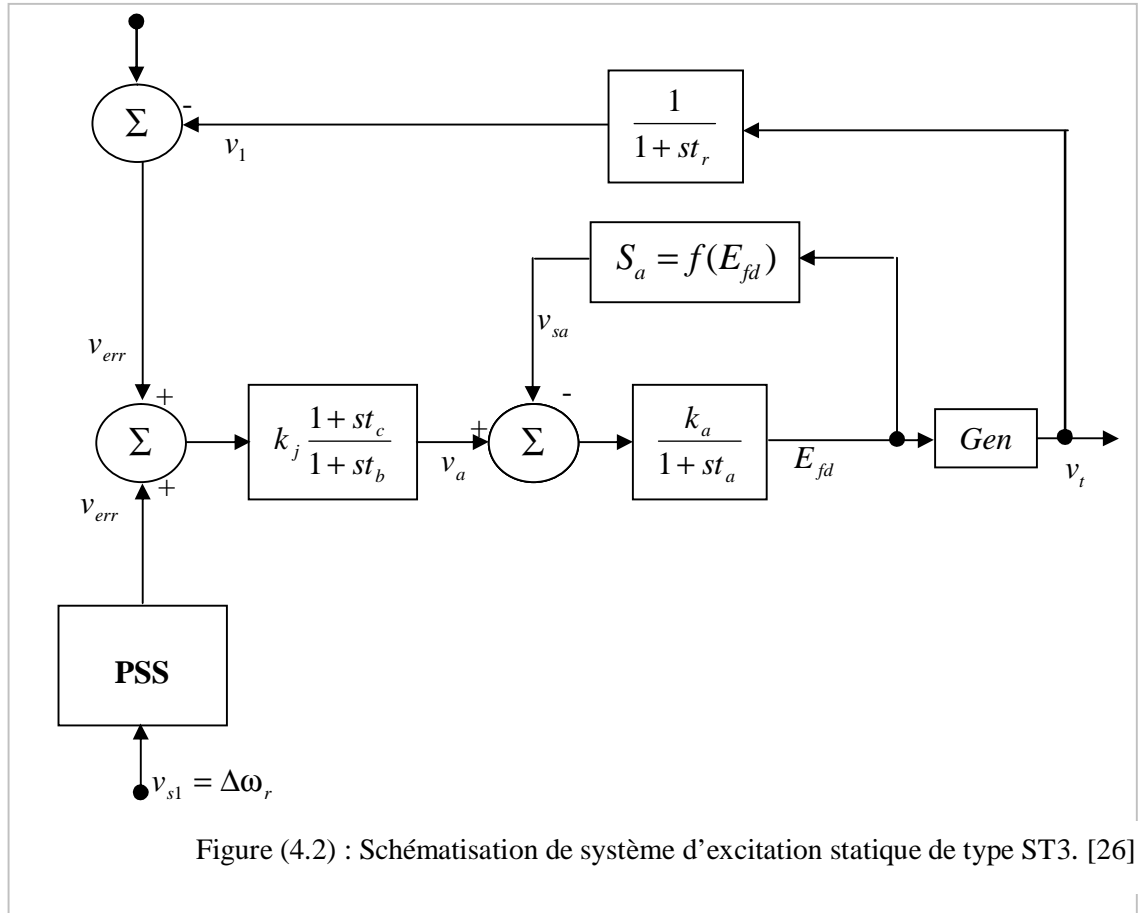


Figure (4.2) : Schématisation de système d'excitation statique de type ST3. [26]

Le système d'équations différentielles décrivant le cas où le générateur synchrone est excité par un système d'excitation statique, est donné par :

$$[H] \begin{bmatrix} s\dot{i}_d \\ s\dot{i}_f \\ s\dot{i}_q \\ s\dot{i}_D \\ s\dot{i}_Q \\ \begin{bmatrix} X \\ \text{Inchangé} \end{bmatrix} \\ sv_1 \\ sv_a \\ sv_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0 [r_{la} i_d - (x_l + \omega_r x_q) i_q + \omega_r x_{mq} i_Q + \omega_r x_{mq} i_G + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r)] \\ \omega_0 [-r_f i_f + E_{fd} \frac{r_f}{x_{md}}] \\ \omega_0 [(x_l + \omega_r x_q) i_d + r_{la} i_q - \omega_r x_{md} i_f + \omega_r x_{md} i_D + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r)] \\ -\omega_0 r_D i_D \\ -\omega_0 r_Q i_Q \\ \begin{bmatrix} E \\ \text{Inchangé} \end{bmatrix} \\ \frac{1}{t_r} (v_t - v_1) \\ \frac{1}{t_b} [k_g (v_{ref} - v_1 + v_s) - v_a] \\ \frac{1}{t_a} [k_a (v_a - k_g E_{fd}) - v_r] \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

La matrice  $D$  devient comme suit :

L'élément  $D(17,16) = k_j \frac{t_c}{t_b}$  et tous les éléments de sa diagonale sont égaux à

l'unité

$$[H_1] = \begin{bmatrix} -x_{ld} & x_{md} & 0 & x_{md} & 0 \\ -x_{md} & x_f & 0 & x_{md} & 0 \\ 0 & 0 & -x_{lq} & 0 & x_{mq} \\ -x_{md} & x_{md} & 0 & x_D & 0 \\ 0 & 0 & -x_{mq} & 0 & x_Q \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

$[X_{inchangé}]$  est vecteur colonne unitaire de  $1 \times 8$

$$[E_{inchangé}] = \begin{bmatrix} \frac{1}{M_1} [-D_1(\omega_1 - 1) - K_{12}(\theta_1 - \theta_2)] \\ \omega_0(\omega_1 - 1) \\ \frac{1}{M_2} [-D_2(\omega_2 - 1) + K_{12}(\theta_1 - \theta_2) - K_{23}(\theta_2 - \theta_3)] \\ \omega_0(\omega_2 - 1) \\ \frac{1}{M_3} [-D_3(\omega_2 - 1) + K_{23}(\theta_2 - \theta_3) - K_{34}(\theta_3 - \delta_r)] \\ \omega_0(\omega_3 - 1) \\ \frac{1}{M_r} [-D_r(\omega_r - 1) + K_{34}(\theta_3 - \delta_r) - K_{45}(\delta_r - \theta_5) + T_m - T_e] \\ \omega_0(\omega_r - 1) \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

La figure (4.3) montre clairement l'effet négatif du système d'excitation sur l'amortissement de certains modes.

Il est à remarquer – ici – que bien que aucune résonance ne soit pas produite, l'instabilité, des deux modes 1 et 2, est apparue dès le niveau de compensation le plus bas.

Comme on peut également remarquer que la stabilité du *Mode 3* - dans la région (0-87) % - est améliorée (la marge de stabilité est légèrement augmentée). Au-delà de 87 % de compensation, le *Mode 3* perd définitivement sa stabilité ;

autrement dit le système d'excitation a poussé d'avantage la résonance sous synchrone du *Mode 3* vers les niveaux de compensation les plus élevés.

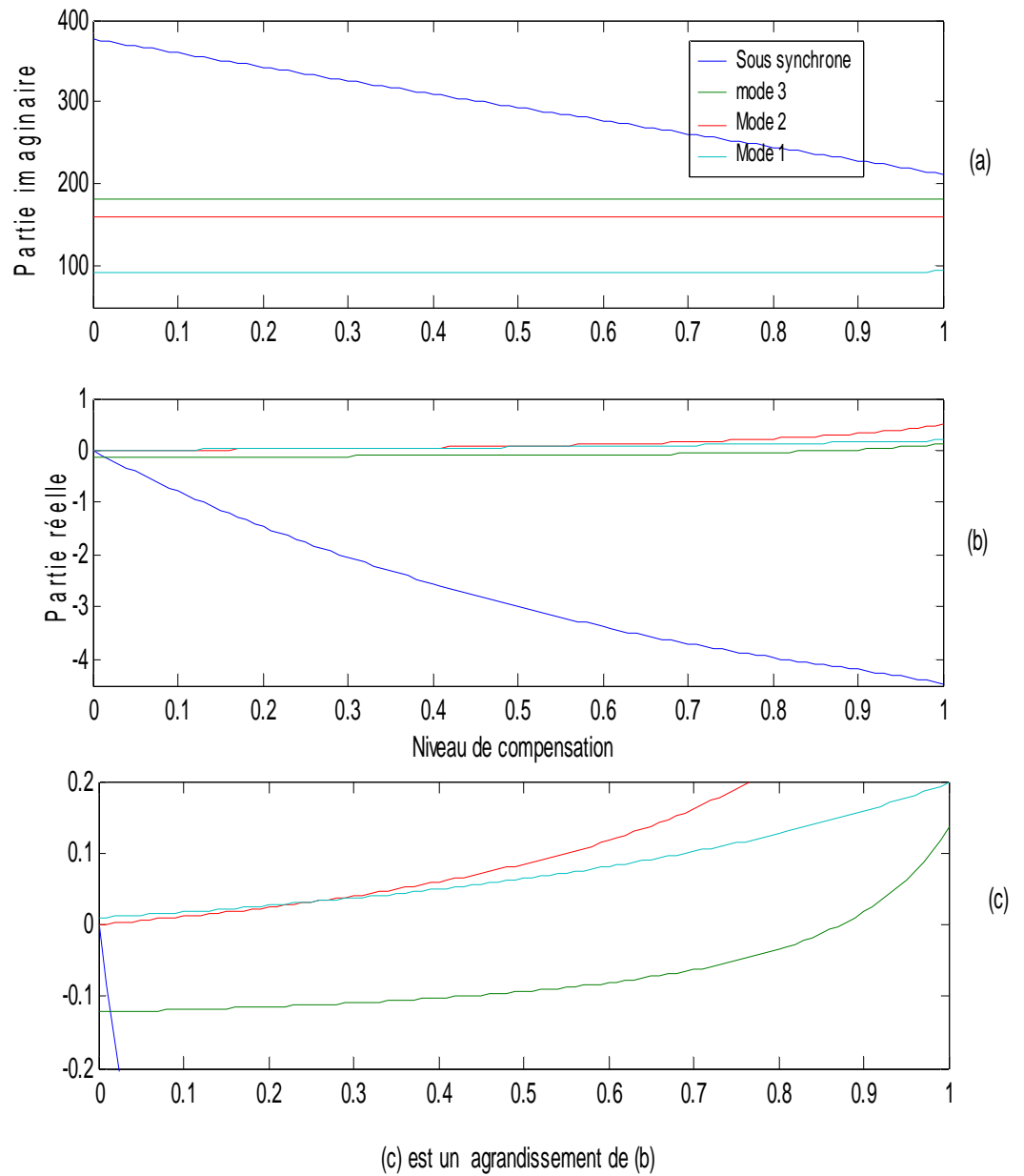


Figure (4.3) : Variations des parties réelles et imaginaires en fonction du niveau de compensation dans le cas de *EXC* (avec les valeurs nominales des paramètres).

### 4.2.1 Effet du Stabilisateur Système de Puissance

Une solution efficace et satisfaisante au problème d'instabilité oscillatoire de faible fréquence (0.1 -3) Hz, est de fournir un amortissement supplémentaire aux oscillations du rotor de générateur synchrone. Un tel dispositif est conventionnellement désigné par *Stabilisateurs des Systèmes de Puissance (PSS)* qui est un contrôleur faisant partie des systèmes d'excitation. L'entrée de *PSS* est tirée (ou déduite) de la vitesse du rotor de générateur, de sa fréquence électrique, de sa puissance, ou d'une combinaison de toutes ces variables. Le *PSS* doit apporter, aux fréquences d'oscillations critiques, un couple d'amortissement additionnel sans qu'il affecte le couple synchronisant. Le *PSS* s'intéresse aux oscillations de faibles fréquences des deux modes d'oscillations, *mode d'oscillation locale* et *modes d'oscillation inter-area* ou inter secteur. Le *PSS* est devenu, alors, une option standard dans les excitateurs statiques modernes.

