

لدي

MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE  
SCIENTIFIQUE

1 - سطيف -

UNIVERSITE FERHAT ABBAS — SETIF-1  
UFAS (ALGERIE)  
FACULTE DE TECHNOLOGIE

## MEMOIRE

Présenté pour l'obtention du Diplôme de

*MAGISTER EN ELECTROTECHNIQUE*

Option : Réseaux électriques

M<sup>elle</sup> .KEROUANI FATIMA ZAHRA

Thème

*Contribution à la Simulation et l'Etude de la Ferro-résonance  
dans les Systèmes de Transmission*

*Soutenu le 23-12-2014 devant la Commission d'examen composée de :*

Dr. Ahmed GHERBI :	Prof. à l'université Ferhat ABBAS de Sétif	Président
Dr. Abdelhafid BAYADI :	Prof. à l'université Ferhat ABBAS de Sétif	Directeur de mémoire
Dr. Hamou NOURI	M. C. A. à l'université Ferhat ABBAS de Sétif	Examineur
Dr. Samir SAYAH	M. C. A. à l'université Ferhat ABBAS de Sétif	Examineur



## *Dédicaces*

---

*A tous ceux qui croient que le mal triomphe lorsque le bien choisit le silence, je dédie ce travail.*

« F. Kerouani »

---

## **Remerciements**

---

*En préambule à ce mémoire, je souhaiterais adresser mes remerciements les plus sincères aux personnes qui m'ont apporté leur aide et qui ont contribué à l'élaboration de ce mémoire.*

*Je tiens à remercier sincèrement **Mr. A. Bayadi** professeur à l'université de Setif, en tant que directeur de ce mémoire pour sa générosité et la grande patience dont il a su faire preuve malgré ses charges académiques et professionnelles.*

*Je remercie les membres de jury, Pr Gherbi Ahmed, Dr Hamou Nouri, Dr Sayeh Samir, qui ont accepté de juger ce travail.*

« F. Kerouani »

---

---

## *Nomenclature*

---

$A_i$  : tronçon de ligne d'indice  $i$ .

BT : basse tension.

$C_s$  : capacité shunt.

$C_g$  : capacité de gradation.

CC : court circuit.

CO : circuit ouvert.

CB : symbole du disjoncteur.

COP : circuit réactif de compensation shunt.

$Ch_i$  : charge d'indice  $i$  représentant la puissance demandée.

DMV : distribution de tension maximale.

DC : courant directe.

$D_i$  : disjoncteur d'indice  $i$ .

$t$  : temps de pas de simulation.

EMTP: Electro Magnetic Transiant Program.

$f_R$  : fréquence de résonance.

$\Phi$  : flux magnétique dans le transformateur.

$f_{mm}$  : force magnétomotrice.

G : la conductance.

HT : haute tension.

$I_{marg}$  : courant de seuil.

$\dot{I}_s$  : Vecteur d'état.

$JB_i$  : jeu de barre d'indice  $i$ .

$L_b, r_b$  : inductance et résistance de la puissance demandée.

MS: machine synchrone.

MOV: Metal Oxyde Varistor.

$PST_i$  : transformateur de tension (Potential Transformer System).

$P_{tot}$  : pertes totales du transformateur.

[P] : matrice potentiel de Maxwell.

---

q : charge dans un conducteur.  
R<sub>m</sub> : résistance du circuit magnétique.  
RL : modèle en résistance R et inductance L.  
R<sub>0</sub> : résistance critique, L<sub>0</sub> : inductance critique.  
S<sub>a</sub> : surface (air).  
SST : transformateur de puissance.  
S<sub>i</sub> : source de tension d'indice i.  
TT : transformateur de tension.  
TC : transformateur de courant.  
THD : tau de distorsion d'harmonique.  
T<sub>op</sub> : temps d'ouverture.  
[T<sub>i</sub>] : matrice de transformation.  
T : couple de la machine.  
THT : très haute tension.  
TR<sub>i</sub> : transformateur de puissance d'indice i.  
V<sub>L</sub> : tension aux bornes de l'inductance L  
V<sub>C</sub> : tension aux bornes de la capacité C.  
V<sub>S</sub> : tension de la source.  
ω : la pulsation.  
X<sub>lm</sub> : réactance inductive.  
X<sub>C</sub> : réactance capacitive.  
Y : type de raccordement.  
ZnO : Oxyde de Zinc.

