

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE EN GÉNIE ÉLECTRIQUE
M.Eng.

PAR
HAMEL, Jean-Philippe

MODÉLISATION À L'AIDE DU LOGICIEL EMTF-RV DU COMPENSATEUR SÉRIE
VARIABLE COMMANDÉ PAR THYRISTORS

MONTRÉAL, LE 24 NOVEMBRE 2007

© Jean-Philippe Hamel, 2007

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Louis-A. Dessaint, directeur de mémoire
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Roger Champagne, président du jury
Département de génie logiciel et des technologies de l'information

M. Gilbert Sybille, membre du jury
Institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ)

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 14 NOVEMBRE 2007

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

AVANT-PROPOS

Ce document donne un aperçu des travaux qui ont été effectués dans le cadre de la maîtrise avec le groupe de recherche en électronique de puissance et en commande industrielle (GREPCI).

Ce projet m'a été proposé à l'été 2006 par le professeur Louis-A. Dessaint. Suite à une conversation durant laquelle j'ai mentionné que je désirais me spécialiser dans le domaine des réseaux électriques, il m'a proposé ce projet. Ce travail m'a permis d'en apprendre un peu plus sur la compensation des réseaux électriques ainsi que les méthodes de compensation associées au type de compensateur développé dans le cadre de cette maîtrise.

L'objectif de ce projet est de modéliser un compensateur série variable de type compensateur série variable commandé par thyristors (CSVCT) à l'aide du logiciel EMTP-RV. Le document contient les configurations qui ont été modélisées ainsi que tous les résultats qui leur sont associés.

REMERCIEMENTS

J'aimerais tout d'abord remercier mon directeur de maîtrise, Monsieur Louis-A. Dessaint sans qui ce projet n'aurait pas été possible à réaliser. Grâce à son soutien financier ainsi que technique, ce projet a pu être mené à terme. Il a toujours été disponible pour répondre à mes questions. De plus, j'aimerais remercier M. Daniel Paré et M. Gilbert Sybille de l'IREQ qui m'ont fourni un soutien technique au cours du projet. Finalement, je tiens à remercier M. Roger Champagne pour avoir accepté de présider cette soutenance.

Je tiens aussi à remercier tous mes collègues du GREPCI; Olivier, Handy, Étienne, Aslain, François, Guillaume. De plus, un merci particulier à Jean-Nicolas pour son aide à mes débuts avec le logiciel EMTP-RV. Son aide m'a permis d'apprendre plus rapidement le fonctionnement de ce logiciel et ce de manière efficace.

Également, je tiens à remercier ma famille. Ils sont là depuis le tout début et sans leur soutien il m'aurait été impossible de me rendre à cette étape. Merci pour votre soutien.

Finalement, je tiens à remercier, la personne qui m'a été un soutien moral de la plus grande importance, Julie. Tout au long du projet, elle a su m'encourager à persévérer et à terminer ce projet. Merci beaucoup Julie pour ton soutien au cours de ce projet.

MODÉLISATION À L'AIDE DU LOGICIEL EMTP-RV DU COMPENSATEUR SÉRIE VARIABLE COMMANDÉ PAR THYRISTORS

HAMEL, JEAN-PHILIPPE

RÉSUMÉ

La compensation des réseaux électriques est de plus en plus présente due à une consommation énergétique grandissante des grands centres. Plusieurs méthodes permettant la compensation existent. Entre autre, l'ajout de condensateurs en série est l'une des méthodes les plus simples utilisées. Par contre, l'ajout de condensateurs en série peut causer problème. Dans certains événements relatés dans la littérature, il est arrivé que le réseau électrique échange de la puissance avec l'arbre, à des fréquences inférieures à la fréquence synchrone, jusqu'au bris de ce dernier, phénomène connu sous le nom de résonance sous-synchrone. C'est pourquoi, des solutions alternatives ont du être proposées afin d'obtenir un même niveau de compensation sans pour autant causer de résonance sous-synchrone. Le compensateur série variable commandé par thyristors (CSVCT) est l'un de ces moyens, il permet de compenser un réseau tout en atténuant la résonance sous-synchrone.

La chaire TransÉnergie ne possède actuellement pas de modèle permettant la simulation de ce type de compensateur avec EMTP-RV. C'est pourquoi un module permettant la simulation du compensateur a été développé. Le module peut être ajouté très simplement à un réseau déjà existant sans trop de difficulté. Également, les paramètres du module peuvent être modifiés très rapidement. D'autre part, contrairement à un modèle développé précédemment, lors du calcul de l'impédance, il ne tient compte que de la composante fondamentale. Enfin, la fréquence est calculée à tout moment par un module de synchronisation et prise en compte lors du calcul de l'impédance.

Le travail se divise comme suit. La première partie consiste à valider le comportement du compensateur. Dans un premier temps, pour vérifier la validité des différentes composantes, une validation individuelle des composantes est faite. Les différents modules sont comparés avec les modèles déjà existants dans *SimPowerSystems* (SPS). Par la suite, afin de s'assurer de la validité du modèle développé, deux comparaisons sont faites. La première comparaison consiste à reproduire le même modèle à l'aide d'un logiciel différent, dans ce cas ci SPS. Afin de comparer les réponses, plusieurs variations sont appliquées au système; défauts monophasé et triphasé ainsi qu'une variation de l'impédance. La seconde comparaison consiste à utiliser un modèle de compensateur CSVCT déjà existant dans la librairie SPS et valider le comportement en régime permanent. Le régime transitoire sera quelque peu différent puisque la commande implantée est différente. Les tests appliqués sont sensiblement les mêmes que ceux réalisés précédemment. Une fois le fonctionnement du compensateur vérifié, il est possible d'utiliser le compensateur afin de compenser un système présentant une résonance sous-synchrone. Dans le cadre de ce projet, le second banc d'essai est utilisé à la différence que la compensation est faite avec un CSVCT en série avec un condensateur. Les courbes obtenues avec le CSVCT, et précédemment le condensateur, sont comparées et les résultats permettent de conclure que le CSVCT atténue la résonance.

THYRISTOR-CONTROLLED SERIES CAPACITOR (TCSC) MODELISATION A WITH EMTP-RV

HAMEL, Jean-Philippe

ABSTRACT

Electrical network compensation is increasing constantly due to energy demand constant growth. Many methods exist to compensate power networks. One of these methods, which is a very simple one, consists in using a series capacitor. However, using series capacitor can cause some problems. Literature treats about many events during which there has been a power exchange between the electrical network and the mechanical shaft until it broke, phenomena known as subsynchronous resonance (SSR). This is the reason why many researchers had to propose new solutions to obtain the same compensation level without SSR. The thyristor-controlled series capacitor (TCSC) is one such a solution. It can compensate electrical networks and at the same time SSR effects can be mitigated.

The TransÉnergie chair doesn't have a TCSC compensator simulation model. That's the main reason why a simulation tool has been developed. TCSC simulation tool can be added very simply in an existing electrical network without any difficulty. In addition, TCSC parameters can be modified in a very simple manner. Impedance calculation is improved by taking in account only fundamental components of current and voltage without any filters. Moreover impedance calculation takes into account the current and voltage frequencies obtained from the Phase Locked Loop (PLL).

This document is divided as follows. The first part contains the TCSC validation. To ensure that everything works well, each component is validated individually. For some components, the results are compared with SPS models which already exist, for other components the validation is done by calculation. After each component validation an overall validation is performed. It is divided in two parts. The first part consists in developing the same model but in a different simulation tool, in this case SPS. Many tests are performed: one-phase fault, three-phase fault and finally reference variations. Current, voltage and impedance curves obtained from each simulation software, are compared. The second test compares results with an already existing TCSC simulation tool in SPS FACTS demonstrations. This part validates only the steady state part because the control system is different and the transient response is also different. The tests performed on the system still the same as for the first part. As the TCSC behavior is validated, the final part presents an application of the TCSC on a system containing SSR characteristic, the second benchmark (SBM). The results confirmed the SSR mitigation with a TCSC.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	3
1.1 Revue de littérature	3
1.1.1 Types de compensation.....	4
1.1.2 Compensateur série variable.....	5
1.1.3 Résonance sous-synchrone	6
1.1.4 Méthodes de commande	8
CHAPITRE 2 LA COMPENSATION DES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES	10
2.1 Introduction.....	10
2.2 Modélisation d'une ligne	10
2.2.1 Modélisation avec les équations différentielles	10
2.2.1.1 Modèle d'une ligne de transmission en π	12
2.2.1.2 Modélisation d'une ligne longue	14
2.2.1.3 Modélisation de la ligne moyenne	15
2.2.1.4 Modélisation de la ligne courte.....	16
2.2.1.5 Exemple de calcul de puissance avec la ligne courte	17
2.3 Compensation série.....	21
2.4 Comparaison compensation shunt et compensation série.....	22
2.5 Conclusion	24
CHAPITRE 3 MODÉLISATION DU COMPENSATEUR SÉRIE VARIABLE	25
3.1 Introduction.....	25
3.2 Modélisation mathématique du compensateur série variable	25
3.2.1 Modélisation du TCR.....	25
3.2.2 Modélisation du compensateur série variable commandé par thyristors	27
3.2.2.1 Modélisation avec un angle d'amorçage de 0 degrés	28
3.2.2.2 Modélisation avec un angle d'amorçage de 180 degrés	28
3.2.2.3 Modélisation avec un angle d'amorçage entre 90 et 180 degrés	29
3.3 Modèle de simulation.....	41
3.3.1 Choix de la référence	42
3.3.2 Schéma fonctionnel.....	42
3.3.2.1 Module de synchronisation.....	43
3.3.2.2 Régulateur proportionnel intégral	43
3.3.2.3 Module de linéarisation.....	44
3.3.2.4 Module de calcul de valeur efficace	44
3.3.2.5 Module de calcul de l'impédance	45
3.4 Conclusion	45

CHAPITRE 4 CONCEPTION ET VALIDATION DU COMPENSATEUR AVEC EMTP	46
4.1 Introduction	46
4.2 Validation des composantes individuellement	46
4.2.1 Module de synchronisation	47
4.2.1.1 Fréquence fixe	48
4.2.1.2 Fréquence variable	51
4.2.1.3 Changement de phase	55
4.2.1.4 Changement d'amplitude	57
4.2.2 Module du calcul de l'impédance	59
4.2.3 Conversion angle-degré en angle-temps	61
4.2.4 Module de linéarisation	63
4.3 Compensateur complet	63
4.3.1 Schéma de prise de mesures	65
4.3.2 Variation de l'impédance de référence	66
4.3.3 Défaut monophasé	68
4.3.4 Défaut triphasé	71
4.3.5 Comparaison avec le modèle SPS dans la librairie FACTS	73
4.3.5.1 Application d'un défaut monophasé	74
4.3.5.2 Variation de l'impédance de référence	76
4.3.6 Lignes déséquilibrées	79
4.3.7 Bilan de puissance	81
4.4 Conclusion	81
CHAPITRE 5 APPLICATION AUX RÉSONANCES SOUS-SYNCHRONES	83
5.1 Introduction	83
5.2 Résonances sous-synchrones	83
5.2.1 Résonances de régime transitoire	84
5.2.2 Résonances de régime permanent	84
5.2.2.1 Résonance sous-synchrone IGE	84
5.2.2.2 Résonance sous-synchrone de type TI	89
5.3 Deuxième banc d'essai	89
5.3.1 Paramètres du second banc d'essai	90
5.3.1.1 Paramètres du transformateur	91
5.3.1.2 Paramètres de ligne	91
5.3.1.3 Paramètres du réseau équivalent	92
5.3.2 Modèle mécanique de l'arbre	93
5.3.2.1 Conversion des paramètres de l'arbre	94
5.3.2.2 Représentation d'état permettant l'obtention des modes de l'arbre	96
5.3.3 Validation du second banc d'essai	98
5.3.3.1 Validation avec le modèle SPS	98
5.3.3.2 Validation avec le modèle EMTP-RV	100
5.3.3.3 Validation avec l'article	102
5.3.4 Application CSVCT au second banc d'essai	111
5.3.4.1 Choix des composantes du compensateur	111
5.3.4.2 Référence impédance et puissance non nulle défaut un cycle	112

5.3.4.3	Référence impédance à puissance non nulle défaut quatre cycles.	117
5.3.5	Commande CSVCT à courant efficace constant	123
5.3.6	Commande CSVCT à puissance constante.....	126
5.4	Réponse fréquentielle du CSVCT.....	128
5.5	Conclusion	132
CONCLUSION.....		133
RECOMMANDATIONS		135
ANNEXE I CALCUL DES PARAMÈTRES DU SECOND BANC D'ESSAI		136
ANNEXE II GUIDE UTILISATEUR DU CSVCT AVEC EMTP.....		141
APPENDICES I.....		145
BIBLIOGRAPHIE.....		148

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2-1 Valeurs numériques utilisées pour tracer la courbe de puissance transitée.....	20
Tableau 4-1 Module calcul de l'impédance côté inductif.....	60
Tableau 4-2 Module calcul impédance côté capacitif.....	61
Tableau 4-3 Comparaison du calcul de l'angle en seconde à fréquence variable.....	62
Tableau 4-4 Comparaison du calcul de l'angle en seconde à angle variable.....	62
Tableau 5-1 Paramètres du transformateur	91
Tableau 5-2 Paramètres de ligne	92
Tableau 5-3 Paramètres du bus infini.....	92
Tableau 5-4 Tableau de conversion unités anglaises unité SI.....	95
Tableau 5-5 Paramètres avec résonances découplées	95
Tableau 5-6 Paramètres résonance sous-synchrone	96

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1-1	Durée de vie d'un arbre mécanique en fonction du couple.	8
Figure 2-1	Modélisation de section infime de la ligne.	11
Figure 2-2	Quadripôle permettant la modélisation d'une section de ligne.....	13
Figure 2-3	Modèle en π d'une ligne électrique.....	13
Figure 2-4	Modèle de la ligne moyenne avec pertes.....	15
Figure 2-5	Modélisation ligne courte avec pertes.....	17
Figure 2-6	Schéma pour l'exemple du calcul de puissance.....	18
Figure 2-7	Puissance transitée en fonction du déphasage et de la compensation.....	21
Figure 2-8	Rapport du niveau de compensation série sur celui shunt en fonction du déphasage.	23
Figure 3-1	Schéma du TCR.	26
Figure 3-2	Schéma du compensateur série variable.	27
Figure 3-3	Schéma du système utilisé pour la validation de la formule d'impédance.	31
Figure 3-4	Comparaison de l'impédance en simulation et avec la formule (3.10).	31
Figure 3-5	Forme d'onde du courant circulant dans le TCR.	34
Figure 3-6	Comparaison de l'impédance en simulation et avec la formule (3.45).....	41
Figure 3-7	Schéma fonctionnel du compensateur série variable.	42
Figure 3-8	Schéma régulateur PI du compensateur.	44
Figure 4-1	Schéma interne du CVP.	48
Figure 4-2	Module de synchronisation.	49
Figure 4-3	Entrées CVPs sans aucune perturbation.	49

Figure 4-4	Sorties CVP sans aucune perturbation.....	50
Figure 4-5	Fréquence CVP sans perturbation.....	50
Figure 4-6	Fréquence en fonction du temps avec variation de la fréquence de source.....	52
Figure 4-7	Comparaison entrée CVP SPS et EMTP avec variation de fréquence.....	53
Figure 4-8	Sortie CVP SPS et EMTP en fonction du temps avec variation de fréquence.....	54
Figure 4-9	Entrée CVP avec variation de la phase du signal de source.	55
Figure 4-10	Fréquence CVP avec variation de phase.....	56
Figure 4-11	Sortie CVP avec variation de phase.....	56
Figure 4-12	Entrée CVP avec variation de l'amplitude de la source.	57
Figure 4-13	Fréquence CVP avec variation de l'amplitude de la source.	58
Figure 4-14	Sortie CVP en fonction du temps avec variation de l'amplitude de source.....	58
Figure 4-15	Schéma de validation du module de calcul de l'impédance.	60
Figure 4-16	Schéma blocs montrant les sections des validations.....	65
Figure 4-17	Localisation des prises de mesure de tension et de courant.....	66
Figure 4-18	Formes d'onde de la tension au compensateur avec variation de l'impédance.....	67
Figure 4-19	Formes d'onde du courant circulant dans la ligne avec variation d'impédance.....	67
Figure 4-20	Impédance avec variation de l'impédance.....	68
Figure 4-21	Schéma du circuit de test.	69
Figure 4-22	Tension aux bornes du compensateur avec défaut.....	70
Figure 4-23	Forme du courant de ligne avec défaut monophasé.....	70
Figure 4-24	Impédance produite par le compensateur avec défaut monophasé.....	71

Figure 4-25	Tensions compensateur pour un défaut triphasé.....	72
Figure 4-26	Courant circulant dans chaque ligne pour défaut triphasé.....	72
Figure 4-27	Impédances CSVCT pour un défaut triphasé.....	73
Figure 4-28	Tension aux bornes du compensateur.....	74
Figure 4-29	Courant circulant dans la ligne.....	75
Figure 4-30	Impédance avec défaut.....	75
Figure 4-31	Comparaison courbes de tension aux bornes du compensateur.....	77
Figure 4-32	Courant dans la ligne avec variation d'impédance.....	77
Figure 4-33	Comparaison impédance.....	78
Figure 4-34	Exemple avec phases déséquilibrées.....	80
Figure 4-35	Bilan de puissance du compensateur série variable.....	81
Figure 5-1	Axe D de la machine synchrone.....	86
Figure 5-2	Axe Q de la machine synchrone.....	86
Figure 5-3	Résistance équivalente du rotor de la machine synchrone en fonction de la fréquence.....	88
Figure 5-4	Modèle du second banc d'essai IEEE.....	90
Figure 5-5	Modèle de l'arbre mécanique du second banc d'essai sous forme masses-ressorts.....	93
Figure 5-6	Puissance électrique en sortie de la machine synchrone.....	99
Figure 5-7	Couple entre la génératrice et l'excitatrice.....	101
Figure 5-8	Couple entre la génératrice et la basse pression.....	101
Figure 5-9	Couple entre la basse pression et la haute pression.....	102
Figure 5-10	Schéma de mesure du second banc d'essai.....	103
Figure 5-11	Couple entre la génératrice et la basse pression du second banc d'essai.....	104
Figure 5-12	FFT du couple génératrice et basse pression.....	104

Figure 5-13	Couple entre la basse pression et la haute pression du second banc d'essai.....	105
Figure 5-14	FFT du couple entre la basse pression et la haute pression.	106
Figure 5-15	Tension aux bornes du condensateur en fonction du temps.	107
Figure 5-16	Transformée de Fourier discrète de la tension aux bornes du condensateur.	107
Figure 5-17	Courant de ligne.	108
Figure 5-18	Transformée de Fourier discrète du courant dans la ligne.	109
Figure 5-19	Vitesse des différentes sections de l'arbre.	110
Figure 5-20	Couple génératrice basse pression avec défaut d'un cycle.	112
Figure 5-21	Couple basse pression haute pression avec défaut d'un cycle.	113
Figure 5-22	Tension aux bornes du compensateur avec défaut d'un cycle.	114
Figure 5-23	FFT de la tension aux bornes du compensateur défaut d'un cycle.	114
Figure 5-24	Courant de ligne avec défaut d'un cycle.	115
Figure 5-25	FFT du courant circulant dans la ligne avec défaut d'un cycle.	116
Figure 5-26	Vitesse des différentes masses avec défaut d'un cycle.	117
Figure 5-27	Couple génératrice-basse pression avec défaut quatre cycles.....	118
Figure 5-28	Couple haute pression-basse pression défaut quatre cycles.....	118
Figure 5-29	Tension aux bornes du compensateur défaut quatre cycles.	119
Figure 5-30	FFT de la tension aux bornes du compensateur défaut quatre cycles.....	119
Figure 5-31	Courant circulant dans la ligne défaut quatre cycles.	120
Figure 5-32	FFT du courant circulant dans ligne défaut quatre cycles.	121
Figure 5-33	Vitesse des différentes masses avec défaut quatre cycles.....	122
Figure 5-34	Couple basse pression et génératrice pour commande de courant.....	123

Figure 5-35	Couple basse pression et haute pression pour commande de courant.	124
Figure 5-36	Vitesse des masses pour commande de courant.	125
Figure 5-37	Couple basse pression et haute pression pour commande de puissance.....	126
Figure 5-38	Couple basse pression et génératrice pour commande de puissance.....	126
Figure 5-39	Vitesse des masses pour commande à puissance constante.....	127
Figure 5-40	Module de l'impédance avec condensateur et CSVCT.	129
Figure 5-41	Phase de l'impédance avec condensateur et CSVCT.	130
Figure 5-42	Module de l'impédance CSVCT seul.	131
Figure 5-43	Phase de l'impédance du CSVCT seul.	131

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

BP	Basse pression
CSVCT	Compensateur série variable commandé par thyristors
CVP	Circuit de verrouillage de phase
DQ	Direct quadrature
EMTP	<i>Electromagnetic transient program</i>
EXC	Excitatrice
FACT	<i>Flexible AC transmission system</i>
GEN	Génératrice
GREPCI	Groupe de recherche en électronique de puissance et commande industrielle
HP	Haute pression
IGE	<i>Induction generator effect</i>
IREQ	Institut de recherche d'Hydro-Québec
PI	Proportionnel intégral
SPS	<i>SimPowerSystems</i>
TCR	<i>Thyristor-controlled reactor</i>
TCSC	<i>Thyristor-controlled series capacitor</i>
TI	<i>Torsional interaction</i>

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

δ	Déphasage entre les deux sources de tension (radian)
$Q_{\text{séries}}$	Niveau de compensation avec compensateur série (var)
Q_{shunt}	Niveau de compensation avec un compensateur shunt (var)
f_{induite}	Fréquence des tensions induites (Hertz)
$f_{\text{synchrone}}$	Fréquence synchrone du réseau (Hertz)
$f_{\text{résonance_mécanique}}$	Fréquence de résonance mécanique de l'arbre (Hertz)
z	Impédance d'une section de ligne (ohm/m)
y	Admittance d'une section de ligne (siemen/mètre)
V	Voltage en un point sur la ligne (volt)
I	Courant en un point sur la ligne (ampère)
V_s	Voltage à la source (volt)
I_s	Courant à la source (ampère)
V_r	Voltage à la charge (volt)
I_r	Courant à la charge (ampère)
l	Distance à partir du point de référence (mètre)
Z	Impédance de ligne (ohm)
Y	Admittance de la ligne (siemen)
ω	Fréquence des signaux dans la ligne (radian/seconde)
R	Résistance de la ligne(ohm)
L	Inductance de la ligne (henry)
C	Capacité de la ligne (farad)
θ_s	Phase du voltage de la source (radian)
θ_r	Phase du voltage de la charge (radian)
θ_{sr}	Déphasage entre la source et la charge (radian)
P_{sr}	Puissance active transitée de la source vers la charge (watt)
Q_{sr}	Puissance réactive transitée de la source vers la charge (var)
I_{sr}	Courant circulant de la source vers la charge (ampère)
Z_{sr}	Impédance entre la source et la charge (ohm)
S_{sr}	Puissance apparente transitée de la source à la charge (va)

$\angle Z_{sr}$	Phase de l'impédance Z_{sr} (radian)
X	Partie imaginaire de l'impédance de la ligne (ohm)
$X_{\text{ligne_compensée}}$	Partie imaginaire de l'impédance de la ligne compensée (ohm)
X_{ligne}	Partie imaginaire de l'impédance de la ligne (ohm)
$X_{\text{compensateur}}$	Partie imaginaire de l'impédance produite par le compensateur (ohm)
P	Puissance active transitée (watt)
V_l	Voltage aux bornes de l'inductance (volt)
L_{TCR}	Inductance du TCR (henry)
α	Angle d'amorçage des thyristors par rapport à la tension (radian)
i_{tcr}	Courant le TCR (ampère)
I_{ITCR}	Courant fondamental dans le TCR (ampère)
$Z_{\text{TCR_fondamentale}}$	Impédance à la fondamentale produite par le TCR (ohm)
L_{comp}	Inductance du CSVCT (henry)
C_{comp}	Capacité du CSVCT (farad)
X_{CSVCT}	Impédance produite par le CSVCT à la fondamentale (ohm)
$\alpha_{\text{résonance}}$	Angle de résonance du CSVCT (radian)
ω_0	Fréquence propre du CSVCT (radian/seconde)
Z_{comp}	Impédance avec toutes les harmoniques (ohm)
$Z_{\text{comp_fond}}$	Impédance à la fondamentale (ohm)
$Z_{\text{csvct_fond}}$	Impédance du compensateur à la fondamentale (ohm)
$V_{\text{comp_fond}}$	Tension fondamentale (volt)
$I_{\text{ligne_fond}}$	Courant fondamental dans la ligne (ampère)
$I_{\text{cap_fond}}$	Courant fondamental dans le condensateur (ampère)
$I_{\text{tcr_fond}}$	Courant fondamental dans le TCR (ampère)
V_{comp}	Tension compensateur incluant toutes les harmoniques (volt)
I_{comp}	Courant compensateur incluant toutes les harmoniques (ampère)
$V_{\text{ccomp}}(0)$	Tension initiale aux bornes du compensateur (volt)
σ_1	Angle de début de conduction du CSVCT (radian)
σ_2	Angle de fin de conduction du CSVCT (radian)
$\alpha_{\text{degré}}$	Angle d'amorçage des thyristors en degré (degré)

α_{seconde}	Angle d'amorçage des thyristors en temps (seconde)
Z_{ligne}	Impédance de ligne (ohm)
ω_b	Fréquence de base (radian/seconde)
φ_d	Flux dans l'axe d (weber)
φ_q	Flux dans l'axe q (weber)
ω_0	Fréquence (radians par seconde)
v_d	Voltage dans l'axe d (volt)
v_q	Voltage dans l'axe q (volt)
x_d	Réactance directe synchrone (ohm)
x_q	Réactance en quadrature synchrone (ohm)
x_d'	Réactance directe transitoire (ohm)
x_q'	Réactance quadrature transitoire (ohm)
E_{fd}	Tension de champ (volt)
T_{d0}'	Constante de temps axe d (seconde)
T_{q0}'	Constante de temps axe q (seconde)
i_d	Courant selon l'axe d (ampère)
i_q	Courant selon l'axe q (ampère)
R_s	Résistance équivalente du rotor (ohm)
x'	Réactance transitoire équivalente (ohm)
T_0'	Constante temps équivalent (seconde)
x	Réactance équivalente (ohm)
K_{mn}	Constante de ressort entre les masses m et n (newton*mètre)
D_n	Frottement visqueux de la masse n (newton*mètre*seconde)
J_n	Inertie de la masse n (kilogramme*mètre ²)
R_{eq}	Résistance équivalente du rotor (ohm)
f_r	Fréquence des courants rotoriques (Hertz)
f_0	Fréquence synchrone (Hertz)

INTRODUCTION

La consommation en énergie des grands centres est en constante croissance. D'ailleurs, de nouvelles constructions, permettant la production de cette énergie supplémentaire, sont annoncées constamment un peu partout dans le monde. Or, la construction de nouvelles centrales est onéreuse. À moindre coût, l'ajout de compensateurs série, tels les condensateurs, permet d'acheminer cette puissance supplémentaire mais ce jusqu'à une certaine limite. Malheureusement, dans certains cas, l'ajout de compensateurs cause problème. Pour un choix particulier de niveau de compensation, il peut arriver que l'arbre mécanique entre en résonance. Lorsque ce phénomène se produit, l'arbre se met à osciller et si rien n'est fait, il se brise. Fort heureusement, il existe des moyens permettant la compensation tout en évitant ce phénomène. Le compensateur série variable commandé par thyristors est l'un de ceux là. Dans le cadre de ce projet, l'objectif principal est de concevoir un modèle EMTP-RV d'un compensateur série variable commandé par thyristors (CSVCT). Ce mémoire contient tous les détails de conception du modèle de simulation ainsi que les résultats obtenus.

Par ailleurs, pour bien des systèmes, il est avantageux avant l'implantation physique de simuler le comportement. En ce sens, la chaire TransÉnergie ne disposant pas en ce moment d'outil permettant la simulation d'un compensateur de ce type avec le logiciel EMTP-RV, désirait pouvoir posséder un outil permettant la simulation. C'est pourquoi, il serait intéressant de développer un modèle permettant de simuler le comportement de ce type de compensateur avec le logiciel EMTP-RV.

Dans le texte qui suit, la division des sections est faite de la manière suivante. Dans un premier temps, le chapitre un présente une revue de littérature. Par la suite, dans le chapitre deux, les notions entourant la compensation série sont abordées. Dans cette section, la compensation à l'aide de compensateurs séries fixes ou de bancs de condensateurs est présentée. En ce sens, dans un premier temps, les modèles de lignes sont présentés, pour finalement obtenir le modèle de ligne courte. Par la suite, à partir de ce dernier modèle, un

exemple de compensation est fait. À l'aide de cet exemple, l'effet de la compensation sur la puissance transmise est présenté. D'autre part, dans le chapitre trois, le compensateur série variable CSVCT est analysé. Premièrement, les différents modèles mathématiques, permettant le calcul de l'impédance, sont démontrés. Pour terminer ce chapitre, un schéma fonctionnel du compensateur est montré afin de comprendre comment interagissent toutes les composantes du compensateur. Par ailleurs, le chapitre quatre permet de valider le fonctionnement du compensateur développé sous l'environnement EMTP-RV. Pour ce faire, le même modèle est implanté dans un outil de simulation différent et les résultats obtenus sont comparés. Par la suite, les résultats obtenus sont également comparés avec les résultats obtenus avec un modèle de référence permettant la simulation du CSVCT déjà existant dans SPS. Finalement, le chapitre cinq traite de l'application du CSVCT à un système présentant une résonance sous-synchrone. En dernier lieu, afin de démontrer sa capacité à atténuer la résonance sous-synchrone, il est utilisé avec le second banc d'essai (Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance, 1985), permettant la simulation de résonances sous-synchrones.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 Revue de littérature

Afin de bien mener à terme ce projet, il est primordial, et ce dès le départ, de bien identifier les objectifs du projet. Par la suite, une fois que le projet est bien cerné, il est possible d'entamer la recherche bibliographique. Cette recherche est faite à l'aide de différents ouvrages : articles de conférence, articles de revue, manuels scolaires, notes de cours.

Par ailleurs, la compensation est de plus en plus utilisée sur les grands réseaux électriques. L'utilisation de compensateurs permet d'acheminer plus de puissance dans une même ligne. Un des moyens utilisés pour compenser une ligne est l'utilisation de condensateurs. Ils ont pour effet de diminuer l'impédance de ligne et ainsi, il est possible d'acheminer plus de puissance active car la puissance active transitée est inversement proportionnelle à l'impédance de ligne. Par contre, dans certains cas, lorsqu'uniquement des bancs de condensateurs sont utilisés, il peut y avoir de la résonance sous-synchrone. Par exemple, aux États-Unis, à la station de Mohave, il y a eu des bris d'arbres d'entraînements suite à une résonance sous-synchrone. L'un s'est produit en décembre 1970 et l'autre en Octobre 1971. Ces événements sont relatés dans de nombreux ouvrages tels que dans (Padiyar, 1999). Heureusement, il existe tout de même des moyens de compenser. Le compensateur série variable est l'un de ses moyens. Le premier à avoir proposé un compensateur commandé par thyristors est N.G. Hingorani. Le système était constitué d'un condensateur mis en parallèle avec une résistance commandée à l'aide de thyristors. Au fil des ans, ce compensateur a été modifié de façon à obtenir le modèle qui est analysé dans le cadre de cette maîtrise. À cet effet, (Bakhshaie, 1993) fait une présentation des différents modèles utilisés au fil des ans.

1.1.1 Types de compensation

Il existe différents types de compensation; série, shunt. Ces types de compensateurs sont aussi appelés compensateurs statiques étant donné qu'ils sont immobiles. Il existe également des compensateurs rotatifs ou synchrones. La compensation série à base de condensateurs est sans contredit la façon la plus simple et la plus économique pour augmenter la puissance pouvant circuler dans un réseau. Contrairement à la compensation shunt, elle peut être placée en n'importe quel point sur la ligne plutôt qu'à des points précis. De plus, comme mentionné dans (Mathur et Varma, 2002), pour un même niveau de puissance active, il est possible de déterminer le niveau de compensation réactive des compensateurs à l'aide de la formule suivante:

$$\frac{Q_{série}}{Q_{shunt}} = \tan^2 \left(\frac{\delta}{2} \right) \quad (1.1)$$

Dans cette équation, δ représente le déphasage entre les deux bus de tension. Donc, pour un déphasage de trente degrés, la compensation série est égale à sept pourcent de la compensation shunt et ce pour un même niveau de puissance active. Par contre, il ne peut y avoir que des avantages. Un des inconvénients majeurs est le coût associé aux compensateurs série. Dû aux tensions élevées auxquels ils sont exposés comparativement aux compensateurs shunts, l'ajout de compensateurs séries s'avère plus onéreux que ceux mis en parallèle. Mais, étant donné que la compensation série nécessaire est moins élevée, comme le montre la formule (1.1), le coût total est quand même à l'avantage de la compensation série comme le mentionne (Mathur et Varma, 2002). D'autre part, la compensation à base de condensateurs est fixe, ce qui implique qu'il est impossible de varier l'impédance et par conséquent la puissance transitée. Heureusement, il existe des compensateurs dont l'impédance peut être variée dynamiquement. La prochaine section traite de ces compensateurs.

1.1.2 Compensateur série variable

L'objectif majeur de ce système est de permettre une compensation rapide et dynamique. Par dynamique, il est sous-entendu que pour les mêmes valeurs de paramètres, la valeur d'impédance de compensation produite est variable et ce, à la fois dans les zones capacitive et inductive pour le compensateur CSVCT.

Étant donné que ce système est non-linéaire, il est difficile de le représenter à l'aide de formules analytiques. Quelques formules permettant sa modélisation existent telles que présentées dans (Christl et al., 1992, ; Fuerte-Esquivel, Acha et Ambriz-Perez, 2000, ; Helbing et Karady, 1994a, ; Jalali et al., 1996, ; Jovicic et Pillai, 2005). Dans ces articles se retrouvent les formules permettant de calculer la valeur de l'impédance à la fréquence fondamentale en fonction de l'angle d'amorçage. Également, quelques méthodes sont disponibles afin de calculer la réponse fréquentielle du compensateur. D'ailleurs, (Zhu et al., 1995) présentent une façon appliquée de calculer la valeur de l'impédance à des fréquences sous-synchrones alors que (Daneshpooy et Gole, 2001) présentent une méthode mathématique permettant l'obtention de la réponse fréquentielle. D'autre part, comme démontré dans (Kakimoto et al., 1997), la réponse fréquentielle est variable et ce en fonction de l'angle d'amorçage des thyristors. Alors, pour une même fréquence d'utilisation, il peut arriver que pour un angle d'amorçage donné, les modes de résonance soient éliminés, alors que pour un autre angle, l'atténuation des modes ne soit pas complète. D'autre part, plusieurs avantages peuvent être associés à ce type de compensateur. Entre autre, il permet une compensation rapide et un ajustement variable du niveau de compensation. Il est donc possible, de manière rapide et continue, de contrôler l'échange de puissance, qui peut fluctuer tout au long des opérations tout en conservant la stabilité du réseau. Également, dû à la présence de condensateurs en série avec la ligne, il est possible d'avoir une composante continue de tension suite à un défaut. Or, le compensateur série variable permet d'éliminer la composante continue qui pourrait être présente. Également, le compensateur permet d'éliminer la composante continue du courant qui pourrait être présente. De plus, un des avantages qui est sans doute le plus intéressant, est le fait que le compensateur permet

d'atténuer, voir d'éliminer la résonance sous-synchrone. Pour plusieurs autres avantages, il existe une liste exhaustive dans l'ouvrage (Mathur et Varma, 2002).

Par ailleurs, plusieurs réseaux dans le monde utilisent des compensateurs de ce type. Certains pour ses effets de compensation et d'autres dans le but d'atténuer le phénomène de résonance sous-synchrone. Voici quelques articles qui en témoignent (Gama, 1999, ; Guo et al., 2005, ; Hauer et al., 1996). Maintenant que le compensateur série variable a été passé en revue, la prochaine section permet de se familiariser avec ce qui fait que ce compensateur est si utile: sa capacité à atténuer la résonance sous-synchrone. Il est important de prévenir ce type de phénomène. La raison est fort simple, ce sont des arbres très longs et qui tournent à haute vitesse, donc leur valeur monétaire est très élevée.

1.1.3 Résonance sous-synchrone

Comme mentionné dans (Hauer et al., 1995, ; Hedin et al., 1995, ; Nyati et al., 1994, ; Zhu et al., 1995), le compensateur série variable permet d'atténuer la résonance sous-synchrone. Comme son nom l'indique, ce phénomène a lieu à des fréquences inférieures à la fréquence synchrone qui est de 60 Hertz pour le réseau québécois. Ce phénomène peut causer un bris de l'arbre d'entraînement de la machine synchrone. Également, il se produit pour de longs arbres mécaniques, tels ceux que l'on retrouve avec des machines thermiques. De plus, ces arbres tournent à très haute vitesse. Pour respecter ces caractéristiques, leurs coûts de fabrication est dispendieux. Un bris implique donc de très grands coûts. Comme il a été mentionné plus tôt, en décembre 1970 et en octobre 1971, les arbres d'entraînement de la station de Mohave aux États-Unis ont brisé à cause de ce problème.

Afin de bien comprendre le phénomène de résonance sous-synchrone, voici quelques explications qui sont utilisées plus tard dans le texte. D'ailleurs, à cet effet, toutes les définitions associées à ce phénomène sont présentées dans (Padiyar, 1999, ; Proposed Terms and Definitions for Subsynchronous Oscillations, 1980). Tout d'abord, il convient de spécifier que la résonance sous-synchrone en régime permanent peut être divisée en deux

catégories. La première implique uniquement la partie électrique de la machine synchrone. Quant à la seconde, elle implique à la fois la partie électrique et la partie mécanique du système. Ce deuxième type d'oscillation est nettement plus dommageable que le premier. Dans le premier cas, où la résonance est purement électrique, le phénomène se produit lorsque la valeur réelle de l'impédance, soit la résistance, vue de la machine synchrone, apparaît négative. Dans ce cas particulier, lorsque la partie réelle de l'impédance, qui est négative, est telle qu'elle devient supérieure en valeur absolue à la résistance des autres composantes, alors il n'y a plus d'amortissement. À ce moment, il y a un risque d'oscillation suite à une perturbation. Ce type de résonance est nommé *induction generator effect*(IGE). Pour le second cas, nommé *torsional interaction*(TI), il y a risque d'en obtenir lorsque la fréquence des tensions induites, dues à un mode de résonance mécanique, se trouve près de la fréquence de résonance électrique. La fréquence des tensions induites est égale au complément de la fréquence de résonance mécanique permettant l'obtention de la fréquence synchrone. Autrement dit, la fréquence des tensions induites est égale à:

$$f_{induite} = f_{synchrone} - f_{résonance_mécanique} \quad (1.2)$$

Donc lorsque la fréquence des tensions induites et la fréquence de résonance électrique du réseau, sont proches l'une de l'autre, il y a risque que le couple s'emballe et que le réseau injecte de la puissance à l'arbre. Par conséquent, l'arbre se met à osciller à la fréquence mécanique sous-synchrone de résonance. D'ailleurs, à cet effet, deux bancs d'essais ont été développés. Ces modèles peuvent être trouvés dans les références suivantes: (First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance, 1977) et (Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance, 1985).

Afin de bien comprendre pourquoi il est primordial d'éliminer cette résonance, voici un graphique montrant le couple appliqué à un arbre en fonction du nombre de cycles avant la rupture de ce dernier. Comme il est possible de le constater, plus l'amplitude du couple appliqué sur l'arbre est élevée, plus la durée de vie de l'arbre est réduite.

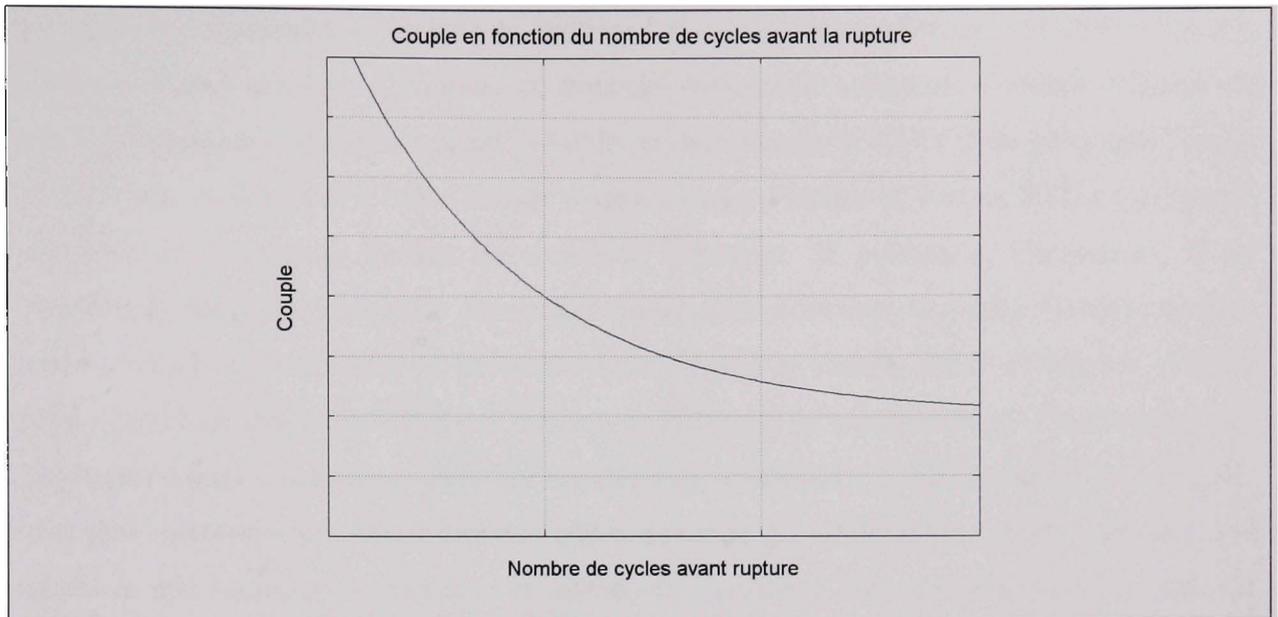


Figure 1-1 *Durée de vie d'un arbre mécanique en fonction du couple.*

Comme généralement les arbres associés à ce type de machine sont longs et de faibles diamètres, par conséquent leur vitesse est élevée. C'est pourquoi, il est primordial d'éviter un bris quelconque d'une section de l'arbre.

Par ailleurs, le CSVCT réussit à atténuer les résonances sous-synchrones, car pour une même impédance à la fréquence synchrone, il présente une impédance différente pour des fréquences inférieures, à celle d'un condensateur. De plus, dans la littérature, de nombreux ouvrages (Gustafson, Aberg et Astrom, 1995, ; Jayaram Kumar, Ghosh et Sachchidanand, 2000, ; Pilotto et al., 2003, ; Zhao et Chen, 1999) traitent de l'atténuation des résonances sous-synchrones avec le premier banc d'essai (First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance, 1977).

1.1.4 Méthodes de commande

Pour ce type de système, il existe plusieurs méthodes de commande. Une des méthodes consiste à réguler la valeur de l'impédance. L'objectif de cette méthode est de conserver une impédance constante, donc par le fait même la puissance qui est transitée. De plus, il est

possible de commander le système de manière à avoir un courant constant (Mathur et Varma, 2002). Comme son nom l'indique, ce type de commande conserve la valeur efficace du courant constante. Également, il est possible de commander le CSVCT de sorte que l'angle entre le bus de départ et le bus d'arrivée reste inchangé (Mathur et Varma, 2002). Ce type de méthode de commande permet de conserver l'échange de puissance. Finalement, il est possible de faire une commande permettant que la puissance reste constante. Encore une fois, cette méthode de commande est présentée dans (Mathur et Varma, 2002). D'ailleurs, (Pilotto et al., 2003) ont comparé l'effet des différentes méthodes de commande sur l'atténuation des résonances sous-synchrones. Dans cet article, trois méthodes de commande sont explorées. Ces trois méthodes sont respectivement une commande qui maintient le courant constant, une méthode qui maintient la puissance constante et finalement, une qui maintient l'impédance constante. C'est ce qui complète la section traitant des méthodes de commande. Le chapitre qui suit est une introduction suivie d'un exemple traitant de la compensation série.

CHAPITRE 2

LA COMPENSATION DES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES

2.1 Introduction

La compensation, que ce soit série ou shunt, est de plus en plus présente sur les grands réseaux électriques due à la consommation sans cesse grandissante des grands centres. C'est pourquoi plusieurs chercheurs se sont penchés sur cette demande constamment en croissance. La solution qui fut proposée était l'installation de compensateurs. Ces systèmes permettent de diminuer l'impédance de ligne qui, auparavant, limitait le niveau de puissance possible à acheminer. Donc, en conservant la même ligne et en y installant des compensateurs, il était maintenant possible d'acheminer plus de puissance tout en conservant la même ligne. Dans ce chapitre, un exemple montrant l'effet de la compensation sur la puissance transitée est fait. Pour ce faire, les modèles de ligne sont d'abord présentés. Ensuite, l'effet de la compensation sur la puissance transitée est illustré avec le modèle de la ligne courte.

2.2 Modélisation d'une ligne

Cette section a pour but d'obtenir les équations différentielles permettant de calculer les profils de tension et de courant le long d'une ligne. Par la suite, trois différents modèles sont présentés. La différence entre chacun de ces modèles réside dans la longueur de la ligne qu'ils représentent.

2.2.1 Modélisation avec les équations différentielles

Afin d'obtenir les équations différentielles comme (Bergen et Vittal, 2000, ; Glover et Sarma, 2002), la ligne doit être modélisée à l'aide de sections de longueurs infimes comme dans le graphique qui suit:

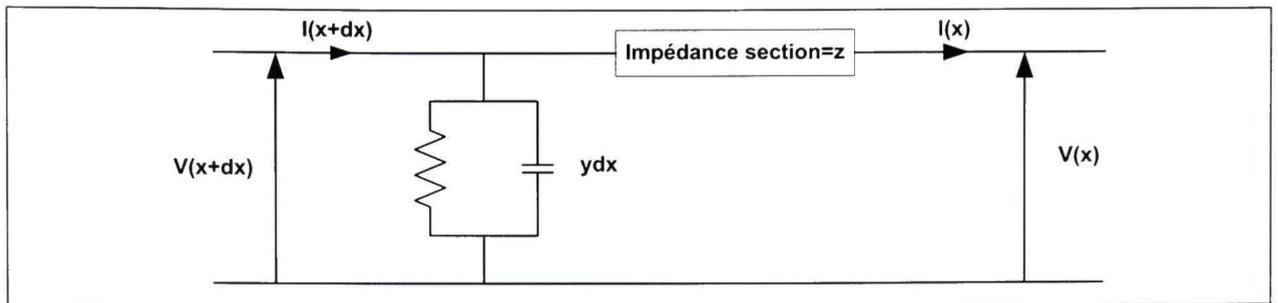


Figure 2-1 Modélisation de section infime de la ligne.

À partir de ce modèle, il est possible de déduire deux équations différentielles qui sont les suivantes:

$$\frac{dV}{dx} = -zI \quad (2.1)$$

$$\frac{dI}{dx} = -yV \quad (2.2)$$

Dans les équations (2.1) et (2.2), z et y représentent respectivement l'impédance et l'admittance par unité de longueur. En dérivant l'équation (2.1) une seconde fois par rapport à la position et en remplaçant dans l'équation (2.2):

$$\frac{d^2V}{dx^2} = -zyV \quad (2.3)$$

En procédant de la même façon, mais cette fois-ci en utilisant l'équation (2.2) comme point de départ:

$$\frac{d^2I}{dx^2} = -zyI \quad (2.4)$$

Maintenant, en résolvant l'équation (2.3) et en fixant les conditions aux limites, c'est-à-dire que :

$$\begin{aligned} V(0) &= V_r \\ I(0) &= I_r \end{aligned} \quad (2.5)$$

L'équation de la tension en fonction de la position est déduite:

$$V_s = \cosh(\sqrt{zy}l) V_r + \sinh(\sqrt{zy}l) \sqrt{\frac{z}{y}} I_r \quad (2.6)$$

Pour le courant, en résolvant l'équation (2.4) en procédant de la même façon:

$$I_s = \cosh(\sqrt{zy}l) I_r + \frac{V_r}{\sqrt{\frac{z}{y}}} \sinh(\sqrt{zy}l) \quad (2.7)$$

Avec ces deux équations, il est possible d'exprimer le profil de tension et de courant le long de la ligne. Maintenant que les profils de tension et de courant sont exprimés en fonction des différents paramètres de ligne, il est possible de présenter un modèle de ligne. Ce modèle est présenté sous forme de matrice ce qui simplifie le calcul.

2.2.1.1 Modèle d'une ligne de transmission en π

Une des façons simples de modéliser une ligne de transmission est à l'aide d'une matrice de dimension deux par deux. C'est-à-dire que la ligne de transmission est modélisée à l'aide de plusieurs sections qui sont chacune représentée par leur modèle de transmission sous forme de matrice. Ainsi, une section de la ligne peut être représentée sous forme de quadripôle qui peut être représenté mathématiquement par une matrice. Par la suite, afin d'obtenir la

représentation totale, il ne reste plus qu'à faire le produit de ces matrices. D'ailleurs, voici comment est modélisé un quadripôle permettant la représentation d'une section de ligne.

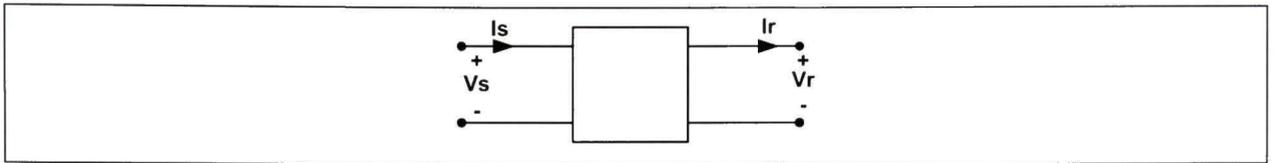


Figure 2-2 *Quadripôle permettant la modélisation d'une section de ligne.*

Comme en témoigne la figure 2.2, toute section de ligne contient quatre facteurs; ses tensions d'entrée et de sortie ainsi que les courants d'entrée et de sortie. Ensuite, l'équation y étant associée, sous forme de matrice, est donnée par:

$$\begin{bmatrix} V_s \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_r \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Un des modèles souvent utilisé, pour la représentation des lignes électriques, est le modèle en π . Ce modèle est représenté comme suit :

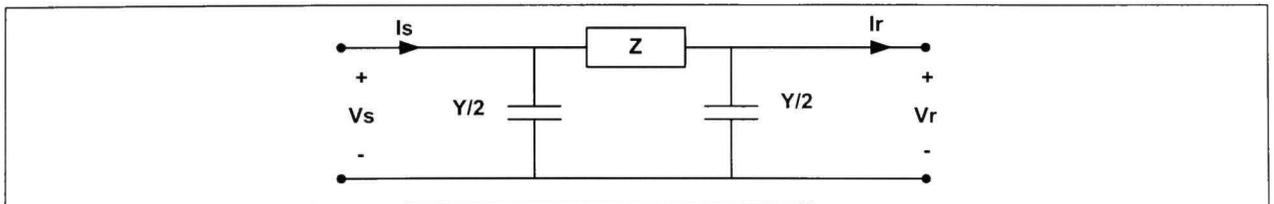


Figure 2-3 *Modèle en π d'une ligne électrique.*

En calculant les éléments A, B, C et D de la matrice de transmission de la formule (2.8) représentant la figure 2.3:

$$\begin{bmatrix} V_s \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \frac{ZY}{2} & Z \\ Y + \frac{ZY^2}{4} & 1 + \frac{ZY}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_r \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

Cette représentation permet un calcul rapide puisque les éléments se trouvant sur la diagonale sont égaux. Donc, un seul calcul permet d'obtenir tous les éléments se trouvant sur la diagonale. À partir de ce modèle, il est possible de modéliser des lignes de longueurs différentes. En ce sens, il existe trois différents modèles de ligne. La majeure différence entre ces modèles est la longueur de ligne qu'ils représentent. À chaque longueur de ligne est associée une représentation permettant une approximation plus précise. Dans les trois sections qui suivent, les trois modèles discutés sont présentés avec leur matrice de transmission respective.

2.2.1.2 Modélisation d'une ligne longue

Ce modèle est appliqué pour une ligne de longueur supérieure à 250 kilomètres. Dans les équations qui suivent, l représente la longueur de la ligne. En utilisant les formules (2.6) et (2.7) avec la représentation en (2.9), il est possible de déduire la valeur des paramètres de la matrice de transmission. Pour l'impédance de ligne :

$$Z = \sqrt{\frac{z}{y}} \sinh(\sqrt{zyl}) \quad (2.10)$$

Pour l'admittance:

$$Y = \frac{2}{\sqrt{\frac{z}{y}}} \left(\frac{1}{\tanh(\sqrt{zyl})} - \frac{1}{\sinh(\sqrt{zyl})} \right) = 2 \frac{\tanh\left(\frac{\sqrt{zyl}}{2}\right)}{\sqrt{\frac{z}{y}}} \quad (2.11)$$

En utilisant les deux dernières formules, (2.10) et (2.11) et avec la représentation en π , il est possible de trouver la matrice suivante:

$$\begin{bmatrix} V_s \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \sinh(\sqrt{zy}l) \tanh\left(\frac{\sqrt{zy}l}{2}\right) & \sqrt{\frac{z}{y}} \sinh(\sqrt{zy}l) \\ \tanh\left(\frac{\sqrt{zy}l}{2}\right) \left(2\sqrt{\frac{y}{z}} + \sinh(\sqrt{zy}l)\right) & 1 + \sinh(\sqrt{zy}l) \tanh\left(\frac{\sqrt{zy}l}{2}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_r \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

Cette matrice permet, en fonction de la position et des paramètres de la ligne, z et y représentant l'impédance et l'admittance par unité de longueur, de calculer les profils de potentiel et de courant. C'est ce qui complète la modélisation de la ligne longue. Pour des lignes de longueurs inférieures à 250 kilomètres le modèle de ligne moyenne est utilisé.