### 4.2.2 Structure du PSS

La figure (4.4) représente un diagramme du *PSS* utilisé en industrie ; il est composé de:

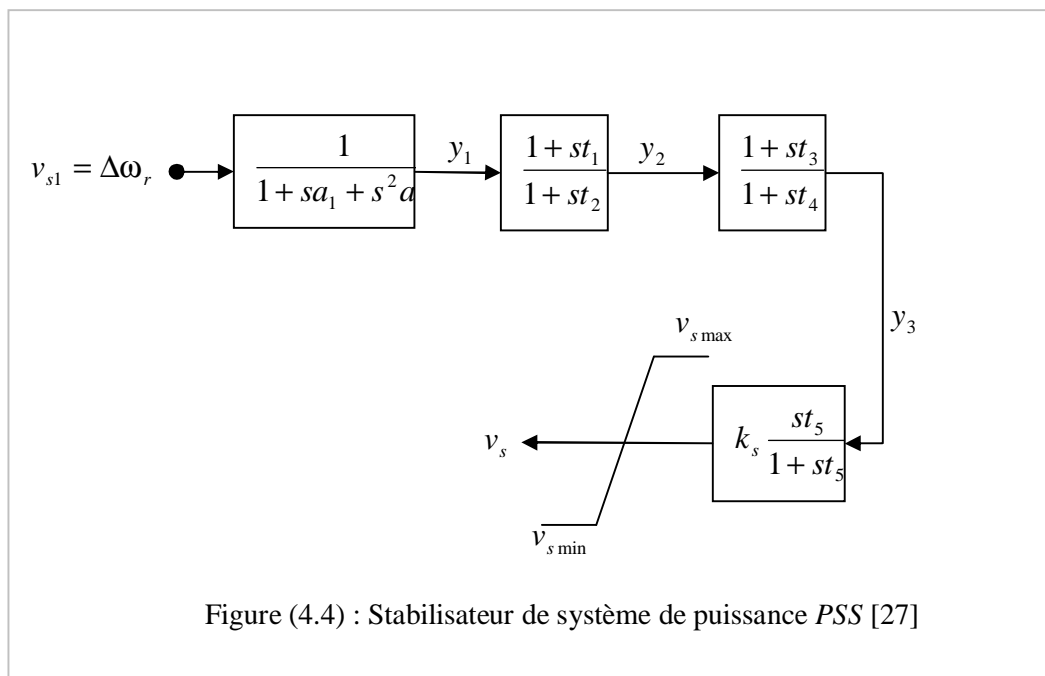


Figure (4.4) : Stabilisateur de système de puissance *PSS* [27]

**4.2.2.1 Circuit effaceur (washout circuit) :** caractérisé par la constante de temps  $t_5$  ; il est utilisé pour empêcher que la sortie de *PSS* affecte la tension aux bornes de générateur. Le *PSS*, alors, ne répond qu'aux variations transitoires dans le

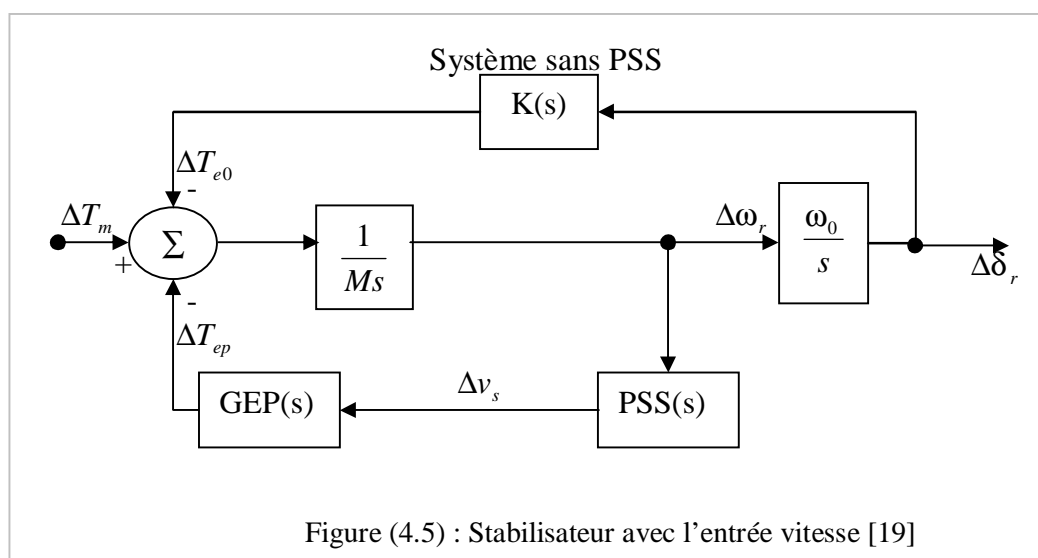
signal d'entrée (disons pulsation de rotor). Le PSS agit essentiellement comme étant un filtre passe haut. Il doit faire passer toutes les fréquences désignées. Sa constante de temps est choisie selon le *mode d'oscillation* qu'on veut stabiliser ; elle est choisie [de 1 à 2] dans le cas où le *mode d'oscillation locale* sera considéré, et [de 10 à 20] dans le cas où le *mode d'oscillation inter-area* sera également considéré par l'amortissement.

**4.2.2.2 Compensateur dynamique** : composé de deux étages d'*avance-retard* de phase dont les constantes de temps sont  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$  et  $t_4$  choisies [de 0.1 à 3.0]. D'une manière générale, sa fonction de transfert est donnée sous forme de rapport d'un numérateur et dénominateur d'ordres beaucoup plus élevés ; ses pôles doivent être tous dans le côté gauche du plan complexe (de réelles négatives) ; ils peuvent être réels ou complexes. Certains de ses zéros peuvent être dans le côté droit (de réelles qui peuvent être positives).

Les constantes de temps  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$  et  $t_4$  sont choisies à partir des exigences de la compensation de phase pour avoir un couple amortissant ;

Le gain de PSS est choisi pour fournir un amortissement adéquat pour tous les modes sous différentes conditions de travail sans qu'il affecte le couple synchronisant.

La base de choix des constantes de temps peut être mise en clair par le diagramme en figure (4.5).



Si, (voir le diagramme (4.5) ), le PSS est pour assurer un couple amortissant à toutes les fréquences en question, il faudra que les caractéristiques de phase de PSS doivent équilibrer (à toutes ces fréquences) les caractéristiques de phase de GEP qui représente l'effet de la fonction de transfert d'un système d'excitation

rapide et de gain élevé ( $GEP(s) = \frac{\Delta T_e}{\Delta v_s} \Big|_{\Delta \omega=0}$  ). Comme ceci n'est pas réalisable

en pratique, les critères suivants sont adoptés pour concevoir la compensation de phase de PSS.

1. Le retard de phase compensé de  $(PSS(s)GEP(s))$  devra passer par  $90^\circ$  autour de la fréquence de 3.5 Hz ( ou au tour de 2.0Hz dans le cas où le signal d'entrée est la fréquence), sachant que  $GEP(s)$  donnée par :

$$GEP(s) = \frac{K_2 K_3 Exc(s)}{1 + T'_{d0} K_3 + K_3 K_6 Exc(s)}$$

crée le retard à compenser par le PSS. Les

constantes  $K_1, \dots, K_6$  sont dites constantes de HEPHRON – PHILIPS. Elles seront déduites plus tard.

2. Le retard de phase compensé à la fréquence du *mode local* devra être au dessous de  $45^\circ$  et préférablement au voisinage de  $20^\circ$  .

3. Le gain  $(\frac{t_1 t_3}{t_2 t_4})$  de compensateur aux fréquences élevées doit être minimisé

(au tour de 1).

**4.2.2.3 Filtre de modes de torsion** : est un filtre rejet de bande ou un passe bas. Le filtre rejet de bande est utilisé pour atténuer la fréquence de premier mode de torsion (*Mode1*) ; il peut être composé de cinq étages en cascade.

**4.2.2.4 Limiteur** : empêche que le PSS agisse contre l'AVR. Ça peut arriver dans le cas de rejet de charge. Dans ce cas l'AVR agit pour réduire la tension aux bornes de générateur quand l'action de PSS exige de valeur plus élevée de cette tension (augmentation de la vitesse du rotor).

La limite négative de la sortie de PSS est d'une importance durant la rétroaction du *mode électromécanique* du rotor. L'action de l'AVR est sollicitée à maintenir la tension pour éviter la perte de synchronisme après que la séparation angulaire

soit accrue. L'action de PSS dans le sens négatif doit être plus réduite que dans le sens positif.

Le système d'équations différentielles correspondant à ce cas est le suivant :

$$[H] \begin{bmatrix} si_d \\ si_f \\ si_q \\ si_D \\ si_Q \\ [X_{Inchangé}] \\ sv_1 \\ sv_a \\ sv_r \\ sx_1 \\ sx_2 \\ sy_2 \\ sy_3 \\ sv_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_0[r_{la}i_d - (x_l + \omega_r x_q)i_q + \omega_r x_{mq}i_Q + \omega_r x_{mq}i_G + v_{cd} + v_0 \sin(\delta_r)] \\ \omega_0[-r_f i_f + E_{fd} \frac{r_f}{x_{md}}] \\ \omega_0[(x_l + \omega_r x_q)i_d + r_{la}i_q - \omega_r x_{md}i_f + \omega_r x_{md}i_D + v_{cq} + v_0 \cos(\delta_r)] \\ -\omega_0 r_D i_D \\ -\omega_0 r_Q i_Q \\ [E_{Inchangé}] \\ \frac{1}{t_r}(v_t - v_1) \\ \frac{1}{t_b}[k_j(v_{ref} - v_1 + v_s) - v_a] \\ \frac{1}{t_a}[k_a(v_a - k_g E_{fd}) - v_r] \\ x_2 \\ \frac{1}{a_2}(v_{s1} - x_1 - a_2 x_2) \\ \frac{1}{t_2}(x_1 + t_1 x_2 - y_2) \\ \frac{1}{t_4}(y_2 - y_3) \\ -\frac{v_s}{t_5} \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

Avec :

$$[H_1] = \begin{bmatrix} -x_{ld} & x_{md} & 0 & x_{md} & 0 \\ -x_{md} & x_f & 0 & x_{md} & 0 \\ 0 & 0 & -x_{lq} & 0 & x_{mq} \\ -x_{md} & x_{md} & 0 & x_D & 0 \\ 0 & 0 & -x_{mq} & 0 & x_Q \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

Les éléments de la matrice D sont comme suit :

- ◆ Les éléments de sa diagonale sont égaux à l'unité.

$$\diamond D(17,16) = \frac{t_c}{t_b} k_j ; \quad D(22,21) = -\frac{t_3}{t_4} \quad D(17,23) = -k_j \frac{t_c}{t_b} ; \quad D(23,22) = -k_s$$

Le reste de ses éléments sont nuls.

$[X_{inchangé}]$  et  $[E_{inchangé}]$  restent les mêmes que dans le cas du système d'excitation