# *Sommaire*

## INTRODUCTION GENERALE

### CHAPITRE 1 GENERALITE SUR LA FERRO-RESONANCE

1.1.Introduction.....	4
1.2. Résonance linéaire.....	4
1.3. La résonance non-linéaire.....	6
1.4. Analyse de la ferro-résonance.....	7
1.4.1. Méthode géométrique.....	7
1.4.1.1. La densité spectrale.....	7
1.4.1.2. Diagramme de phase.....	8
1.4.1.3. La carte point Carré.....	8
1.4.2. Méthode graphique.....	8
1.4.3. Méthode analytique.....	10
1.4.4. Méthode intelligente.....	11
1.4.5. Méthode statistique.....	11
1.4.6. Méthode numérique.....	12
1.5. Modes de ferro-résonance.....	12
1.5.1. Ferro-résonance fondamentale.....	12
1.5.2.Ferro-résonance sous-harmonique.....	12
1.5.3. Ferro-résonance sous-harmonique.....	13
1.5.4. Ferro-résonance chaotique.....	13
1.6. Distinction de la ferro-résonance des autres défauts.....	13
1.6.1. Première méthode .....	13
1.6.2. Deuxième méthode .....	15
1.7. Causes de la ferro-résonance.....	17
1.8. Conclusion.....	19

### Chapitre 2 Ferro-résonance : revue bibliographique.

2.1. Introduction.....	20
------------------------	----

2.2. Pré-détection et types.....	20
2.2.1. Méthode analytique.....	20
2.2.2. Méthode de Ritz.....	21
2.2.3. Méthode des aires.....	22
2.2.4. Méthode de simulation.....	24
2.3. Causes de la ferro-résonance.....	26
2.4. Prévention et élimination.....	27
2.5. Impact de la courbe Hystérésis.....	31
2.6. Conclusion .....	31

### **Chapitre 3 Ferro-résonance monophasée**

3.1. Introduction.....	33
3.2. Configuration du système étudié.....	33
3.2.1. Configuration des jeux de barre.....	35
3.2.2. Configuration des transformateurs.....	37
3.2.3. Impédance de la source.....	38
3.2.4. Filtres.....	39
3.2.5. Capacité de gradation des circuits disjoncteur.....	39
3.3. Configuration monophasée du circuit étudié.....	39
3.4. Sensibilité aux paramètres du circuit.....	43
3.4.1. Sensibilité aux capacités .....	43
3.4.2. Sensibilité aux pertes dans le transformateur.....	47
3.4.3. Sensibilité à la caractéristique de magnétisation.....	50
3.5. Conclusion.....	54

### **Chapitre 4 Aspects de modélisation des composants du réseau**

4.1. Introduction.....	56
4.2. Principe du choix.....	56
4.3. Circuit disjoncteur.....	58
4.3.1. Modèles existant dans l'EMTP.....	58
4.3.2. Affinité du choix avec l'étude de la ferro-résonance.....	59
4.4. Les transformateurs de puissance.....	59
4.4.1. Modélisation du noyau du transformateur.....	60
4.4.1.1. La courbe non-Hystérétique.....	60
4.4.1.2. La courbe Hystérétique.....	60
4.4.2. Caractéristique de magnétisation.....	60