2.2.1.3 Modélisation de la ligne moyenne

Ce modèle s'applique pour une ligne de longueur comprise entre 80 et 250 kilomètres. Pour la ligne moyenne, l'impédance de ligne est considérée comme constante. C'est-à-dire que dans les équations il n'y a plus de fonctions hyperboliques. Sous forme graphique, la représentation de la ligne revient à ce qui suit:

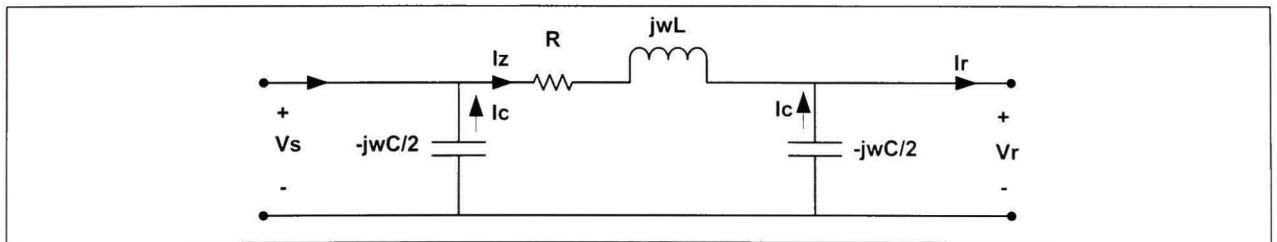


Figure 2-4 Modèle de la ligne moyenne avec pertes.

Donc, il est possible de réduire les expressions de l'impédance et de l'admittance calculées en (2.10) et (2.11) à :

$$Z = R + j\omega L \quad (2.13)$$

$$Y = -j\omega C \quad (2.14)$$

En utilisant les matrices de transmission, le résultat suivant est obtenu:

$$\begin{bmatrix} V_s \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 - \frac{j\omega RC}{2} + \frac{\omega^2 LC}{2} & R + j\omega L \\ -j\omega C + \frac{\omega^2 RC^2}{4} - \frac{j\omega^3 LC^2}{4} & 1 - \frac{j\omega RC}{2} + \frac{\omega^2 LC}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_r \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

De plus, si la ligne est sans perte, c'est-à-dire que la résistance R est nulle, la matrice de transmission obtenue se réduit à:

$$\begin{bmatrix} V_s \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \frac{\omega^2 LC}{2} & j\omega L \\ -j\omega C - \frac{j\omega^3 LC^2}{4} & 1 + \frac{\omega^2 LC}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_r \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

La représentation obtenue est beaucoup plus simple que celle de la ligne longue. Par contre, il existe une représentation encore plus simple, celle de la ligne courte. Si la longueur est inférieure à 80 kilomètres, le modèle de la ligne courte peut être utilisé.

2.2.1.4 Modélisation de la ligne courte

Finalement, le dernier modèle est celui de la ligne courte. Ce modèle est seulement valide lorsque les valeurs se situant à l'intérieur des expressions hyperboliques sont près de zéro. Autrement dit, la longueur de la ligne doit être inférieure à 80 kilomètres. Sous forme de schéma cette modélisation revient à :

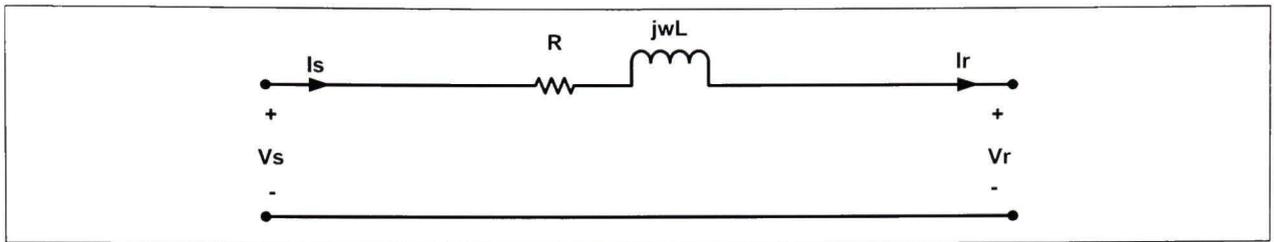


Figure 2-5 Modélisation ligne courte avec pertes.

Dans ce modèle, l'admittance est négligée de sorte que le modèle sous forme de matrice de transmission se réduit à une expression simple qui est la suivante:

$$\begin{bmatrix} V_s \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & R + j\omega L \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_r \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

En considérant la ligne sans perte, la matrice de transmission devient:

$$\begin{bmatrix} V_s \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & j\omega L \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_r \\ I_r \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

Comme il est possible de le constater, contrairement aux deux derniers modèles, le courant à la source est égal au courant à la charge. De plus, pour une ligne sans perte, la chute de potentiel est uniquement causée par l'inductance. Maintenant que les trois différents modèles de ligne ont été présentés, il est possible d'utiliser le dernier modèle pour faire un court exemple de l'effet de la compensation sur la puissance transitée. La section qui suit présente cet exemple.

2.2.1.5 Exemple de calcul de puissance avec la ligne courte

À partir du dernier modèle présenté, soit celui de la ligne courte sans perte, un exemple de compensation est fait. L'impédance de ligne est divisée par un facteur de deux. Un graphique présentant les courbes de puissance active avec et sans compensation est tracé. Ainsi, un

exemple visuel de l'effet de la compensation, sur la puissance active transmise, peut être montré.

En premier lieu, il convient de spécifier que la notation phaseur est utilisée au cours de cet exemple. Ceci se traduit par le fait qu'une grandeur physique est représentée par un module ainsi qu'une phase. Concrètement, en utilisant cette notation pour représenter une barre de source et une barre de charge, il est possible de représenter les deux tensions comme:

$$\begin{aligned} V_s &= |V_s| e^{j\theta_s} \\ V_r &= |V_r| e^{j\theta_r} \\ V_{sr} &= |V_s| e^{j\theta_s} - |V_r| e^{j\theta_r} = |V_{sr}| e^{j\theta_{sr}} \end{aligned} \quad (2.19)$$

Voici un schéma représentant le modèle qui est utilisé pour faire l'exemple du calcul de puissance.

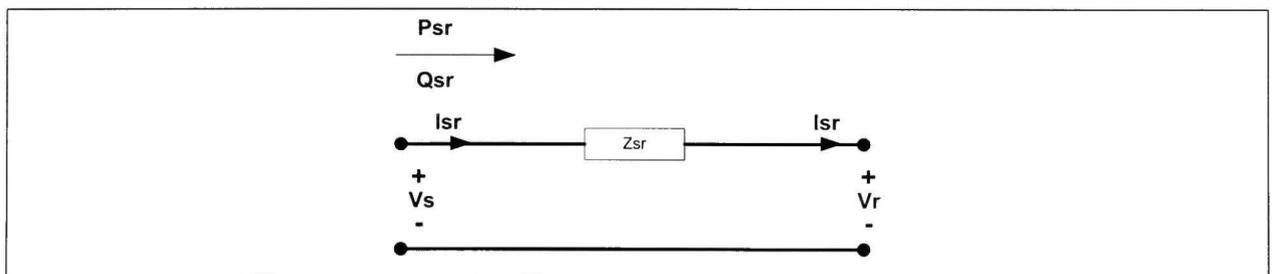


Figure 2-6 Schéma pour l'exemple du calcul de puissance.

L'équation permettant de calculer la valeur de la puissance apparente monophasée en fonction de la tension et du courant est:

$$S_{sr} = V_s \times I_{sr}^* \quad (2.20)$$

Une manière différente d'écrire l'équation (2.20) est la suivante :

$$S_{sr} = V_s \times \left(\frac{V_s - V_r}{Z_{sr}} \right)^* \quad (2.21)$$

En faisant la multiplication:

$$S_{sr} = \frac{|V_s|^2}{Z_{sr}^*} - \frac{V_s V_r^*}{Z_{sr}^*} \quad (2.22)$$

La puissance apparente peut être exprimée à l'aide de ces deux composantes, puissances active et réactive. Tout d'abord, pour la puissance active:

$$P_{sr} = \frac{|V_s|^2}{|Z_{sr}|} \cos(\angle Z_{sr}) - \frac{|V_s||V_r|}{|Z_{sr}|} \cos(\angle Z_{sr} + \theta_{sr}) \quad (2.23)$$

Par la suite, pour la puissance réactive:

$$Q_{sr} = \frac{|V_s|^2}{|Z_{sr}|} \sin(\angle Z_{sr}) - \frac{|V_s||V_r|}{|Z_{sr}|} \sin(\angle Z_{sr} + \theta_{sr}) \quad (2.24)$$

Si la ligne est supposée sans perte, ce qui revient à dire que l'impédance de ligne devient :

$$Z_{sr} = R + jX = jX \quad (2.25)$$

La puissance active peut s'écrire comme:

$$P_{sr} = -\frac{|V_s||V_r|}{X} \cos\left(\frac{\pi}{2} + \theta_{sr}\right) = \frac{|V_s||V_r|}{X} \sin(\theta_{sr}) \quad (2.26)$$

L'équation indique que la puissance active transitée dépend de la tension de source, de la tension de charge, du déphasage entre ces deux dernières et finalement de l'impédance qui les sépare. Si pour un cas donné les tensions de charge et de source et leur angle respectif sont fixés, la seule façon de modifier la puissance active transitée est de modifier la valeur de l'impédance. Dans l'exemple qui suit, l'impédance est divisée par un facteur de deux. Ceci s'apparente à compenser la ligne de transmission de 50%. Les paramètres qui ont été utilisés lors de cet essai sont les suivants :

Tableau 2-1

Valeurs numériques utilisées pour tracer la courbe de puissance transitée

Paramètres	Valeurs numériques ligne non compensée	Valeurs numériques ligne compensée
Tension source efficace (volt)	120	120
Tension charge efficace (volt)	100	100
Inductance ligne (henry)	0.4	0.4
Fréquence (hertz)	60	60
Niveau de compensation	0	50%

La nouvelle puissance active transitée, pour un même déphasage, en se fiant à la formule (2.26), devrait être multipliée par deux. Voici un graphique présentant la puissance en fonction du déphasage entre la tension de source et de charge :

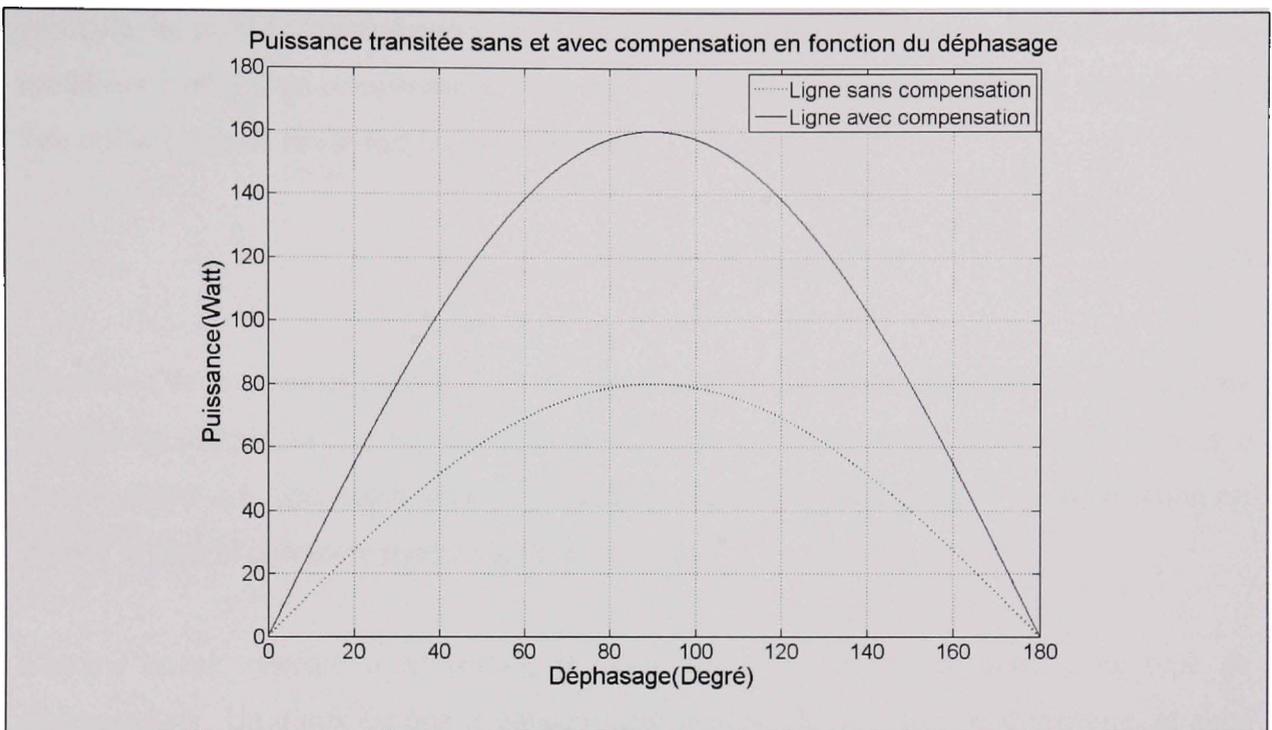


Figure 2-7 Puissance transmise en fonction du déphasage et de la compensation.

Comme il est possible de le constater, pour un même déphasage, la puissance active acheminée est effectivement doublée. Par contre, cet exemple est simple puisque les pertes dans la ligne sont négligées. Cet exemple termine l'étude de l'effet de la compensation sur la puissance transmise. Maintenant qu'un exemple de compensation sur la puissance active transmise a été fait, il reste à traiter des moyens utilisés pour compenser. Au cours de la prochaine section cette méthode de compensation est introduite.

2.3 Compensation série

Un des moyens utilisés pour faire de la compensation série est l'ajout de condensateurs. L'ajout a pour but de fournir de l'énergie réactive à l'inductance qui cause la chute de tension aux bornes de la ligne, et par le fait même, diminuer la perte de tension dans le ligne. Donc, l'ajout de bancs de condensateurs permet de diminuer la chute de tension et ainsi la limite de puissance active qui peut transiter dans la ligne. Généralement, une compensation de l'ordre de 30 à 40 pourcent est possible. Une compensation de 100 pourcent n'est jamais atteinte

puisqu'à la moindre perturbation, il y aurait beaucoup d'oscillations. Par ailleurs, pour modéliser l'effet d'un compensateur série sur l'impédance de ligne, la formule suivante peut être utilisée afin de modéliser la partie réactive :

$$X_{\text{ligne_compensée}} = X_{\text{ligne}} - X_{\text{compensateur}} \quad (2.27)$$

Le niveau de compensation que donne le condensateur s'applique directement sur la partie réactive de l'impédance de ligne. L'effet de la compensation se traduit de la même façon que dans la figure 2.7. Également, plus la valeur de la capacité est faible, plus la compensation est grande et plus la puissance transmissible est grande.

Comme aucun système n'est parfait, il existe des désavantages associés à ce type de compensateur. Un d'eux est que le condensateur peut se charger, lors de transitoire, et ainsi il y a une augmentation de la composante continue. Une des solutions permettant d'éliminer rapidement cette composante continue est d'utiliser une branche inductive. Ce montage correspond au montage du CSVCT. D'autre part, il existe aussi la compensation shunt. Au cours de la section qui suit, une comparaison entre les méthodes shunt et série est faite.

2.4 Comparaison compensation shunt et compensation série

Comme le montre (Mathur et Varma, 2002), en faisant le rapport puissance active, puissance réactive de compensation pour une ligne compensée série, la formule suivante est obtenue:

$$\frac{P}{Q_{\text{série}}} = \frac{1}{2 \tan\left(\frac{\delta}{2}\right)} \quad (2.28)$$

En procédant de la même façon, mais cette fois-ci pour une compensation parallèle:

$$\frac{P}{Q_{shunt}} = \frac{\tan\left(\frac{\delta}{2}\right)}{2} \quad (2.29)$$

En faisant le rapport de (2.29) sur (2.28) et pour une puissance active égale, le rapport de compensation est égal à :

$$\frac{Q_{série}}{Q_{shunt}} = \tan^2\left(\frac{\delta}{2}\right) \quad (2.30)$$

À partir de cette formule, il est possible de calculer, pour n'importe quelle valeur de déphasage entre les tensions de charge et de source, quel est le rapport entre la compensation série et la compensation shunt afin d'acheminer la même puissance active. En traçant la relation (2.30), le graphique suivant est obtenu :

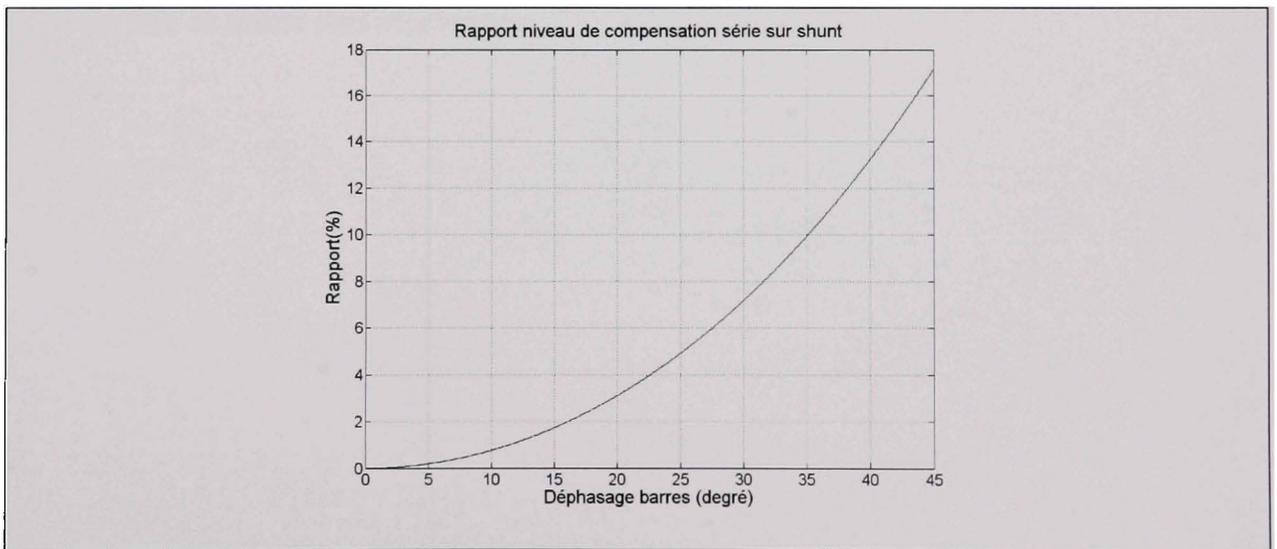


Figure 2-8 Rapport du niveau de compensation série sur celui shunt en fonction du déphasage.

Ce graphique s'étend évidemment sur une plage de déphasage réaliste. Pour un déphasage de 30 degrés, le niveau de compensation série nécessaire, pour acheminer la même puissance, est égal à environ sept pourcent de celui qu'il faut avec une compensation shunt. De plus, comme il est possible de le constater, le rapport de compensation est toujours inférieur à 100 pourcent. Donc, le niveau de compensation, pour la compensation série afin d'obtenir la

même puissance active transitée, est toujours inférieur à celui nécessaire avec la compensation shunt. Par ailleurs, la compensation série peut être installée en n'importe quel point sur la ligne contrairement à la compensation shunt qui doit être positionnée en milieu de ligne

2.5 Conclusion

Ce chapitre a présenté les différents modèles de ligne permettant le calcul des profils de tension et de courant. Par la suite, avec l'un de ces modèles, un exemple permettant de voir l'effet de la compensation sur la puissance transitée a été fait. Évidemment, le niveau de compensation utilisé, 50%, est beaucoup plus élevé que ce que l'on retrouve dans la réalité. Par contre, une valeur élevée a été utilisée afin de bien voir la différence avec et sans compensation. D'autre part, suite à la dernière section, il est possible de constater que malgré le fait que la compensation série est plus dispendieuse que la compensation shunt, elle s'avère tout de même plus avantageuse.

CHAPITRE 3

MODÉLISATION DU COMPENSATEUR SÉRIE VARIABLE

3.1 Introduction

Dans ce chapitre, une modélisation complète du compensateur série variable est faite. Dans un premier temps, la branche formant le *Thyristor-controlled reactor* (TCR) est analysée. Cette branche est constituée de deux thyristors montés tête-bêche avec une inductance en série. Dépendamment de la valeur de l'angle d'amorçage des thyristors, la valeur de l'impédance peut être modifiée. Une fois l'analyse du TCR complétée, le compensateur série variable peut être à son tour analysé. Dans cette étude, le schéma fonctionnel du compensateur ainsi que les explications associées sont présentés.

3.2 Modélisation mathématique du compensateur série variable

Dans la section qui suit, le compensateur série variable est décomposé pour qu'à la fin, l'impédance du compensateur puisse être exprimée à l'aide d'une formule mathématique. Le point de départ de l'étude est le TCR, un module constitué de deux thyristors tête-bêche mis en série avec une inductance. Par la suite, le condensateur est introduit, le module du CSVCT est complété et l'analyse du compensateur peut être effectuée. À travers cette étude, les différentes formules mathématiques, régissant le système, sont présentées. Ces formules permettront de calculer l'impédance en fonction de l'inductance, la capacité du condensateur et l'angle d'amorçage à fréquence donnée.

3.2.1 Modélisation du TCR

Le TCR compose la moitié du CSVCT. Il constitue la branche inductive du CSVCT. C'est pourquoi une brève description est faite. Elle inclut le schéma électrique ainsi que les formules mathématiques. Dans un premier temps, voici le schéma électrique de ce dernier :

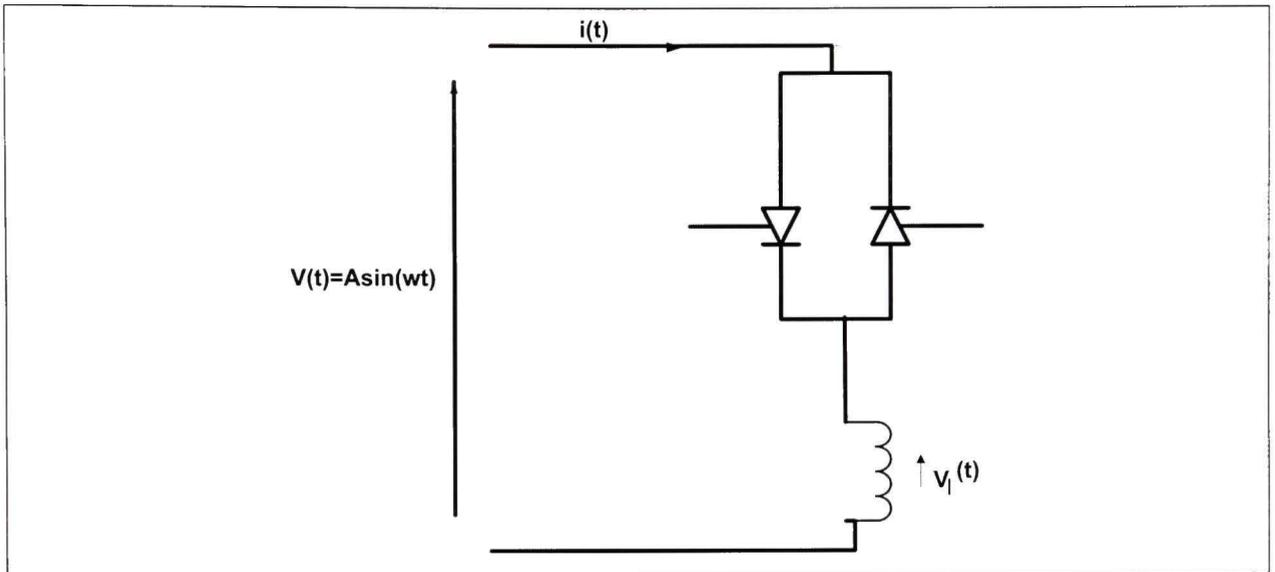


Figure 3-1 Schéma du TCR.

Pour obtenir la valeur de l'impédance en fonction de l'angle d'amorçage, il faut d'abord déterminer l'équation du courant en fonction du temps. Ensuite, il faut calculer l'équation régissant la première harmonique du courant. En utilisant comme condition initiale le fait qu'à un angle α le courant est nul, comme dans (Mathur et Varma, 2002), l'équation du courant peut être exprimée comme:

$$i_{TCR}(\omega t) = \frac{A}{\omega L_{TCR}} (\cos(\alpha) - \cos(\omega t)) \quad (3.1)$$

Dans l'équation (3.1), ω représente la fréquence en radian par seconde. Aussi, pour déterminer la valeur de l'impédance, il faut connaître la valeur de la première harmonique du courant. Pour ce faire, il faut procéder à une analyse de Fourier. En calculant, la première harmonique du courant est égale à:

$$I_{1TCR}(\alpha) = \frac{A}{\pi \omega L_{TCR}} (2\alpha - 2\pi - \sin(2\alpha)) \quad (3.2)$$

Par la suite, il est possible de déterminer l'impédance comme le rapport de la tension sur le courant calculé en (3.2):

$$Z_{tcr_fondamentale} = \frac{\pi\omega L_{TCR}}{(2\alpha - 2\pi - \sin(2\alpha))} \quad (3.3)$$

Maintenant qu'une analyse présentant le schéma électrique ainsi que les formules régissant le système est terminée, il est possible de passer au système complet, soit le CSVCT. Dans la prochaine section, le CSVCT est abordé.

3.2.2 Modélisation du compensateur série variable commandé par thyristors

Comme il a été fait précédemment, voici un schéma électrique, sans protection, du CSVCT :

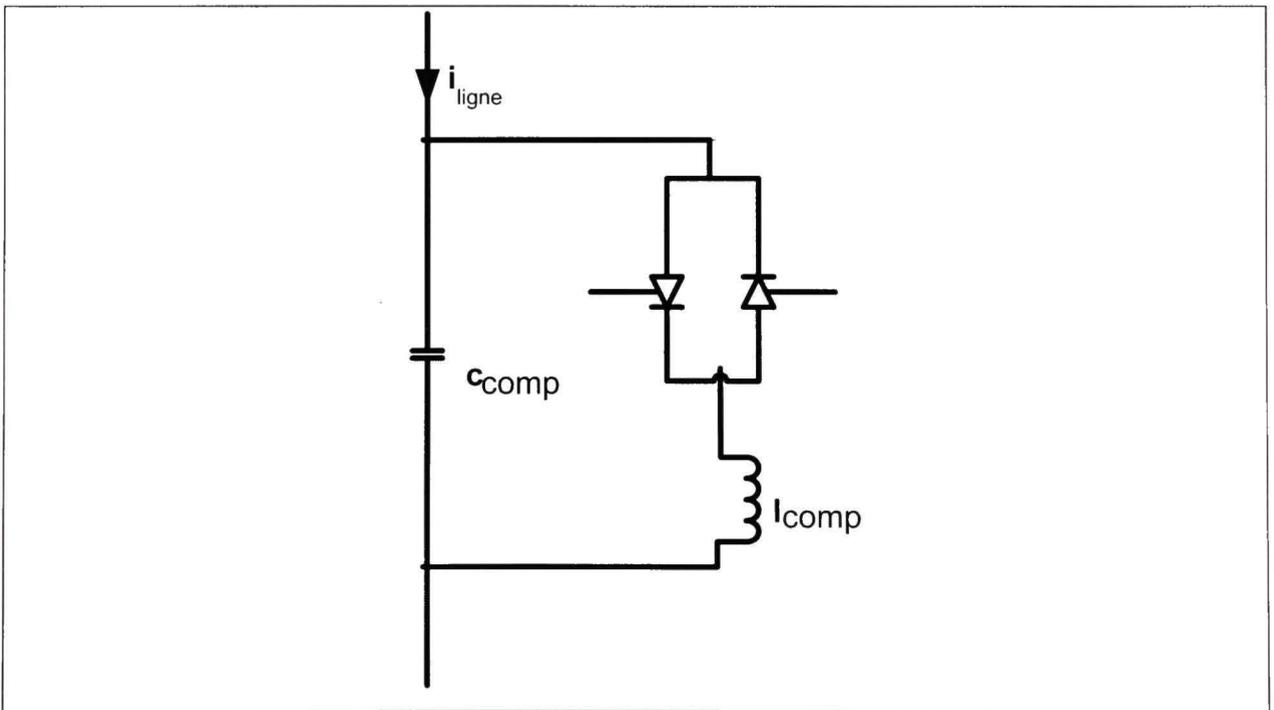


Figure 3-2 Schéma du compensateur série variable.

À l'aide de ce schéma, il est possible de constater que la seule différence entre le CSVCT et le TCR est le condensateur qu'il y a de plus. Pour résumer, un CSVCT est un TCR avec un

condensateur en parallèle. Par contre, il s'agit d'un schéma de base, puisqu'en réalité, il y a souvent des protections afin d'éviter les surcharges de tension qui pourraient endommager le circuit. Par ailleurs, dépendamment de la valeur de l'angle d'amorçage, la valeur de l'impédance de ce système peut être modifiée. En ce sens, les modes de conduction peuvent être divisés en trois grandes catégories qui sont fonctions de l'angle d'amorçage des thyristors. Au cours des trois prochaines sections, ces trois différents modes sont présentés.

3.2.2.1 Modélisation avec un angle d'amorçage de 0 degrés

Premièrement, en supposant que le système est alimenté de façon à ce qu'il y ait juste une fréquence et que les thyristors conduisent en tout temps. L'impédance est alors égale à celle produite par un circuit comportant une inductance et condensateur en parallèle, soit:

$$X_{TCSC} = \frac{\frac{\omega l_{comp}}{\omega c_{comp}}}{j\omega l_{comp} - \frac{j}{\omega c_{comp}}} \quad (3.4)$$

Comme le dénominateur peut prendre la valeur de zéro pour des valeurs de l_{comp} et c_{comp} données, le choix des composantes doit être fait judicieusement. L'autre extrême correspond au cas où l'angle de conduction est nul. Ce cas est traité dans la prochaine section.

3.2.2.2 Modélisation avec un angle d'amorçage de 180 degrés

Évidemment, cette possibilité est seulement traitée pour des raisons théoriques. Ce comportement correspond au cas où l'inductance n'intervient pas dans la compensation. Donc, le compensateur est seulement constitué d'un condensateur en série le long de la ligne. Ceci revient à une compensation série dont la valeur de l'impédance est donnée par:

$$X_{TCSC} = -\frac{1}{j\omega c_{comp}} \quad (3.5)$$

Maintenant que les deux cas extrêmes ont été présentés, il ne reste plus qu'à déterminer l'impédance pour un angle d'amorçage compris entre 90 et 180 degrés.

3.2.2.3 Modélisation avec un angle d'amorçage entre 90 et 180 degrés

Lorsque les thyristors sont amorcés à des angles d'amorçage différents de zéro et de 180, la valeur de l'impédance s'en trouve modifiée. De plus, de chaque coté de la résonance, le comportement est différent. Pour des angles inférieurs à l'angle de résonance, le comportement du CSVCT est inductif et pour des angles supérieurs, le comportement est capacitif. Toutefois, le passage d'une zone à l'autre ne se fait pas en douceur, parce que le dénominateur de la fonction (3.45) passe par zéro. Par conséquent, l'impédance tend vers l'infini. C'est pourquoi la conception du système de commande d'amorçage des thyristors doit inclure des limitations pour les angles de sorte que l'angle ne s'approche pas de la zone d'impédance problématique. D'ailleurs, près de l'angle de résonance, il est difficile de stabiliser la valeur de l'impédance. Pour des valeurs de capacité et d'inductance fixées, il est possible de déterminer la valeur de l'angle de résonance juste en observant la formule (3.45). Lorsque le dénominateur de la tangente prend la valeur de zéro comme montré dans (Mathur et Varma, 2002) l'angle correspondant est égal à :

$$\alpha_{résonance} = \pi - (2n - 1) \frac{\pi\omega}{2\omega_0} \quad (3.6)$$

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{l_{comp}c_{comp}}}$$

Dans cette équation, n représente un nombre entier. D'autre part, pour déterminer la valeur de l'impédance, il faut d'abord calculer la valeur du courant. Partant du fait que l'équation de l'impédance est donnée par le rapport de la tension sur le courant circulant, autrement dit :

$$Z_{compensateur} = \frac{V_{comp}}{I_{comp}} \quad (3.7)$$

Par contre, comme il peut y avoir présence d'harmoniques et que l'impédance à réguler se trouve à la fondamentale, il ne faut tenir compte que des composantes fondamentales de la tension et du courant, ce qui fait que l'équation (3.7) devient:

$$Z_{comp_fond} = \frac{V_{comp_fond}}{I_{comp_fond}} \quad (3.8)$$

Une des premières façons consiste à utiliser la formule (3.3). Connaissant la valeur de la capacité du condensateur, il ne reste plus qu'à mettre les charges en parallèle. Ces deux charges sont l'impédance du condensateur et l'impédance donnée par (3.3). Le calcul est donc similaire à celui d'une charge condensateur-inductance en parallèle, à l'exception que l'impédance produite par l'inductance est donnée par (3.3). L'impédance équivalente donne:

$$Z_{tsc_fond} = \frac{\frac{\pi\omega l_{comp}}{(2\alpha - 2\pi - \sin(2\alpha))\omega c_{comp}}}{\frac{1}{\omega c_{comp}} + \frac{\pi\omega l_{comp}}{(2\alpha - 2\pi - \sin(2\alpha))}} \quad (3.9)$$

Après quelques simplifications:

$$Z_{tsc_fond} = \frac{\pi\omega l_{comp}}{(2\alpha - 2\pi - \sin(2\alpha)) + \pi\omega^2 l_{comp} c_{comp}} \quad (3.10)$$

Où α représente l'angle d'amorçage des thyristors par rapport au passage par zéro de la tension. Afin de valider l'approximation de cette formule, un compensateur est implanté avec le logiciel EMTP-RV. L'impédance est mesurée pour différents angles d'amorçage qui sont imposés directement. Donc, le système de commande est contourné. Sous forme de schéma électrique la validation se fait comme suit :

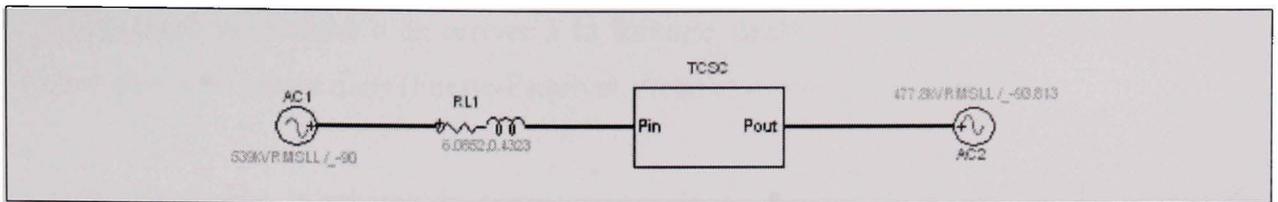


Figure 3-3 Schéma du système utilisé pour la validation de la formule d'impédance.

Les paramètres utilisés au cours de cette validation peuvent être trouvés dans (Jovcic et Pillai, 2005). En comparant la dernière approximation (3.10) avec ce que donne un compensateur série variable en simulation et en traçant les deux courbes:

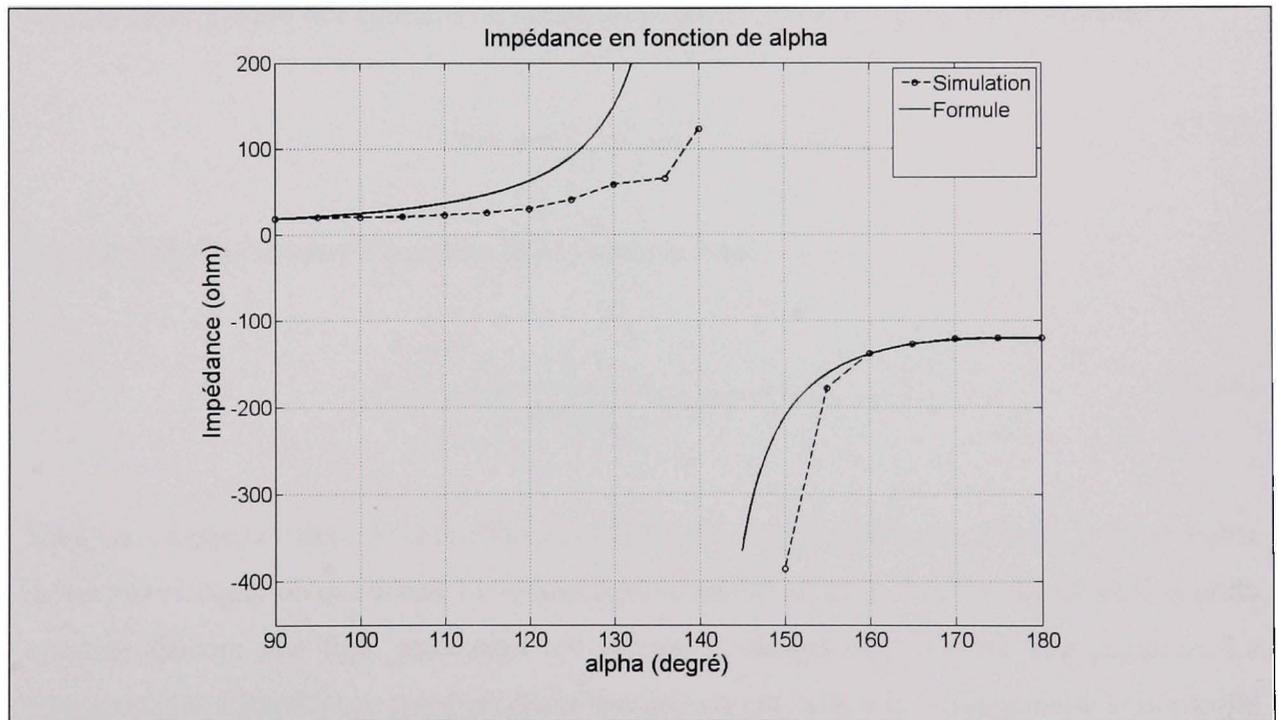


Figure 3-4 Comparaison de l'impédance en simulation et avec la formule (3.10).

Comme il est possible de le constater, cette approximation est seulement valide pour des points d'opération se situant loin de l'angle de résonance. Plus l'angle se rapproche de l'angle de résonance, moins l'approximation est précise. Pour remédier à ce problème, il existe une autre formule qui peut être trouvée dans (Christl et al., 1992). Également, le

cheminement permettant d'en arriver à la formule finale, qui est fait lors des prochaines pages, peut être trouvé dans (Fuerte-Esquivel, Acha et Ambriz-Perez, 2000).

Comme le montre le schéma du compensateur de la figure 3.2, la tension aux bornes du compensateur est égale à la tension aux bornes du condensateur. Ainsi, la tension à la fondamentale peut être écrite de la manière suivante:

$$V_{comp_fond} = \frac{1}{j\omega C_{comp}} I_{cap_fond} \quad (3.11)$$

En faisant la somme des courants au nœud, il est possible d'écrire l'équation suivante :

$$I_{ligne_fond} = I_{cap_fond} + I_{lcomp_fond} \quad (3.12)$$

il est possible de réécrire l'équation (3.11) comme étant :

$$V_{comp_fond} = \frac{1}{j\omega C_{comp}} (I_{ligne_fond} - I_{lcomp_fond}) \quad (3.13)$$

Maintenant que la valeur de la tension aux bornes du compensateur est connue, il est possible de réécrire l'équation qui donne l'impédance du compensateur en fonction de la tension et du courant. Encore une fois, seulement les valeurs fondamentales doivent être utilisées. La raison est que l'impédance que l'on désire compenser est celle à la fondamentale et non celle à la fondamentale incluant toutes les harmoniques. En insérant l'équation (3.13) dans l'équation (3.8), une nouvelle équation exprimant l'impédance est obtenue:

$$Z_{comp_fond} = \frac{\frac{1}{j\omega C_{comp}} (I_{ligne_fond} - I_{lcomp_fond})}{I_{ligne_fond}} \quad (3.14)$$

Pour exprimer la valeur de l'impédance fondamentale, il ne reste plus qu'à trouver l'expression du courant fondamental circulant dans le TCR. Pour débiter, voici les deux équations régissant le comportement d'une inductance et d'un condensateur:

$$\begin{aligned} v_l &= l \frac{di_l}{dt} \\ i_c &= c \frac{dv_c}{dt} \end{aligned} \quad (3.15)$$

Il est possible de déduire l'équation de la tension aux bornes de l'inductance en fonction du courant circulant dans le condensateur du compensateur série variable:

$$l_{comp} \frac{di_{lcomp}}{dt} = \frac{1}{c_{comp}} \int i_{ccomp} dt + V_{ccomp}(0) \quad (3.16)$$

En transférant l'équation dans le domaine de Laplace:

$$l_{comp} s I_{lcomp} = \frac{I_{ccomp}}{s c_{comp}} + \frac{V_{ccomp}(0)}{s} \quad (3.17)$$

En isolant le courant circulant dans le condensateur de l'équation (3.17), le résultat suivant est obtenu:

$$I_{ccomp} = s^2 l_{comp} c_{comp} I_{lcomp} - c_{comp} V_{ccomp}(0) \quad (3.18)$$

Pour résoudre cette équation, il faut aussi pouvoir exprimer l'équation du courant dans le TCR en fonction du courant de ligne. Pour ce faire, la figure 3.5 présente la forme d'onde du courant circulant dans les thyristors en régime permanent :

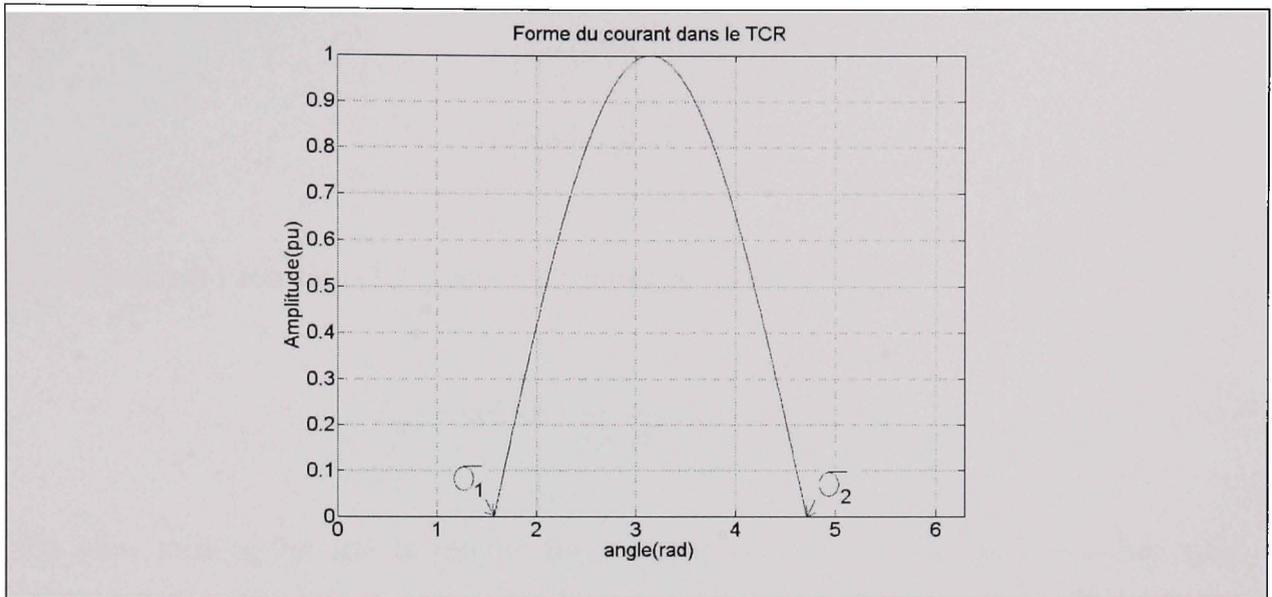


Figure 3-5 *Forme d'onde du courant circulant dans le TCR.*

Comme il est possible de le constater il y a deux points d'intérêt; le début et la fin de la conduction qui sont respectivement désignés par σ_1 et σ_2 . Si le courant de ligne est normalisé et que l'origine est le début de conduction, alors il est possible d'écrire que:

$$i_{\text{ligne}}(\omega t) = \cos(\omega t - \sigma_1) \quad (3.19)$$

Maintenant, en utilisant l'égalité trigonométrique suivante tirée de (Wikipedia, 2007, 24 Juillet) :

$$\cos(a - b) = \cos(a)\cos(b) + \sin(a)\sin(b) \quad (3.20)$$

il est possible d'exprimer l'équation (3.19) comme

$$i_{\text{ligne}}(\omega t) = \cos(\omega t)\cos(\sigma_1) + \sin(\omega t)\sin(\sigma_1) \quad (3.21)$$

Sachant que:

$$\begin{aligned}
L\{\cos(\omega t)\} &\rightarrow \frac{s}{s^2 + \omega^2} \\
L\{\sin(\omega t)\} &\rightarrow \frac{\omega}{s^2 + \omega^2}
\end{aligned} \tag{3.22}$$

En transférant l'équation (3.21) dans le domaine de Laplace:

$$I_{ligne} = \cos(\sigma_1) \frac{s}{s^2 + \omega^2} + \sin(\sigma_1) \frac{\omega}{s^2 + \omega^2} \tag{3.23}$$

De plus, avec le fait que la somme des courants entrant dans un nœud doit être nulle, autrement dit:

$$I_{ligne} = I_{lcomp} + I_{ccomp} \tag{3.24}$$

et en substituant les équations (3.23) et (3.18) dans l'équation (3.24):

$$\cos(\sigma_1) \frac{s}{s^2 + \omega^2} + \sin(\sigma_1) \frac{\omega}{s^2 + \omega^2} = I_{lcomp} + s^2 l_{comp} c_{comp} I_{lcomp} - c_{comp} V_{ccomp}(0) \tag{3.25}$$

Après quelques manipulations :

$$\cos(\sigma_1) \frac{s}{s^2 + \omega^2} + \sin(\sigma_1) \frac{\omega}{s^2 + \omega^2} + c_{comp} V_{ccomp}(0) = I_{lcomp} (1 + s^2 l_{comp} c_{comp}) \tag{3.26}$$

En utilisant l'identité (3.29) :

$$\cos(\sigma_1) \frac{s}{s^2 + \omega^2} + \sin(\sigma_1) \frac{\omega}{s^2 + \omega^2} + c_{comp} V_{ccomp}(0) = \frac{1}{\omega_0^2} I_{lcomp} (\omega_0^2 + s^2) \tag{3.27}$$

En isolant le terme représentant le courant dans la branche inductive :

$$\begin{aligned}
I_{lcomp} = & \omega_0^2 \cos(\sigma_1) \frac{s}{(s^2 + \omega^2)(s^2 + \omega_0^2)} \\
& + \omega_0^2 \sin(\sigma_1) \frac{\omega}{(s^2 + \omega^2)(s^2 + \omega_0^2)} + \frac{\omega_0^2 c_{comp} V_{ccomp}(0)}{(s^2 + \omega_0^2)}
\end{aligned} \tag{3.28}$$

Où:

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{l_{comp} c_{comp}}} \tag{3.29}$$

Maintenant que l'équation est résolue dans le domaine de Laplace (3.28), il est possible de revenir dans le domaine temporel. Tout d'abord, l'équation doit être mise sous forme de fractions partielles :

$$\begin{aligned}
I_{lcomp} = & \omega_0^2 \cos(\sigma_1) \left(\frac{s}{(s^2 + \omega_0^2)(\omega^2 - \omega_0^2)} - \frac{s}{(s^2 + \omega^2)(\omega^2 - \omega_0^2)} \right) \\
& + \omega_0^2 \sin(\sigma_1) \left(\frac{\omega}{(s^2 + \omega_0^2)(\omega^2 - \omega_0^2)} - \frac{\omega}{(s^2 + \omega^2)(\omega^2 - \omega_0^2)} \right) \\
& + \frac{\omega_0^2 c_{comp} V_{ccomp}(0)}{(s^2 + \omega_0^2)}
\end{aligned} \tag{3.30}$$

En faisant la transformée inverse de Laplace:

$$\begin{aligned}
i_{lcomp}(\omega t) = & \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} (\cos(\sigma_1) \cos(\omega_0 t) - \cos(\sigma_1) \cos(\omega t)) \\
& + \frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} (\sin(\sigma_1) \sin(\omega_0 t) - \sin(\sigma_1) \sin(\omega t)) + \omega_0 c_{comp} V_{ccomp}(0) \sin(\omega_0 t)
\end{aligned} \tag{3.31}$$

Avec l'identité (3.20) il est possible de dire :

$$\cos(\omega t)\cos(\sigma_1) + \sin(\omega t)\sin(\sigma_1) = \cos(\omega t - \sigma_1) \quad (3.32)$$

Le résultat final obtenu est le suivant:

$$i_{lcomp}(\omega t) = \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} (\cos(\omega t - \sigma_1) - \cos(\sigma_1)\cos(\omega_0 t)) - \frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \sin(\sigma_1)\sin(\omega_0 t) \quad (3.33)$$

$$+ \omega_0 c_{comp} V_{ccomp}(0) \sin(\omega_0 t)$$

Afin de respecter la forme d'onde présentée dans la figure 3.5, il faut faire quelques manipulations. Ces manipulations reviennent à décaler dans le temps l'équation (3.33). Ce déplacement revient à faire la substitution suivante:

$$t \longrightarrow t + \frac{\sigma_1}{\omega} \quad (3.34)$$

Après cette substitution, l'équation suivante est obtenue :

$$i_{lcomp}(t) = \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \left(\cos(\omega t) - \cos(\sigma_1)\cos\left(\omega_0 t + \frac{\omega_0}{\omega}\sigma_1\right) \right) \quad (3.35)$$

$$- \frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \sin(\sigma_1)\sin\left(\omega_0 t + \frac{\omega_0}{\omega}\sigma_1\right) + \omega_0 c_{comp} V_{ccomp}(0) \sin\left(\omega_0 t + \frac{\omega_0}{\omega}\sigma_1\right)$$

À l'aide des identités qui suivent tirées de (Wikipedia, 2007, 24 Juillet):

$$\cos(a + b) = \cos(a)\cos(b) - \sin(a)\sin(b) \quad (3.36)$$

$$\sin(a + b) = \sin(a)\cos(b) + \cos(a)\sin(b) \quad (3.37)$$

En utilisant (3.37) et (3.36) avec l'équation (3.35), il est possible d'écrire cette nouvelle équation:

$$\begin{aligned}
i_{lcomp}(\omega t) &= \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\omega t) \\
&- \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\sigma_1) \left(\cos(\omega_0 t) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) - \sin(\omega_0 t) \sin\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \right) \\
&- \frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \sin(\sigma_1) \left(\sin(\omega_0 t) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) + \cos(\omega_0 t) \sin\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \right) \\
&+ \omega_0 c_{comp} V_{ccomp}(0) \left(\sin(\omega_0 t) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) + \cos(\omega_0 t) \sin\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \right)
\end{aligned} \tag{3.38}$$

En regroupant les termes :

$$\begin{aligned}
i_{lcomp}(t) &= \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\omega t) + \\
&\left(\begin{aligned} &-\frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\sigma_1) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) - \frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \sin(\sigma_1) \sin\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \\ &+ \omega_0 c_{comp} V_{ccomp}(0) \sin\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \end{aligned} \right) \cos(\omega_0 t) + \\
&\left(\begin{aligned} &\frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\sigma_1) \sin\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) - \frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \sin(\sigma_1) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \\ &+ \omega_0 c_{comp} V_{ccomp}(0) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \end{aligned} \right) \sin(\omega_0 t)
\end{aligned} \tag{3.39}$$

À cause du sinus, en régime transitoire la forme d'onde du courant n'est pas symétrique. Le régime permanent est atteint lorsque les angles de début et de fin de conduction sont symétriques de part et d'autre de l'axe imaginaire correspondant au temps milieu de la conduction. Ceci se traduit par une tension au condensateur, égale au départ et à la fin du cycle de conduction. Pour que ce soit possible, le terme précédent le sinus doit être nul. Ce qui revient à dire :

$$\left(\begin{array}{l} \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\sigma_1) \sin\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) - \frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \sin(\sigma_1) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \\ + \omega_0 c_{comp} V_{ccomp}(0) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \end{array} \right) = 0 \quad (3.40)$$

Avec l'équation (3.40), il est possible de déterminer la valeur de la tension aux bornes du condensateur, au départ, afin d'avoir la symétrie en régime permanent. Cette tension est donc égale à (Christl et al., 1992, ; Fuerte-Esquivel, Acha et Ambriz-Perez, 2000):

$$V_{ccomp}(0) = \left(\frac{\omega_0 \omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \right) \sin(\sigma_1) - \left(\frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \right) \cos(\sigma_1) \tan\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) \quad (3.41)$$

Lorsque la tension en fin et en début de conduction, c'est-à-dire à l'amorçage et au moment auquel le courant passe par zéro, est égale à cette valeur, le système est en régime permanent. Le courant circulant dans les thyristors peut donc être exprimé avec la formule suivante:

$$i_{lcomp}(\omega t) = \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\omega t) - \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \frac{\cos(\sigma_1) \cos(\omega_0 t)}{\cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right)} \quad (3.42)$$

Maintenant que la valeur du courant en fonction du temps est connue, il est possible, grâce à une analyse de Fourier de (3.42), d'obtenir la valeur de la fondamentale. Dans un premier temps, l'équation qui permet de calculer la valeur fondamentale, selon l'analyse de Fourier, est la suivante :

$$I_{lcomp1} = \frac{4}{\pi} \int_0^{\sigma_1} \left(\frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos(\omega t) - \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \frac{\cos(\sigma_1) \cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \omega t\right)}{\cos\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right)} \right) \cos(\omega t) d\omega t \quad (3.43)$$

En calculant cette intégrale, la valeur de la première harmonique du courant est obtenue :

$$I_{l_{comp_fond}} = \frac{\frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2}}{\pi} (2\sigma_1 + \sin(2\sigma_1)) - \frac{4 \frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos^2(\sigma_1)}{\pi \left(\frac{\omega_0^2}{\omega^2} - 1 \right)} \left(\frac{\omega_0}{\omega} \tan\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) - \tan(\sigma_1) \right) \quad (3.44)$$

En insérant la formule (3.44) dans la formule (3.14) et en supposant que le courant de ligne est donné par la formule (3.19), il est possible de déterminer la valeur de l'impédance causée par la première harmonique. La valeur d'impédance obtenue est:

$$X_{l_{csc_fond}} = \frac{1}{\omega C_{comp}} - \frac{\frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2}}{\pi \omega C_{comp}} (2\sigma_1 + \sin(2\sigma_1)) + 4 \frac{\frac{\omega_0^2}{\omega_0^2 - \omega^2} \cos^2(\sigma_1)}{\pi \omega C_{comp} \left(\frac{\omega_0^2}{\omega^2} - 1 \right)} \left(\frac{\omega_0}{\omega} \tan\left(\frac{\omega_0}{\omega} \sigma_1\right) - \tan(\sigma_1) \right) \quad (3.45)$$

Dans cette relation la constante ω_0 est donnée par la relation (3.29) et σ_1 est la différence entre π et l'angle d'amorçage des thyristors. En procédant de la même façon que pour la formule précédente, soit en comparant les impédances calculée et simulée, tout en prenant les paramètres fournis dans (Jovcic et Pillai, 2005) et en les traçant:

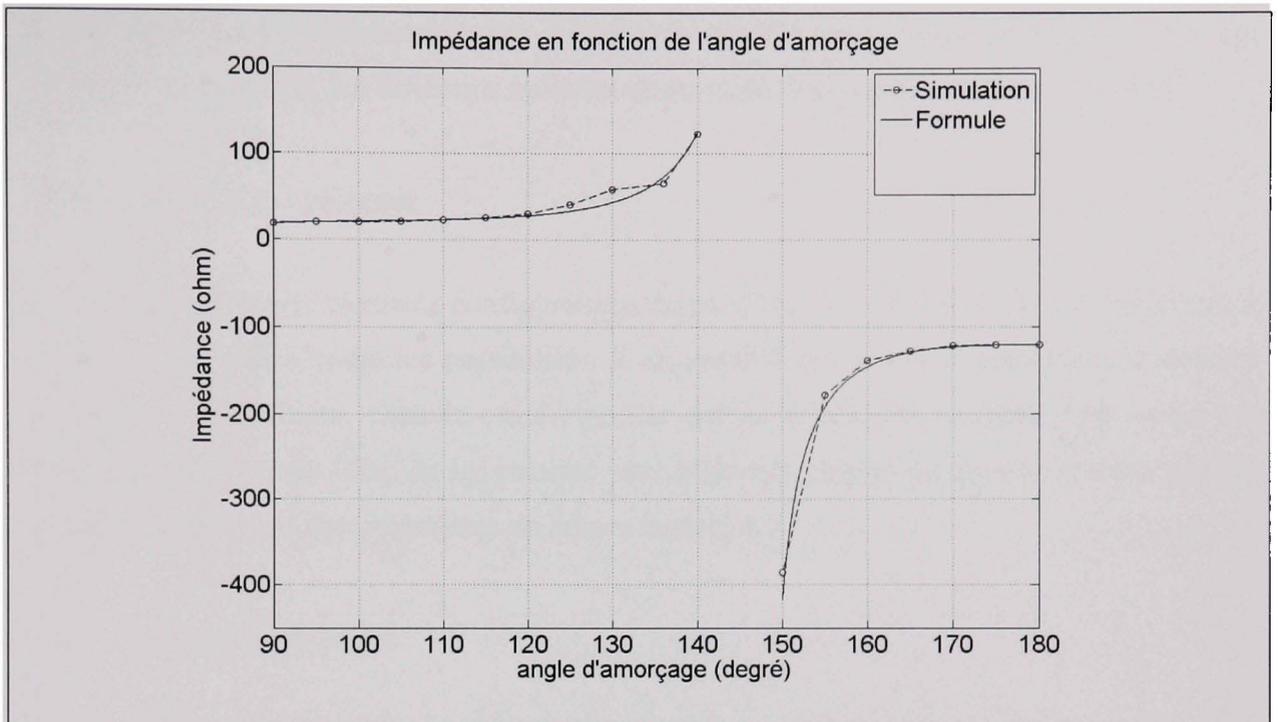


Figure 3-6 Comparaison de l'impédance en simulation et avec la formule (3.45).