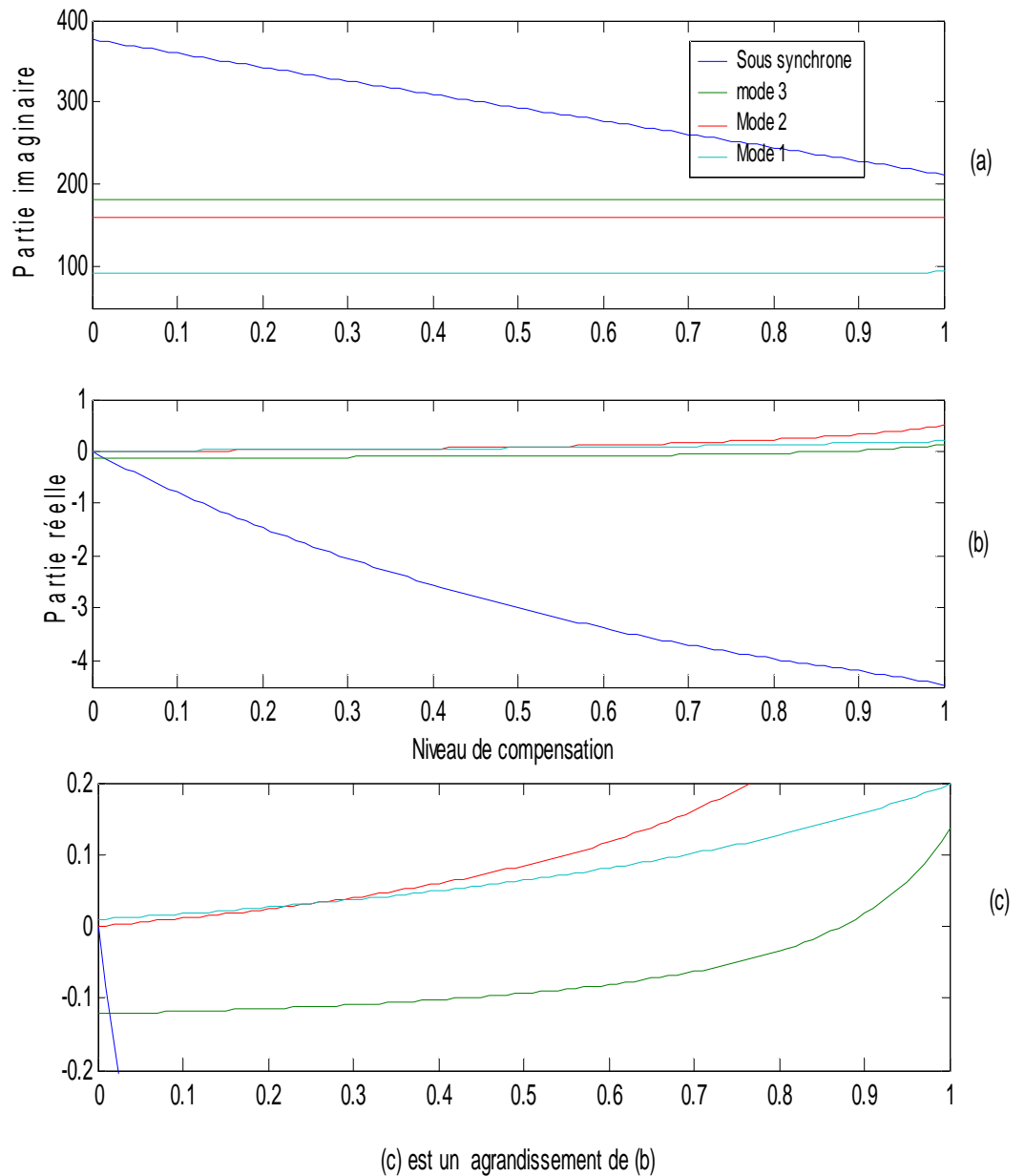


Figure (4.6) : Variation des parties réelles et imaginaires dans le cas de PSS avec les valeurs nominales des paramètres.

**CHAPITRE 4 : Effet des systèmes d'excitation et PSS**

<b>4.1</b>	<b>Effet du Système d'Excitation.....</b>	<b>73</b>
<b>4.2.1</b>	<b>Effet du Stabilisateur Système de Puissance .....</b>	<b>78</b>
<b>4.2.2</b>	<b>Structure du PSS .....</b>	<b>78</b>

Commander (ou contrôler) un système signifie la détermination des valeurs des paramètres de correcteur à insérer dans le système en question pour décaler ou plus précisément ajuster les valeurs propres du système pour qu'il soit stable.

### 5.1 Technique de placement des pôles

Permet aux valeurs propres (complexes ou non) du système de se déplacer, dans le plan "S", vers une nouvelle position. Cette position est choisie pour satisfaire un taux d'amortissement spécifique. [25]

Dans le cas de système d'état sous la forme canonique, la grandeur de commande est due à la contre réaction des variables d'état. Elle est exprimée en fonction du vecteur d'état du système à commander et des paramètres du régulateur.

Parmi les différentes techniques de placement de pôle, on utilise placement de pôle par retour d'état.

### 5.2 Placement de pôles par retour d'état

Soit le système d'état représenté par la figure (5.1) et donné par :

$$\begin{cases} \dot{x} = Ax + Bu & (5.1) \\ y = Cx + Du & (5.2) \end{cases}$$

$A$ ,  $B$ ,  $C$ , et  $D$  sont des matrices de dimensions :  $n \times n$ ,  $m \times n$ ,  $n \times 1$ , et  $m \times 1$  successivement :  $u$  vecteur d'entrées,  $x$  vecteur d'état.

Le but de cette technique est de déplacer les valeurs propres du système pour qu'il soit suffisamment stable. Alors on fait un changement de variable  $u = -Kx$  pour avoir :

$$\begin{cases} \dot{x} = Ax - BKx & (5.3) \\ \dot{x} = (A - BK)x & (5.4) \\ \dot{x} = A_{BK}x & (5.5) \end{cases}$$

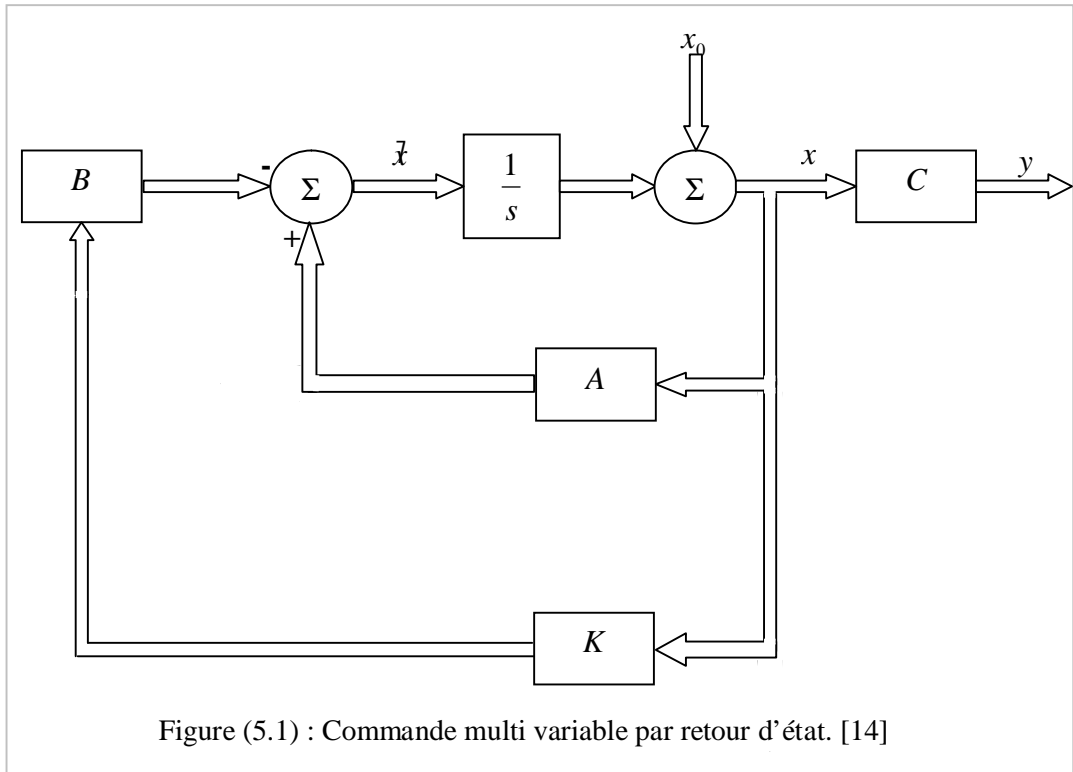


Figure (5.1) : Commande multi variable par retour d'état. [14]

Le choix des coefficients de la matrice  $K$  permet d'avoir la nouvelle matrice  $A_{BK}$  de valeurs propres toutes négatives. Le calcul de  $K$  se réalise soit par  $K = B^{-1}(A - A_{BK})$  ou par l'identification ligne par ligne de  $A - BK = A_{BK}$ . La matrice  $A$  de notre système est de dimensions 23x23, elle est très grandes. Pour alléger l'étude de la stabilité du système, on détermine les variables d'état qui dominent plus la stabilité du système.

### 5.3 Facteurs de participation

La taille de système de puissance est de plus en plus large, alors il est souvent nécessaire, pour les études de stabilité dynamique, soit de construire de modèles d'ordre réduit, soit d'agir sur le minimum de variables d'état. La détermination et la définition de la manière dont les variables d'état participent de façon significative dans les modes choisis, deviennent très importantes. Ceci exige un outil pour identifier les variables d'état ayant une participation significative dans un mode choisi. Il est naturel que les variables d'état significantes pour un mode donné représenté par une valeur propre  $\lambda_i$ , sont celles qui correspondent aux grandes valeurs (entrées) constituant le vecteur propre correspondant  $v_i$ . Mais ces entrées dépendent fortement des dimensions des variables d'état qui sont, en général, incommensurables. [23]

VERGHESE et son groupe ont suggéré, en 1981, une mesure relative, mais sans dimension, de participation des variables d'état. Cette mesure est appelée *facteurs de participation*.

L'analyse par *facteurs de participation* montre comment chaque variable d'état affecte un mode donné.

Soit un système linéaire donné par

$$\dot{x} = Ax \tag{5.6}$$

Soient  $\Phi_i$  et  $\Psi_i$  deux vecteurs propres associés à la valeur propre  $\lambda_i$  ; ils vérifient :

$$\left\{ \begin{array}{l} A\Psi_i = \lambda_i \Psi_i \end{array} \right. \tag{5.7}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \Phi_i^T = \Phi_i^T \lambda_i \end{array} \right. \tag{5.8}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} [A - \lambda_i U] \Psi_i = 0 \end{array} \right. \tag{5.9}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \Phi_i^T [A - \lambda_i U] = 0 \end{array} \right. \tag{5.10}$$

Dans le cas de perturbation faible, on peut écrire :

$$(A + \Delta A)(\Psi_i + \Delta \Psi_i) = (\lambda_i + \Delta \lambda_i)(\Psi_i + \Delta \Psi_i) \tag{5.11}$$

$$[A - \lambda_i] \Delta \Psi_i + \Delta A \Psi_i = \Delta \lambda_i \Psi_i \tag{5.12}$$

En multipliant l'équation. (5.11) par  $\Phi_i^T$  on trouve :

$$\Phi_i^T [A - \lambda_i U] \Delta \Psi_i + \Phi_i^T \Delta A \Psi_i = \Phi_i^T \Delta \lambda_i \Psi_i \tag{5.13}$$

Le premier terme du coté gauche est nul, alors :

$$\Phi_i^T \Delta A \Psi_i = \Phi_i^T \Delta \lambda_i \Psi_i \tag{5.14}$$

avec

$$\Delta A = \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \\ \cdot & & \cdot & & \cdot \\ \cdot & & \cdot & & \cdot \\ 0 & \dots & \Delta a_{kk} & \dots & 0 \\ \cdot & & \cdot & & \cdot \\ \cdot & & \cdot & & \cdot \\ 0 & \dots & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} \tag{5.15}$$

Alors :

$$\Phi_i^T \Delta A \Psi_i = \phi_{ki} a_{kk} \varphi_{ik} \quad (5.16)$$

$$\phi_{ki} a_{kk} \varphi_{ik} = \Phi_i^T \Delta \lambda_i \Psi_i \quad (5.17)$$

$$\frac{\Delta \lambda_i}{\Delta a_{kk}} = \frac{\phi_{ki} \varphi_{ik}}{\Phi_i^T \Psi_i} \quad (5.18)$$

Pour des petites variations, on remplace  $\Delta$  par  $\partial$ , on aura

$$p_{ki} = \frac{\partial \lambda_k}{\partial a_{kk}} \quad (5.19)$$

$p_{ki}$  est une mesure de sensibilité d'une valeur propre à une entrée diagonale de la matrice  $A$ .

Où  $\lambda_i$  est la  $i^{\text{iem}}$  valeur propre de  $A$ ,  $a_{kk}$  une entrée diagonale de  $A$ , et  $p_{ki}$  est le *facteur de participation* reliant la  $k^{\text{iem}}$  variable d'état à la  $i^{\text{iem}}$  valeur propre de  $A$ .

Alors

$$p_{ki} = \frac{\phi_{ki} \varphi_{ik}}{\Phi_i^T \Psi_i} \quad (5.20)$$

$\phi_{ki}$  est la  $k^{\text{iem}}$  entrée du vecteur propre gauche  $\Phi_i$  associé à la  $i^{\text{iem}}$  valeur propre  $\lambda_i$  ;

$\varphi_{ik}$  est la  $k^{\text{iem}}$  entrée du vecteur propre droit  $\Psi_i$  associé à la  $i^{\text{iem}}$  valeur propre  $\lambda_i$  .

Pour simplifier on choisit les vecteurs propres qui obéissent à la condition :

$$\Phi_i^T \Psi_i = 1 \quad (5.21)$$

$$\sum_{k=i}^n \phi_{ki} \varphi_{ik} = \Phi_i^T \Psi_i \quad (5.22)$$

$$\sum_{k=1}^n p_{ki} = 1 \quad (5.23)$$

Ainsi tous les *facteurs de participation* sont compris entre zéro et un.