4.4.3. Affinité du modèle pour l'étude de la ferro-résonance.....	62
4.4.4. Modélisation des enroulements du transformateur.....	62
4.4.4.1. La BCTTRAN.....	63
4.4.4.2. Le modèle hybride.....	63
4.4.4.3. Le modèle en circuit équivalent RL.....	63
4.4.4.3.1. Impédance d'enroulement disponible.....	64
4.4.4.3.2. Les essais en CC et CO disponibles.....	66
4.4.5 Extension en transformateur triphasé.....	67
4.4.6 Raccordement des enroulements.....	68
4.5. Les lignes de transport.....	69
4.5.1. Modèle des éléments calibrés.....	69
4.5.1.1. Modèle non-distordu.....	69
4.5.1.2. Modèle à résistance empilée.....	70
4.5.1.3. Modèle PI.....	70
4.5.2. Modèle à paramètres distribués.....	71
4.5.2.1. Le modèle à paramètres constants.....	71
4.5.2.2. Le modèle à paramètres dépendant de la fréquence.....	72
4.5.3. Modèle utilisé dans l'étude de la ferro-résonance.....	72
4.6. La ligne de transmission.....	73
4.6.1. Modélisation d'une ligne de transmission double.....	74
4.6.1.1. Impédance série.....	74
4.6.1.2. Impédance shunt.....	75
4.6.1.3. Réduction du nombre des phases et le neutre.....	76
4.6.2. La transposition.....	77
4.7. Choix du temps de simulation.....	78
4.8. Les charges et les impédances internes.....	79
4.9. Les centrales de production.....	80
4.9.1. Machine synchrone.....	80
4.9.1.1. Equation de la partie électrique.....	81
4.9.1.2. Equation de la partie mécanique.....	84
4.9.1.3. Relation entre la partie électrique et mécanique.....	84
4.9.2. Modèle des sources en régime permanent.....	85
4.10. Le parafoudre.....	86
4.11. Le réacteur.....	88
4.11.1. Description du modèle.....	89
4.11.2. Caractéristique de fonctionnement.....	89
4.11.3. Modélisation du réacteur shunt.....	90
4.12. Résumé.....	92

## **Chapitre 5 Modélisation de la ferro-résonance dans un système de transmission 230kV comprenant une ligne double.**

---

5.1. Introduction.....	93
5.2. Description du système de transmission.....	94
5.3. Réalisation du modèle.....	95
5.3.1. Modélisation des disjoncteurs.....	95
5.3.2. Modélisation des transformateurs de puissance.....	95
5.3.3. Modélisation des lignes de transport.....	97
5.3.4. Modélisation de la ligne de transmission $A_1$ - $A_2$ .....	98
5.3.5. Modélisation des charges.....	99
5.3.6. Modélisation des sources de tension.....	99
5.3.7. Modélisation des parafoudres.....	100
5.3.8. Le réacteur COP.....	100
5.3.9. Le transformateur de courant.....	101
5.4. Réalisation du modèle sur l'EMTP.....	102
5.5. Identification de l'origine de la ferro-résonance.....	104
5.5.1. L'enclenchement de la ligne $A_1$ .....	104
5.5.2. L'enclenchement du transformateur $TR_1$ .....	105
5.6. Testes de simulation.....	106
5.6.1. Fonctionnement normal.....	106
5.6.2. L'enclenchement de la ligne $A_1$ .....	108
5.6.2.1. La mise à vide du transformateur $TR_1$ .....	108
5.6.2.2. Allure de la tension.....	108
5.6.3. Enclenchement du transformateur $TR_1$ .....	109
5.6.4. Discussion.....	111
5.7. Procédures d'élimination.....	112
5.7.1. Insertion du réacteur COP pour la ligne enclenchée.....	113
5.7.2. Impact de la puissance du réacteur.....	114
5.7.3. Insertion du réacteur pour le transformateur enclenché.....	115
5.7.4. Discussion.....	116
5.8. Conclusion.....	116