Comme il est possible de le constater, la formule (3.45) donne une approximation beaucoup plus précise près de la zone de résonance. Cette précision est d'autant plus notable lorsque l'angle d'amorçage s'approche de l'angle de résonance. Ce phénomène s'explique par le fait que la formule (3.10), contrairement à la formule (3.45), néglige la charge emmagasinée dans le condensateur comme expliqué dans (Fuerte-Esquivel, Acha et Ambriz-Perez, 2000, ; Helbing et Karady, 1994b). C'est pourquoi, dans le module de linéarisation, la formule (3.45) est utilisée. Maintenant que les différentes formules permettant le calcul de l'impédance ont été présentées et calculées, il ne reste plus qu'à présenter le schéma fonctionnel du compensateur série variable. La prochaine section présente le compensateur série variable sous forme de schéma bloc.

3.3 Modèle de simulation

Comme mentionné un peu plus haut, cette section présente une introduction au modèle du compensateur qui est implanté dans EMTP-RV. Évidemment, cette partie aborde le sujet de

la référence qui est commandée. Par la suite, le modèle, sous forme de schéma bloc est présenté et finalement, les différents modules constituant le compensateur sont détaillés.

3.3.1 Choix de la référence

Évidemment, il existe plusieurs configurations disponibles. Tout d'abord, pour la référence à commander, il existe plusieurs possibilités. Il est possible de choisir la puissance, le courant efficace ou l'impédance. Dans le cas du modèle qui fut développé, le choix s'est arrêté sur l'impédance. Ce choix allait de soi puisque cette référence permet de ne tenir compte que du compensateur et non des paramètres du réseau extérieur.

3.3.2 Schéma fonctionnel

Afin de bien visualiser le mode de fonctionnement du compensateur, voici dans un premier temps un schéma fonctionnel présentant les différentes parties sous forme de schéma bloc :

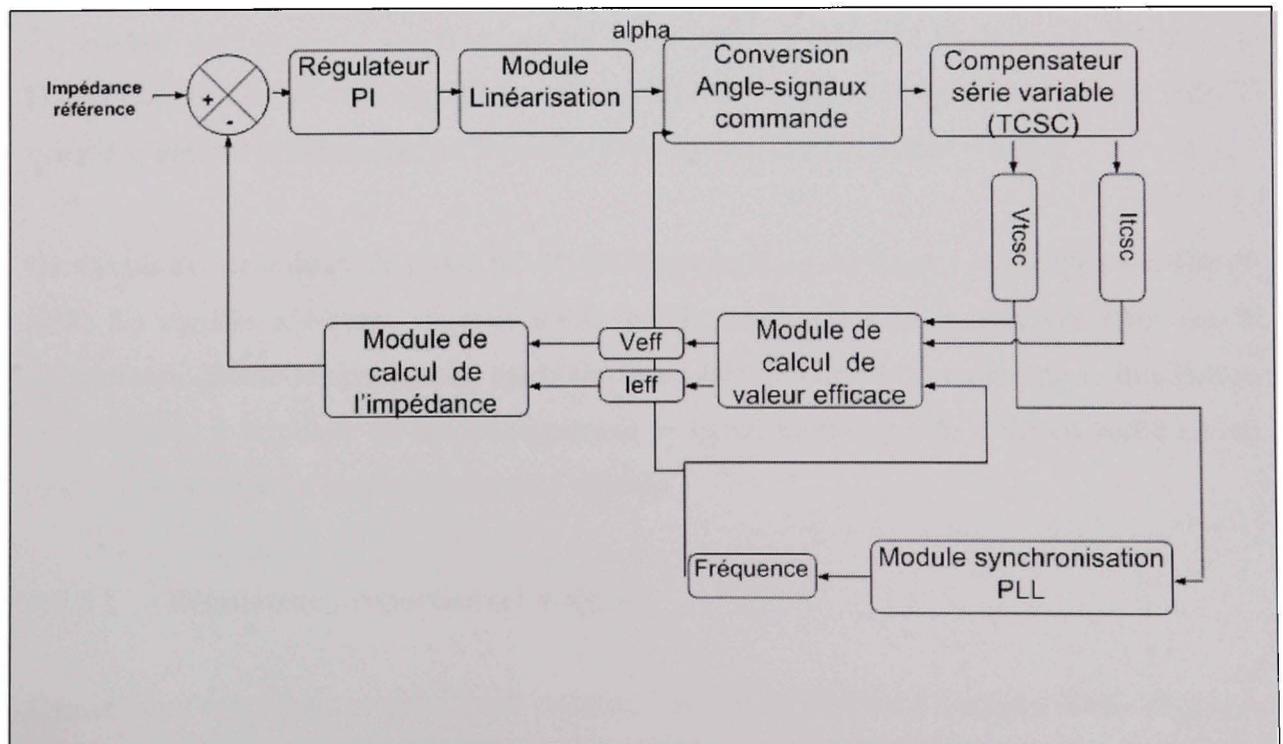


Figure 3-7 Schéma fonctionnel du compensateur série variable.

Comme il est possible de le constater, le schéma bloc de ce système est divisé en plusieurs sous-systèmes. Brièvement, le fonctionnement de ce système peut se résumer comme suit. Comme le montre le schéma, ce qui est envoyé comme référence est l'impédance désirée. Il faut donc calculer l'impédance. Pour ce faire, on a recours à des CVPs qui fournissent la fréquence de la fondamentale. Ainsi, à partir des lectures de courant et de tension, il est possible de calculer leurs valeurs efficaces et déduire l'impédance. Par la suite, une comparaison entre la valeur de l'impédance désirée, autrement dit celle de référence, et l'impédance calculée est faite. Cette différence est alors passée dans un régulateur proportionnel intégral et, finalement, acheminée au module de linéarisation qui convertit l'impédance en angle. Par la suite, l'angle est acheminé aux modules de commande des thyristors. Grosso modo, le système fonctionne de cette manière. Pour ce chapitre-ci, une brève explication est donnée afin de comprendre le fonctionnement de chacun des blocs, alors que dans le chapitre suivant, la validation de chacun de ces blocs est faite.

3.3.2.1 Module de synchronisation

Ce module permet de se synchroniser sur les différentes tensions de chacune des phases. D'une part, il permet de fournir une référence pour l'angle d'amorçage et d'autre part, il permet d'obtenir la fréquence qui est utilisée lors du calcul de la valeur efficace.

Un circuit de verouillage de phase (CVP) est utilisé pour ce montage. Le modèle a été tiré de SPS. Ce modèle a comme objectif d'éliminer la composante en quadrature afin que la composante directe se synchronise sur la fondamentale. Lorsque la composante en quadrature est éliminée, il implique qu'automatiquement le signal produit par le CVP en sortie est en phase avec le signal d'entrée, ce qui est l'objectif.

3.3.2.2 Régulateur proportionnel intégral

Comme tout régulateur proportionnel intégral, l'entrée est l'erreur à corriger. Dans ce cas-ci, c'est une erreur d'impédance. Sous forme de schéma, le régulateur ressemble à ce qui suit :

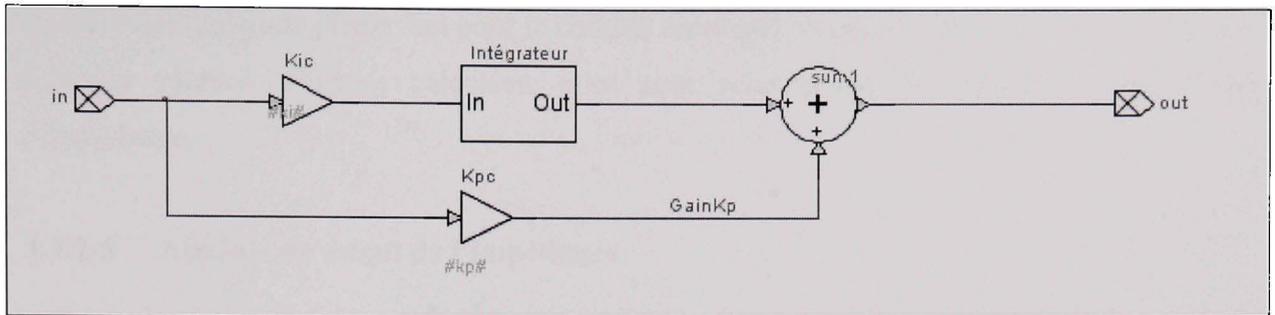


Figure 3-8 Schéma régulateur PI du compensateur.

À l'entrée il y a l'erreur d'impédance. Premièrement, cette erreur est multipliée par le gain proportionnel et deuxièmement, par un gain intégral qui est par la suite intégré. Par contre, cette intégrale est bornée pour éviter que, lors d'un défaut, l'intégrale s'éloigne beaucoup et par la suite prendre un grand laps de temps à revenir. Également, la sortie est aussi limitée afin d'éviter des angles d'amorçage irréalistes. Par la suite, le signal est passé dans un module de linéarisation.

3.3.2.3 Module de linéarisation

Ce module permet d'associer un angle d'amorçage à une impédance. Il permet de linéariser la relation présentée en (3.45) dans le système. Son fonctionnement est simple, une table de référence est calculée préalablement en fonction de trois paramètres majeurs; la fréquence, l'inductance du compensateur et la capacité du compensateur. Par la suite, les différentes impédances calculées sont associées à leur angle respectif. Comme il existe deux modes de fonctionnement, inductif et capacitif, deux modules de linéarisation sont nécessaires. Par ailleurs, ce module permet en outre d'avoir un comportement dynamique plus rapide et plus stable.

3.3.2.4 Module de calcul de valeur efficace

Ce module permet de calculer la valeur efficace d'un signal en fonction de la fréquence que ce signal présente. Évidemment, ce module ne tient compte que de la composante à la fréquence fondamentale. Donc, dans le cas du compensateur série variable, il y aura deux

modules pour chaque phase : un pour le courant ainsi que un pour la tension. Par la suite, une fois les valeurs efficaces calculées, elles sont acheminées au module du calcul de l'impédance.

3.3.2.5 Module de calcul de l'impédance

Comme son nom l'indique ce module calcule l'impédance à partir de deux signaux, le courant efficace et la tension efficace. Ce module fait le rapport de ces deux valeurs efficaces. Ainsi, l'impédance que présente le compensateur à la fréquence fondamentale peut être calculée. Également, ce module comporte des filtres permettant d'éliminer en partie les oscillations sur l'impédance. Ces filtres sont des filtres de premier ordre ayant une constante de temps de l'ordre de quelques centièmes de seconde.

3.4 Conclusion

Ce chapitre a permis de détailler le fonctionnement du compensateur série variable mathématiquement, ainsi que d'introduire le mode de fonctionnement sous forme de schéma fonctionnel. Ce chapitre contient les équations mathématiques associées au compensateur et, en second, une introduction au chapitre quatre qui met l'accent sur la validation des composantes du système.

CHAPITRE 4

CONCEPTION ET VALIDATION DU COMPENSATEUR AVEC EMTP

4.1 Introduction

Au cours de ce chapitre, chaque fonctionnalité du compensateur variable est testée et validée et, finalement, le système global est testé dans son ensemble. La section de la validation individuelle de chaque composante traite de quatre modules : le module de synchronisation, le module du calcul de l'impédance, le module de conversion d'un angle en degré en un angle en délai temporel et l'outil permettant de convertir l'impédance en angle d'amorçage. Par ailleurs, lors de cette validation, les paramètres du compensateur qui ont été utilisés sont tirés de (Jovcic et Pillai, 2005). De plus, le schéma de validation a été inspiré de la démonstration *power_tcsc.mdl* de la librairie FACTS de SPS.

4.2 Validation des composantes individuellement

Cette partie constitue une étape importante de la validation puisque chaque composante doit être validée individuellement avant de vérifier le système assemblé. Le système total peut être divisé en quatre modules. Le premier d'entre eux, et fort probablement le plus important, est le module de synchronisation. Ce dernier permet une poursuite du signal qui permet le déclenchement des thyristors. Le second module contient l'outil permettant de calculer l'impédance du compensateur série variable. Ce module est nécessaire au bon fonctionnement du système puisque la référence qui est acheminée au module est une impédance. Le troisième module permet une conversion d'un angle en degré en temps. Ce module est nécessaire puisque pour deux fréquences de fonctionnement différentes, un même angle en degré ne produira pas le même délai temporel. Finalement, le dernier module, celui qui permet d'associer un angle à une impédance permet un fonctionnement en régime transitoire plus rapide. Comme le régulateur proportionnel intégral fournit en sortie une impédance, il faut pouvoir associer à cette dernière un angle d'amorçage. C'est ce que fait le module de linéarisation. Maintenant que l'introduction de chaque module a été faite, il est

possible de passer aux sections traitant de la validation de chaque composante. Dans la section qui suit, le module de synchronisation est présenté et vérifié.

4.2.1 Module de synchronisation

Comme mentionné dans l'introduction, cette partie du compensateur série variable est une composante très importante. Elle permet de déclencher les thyristors au bon moment, ce qui permet d'obtenir l'impédance désirée. Plusieurs choix sont possibles, l'un d'entre eux est la détection des passages par zéro. Par contre, comme le contenu fréquentiel n'est pas connu a priori, il est difficile d'implanter ce type de détecteur. La présence d'une deuxième harmonique, importante en amplitude, s'avérerait néfaste avec ce module. De plus, comme mentionné dans (Sood, 2004), ce type de régulateur est très vulnérable lorsqu'il y a de la pollution harmonique. Un second choix, celui-ci plus judicieux, est un module de synchronisation de type circuit de verrouillage de phase (CVP). L'utilisation d'un seul CVP avec des signaux de gâchette équidistants semble une solution à proscrire comme mentionné dans (Pilotto et al., 2003) pour des raisons d'instabilité dans le cas d' *Induction generator effect* (IGE) qui sera expliqué lors du chapitre cinq. Cependant, il existe deux autres solutions possibles. La première d'entre elles est l'ajout d'un CVP triphasé de type direct quadrature (DQ). L'autre solution, consiste à ajouter trois CVPs monophasés pour chaque phase du signal. La pollution harmonique affecte moins le CVP triphasé (DQ). Par contre, comme mentionné dans (Pilotto et al., 2003), l'utilisation de CVPs monophasés peut s'avérer plus performante que l'utilisation d'un CVP triphasé dans le cas d'IGE. Par ailleurs, il reste à choisir si le module de synchronisation se synchronise sur la tension ou sur le courant. Comme ce qui permet d'amorcer le thyristor est une tension positive, par conséquent les modules d'amorçage se synchronisent sur la tension. Par ailleurs, la configuration de CVP qui a été choisie est celle développée dans l'environnement SPS de Matlab. Sous forme de schéma fonctionnel le CVP peut être présenté comme suit :

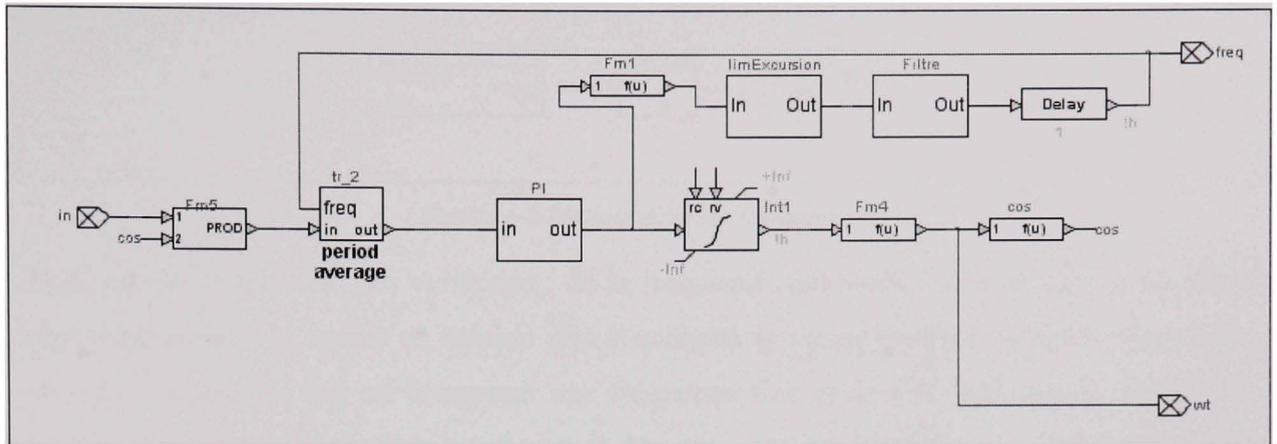


Figure 4-1 Schéma interne du CVP.

Ce CVP fonctionne de sorte que le signal de sortie soit en phase avec le signal d'entrée. Pour se faire, le signal en quadrature doit être éliminé, ce que fait ce montage. Le signal d'entrée est multiplié par le signal en quadrature et par la suite une moyenne périodique est faite. Lorsque cette moyenne ne varie plus, alors le signal de sortie est synchronisé sur le signal d'entrée. Maintenant que le module de synchronisation a été choisi, les tests peuvent débuter. Au cours de la prochaine section, le module est validé à fréquence fixe qui se veut le point de départ. Au cours des sections qui suivent, traitant de la validation du CVP, dans tous les cas le schéma électrique utilisé correspond à celui présenté à la figure 3.3. La seule différence est que les sources de tension sont changées par des sources variables en : fréquence, amplitude et phase.

4.2.1.1 Fréquence fixe

Cette partie sert de point de départ. Au cours de cette section et des sections qui suivent, le schéma de validation utilisé est présenté à la figure 3.3. D'autre part, le CVP contient un module de normalisation à l'entrée. Le schéma fonctionnel du module peut être présenté comme suit :

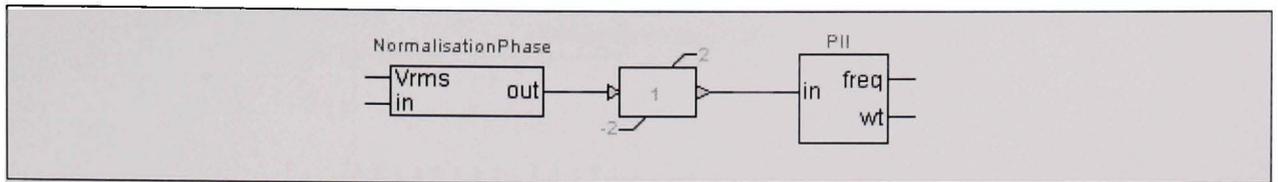


Figure 4-2 *Module de synchronisation.*

Pour valider le module, des variations : de la fréquence, des tensions de source et de phase sont appliquées à la source de tension afin d'analyser le comportement du CVP. Pour cette première section, le but est d'imposer une fréquence fixe et de s'assurer que le module se synchronise de manière rapide sur le signal. De plus, une fois stabilisé, le signal doit rester sur la trajectoire de référence. Dans un premier temps, voici la superposition des entrées du CVP à fréquence fixe :

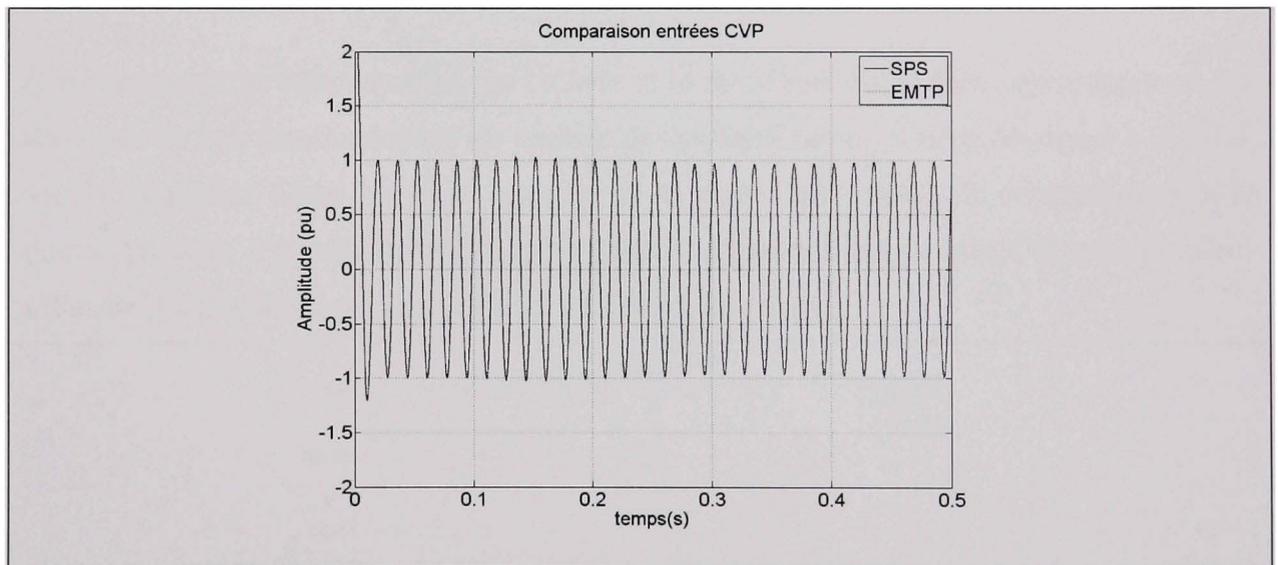


Figure 4-3 *Entrées CVPs sans aucune perturbation.*

Comme tend à le montrer la figure 4.3, les entrées sont exactement les mêmes, à la fois dans le modèle SPS ainsi que dans le modèle EMTP-RV. D'autre part, le signal de sortie permet de synchroniser l'amorçage des thyristors qui permettent à leur tour d'obtenir la bonne valeur d'impédance. Maintenant en comparant la sortie des deux CVPs, l'observation est la même, c'est-à-dire que les courbes se superposent encore une fois :

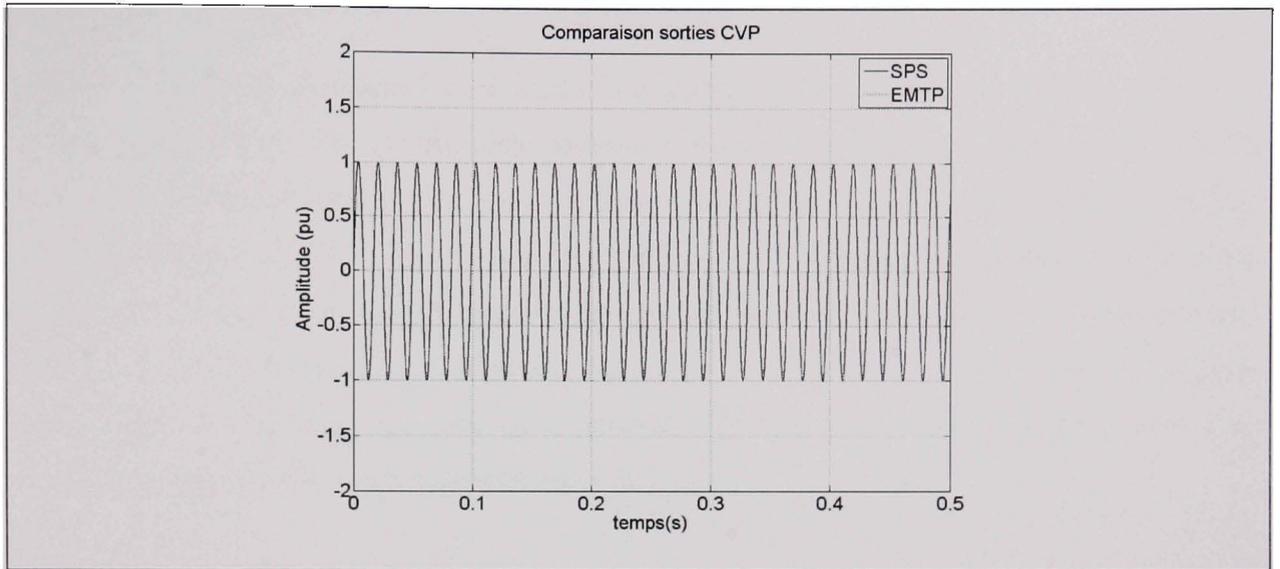


Figure 4-4 Sorties CVP sans aucune perturbation.

Maintenant que la démonstration que l'entrée et la sortie sont bel et bien superposées, ce qui démontre le bon fonctionnement du module de synchronisation, il reste un signal à vérifier, soit la fréquence. Cette fréquence est celle de la tension aux bornes du compensateur. Elle permet en outre d'obtenir la fenêtre sur laquelle le signal est intégré afin d'obtenir la valeur efficace. Le graphique qui suit présente les deux fréquences :

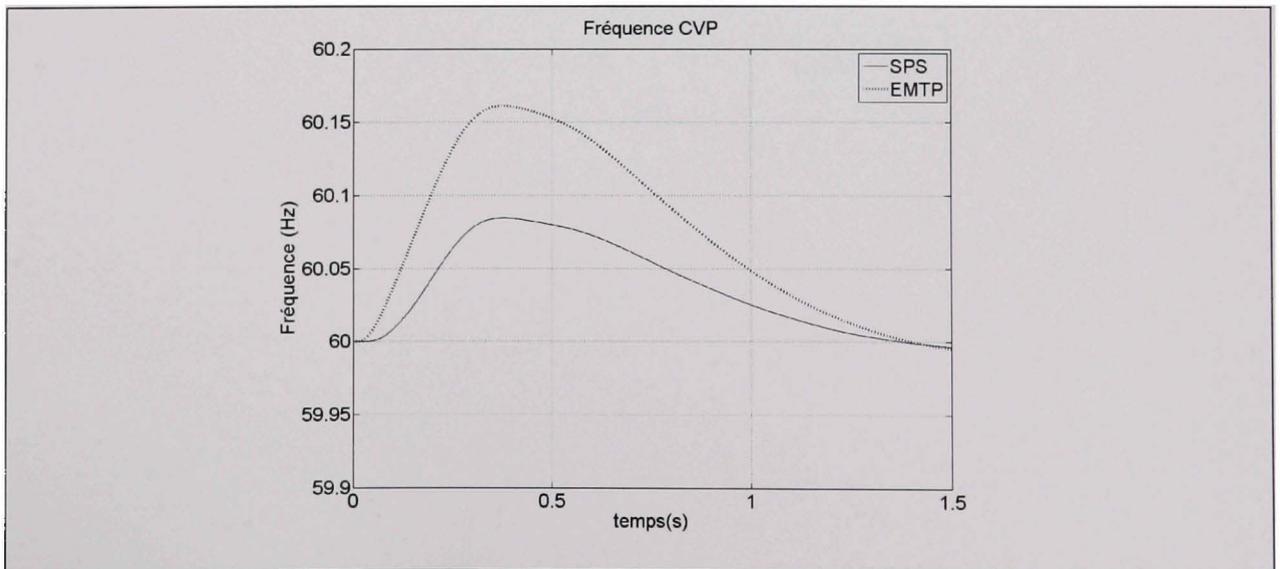


Figure 4-5 Fréquence CVP sans perturbation.

Pour ce qui est de la fréquence, il existe une légère différence entre le modèle SPS et le modèle EMTP-RV. Par contre, cette différence s'avère très faible et de très courte durée puisqu'en régime permanent, les deux courbes se superposent. En faisant la différence entre les deux fenêtres d'intégration, c'est-à-dire l'inverse de leur fréquence respective, on obtient à peu près 22 uS, ce qui ne correspond même pas au pas d'échantillonnage. Maintenant que le module de synchronisation fonctionne pour une fréquence fixe, il doit être testé aussi pour des fréquences variables. Au cours de la prochaine section, des variations de fréquence sont appliquées afin d'observer le comportement du module.

4.2.1.2 Fréquence variable

Pour cette partie, la fréquence du signal est variée afin de voir si le signal de sortie du CVP réussit à s'adapter à cette variation de manière rapide. Pour ce faire, les deux fréquences des sources de tension de la figure 3.3 sont variées simultanément. De la même façon que dans le cas précédent, les superpositions des signaux de fréquence ainsi que d'entrées et de sorties sont présentées. Dans un premier temps, voici le graphique de la fréquence en fonction du temps :

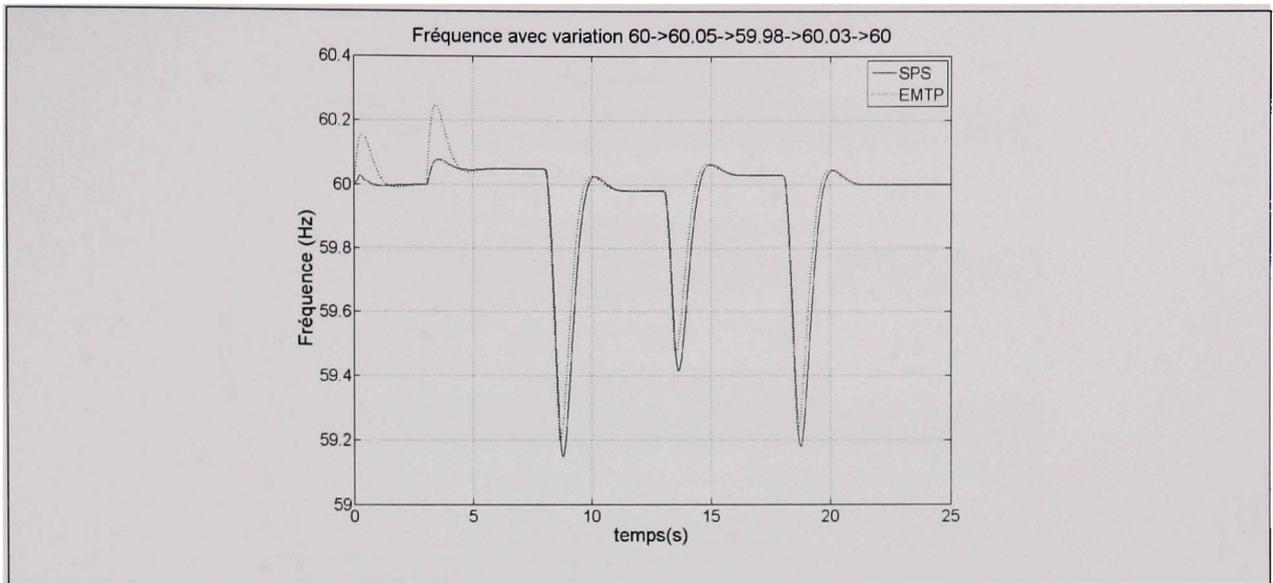


Figure 4-6 *Fréquence en fonction du temps avec variation de la fréquence de source.*

Comme il est possible de le constater, la fréquence est variée à toutes les cinq secondes et ces variations peuvent approcher le dixième de Hertz. Le système permet de suivre des variations de faibles amplitudes assez rapidement et ce, sans pour autant altérer la précision du déclenchement des thyristors. Pour confirmer le tout, voici le graphique présentant la superposition des signaux d'entrée et de sortie. Le graphique est séparé en quatre parties, chacune d'elles agrandit l'image sur l'instant où se produit la variation de fréquence. Dans un premier temps, voici le graphique présentant l'entrée du CVP :

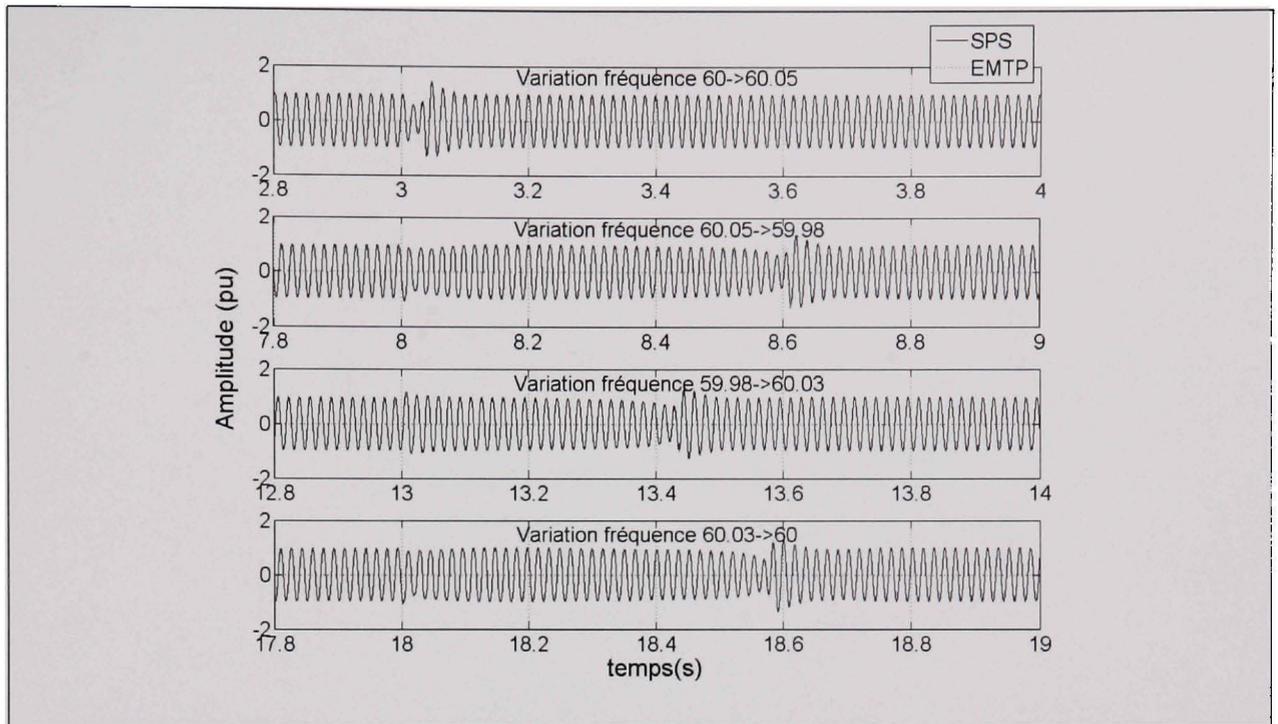


Figure 4-7 Comparaison entrée CVP SPS et EMTP avec variation de fréquence.

Les courbes sont parfaitement superposées pour ce qui est de l'entrée. Maintenant, en comparant les courbes de sortie :

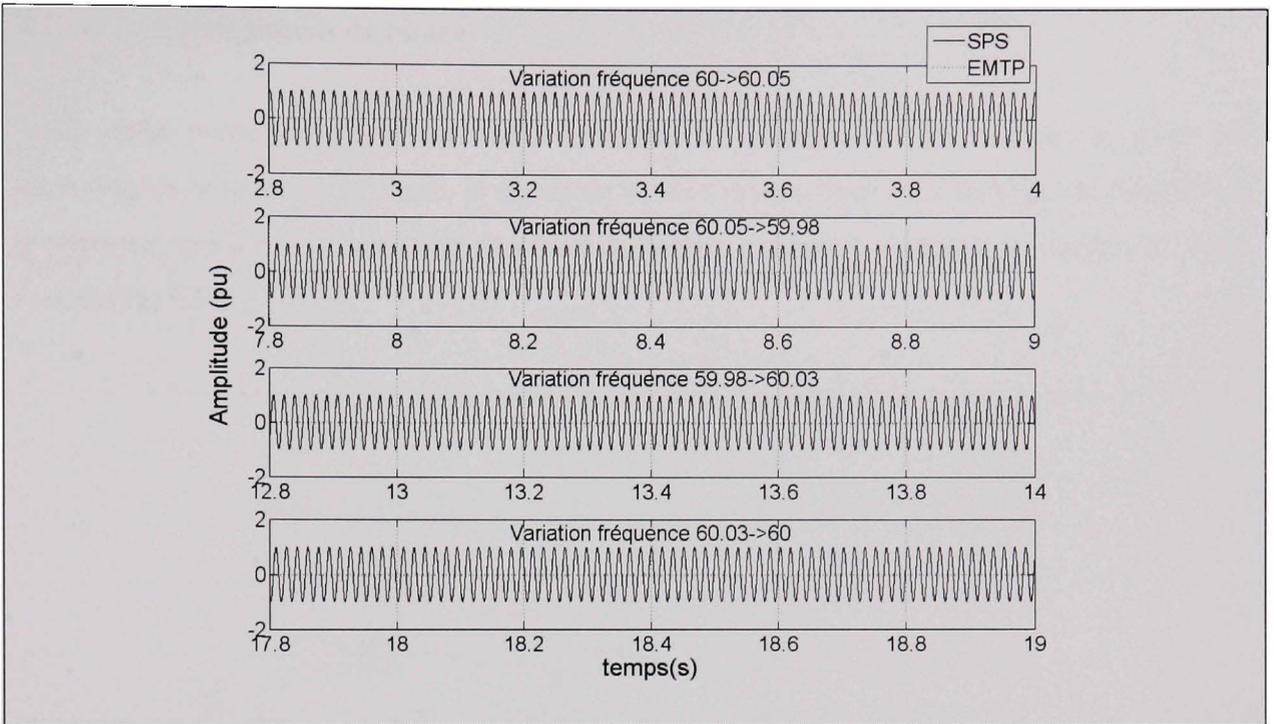


Figure 4-8 *Sortie CVP SPS et EMTP en fonction du temps avec variation de fréquence.*

Encore une fois, la superposition des courbes confirme le fonctionnement du module de synchronisation. Pour les signaux à l'entrée, la superposition est à peu près exacte, les variations se produisent aux mêmes moments. Les variations de fréquence se produisent à respectivement trois, huit, treize et dix-huit secondes comme en témoigne le graphique de la fréquence. Par ailleurs, la figure 4.6 montre un léger délai entre le moment où la variation de fréquence est appliquée et le moment auquel la variation d'amplitude apparaît à l'entrée. Ce délai s'explique comme suit : le moment où l'amplitude varie brusquement, correspond au moment auquel l'amplitude de la fréquence atteint son maximum, à ce moment correspond aussi l'erreur maximum de l'impédance et aussi l'effort de commande maximum. À cet instant précis, l'effort de commande produit une commande brusque. C'est pourquoi l'impédance varie brusquement ce qui produit une variation brusque sur les signaux de courant et de tension et par le fait même sur l'entrée du module de synchronisation.

4.2.1.3 Changement de phase

Dans cette partie, la phase du signal d'entrée est variée afin de vérifier si, pour un changement brusque de la phase, le signal de sortie s'adapte bien. Les en-têtes de chacun des graphiques indiquent la variation de phase appliquée en degré. Comme à l'habitude, voici l'entrée du CVP :

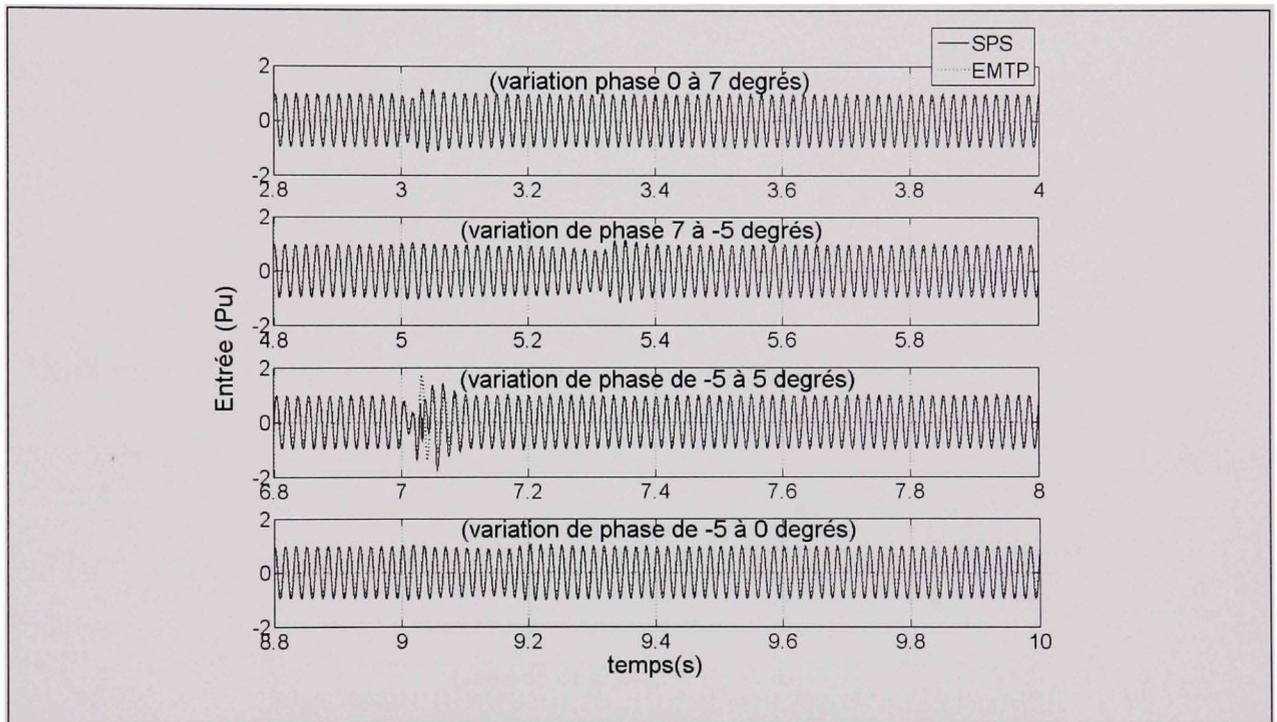


Figure 4-9 Entrée CVP avec variation de la phase du signal de source.

Pour ce qui est de la fréquence:

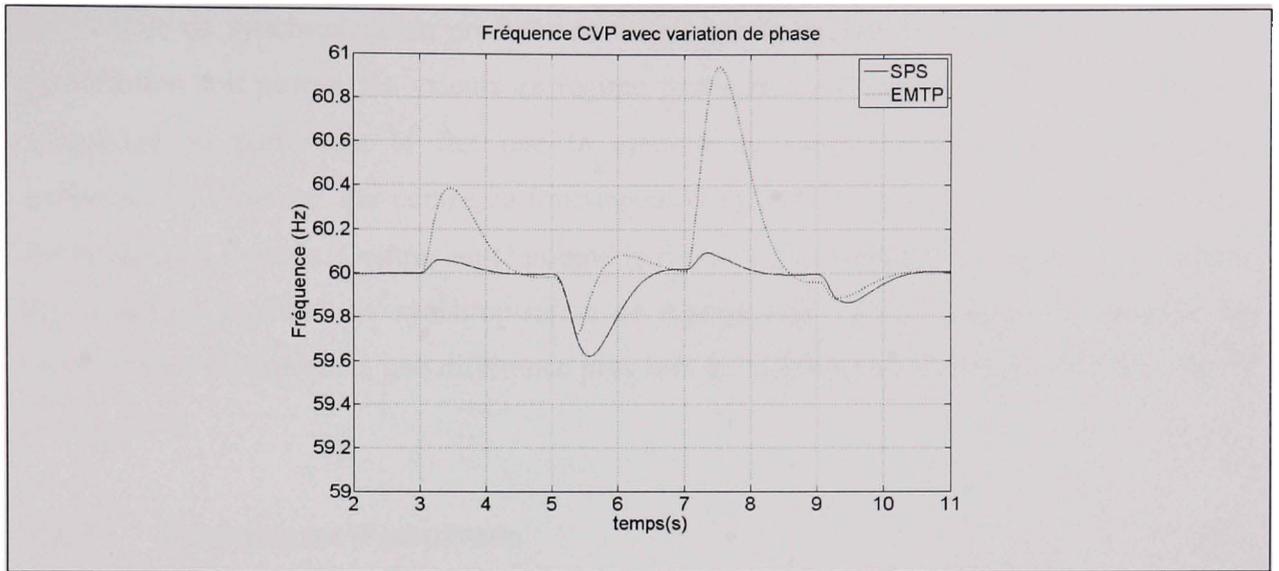


Figure 4-10 *Fréquence CVP avec variation de phase.*

Finalement, pour ce qui est de la sortie du module de synchronisation:

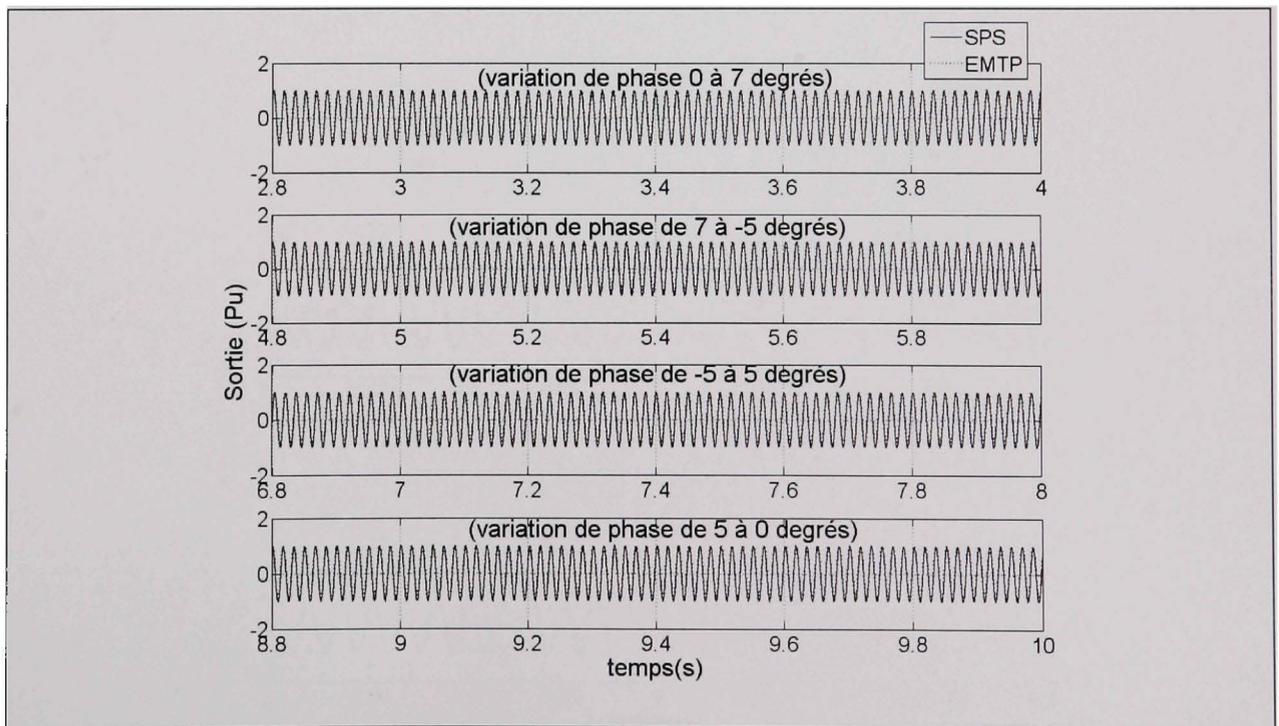


Figure 4-11 *Sortie CVP avec variation de phase.*

Le module de synchronisation produit une erreur sur la fréquence. Toutefois, après que la perturbation soit passée, les valeurs en régime permanent sont semblables. Cette différence s'explique en partie par le fait que le module de synchronisation contient quelques différences à l'interne. Par contre, la fonctionnalité majeure d'intérêt est de se synchroniser sur le signal à l'entrée. Comme en témoigne la figure 4.11, l'objectif est atteint. Les courbes de sortie des modules de synchronisation se superposent. Pour l'entrée du module, les signaux sont superposés à une différence près lors de la troisième variation, mais elle est de courte durée.

4.2.1.4 Changement d'amplitude

Dans cette section, plusieurs variations d'amplitude de la source de tension sont effectuées. Les mêmes changements sont appliqués au modèle développé dans le logiciel SPS. Par la suite, les différents résultats sont comparés. Les en-têtes de chacun des graphiques indiquent la variation de la tension en p.u. Pour débiter, voici la courbe présentant l'entrée du CVP :

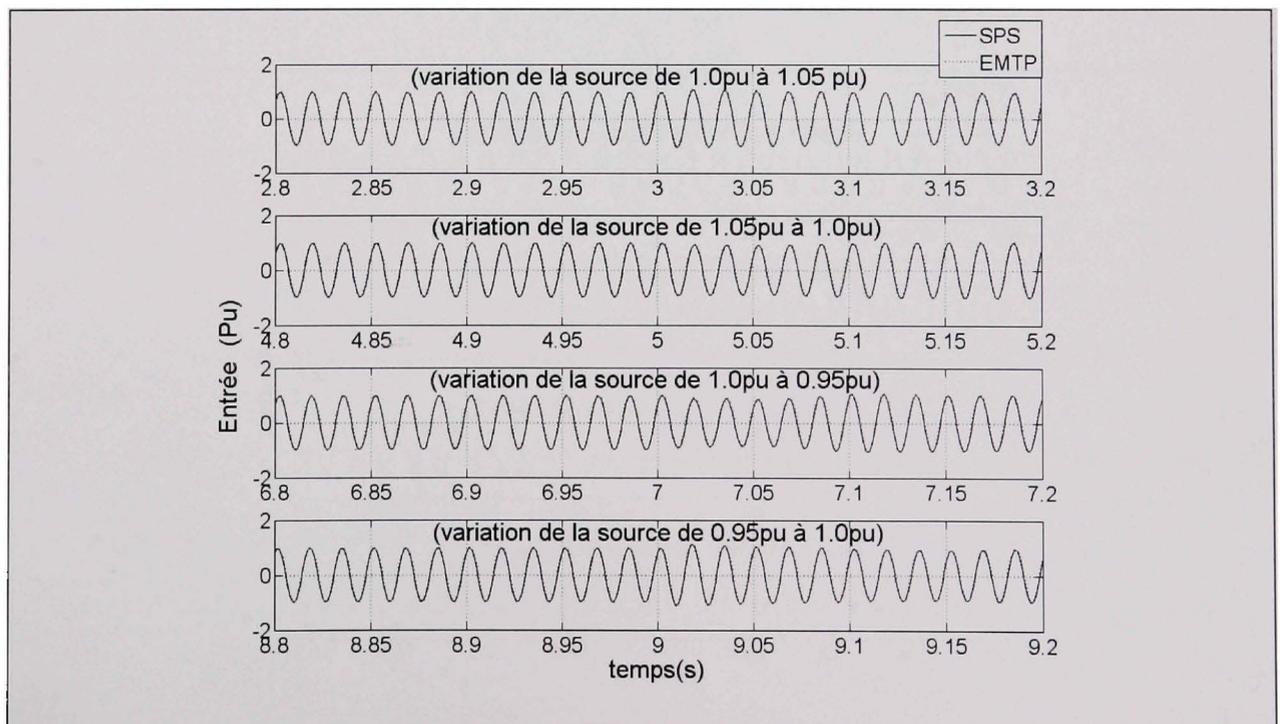


Figure 4-12 Entrée CVP avec variation de l'amplitude de la source.