Dans le cas où les valeurs propres sont des complexes, le *facteur de participation* est donnée par :

$$p_{ki} = \frac{|\varphi_{ik}| |\phi_{ki}|}{\sum_{k=1}^n |\varphi_{ik}| |\phi_{ki}|} \quad (5.24)$$

La matrice de participation se compose des vecteurs de participation. Ce qui suit montre comment exploiter cette matrice.

$$P = [p_1 \quad p_2 \quad \cdot \quad \cdot \quad p_n] \tag{5.25}$$

$$P = \begin{matrix} & \lambda_1 & \lambda_2 & \cdot & \cdot & \lambda_n \\ x_1 & p_{11} & p_{12} & \cdot & \cdot & p_{1n} \\ x_2 & p_{21} & p_{22} & \cdot & \cdot & p_{2n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ x_n & p_{n1} & p_{n2} & \cdot & \cdot & p_{nn} \end{matrix} \tag{5.26}$$

### 5.4 Exemple

Soit le système suivant [26]

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -50 & 0 & 0 & 0 \\ -224.72 & -1.12 & 0 & -224.72 \\ 0 & 1.25 & -1.25 & 0 \\ 0 & 0.10 & -0.10 & -1.67 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 50 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

Les valeurs propres de la matrice d'évolution sont :

$$\lambda_1 = -50 \quad \& \quad \lambda_2 = -0.0823$$

$$\lambda_{3,4} = -1.9790 \pm j0.7882$$

Le calcul des vecteurs propres dits de *cote gauche* et dits de *cote droit* donne :

de coté droit

$$\Psi_1 = \begin{bmatrix} 1.00 \\ 4.66 \\ -0.12 \\ -0.01 \end{bmatrix} \quad \Psi_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ -9.33 \\ -9.99 \\ 0.04 \end{bmatrix} \quad \Psi_3 = \begin{bmatrix} 0.00 \angle 0^\circ \\ 21.45 \angle 77^\circ \\ 5.35 \angle -21^\circ \\ 0.48 \angle -3^\circ \end{bmatrix} \quad \Psi_4 = \begin{bmatrix} 0.00 \angle 0^\circ \\ 21.45 \angle -77^\circ \\ 5.35 \angle +21^\circ \\ 0.48 \angle +3^\circ \end{bmatrix}$$

de coté gauche

$$\Phi_1 = \begin{bmatrix} 1.00 \\ 0.00 \\ 0.00 \\ 0.00 \end{bmatrix} \quad \Phi_2 = \begin{bmatrix} 0.03 \\ -0.01 \\ -0.09 \\ 1.00 \end{bmatrix} \quad \Phi_3 = \begin{bmatrix} 0.10 \angle +88^\circ \\ 0.02 \angle -86^\circ \\ 0.02 \angle +82^\circ \\ 1.00 \angle 0^\circ \end{bmatrix} \quad \Phi_4 = \begin{bmatrix} 0.10 \angle -88^\circ \\ 0.02 \angle +86^\circ \\ 0.02 \angle -82^\circ \\ 1.00 \angle 0^\circ \end{bmatrix}$$

Le calcul des facteurs de participation se réalise en multipliant élément par élément les vecteurs propres de coté droit et de coté gauche de chaque valeur propre de la manière suivante:

$$p_1 = \begin{bmatrix} p_{11} \\ p_{21} \\ p_{31} \\ p_{41} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi_{11}\phi_{11} \\ \phi_{21}g_{12} \\ \phi_{31}\phi_{13} \\ \phi_{41}g_{14} \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{bmatrix} 1.00 * 1.00 \\ 4.66 * 0.00 \\ -0.12 * 0.00 \\ -0.01 * 0.00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$p_2 = \begin{bmatrix} p_{12} \\ p_{22} \\ p_{32} \\ p_{42} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi_{12}\phi_{21} \\ \phi_{22}\phi_{22} \\ \phi_{32}\phi_{23} \\ \phi_{42}\phi_{24} \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{bmatrix} 0.00 * 0.03 \\ -9.33 * (-0.01) \\ -9.99 * (-0.09) \\ 0.04 * 1.00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0.09 \\ 0.89 \\ 0.04 \end{bmatrix}$$

$$p_3 = \begin{bmatrix} p_{13} \\ p_{23} \\ p_{33} \\ p_{43} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi_{13}\phi_{31} \\ \phi_{23}\phi_{32} \\ \phi_{33}\phi_{33} \\ \phi_{43}\phi_{34} \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{bmatrix} 0.00 * 0.10 \angle 88^\circ \\ 21.45 \angle 77^\circ * 0.02 \angle -86^\circ \\ 5.35 \angle -21^\circ * 0.02 \angle +82^\circ \\ 0.48 \angle -3^\circ * 1.00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0.47 \angle -9^\circ \\ 0.11 \angle 61^\circ \\ 0.48 \angle -3^\circ \end{bmatrix}$$

$$p_4 = \begin{bmatrix} p_{14} \\ p_{24} \\ p_{34} \\ p_{44} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi_{14}\phi_{41} \\ \phi_{24}\phi_{42} \\ \phi_{34}\phi_{43} \\ \phi_{44}\phi_{44} \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{bmatrix} 0.00 * 0.10 \angle -88^\circ \\ 21.45 \angle -77^\circ * 0.02 \angle 86^\circ \\ 5.35 \angle 21^\circ * 0.02 \angle -82^\circ \\ 0.48 \angle 3^\circ * 1.00 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0.47 \angle 9^\circ \\ 0.11 \angle -61^\circ \\ 0.48 \angle 3^\circ \end{bmatrix}$$

Les colonnes participantes  $p_1$   $p_2$   $p_3$   $p_4$  forment la matrice de participation :

$$P = [p_1 \quad p_2 \quad p_3 \quad p_4]$$

$$P = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0.09 & 0.47 \angle -9^\circ & 0.47 \angle 9^\circ \\ 0 & 0.89 & 0.11 \angle 61^\circ & 0.11 \angle -61^\circ \\ 0 & 0.04 & 0.48 \angle -3^\circ & 0.48 \angle 3^\circ \end{bmatrix}$$

De la matrice de participation, on constate que :

- ✓ la première colonne montre comment le *Mode 1* est affecté par chaque variable d'état. Dans ce cas on voit que seule la variable d'état  $x_1$  influence  $\lambda_1$ .
- ✓ La seconde montre comment le *Mode 2* est affecté par chaque variable d'état. Dans ce cas on voit que seule la variable d'état  $x_3$  influence  $\lambda_2$ .
- ✓ La troisième colonne montre comment le *Mode 3* est affecté par chaque variable d'état. Dans ce cas on voit que les deux variables d'état  $x_2$  et  $x_4$  influencent  $\lambda_3$ .
- ✓ La quatrième colonne montre comment le *Mode 4* est affecté par chaque variable d'état. Dans ce cas on voit que les deux variables d'état  $x_2$  et  $x_4$  influencent  $\lambda_4$ .

Le calcul de la matrice de participation de notre système et les résultats des différentes simulations sur les différents paramètres du système en question, montrent que les variables d'état qui affectent, d'une manière significative, la stabilité du système, sont  $i_d$ ,  $i_q$ ,  $i_F$ ,  $i_D$ ,  $i_Q$ ,  $\omega_r$ ,  $v_s$ ,  $x_1$ ,  $x_2$ . Il faut noter que les cinq premières variables (les courants) entrent dans la définition mathématique du couple électrique qui est un terme dans l'équation dynamique du rotor du générateur synchrone, d'autre part ce couple est l'origine des problèmes de résonance, donc l'action sur le couple électrique modifie la stabilité du système.

On peut prendre le modèle de HEFRON – PHILIPS pour déterminer la nouvelle valeur du couple. Si cette dernière satisfait la stabilité, on passera à la détermination des valeurs nécessaires de la matrice  $K$  qui permet le passage à la nouvelle matrice d'évolution du système.



### 5.5 Déduction des constantes de HEFRON-PHILIPS (K<sub>1</sub>-K<sub>6</sub>)

Soit un système de puissance décrit par des équations non linéaires différentielles et algébriques : [23], [19]

$$\begin{cases} sX = F(X, U, Y) & (5.27a) \\ 0 = G(Y, Z) & (5.27b) \end{cases}$$

où X : est un vecteur de variables d'état ;

Y : est un vecteur de variables algébriques ;

G : représentation des équations algébriques concernant le générateur synchrone et le réseau électrique

Comme, l'instabilité oscillatoire peut être considérée comme étant la stabilité du point de fonctionnement sujet de faibles perturbations aléatoires qui sont toujours présentes, on peut faire la linéarisation du système au tour du point de fonctionnement (X<sub>0</sub>, Y<sub>0</sub>, U<sub>0</sub>), et on aura

$$\Delta \vec{X} = A\Delta X + B\Delta Y + E\Delta U \quad (5.28)$$

$$0 = C\Delta X + H\Delta Y \quad (5.29)$$

Si H est une matrice inversible, on écrit :

$$\Delta \vec{X} = (A - BH^{-1})\Delta X + E\Delta U \quad (5.30)$$

$$\Delta \vec{X} = A_{sys}\Delta X + E\Delta U \quad (5.31)$$

A, B, C, H et E sont des jacobéenne appropriés du système (5.27), évaluées au point de fonctionnement.

Supposant que le système (5.27) est constitué d'un générateur synchrone du *Modèle 1.0* connecté à un réseau infini (SMIB), dont le modèle mathématique est le suivant :

$$T'_{do} \frac{dE'_q}{dt} = -E'_q - (x_d - x'_d) \left[ i_d - \frac{x'_d - x''_d}{(x'_d - x_{ls})^2} (\Psi_D + (x'_d - x_{ls})i_d - E'_q) \right] + E_{fd} \quad (5.32)$$

avec

$$\Psi_D + E'_q + (x'_d - x_{ls})i_d = -T''_{do} \frac{d\Psi_D}{dt} \quad (5.33)$$

Puisque le générateur dans ce cas est omis de tout amortisseur, on a :

$$\left[ \frac{dE'_q}{dt} = -\frac{1}{T'_{do}} (E'_q + (x_d - x'_d)i_d - E_{fd}) \right. \quad (5.34)$$

$$\left. \frac{d\delta_r}{dt} = \omega_0 (\omega_r - 1) \right. \quad (5.35)$$

$$\left[ \frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{M_r} [T_m - (E'_q i_q + (x_q - x'_d)i_d i_q - D_r (\omega_r - 1))] \right] \quad (5.36)$$

Les deux équations algébriques du stator son données, en posant  $-r_a i_d = 0$  et  $r_a i_q = 0$  ( $r_a$  négligée), par :

$$x_q i_q - v_t \sin(\delta_r - \theta) = 0 \quad (5.37)$$

$$E'_q - v_t \cos(\delta_r - \theta) - x'_d i_d \quad (5.38)$$

Or on sait qu'on peut écrire

$$(v_d + jv_q) e^{j(\delta_r - \frac{\pi}{2})} = v_t e^{j\theta} \quad (5.39)$$

Puisque  $v_d = v_t \sin(\delta_r - \theta)$  et  $v_q = v_t \cos(\delta_r - \theta)$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_q i_q - v_d = 0 \\ E'_q - v_q - x'_d i_d = 0 \end{array} \right. \quad (5.40a)$$

$$\quad (5.40b)$$

L'équation de réseau est donnée par

$$(i_d + ji_q) = \frac{(v_d + jv_q) - v_o e^{-j(\delta_r - \frac{\pi}{2})}}{r_l + jx_l} \quad (5.41)$$