## Conclusion Générale

## Liste des figures

---

---

### Liste de figures :

#### Chapitre 1 : Généralités sur la Ferro-résonance

Figure 1.1. Circuit de résonance linéaire.....	4
Figure 1.2 Tension et taux d'harmoniques dans la résonance linéaire.....	5
Figure 1.3 La tension à la fréquence de résonance et son spectre fréquentiel.....	6
Figure 1.4 Circuit de ferro-résonance.....	6
Figure 1.5. Allure de la tension d'un circuit manifestant une ferro-résonance.....	7
Figure 1.6 Evolution de la solution d'un circuit ferro-résonant.....	8
Figure 1.7 Positions possibles du point neutre dans le critère des aires des tensions.....	14

#### Chapitre 2 : Ferro-résonance : revue bibliographique

Figure 2.1 Caractéristique courant/flux pour la méthode des aires égales.....	24
---	----

#### Chapitre 3 : Ferro-résonance monophasée

Figure 3.1. Configuration du poste de transformation.....	35
Figure 3.2. Configuration des conducteurs des jeux de barre.....	36
Figure 3.3 Configuration du transformateur.....	38
Figure 3.4. Circuit monophasé ferro-résonant implanté dans l'EMTP.....	40
Figure 3.5. Caractéristique de magnétisation du transformateur.....	41
Figure 3.6. Allure de la tension dans le point de mesure A.....	42
Figure 3.7. Mode fondamental de la tension et du courant dans le point de mesure A.....	45
Figure 3.8. Mode sous-harmonique de la tension et du courant au point de mesure A.....	45
Figure 3.9. Mode chaotique de la tension et du courant au point de mesure A.....	46
Figure 3.10. Allure de la tension pour différentes valeurs de pertes noyau.....	49
Figure 3.11. Comparaison entre les tensions au point de mesure A pour différentes	

---

valeurs de pertes $R_m$ .....	50
Figure 3.12. Caractéristiques de magnétisation du transformateur étudié.....	51
Figure 3.13. Mode fondamentale pour différents degrés de non-linéarité.....	52
Figure 3.14 Mode sous-harmonique pour différents degrés de non-linéarité.....	53
Figure 3.15 Caractéristique de magnétisation du circuit ferro-résonant avec variation de la valeur de capacité.....	53

#### **Chapitre 4 : Aspects de modélisation des composants du système.**

Figure 4.1. Circuit équivalent d'un transformateur monophasé.....	64
Figure 4.2. Composantes symétriques des trois transformateurs monophasés.....	65
Figure 4.3. Composantes symétriques d'un transformateur triphasé.....	65
Figure 4.4. Circuit équivalent de Thevenin.....	65
Figure 4.5. Branche [RL] représentant un transformateur triphasé. ....	68
Figure 4.6. Couplage entre les trois phases pour le raccordement $Y_n$ ....	68
Figure 4.7. Caractéristique de fonctionnement du réacteur shunt.....	90
Figure 4.8. Circuit équivalent d'un réacteur pour l'étude des harmoniques.....	90
Figure 4.9. Circuit équivalent d'un réacteur.....	91

#### **Chapitre 5 : Simulation de la Ferro-résonance d'une ligne double**

Figure 5.1. Modèle du réseau étudié en diagramme monophasé.....	95
Figure 5.2. Caractéristique de magnétisation des transformateurs $TR_1$ et $TR_2$ .....	96
Figure 5.3. Circuit équivalent du transformateur triphasé Y - 66/230kV.....	96
Figure 5.4. Déphasage entre le coté BT et le coté HT du transformateur triphasé.....	97
Figure 5.5. Données géométriques de la ligne double $A_1$ - $A_2$ transposée.....	99
Figure 5.6. Circuit équivalent du réacteur COP.....	101
Figure 5.7. Rapport de transformation du transformateur de courant TC.....	101
Figure 5.8. Caractéristique de magnétisation du transformateur de courant CT.....	102
Figure 5.9. Diagramme unifilaire du système de transmission réalisé sur l'EMTP.....	103
Figure 5.10. Chemin ferro-résonant dans le circuit étudié en diagramme monophasé.....	106