Pour ce qui est de la fréquence:

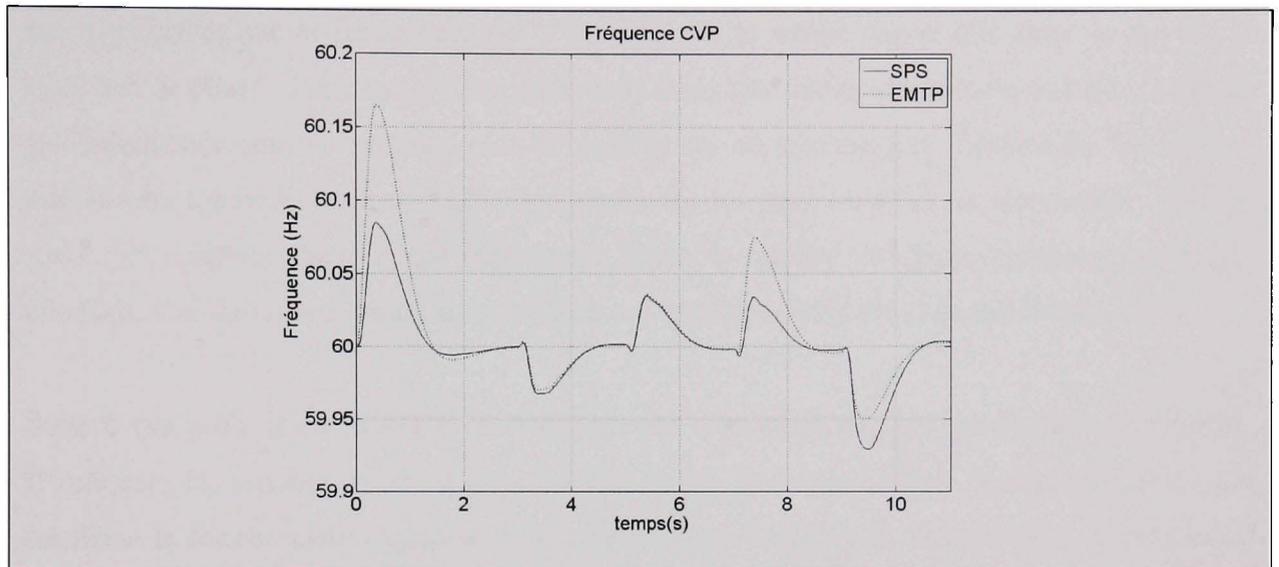


Figure 4-13 Fréquence CVP avec variation de l'amplitude de la source.

Finalement, voici les courbes présentant la sortie du CVP :

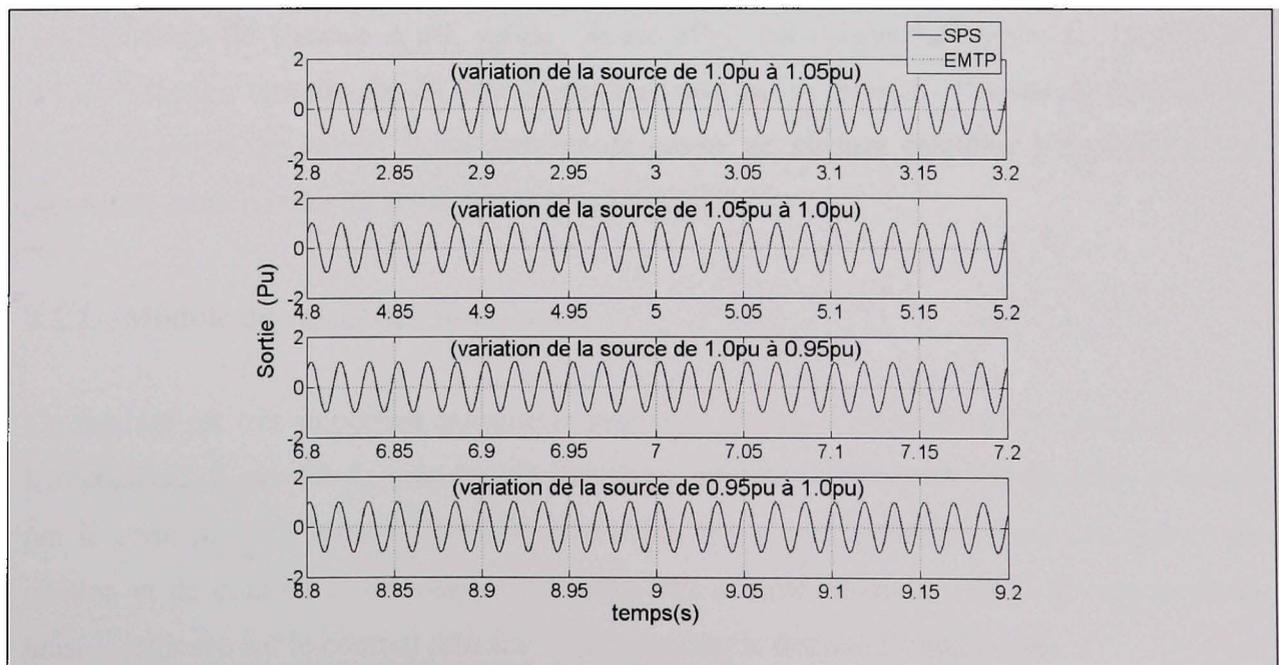


Figure 4-14 Sortie CVP en fonction du temps avec variation de l'amplitude de source.

Des fluctuations de l'ordre de cinq pourcent ont été utilisées. Les signaux à l'entrée sont les mêmes pour les variations comparées. Comme pour le cas précédent, il y a différence lors des transitoires sur la fréquence, qui s'explique de la même façon que pour le cas de la variation de phase. Par contre, cette différence étant très faible, elle affecte très peu le calcul de l'impédance comme expliqué plus tôt pour le cas où tout est fixe. Également, les formes que suivent les fréquences sont très similaires avec les deux modèles de simulation. Pour la sortie, les résultats obtenus sont superposés. Donc, le module de synchronisation fonctionne très bien. Ces dernières variations complètes les tests pour le module de synchronisation.

Suite à ces tests, il est possible de conclure que le module de synchronisation fonctionne. D'une part, les signaux de sortie obtenus pour toutes les perturbations, se superposent ce qui confirme la fonctionnalité majeure du module de synchronisation. D'autre part, la fréquence identifiée par le module est très semblable dans les deux cas. Comme en témoignent les figures précédentes, il existe quelques différences lors du régime transitoire, mais une fois le régime permanent atteint, les courbes se chevauchent de façon identique. De plus, lors des différentes perturbations appliquées, les formes d'onde de la fréquence sont similaires, ce qui confirme le bon fonctionnement du module. Par ailleurs, le module permettant la normalisation de l'entrée a été validé. À cet effet, les courbes d'entrée du module de synchronisation témoignent du bon fonctionnement de ce dernier. Comme le module de synchronisation est validé, il est possible de passer au module calculant l'impédance. La prochaine section traite de la validation de ce module.

4.2.2 Module du calcul de l'impédance

Ce module est très important puisque la référence qui est acheminée au compensateur est l'impédance. Il permet de calculer, de manière continue, la valeur de l'impédance produite par le compensateur série variable. Pour ce faire, il y a une lecture continue des valeurs de tension et de courant et les valeurs efficaces sont ensuite calculées. Avec le rapport de la tension efficace sur le courant efficace, il est possible de déduire l'impédance.

La validation de ce module est faite de façon simple. Différentes charges sont placées dans une ligne étant alimentée avec du 60 Hertz. La valeur théorique de l'impédance de la ligne est comparée à la valeur obtenue avec le module de calcul de l'impédance. Ainsi, le module peut être validé de manière rapide et simple. Le schéma qui a été utilisé à des fins de validation est le suivant:

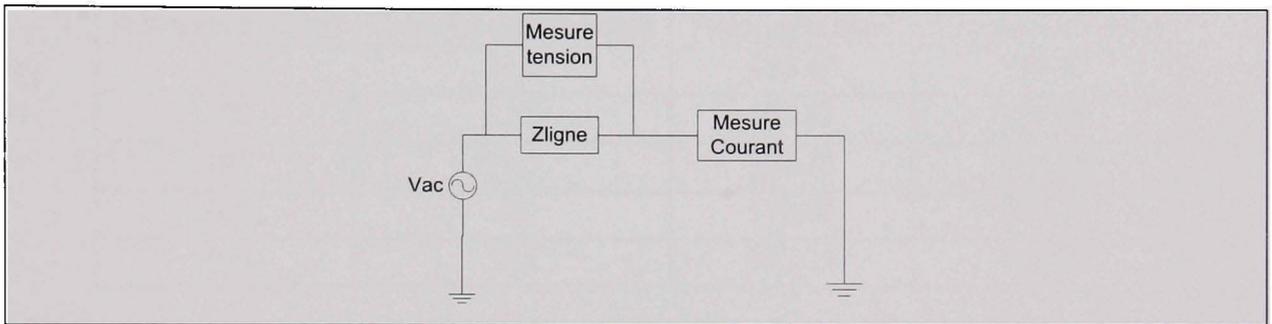


Figure 4-15 Schéma de validation du module de calcul de l'impédance.

Les mesures de courant et de tension sont ensuite envoyées au module de calcul de l'impédance. Les résultats qui ont été obtenus dans le cas de charges résistive-inductive sont les suivants:

Tableau 4-1

Module calcul de l'impédance côté inductif

Résistance (ohm)	Inductance(henry)	Théorique(ohm)	Simulation (ohm)
6.0852	0.4323	163.09	163.09
3	0.4323	163	163
20	0.4323	164.2	164.2
6	0.2	75.64	75.64
6	0.8	301.65	301.65

Comme il est possible de le constater, le module calcule avec une très bonne précision la valeur de l'impédance à partir des mesures de courant et de tension. Comme le cas inductif a

été traité, il ne reste qu'à étudier le comportement pour une charge capacitive. Voici donc les résultats obtenus mais cette fois-ci avec des charges capacitives :

Tableau 4-2

Module calcul impédance côté capacitif

Résistance (ohm)	Capacité (microfarad)	Théorique(ohm)	Simulation (ohm)
5	21.5	123.47	123.47
100	21.5	158.81	158.81
300	21.5	324.38	324.38
100	45	116.08	116.08
100	125	102.23	102.23

Encore une fois, pour des charges résistive-capacitive, le module calcule avec une très bonne précision l'impédance. Ceci complète la validation de ce module. Pour ce qui est de la forme d'onde en transitoire, cette validation est faite avec le compensateur complet. Comme le module de calcul de l'impédance est validé et fonctionnel, il est possible de passer au troisième module soit le module permettant de convertir l'angle en degré en angle temps. La section suivante traite de cette validation.

4.2.3 Conversion angle-degré en angle-temps

Évidemment, comme un angle de 30 degrés ne représente pas le même délai temporel d'amorçage pour deux fréquences de fonctionnement différentes, il convient d'y accorder une attention particulière. C'est pourquoi cette section traite du module permettant de s'assurer que l'angle d'amorçage est toujours converti en un temps d'amorçage dépendant de la fréquence calculée par le module de synchronisation. L'angle théorique en temps se calcule de la façon suivante:

$$\alpha_{\text{seconde}} = \frac{\alpha_{\text{degré}}}{360} \times \frac{1}{\text{fréquence}} \quad (4.1)$$

Pour valider le tout, une fréquence variable ainsi qu'un angle variable sont envoyés et l'angle obtenu en temps par l'outil de simulation est comparé à l'angle obtenu de manière théorique. Voici tout d'abord les résultats obtenus pour un angle en degré fixe et une fréquence variable:

Tableau 4-3

Comparaison du calcul de l'angle en seconde à fréquence variable

Fréquence (Hz)	Angle (degré)	Théorique (seconde)	Simulation (seconde)
58	135	0.006466	0.006466
59	135	0.006356	0.006356
60	135	0.00625	0.00625
61	135	0.006148	0.006148
62	135	0.006048	0.006048

Les angles, en seconde, obtenus en simulation sont exactement égaux à ceux prédits par la théorie. Par contre, cette partie utilise un angle, en degré, fixe. À l'inverse, il existe certains cas pour lesquels la fréquence est fixe mais l'angle varie. Le tableau qui suit présente le cas d'une fréquence fixe et d'un angle variable.

Tableau 4-4

Comparaison du calcul de l'angle en seconde à angle variable

Fréquence (Hz)	Angle (degré)	Théorique (seconde)	Simulation (seconde)
60	120	0.005556	0.005556
60	125	0.005787	0.005787
60	130	0.006019	0.006019
60	135	0.00625	0.00625
60	140	0.006481	0.006481

Les résultats obtenus confirment le bon fonctionnement du module qui permet la conversion de l'angle d'amorçage des thyristors. Comme trois modules ont été testés, il ne reste plus qu'à valider le dernier. Ce dernier permet de linéariser la relation de l'impédance. La section qui suit aborde cette validation.

4.2.4 Module de linéarisation

Comme mentionné dans la description du compensateur variable, la relation qui unit l'impédance et l'angle d'amorçage est hautement non-linéaire. Comme en témoigne la formule (3.45), la relation s'avère très complexe. C'est pourquoi le moyen qui est utilisé afin d'associer une impédance à un angle d'amorçage est une table associative. Chacune des valeurs d'impédance est associée à une valeur d'angle d'amorçage. Cette valeur d'impédance est calculée à une fréquence fondamentale de 60 Hertz. Donc, le fonctionnement de ce système est simple. Il accepte en entrée la sortie du régulateur et fournit en sortie un angle d'amorçage permettant d'obtenir cette impédance. Par ailleurs, comme ce module est seulement une formule qui est implantée et les résultats sont transcrits dans une table de valeurs, les résultats ne seront pas présentés. Par contre, comme en témoigne la figure 3.6, les valeurs implantées dans la table de linéarisation sont très près de ce qui est obtenu avec le module en simulation. Comme tous les sous-systèmes importants ont été testés, il ne reste plus qu'à tester le module assemblé. Au cours de la prochaine section, plusieurs essais sont effectués afin d'en vérifier la validité.

4.3 Compensateur complet

Dans cette section, l'objectif est de vérifier le fonctionnement global du compensateur avec le modèle SPS. Pour vérifier le fonctionnement, trois courbes sont présentées; la tension aux bornes du compensateur, le courant circulant dans la ligne ainsi que l'impédance produite par le compensateur. Afin de comprendre où sont prises les mesures de tension et de courant, une figure présentant la localisation de ces mesures est montrée plus tard au cours de ce chapitre. Cette section se divise de la manière suivante. Dans un premier temps, l'impédance de référence est variée. Par la suite, un défaut monophasé est appliqué sur l'une des phases. De

façon arbitraire, la phase A a été choisie. Suivant cet essai, un défaut triphasé est appliqué. Pour chacun des essais, les différentes courbes sont tracées. Ces essais se déroulent avec le même compensateur mais développé avec deux environnements, l'un d'eux est SPS tandis que l'autre est EMTP-RV. Par la suite, à des fins de comparaison, le modèle en démonstration dans SPS de Matlab, *power_tcsc.mdl*, est comparé au modèle EMTP-RV. Pour cette comparaison, l'impédance de référence est variée. Ensuite, un défaut monophasé est appliqué. Finalement, comme le compensateur développé avec EMTP-RV utilise une commande pour chaque phase, un essai avec des composantes de compensateur déséquilibrées est fait. Pour débiter, afin de faciliter la compréhension de ce qui est fait dans le reste de ce chapitre et dans le chapitre cinq, voici un schéma qui présente les comparaisons qui sont faites et surtout dans quelles sections elles sont traitées :

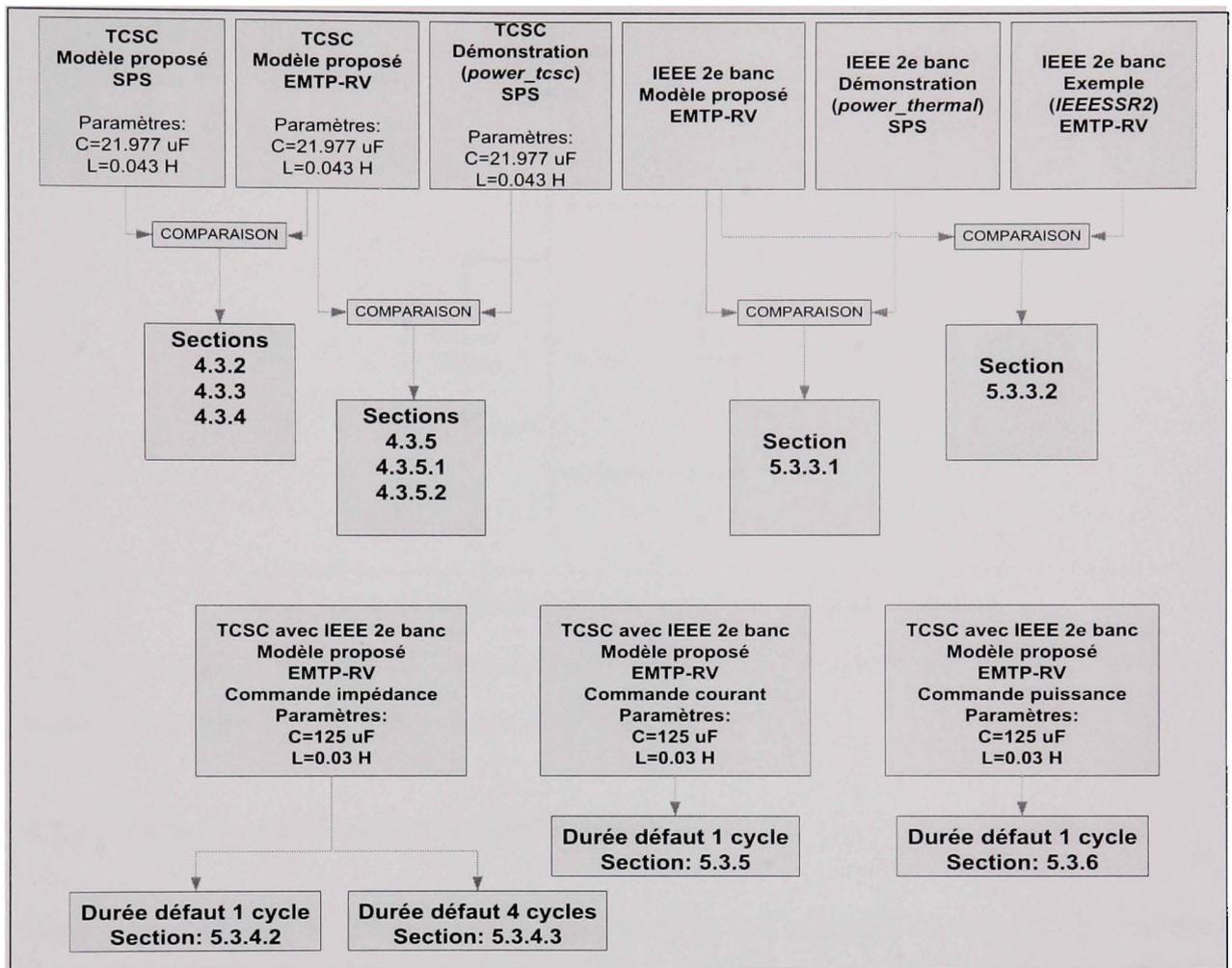


Figure 4-16 Schéma blocs montrant les sections des validations.

4.3.1 Schéma de prise de mesures

Avant de présenter les courbes, il est important de comprendre la localisation des mesures. Comme mentionné plus haut, trois courbes sont présentées: les courbes de tension, de courant et d'impédance. Les deux premières courbes sont des mesures instantanées de la tension et du courant alors que la dernière courbe est déduite à partir des deux premières. Voici donc un schéma du compensateur série variable qui permet de comprendre où sont mesurés le courant et la tension.

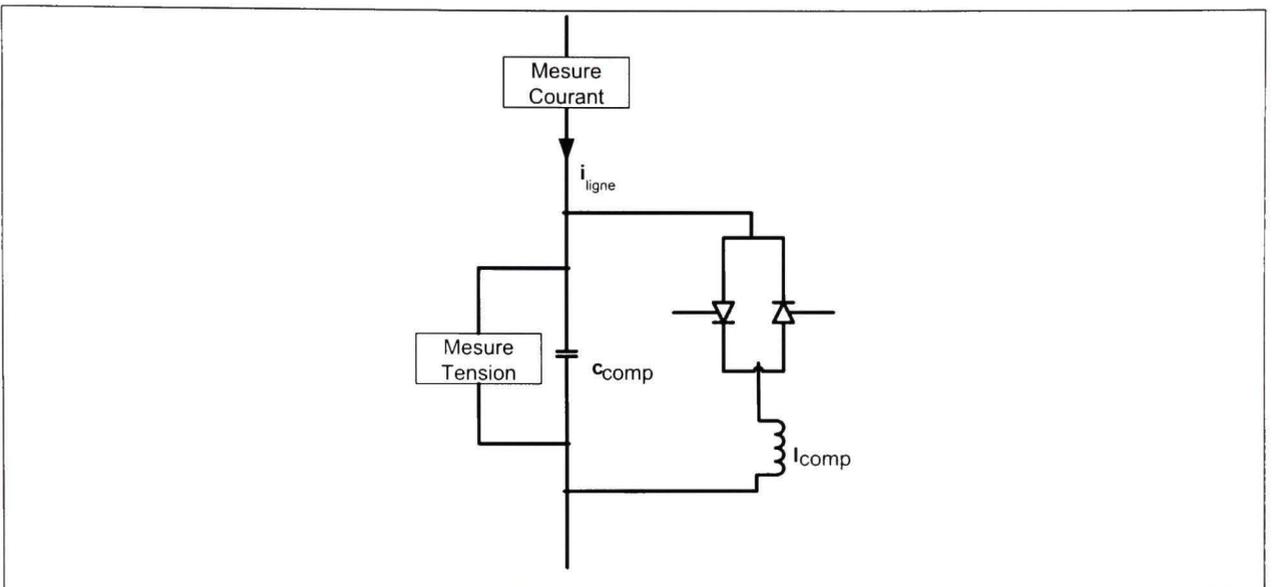


Figure 4-17 Localisation des prises de mesure de tension et de courant.

Comme le schéma de prise de mesures est présenté, il est possible de passer à la première étape qui consiste à varier l'impédance de référence du système.

4.3.2 Variation de l'impédance de référence

Dans cette section, l'impédance que le compensateur doit produire est variée. Les courbes obtenues avec le même modèle, mais dans deux logiciels de simulation différents, SPS et EMTP-RV, sont comparées. Cet essai se déroule comme suit. Dans un premier temps le compensateur est initialisé à une impédance de 130 ohms. Par la suite, à respectivement trois, quatre, cinq et six secondes, l'impédance passera à 135, 127, 121 et 130 ohms. Voici le graphique présentant les formes d'onde de la tension aux bornes du compensateur :

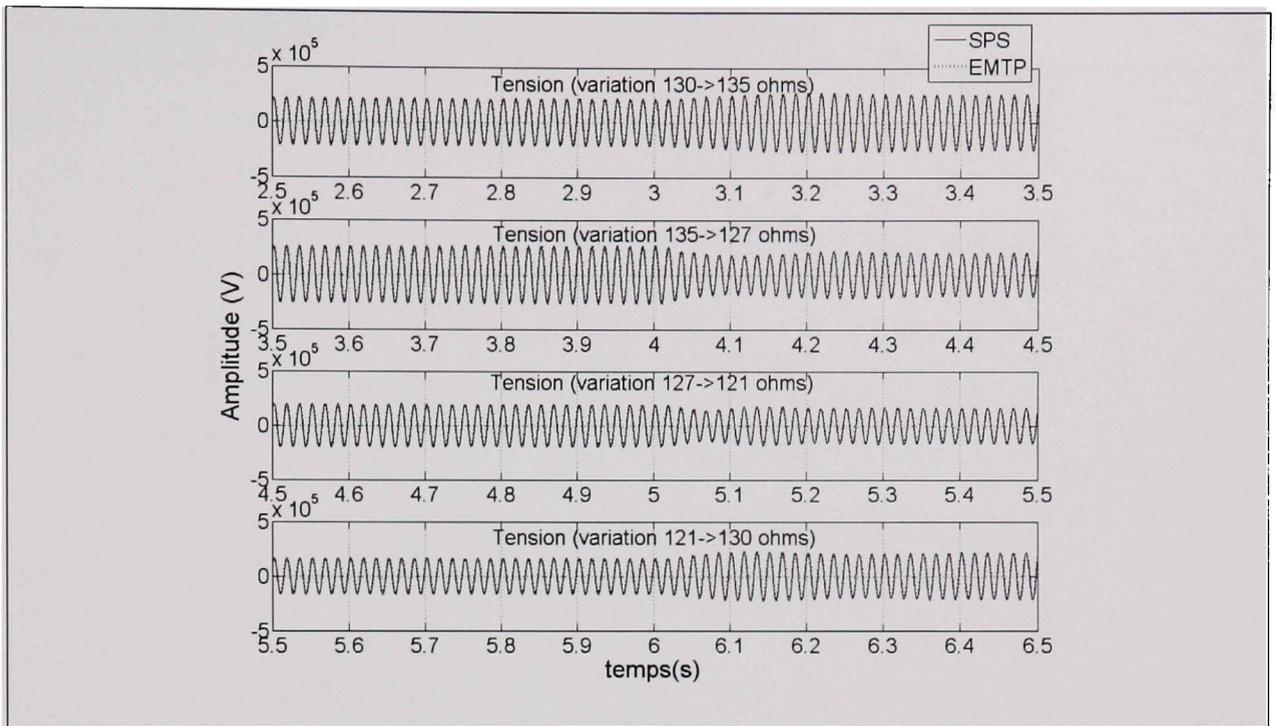


Figure 4-18 Formes d'onde de la tension au compensateur avec variation de l'impédance.

Pour le courant:

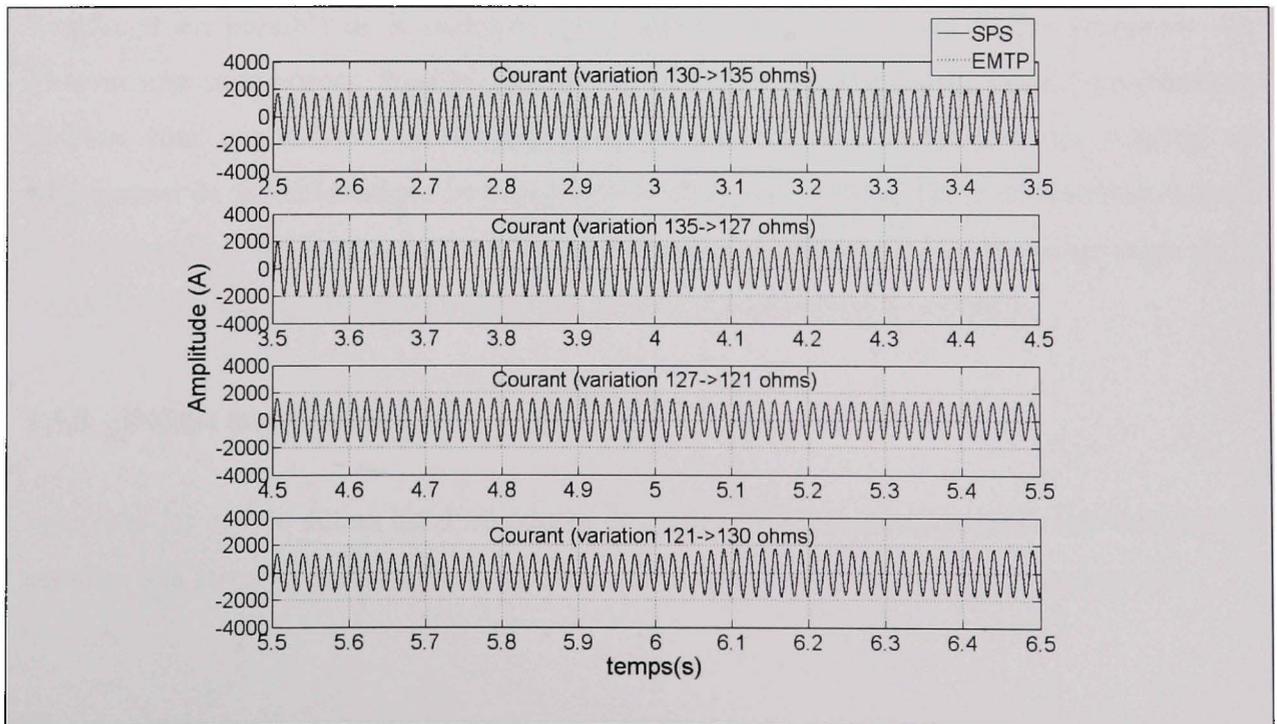


Figure 4-19 Formes d'onde du courant circulant dans la ligne avec variation d'impédance.

Finalement, pour le dernier graphique, celui de l'impédance:

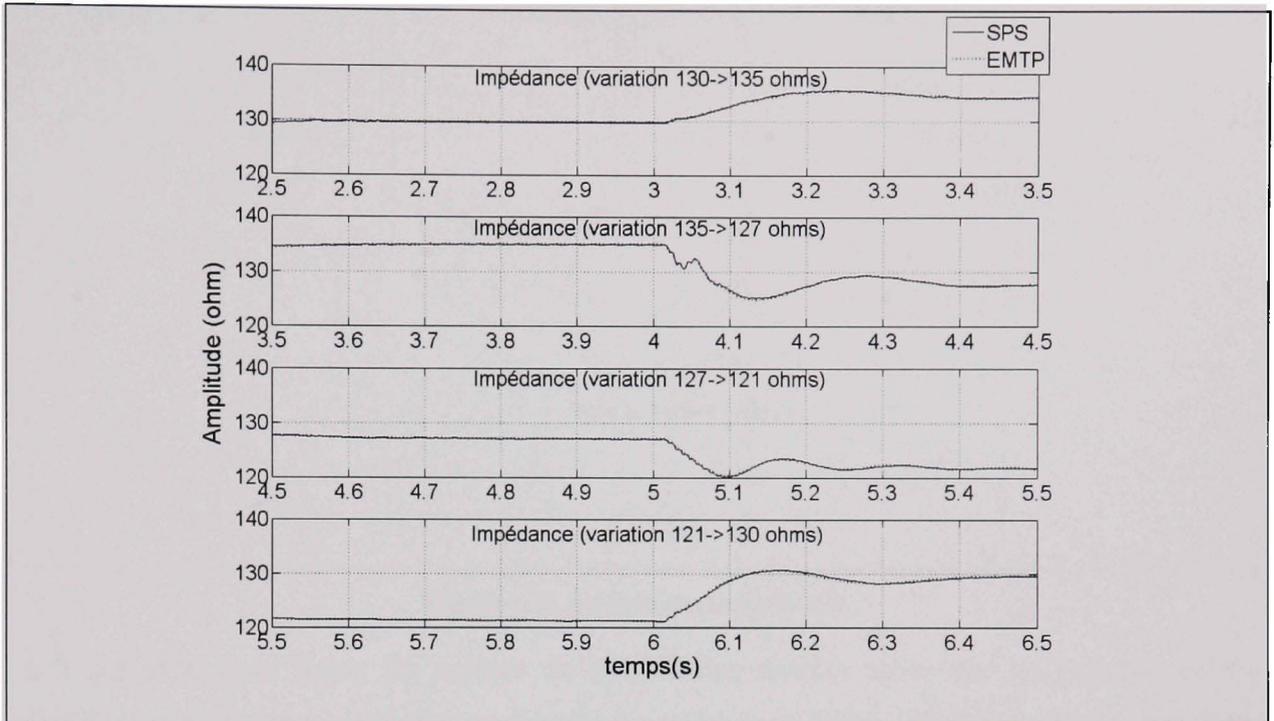


Figure 4-20 Impédance avec variation de l'impédance.

Comme il est possible de le constater, pour les tensions aux bornes du compensateur, les courbes sont superposées. Pour le courant, les mêmes observations pour la superposition des courbes sont applicables. Finalement, pour ce qui est de l'impédance, les courbes se superposent de façon identique en transitoire. D'autre part, comme les résultats obtenus avec la variation de la référence sont concluants, il est possible de passer à la deuxième étape de la validation. Cette étape consiste à appliquer un défaut monophasé au système.

4.3.3 Défaut monophasé

Pour tous les cas, le défaut est d'une durée de quatre cycles pendant lesquels une des phases est mise à la terre via une résistance de $10\ \Omega$. Sous forme de schéma voici ce qui est fait :

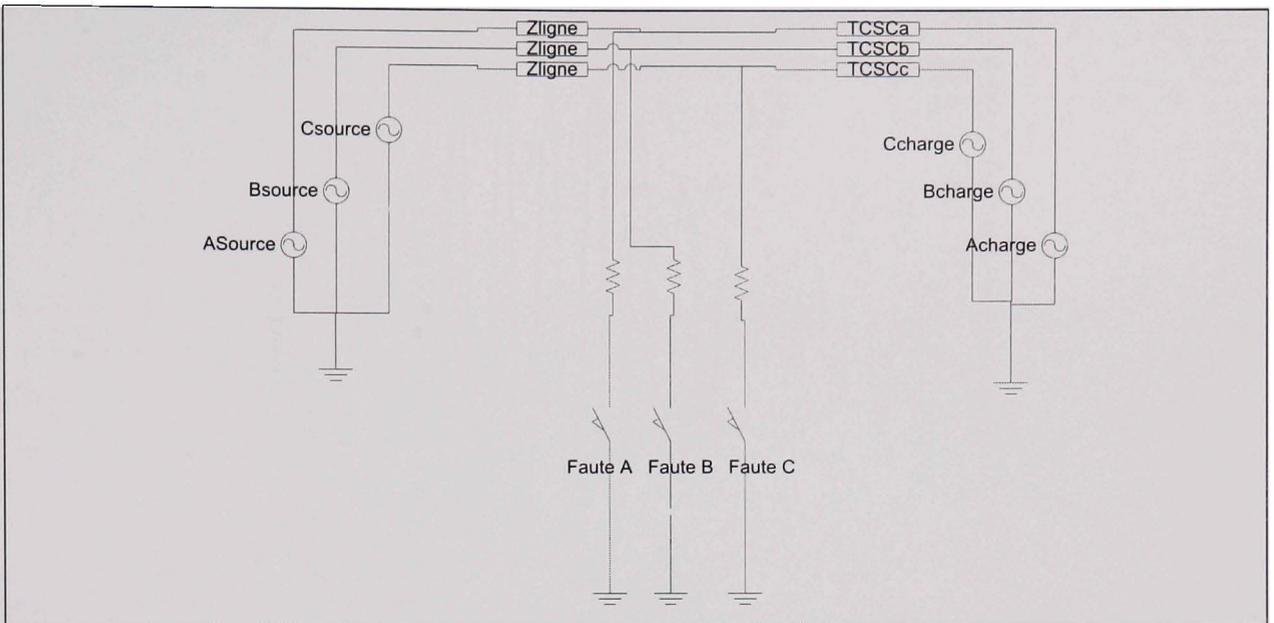


Figure 4-21 Schéma du circuit de test.

Les paramètres de ligne, les valeurs de tension des sources ainsi que les paramètres du CSVCT; inductance et capacité, ont été pris dans (Jovcic et Pillai, 2005). Le schéma provient de la démonstration *power_tcsc.mdl*. Également, ces paramètres sont aussi présentés dans la démonstration *power_tcsc.mdl* dans la librairie SPS de Matlab.

Le défaut appliqué est d'une durée de quatre cycles, pour une fréquence de 60 Hertz. Comme le défaut est monophasé, un seul interrupteur est fermé durant quatre cycles. Comme la phase A est celle sur laquelle le défaut est appliqué, seulement l'interrupteur de gauche est fermé en se fiant à la figure 4.21. Dans un premier temps, voici le graphique de la tension aux bornes du compensateur avec le défaut :

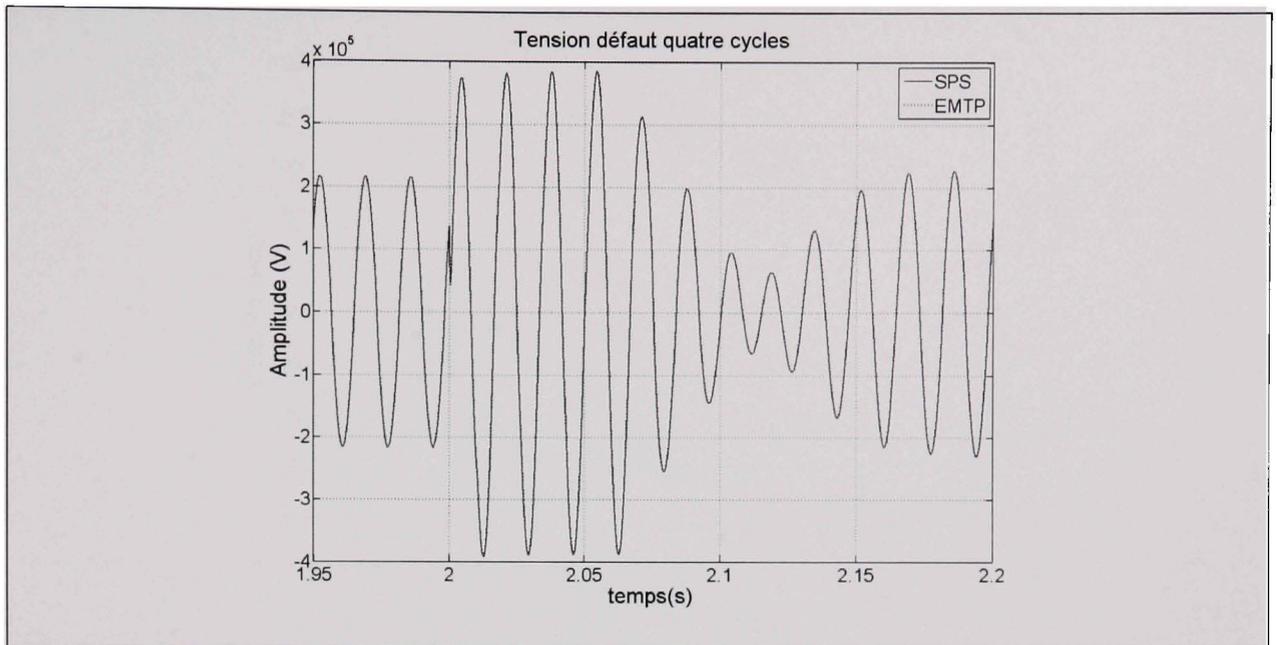


Figure 4-22 Tension aux bornes du compensateur avec défaut.

Pour ce qui est du courant:

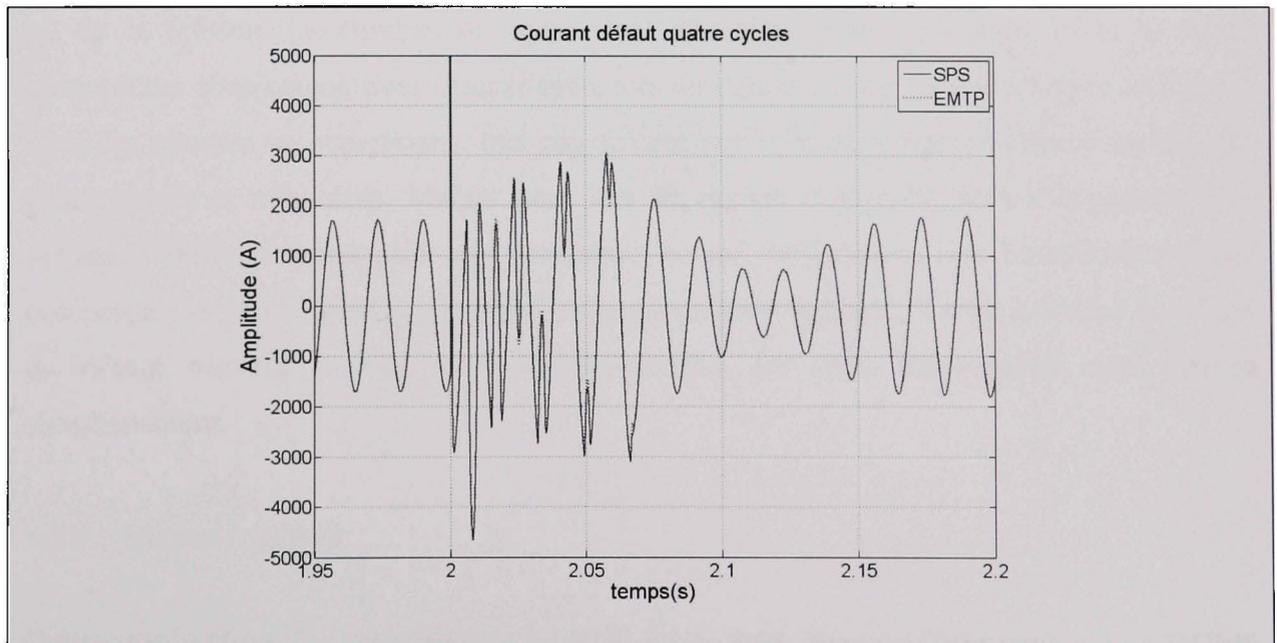


Figure 4-23 Forme du courant de ligne avec défaut monophasé.

Finalement, pour l'impédance:

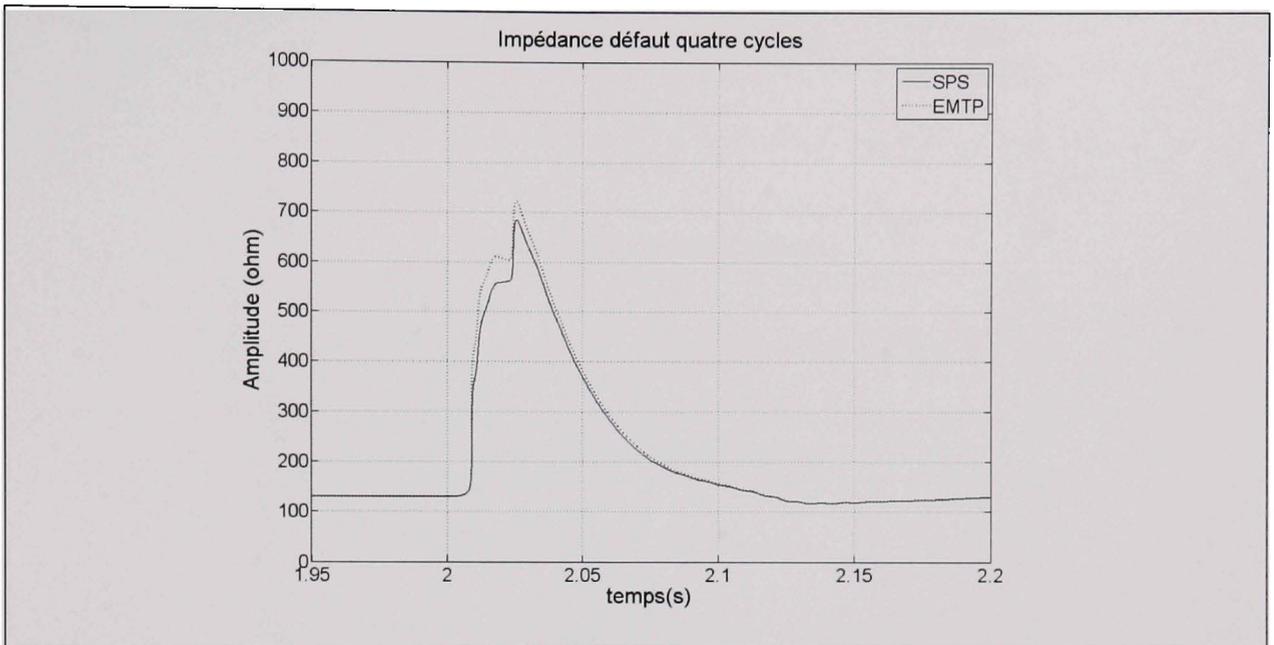


Figure 4-24 Impédance produite par le compensateur avec défaut monophasé.

Comme en témoignent les trois dernières figures, les résultats sont très similaires. Pour ce qui est de la tension, les courbes se superposent très bien. Pour le courant, c'est la même observation. Finalement, pour l'impédance, lors du transitoire il existe une légère différence mais les courbes se superposent très rapidement par la suite. Cette différence est de très courte durée et très faible. Malgré tout, lors du régime transitoire, pour l'impédance, les formes d'ondes obtenues sont très similaires, ce qui confirme le bon fonctionnement du compensateur. Maintenant que le défaut monophasé a été présenté, il reste à étudier les effets du défaut triphasé. Dans la prochaine section, les trois interrupteurs sont fermés simultanément.

4.3.4 Défaut triphasé

Dans cette section, le compensateur est testé mais, cette fois-ci, contrairement à la section précédente dans laquelle un seul interrupteur était fermé, les trois interrupteurs sont fermés en même temps. Le défaut est donc dit triphasé. Chacun des graphiques contient trois courbes, une pour chaque phase. Pour débiter voici le graphique des tensions :

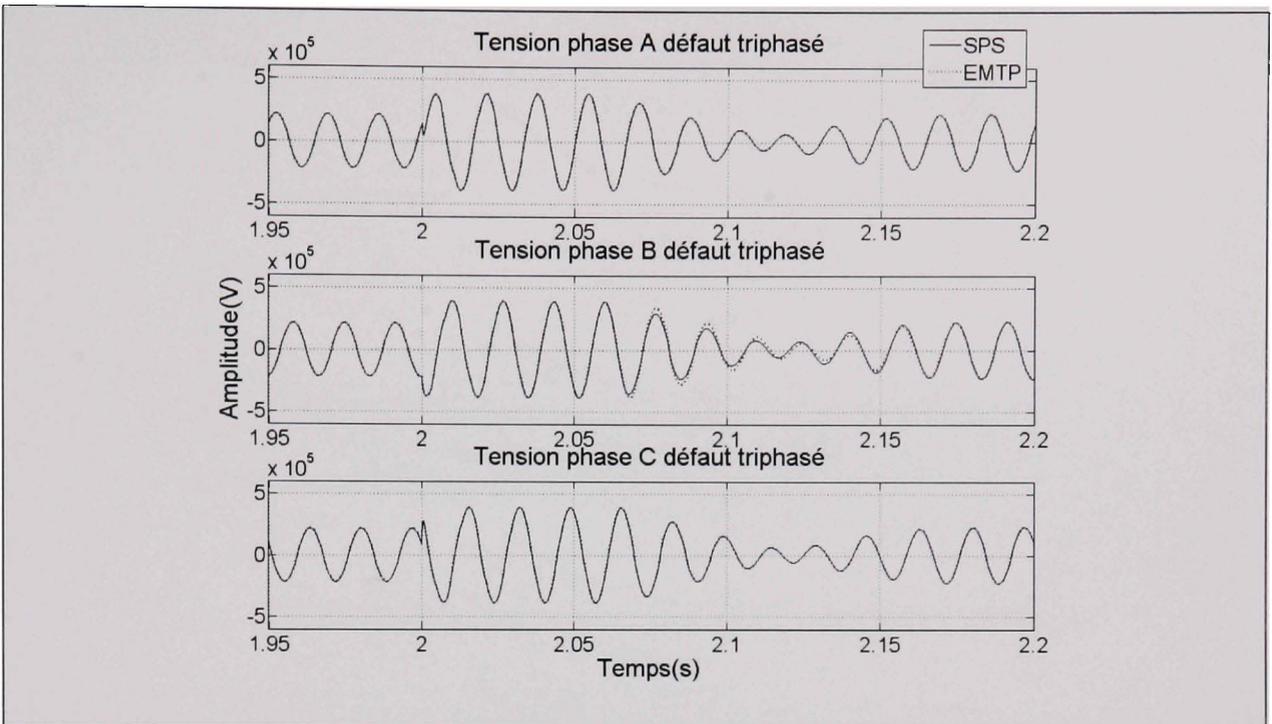


Figure 4-25 Tensions compensateur pour un défaut triphasé.

Pour le courant maintenant:

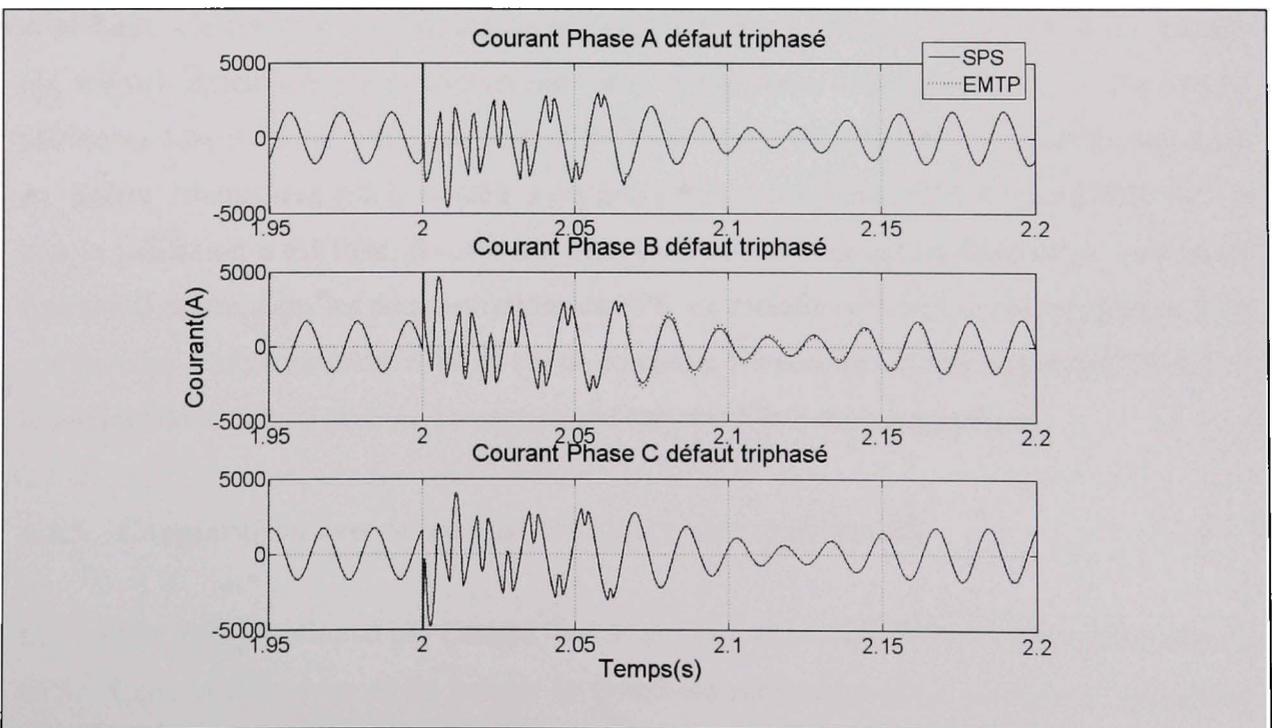


Figure 4-26 Courant circulant dans chaque ligne pour défaut triphasé.

Finalement pour l'impédance:

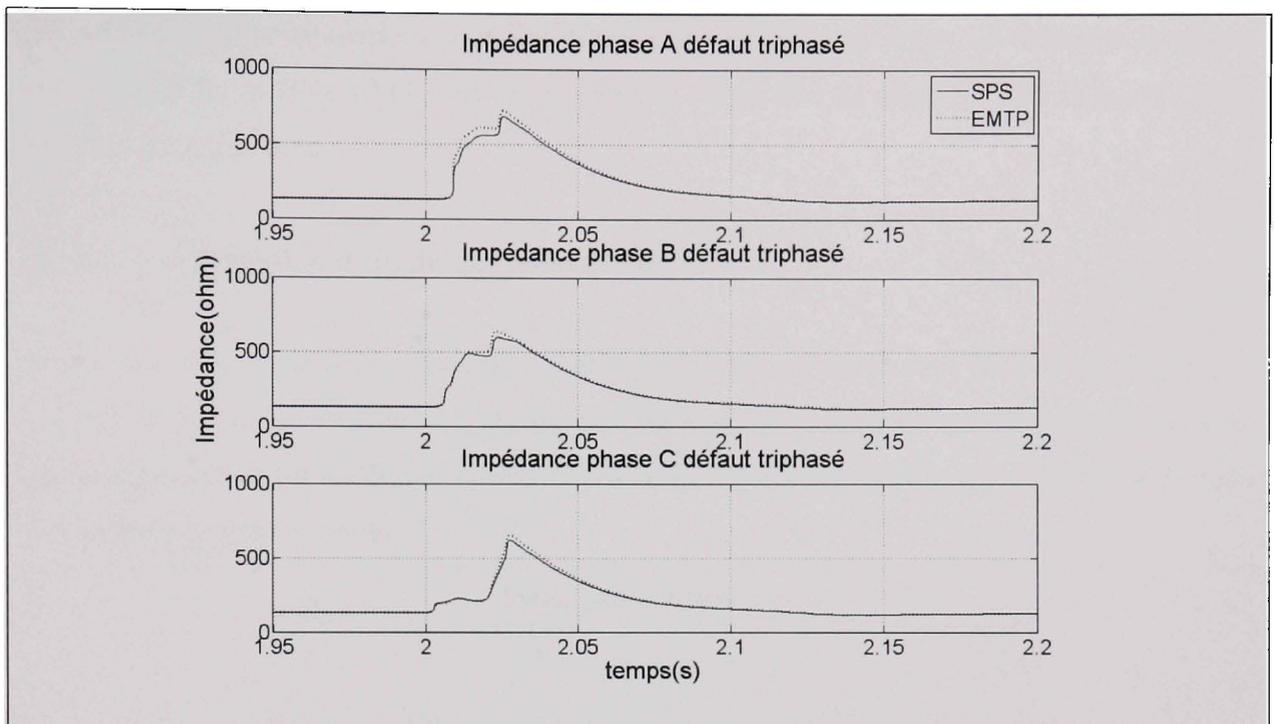


Figure 4-27 Impédances CSVCT pour un défaut triphasé.

En comparant les courbes obtenues, le même constat que pour les essais précédents est applicable, c'est-à-dire que dans les cas de la mesure de la tension et de la mesure du courant, les valeurs instantanées sont superposées. Par contre, pour l'impédance il y a une légère différence lors du transitoire mais cette différence tend à être éliminée très rapidement suite au défaut. Maintenant que le modèle a été implanté à la fois dans SPS et dans EMTP-RV et que la validation a été faite, il reste une dernière étape permettant de finaliser la validation. Comme il existe, dans les démonstrations de SPS, un modèle simulant le comportement d'un compensateur série variable, il va de soi de comparer les résultats obtenus avec EMTP-RV et le modèle de la démonstration. La section qui suit traite de cette comparaison.

4.3.5 Comparaison avec le modèle SPS dans la librairie FACTS

Ce modèle a été développé par Dragan Jovcic et il est disponible dans les démonstrations de SPS. Cette section permet de valider le fonctionnement en régime permanent, puisqu'en régime transitoire, étant donné que les méthodes de commande sont différentes, les résultats obtenus devraient être quelque peu différents. Comme pour la validation qui a été faite

précédemment, les simulations sont similaires. Dans un premier temps, un défaut monophasé est appliqué au modèle EMTP-RV et au modèle démo. Par la suite, la référence est variée pour les deux modèles.