Transformant l'équation (5.41) en partie réelle et imaginaire :

$$\left\{ \begin{array}{l} r_l i_d - x_l i_q = v_d - v_o \sin(\delta_r) \\ x_l i_d - r_l i_q = v_q - v_o \cos(\delta_r) \end{array} \right. \quad (5.42a)$$

$$\quad (5.42b)$$

La linéarisation des équations (5.40a) et (5.40b) et équations (5.42a) et (5.42b), donne:

$$\begin{bmatrix} \Delta v_d \\ \Delta v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & x_q \\ -x'_d & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} \quad (5.43)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta v_d \\ \Delta v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_l & -x_l \\ x'_d & r_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_o \cos(\delta_r^0) \\ -v_o \sin(\delta_r^0) \end{bmatrix} \Delta \delta_r \quad (5.44)$$

d'où on a

$$\begin{bmatrix} r_l & -x_{lq} \\ x_{ld'} & r_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -v_0 \cos(\delta_r^0) \\ v_0 \sin(\delta_r^0) \end{bmatrix} \Delta \delta_r \quad (5.45)$$

donc

$$\begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} = \frac{1}{\Omega} \begin{bmatrix} x_{lq} & -r_l v_0 \cos(\delta_r^0) + v_0 x_{lq} \sin(\delta_r^0) \\ r_l & r_l v_0 \sin(\delta_r^0) + v_0 x_{ld'} \cos(\delta_r^0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ \Delta \delta_r \end{bmatrix} \quad (5.46)$$

avec

$$\Omega = r_l^2 + x_{lq} x_{ld'} \quad (5.47)$$

La linéarisation du système des équations (5.34) et (5.36)

$$\begin{bmatrix} \Delta \vec{E}'_q \\ \vec{\delta}_r \\ \vec{\omega}_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 \\ T'_{d0} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \omega_0 \\ I_q^0 & 0 & -D_r \\ M_r & 0 & M_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ \Delta \delta_r \\ \Delta \omega_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -(x'_d - x_q) & 0 \\ T'_{d0} & 0 \\ 0 & 0 \\ I_q^0 (x'_d - x_q) & I_d^0 (x'_d - x_q) - E_q'^0 \\ M_r & M_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ T'_{d0} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & M_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E_{fd} \\ \Delta T_m \end{bmatrix} \quad (5.48)$$

Alors on peut réécrire ce qui suit :

$$\Delta \vec{E}'_q = -\frac{\Delta E'_q}{K_3 T'_{d0}} - \frac{K_4}{T'_{d0}} \Delta \delta_r + \frac{\Delta E_{fd}}{T'_{d0}} \quad (5.49)$$

$$\Delta \vec{\delta}_r = \omega_0 \Delta \omega_r \quad (5.50)$$

$$\Delta \omega_r = -\frac{K_2}{M_r} \Delta E'_q - \frac{K_1}{M_r} \Delta \delta_r + \frac{D_r \omega_0}{M_r} \Delta \omega_r + \frac{\Delta T_m}{M_r} \quad (5.51)$$

On remplace (5.46) dans (5.43) pour avoir

$$\begin{bmatrix} \Delta v_d \\ \Delta v_q \end{bmatrix} = \frac{1}{\Omega} \begin{bmatrix} 0 & x_q \\ -x'_d & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_{lq} & -r_l v_0 \cos(\delta_r^0) + v_0 x_{lq} \sin(\delta_r^0) \\ r_l & r_l v_0 \sin(\delta_r^0) + v_0 x_{ld'} \cos(\delta_r^0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta E'_q \\ \Delta \delta_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \Delta E'_q \end{bmatrix} \quad (5.52)$$

Or on a  $v_t^2 = v_d^2 + v_q^2$  autrement dit :

$$2v_t^0 \Delta v_t = 2v_d^0 \Delta v_d + 2v_q^0 \Delta v_q \quad (5.53)$$

le système (5.52) peut s'écrire

$$\Delta v_t = K_5 \Delta \delta_r + K_6 \Delta E'_q \quad (5.54)$$

Alors par identifications on trouve :

$$K_1 = -\frac{1}{\Omega} \left[ I_q^0 v_0 (x'_d - x_q) \{x_{lq} \sin \delta_r^0 - r_l \cos \delta_r^0\} + v_0 \{ (x'_d - x_q) I_d^0 - E_q^{r0} \} \{x_{ld'} \cos \delta_r^0 + r_l \sin \delta_r^0\} \right] \quad (5.55)$$

$$K_2 = -\frac{1}{\Omega} \left[ I_q^0 \Omega - I_q^0 (x'_d - x_q) (x_q + x_l) - r_l (x'_d - x_q) I_d^0 + r_l E_q^{r0} \right] \quad (5.56)$$

$$K_3 = \frac{\Omega}{\Omega + (x_d - x'_d) x_{lq}} \quad (5.57)$$

$$K_4 = \frac{(x_d - x'_d) v_0}{\Omega} [x_{lq} \sin(\delta_r^0) - r_l \cos(\delta_r^0)] \quad (5.58)$$

$$K_5 = \frac{v_0}{\Omega} \left[ \frac{v_d^0 x_q}{v_t^0} \{r_l \sin(\delta_r^0) + x_{ld'} \cos(\delta_r^0)\} + \frac{v_q^0 x'_d}{v_t^0} \{r_l \cos(\delta_r^0) - x_{lq} \sin(\delta_r^0)\} \right] \quad (5.59)$$

$$K_6 = \frac{1}{\Omega} \left[ \frac{v_d^0 x_q}{v_t^0} r_l - \frac{v_q^0 x'_d}{v_t^0} x_{lq} \right] \quad (5.60)$$

Ces constantes  $K_1, K_2, K_3; K_4, K_5,$  et  $K_6$  sont dépendantes de point de fonctionnement, sauf  $K_3$ . Elles sont dites constantes de HEFRON – PHILIPS.

$K_5$  représente l'effet de la variation de l'angle de rotor sur la tension aux bornes de générateur elle est fonction des conditions initiales.

La figure (5.2) montre la modélisation du système selon HEFRON-PHILIPS, et la figure (5.3) donne les résultats de simulation.

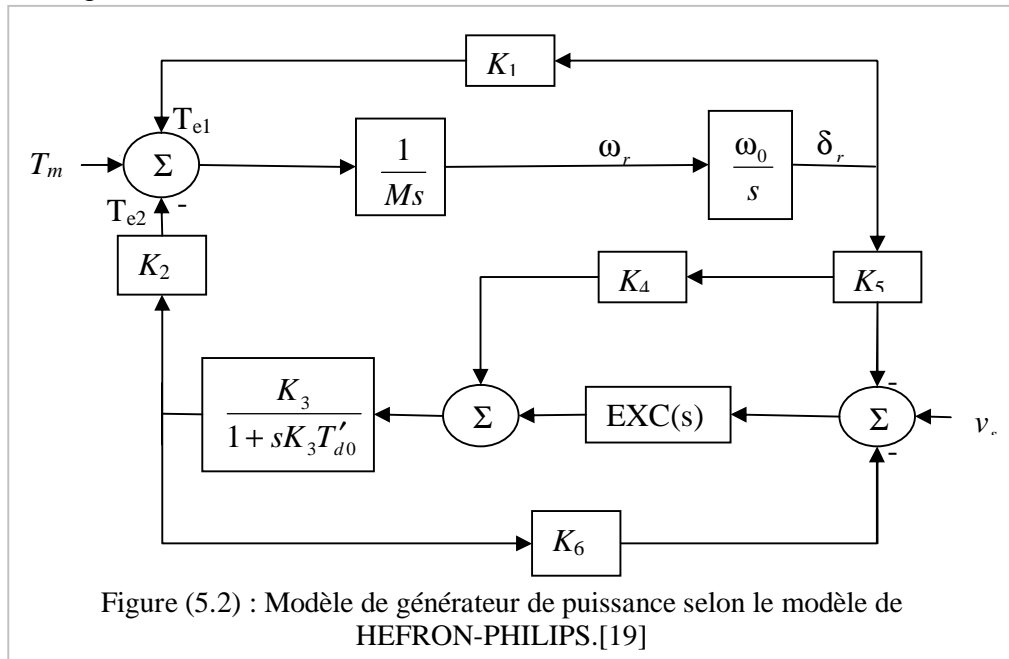


Figure (5.2) : Modèle de générateur de puissance selon le modèle de HEFRON-PHILIPS.[19]

Figure (5.3) : variation des parties réelles et imaginaires après avoir introduit les constantes de HIPHRON (valeurs nominales des paramètres).

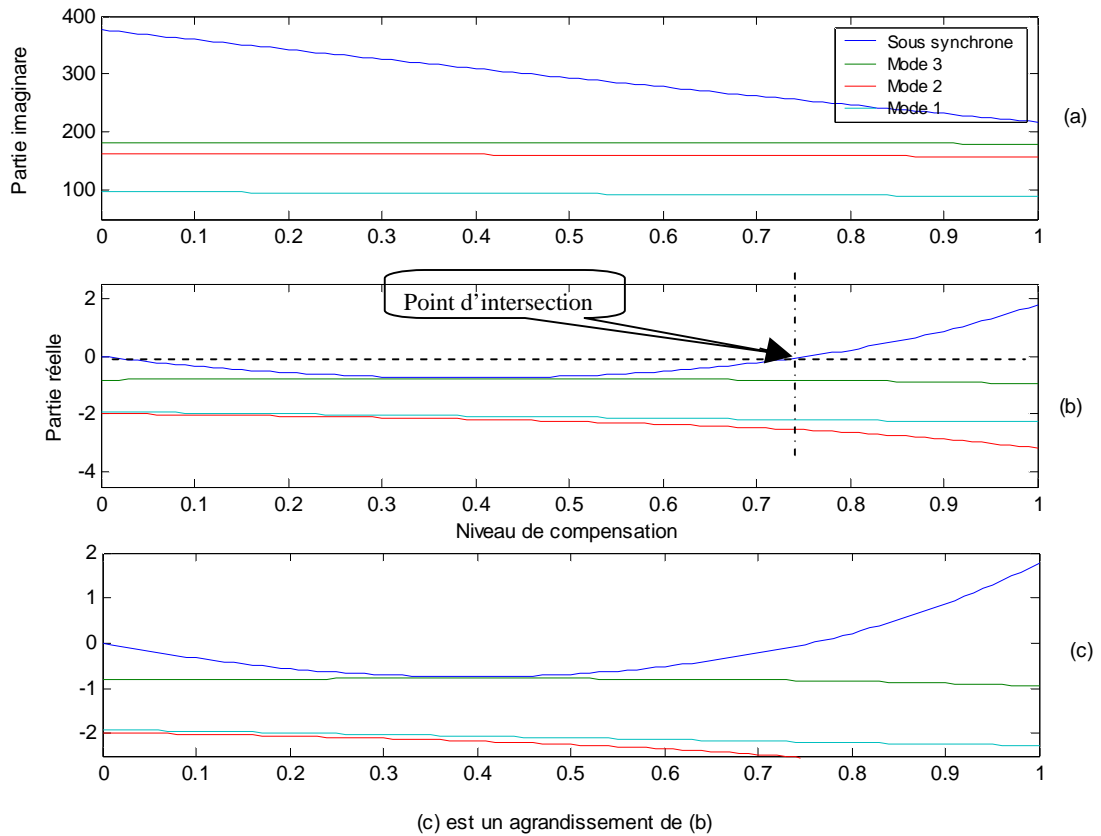


Figure (5.3) : variation des parties réelles et imaginaires après avoir introduit les constantes de HIPHRON (valeurs nominales des paramètres).

La figure (5.3) montre que tous les modes de torsion sont suffisamment stables avec marges de stabilité acceptables.

Elle montre aussi que le mode électrique sous synchrone perd sa stabilité dès que le niveau de compensation est acceptablement élevé (point d'intersection).

Dans ce qui suit, on essaie d'examiner l'influence des grandeurs électriques sur ce niveau de compensation auquel le mode électrique sous synchrone perd sa stabilité.

### 5.6 Effet de la tension du générateur et de ses puissances active et réactive

La figure (5.4) montre l'effet de la tension, aux du générateur synchrone, sur ce niveau de compensation en question.

Les figures (5.5) et (5.6) résument les résultats de simulation de l'influence des puissances active et réactive respectivement sur ce niveau de compensation en question.