4.3.5.1 Application d'un défaut monophasé

Encore une fois, le défaut est monophasé et est appliqué sur la phase A en se fiant à la figure 4.21. Il convient de spécifier que les signaux observés sont ceux de la phase sur laquelle le défaut monophasé est appliqué. Tout d'abord, voici le graphique de la tension aux bornes du compensateur série variable :

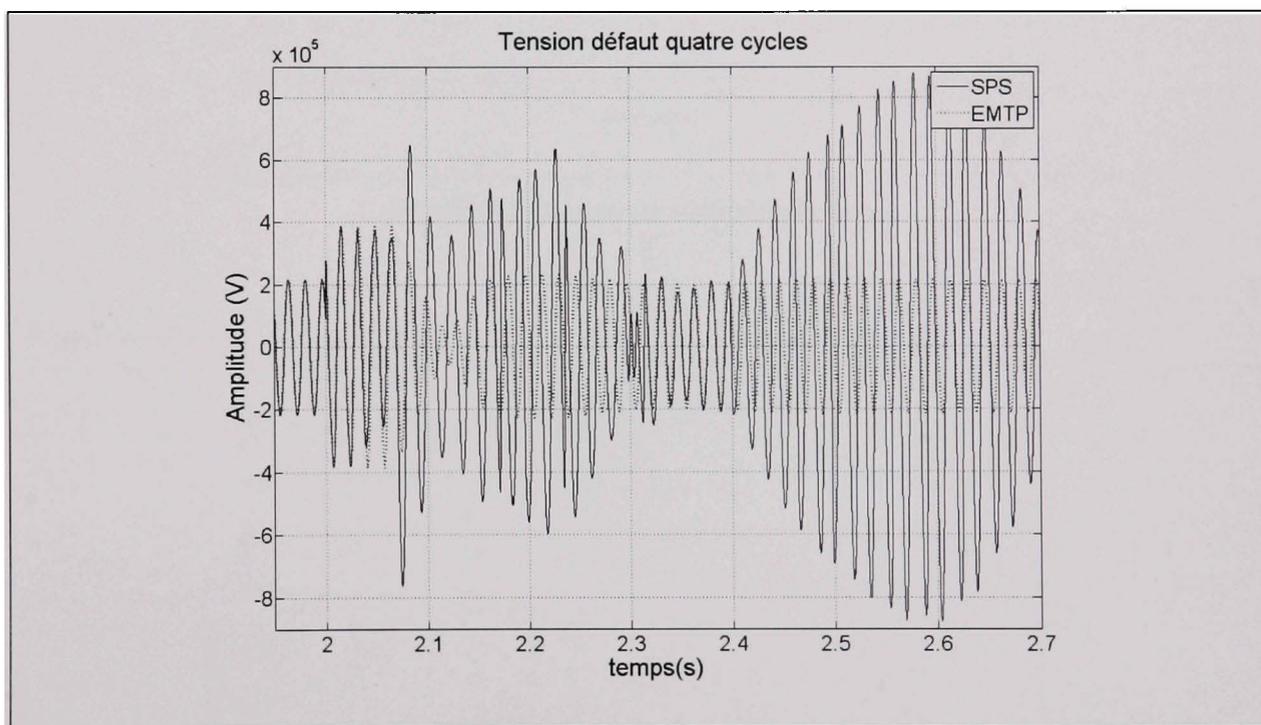


Figure 4-28 Tension aux bornes du compensateur.

Pour ce qui est du courant:

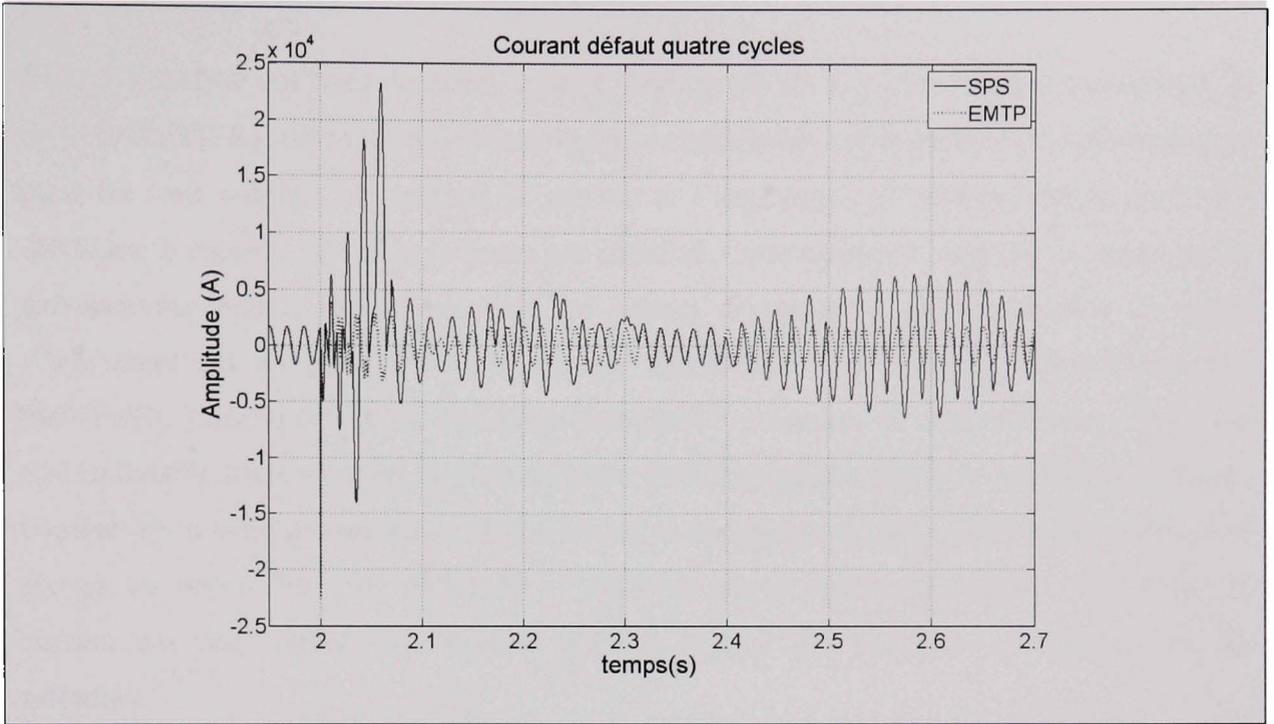


Figure 4-29 Courant circulant dans la ligne.

Finalement pour l'impédance:

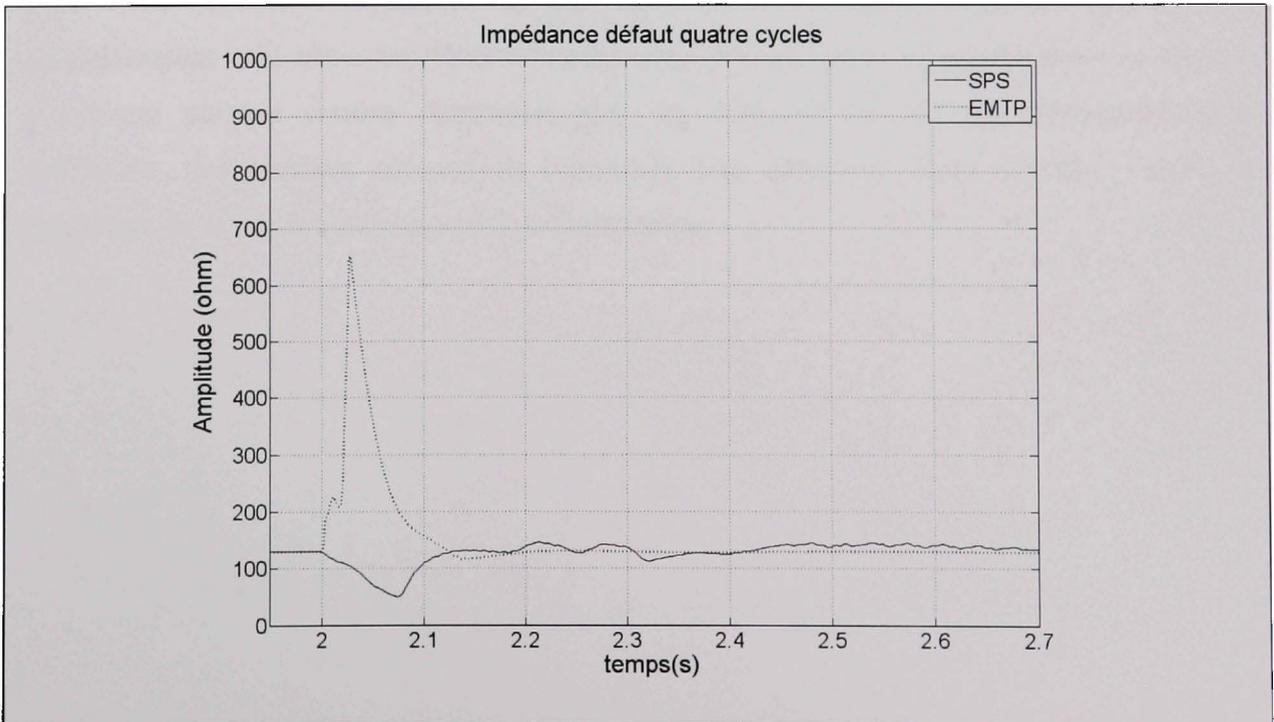


Figure 4-30 Impédance avec défaut.

Suite à l'analyse des trois dernières figures, dans le cas où il y a un défaut monophasé, le modèle EMTP-RV devient stable beaucoup plus rapidement que le modèle de référence et ce pour les trois courbes : la tension, le courant et l'impédance. D'ailleurs, même après 2.7 secondes, le modèle SPS n'est toujours pas stabilisé. Cette rapidité s'explique en partie par la présence du module de linéarisation qui permet d'associer à une impédance un angle d'amorçage qui est présent dans le modèle EMTP-RV. Par ailleurs, l'impédance dans EMTP-RV, suite au défaut, est nettement plus élevée. La raison de cette différence est le fait que le modèle présenté dans la démonstration fait la moyenne des trois impédances. Donc, comme il y a deux phases sans défaut, lorsque la moyenne est faite, ils viennent atténuer le pic qui est observable avec EMTP-RV. Comme le cas du défaut monophasé a été traité, la section qui suit contient les résultats obtenus suite à une variation de l'impédance de référence.

4.3.5.2 Variation de l'impédance de référence

Pour cette section, l'impédance de référence est variée et les mêmes signaux que précédemment sont observés. Cette section permet d'observer le fonctionnement en régime permanent puisque comme mentionné plus tôt, étant donné que les commandes sont différentes, les résultats obtenus en transitoire sont différents. Pour débiter, voici le graphique de la tension aux bornes du compensateur :

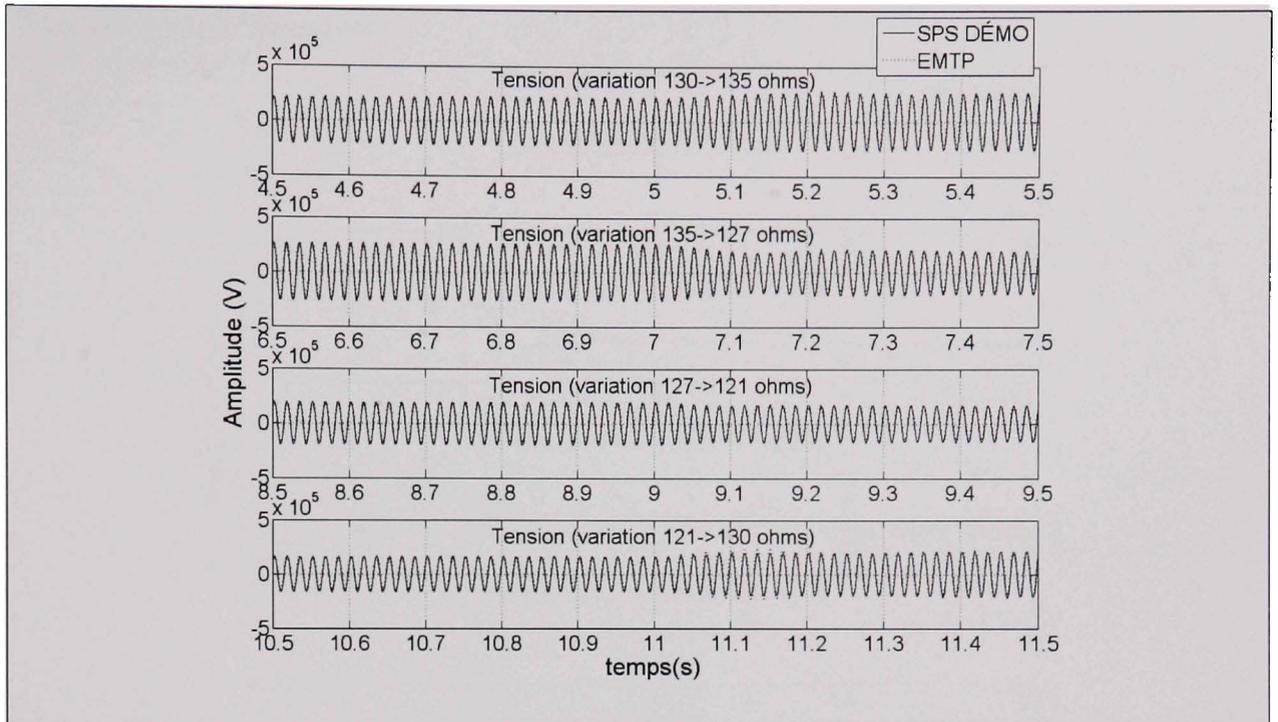


Figure 4-31 Comparaison courbes de tension aux bornes du compensateur.

Pour le courant:

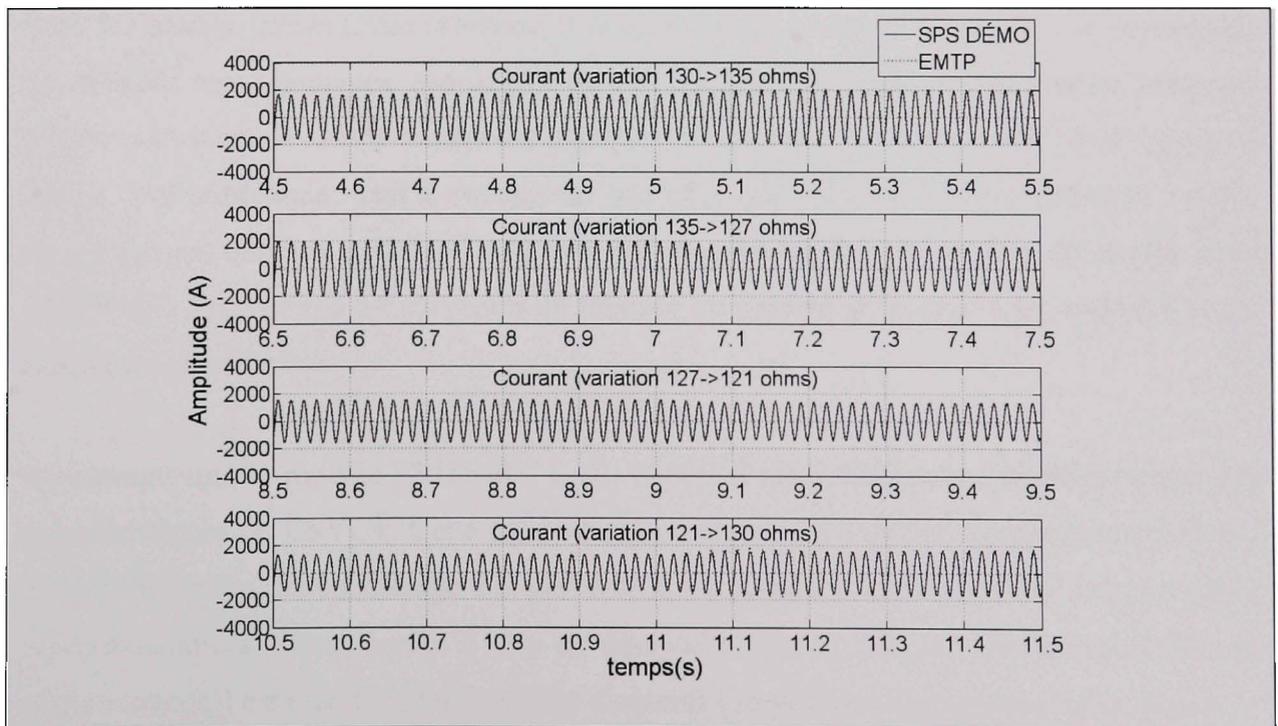


Figure 4-32 Courant dans la ligne avec variation d'impédance.

Finalement pour l'impédance :

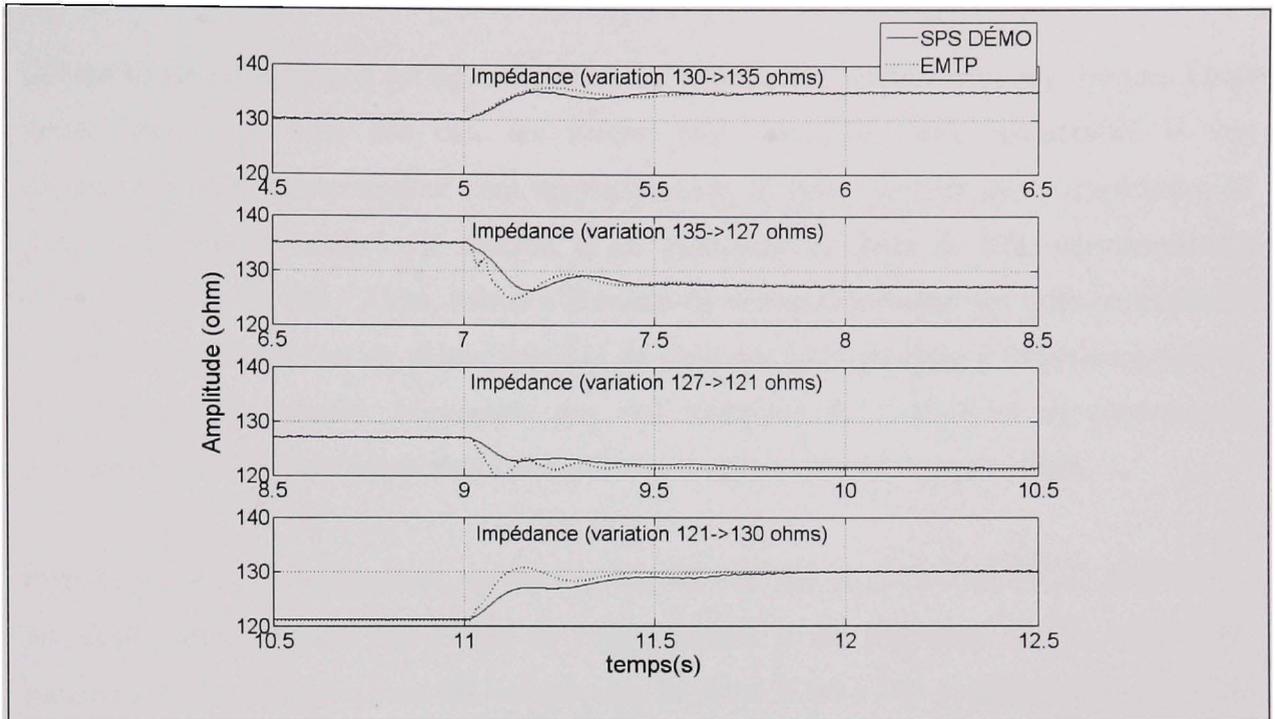


Figure 4-33 Comparaison impédance.

Suite à l'analyse des courbes obtenues, il est possible de constater qu'en régime permanent, les résultats sont identiques, que ce soit pour la tension, le courant et l'impédance. Mais, en régime transitoire le comportement est quelque peu différent. Le modèle EMTP-RV, pour la valeur de l'impédance, tend à osciller un peu plus que celui de la démonstration. Cette oscillation est due aux gains qui sont un peu plus élevés dans le modèle développé dans EMTP-RV. Pour ce qui est du temps de réponse, le modèle développé avec EMTP-RV est légèrement plus rapide.

Maintenant que le modèle EMTP-RV a été validé, il serait intéressant d'utiliser l'une des caractéristiques du CSVCT. Cette caractéristique vient du fait que le compensateur possède trois commandes indépendantes lui permettant de réguler l'impédance de chaque phase indépendamment. Donc, lorsqu'il y a un déséquilibre entre chacune des composantes du compensateur il est tout de même possible d'obtenir l'impédance désirée sur chaque phase.

4.3.6 Lignes déséquilibrées

L'objectif de cette section est de montrer l'effet bénéfique d'utiliser trois régulateurs. Étant donné que, dans bien des cas, les valeurs des paramètres des inductances et des condensateurs du compensateur sont approximatives, il faut s'assurer que l'impédance de ligne soit tout de même celle désirée. C'est pourquoi, le choix de trois compensateurs indépendants a été fait. Alors, même s'il existe un déséquilibre entre les trois branches du compensateur, il est tout de même possible de s'assurer qu'il produise l'impédance désirée sur chacune des phases. L'exemple qui suit témoigne de l'efficacité du système de commande dans le cas d'un déséquilibre entre les composantes du compensateur.

Pour la phase A, les paramètres ont été tirés encore une fois de (Jovcic et Pillai, 2005). Pour les deux autres phases, une erreur de cinq pourcent a été introduite sur la valeur des paramètres. Par exemple, pour les inductances, la phase B est à 105 pourcent de la phase A, alors que la phase C est à 95 pourcent de la phase A. Pour les capacités, le principe est identique sauf que cette fois-ci, la variation est inverse, c'est-à-dire que la capacité de la phase B est à 95 pourcent alors que la capacité de la phase C est à 105 pourcent.

En simulant et en traçant les courbes de chaque impédance de phase :

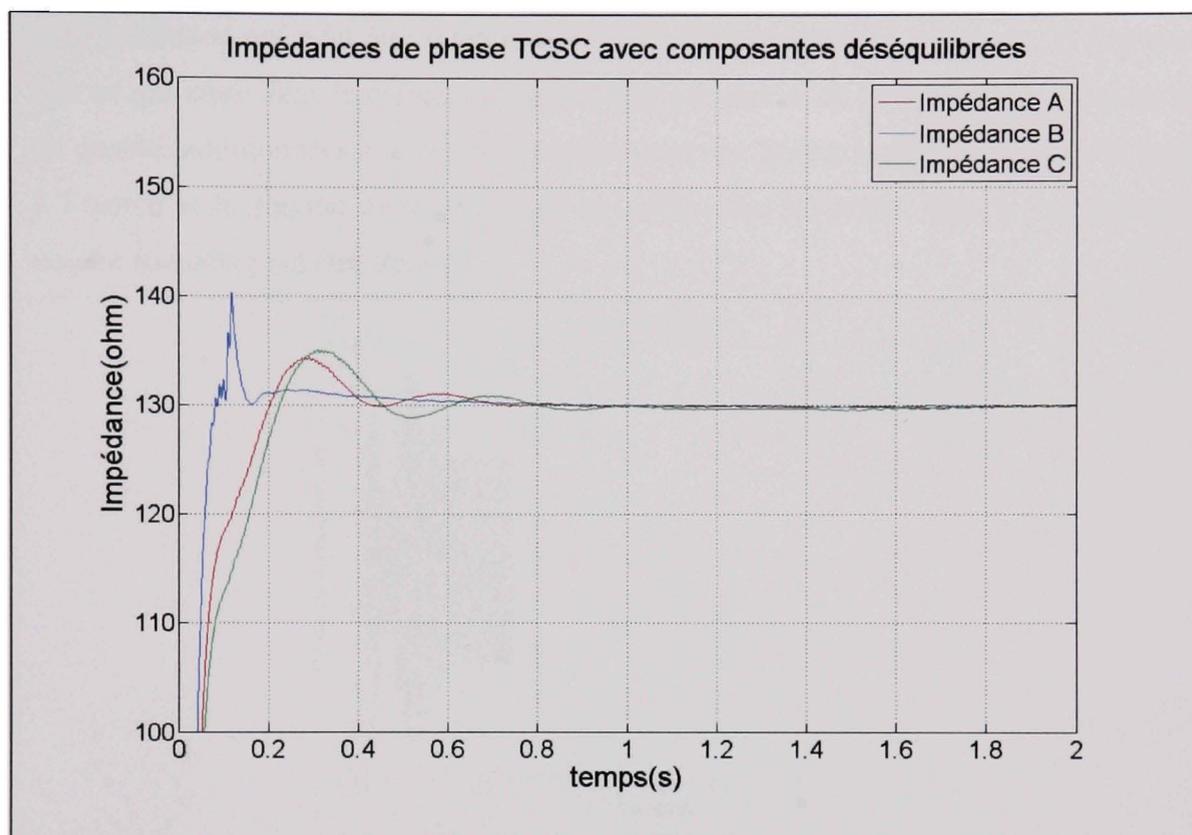


Figure 4-34 Exemple avec phases déséquilibrées.

En comparant les trois impédances, malgré ce déséquilibre des composantes, l'impédance finale atteint tout de même la référence et ce pour les trois phases. Par ailleurs, les temps de réponse sur chacune des phases sont différents. Pour la phase B, le temps de réponse est beaucoup plus rapide que pour les deux autres phases. L'efficacité du module de commande démontrée, il est possible de procéder à une dernière validation. Cette validation consiste à faire un bilan de puissance. La section qui suit traite de cet essai.

4.3.7 Bilan de puissance

Une validation qui peut être intéressante est de faire le bilan de puissance. Il faut s'assurer que ce qui entre dans le compensateur est égal aux pertes du compensateur, dues au facteur de qualité, additionnées à la puissance qui en sort. En faisant la différence entre la puissance à l'entrée et la somme de la puissance en sortie avec les pertes dans le compensateur, la courbe suivante peut être tracée:

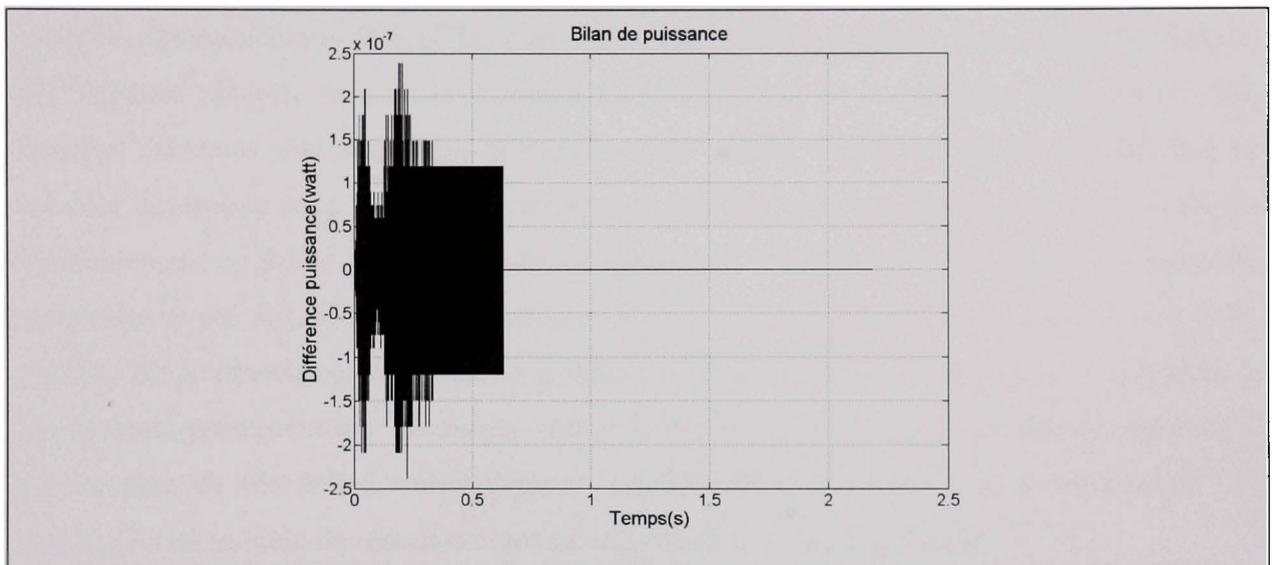


Figure 4-35 *Bilan de puissance du compensateur série variable.*

Comme en témoigne cette figure, la différence de puissance est quasiment nulle. Au départ, l'erreur est très faible puisque l'axe des ordonnées est multiplié par 10^{-7} . Sur ce dernier essai, la section traitant de la validation du compensateur série variable se termine.

4.4 Conclusion

Cette section a permis de valider le fonctionnement en partie et en totalité du compensateur série variable développé à l'aide du logiciel EMTP-RV. Pour ce qui est de la validation des composantes individuelles, dans un premier temps, le CVP a été validé en lui appliquant plusieurs variations de toutes sortes. Comme les graphiques tendent à le montrer, les réponses qu'il produit sont bonnes. Par la suite, le module permettant le calcul de

l'impédance a été validé en s'assurant que la réponse en régime permanent soit exacte. D'autre part, le module permettant la conversion d'un angle en degré en délai temporel a été validé. Par ailleurs, pour ce qui est de la validation du compensateur complet, elle a été divisée en deux étapes, la première consistait à reproduire le même modèle mais dans un logiciel différent. Cette étape a été faite avec le logiciel Matlab à l'aide des modules SPS et simulink et comme en témoignent les résultats, cette validation est concluante. La deuxième étape, quant à elle, consistait à valider le modèle EMTP-RV avec un modèle déjà existant dans les démonstrations de FACTS disponible dans l'aide de Matlab. Comme en témoignent les résultats obtenus, lors de la variation de la référence, c'est-à-dire de l'impédance, les courbes obtenues sont sensiblement pareilles. Par contre, lorsqu'un défaut est appliqué le modèle développé sous EMTP-RV retrouve sa stabilité plus rapidement, ce qui s'explique probablement en partie par la présence du module de linéarisation. Finalement, un bilan de puissance a été fait. Ce dernier confirme le bon fonctionnement du système. Comme le module du compensateur est validé et fonctionnel, il est possible maintenant de l'appliquer à un système présentant une résonance sous-synchrone. Au cours de la prochaine section, le phénomène de résonance sous-synchrone est détaillé et finalement le compensateur est appliqué à un modèle de réseau présentant une résonance sous-synchrone.

CHAPITRE 5

APPLICATION AUX RÉSONANCES SOUS-SYNCHRONES

5.1 Introduction

Comme mentionné précédemment, le compensateur série variable peut être utilisé pour atténuer les résonances sous-synchrones. Dans ce chapitre, cet atout est démontré. Pour ce faire, un système possédant les caractéristiques d'un système résonant à des fréquences sous-synchrones (Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance, 1985), est utilisé avec comme compensation des condensateurs en premier lieu, comme spécifié dans l'article du banc d'essai. Par la suite, le second banc d'essai est compensé avec le CSVCT et le niveau de compensation est le même que celui obtenu avec les condensateurs. Suite à ces deux essais, les deux modes de compensation sont comparés à l'aide des différentes courbes obtenues. Par ailleurs, la division du chapitre est faite comme suit. Dans un premier temps, il y a une introduction à la résonance sous-synchrone, les différentes explications traitant de la résonance sous-synchrone sont présentées. Par la suite, le second banc d'essai est présenté ainsi que validé. Finalement, les différents modes de compensation, condensateur et CSVCT, sont comparés.

5.2 Résonances sous-synchrones

Les résonances sous-synchrones existent sous plusieurs formes. D'ailleurs, elles peuvent être divisées en deux grandes catégories : les résonances de régime transitoire et les résonances de régime permanent. Au cours des sections qui suivent, ces deux types de résonance sont expliqués.

5.2.1 Résonances de régime transitoire

Ces résonances apparaissent en régime transitoire. Souvent, elles sont associées aux phénomènes transitoires sur le réseau qui peuvent être causés par un défaut par exemple. Lorsque ces oscillations se produisent, il est possible qu'elles excitent les modes du générateur et fassent osciller le couple jusqu'à de grandes valeurs. À long terme, ces oscillations de couple peuvent réduire la durée de vie de l'arbre de la turbine comme en témoigne la figure 1.1. Au cours des pages qui suivent, ces résonances ne seront pas étudiées. La raison expliquant ce choix est le fait que le banc d'essai permet d'étudier les résonances de régime permanent. Également, le fait que les résonances sous-synchrone de régime permanent soient, dans certains cas, plus dommageables, il était préférable de traiter de ces résonances.

5.2.2 Résonances de régime permanent

Les résonances qui se produisent en régime permanent sont divisées en deux catégories. La première est l'effet nommé *induction generator effect* (IGE). Ce type d'oscillation ne fait intervenir que la dynamique électrique du rotor. Le deuxième type d'oscillation, nommé *torsional interaction* (TI), inclut à la fois les composantes électriques du système ainsi que les composantes mécaniques de l'arbre de la turbine. À ce moment, il y a un échange de puissance entre les deux systèmes. Au cours des deux sections qui suivent, ces deux types de résonances sous-synchrones de régime permanent sont présentés et expliqués.

5.2.2.1 Résonance sous-synchrone IGE

Ce phénomène se produit lorsque la résistance du rotor, vue de l'armature, en valeur absolue, est supérieure à la somme des autres résistances composant à la fois l'armature ainsi que le réseau extérieur. À ce moment, il y a risque de résonance sous-synchrone de type IGE. Une des façons de comprendre comment la résistance du rotor, vue de l'armature, peut être négative, est d'utiliser l'approximation de la résistance faite par (Padiyar, 1999). Tout

d'abord, à partir des équations différentielles de tension, qui peuvent être trouvées dans (Krause, Wasynczuk et Sudhoff, 2002, ; Padiyar, 1999) :

$$\begin{aligned} -\frac{1}{\omega_b} \frac{d\varphi_d}{dt} - \frac{\omega_0}{\omega_b} \varphi_q &= v_d \\ -\frac{1}{\omega_b} \frac{d\varphi_q}{dt} - \frac{\omega_0}{\omega_b} \varphi_d &= v_q \end{aligned} \quad (5.1)$$

et des équations différentielles du rotor tirées de (Padiyar, 1999) :

$$\begin{aligned} \frac{dE_q}{dt} &= \frac{1}{T_{d0}} \left(-E_q + (x_d - x'_d) i_d + E_{fd} \right) \\ \frac{dE_d}{dt} &= \frac{1}{T_{q0}} \left(-E_d - (x_q - x'_q) i_q \right) \end{aligned} \quad (5.2)$$

Tout en faisant les suppositions suivantes, comme dans (Padiyar, 1999) :

$$\begin{aligned} x'_d &= x'_q = x' \\ x_d &= x_q = x \\ T_{d0} &= T_{q0} = T_0 \end{aligned} \quad (5.3)$$

Suite aux calculs, (Padiyar, 1999) obtient la valeur de résistance suivante :

$$R_s = \frac{-\omega(x - x')(\omega_0 - \omega)T_0}{\omega_b \left(1 + ((\omega_0 - \omega)T_0)^2 \right)} \quad (5.4)$$

Donc, lorsque la vitesse est inférieure à la vitesse nominale, autrement dit lorsque:

$$\omega_0 > \omega \quad (5.5)$$

la valeur de la résistance calculée à l'aide de (5.4) devient négative. Par contre, cette analyse pose problème puisqu'elle suppose, d'une part, que les composantes directe et en quadrature des impédances synchrones et transitoires sont égales et, d'autre part, que les constantes de temps associées sont elles aussi égales. Ce qui n'est pas nécessairement le cas. C'est pourquoi une analyse un peu plus approfondie peut être faite de la manière suivante.

Afin d'avoir une analyse un peu plus précise de la valeur de la résistance, voici les schémas électriques du rotor de la machine synchrone décomposé selon l'axe D et l'axe Q qui ont été établis par (Krause, Wasynczuk et Sudhoff, 2002).

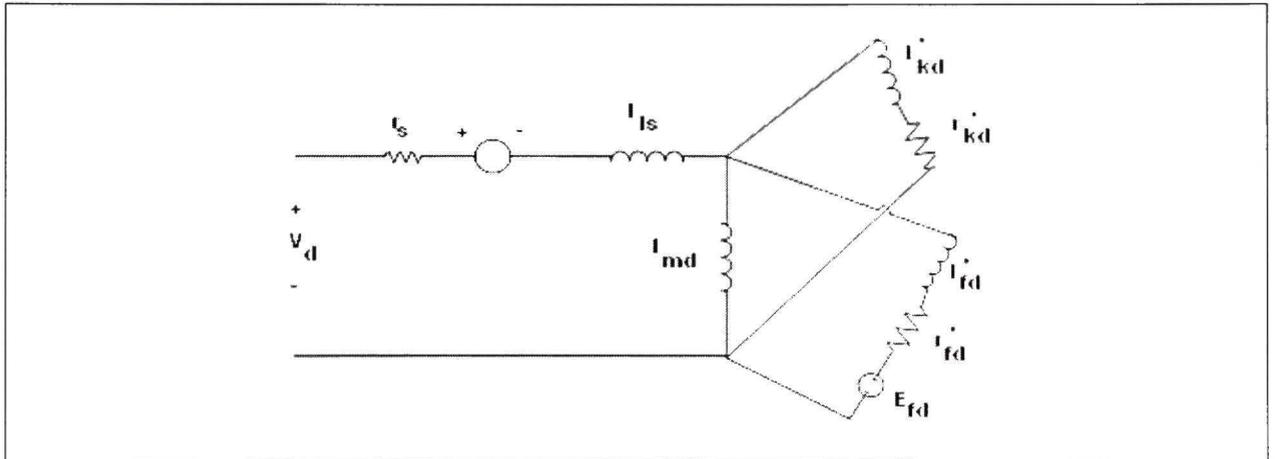


Figure 5-1 Axe D de la machine synchrone.

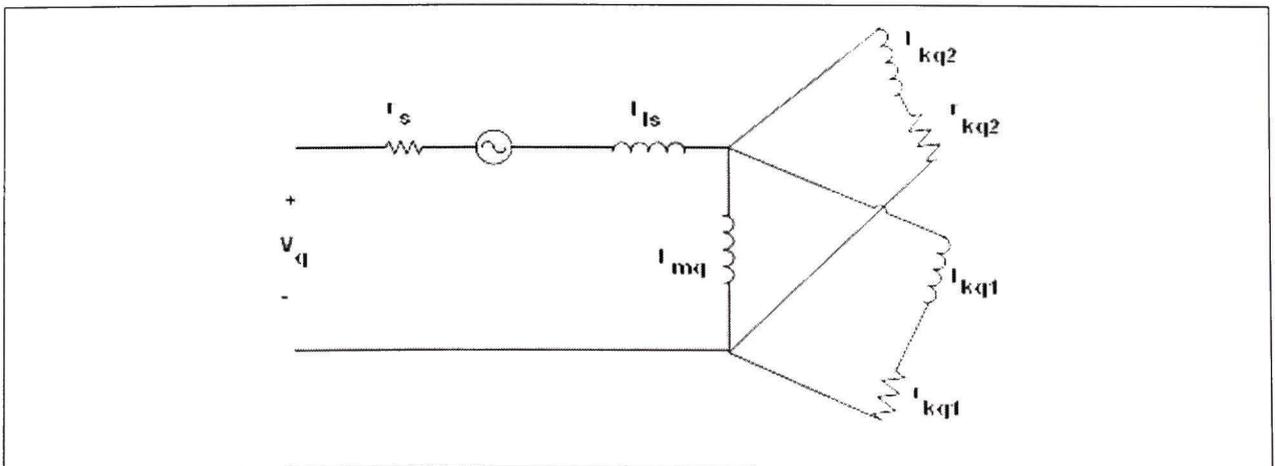


Figure 5-2 Axe Q de la machine synchrone.

Comme la valeur d'intérêt est la partie réelle de l'impédance du rotor, tous les paramètres du stator sont négligés ce qui se traduit par :

$$r_s = 0 \quad (5.6)$$

Également, les sources de tension sont supposées idéales, ce qui se traduit par une impédance nulle. De plus, les paramètres d'impédance liés aux inductances sont donnés par rapport à une base de 60 Hertz. Pour obtenir une impédance à une fréquence inférieure à la fréquence synchrone, il faut multiplier les valeurs des impédances des inductances par la fréquence sous-synchrone désirée divisée par la fréquence synchrone. En utilisant les paramètres de la machine synchrone du second banc d'essai fournis dans l'Appendice I, il est possible de calculer l'impédance du rotor de la machine synchrone vue de l'armature. Pour ce faire, le circuit équivalent est utilisé. À l'aide de ce circuit et en faisant la moyenne des impédances selon les axes D et Q, il est possible de déterminer la résistance en fonction de la fréquence. D'une part, pour l'axe direct la valeur de l'impédance est donnée par :

$$Z_d(f_r) = j l_{ad} \frac{f_r}{60} + \frac{\left(\frac{\left(R_{kd} + j l_{kd} \frac{f_r}{60} \right) + \left(R_{fd} + j l_{fd} \frac{f_r}{60} \right)}{\left(R_{kd} + j l_{kd} \frac{f_r}{60} \right) \left(R_{fd} + j l_{fd} \frac{f_r}{60} \right)} + j l_{afkd} \frac{f_r}{60} \right)}{\left(\frac{\left(R_{kd} + j l_{kd} \frac{f_r}{60} \right) + \left(R_{fd} + j l_{fd} \frac{f_r}{60} \right)}{\left(R_{kd} + j l_{kd} \frac{f_r}{60} \right) \left(R_{fd} + j l_{fd} \frac{f_r}{60} \right)} \right)} \left(j l_{afkd} \frac{f_r}{60} \right) \quad (5.7)$$

D'autre part, pour l'axe en quadrature la valeur de l'impédance est donnée par :

$$Z_q(f_r) = jl_{aq} \frac{f_r}{60} + \frac{\left(\frac{\left(R_{kq} + jl_{kq} \frac{f_r}{60} \right) + \left(R_{fq} + jl_{fq} \frac{f_r}{60} \right)}{\left(R_{kq} + jl_{kq} \frac{f_r}{60} \right) \left(R_{fq} + jl_{fq} \frac{f_r}{60} \right)} + jl_{afkq} \frac{f_r}{60} \right)}{\left(\frac{\left(R_{kq} + jl_{kq} \frac{f_r}{60} \right) + \left(R_{fq} + jl_{fq} \frac{f_r}{60} \right)}{\left(R_{kq} + jl_{kq} \frac{f_r}{60} \right) \left(R_{fq} + jl_{fq} \frac{f_r}{60} \right)} \right)} \left(jl_{afkq} \frac{f_r}{60} \right) \quad (5.8)$$

En utilisant les paramètres du second banc d'essai et en traçant la résistance équivalente comme étant la partie réelle de la moyenne arithmétique des impédances de l'axe direct (5.7) et l'axe quadrature (5.8):

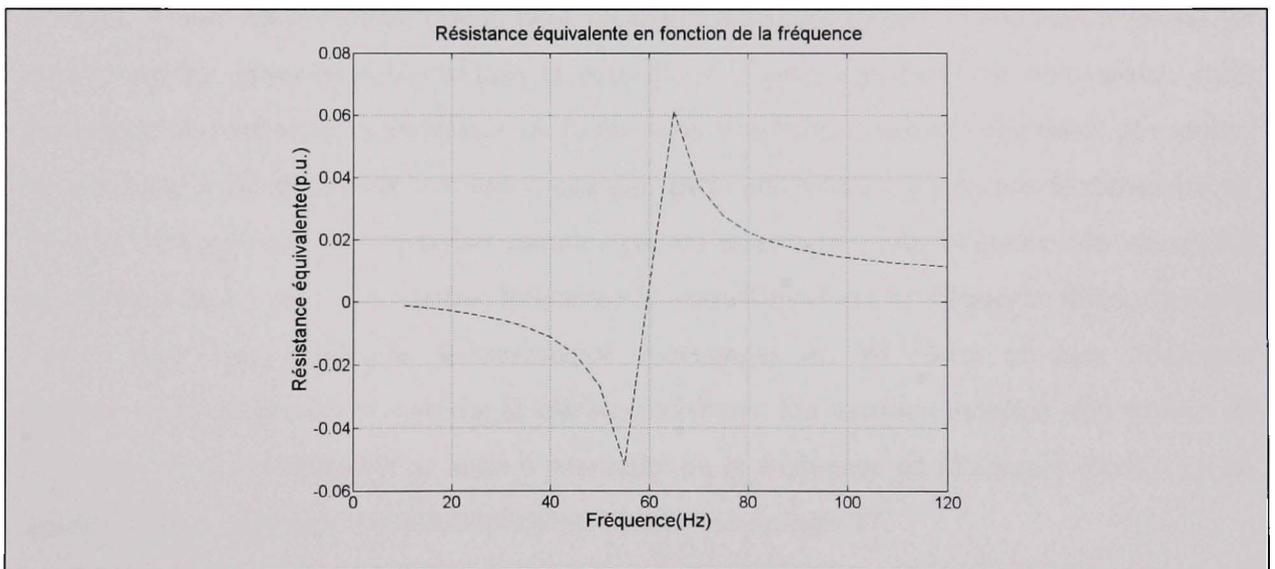


Figure 5-3 Résistance équivalente du rotor de la machine synchrone en fonction de la fréquence.

Pour des fréquences se situant environ entre 25 Hertz et 60 Hertz, comme en témoigne la figure 5.3, la résistance équivalente est négative. Donc, si cette valeur excède, en valeur absolue, la somme des résistances de l'armature et de celle des paramètres constituant le réseau extérieur à une même fréquence, alors il y a risque de IGE.

5.2.2.2 Résonance sous-synchrone de type TI

Ce type de résonance, comme expliqué plus haut, implique à la fois la partie mécanique et la partie électrique du système. Ce phénomène se produit avec des arbres mécaniques très longs, par exemple les arbres qui se trouvent dans les centrales thermiques. Ces arbres passent à travers plusieurs étages qui sont à différentes pressions. De plus, un arbre peut posséder plusieurs modes de résonance mécaniques. Par exemple, pour le cas du second banc d'essai, il y a trois fréquences de résonance possibles. Ces fréquences sont calculées un peu plus loin au cours de ce chapitre.

D'autre part, afin de bien comprendre le phénomène, voici quelques explications. Pour débiter, il faut savoir qu'un réseau peut présenter plusieurs modes de résonance électrique établis par les paramètres électriques le constituant. Également, la partie mécanique, étant constituée de l'arbre de transmission de la machine synchrone, possède elle aussi des modes de résonances. Si ces modes viennent à interagir entre eux, alors il y a risque de résonance de type TI. Par exemple, des tensions induites par un arbre ayant une fréquence de résonance mécanique de x Hertz ont comme fréquence le complément de la fréquence fondamentale. Donc, pour une fréquence de résonance mécanique de 40 Hertz et une fréquence fondamentale de 60 Hertz, comme le réseau québécois, les tensions induites sont autour de 20 Hertz. Si cette fréquence se situe à proximité de la fréquence de résonance électrique du réseau, alors il y a risque de résonance sous-synchrone de type TI.

5.3 Deuxième banc d'essai

Le deuxième banc d'essai permet de simuler la résonance sous-synchrone. Le but de ce second modèle était de présenter un modèle de réseau plus complet que ce que présentait le premier banc d'essai. Il devait s'approcher un peu plus de la réalité de l'époque. Le modèle électrique de ce second banc d'essai se présente comme suit:

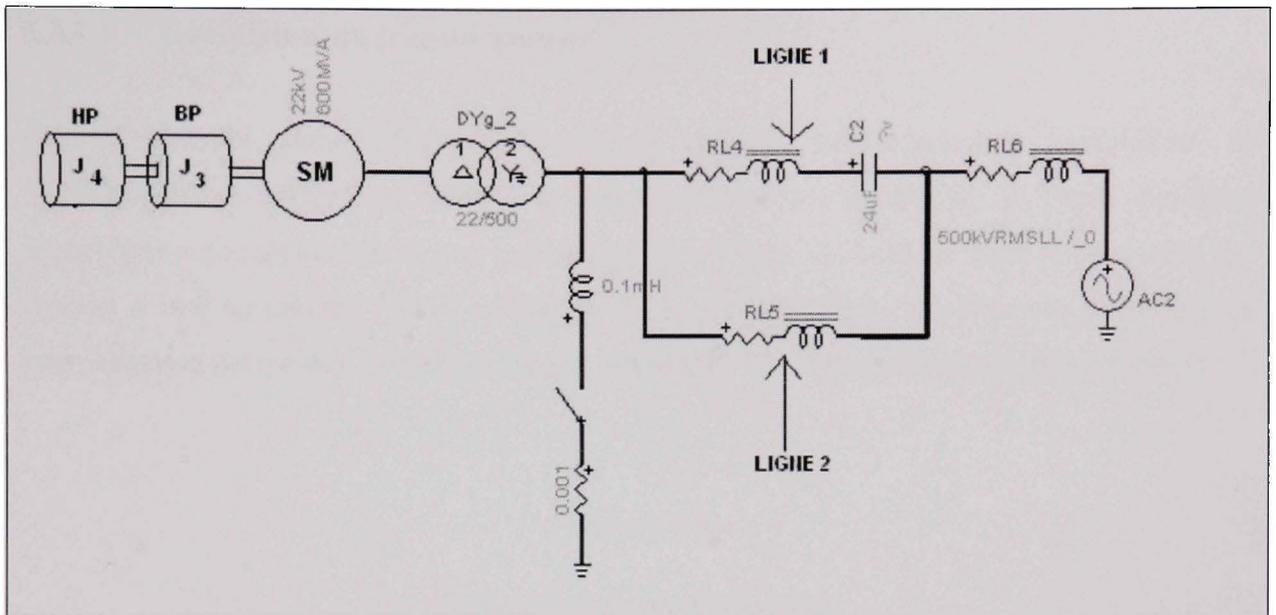


Figure 5-4 *Modèle du second banc d'essai IEEE.*

Par contre, les unités fournies dans l'article sont normalisées sur une base différente de celle de la machine synchrone. Dans l'article, la puissance de base est de 100MVA, alors que la puissance du moteur est de 600MVA. Donc, si les unités sont entrées en p.u., par rapport à la puissance du moteur, elles doivent être converties. La section qui suit traite de cette conversion.

5.3.1 Paramètres du second banc d'essai

Comme il est possible de constater avec le modèle présenté par le second banc d'essai, les paramètres fournis dans l'article sont normalisés sur une base différente de celle qui est implantée dans le modèle. Il y a une normalisation des paramètres du transformateur, de la ligne et finalement du bus infini. Dans les trois prochaines sous-sections, les paramètres sont présentés pour les adapter au modèle EMTP-RV. Les détails de ces calculs se trouvent dans l'annexe I.

5.3.1.1 Paramètres du transformateur

Comme montré dans (Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance, 1985), le transformateur est représenté à l'aide de deux paramètres : une résistance et une inductance. Par contre, ces valeurs sont normalisées par rapport à une tension de 500kV et une puissance de 100MVA, alors que la puissance de normalisation du moteur se trouve à être de 600MVA. Voici les paramètres dénormalisés :

Tableau 5-1

Paramètres du transformateur

$R_{\text{transformateur}}(\text{Ohm})$	0.5
$l_{\text{transformateur}}(\text{Henry})$	0.1326

Les paramètres normalisés sur une base de 600 MVA peuvent être trouvés dans l'annexe I. Les paramètres du transformateur calculés, il est possible d'entamer le calcul des paramètres de ligne.

5.3.1.2 Paramètres de ligne

Dans cette section, à l'image de la section précédente, les paramètres de ligne sont dénormalisés. Comme le montre le schéma du second banc d'essai, figure 5.4, il existe deux lignes. Il y a une ligne compensée, celle du haut, et une qui ne l'est pas, celle du bas. Voici donc les résultats des paramètres obtenus:

Tableau 5-2
Paramètres de ligne

Paramètres	Ligne compensée	Ligne non-compensée
$R_0(\text{Ohm})$	55	46.5
$R_1(\text{Ohm})$	18.5	16.75
$L_0(\text{Henry})$	1.59	1.392
$L_1(\text{Henry})$	0.5305	0.49

Comme les paramètres des lignes ont été traités, il ne reste plus qu'à calculer les paramètres du bus infini. Au cours de la prochaine section, ce point est traité.

5.3.1.3 Paramètres du réseau équivalent

Comme dans les deux sections précédentes, les résultats des paramètres du bus infini sont présentés. Pour de plus amples détails, il est possible de consulter l'annexe I. Voici les paramètres du bus :

Tableau 5-3
Paramètres du bus infini

Paramètres	Bus infini
$R_0(\text{Ohm})$	3.5
$R_1(\text{Ohm})$	3.5
$L_0(\text{Henry})$	0.1989
$L_1(\text{Henry})$	0.1989

Comme tous les paramètres électriques du système ont été calculés, il ne reste plus qu'à traiter les paramètres mécaniques de la turbine. La prochaine section traite du modèle mécanique de l'arbre d'entraînement du second banc d'essai.

5.3.2 Modèle mécanique de l'arbre

Au cours de cette section, dans un premier temps, le modèle de la turbine sous forme de masses et de ressorts est introduit. Par la suite, les différentes conversions sont faites afin d'obtenir un modèle avec les unités du système international. Finalement, les calculs permettant de trouver les fréquences de résonance possibles sont faits. Afin de le modéliser, il est possible de représenter cet arbre à l'aide d'un modèle constitué de masses et de ressorts. Cette modélisation peut être trouvée dans (Anderson, Agrawal et Van Ness, 1990). C'est d'ailleurs de cette façon que sont présentés les paramètres dans l'article. Le modèle contient quatre masses qui sont représentées chacune par une inertie et un frottement visqueux. De plus, chacune de ces masses est unie à la suivante par une constante de ressort. Afin de bien comprendre cette modélisation, voici un schéma présentant un modèle de turbine possédant quatre masses :

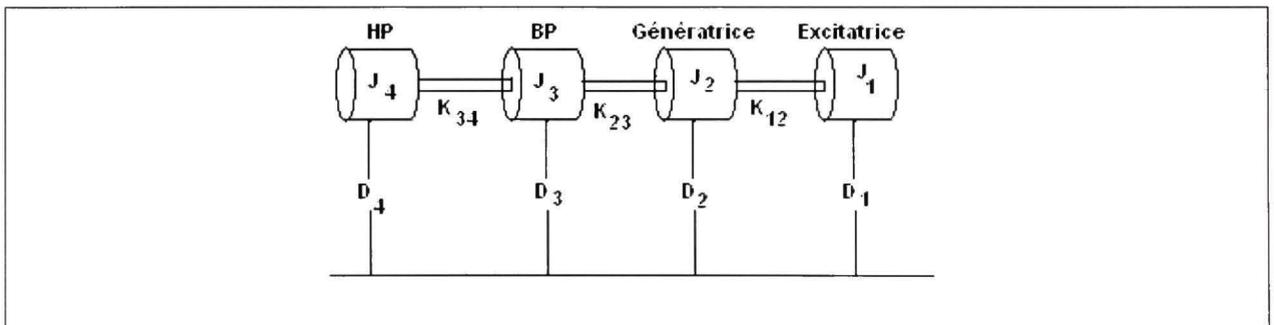


Figure 5-5 Modèle de l'arbre mécanique du second banc d'essai sous forme masses-ressorts.

Comme il est possible de le constater, le système contient les quatre masses suivantes : la haute pression, la basse pression, la génératrice et finalement, l'excitatrice. Dans ce schéma, il existe trois constantes représentant des unités physiques différentes. La première constante, J_n , représente l'inertie de la masse n . Cette constante est associée à l'accélération de la masse. La seconde, K_{mn} , représente la constante de ressort entre les masses m et n . Cette constante est associée à la position relative entre les masses m et n . Finalement, la dernière constante, D_n , représente le frottement visqueux de la masse n . Cette dernière est associée à

la vitesse de la masse. Donc, le modèle mathématique d'une masse peut être exprimé comme suit :

$$J \frac{d^2\theta}{dt^2} = T_{\text{mécanique}} - D\omega_{\text{mécanique}} - K\theta \quad (5.9)$$

Cette équation est utile lors du calcul des fréquences de résonance mécanique de l'arbre qui est fait ultérieurement. D'autre part, comme mentionné en introduction, les paramètres du modèle sont en unités impériales, donc ils nécessitent une conversion. Lors de la prochaine section, les paramètres sont convertis en unités internationales.

5.3.2.1 Conversion des paramètres de l'arbre

Comme les paramètres de l'arbre mécanique sont donnés en unités impériales et que le logiciel EMTP-RV utilise les unités du système international, il convient de dédier une section aux conversions nécessaires pour obtenir les bons paramètres.

Comme montré dans la section précédente, il est possible de représenter tout arbre mécanique sous forme d'un système de masses et de ressorts. Ce système peut être modélisé à l'aide de trois paramètres : l'inertie, la constante de ressort et finalement le frottement visqueux. À partir de ces paramètres, il est possible de calculer les modes possibles de l'arbre mécanique. Mais avant de calculer les modes, il faut s'assurer d'avoir les bonnes unités. Les trois conversions qui suivent sont nécessaires pour la suite des calculs:

$$lbm \times ft^2 \Rightarrow \frac{kg \times m^2}{rad} \quad (5.10)$$

$$\frac{lbf \times ft \times sec}{rad} \Rightarrow \frac{N \times m \times s}{rad} \quad (5.11)$$

$$\frac{lbf \times ft}{rad} \Rightarrow \frac{N \times m}{rad} \quad (5.12)$$

Afin de convertir ces unités de manière adéquate, voici quelques équivalences qui sont utiles:

Tableau 5-4

Tableau de conversion unités anglaises unité SI

Unité anglaise	Unité système internationale
1 ft	0.3048 m
1 lbm	0.4535 kg
1 lbf	4.4482 N

À partir de ces conversions, il est possible de convertir le tableau et les nouvelles constantes obtenues sont exprimées en unité internationale. Par contre, comme mentionne l'article du second banc d'essai, il est possible de découpler les résonances électriques des résonances mécaniques. Pour ce faire, les constantes de frottement visqueux doivent être multipliées par un facteur huit. Après avoir mis les unités dans le système international et en séparant les deux cas, deux combinaisons de valeurs sont possibles. Le tableau 5.5 présente le cas où le frottement visqueux est multiplié par huit:

Tableau 5-5

Paramètres avec résonances découplées

Section	Inertie (Kg*m ²)	Frottement visqueux (Kg*m*s)	Constante de ressort (N*m)
Excitatrice	58.2798	46.6401	5952040.7932
Génératrice	7425.2560	5942.8212	132829484.398
Basse pression	13094.1543	10479.9304	67953595.5704
Haute pression	2103.2972	1683.3836	-

Maintenant, le tableau 5.6 présente les valeurs initiales converties :

Tableau 5-6

Paramètres résonance sous-synchrone

Section	Inertie (Kg*m ²)	Frottement visqueux (Kg*m*s)	Constante de ressort (N*m)
Excitatrice	58.2798	5.8300	5952040.7932
Génératrice	7425.2560	742.8527	132829484.398
Basse pression	13094.1543	1309.9913	67953595.5704
Haute pression	2103.2972	210.4229	-

Ces deux tableaux possèdent les mêmes constantes de ressort et les mêmes inerties, la seule différence réside dans les constantes de frottement visqueux. Dans le second tableau, ces constantes sont divisées par un facteur de huit. Comme les paramètres du système sont maintenant convertis en unité internationale, il est possible de passer à la prochaine étape. Cette étape consiste à calculer les différents modes de résonance mécanique de la turbine mécanique.

5.3.2.2 Représentation d'état permettant l'obtention des modes de l'arbre

Pour un modèle contenant plusieurs masses, la formule s'appliquant est la même pour chaque masse. Par contre, à la place d'avoir une équation, il y a n équations couplées. Ces équations peuvent être exprimées sous forme matricielle. À partir de la représentation d'état du système, en calculant les valeurs propres de la matrice A du système suivant :

$$\dot{X} = AX + Bu \quad (5.13)$$

Il est possible de déterminer les fréquences de résonance de l'arbre. Par exemple, voici le calcul des fréquences de résonance de l'arbre mécanique du second banc d'essai. Tout

d'abord, la représentation d'état du système peut être faite à l'aide de l'équation (5.9). Avec quelques modifications, il est possible d'obtenir :

$$\ddot{\theta} = \frac{T_{m\acute{e}canique} - T_r}{J} - \frac{K}{J}\theta \quad (5.14)$$

Comme le montre la dernière équation, le frottement visqueux est négligé. Il est négligé puisque généralement, sa valeur est faible comme mentionné dans (Anderson, Agrawal et Van Ness, 1990). Par la suite, en calculant la matrice de représentation d'état de l'équation (5.14) et ce pour toutes les masses:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -102190 & 0 & -102190 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 802 & 0 & -18702 & 0 & 17899 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 10150 & 0 & -15343 & 0 & 5193 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 32327 & 0 & -32327 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.15)$$

En calculant les valeurs propres de cette matrice, les fréquences de résonance mécanique obtenues sont les suivantes :

$$\begin{aligned} f_1 &= 51.12Hz \\ f_2 &= 32.38Hz \\ f_3 &= 24.64Hz \end{aligned} \quad (5.16)$$

Donc, pour cette turbine mécanique, il existe trois fréquences de résonance. Dans le cas du second banc d'essai, un de ces modes est excité. Au cours de la section qui suit, le modèle du second banc d'essai, simulé dans EMTP-RV, est validé.

5.3.3 Validation du second banc d'essai

L'objectif de cette section est de valider le fonctionnement du modèle EMTP-RV proposé avec le second banc d'essai. Il convient de spécifier que pour cette section le CSVCT n'est pas encore inclus dans le montage. La seule composante utilisée pour la compensation, est un condensateur. Cette section permet entre autres de voir le phénomène de résonance sous-synchrone. La validation de ce modèle est divisée en trois étapes différentes. La première d'entre elles consiste à valider le modèle proposé, avec un modèle déjà existant dans les démonstrations de SPS. Cette démonstration se nomme *power_thermal.mdl*. Par contre, il y a une différence entre les deux systèmes de commande. Cette différence réside dans le fait que le modèle développé dans SPS utilise une commande dont la référence est la puissance électrique alors que le modèle EMTP-RV utilise une commande dont la référence est la puissance mécanique, de sorte que la dynamique du système global n'est pas la même. Pour remédier à ce problème, la solution qui a été trouvée est l'utilisation d'un modèle du second banc d'essai déjà existant dans les exemples d'EMTP-RV. Cette étape constitue la deuxième validation. Finalement, la dernière validation, quant à elle, compare les fréquences obtenues avec le modèle proposé, avec les spectres fréquentielles des différentes variables : couples, courant et tension, avec ceux que le modèle théorique, présenté dans l'article du second banc d'essai, prédit.

5.3.3.1 Validation avec le modèle SPS

Dans un premier temps, voici la comparaison avec le modèle SPS. Comme mentionné dans le paragraphe précédent, une certaine partie du transitoire de puissance est présentée, puisque les deux modèles commandent des puissances différentes. L'un des modèles commande la puissance électrique, alors que l'autre commande la puissance mécanique. Ceci se traduit par

une dynamique différente. Voici le graphique qui représente la puissance électrique en sortie de la machine synchrone en fonction du temps:

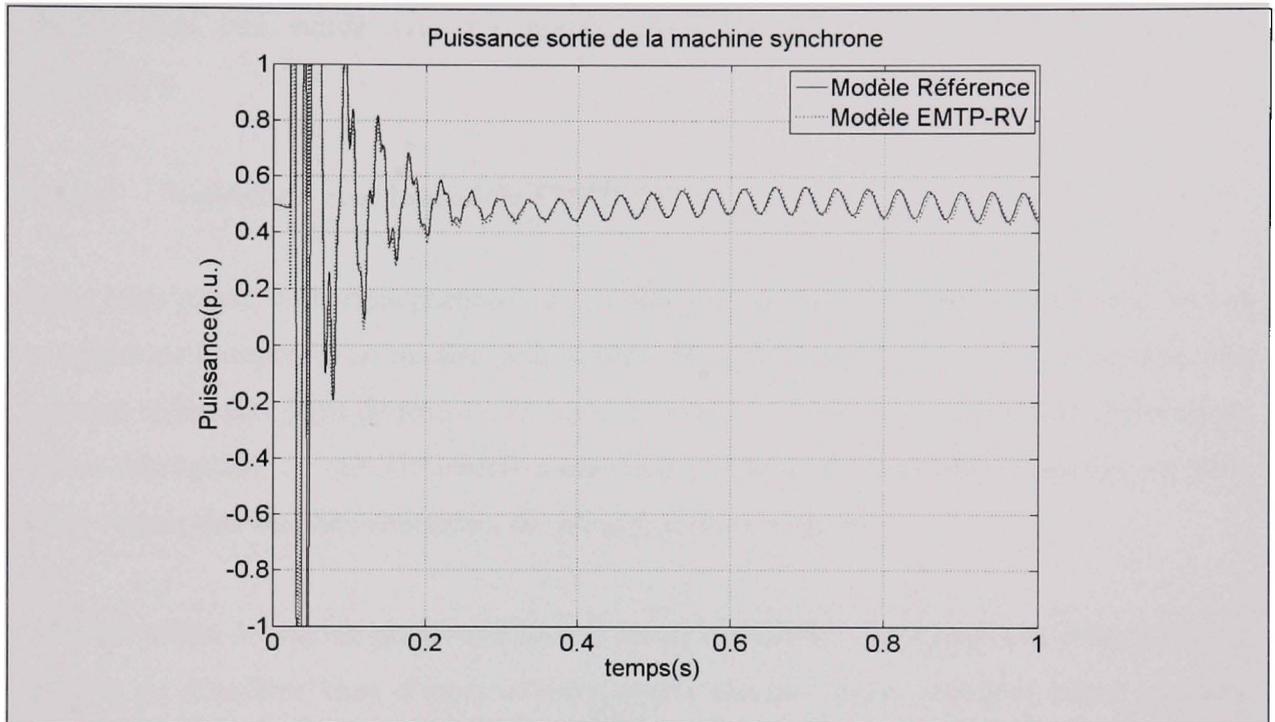


Figure 5-6 Puissance électrique en sortie de la machine synchrone.

Suite à l'analyse de la figure 5.6, il est possible de conclure que les résultats obtenus durant la première seconde sont très similaires. Les courbes sont superposées durant une bonne partie de la simulation. D'autre part, le phénomène de résonance sous-synchrone est observable dans la forme de courbe de la puissance. L'amplitude de l'oscillation est en constante croissance. Par ailleurs, au fur et à mesure que le temps avance, le couple du modèle développé avec EMTP-RV, prend du retard par rapport à celui développé dans SPS. Ce phénomène s'explique par le fait que le modèle de machine dans EMTP-RV utilise une commande dont la référence est la puissance mécanique, de sorte que la dynamique globale inclut toutes les constantes de temps mécaniques. À l'opposé, le modèle d'arbre, développé dans SPS, a comme référence la puissance électrique, donc la dynamique tient compte uniquement de la dynamique électrique. Comme la dynamique électrique est plus rapide que la dynamique mécanique, il y a un décalage qui se crée entre les deux puissances aux sorties

des machines synchrones. C'est pourquoi cette validation s'arrêtera à ce point. Afin de s'assurer que le modèle est valide malgré tout, il existe un modèle qui a été créé dans l'environnement EMTP-RV. La prochaine section est consacrée à cette validation et ainsi, le modèle peut être validé avec un modèle ayant la même référence, soit la puissance mécanique.

5.3.3.2 Validation avec le modèle EMTP-RV

Dans cette partie, le modèle proposé est quelque peu modifié. Le modèle développé lors de ce projet est comparé à un modèle déjà existant dans EMTP-RV. Par contre, le modèle déjà existant utilise des gains de ressort, de façon à ce que les résonances mécanique et électrique soient découplées, ce qui correspond à une multiplication du frottement visqueux par huit. Pour obtenir des résultats similaires, les gains sont donc adaptés.

Afin de valider le modèle du second banc d'essai, les courbes de couple sont comparées. Le modèle du deuxième banc d'essai contient quatre masses : haute pression, basse pression, génératrice et excitatrice. Donc, seulement trois couples sont observables : celui entre la turbine haute pression et la basse pression, celui entre la basse pression et la génératrice et, finalement, celui entre la génératrice et l'excitatrice. Évidemment, comme la simulation se déroule sur plusieurs secondes et que, si la plage entière de simulation était présentée, la résolution serait nulle, seulement une courte plage de la simulation est présentée. Voici la superposition des deux courbes présentant le couple entre l'excitatrice et la génératrice:

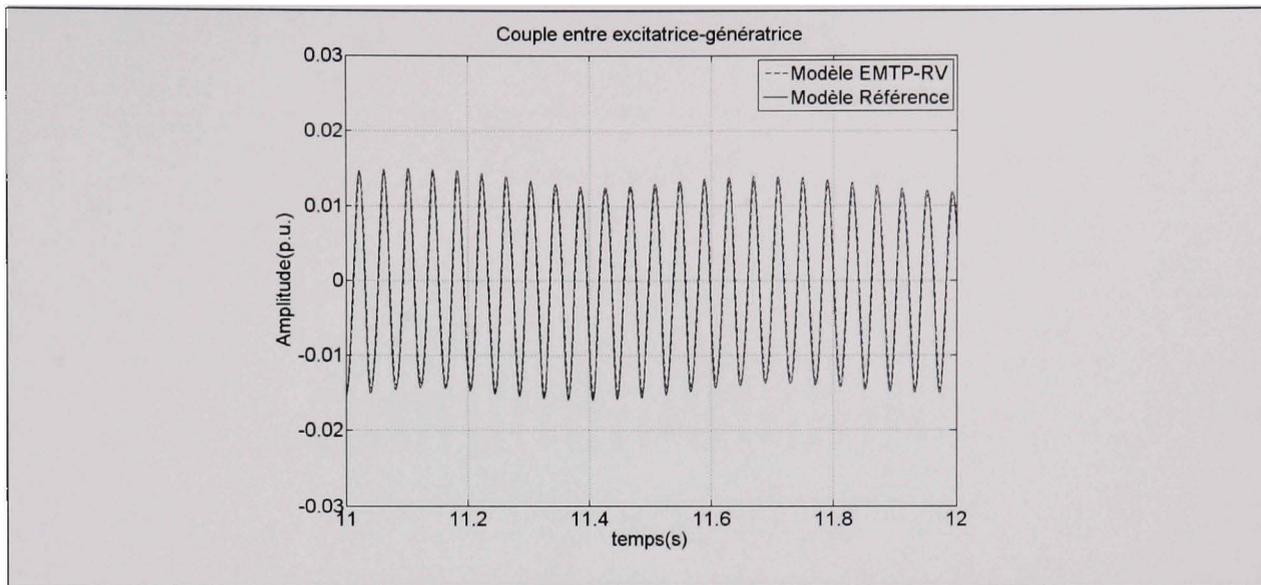


Figure 5-7 Couple entre la génératrice et l'excitatrice.

Pour ce qui est de la courbe du couple entre la génératrice et la basse pression:

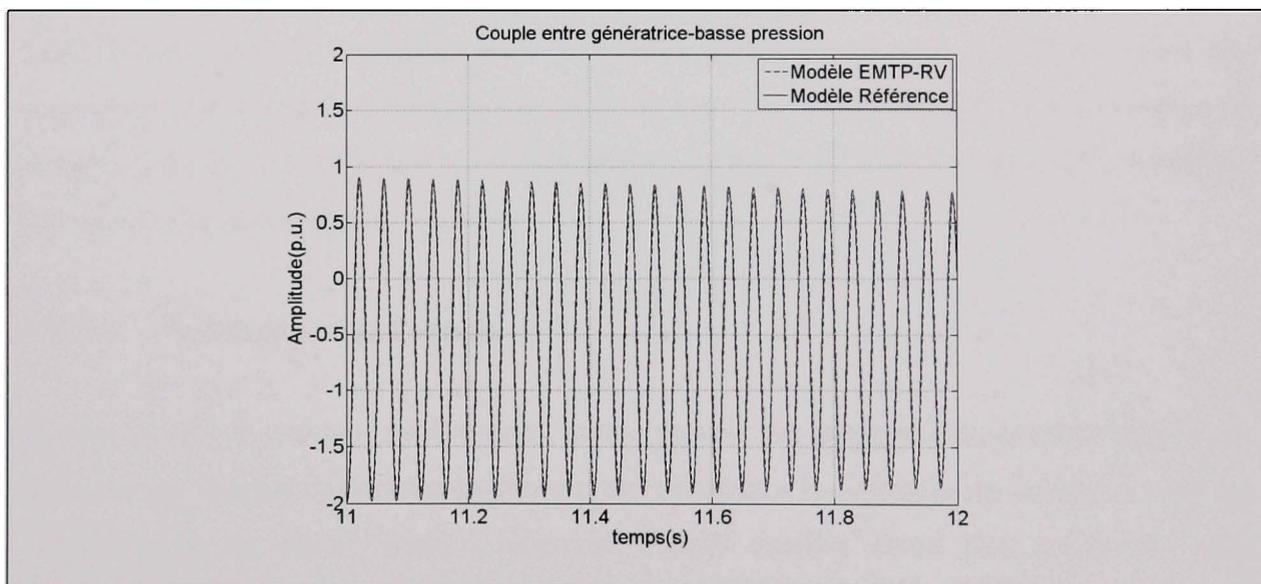


Figure 5-8 Couple entre la génératrice et la basse pression.

Finalement pour le couple entre la basse pression et la haute pression :

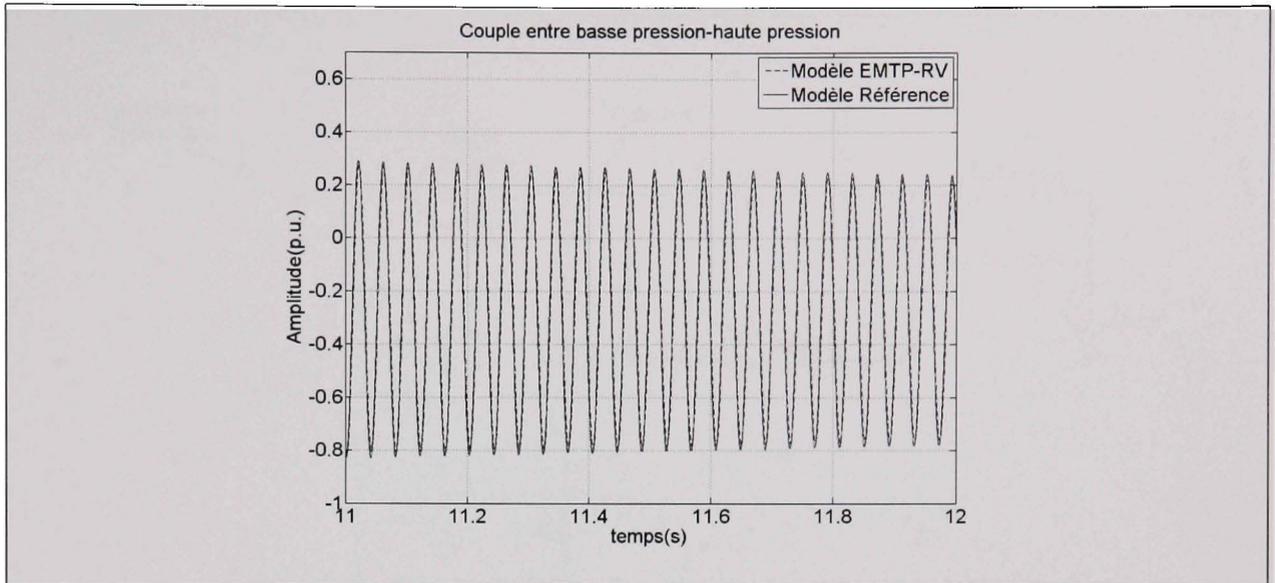


Figure 5-9 *Couple entre la basse pression et la haute pression.*

Les résultats obtenus, comparés avec le modèle déjà existant sous EMTP-RV, sont très concluants. Les courbes se superposent de façon quasi parfaite et ce pour les trois courbes de couple. Afin de confirmer le bon fonctionnement du système, il ne reste plus qu'à confirmer les fréquences obtenues avec l'article.

5.3.3.3 Validation avec l'article

En préambule, il convient de dire que l'article prévoit une résonance sous-synchrone et que les résultats obtenus en simulation donnent une résonance sous-synchrone ce qui en soit, est un bon point de départ. Mais, il convient d'avoir quelque chose plus solide que cette observation. Au cours de l'essai qui suit, une puissance d'un demi p.u. est acheminée, soit 300 mégawatts. Afin de confirmer que la fréquence est la bonne, des analyses spectrales des fréquences présentes dans les couples, dans les courants ainsi que dans les tensions sont faites. Par contre, le modèle du second banc d'essai est quelque peu modifié. Afin que les interactions mécaniques et électriques ne soient plus découplées, il faut modifier les gains comme le spécifie l'article. Voici dans un premier temps le schéma des prises de mesure :

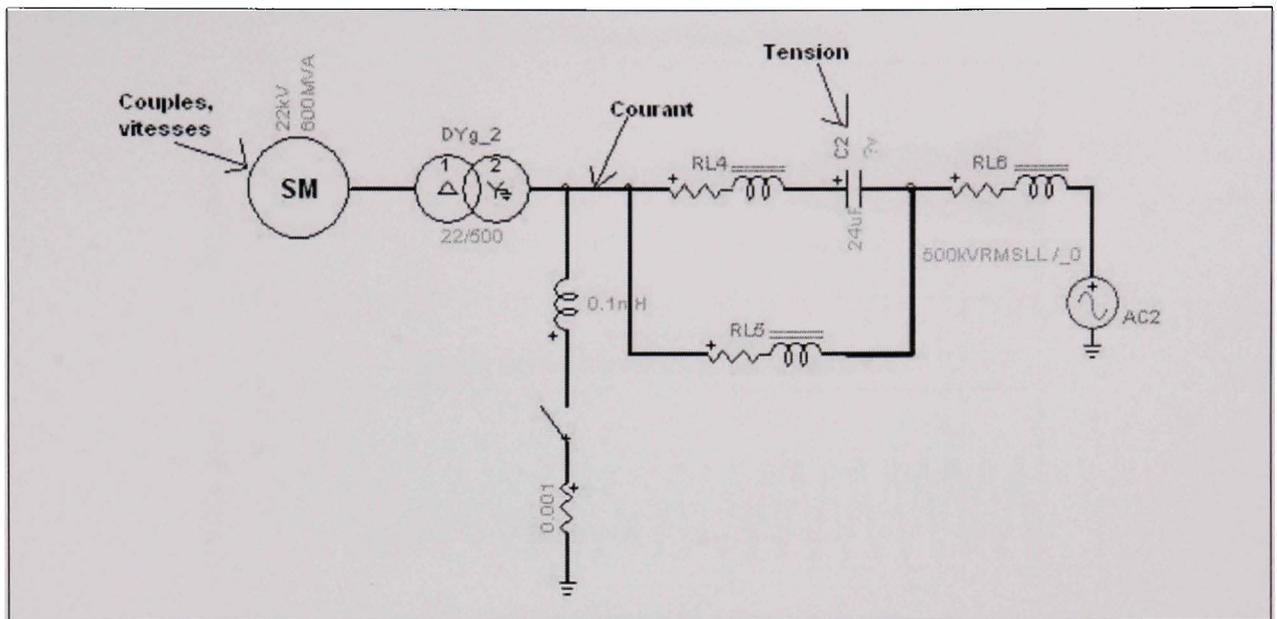


Figure 5-10 Schéma de mesure du second banc d'essai.

Les premières courbes présentées sont celles du couple. Contrairement à précédemment, seulement deux courbes de couple sont présentées : le couple génératrice et basse pression et le couple basse pression et haute pression. La première courbe qui est présentée contient le couple entre la génératrice et la basse pression. La figure contient deux graphiques. Celui du haut contenant la totalité de la plage de simulation et celui du bas la dernière seconde de simulation. Voici donc le graphique du couple :

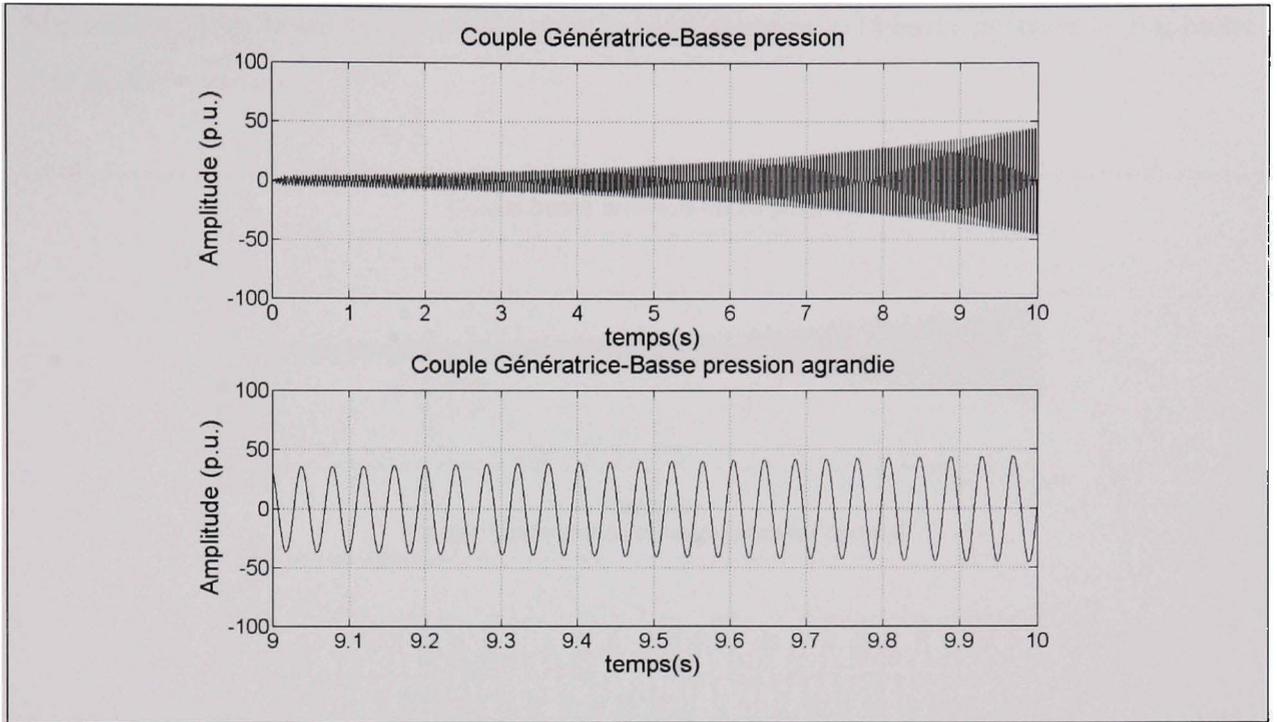


Figure 5-11 *Couple entre la génératrice et la basse pression du second banc d'essai.*

Par la suite, en faisant une analyse fréquentielle du graphique du bas de la figure 5.11, contenant la dernière seconde de simulation:

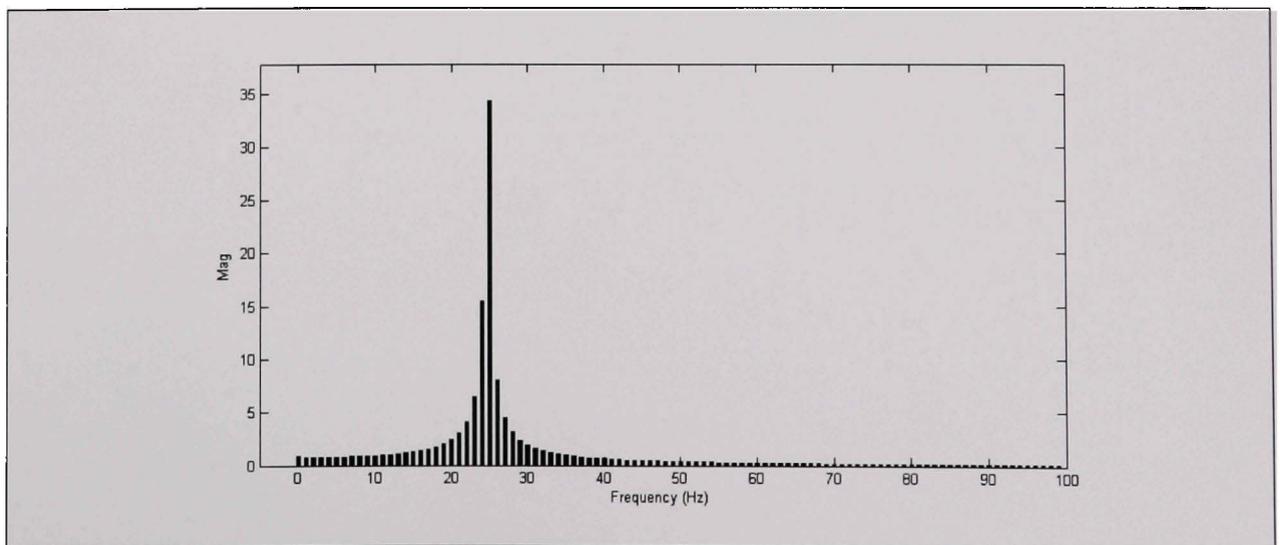


Figure 5-12 *FFT du couple génératrice et basse pression.*

Maintenant, pour ce qui est du couple entre la basse pression et la haute pression le graphique obtenu est le suivant:

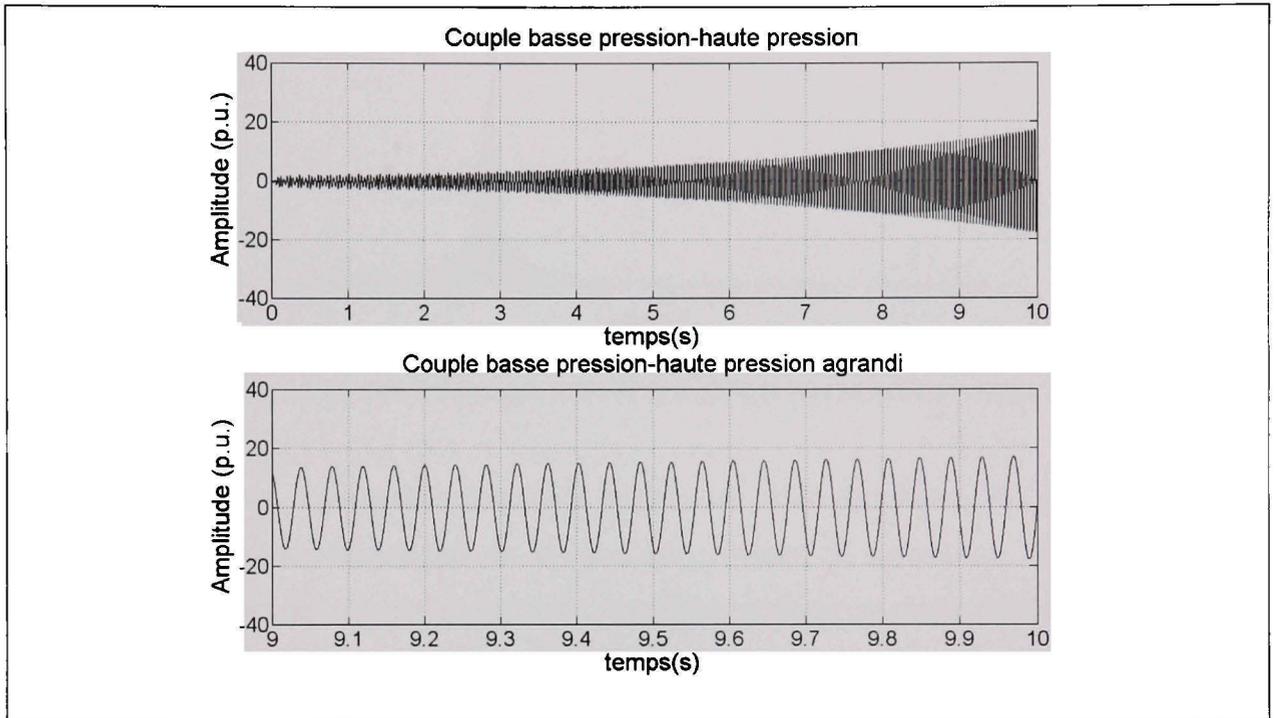


Figure 5-13 *Couple entre la basse pression et la haute pression du second banc d'essai.*

Comme pour le cas précédent, en faisant l'analyse fréquentielle de la dernière seconde du signal:

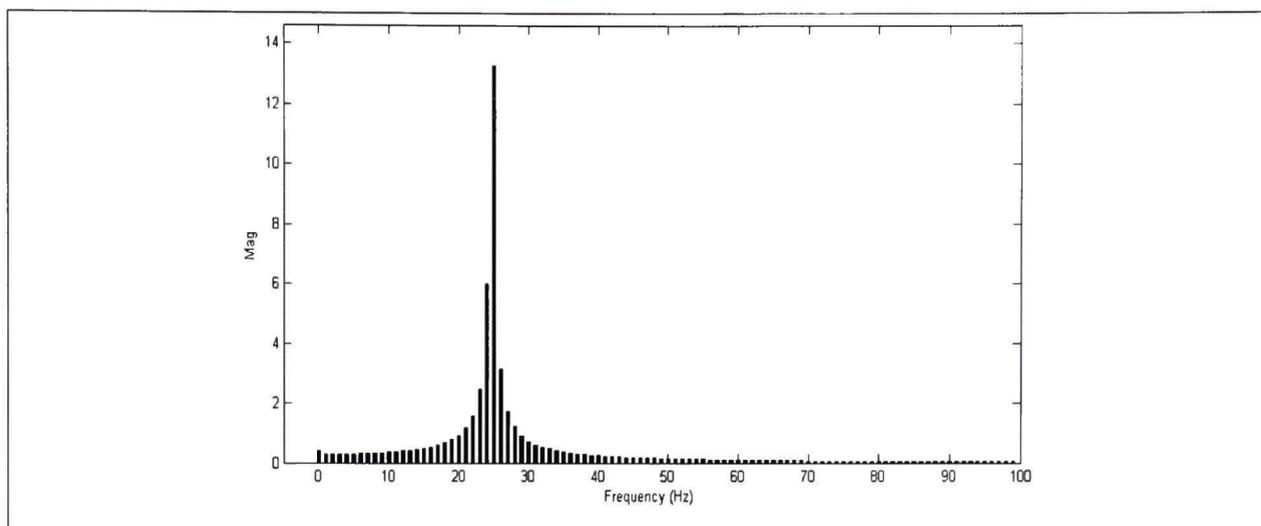


Figure 5-14 *FFT du couple entre la basse pression et la haute pression.*

Dans les deux cas, l'amplitude des deux couples ne cesse de croître. De plus, en faisant l'analyse du contenu fréquentiel de la dernière seconde de simulation, une composante apparaît très importante dans les deux cas. Cette composante se trouve autour de 25 Hertz. Comme en témoignent les valeurs calculées en (5.16), cette fréquence correspond à la troisième fréquence de résonance mécanique possible.

La prochaine partie présente les courbes de tension et de courant. Ces courbes sont tracées et analysées. Premièrement, pour la tension aux bornes du condensateur, servant à la compensation, le phénomène est le même, c'est-à-dire que l'amplitude de la tension est sans cesse croissante. Voici le graphique de la tension en fonction du temps :

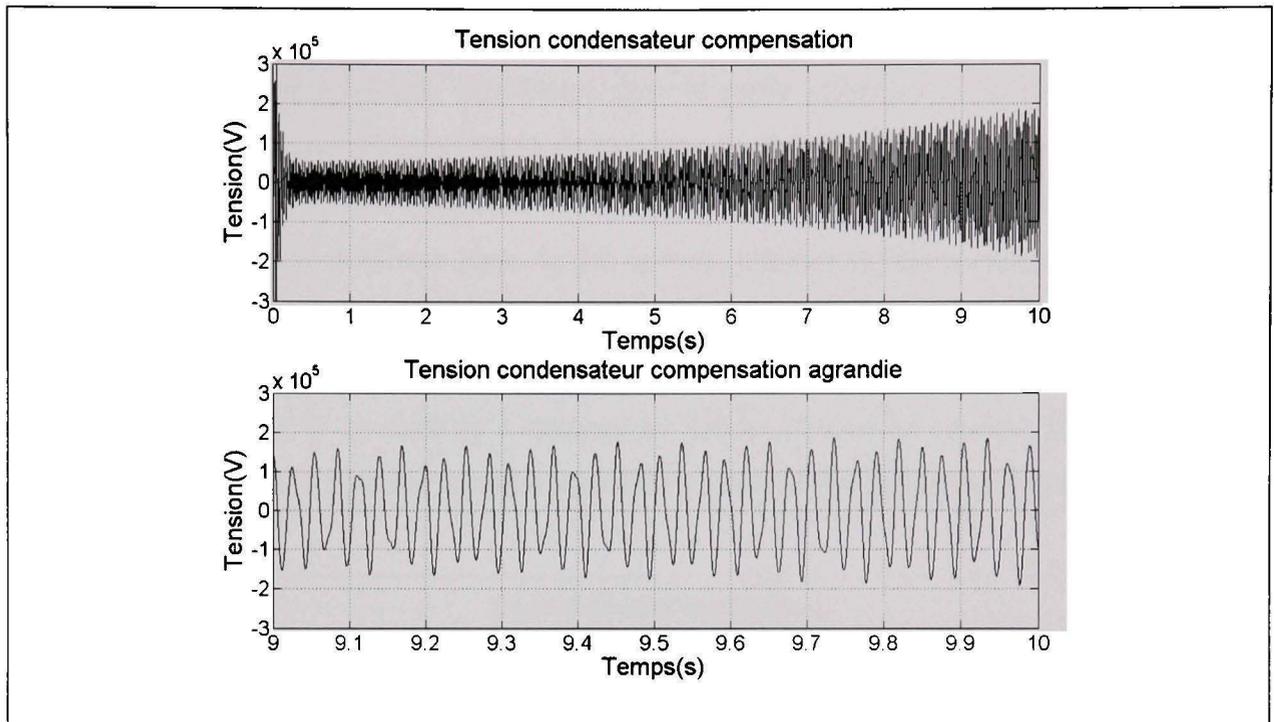


Figure 5-15 Tension aux bornes du condensateur en fonction du temps.

En faisant une analyse du contenu fréquentiel du signal entre neuf et dix secondes, pour le second graphique de la figure 5.15:

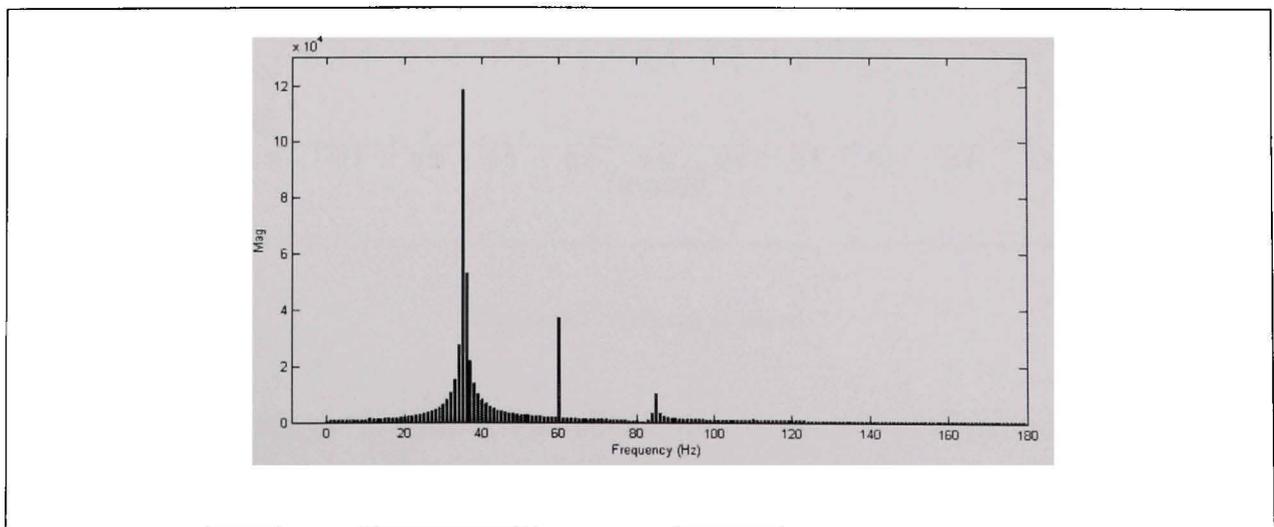


Figure 5-16 Transformée de Fourier discrète de la tension aux bornes du condensateur.

Comme en témoigne la partie supérieure de la figure 5.15, la tension en fonction du temps, l'amplitude ne cesse de croître. Également, dans la partie inférieure de la figure 5.15, il y a présence d'harmoniques dans le signal de tension. En faisant l'analyse fréquentielle, figure 5.16, les harmoniques sous-synchrone et super-synchrone apparaissent. L'harmonique sous-synchrone à 35 Hertz confirme bien le fait que les fréquences de résonance mécanique et électrique doivent être complémentaires.

La tension analysée, il ne reste qu'à analyser les formes d'onde du courant. Comme pour le cas précédent, dans un premier temps le courant en fonction du temps est présenté :

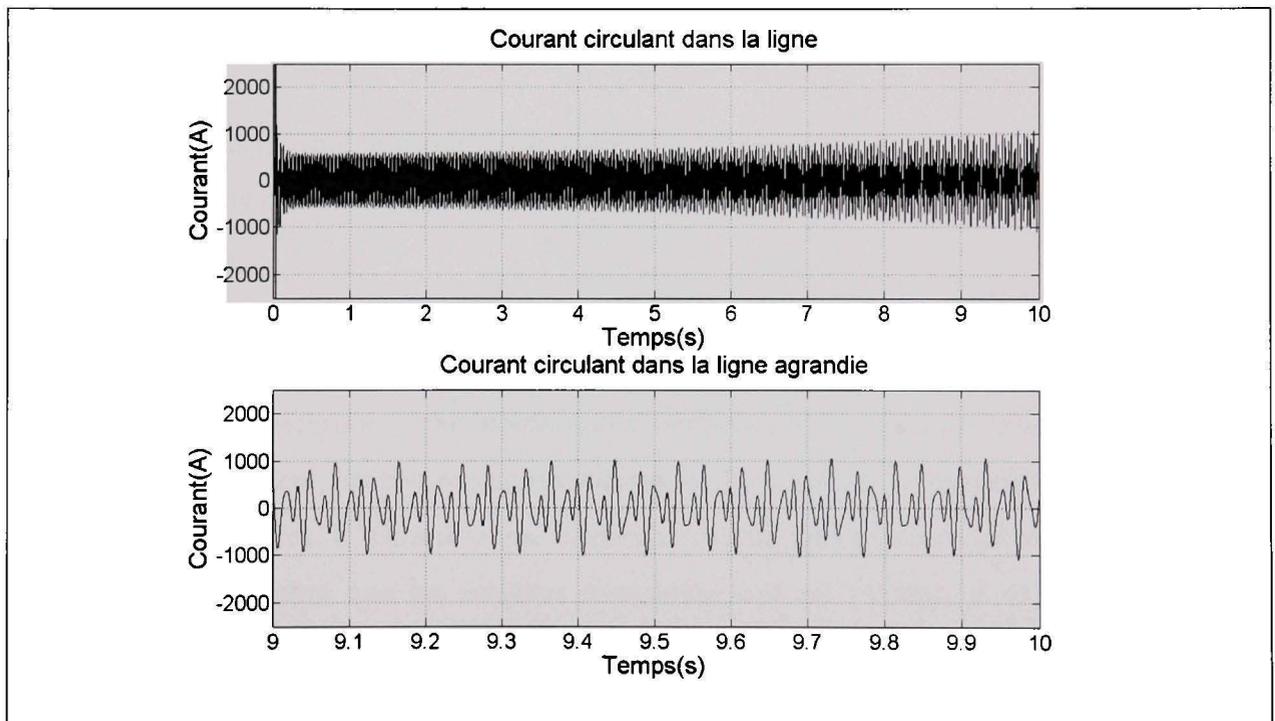


Figure 5-17 Courant de ligne.

Comme pour le cas de la tension, l'amplitude du courant ne cesse de croître comme en témoigne la portion supérieure de la figure 5.17. Également, le courant de la dernière seconde de simulation semble comporter quelques harmoniques. L'analyse fréquentielle du graphique inférieur de la figure 5.17 donne:

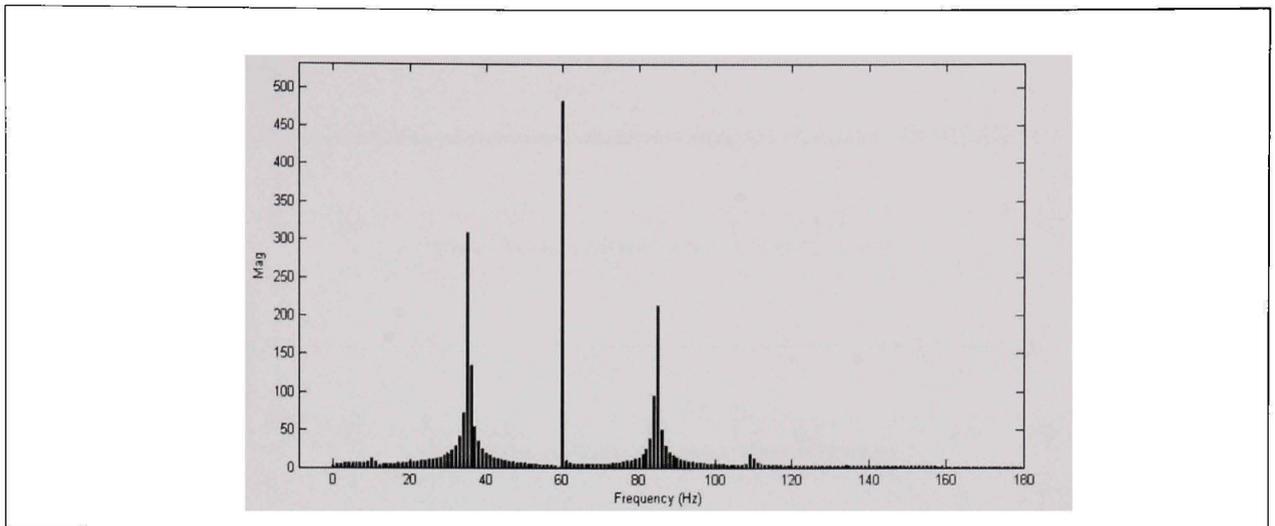


Figure 5-18 *Transformée de Fourier discrète du courant dans la ligne.*

Encore une fois, il y a une composante autour de 35 Hertz due à la fréquence de résonance mécanique. Cette composante confirme le phénomène de résonance sous-synchrone.

Comme en témoignent les derniers graphiques de tension et de courant, des composantes apparaissent, dans les deux cas, à 35 et 85 Hertz. Ces composantes sont causées par la résonance sous-synchrone ; une composante sous-synchrone et une composante super-synchrone. Également, les composantes mécaniques du couple et les composantes électriques sont complémentaires. C'est-à-dire que la somme des fréquences doit évaluer 60 Hertz ce qui est le cas. Maintenant que les mesures électriques ont été traitées, il ne reste plus qu'à observer les vitesses des sections de l'arbre. Finalement pour la vitesse de chacune des sections :

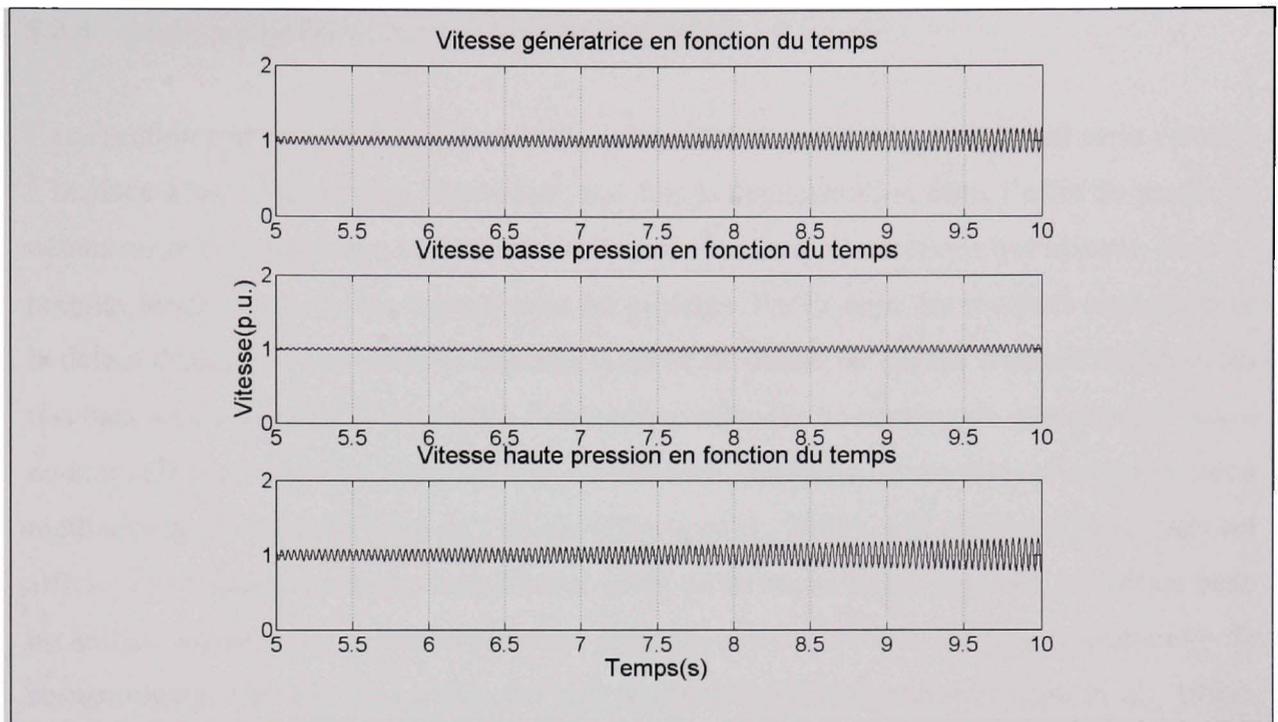


Figure 5-19 *Vitesse des différentes sections de l'arbre.*

Comme il est possible de le constater, la vitesse de l'arbre mécanique, et ce pour toutes les sections, devient instable assez rapidement. De plus, les oscillations ont une amplitude qui ne cesse de croître, comme en témoigne la figure 5.19. Cette dernière figure complète la validation du second banc d'essai.

Maintenant que le second banc d'essai est fonctionnel et validé, il est possible de s'attaquer à la seconde partie qui constitue l'application finale du compensateur série variable commandé par thyristors. Comme il a été mentionné plus tôt, le compensateur possède des caractéristiques lui permettant d'atténuer le phénomène de résonance sous-synchrone. Au cours de la prochaine section, le compensateur est implanté sur le second banc d'essai afin de vérifier s'il est possible d'atténuer la résonance présentée dans la dernière partie.

5.3.4 Application CSVCT au second banc d'essai

Cette section présente les résultats obtenus en simulation avec un compensateur série variable à la place d'un condensateur. Également, une fois la démonstration faite, l'effet du temps du défaut sur le comportement du système est évalué. Au cours des sections qui suivent, dans un premier temps, le choix des composantes est présenté. Par la suite, les résultats obtenus avec le défaut d'un cycle sont étudiés. Ensuite, la durée du défaut est passée à quatre cycles et les résultats sont comparés. D'autre part, deux autres méthodes de commande sont testées, une à courant efficace constant ainsi qu'une à puissance constante. Cette idée d'explorer deux méthodes de commande vient de l'article (Pilotto et al., 2003), à la différence que dans cet article, ils utilisent le premier banc d'essai, alors qu'au cours de ces sections, le second banc est utilisé. Finalement, la dernière section présente une étude de la réponse fréquentielle du compensateur. Cette étude est faite à l'aide de la méthode présentée par (Zhu et al., 1995). Sans plus tarder, pour débiter voici la section traitant du choix des composantes.

5.3.4.1 Choix des composantes du compensateur

Comme son nom l'indique, cette section présente le choix des composantes qui ont été utilisées lors de cet essai. Comme mentionné au départ et dans (Kakimoto et al., 1997), la réponse fréquentielle du CSVCT est grandement influencée par l'angle d'amorçage des thyristors. Elle est aussi influencée, par le fait même, par le choix des composantes. Alors, pour atteindre un même niveau de compensation, il existe plusieurs combinaisons possibles. Il est possible de seulement varier les valeurs de l'inductance et du condensateur pour obtenir la valeur d'impédance désirée avec seulement le CSVCT. Par contre lors d'essais, il a été difficile de trouver un choix judicieux permettant d'atténuer la résonance de façon adéquate. Une autre solution possible est l'utilisation d'un condensateur et d'un compensateur série variable en série. Pour calculer l'impédance globale produite à la fondamentale, il ne faut qu'additionner leur impédance fondamentale respective. C'est d'ailleurs ce choix qui a été fait pour l'implantation du modèle. La répartition entre les composantes a été faite comme suit, le condensateur produit à la fondamentale 60 ohms alors que le CSVCT produit 50ohms. Ce qui fait bien les 110 ohms nécessaires au 55% de compensation. Pour le CSVCT

l'inductance a une valeur de 0.03 Henry alors que la capacité du condensateur est de 125 microfarads. Le choix des composantes fait, il est possible de passer à la première étude qui consiste à appliquer un défaut d'une durée de un cycle au système.