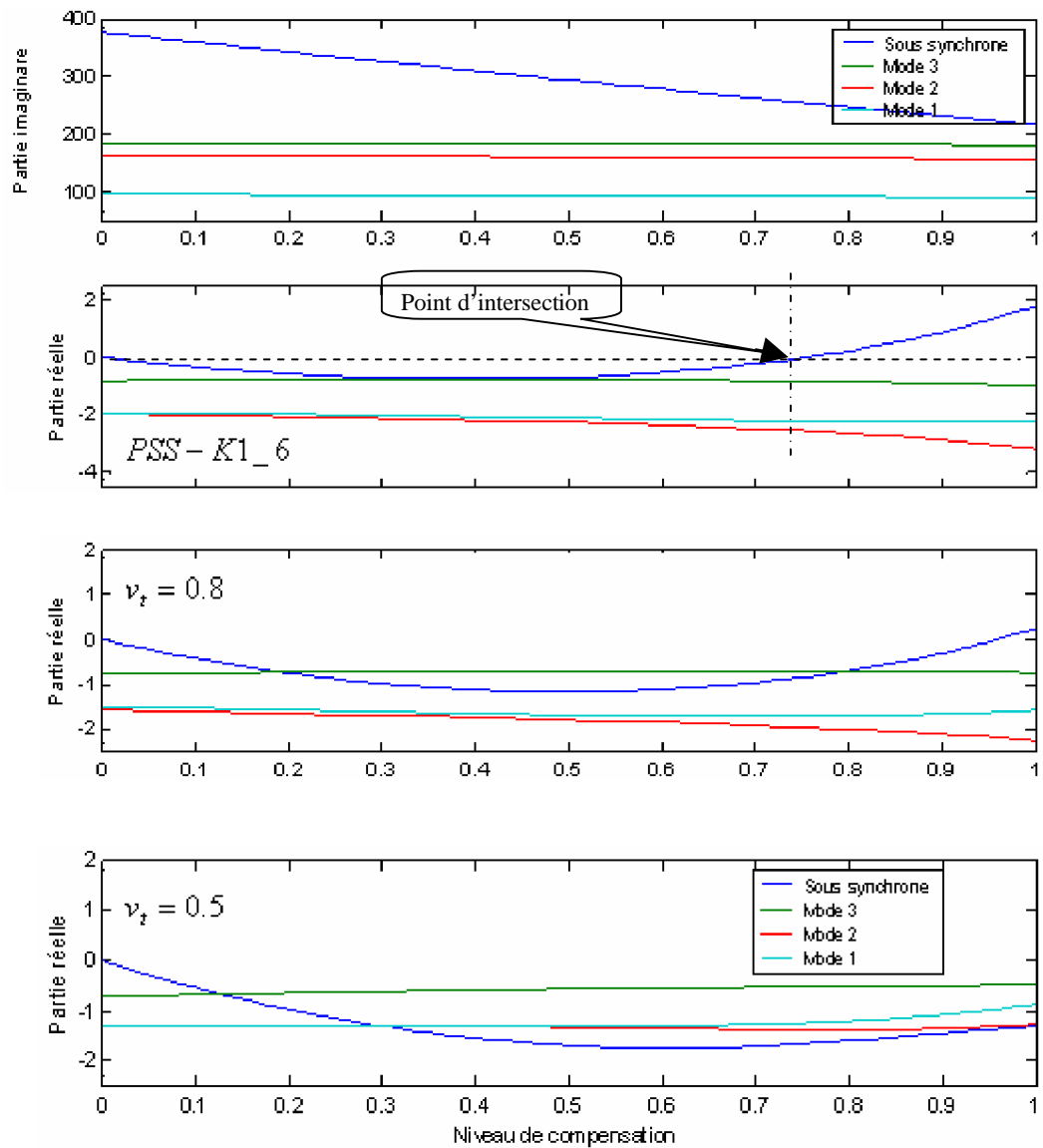


Figure (5.4) : variations des parties réelles et imaginaires des valeurs propres pour des valeurs données de  $v_t$

D'après la figure (5.4), on voit que la région de stabilité des modes s'élargit vers les niveaux de compensation les plus élevés au fur et à mesure que la tension aux bornes du générateur décroît.

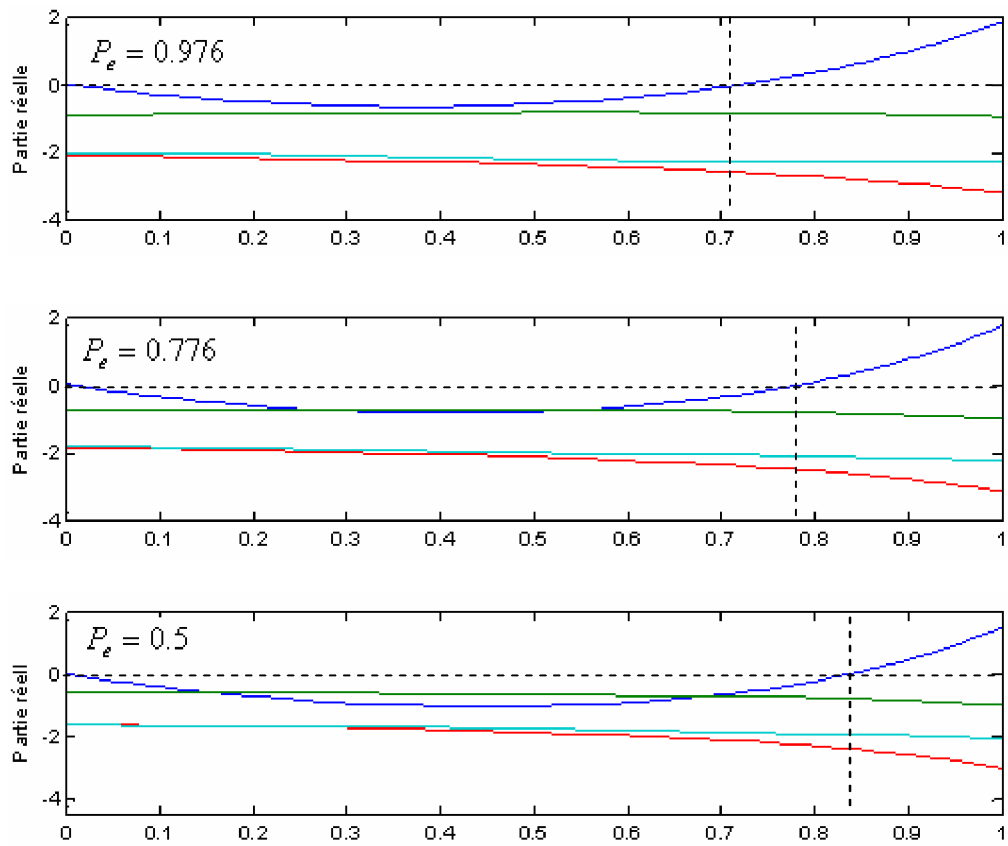


Figure (5.5) : variations des parties réelles des valeurs propres pour des valeurs données de  $P_e$

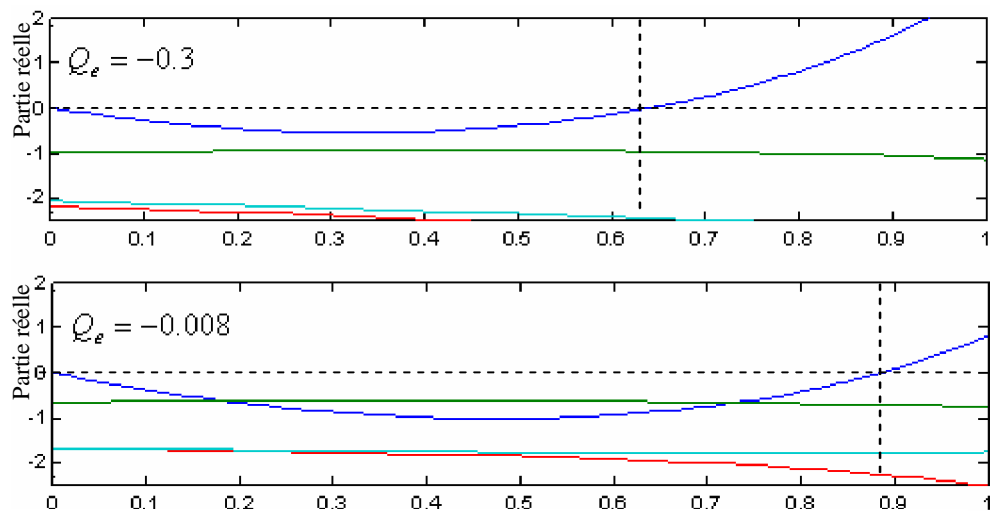


Figure (5.6) : Variations des parties réelles des valeurs propres pour des valeurs données de  $Q_e$

Les figures montrent clairement que la zone et la marge de stabilité sont nettement améliorées pour les modes de torsion. Il montrent aussi que :

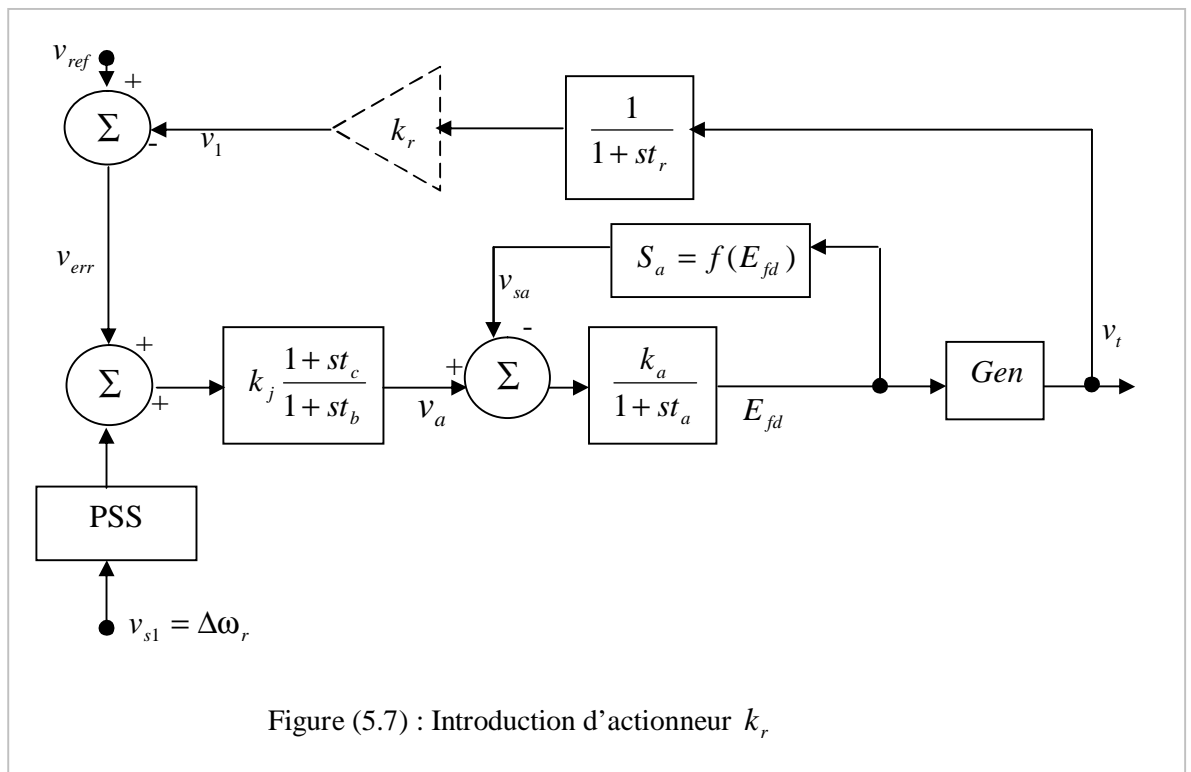
1. le point d'intersection se déplace sur l'axe des parties réelles nulles, vers les niveaux de compensation les plus élevés, en fonction de plusieurs paramètres de la manière suivante :

- lorsque la puissance active diminue;
- lorsque la puissance réactive augmente ;
- lorsque la tension aux bornes de générateur synchrone diminue ;

2. le mode d'amortissement de l'enroulement Q est instable.

Le problème maintenant est d'essayer de stabiliser ce mode d'enroulement Q. Si l'on observe les résultats de simulation qui examinent l'effet de la tension aux bornes de générateur, on pourra agir sur cette partie du système.

Le problème sera résolu en ajoutant, temporairement (moment de changement de niveau de compensation), un actionneur (proportionnel) dans la chaîne de retour du système d'enroulement Q, juste après le transducteur (capteur) de tension aux bornes de générateur figure.(5.7), ou bien en remplaçant l'enroulement amortisseur "Q" par l'enroulement amortisseur "G"



La figure (5.8) montre une amélioration, encourageante, de stabilité du mode sous synchrone en plus de la stabilité du mode d'enroulement Q.

Malheureusement, cette solution provoque un autre problème. Il s'agit de tension aux bornes de générateur affaiblie. Le problème peut être contourné par une commande adaptative qui prendra en considération la négativité de toutes les valeurs propres d'une part, et la normalisation de tension aux bornes de générateur, d'autre part.