5.3.4.2 Référence impédance et puissance non nulle défaut un cycle

Maintenant que le second banc d'essai ainsi que le compensateur série variable sont validés, il est possible de tester le tout. Pour ce faire, un défaut d'un cycle est appliqué au système. Ce défaut est appliqué juste après le transformateur comme en témoigne la figure 5.4. Les différentes courbes d'intérêt sont présentées comme dans la section précédente. Par contre, pour le courant, il s'agit du courant circulant dans le compensateur contrairement au cas précédent où le courant était mesuré juste après le transformateur. Les premières courbes qui sont présentées sont celles du couple entre les différentes masses. Dans un premier temps, voici la courbe de couple entre la génératrice et de basse pression :

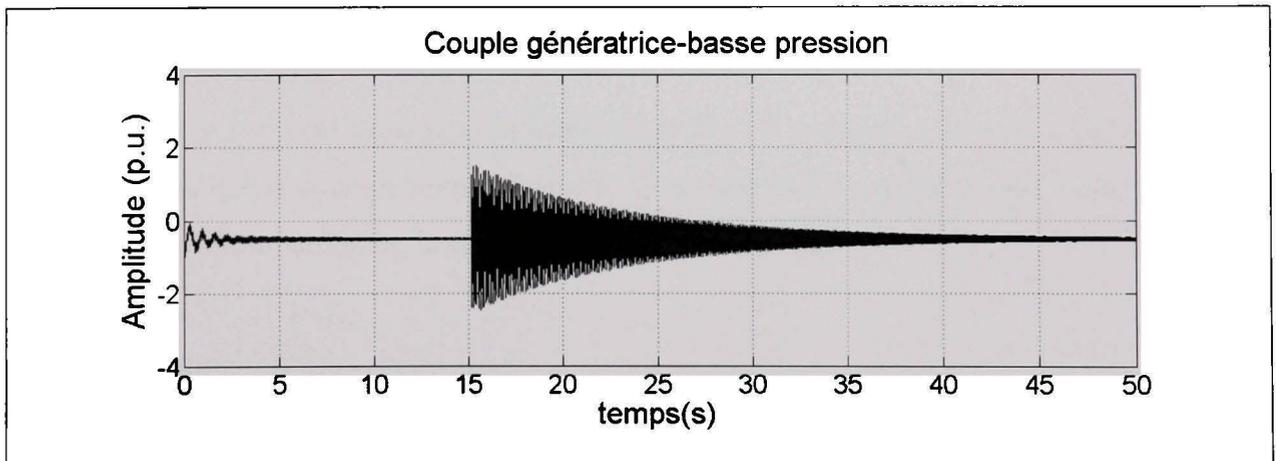


Figure 5-20 *Couple génératrice basse pression avec défaut d'un cycle.*

Pour le couple entre la basse pression et la haute pression la figure suivante est obtenue :

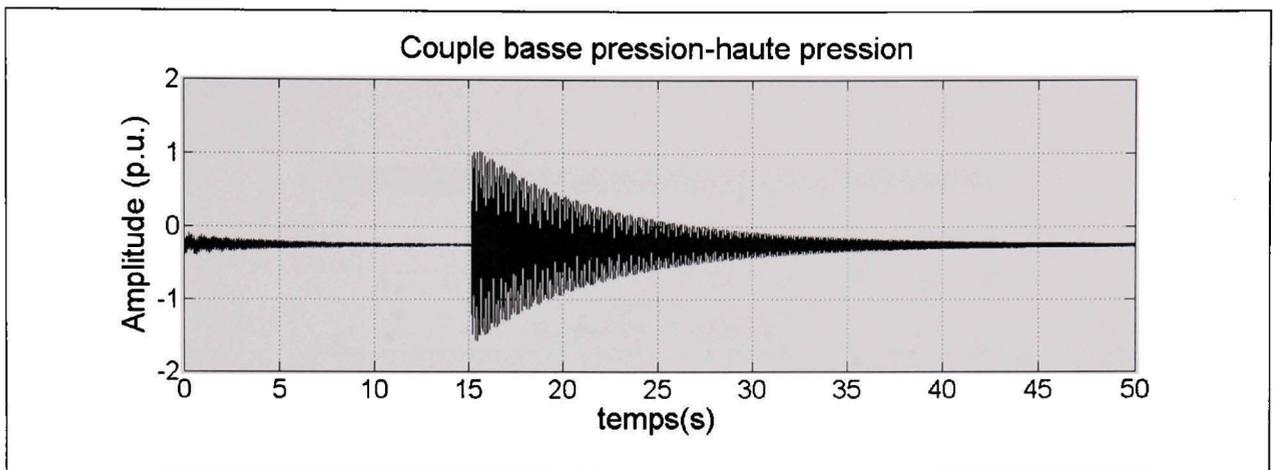


Figure 5-21 *Couple basse pression haute pression avec défaut d'un cycle.*

Comme en témoignent les deux dernières figures, l'effet du compensateur est notable. Suite au défaut, les oscillations de couple sont tout de suite amorties contrairement au cas précédent où l'amplitude n'a cessé de croître. Pour un même niveau de compensation, mais cette fois-ci avec un CSVCT en série avec un condensateur, les oscillations de couple sont atténuées de manière efficace.

Les courbes qui suivent présentent la partie électrique du système. La tension aux bornes du CSVCT ainsi que le courant circulant dans la ligne du CSVCT sont présentés. Pour la tension aux bornes du compensateur, la courbe obtenue est la suivante :

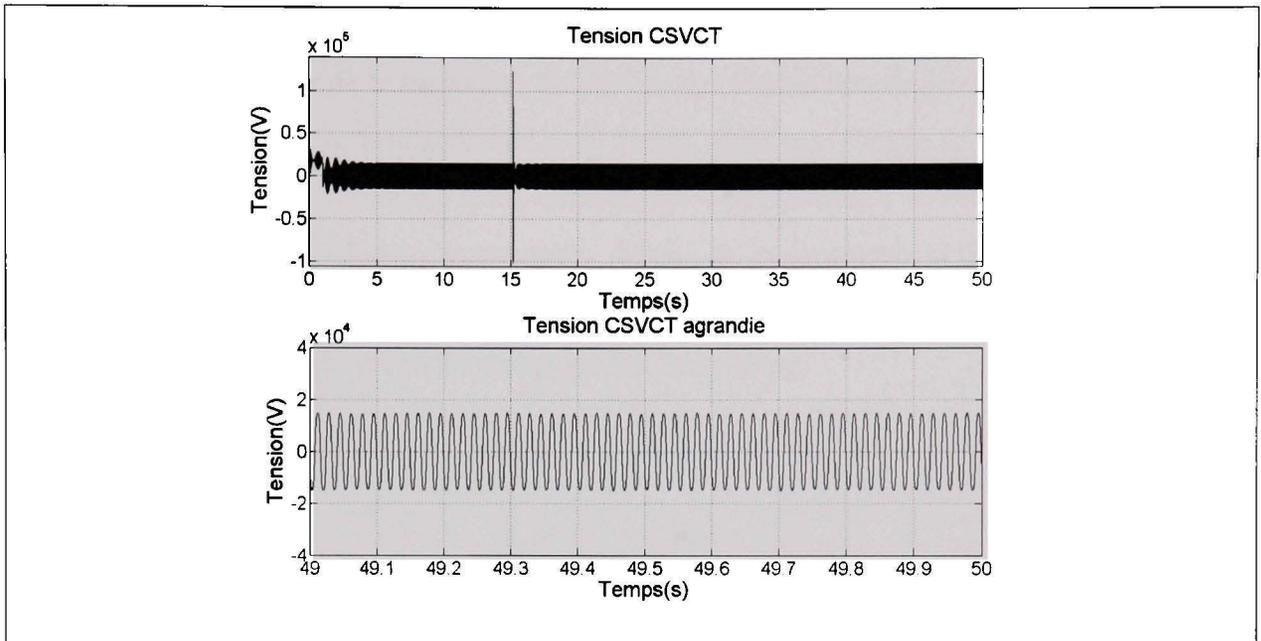


Figure 5-22 Tension aux bornes du compensateur avec défaut d'un cycle.

Comme en témoigne la partie supérieure de la figure 5.22, la tension aux bornes du condensateur ne croit plus suite au défaut, elle reste stable. Également, en analysant la forme d'onde lors de la dernière seconde de simulation, la partie inférieure de la figure 5.22, il est possible d'affirmer que le contenu fréquentiel du signal est beaucoup moins important que dans le cas précédent. Afin de confirmer le tout, la figure 5.23 présente l'analyse fréquentielle de cette dernière seconde :

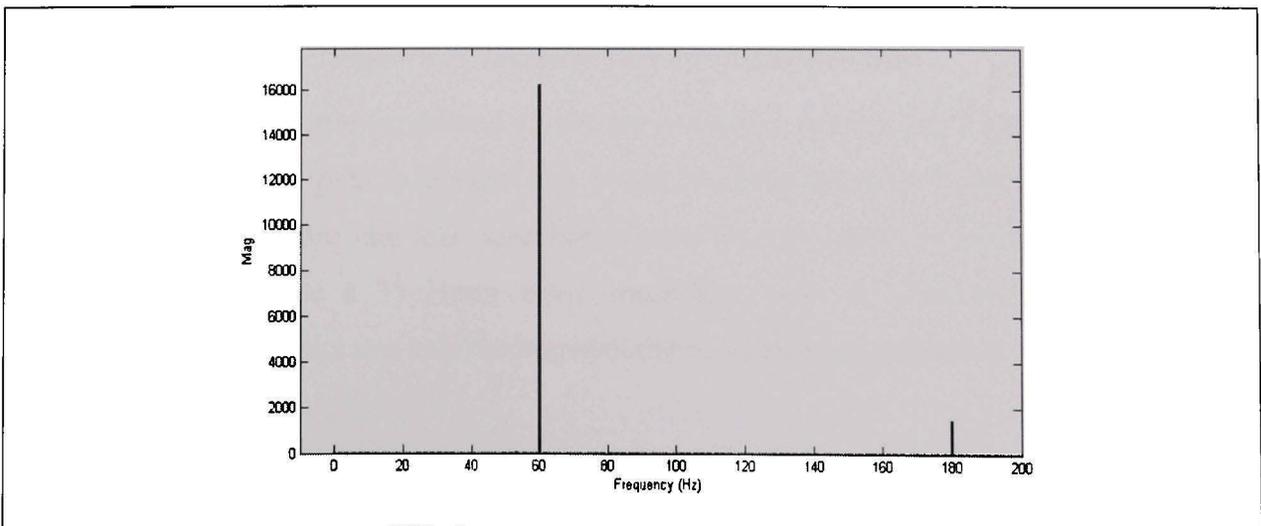


Figure 5-23 FFT de la tension aux bornes du compensateur défaut d'un cycle.

Comme il est possible de le constater, la tension aux bornes du compensateur contient deux composantes. Une est la fondamentale à 60 Hertz, alors que l'autre se trouve à 180 Hertz, donc une troisième harmonique. Cette dernière est caractéristique au compensateur CSVCT qui génère de la troisième harmonique. Donc, le compensateur ne possède plus de composante à la fréquence résonante ce qui confirme que le compensateur atténue bel et bien la résonance sous-synchrone tout en compensant le système.

Maintenant, pour le courant:

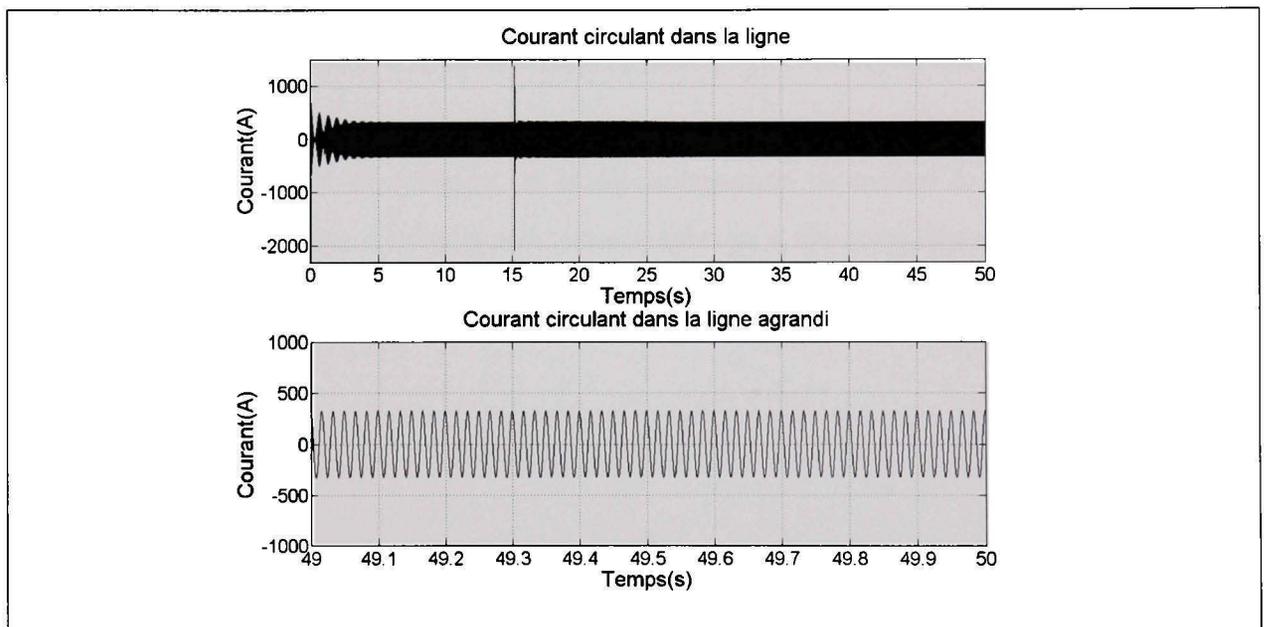


Figure 5-24 *Courant de ligne avec défaut d'un cycle.*

Encore une fois, la partie supérieure du dernier graphique montre que l'amplitude du signal est constante comme pour la tension aux bornes du compensateur. Également, la dernière seconde semble, encore une fois, sans harmonique contrairement au cas précédent où il y avait une composante à 35 Hertz assez importante. Afin de s'assurer que le contenu fréquentiel est bon, voici une analyse fréquentielle de la dernière seconde du signal:

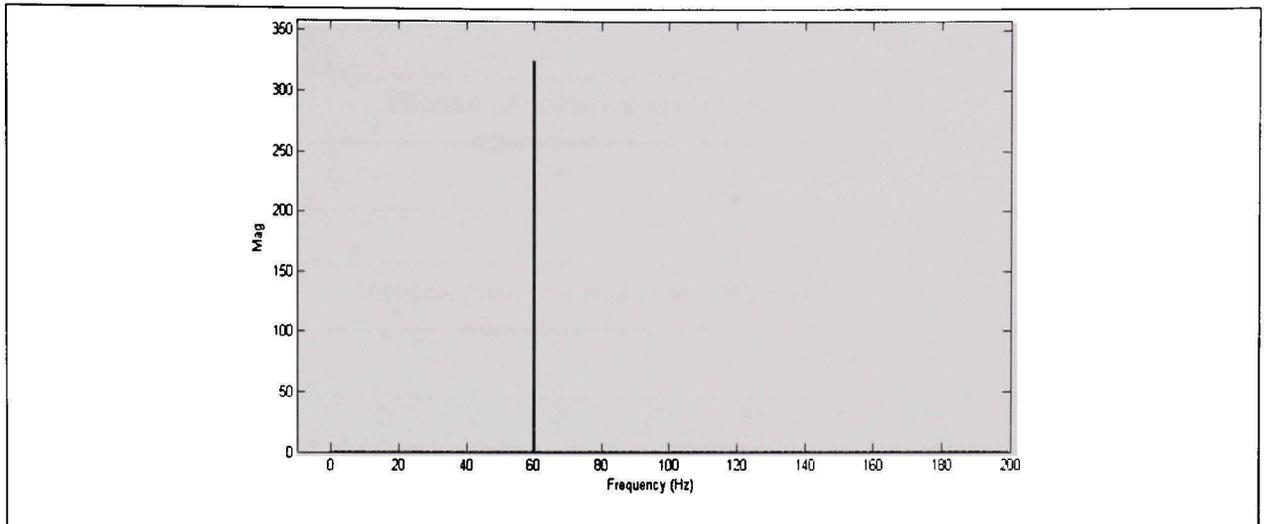


Figure 5-25 *FFT du courant circulant dans la ligne avec défaut d'un cycle.*

Comme il est possible de le noter, la seule composante se trouve à 60 Hertz. Donc, la composante qui était due à la résonance sous-synchrone a été complètement éliminée, et par le fait même, la résonance. Ce qui confirme encore une fois le fonctionnement du compensateur.

Finalement pour les vitesses associées aux différentes masses, le résultat est le suivant :

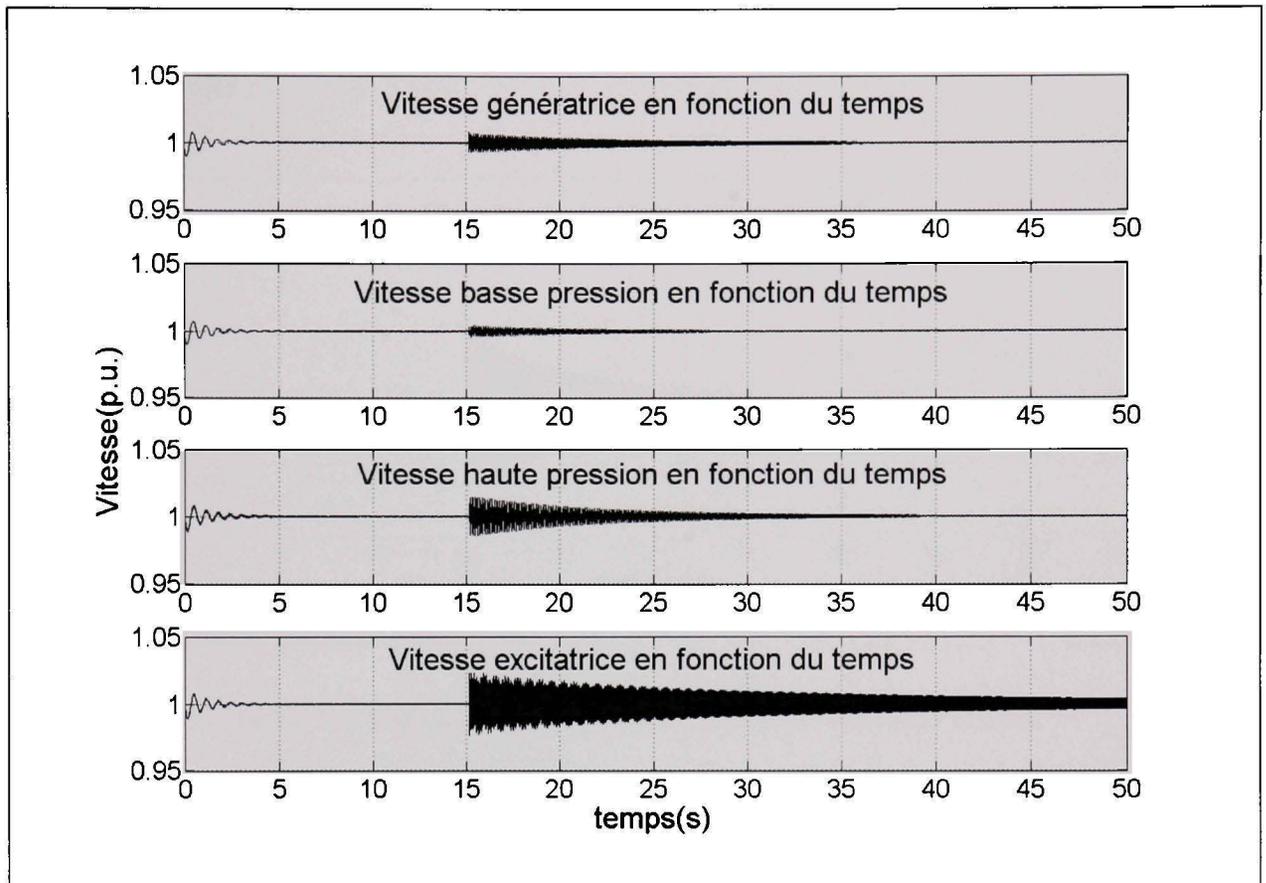


Figure 5-26 *Vitesse des différentes masses avec défaut d'un cycle.*

Les oscillations de vitesses sont atténuées de manière assez rapide. Par contre, pour l'excitatrice, l'oscillation dure un peu plus longtemps, mais tend à s'atténuer avec le temps. Pour les trois autres masses, l'atténuation des oscillations de vitesse se fait rapidement comme en témoignent les trois premiers graphiques. Maintenant que l'étude a été faite pour un défaut d'une durée d'un cycle, la prochaine étape consiste à augmenter le temps du défaut

5.3.4.3 Référence impédance à puissance non nulle défaut quatre cycles

Au cours de cette section, l'effet du temps du défaut sur les différents résultats est analysé. Le défaut appliqué est d'une durée de quatre cycles, plutôt que d'un seul cycle. Voici dans un premier temps, les courbes de couple entre les sections basse pression, haute pression et entre les sections basse pression et la génératrice. Encore une fois, les mesures sont en p.u..

Voici le graphique du couple entre la basse pression et la génératrice avec un défaut envoyé à quinze secondes :

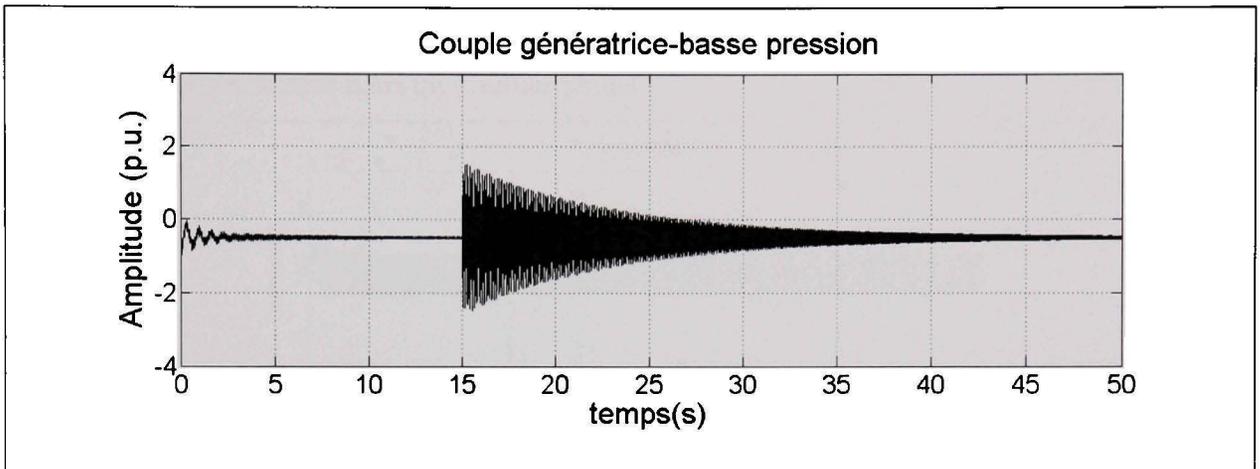


Figure 5-27 *Couple génératrice-basse pression avec défaut quatre cycles.*

Maintenant, pour le second couple, la figure 5.28 est obtenue:

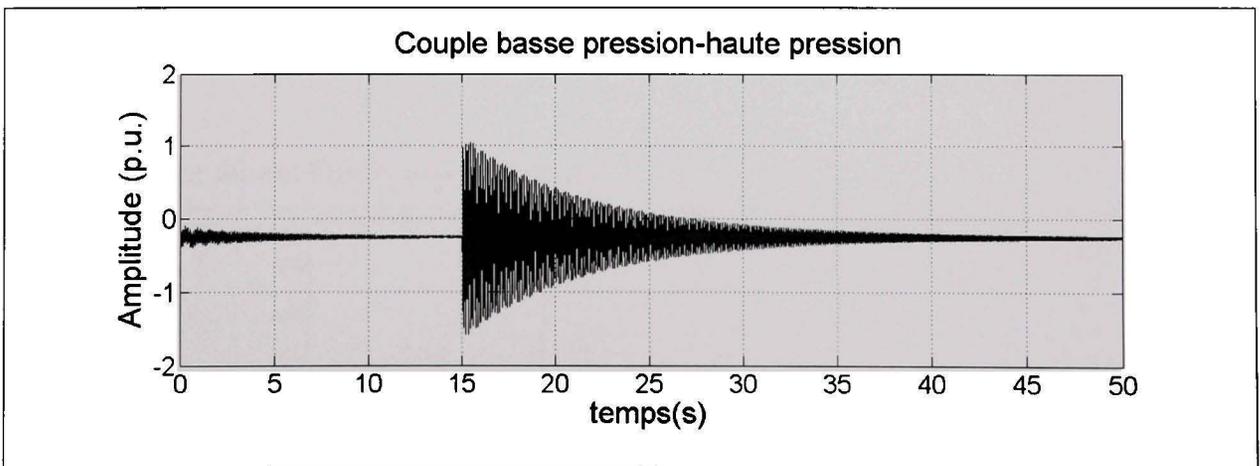


Figure 5-28 *Couple haute pression-basse pression défaut quatre cycles.*

Comme en témoignent les deux dernières figures, 5.27 et 5.28, le CSVCT atténue efficacement les résonances sous-synchrones. À partir du moment où le défaut est envoyé, le

CSVCT atténue de manière efficace les oscillations de couple et ce malgré l'augmentation du temps du défaut. Donc le temps du défaut n'affecte pas beaucoup les courbes de couple.

Maintenant que les courbes de couple ont été présentées, voici la courbe de la tension aux bornes du compensateur dans un premier temps :

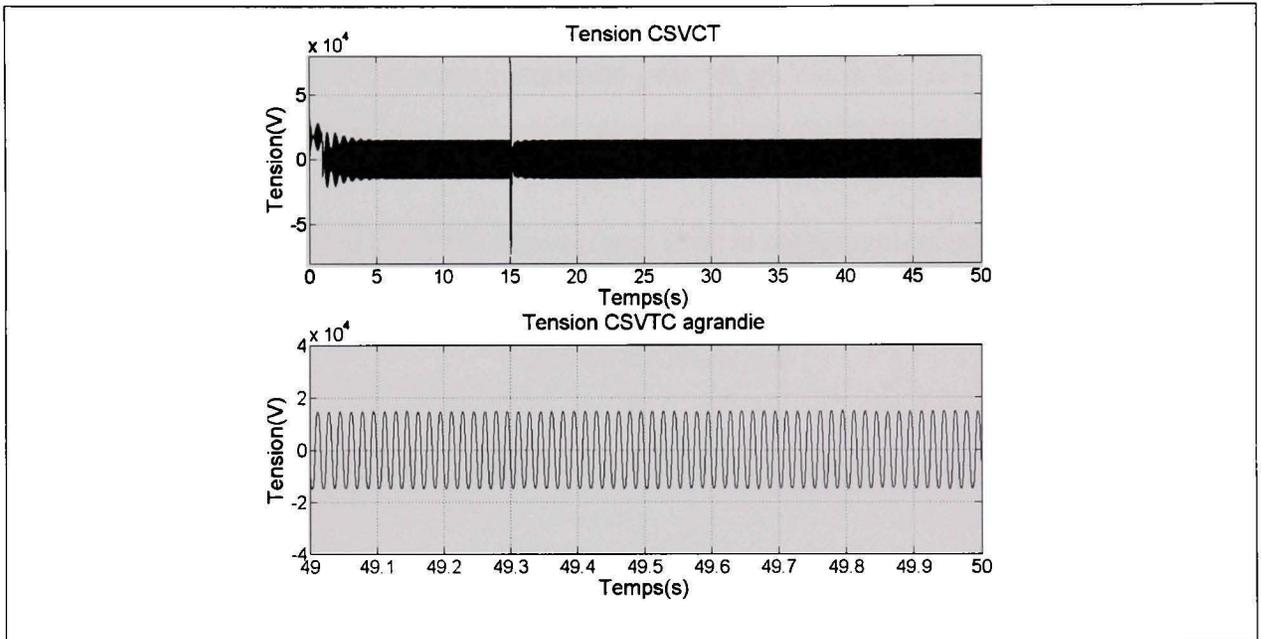


Figure 5-29 Tension aux bornes du compensateur défaut quatre cycles.

Par la suite en faisant l'analyse fréquentielle:

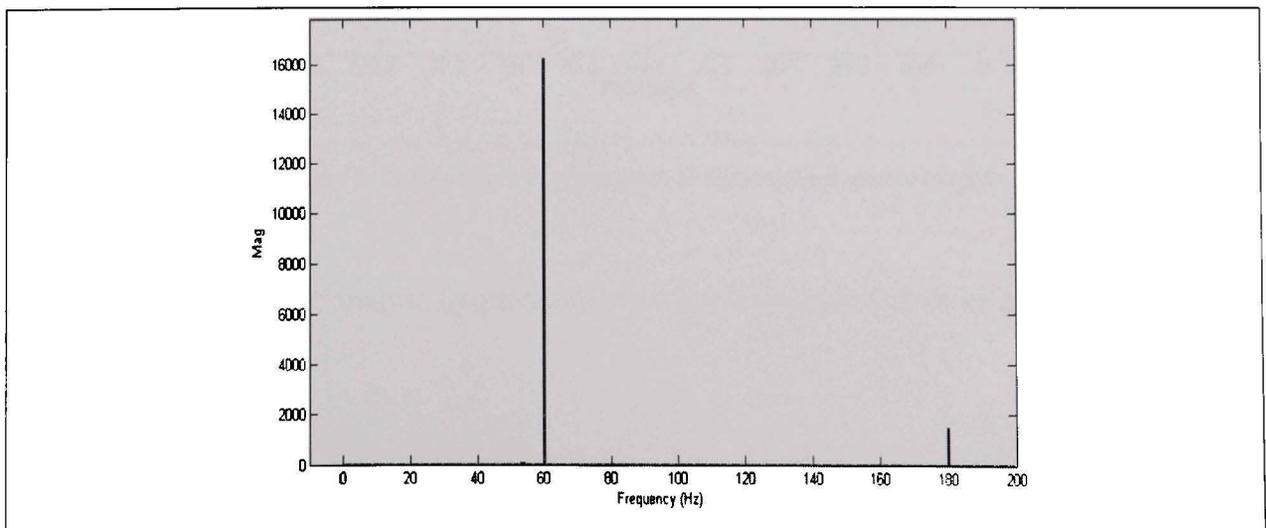


Figure 5-30 FFT de la tension aux bornes du compensateur défaut quatre cycles.

Comme en témoigne la figure 5.29, l'effet sur les tensions est très minime. La tension reste constante et la stabilité est préservée. De plus, en analysant la dernière seconde on constate que le signal est sans harmonique. En faisant l'analyse du contenu fréquentiel, figure 5.30, de cette dernière seconde, il y a deux harmoniques qui composent le signal. La fondamentale à 60 Hertz ainsi que la troisième harmonique à 180 Hertz. Cette dernière harmonique est caractéristique au CSVCT comme mentionné plus tôt au cours de ce chapitre. Encore une fois, la tension aux bornes du condensateur ne présente pas de résonance sous-synchrone.

Pour ce qui est du courant circulant dans la ligne avec le compensateur série variable, voici la forme d'onde :

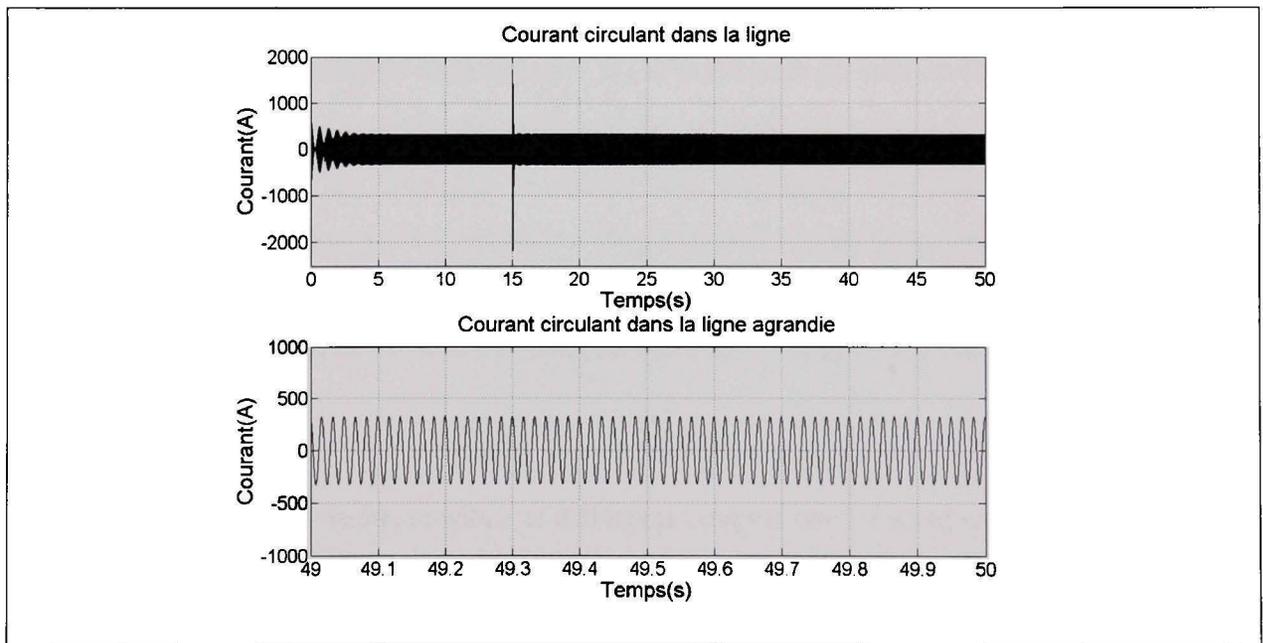


Figure 5-31 Courant circulant dans la ligne défaut quatre cycles.

Par la suite en faisant l'analyse fréquentielle pour la seconde portion de ce graphique:

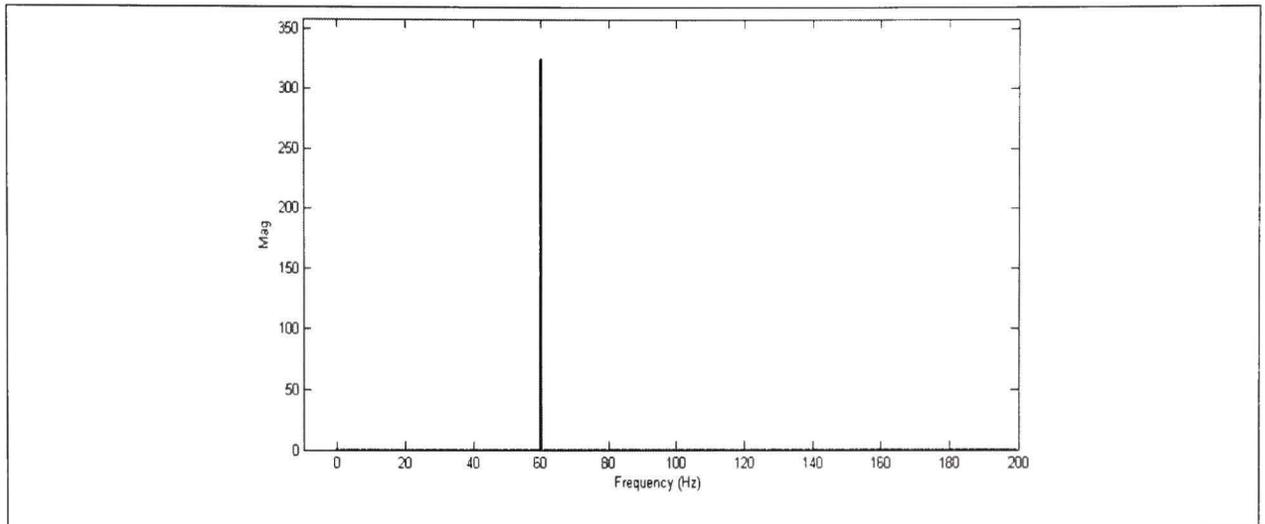


Figure 5-32 *FFT du courant circulant dans ligne défaut quatre cycles.*

Encore une fois, le courant reste à une amplitude constante suite au défaut comme en témoigne la partie supérieure de la figure 5.31. D'autre part, en analysant la dernière seconde de simulation, il est possible de voir que le contenu harmonique ne contient que la fondamentale comme en témoigne la figure 5.32. La figure 5.32 tend à montrer que le phénomène de résonance sous-synchrone a été éliminé par la présence du compensateur série variable. Sur le courant, la conclusion est la même, le temps du défaut ne semble pas causer l'instabilité du compensateur et ne semble pas modifier le temps nécessaire au rétablissement des diverses variables.

Maintenant que les courants, tensions et différents couples ont été analysés, il ne reste que les vitesses à analyser. Pour ce faire les graphiques des quatre sections; basse pression, haute pression, génératrice et excitatrice sont présentés :

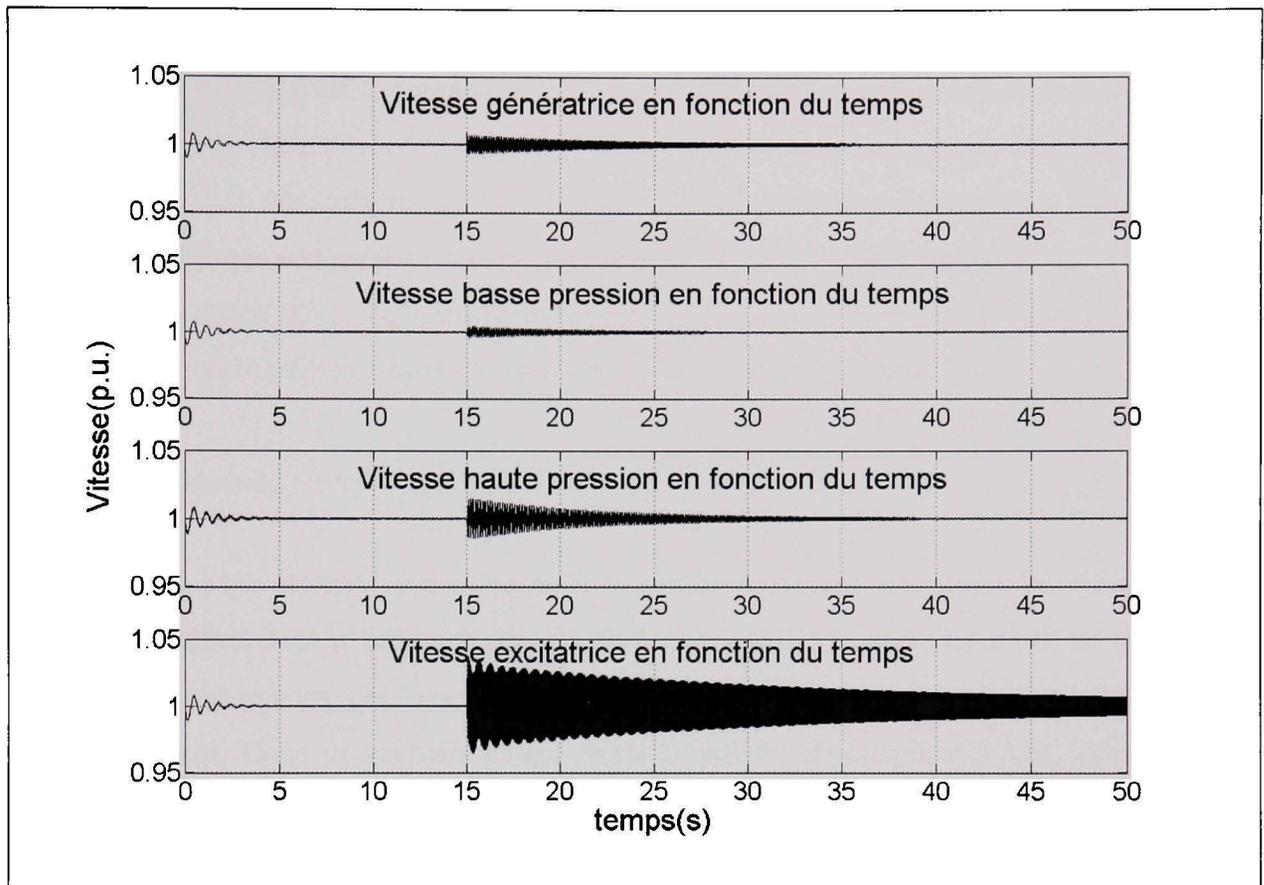


Figure 5-33 *Vitesse des différentes masses avec défaut quatre cycles.*

Comme dans le cas du défaut d'une durée d'un cycle, l'oscillation des vitesses s'atténue rapidement. Encore une fois, la vitesse de la masse représentant l'excitatrice prend un peu plus de temps que les autres à s'atténuer. Mais, pour la vitesse de l'excitatrice, l'amplitude de la première oscillation suite au défaut est beaucoup plus importante que dans le cas du défaut d'une durée de un cycle. Le défaut de quatre cycles semble affecter beaucoup la vitesse de la masse représentant l'excitatrice. Par contre, l'amortissement est constant sur toutes les masses ce qui confirme le fait que le compensateur permet d'atténuer la résonance. Donc, suite à cet essai, il est possible de conclure que le temps du défaut affecte peu le comportement des variables électriques du compensateur. D'autre part, les variables mécaniques sont un peu plus affectées, la vitesse de l'excitatrice possède une première oscillation beaucoup plus élevée et donc, le délai avant l'amortissement total de la résonance s'en trouve rallongé.

Comme mentionné précédemment, il existe plusieurs méthodes de commande pouvant être appliquées. Au cours des sections précédentes, il a été démontré que la méthode régulant l'impédance peut être efficace afin d'atténuer les résonances sous-synchrones. La régulation à courant efficace constant est une autre méthode permettant indirectement de commander l'échange de puissance. Au cours de la section qui suit, cette méthode est utilisée afin d'en comparer les performances avec la commande à impédance constante.

5.3.5 Commande CSVCT à courant efficace constant

Au cours de cette section, contrairement à la section précédente, la référence est le courant efficace circulant dans la ligne compensée. Également, la durée du défaut est de un cycle. Les gains des régulateurs qui sont utilisés au cours de cet essai sont les mêmes que précédemment. Dans un premier temps, voici la courbe de couple entre la turbine basse pression et la génératrice :

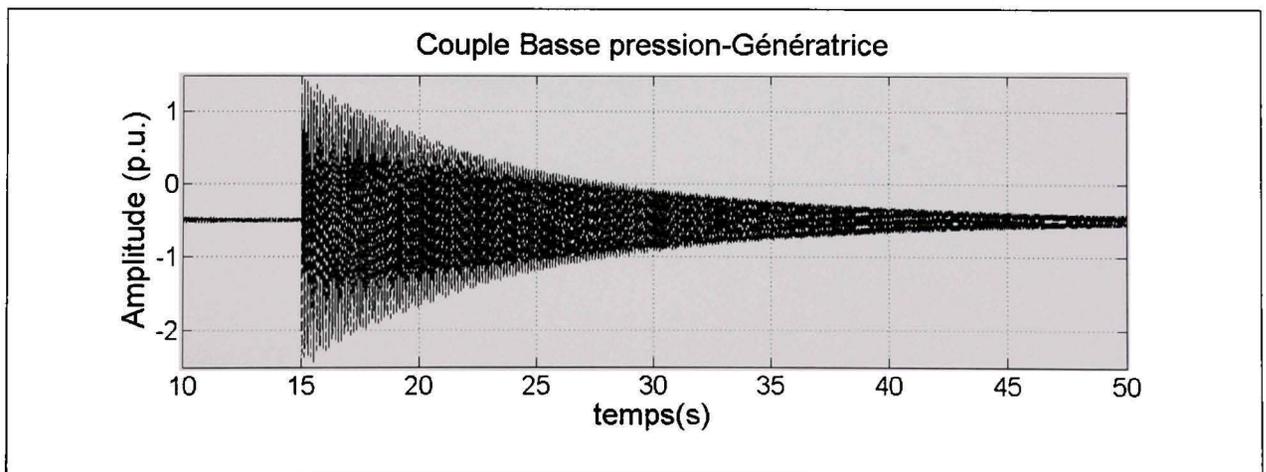


Figure 5-34 *Couple basse pression et génératrice pour commande de courant.*

Pour le couple entre la turbine basse pression et la turbine haute pression :

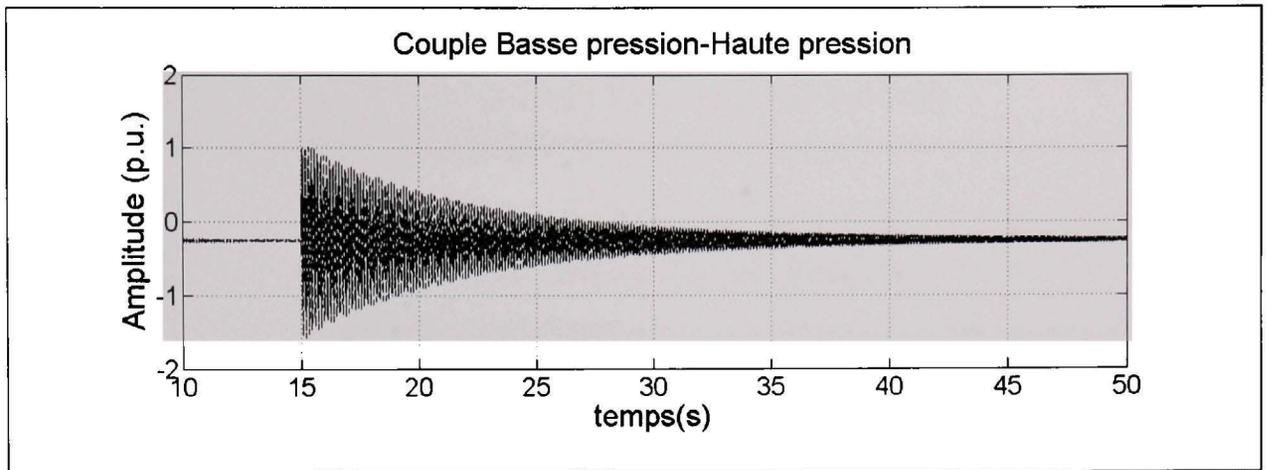


Figure 5-35 *Couple basse pression et haute pression pour commande de courant.*

Suite à l'analyse des deux dernières courbes, il est possible de mentionner que, dans le cas du second banc d'essai, la commande de courant permet l'atténuation de la résonance sous-synchrone. De plus, la performance est comparable à celle produite par un régulateur à impédance constante. Les temps nécessaires, pour l'atténuation du couple, suite au défaut, sont approximativement les mêmes. Également, les formes des courbes sont très similaires. D'autre part, voici la vitesse de chacune des quatre masses :

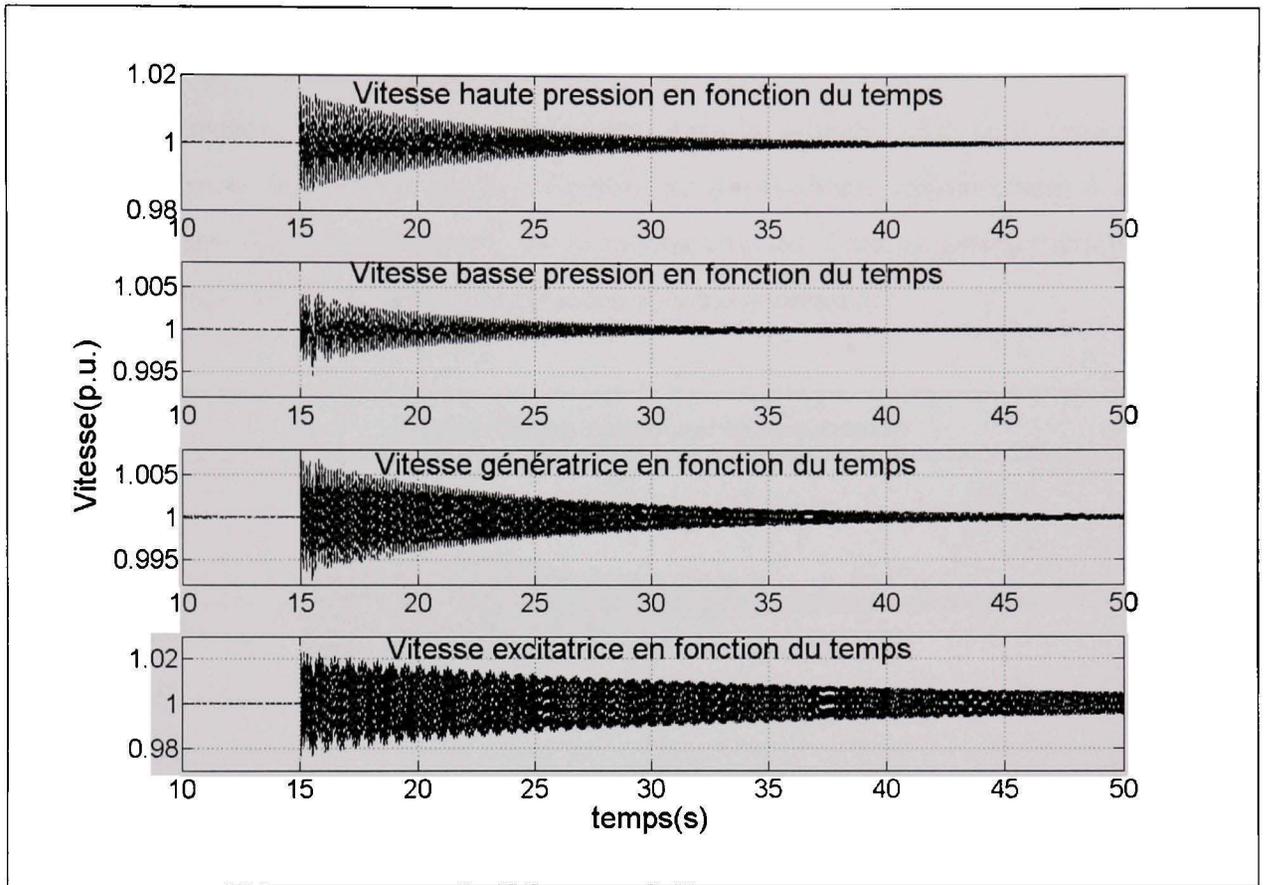


Figure 5-36 *Vitesse des masses pour commande de courant.*

Comme en témoignent les courbes de vitesse, la commande à courant constant permet une atténuation efficace des vitesses des différentes masses suite au défaut. De plus, comme pour le cas des couples, les formes des courbes obtenues sont similaires au cas pour lequel la référence est l'impédance.

Comme il a été montré pour les cas des couples et des vitesses, la commande à courant constant permet d'atténuer la résonance sous-synchrone de manière aussi efficace que la commande à impédance constante. De plus, la méthode de commande à courant constant nécessite seulement une mesure contrairement au cas de l'impédance où deux mesures sont nécessaires.