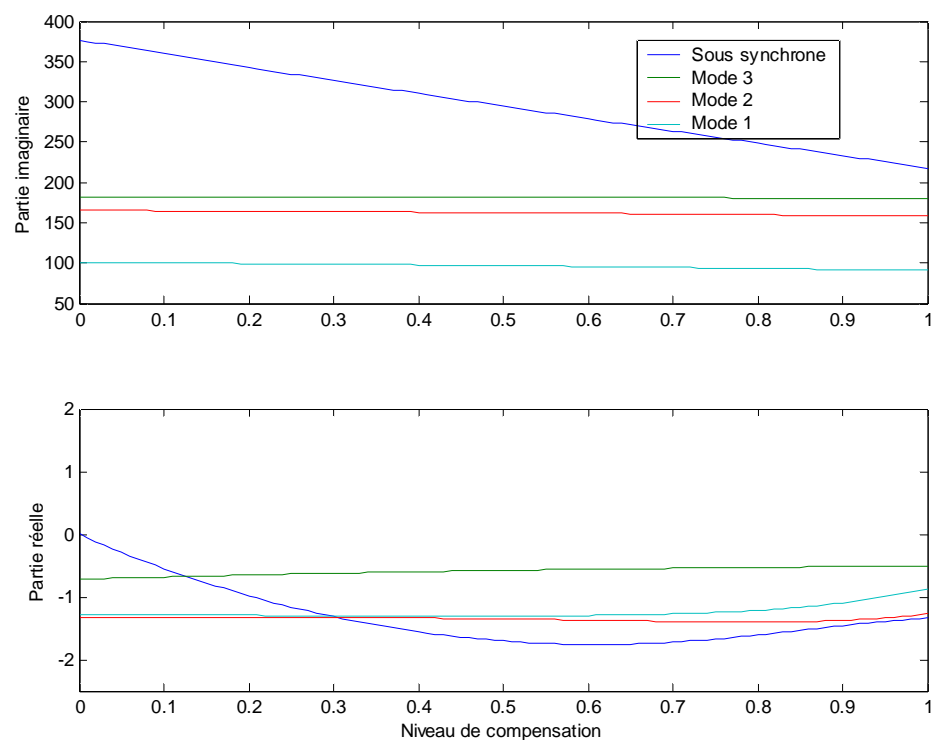


Figure (5.8) : Variation des parties réelles et imaginaires après avoir introduit l'actionneur  $k_r$  ;  $k_r = 2$ .

La considération de l'enroulement G est imposée par l'état de surface du rotor (le rotor non feuilleté).

D'après la figure (5.9) on voit que la stabilité des modes de torsion est assurée. Et d'après le résultat détaillé on constate que la stabilité du mode d'enroulement Q est assurée jusqu'à 76% du niveau de compensation, or la compensation maximale d'une ligne de transport est de 75%.

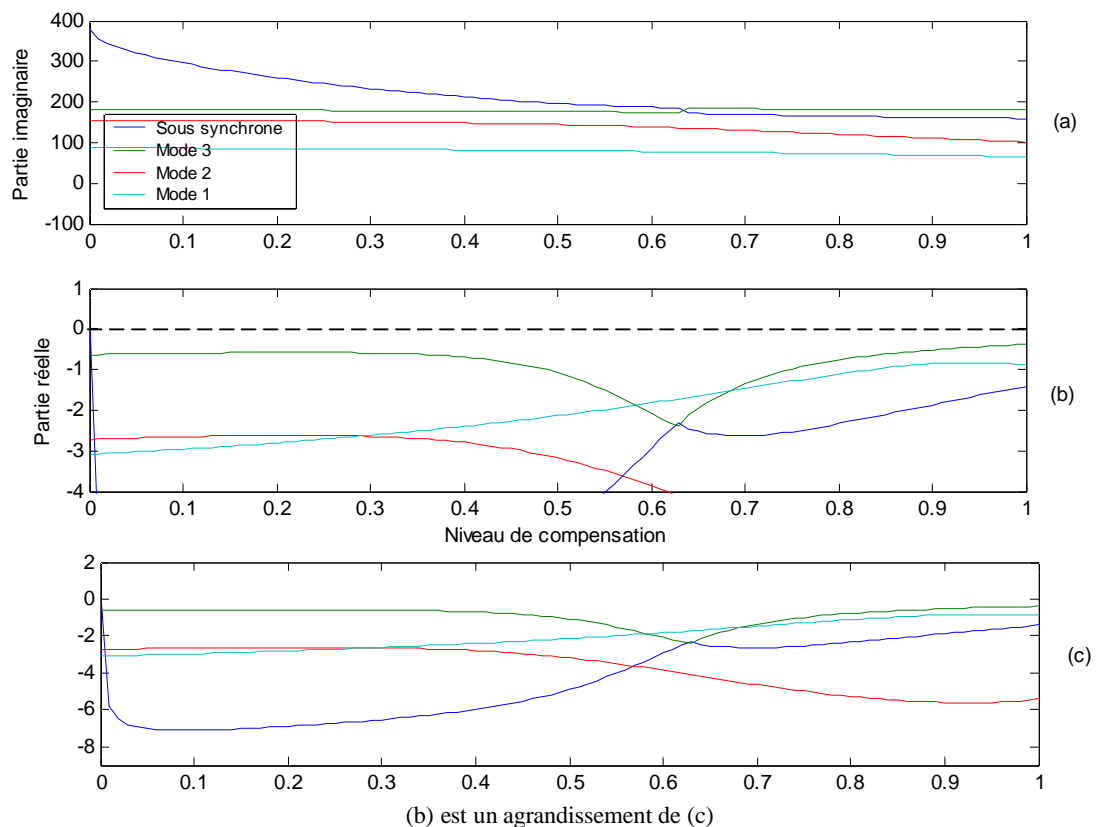


Figure (5.9) : Variation des parties réelles et imaginaires en prenant en considération l'enroulement G et l'actionneur  $k_r$  ;  $k_r = 5$ .

D'après le résultat représenté partiellement par figure. (5.10), tous les modes de torsion et le mode électrique sous synchrone du système sont stabilisés ; mais, au détriment de la marge de stabilité de certains modes, par rapport au résultat représenté partiellement en figure. (5.9).

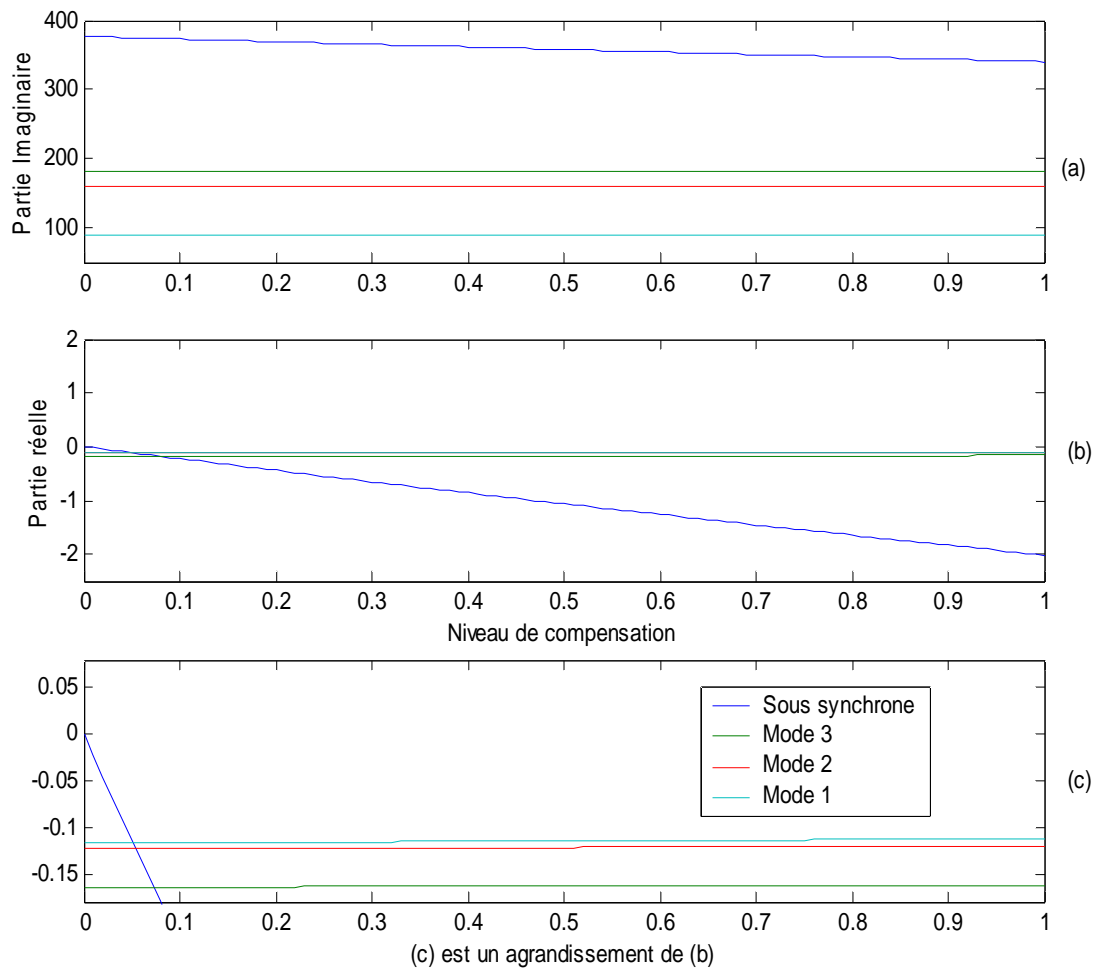


Figure (5.10) : Enroulement Q remplacé par l'enroulement "G"

**CHAPITRE 5 : contres mesures**

<b>5.1</b>	<b>Technique de placement des pôles .....</b>	<b>83</b>
<b>5.2</b>	<b>Placement de pôles par retour d'état.....</b>	<b>83</b>
<b>5.3</b>	<b>Facteurs de participation .....</b>	<b>84</b>
<b>5.4</b>	<b>Exemple .....</b>	<b>87</b>
<b>5.5</b>	<b>Déduction des constantes de HEFRON-PHILIPS (<math>K_1</math>-<math>K_6</math>) .....</b>	<b>91</b>
<b>5.6</b>	<b>Effet de la tension du générateur et de ses puissances active et réactive..</b>	<b>95</b>

## Commentaire

L'étude des problèmes des *SSR* porte sur la stabilité de système d'alimentation puissant lors de changement de niveau de compensation série.

De ce travail, d'après les graphes, on constate que :

1. chaque fois que la fréquence sous synchrone, créée par la modification de niveau de compensation, s'approche de l'une des fréquences modales, le système se déstabilise.
2. l'ampleur de cette déstabilisation dépend de la valeur de la fréquence modale en question ; plus cette fréquence est faible plus cette déstabilisation est importante
3. dans le cas de générateur synchrone dépourvu de tout enroulement amortisseur, le système est instable dès le niveau de compensation le plus bas.
4. la présence de l'enroulement amortisseur sur l'axe **d** ralentit la décroissance de fréquence sous synchrone, réduit le nombre d'intersection et pousse cette intersection vers les niveaux de compensation les plus élevés, par contre, elle déstabilise le *Mode 1* et réduit la marge de stabilité des autres modes dans leurs régions de stabilité.
5. la présence de l'enroulement amortisseur sur l'axe **q** accélère la décroissance de la fréquence sous synchrone, en augmentant ainsi le nombre d'intersection ; elle réduit d'avantage les régions de stabilité, mais en contre partie elle améliore légèrement la marge de stabilité.
6. la présence des deux enroulements amortisseurs sur les deux axes fictifs **d** et **q** a le double effet ralentisseur et accélérateur de décroissement de fréquence sous synchrone, alors le nombre d'intersection est réduit, et l'intersection est tirée vers les niveaux de compensation moyens.
7. l'enroulement amortisseur superficiel a un effet négatif sur la stabilité globale du système bien qu'il apporte une légère amélioration à la stabilité au mode supérieur (*Mode 4*).
8. le système est insensible à la variation dans la valeur de la réactance de l'enroulement amortisseur **Q** sur l'axe fictif **q**.