5.3.6 Commande CSVCT à puissance constante

Dans cette section, les mêmes variables que dans la section 5.3.5 sont présentées. La différence réside dans le fait que la référence est la puissance, contrairement à la section précédente dans laquelle, la référence est le courant efficace. Dans un premier temps, voici la figure présentant le couple entre la génératrice et la basse pression :

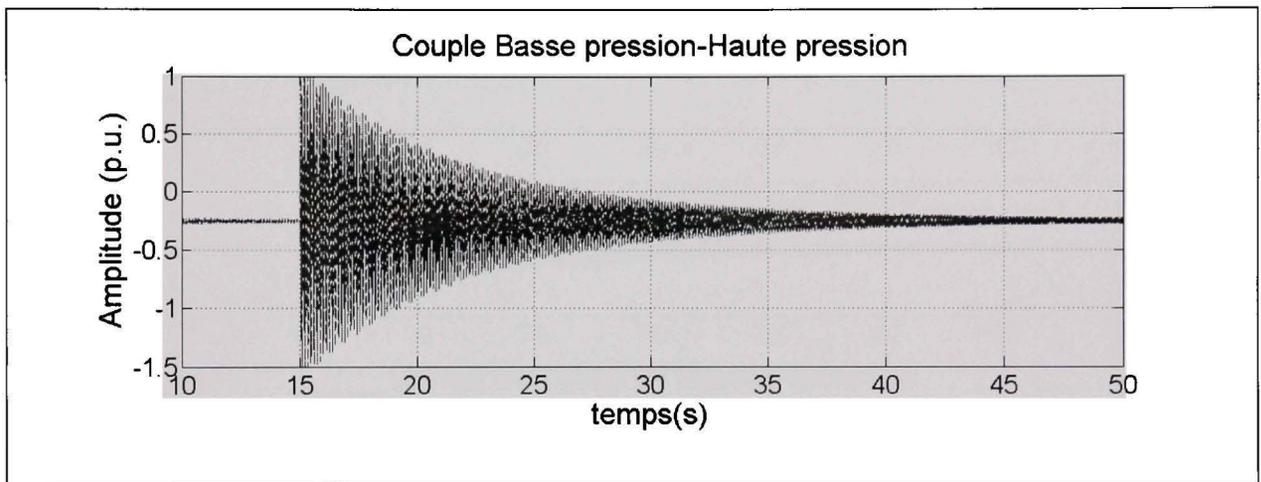


Figure 5-37 *Couple basse pression et haute pression pour commande de puissance.*

Ensuite, pour le couple entre la basse pression et la génératrice :

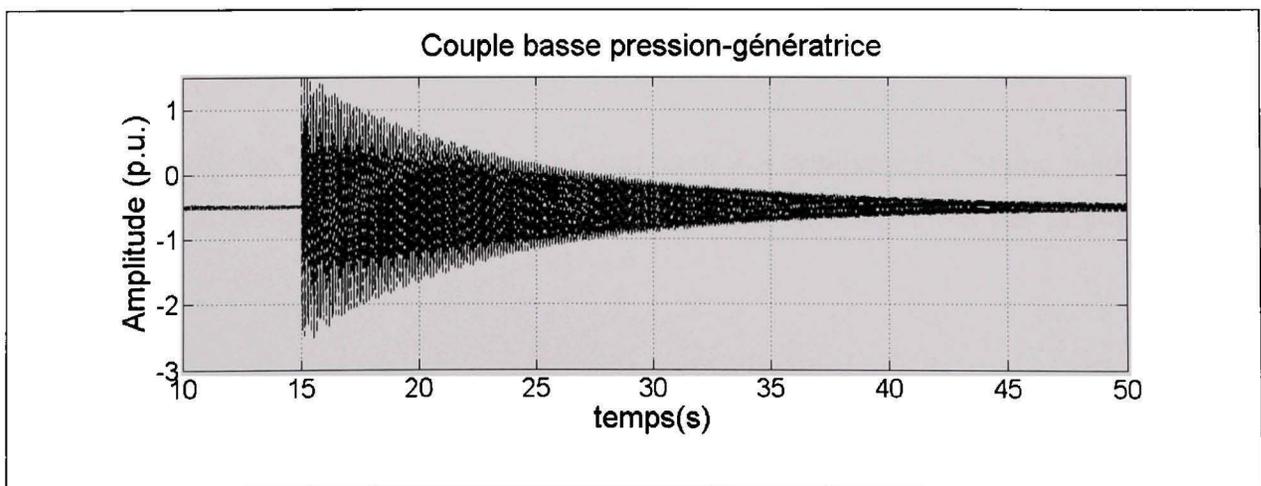


Figure 5-38 *Couple basse pression et génératrice pour commande de puissance.*

Comme il est possible de le constater dans les deux dernières figures, figure 5.37 et figure 5.38, la commande ayant comme référence la puissance semble aussi efficace à atténuer la

résonance sous-synchrone comme en témoignent les valeurs du couple. Pour les vitesses des différentes masses :

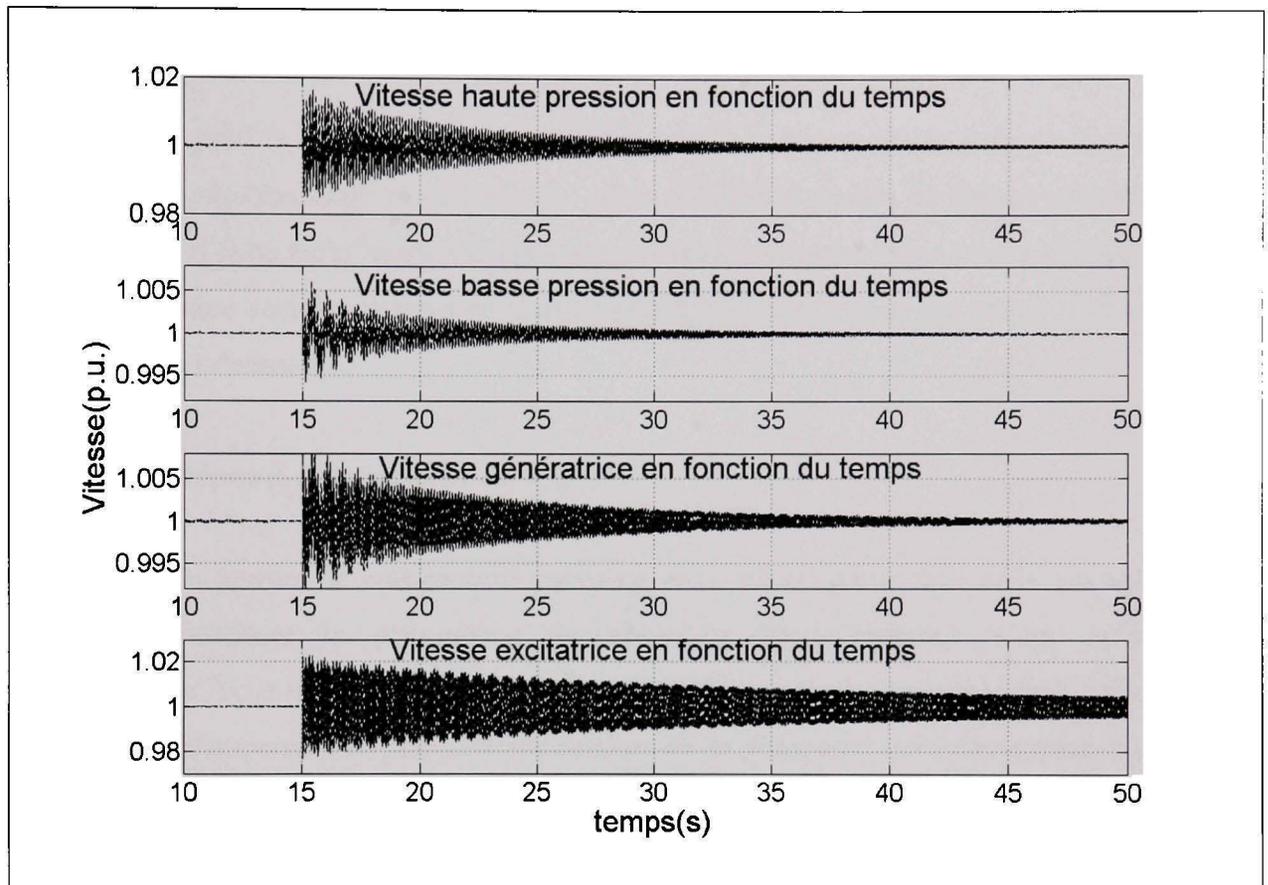


Figure 5-39 *Vitesse des masses pour commande à puissance constante*

Suite à la faute, les oscillations de vitesse sont atténuées rapidement. Comme pour les deux cas précédent, les oscillations causées par la résonance sont atténuées par la présence du CSVCT.

Au cours des trois dernières sections, trois méthodes de commande ont été explorées. La commande à courant efficace, la commande à impédance constante et finalement la méthode à puissance constante. Comme il a été démontré, les trois méthodes permettent de prévenir la présence de résonance sous-synchrone. Quant au choix de la référence, il revient à l'utilisateur d'en prendre la décision. Pour un minimum de lecture, le courant est sans aucun doute la méthode la moins coûteuse. Elle nécessite seulement une mesure contrairement à

l'impédance et la puissance qui en nécessitent deux. De plus, au point de vue facilité d'implantation, le choix de l'impédance est sans contredit le moyen le plus simple à implémenté.

Maintenant que la démonstration est faite que le compensateur permet d'atténuer la résonance sous-synchrone et ce à la fois pour différentes durées de défaut et méthodes de commande, il reste à expliquer comment ce phénomène est possible. Pour ce faire, au cours de la prochaine section, la réponse fréquentielle du compensateur est tracée et comparée à celle d'un condensateur.

5.4 Réponse fréquentielle du CSVCT

Cette section permet de comprendre pourquoi, avec un compensateur série variable, il est possible d'atténuer le phénomène de résonance sous-synchrone alors qu'avec un condensateur, et ce pour une même impédance fondamentale, il y a résonance. La raison pour laquelle le compensateur permet l'atténuation de la résonance sous-synchrone s'explique comme suit. La réponse fréquentielle du compensateur est telle qu'à des fréquences sous-synchrones, il présente une impédance nettement inductive et à la fréquence fondamentale, il présente une impédance comparable à celle d'un condensateur. Pour s'en convaincre, au cours de la section 5.4, la réponse fréquentielle du compensateur est étudiée. Afin de déterminer la réponse fréquentielle, la méthode proposée par (Zhu et al., 1995) a été utilisée. Il s'agit d'utiliser deux sources de tension : une à la fréquence fondamentale et l'autre à la fréquence à laquelle il faut identifier la valeur de l'impédance. Par ailleurs, l'amplitude de la source qui produit des fréquences sous-synchrones et dont il faut identifier l'impédance, doit être plus faible que celle de l'autre source. Ainsi, fréquence après fréquence, l'impédance est obtenue et un graphique de la réponse fréquentielle peut être tracé.

Comme mentionné plus haut, pour compenser le second banc d'essai, un condensateur a été mis en série avec le CSVCT. Donc, au total, deux réponses fréquentielles sont présentées. Pour chaque réponse, deux graphiques sont présentés, l'un pour la valeur absolue de

l'impédance et l'autre pour la phase de l'impédance. Le premier présente la réponse fréquentielle du condensateur en série avec le CSVCT et le second présente la réponse fréquentielle du CSVCT.

Pour débiter, la réponse fréquentielle du système total, compensateur et condensateur en série est tracée. Voici dans un premier temps le graphique de la valeur absolue de l'impédance :

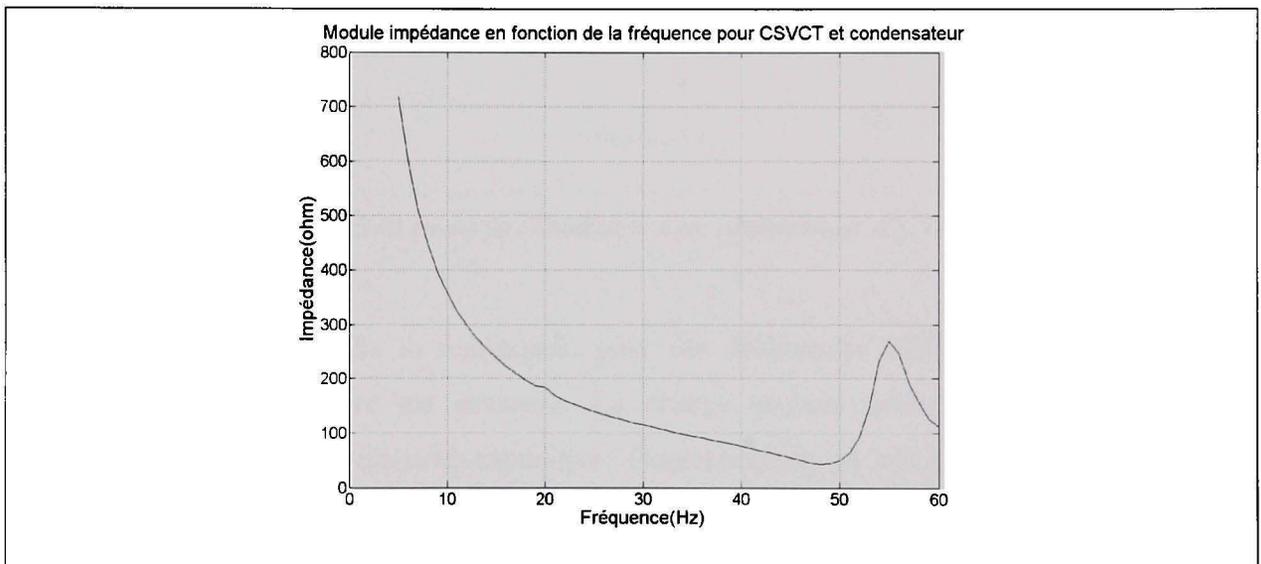


Figure 5-40 *Module de l'impédance avec condensateur et CSVCT.*

Suite à l'analyse de la figure 5.40, à la fréquence fondamentale, soit 60 Hertz, l'impédance produite est bien de 110 Ohm. D'autre part, l'impédance comprend une phase qui normalement dans le cas d'un condensateur est de -90 degrés. Voici donc le graphique de la phase de cette impédance :

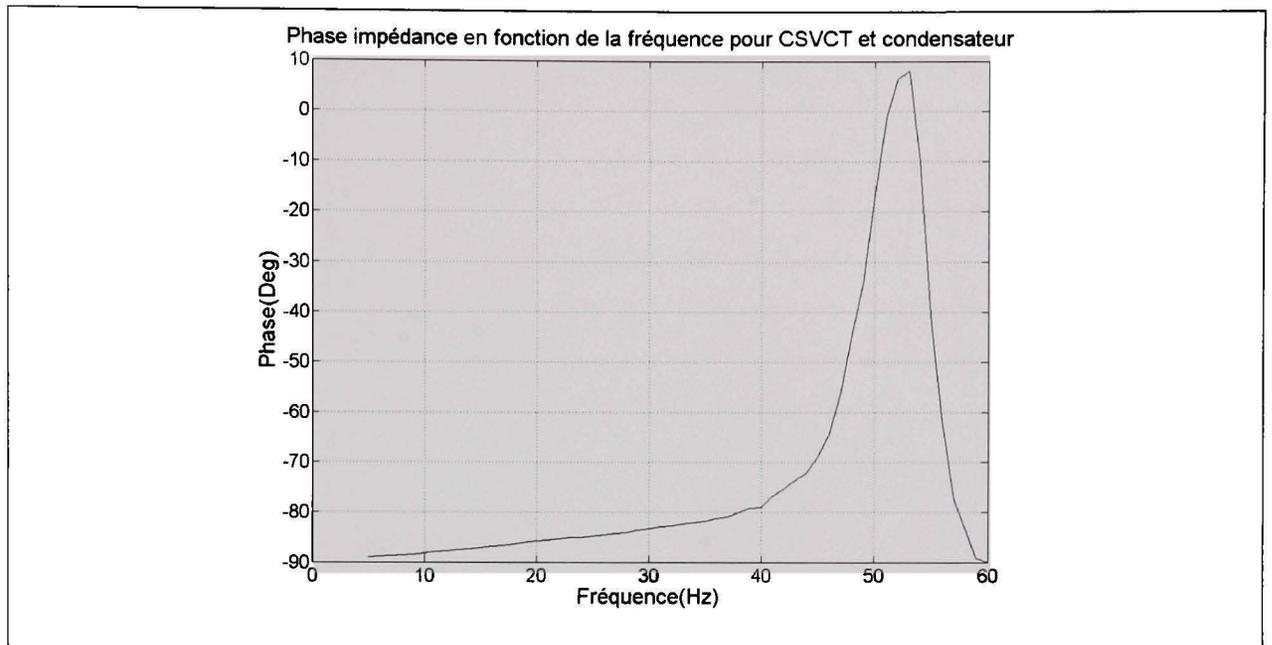


Figure 5-41 Phase de l'impédance avec condensateur et CSVCT.

Comme il est possible de le remarquer, pour des fréquences inférieures à la fréquence synchrone, une résistance est présente. La charge globale pour des fréquences sous-synchrones est de type résistive-capacitive. Contrairement au cas d'un condensateur qui possède une phase qui est toujours de -90 degrés, donc toujours purement capacitive indépendamment de la fréquence. Lorsque le CSVCT est mis en place, il vient ajouter une composante résistive. Cette composante facilite l'atténuation de la résonance sous-synchrone.

Par ailleurs, en isolant seulement le compensateur série variable commandé par thyristors, l'impédance à des fréquences sous-synchrones devrait être de type résistive-inductive comme le mentionne (Mathur et Varma, 2002). En traçant le module de l'impédance:

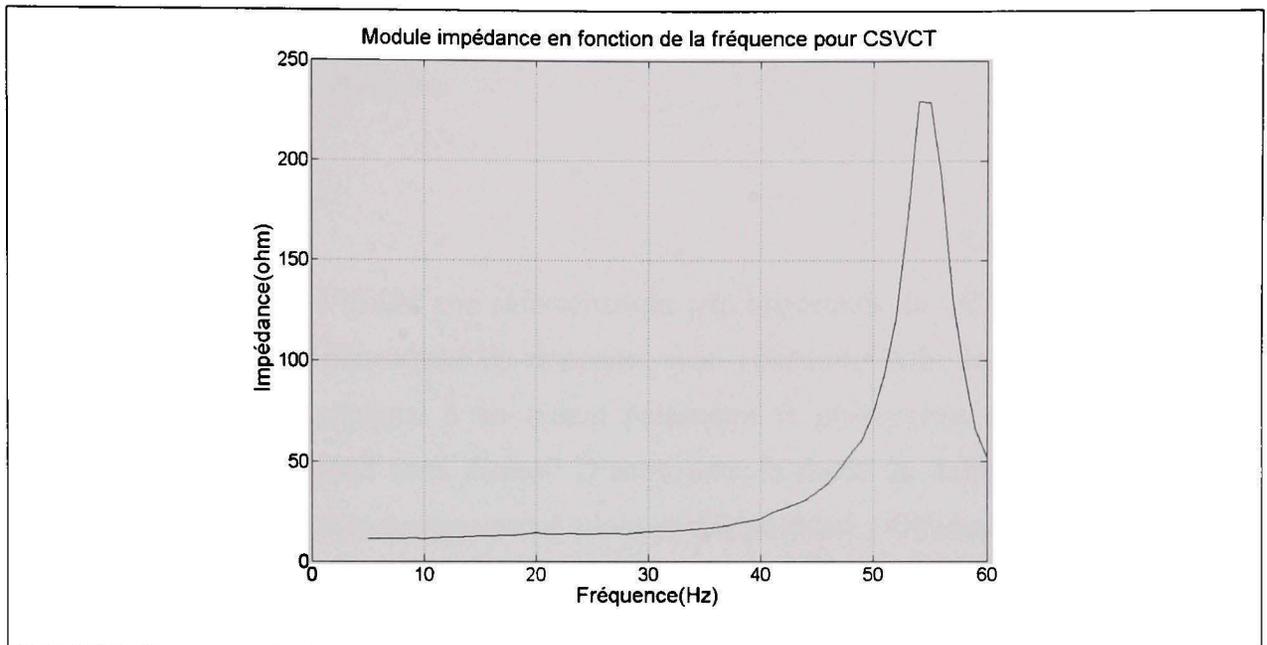


Figure 5-42 *Module de l'impédance CSVCT seul.*

Voici la phase associée à cette impédance :

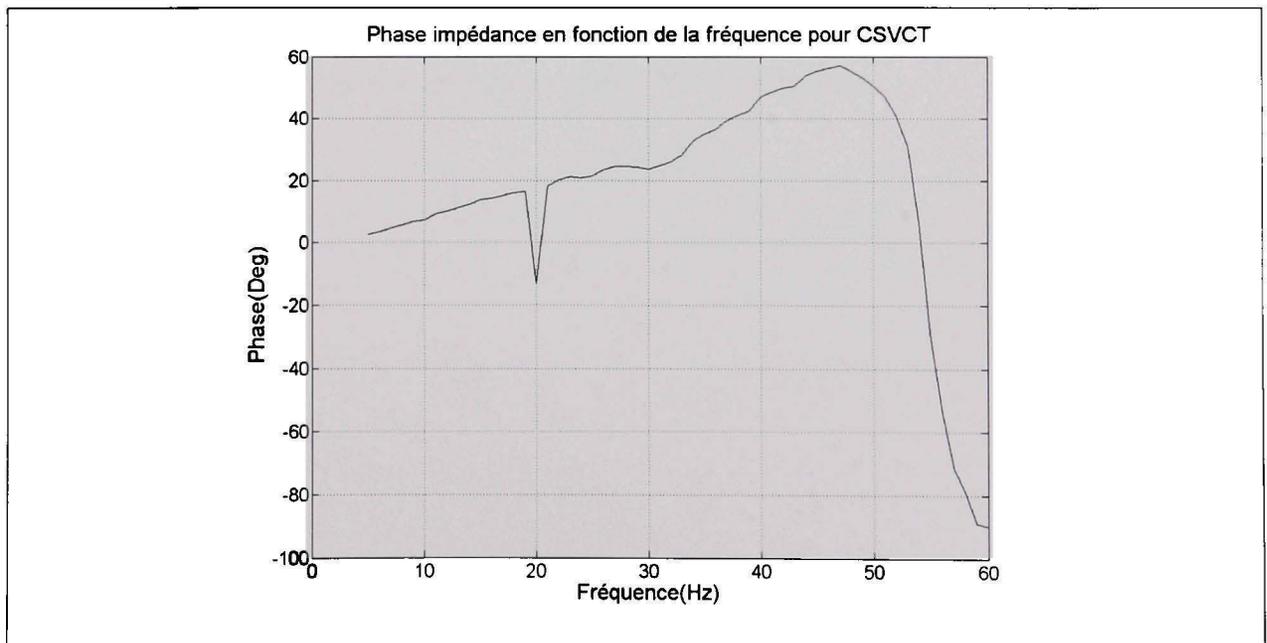


Figure 5-43 *Phase de l'impédance du CSVCT seul.*

Pour des fréquences inférieures à la fréquence synchrone, l'impédance produite est effectivement inductive comme en témoigne la figure contenant la phase de l'impédance, figure 5.43. Ce qui a pour effet de déplacer la valeur de la fréquence de résonance comme l'a

démontré (Hedin et al., 1995). De plus, la résistance a pour effet d'augmenter l'amortissement des résonances.

5.5 Conclusion

Ce chapitre a permis d'établir une caractéristique très importante du CSVCT, c'est-à-dire sa capacité à atténuer le phénomène de résonance sous-synchrone. Afin de s'en convaincre, le compensateur a été appliqué à un circuit présentant le phénomène de résonance sous-synchrone, soit le second banc d'essai. D'autre part, la durée du défaut a été augmentée jusqu'à quatre cycles et le compensateur a tout de même réussi à éliminer la résonance sous-synchrone. Également, les commandes à courant efficace constant, à puissance constante et en impédance constante ont été comparées. Les résultats obtenus tendent à montrer que les commandes à impédance et à courant constants, donnent des dynamiques comparables. Par contre, la commande à puissance constante donne une dynamique moins intéressante. Entre outre, avant même que le défaut soit envoyé, il y a présence de résonance sous-synchrone, ce qui ne s'observe pas pour les deux autres méthodes de commande.

CONCLUSION

Ce travail a permis de développer avec EMTP-RV un modèle du compensateur série variable commandé par thyristors. Comme démontré dans le chapitre quatre, les résultats obtenus avec le compensateur sont semblables d'une part avec le même compensateur dans SPS et d'autre part avec une démonstration dans SPS. D'ailleurs, les résultats suite à une faute donnent de meilleurs transitoires dans le cas du modèle proposé.

Pour ce qui est des caractéristiques du modèle développé, premièrement, il permet un réglage rapide des différents paramètres du compensateur. De plus, ces paramètres peuvent être aisément changés à la guise de l'utilisateur. Le module de linéarisation est facilement changeable lorsque les paramètres du CSVCT sont modifiés. D'autre part, au niveau de l'implémentation, comme le module est sous un seul et même bloc, il peut être ajouté à un réseau déjà existant assez facilement. Il faut uniquement connecter les trois phases. Également, lorsque l'utilisateur enfonce la touche OK après avoir entré les valeurs des différentes composantes, un calculateur fournit les différentes valeurs d'impédance qu'il est possible d'obtenir. D'autre part, le compensateur peut fonctionner à n'importe quelle fréquence, il s'agit uniquement de changer la valeur de la fréquence dans les différents modules le nécessitant et le compensateur peut fonctionner à 50 Hertz par exemple. Par ailleurs, pour ce qui est du comportement du compensateur, des modifications ont été apportées à la commande. Comme en témoignent les courbes du chapitre 4, la méthode de commande permet d'obtenir de meilleurs résultats en transitoire suite à un défaut monophasé. De plus, le fait d'utiliser trois commandes indépendantes permet de réguler l'impédance sur les trois phases à la même valeur et ce, même s'il existe un déséquilibre entre les composantes. Également, contrairement à un modèle développé précédemment, le module de calcul de l'impédance ne tient compte que des composantes fondamentales lors du calcul et ce sans aucun filtre. De plus, la fréquence est constamment calculée par les modules de synchronisation et acheminée au module de calcul de l'impédance. Donc, la fréquence est toujours prise en compte lors du calcul de l'impédance. Finalement, la dernière section du mémoire présente l'application du compensateur à un système possédant une résonance sous-

synchrone. Cette section a pour but de valider le fonctionnement du compensateur avec les nouveaux ajouts proposés, le module de calcul de l'impédance et le fait que la fréquence est fournie par le module de synchronisation. Comme en témoignent les différents graphiques présentés, le compensateur permet effectivement l'atténuation du phénomène de résonance sous-synchrone et fonctionne bien malgré les ajouts effectués.

En comparant le modèle de démonstration de SPS et le modèle proposé, il est possible d'énumérer une liste de différences que voici. Dans un premier temps, le modèle proposé tient uniquement compte des composantes à la fréquence fondamentale lors du calcul de l'impédance. Ceci implique que la troisième harmonique, qui est caractéristique du TCSC, n'est pas tenue en compte lors du calcul de l'impédance. En ce sens, si le réseau présente un contenu harmonique important, seulement les composantes à la fréquence fondamentale seront incluses dans le calcul de l'impédance. Pour continuer dans le même ordre d'idée, la fréquence fournie par les CVPs est tenue en compte lors du calcul de l'impédance de sorte que si pour une raison quelconque la fréquence du réseau varie brusquement, par exemple à 58 Hertz, alors les fenêtres d'intégration utilisées pour calculer les valeurs efficaces des tensions et des courants passeront elles aussi à 58 Hertz. D'autre part, trois modules indépendants de commande ont été implantés. Donc, malgré un déséquilibre en les composantes des trois phases du compensateur, il est possible tout de même de réguler l'impédance à la valeur désirée sur chacune des phases.

Pour conclure, il convient de dire que le CSVCT développé fonctionne bien et a été validé de manière efficace. Deux comparaisons ont été faites afin de valider le fonctionnement en régime transitoire et le fonctionnement en régime permanent. Ensuite, afin de s'assurer que les changements n'influençaient pas le fonctionnement du compensateur, il a été testé avec un banc d'essai permettant la simulation de la résonance sous-synchrone. Cet essai a été concluant.

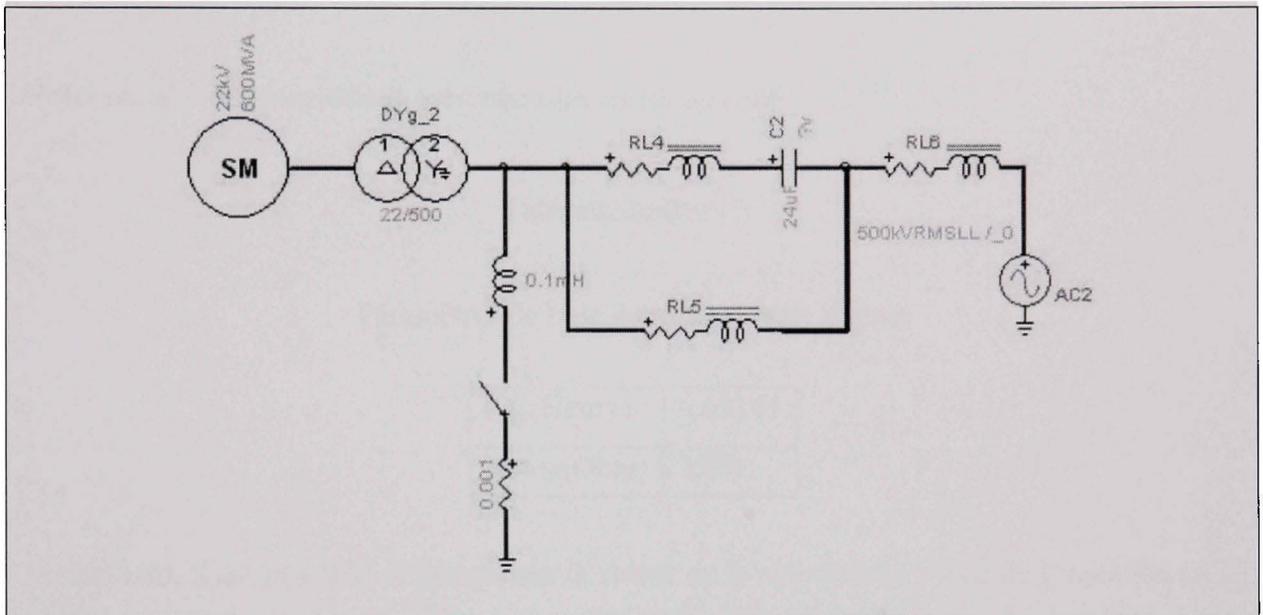
RECOMMANDATIONS

Les résultats obtenus en simulation sont très intéressants mais, il reste encore du travail à faire avant d'obtenir un modèle implantable en réalité. Comme ces résultats proviennent d'un outil de simulation, tous les phénomènes naturels comme le bruit qui est observable lors d'une lecture de courant ou de tension, sont négligés. Donc, il pourrait être intéressant dans le cadre d'un projet, d'implanter ce modèle avec des composantes physiques et d'expérimenter le comportement du compensateur. Cette expérimentation permettrait de savoir si les temps de réponse ainsi que les résultats obtenus expérimentalement sont aussi intéressants que ceux obtenus avec le modèle en simulation.

ANNEXE I

CALCUL DES PARAMÈTRES DU SECOND BANC D'ESSAI

Les paramètres de la machine synchrone sont fournis dans (Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance, 1985) et dans l'appendice I. Voici dans un premier temps le schéma du second banc d'essai :



FigureAnnexe 1.1 Modèle du second banc d'essai

Comme mentionné précédemment, les paramètres sont normalisés dans une base de 100 MVA alors que la machine synchrone a une puissance de 600MVA. Donc, une nouvelle normalisation des paramètres doit être faite. Dans un premier temps, il convient de trouver l'unité de base associée à l'article. Il faut d'abord calculer l'impédance de base qui est égale à:

$$Z_{base} = \frac{V_{LL}^2}{S_{3_phases}} = \frac{(500 \times 10^3)^2}{100 \times 10^6} = 2500 \quad (6.1)$$

Avec l'impédance calculée en (6.1), il est possible de calculer la valeur de la résistance de base ainsi que l'inductance de base comme suit:

$$R_{base} = Z_{base} = 2500\Omega \quad (6.2)$$

$$l_{base} = \frac{Z_{base}}{\omega} = \frac{2500}{2\pi \times 60} = 6.63145H \quad (6.3)$$

Voici un tableau récapitulatif présentant les unités de base :

TableauAnnexe 1.1

Paramètres de base du second banc d'essai

$l_{base}(\text{Henry})$	6.63145
$R_{base}(\text{Ohm})$	2500

Maintenant, il est possible de déterminer la valeur de la résistance à l'aide de l'équation (6.2) comme suit:

$$R_{dén} = R_{pu} \times R_{base} = 2500 \times 2 \times 10^{-4} = 0.5\Omega \quad (6.4)$$

Ainsi que la valeur de l'inductance :

$$l_{dén} = l_{pu} \times l_{base} = 6.63145 \times 0.02 = 0.1326H \quad (6.5)$$

Voici un tableau récapitulatif des valeurs dénormalisées du transformateur :

TableauAnnexe 1.2

Paramètres dénormalisés du transformateur

$R_{\text{transformateur}}(\text{Ohm})$	0.5
$l_{\text{transformateur}}(\text{Henry})$	0.1326

Maintenant que les paramètres dénormalisés sont connus, il ne reste plus qu'à les normaliser sur une nouvelle base de 600 MVA, qui est la base de puissance de la machine synchrone. Dans cette nouvelle base, l'impédance de base est égale à:

$$Z_{\text{base}} = \frac{V_{LL}^2}{S_{3_phases}} = \frac{(500 \times 10^3)^2}{600 \times 10^6} = 416.67 \Omega \quad (6.6)$$

Si on met la résistance en p.u.:

$$R_{pu} = \frac{0.5}{416.67} = 0.0012 \quad (6.7)$$

Pour la valeur de l'inductance:

$$l_{pu} = \frac{0.1326}{\left(\frac{416.67}{2\pi \times 60} \right)} = 0.12 \quad (6.8)$$

Voici un tableau récapitulatif des paramètres du transformateur normalisés dans une base de 600 MVA:

TableauAnnexe 1.3

Paramètres du transformateur normalisés avec 600 MVA

$R_{\text{transformateur}}(\text{pu})$	0.0012
$l_{\text{transformateur}}(\text{pu})$	0.12

Pour les paramètres de ligne, le principe est le même. Tout d'abord en dénormalisant les valeurs de résistances:

$$\begin{aligned}
 R_4^1 &= 0.0074 \times 2500 = 18.5\Omega \\
 R_4^0 &= 0.022 \times 2500 = 55\Omega \\
 R_5^1 &= 0.0067 \times 2500 = 16.75\Omega \\
 R_5^0 &= 0.0186 \times 2500 = 46.5\Omega
 \end{aligned}
 \tag{6.9}$$

Pour les inductances :

$$\begin{aligned}
 l_4^1 &= \frac{0.08 \times 2500}{2\pi \times 60} = 0.5305H \\
 l_4^0 &= \frac{0.24 \times 2500}{2\pi \times 60} = 1.5915H \\
 l_5^1 &= \frac{0.0739 \times 2500}{2\pi \times 60} = 0.49H \\
 l_5^0 &= \frac{0.21 \times 2500}{2\pi \times 60} = 1.3926H
 \end{aligned}
 \tag{6.10}$$

Sous forme de tableau récapitulatif:

TableauAnnexe 1.4

Tableau des paramètres de lignes dénormalisés

R ₄ positif (Ohm)	R ₄ nul (Ohm)	R ₅ positif (Ohm)	R ₅ nul (Ohm)	l ₄ positif (Henry)	l ₄ nul (Henry)	l ₅ positif (Henry)	l ₅ nul (Henry)
18.5	55	16.75	46.5	0.5305	1.5915	0.49	1.3926

Enfin, le dernier élément à calculer est le bus infini. Les paramètres de normalisation sont les mêmes :

$$\begin{aligned}
 R_{Bus}^1 &= R_{Bus}^0 = 0.0014 \times 2500 = 3.5 \Omega \\
 l_{Bus}^1 &= l_{Bus}^0 = \frac{0.03 \times 2500}{2\pi \times 60} = 0.1989 H
 \end{aligned}
 \tag{6.11}$$

Sous forme de tableau :

TableauAnnexe 1.5

Paramètres du bus infini dénormalisés

R _{Bus} positif (Ohm)	R _{bus} nul (Ohm)	l _{Bus} positif (Henry)	l _{Bus} nul (Henry)
3.5	3.5	0.1989	0.1989

Ce dernier tableau complète la section du calcul des paramètres du second banc d'essai. Avec ces valeurs, il est possible d'implanter le second banc d'essai.

ANNEXE II

GUIDE UTILISATEUR DU CSVCT AVEC EMTP

Au cours de ce chapitre, les différentes fonctionnalités du module CSVCT sont montrées. Cette section se veut une aide pour utiliser le module CSVCT développé avec EMTP-RV. Donc, les différents modules ainsi que les masques qui ont été développés sont présentés afin de comprendre le fonctionnement de chacun d'eux. Premièrement, le premier masque, celui permettant l'initialisation du compensateur série variable est présenté.

Masque du CSVCT

Ce masque permet d'initialiser les paramètres du compensateur. Afin de comprendre la suite, voici ce que contient ce masque :

```
//fréquence nominale
frequence_nom=60;

////////////////////Mode de commande inductif ou capacitif////////////////////
////////////////////Inductif=1////////////////////
////////////////////Capacitif=2////////////////////
mode=2;

//Impédance Référence (Ohm)
Impedancetcsc=50;

//Inductance TCSC(Henry)
Itcsc=0.03;

//Capacité TCSC(uFarad)
ctcsc=125;

//limite des impédances à mesurer
limmin=1;
limmax=100000;

//Gains contrôleur inductif
kpl=0.4;
kil=10;

//Gains contrôleur capacitif
kpC=2.5;
kiC=10;

//Facteur de qualité
Qfactor=500;

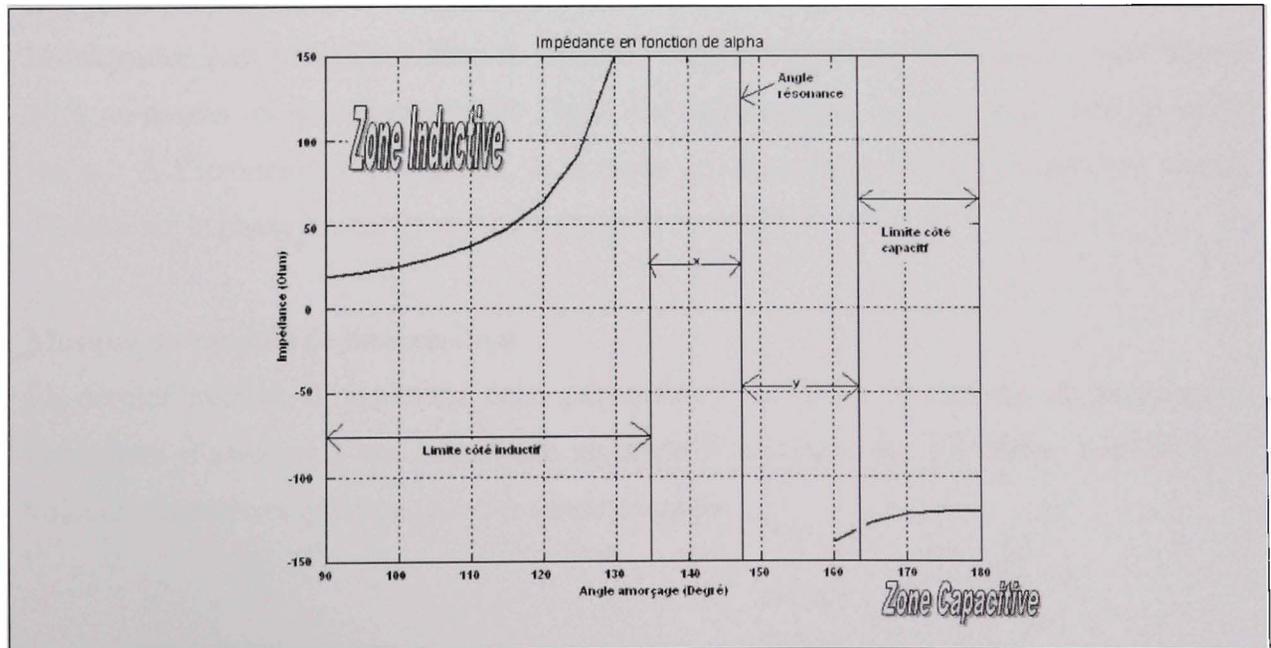
//angle limitant les excursions dans la zone de discontinuité
AngleInductif=11;
AngleCapacitif=11;
```

FigureAnnexe 2.1 Masque CSVCT

Le masque permet d'initialiser les paramètres très simplement. Les différents paramètres à entrer servent, dans la majorité des cas, à initialiser les valeurs. Par contre, voici deux clarifications nécessaires avant de continuer. Le facteur de qualité permet de déterminer la valeur de la résistance qui sera mise en série avec le TCR. Il a été défini tel que dans SPS. La formule permettant de calculer la valeur de la résistance est la suivante :

$$Q_{factor} = \frac{2\pi \times 60 \times l_{comp}}{r_{comp}} \quad (6.12)$$

Par la suite, la limitation des angles permet de limiter la valeur des angles acheminés au module d'amorçage des thyristors. Donc, si par exemple la valeur du paramètre angleInductif (Voir FigureAnnexe 2.1) est égale à x et que le paramètre angleCapacitif (Voir FigureAnnexe 2.1) est égale à y. Les régions d'amorçage, c'est-à-dire les valeurs que pourront prendre l'angle dans la zone inductive et dans la zone capacitive, sont représentées comme suit dans la FigureAnnexe 2.2:



FigureAnnexe 2.2 Région avec limitations sur l'amorçage

Pour les autres paramètres, ils sont tels qu'indiqués. Pour les unités, il est bien important de respecter ce qui est écrit. En outre, pour la capacité la valeur est déjà en microfarad. Pour le reste des paramètres, tout est très clair.

Masque du module de synchronisation

Pour le module de synchronisation aussi appelé CVP, le masque est à deux niveaux. Le premier niveau permet d'initialiser les gains ainsi que les limites de la fréquence. Le masque se présente comme suit :

```
//limite minimum et maximum de la fréquence en pourcent
//pr à la fréquence nominale
limFreqMin=0.75;
limFreqMax=1.25;

FrequenceNom=60;

//gain des PLLs
Kppll=35;
Kipll=35;
```

FigureAnnexe 2.3 Masque première couche CVP

Les gains proportionnel et intégral sont initialisés dans ce masque. Également, les limites de la fréquence sont initialisées dans ce masque. Dans cet exemple, la fréquence peut aller à 25% au-dessus ou au-dessous de 60 Hertz. La fréquence est donc limitée entre 45 et 75 Hertz. À l'intérieur de ce module, le masque de chacun des CVPs monophasés permet d'initialiser la phase à laquelle débutera le signal de sortie.

Masque du module de linéarisation

Le dernier masque d'intérêt est celui permettant d'initialiser le module de linéarisation permettant d'associer à une impédance un angle d'amorçage des thyristors. Tout d'abord voici les paramètres que l'on retrouve dans ce masque :

```

//Paramètres du TCSC

ltcsc=0.03;           //(Henry) Inductance TCSC
ctcsc=125e-6;        //(Farad) Capacité TCSC
f=60;                //Fréquence nominale

//Limitation de l'angle d'amorçage
limiteSupAlpha=1;    //Limitation côté capacitif

increment=0.1;       //Incrément de l'angle d'amorçage

```

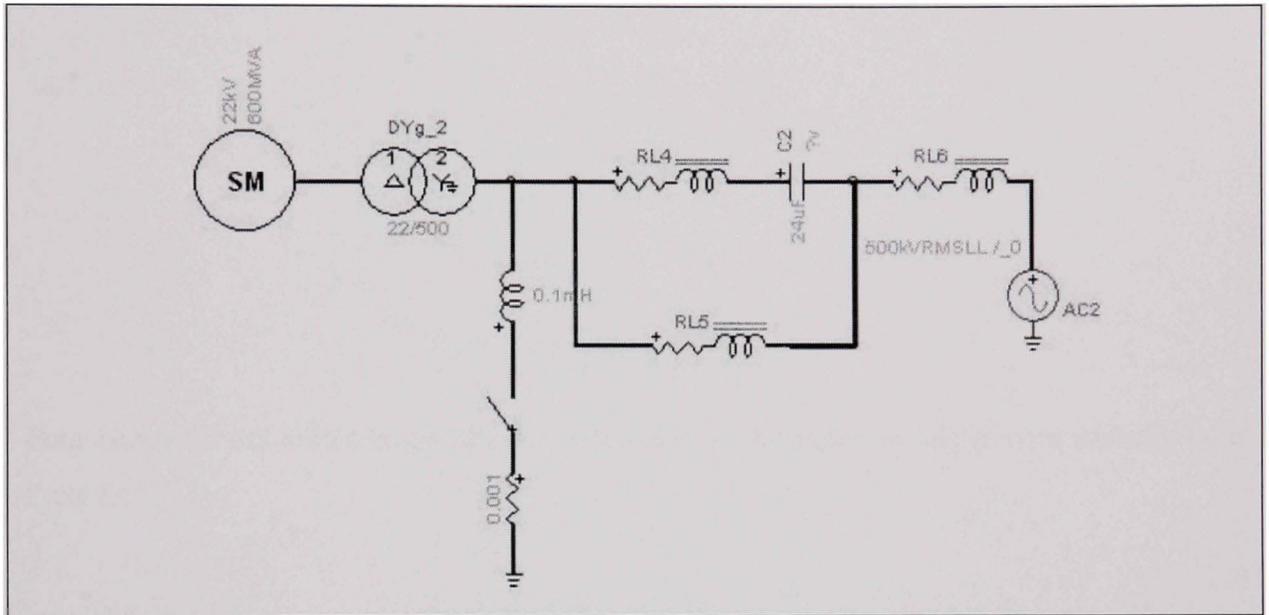
FigureAnnexe 2.4 Masque module de linéarisation côté capacitif

De chaque côté de l'angle de résonance, il y a un module de linéarisation. C'est-à-dire un total de deux masques; un pour le côté inductif et un pour le côté capacitif. Le principe d'initialisation est le même dans les deux cas. La FigureAnnexe 2.4 présente le masque du côté capacitif. Le masque contient cinq paramètres à initialiser. Évidemment, il y a les paramètres du CSVCT, inductance et capacité ainsi que la fréquence fondamentale. Par la suite, les deux derniers paramètres sont associés aux calculs proprement dit. Le premier permet de fixer quel sera le premier angle après l'angle de résonance. Pour le côté capacitif la limite s'ajoute et pour le côté inductif elle se soustrait. Pour l'exemple présenté à la FigureAnnexe 2.4, l'angle de résonance se trouve à 114.3 degrés. Du côté capacitif, l'angle débutera donc à 115.3 degrés alors que, du côté inductif, le dernier angle aura la valeur de 113.3 degrés. L'incrément, quant à lieu, vient fixer l'espacement entre deux angles consécutifs.

APPENDICES I

Paramètres du second banc d'essai

Voici le schéma du second banc d'essai :



FigureAppendice 1.1 Second banc d'essai

Tout d'abord, voici les paramètres de la machine synchrone :

$$X_l = 0.14 pu$$

$$X_d = 1.65 pu$$

$$X'_d = 0.25 pu$$

$$X''_d = 0.20 pu$$

$$T_{d0} = 4.5s$$

$$T''_{d0} = 0.04s$$

$$R_a = 0.0045 pu$$

$$X_q = 1.59 pu$$

$$X'_q = 0.46 pu$$

$$X''_q = 0.20 pu$$

$$T_{q0} = 0.55s$$

$$T''_{q0} = 0.09s$$

Pour convertir ces unités en paramètres machine, les formules suivantes sont utilisées pour l'axe D:

$$\begin{aligned}
 l_{ls} &= X_l \\
 l_{md} &= X_d - X_l \\
 l'_{fd} &= l_{md} \frac{(X'_d - X_l)}{(X_d - X'_d)} \\
 l'_{kd} &= \frac{l_{md} l'_{fd} (X''_d - X_l)}{l_{md} l'_{fd} - (l_{md} + l'_{fd})(X''_d - X_l)} \\
 R'_{fd} &= \frac{(l'_{fd} + l_{md})}{\omega_0 T'_{d0}} \\
 R'_{kd} &= \frac{1}{\omega_0 T''_{d0}} \left(l'_{kd} + \frac{l_{md} l'_{fd}}{l_{md} + l'_{fd}} \right)
 \end{aligned}$$

Pour convertir ces unités en paramètres machines, les formules suivantes sont utilisées pour l'axe Q:

$$\begin{aligned}
 l_{ls} &= X_l \\
 l_{mq} &= X_q - X_l \\
 l'_{fq} &= l_{mq} \frac{(X'_q - X_l)}{(X_q - X'_q)} \\
 l'_{kq} &= \frac{l_{mq} l'_{fq} (X''_q - X_l)}{l_{mq} l'_{fq} - (l_{mq} + l'_{fq})(X''_q - X_l)} \\
 R'_{fq} &= \frac{(l'_{fq} + l_{mq})}{\omega_0 T'_{q0}} \\
 R'_{kq} &= \frac{1}{\omega_0 T''_{q0}} \left(l'_{kq} + \frac{l_{mq} l'_{fq}}{l_{mq} + l'_{fq}} \right)
 \end{aligned}$$

Voici par la suite les différentes valeurs des résistances et inductances de lignes :

$$R_4^1 = 0.0074 pu$$

$$R_4^0 = 0.022 pu$$

$$X_4^1 = 0.08 pu$$

$$X_4^0 = 0.24 pu$$

$$R_5^1 = 0.0067 pu$$

$$R_5^0 = 0.0186 pu$$

$$X_5^1 = 0.0739 pu$$

$$X_5^0 = 0.21 pu$$

Finalement, pour le bus infini les paramètres sont les suivants :

$$R_6^1 = 0.0014$$

$$R_6^0 = 0.0014$$

$$X_6^1 = 0.03$$

$$X_6^0 = 0.03$$

BIBLIOGRAPHIE

- Anderson, P. M., Bajarang L. Agrawal et James E. Van Ness. 1990. *Subsynchronous resonance in power systems*. New York: Institute of Electrical and Electronics Engineers, xiii, 268 p.
- Bakhshaie, Hossein. 1993. « Damping subsynchronous oscillations using thyristor-controlled series capacitor (TCSC) ». M.A.Sc., Canada, University of Toronto (Canada).
- Bergen, Arthur R., et Vijay Vittal. 2000. *Power systems analysis*, 2nd. Upper Saddle River, NJ: Prentice Hall, xii, 619 p. p.
- Christl, N., R. Hedin, K. Sadek, P. Luetzelberger, P. E. Krause, S. M. McKenna, A. H. Montoya et D. R. Torgerson. 1992. « Advanced series compensation (ASC) with thyristor controlled impedance ». In. Vol. 2, p. 14-37. Coll. « International Conference on Large High Voltage Electric Systems ». Paris, Fr: Publ by CIGRE, Paris, Fr.
- Daneshpooy, A., et A. M. Gole. 2001. « Frequency response of the thyristor controlled series capacitor ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 16, n° 1, p. 53-58.
- First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance 1977. « ». Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on, vol. 96, n° 5, p. 1565-1572.
- Fuerte-Esquivel, C. R., E. Acha et H. Ambriz-Perez. 2000. « Thyristor controlled series compensator model for the power flow solution of practical power networks ». IEEE Transactions on Power Systems, vol. 15, n° 1, p. 58-64.
- Gama, C. 1999. « Brazilian North-South Interconnection control-application and operating experience with a TCSC ». In. Vol. vol.2, p. 1103-8. Coll. « 1999 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Conference Proceedings (Cat. No. 99CH36364) ». Edmonton, Alta., Canada: IEEE.
- Glover, J. Duncan, et Mulukutla S. Sarma. 2002. *Power system analysis and design*, 3rd. Australia ; Canada: Brooks/Cole, xiv, 656 p. p.
- Guo, Jianbo, Gesong Chen, Jiming Lin, Baiqing Li et Weizhou Wang. 2005. « Chengxian 220kV thyristor controlled series compensation: Parameters design, control and overvoltage protection ». In. Vol. 2005, p. 1546992. Coll. « 2005 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exhibition: Asia and Pacific ». Dalian, China: Institute of Electrical and Electronics Engineers Computer Society, Piscataway, NJ 08855-1331, United States.

- Gustafson, E., A. Aberg et K. J. Astrom. 1995. « Subsynchronous resonance. A controller for active damping ». In., p. 389-94. Coll. « Proceedings of the 4th IEEE Conference on Control Applications (Cat. No.95CH35764) ». Albany, NY, USA: IEEE.
- Hauer, J. F., W. A. Mittelstadt, R. J. Piwko, B. L. Damsky et J. D. Eden. 1996. « Modulation and SSR tests performed on the BPA 500 kV thyristor controlled series capacitor unit at Slatt substation ». IEEE Transactions on Power Systems, vol. 11, n° 2, p. 801-806.
- Hauer, J. F., W. A. Mittelstadt, R. J. Piwko, Sr., B. L. Damsky, Sr. et J. D. Eden. 1995. « Test results and initial operating experience for the BPA 500 kV thyristor controlled series capacitor-modulation, SSR and performance monitoring ». In., p. 274-279. Coll. « Northcon - Conference Record ». Portland, OR, USA: IEEE, Piscataway, NJ, USA.
- Hedin, Ronald A., Stephen Weiss, Duane Torgerson et L. E. Eilts. 1995. « SSR characteristics of alternative types of series compensation schemes ». IEEE Transactions on Power Systems, vol. 10, n° 2, p. 845-852.
- Helbing, S. G., et G. G. Karady. 1994a. « Investigations of an advanced form of series compensation ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 9, n° 2, p. 939-47.
- Helbing, Scott G., et G. G. Karady. 1994b. « Investigations of an advanced form of series compensation ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 9, n° 2, p. 939-945.
- Jalali, S. G., R. A. Hedin, M. Pereira et K. Sadek. 1996. « A stability model for the advanced series compensator (ASC) ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 11, n° 2, p. 1128-37.
- Jayaram Kumar, S. V., A. Ghosh et Sachchidanand. 2000. « Damping of subsynchronous resonance oscillations with TCSC and PSS and their control interaction ». In *Electric Power Systems Research*. Vol. 54, p. 29-36. Coll. « Electr. Power Syst. Res. (Switzerland) », 1. Elsevier.
- Jovcic, Dragan, et G. N. Pillai. 2005. « Analytical modeling of TCSC dynamics ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 20, n° 2 I, p. 1097-1104.
- Kakimoto, N., A. Iida, M. Seki, K. Minoyama et T. Takuma. 1997. « Clarification of SSR mitigation mechanism of TCSC ». Transactions of the Institute of Electrical Engineers of Japan, Part B, vol. 117-B, n° 2, p. 168-75.
- Krause, Paul C., Oleg Wasynczuk et Scott D. Sudhoff. 2002. *Analysis of electric machinery and drive systems*, 2nd. Coll. « IEEE Press series on power engineering ». Piscataway, NJ
New York: IEEE Press ;
Wiley-Interscience, xiv, 613 p.

- Mathur, R. M., et Rajiv K. Varma. 2002. *Thyristor-based FACTS controllers for electrical transmission systems*. Coll. « IEEE Press series on power engineering ». Piscataway, NJ
New York: IEEE ;
Wiley, xxix, 495 p.
- Nyati, S., C. A. Wegner, R. W. Delmerico, R. J. Piwko, D. H. Baker et A. Edris. 1994. « Effectiveness of thyristor controlled series capacitor in enhancing power system dynamics: An analog simulator study ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 9, n° 2, p. 1018-1027.
- Padiyar, K. R. 1999. *Analysis of subsynchronous resonance in power systems*. Coll. « Kluwer international series in engineering and computer science. Power electronics and power systems ; 471 ». Boston: Kluwer Academic Publishers, ix, 262 p. p.
- Pilotto, Luiz A. S., Andre Bianco, Willis F. Long et Abdel-Aty Edris. 2003. « Impact of TCSC control methodologies on subsynchronous oscillations ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 18, n° 1, p. 243-252.
- Proposed Terms and Definitions for Subsynchronous Oscillations 1980. « ». IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-99, n° 2, p. 506-511.
- Second Benchmark Model for Computer Simulation of Subsynchronous Resonance 1985. « ». IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-104, n° 5, p. 1057-1066.
- Sood, Vijay K. 2004. *HVDC and FACTS controllers : applications of static converters in power systems*. Boston: Kluwer Academic, xxiv, 295 p.
- Wikipedia, contributors 2007, 24 Juillet. « List of trigonometric identities ». In *Wikipedia, The Free Encyclopedia*. <
http://en.wikipedia.org/w/index.php?title=List_of_trigonometric_identities&oldid=144553935>.
- Zhao, Xueqiang, et Chen Chen. 1999. « Damping subsynchronous resonance using an improved NGH SSR damping scheme ». In. Vol. vol.2, p. 780-5. Coll. « 1999 IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Conference Proceedings (Cat. No. 99CH36364) ». Edmonton, Alta., Canada: IEEE.
- Zhu, W., R. Spee, R. R. Mohler, G. C. Alexander, W. A. Mittelstadt et D. Maratukulam. 1995. « EMTP study of SSR mitigation using the thyristor controlled series capacitor ». IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 10, n° 3, p. 1479-1485.