9. l'augmentation de la valeur de l'inertie du rotor de générateur réduit considérablement l'amplitude de la perturbation. Mais ceci reste une solution théorique qui peut aider à trouver une solution au problème.
10. la réduction dans la valeur de raideur, autrement dit dans l'élasticité de l'accouplement entre le rotor de générateur et celui d'excitatrice, pousse l'intersection vers les niveaux de compensation les plus élevés sans qu'elle n'altère la stabilité. Certains modes sont critiqueusement stables.
11. l'augmentation de la valeur de la réactance de l'amortisseur sur l'axe **d** provoque l'instabilité du mode sous synchrone.
12. la variation dans la valeur de la résistance de l'amortisseur sur l'axe **d** n'a pas d'effet sur la stabilité de système.
13. le système d'excitation et celui de PSS déstabilisent le système, notamment les modes supérieurs (ici le *Mode 2* et le *Mode 3*).
14. en appliquant la technique de placement des pôles et en se servant du modèle de PHILIPS HEPHRON l'action sur le couple améliore beaucoup la stabilité et la région de stabilité des modes de système au détriment de la stabilité du mode d'amortissement d'enroulement Q et au détriment du mode sous synchrone qui perd sa stabilité aux niveaux de compensation élevés. Ce niveau de compensation dépend de la tension aux bornes de générateur, de sa puissance active et de sa puissance réactive.
15. avec la considération de l'enroulement G, l'introduction d'un amplificateur, de tension rétroactive prélevée de la tension aux bornes de générateur et injectée dans l'excitation, améliore considérablement la stabilité du mode d'amortissement de l'enroulement Q. mais cette amélioration n'est atteinte qu'avec un gain  $k_r$  fortement élevé, autrement dit avec une forte réduction de tension.
16. le remplacement de l'enroulement amortisseur profond (sur l'axe q) par l'enroulement superficiel épargne l'utilisation de l'amplificateur cité en 15, mais au détriment de la marge de stabilité des modes de système.
17. la fréquence naturelle d'une masse tournante du système subit de faibles changements dans sa valeur, lorsque la fréquence sous synchrone s'approche d'elle.

## Conclusion

- Les objectifs fixés sont atteints:

D'après les tests faits sur les différents paramètres du système, on s'est trouvé devant deux alternatives : mécanique et électrique.

1. Mécanique : La solution mécanique propose de pousser le *Model* et par conséquent tous les modes mécaniques dans la gamme de fréquence super synchrone. Elle nécessite l'utilisation des roulement très soignes. Cette solution est très onéreuse.
2. Électrique : d'après les résultats des simulations, on constate que :
  - Ø La présence des amortisseurs à un effet positif.
  - Ø L'excitation statique et le PSS ont un effet très négatif.
  - Ø Le modèle de HÉFRON permet la stabilisation du TI et déstabilise le mode amortisseur Q.
  - Ø L'introduction d'un correcteur (pour faire chuter de la tension aux bornes du générateur) stabilise le mode Q.
  - Ø Le remplacement de l'enroulement amortisseur Q par l'amortisseur superficiel G permet d'éviter la chute de cette tension.

### Perspectives

- Ø étudier l'influence de cette brève chute de tension sur la stabilité dynamique du réseau et vérifier son influence sur les appareils.
- Ø étudier l'effet d'avoir éliminer l'enroulement Q sur l'amortissement des oscillations autres que celles causées par SSR.

Commentaire .....	102
Conclusion.....	104

## ***Bibliographie***

### **Ouvrages**

- [1]- **Abd-El-Wahed** , “*Technical dictionary. Dictionnaire technique. Technische chemie*”, Edition Leipzig 1974.
- [2]- **Abdessemed.R et M. Kadjoudj**, “*Modélisation des machines électriques*”, Presses de l’Université de Batna,1997.
- [3]- **Anderson. P.M., Agrawal; B.L Vanness J.E.**, “*Subsynchronous resonance in power systems*”, *IEEE PRESS* 1990.
- [4]- **Anwar Abd-El Wahed**, “*Technical Dictionary, Dictionnaire technique. Technisches wörterbuch. Basic technical dictionary. Technische Grundlagenwissenschaften*”, Second edition, Edition Leipzig, 1984.
- [5]- **Anwar Mahmoud Abd-El Wahed**, Technical dictionary, “*Dictionnaire technique. Technisches wortrbuch. Radio and television*”, Edition Leipzig, 1980.
- [6]- **Ashar A**, “*Dictionary of mathematics (English-French-Arabic)*”, Acadamia, 1995.
- [7]- **Benarous M** ; “*Méthodes numériques avancées cours, exercices et programmes Fortran*”, Centre universitaire de Chlef ,1995.
- [8]- **Borne .P; Richard J.P, Rotella .F et I.Zambettakis**, “*Automatique Analyse et régulation des processus industriels*”, Tome 2, régulation numérique, Édition technip-Paris, 1993
- [9]- **Borne P.; J.P Richard, F.Rotella et I.Zambettakis**, “ *Automatique. Analyse et régulation des processus industriels*”. Tome 1 régulation numérique, Edition technip-Paris. 1993
- [10]- **Chatelain J.**, “*machines électriques*”, 2<sup>ème</sup> édition, Press polytechnique Romande Lausanne 1989.
- [11]- **Dalmasso Jean-Louis**. « *Cours d’électrotechnique. 1- Machines tournantes à courant alternatifs* ». Librairie Berlin 1985.
- [12]- *Dictionnaire Anglais-Français d’électrotechnique*. Edition Chiron, Paris 1967.
- [13]- **Feldbaum A.** « *Principes théoriques des systèmes asservis optimaux* ». Tradition française, Édition MIR U.R.S.S 1973.

- [14]- **Fossard A.**, “*Commande des systèmes multidimensionnels*”, Dinnod 1972.
- [15]- **Graw-Hill MC.**, “*Concise encyclopedia of science & technology*”, 2° Edition, Library of cataloging in publication data, 1998.
- [16]- **Jean-Marieflaus**, “*La regulation industrielle. Régulateur PID, prédictif et flous*”. Hèrmes, Paris,1994.
- [17]- **Lalanne M.; P.Berthier ; J.Derhagapian**, “*Mécanique des vibrations linéaires*”, 2° édition Masson, 1995.
- [18]- **Meerov M.; V.Mikhailov, V. Friedman**, “*Principes de la commande automatique*”, Éditions MIR, 1983.
- [19]- **Padiyar K.R.**, “*Power system dynamics stability and control*”, Second edition, BS Publications, 2002.
- [20]- **Padiyar K.R.**, “*Subsynchronous resonance in power systems*”, Klumer Academic publishers, 1999.
- [21]- **Quillet**, “*Encyclopedia des sciences industrielles, électricité, électronique, généralité*”, Librairie Astide Quillet, 1973.
- [22]- **Salles F.; C. Lesueur**, “*Les vibrations mécaniques tome I*”, Masson et Cie, 1972.
- [23]- **Sauer Peter W.; M.A.PAI**, “*Power system dynamics and stability*”, Prentice Hall, 1998.
- [24]- **Wildi T.**, “*Electrotechnique*”, avec collaboration de **Gilbert Sybille**, 3<sup>ème</sup> édition, De bock Université, 2000.
- [25]- **Zelmat Mimoun**. “*Automatisation des processus industriels Commande modale et adaptative*”, Tome 2,. O.P.U, 2001.

### **Theses**

- [26]- **A. Andreoiu**, “*Genetic Algorithm Based Design of Power System Stabilizers*”, Chalmers University of Technology, School of Electrical and Computer Engineering, 2002
- [27]- **Harb A.**. “*Application of Bifrucation theory to subsynchronous resonance in power systems*”, Dissertation submitted to the faculty of the Virginia polytechnic institute and state university in partial fulfillment of the reccurments for the degree of PHD in electrical engineering . Ahmed M. Harb and VPI & SU 1996.

- [28]- **Khadidja Sayed Jaafar Abdulla Majed.** “*Fuzzy based AVR systems*”. EE 494. Senior Project; Bahrain 1996.
- [29]- **Nadia Yousif & Majid Al-Dabbagh**; electrical energy and control systems. School of electrical and computer engineering RMIT university. “*Subsynchronous resonance damping in interconnected power systems*”. Bahrain 2002.

### Articles

- [30]- **Boissonnade Nicolas, Marc Villette and J.P Muzeau**, “*About amplification factors for lateral torsional buckling and torsional buckling*”, 2002.
- [31]- **Dolson Ian**, Electrical and computer engineering department, University of Wisconsin, “*Strong resonance effects in normal form analysis and subsynchronous resonance*”, Madison WI53706 USA, 2001
- [32]- **Dorfman Larry S. and Miroslav Trubelja**, Structural integrity associates, “*Torsional Monitoring of turbine. Generators for incipient failure detection*”, 1999.
- [33]- **Emad S.Ibrahim**, department of electrical machine and power engineering, faculty of engineering, Helwan University Cairo Egypt. “*Digital simulation of electromagnetique transients*”, ELSEVIER, 1997.
- [34]- **Geza Joos**, Member, IEEE, departement d’électricité, école de technologie supérieure Montréal Québec. **Boon-Tec Ooi**, member, IEEE department of Electrical Engineering McJil University, “*Torsional interactions between synchronous generators and long transmission lines*”, IEEE, 1987.
- [35]- **Ghosh A.& S.V.J. Kumar & S. Sachchidanand**, department of electrical engineering, Indian institute of technology. “*Subsynchronous resonance analysis using a discrete time model of thyristor controlled series compensator*”; ELSEVIER ,1998.
- [36]- **Ghosh A.& S.V.J. Kumar & S. Sachchidanand**, department of electrical engineering, Indian institute of technology. “*Damping of subsynchronous resonance oscillations with TCSC and PSS and their control interaction*”, ELSEVIER, 2000.
- [37]- **Gomes Sergio; Jr. Carlos Portela and Nelson Martins**, “*Detailed model of long transmission lines for modal analysis of AC networks*”, 2002.

- [38]- **Guzman A.; Joe Moony; Gabriel Benmouyal and Normann Fischer**, Schweitzer engineering laboratories, INC Pullman, WA USA. “*Transmission line protection system for increasing power system requirement*”, SEL, 2001.
- [39]- **IEEE subsynchronous resonance working group of the system dynamic performance subcommittee power system engineering committee** “*Readers guide to subsynchronous resonance*”, IEEE,1992.
- [40]- **IEEE subsynchronous resonance working group of the system dynamic performance subcommittee power system engineering committee**, “*Terms, definition and symbols for subsynchronous oscillations*”, IEEE, 1985.
- [41]- **IEEE subsynchronous resonance working group of the system dynamic performance subcommittee power system engineering committee**, “*Second Benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance*”, IEEE, 1985.
- [42]- **Indulkar C.S.**, departemant of electrical and communication engineering University of technology Papua New Guinia & **K. Ramalingam** and **PR Bijwe** department of electrical engineering, Indian institute of technology, NewDelhi. “*Self excited oscillations in series and shunt compensations schemes of AC transmission systems*”, ELSEVIER, 1997.
- [43]- **Interharmonic task force working document** “*Interharmonics Definition*”, IEEE, 2001.
- [44]- **Jenning G.D. & R.G.Harley**, Department of engineering, University of Natal, Durban, South Africa, “*Effect of mode inertia on the analysis of torsional in series capacitor compensated power systems*”, ELSEVIER, 1997.
- [45]- **Kabiri K.; Dommel H.W**, The university of British Culumbia, department of electrical and computer engineering and Henchel Siemens AG, EV SE NC2; Germany. “*A simplified system for subsynchronous resonance studies*”, 2000
- [46]- **Kawakabani B.**, Swiss Federal institute of technology. Electrical engineering department, laboratory of electromecanics and electrical machines, Lausanne, Switzerland, “*Extension of the Complex Torque coefficient Method for Synchronous generators to Auxiliary Devices in Electrical networks*”, EPE, 2001.
- [47]- **Subhashish Bhattacharya**, Student Member. IEEE, Po. Tai Cheng; student member, IEEE and deepark M. Divan, Senior member, IEEE. “*Hybrid Solution*”

*for Improving passive filter performance in high power applications”,  
IEEE,1997.*

[48]- **Ying J.; Häfner; Hugo D.; Kerstin T, Mats H.; Paulo Fischer de Toledo, Thomas T.; Anna-Karin Skytt and Björklund H,** “*Improvement of subsynchronous Torsional damping using VSC, HVDC*”, 1996.

[49]- **Zhu W., R.Spee, R.R. Mohler, G.C. Alexander,** department of electrical and computer engineering Oregon state university Corvallis & **W.A Mittelstadt** Bonneville power administration Portland & **D. Maratukulam** EPR Palo Alto. “*An EMTF study of SSR Mitigation using the thyristor controlled series capacitors*”, IEEE, 1995.