---

Figure 5.11. Allure de la tension du transformateur dans le fonctionnement normal...	107
Figure 5.12. Allure de la tension avant et après élimination de la ligne $A_1$ .....	107
Figure 5.13. Allure de la tension et du courant de ferro-résonance au transformateur.....	109
Figure 5.14. Allure de la tension à l'échec d'ouverture d'une phase du disjoncteur.....	110
Figure 5.15. Comparaison entre la tension à l'échec d'ouverture d'une phase de disjoncteur et celle en fonctionnement normal.....	110
Figure 5.16. Allure de la tension de ferro-résonance au transformateur.....	111
Figure 5.17. Impacte de l'insertion du COP dans les tronçons de la ligne double.....	113
Figure 5.18. Impact de la puissance du réacteur sur l'amortissement du signal distordu.....	114
Figure 5.19. Impact d'un réacteur 50MVA <sub>r</sub> sur l'amortissement des oscillations.....	115
Figure 5.20. Différentes repenses de la tension selon la puissance du réacteur.....	116

---

## *Listes de tableaux*

---

---

### Liste de tableaux :

#### **Chapitre 1 : Généralités sur la ferro-résonance**

Tableau 1.1. Quantités caractéristiques des surtensions.....16

#### **Chapitre 3 : Ferro-résonance monophasée**

Tableau 3.1 Détermination des capacités fixes dans le réseau. ....38

Tableau 3.2 Paramètres du circuit étudié.....42

Tableau 3.3 Impact de modification des capacités shunt/série sur le mode de ferro-résonance.....47

Tableau 3.4. Impact du degré de non-linéarité et des capacités shunt/série et la sur le mode de ferro-résonance.....51

Tableau 3.5. Impacte de l'ampleur de la non-linéarité et les capacités shunt/série sur le type de ferro-résonance.....55

#### **Chapitre 4 : Aspects de modélisation des composants du réseau**

Tableau 4.1. Modèles des lignes à paramètres distribués et conditions d'utilisation.....72

Tableau 4.2. Choix du temps de simulation.....79

Tableau 4.3. Critère de choix du modèle des charges existant dans l'EMTP.....79

Tableau 4.4. Parties principales d'une machine synchrone.....81

#### **Chapitre 5 : Simulation de la ferro-résonance dans un système de transmission 230kV comprenant une ligne double.**

Figure 5.1. États des circuits disjoncteurs favorisant la ferro-résonance.....105

---

# INTRODUCTION GENERALE

---

Le réseau électrique est considéré comme étant le réseau le plus sophistiqué. Il comprend les composants électriques, électroniques, mécaniques et même automatiques. Son but est de délivrer l'énergie électrique le plus économiquement possible et avec le minimum impact sur l'environnement. Mais l'énergie électrique n'est pratiquement pas stockable.

On peut alors remédier à ce problème en réalisant un équilibre permanent dans le réseau entre la production et la consommation. Cela s'effectue grâce aux postes de transformation et de transmission, qui avec le reste du réseau s'avèrent le plus onéreux comparés aux autres réseaux tels que le réseau de communication, de gaz, d'eau etc.

De nos jours, et vu l'accroissement rapide de la technologie, de l'industrie et de l'agglomération, le réseau électrique touche des extensions en permanence, ce qui provoque de grandes perturbations dans tout le système. Ce genre de perturbation est dû aux manœuvres d'ouverture et de fermeture des disjoncteurs, qui servent à l'enclenchement ou déclenchement des réacteurs, des centrales, des charges et des transformateurs à l'apparition d'un défaut ou dans le cadre de maintenance et d'entretien des équipements. Raison pour lesquelles le réseau n'opère jamais en continuité mais en mixture entre le régime permanent et celui transitoire.

Le rapport du régime transitoire sur le permanent est presque insignifiant, mais se manifeste par des surtensions et des surintensités qui peuvent aller jusqu'à la détérioration totale des isolations et des composants du système électrique.

En plus de sa grande amplitude, le régime transitoire se manifeste par l'apparition de rangs de fréquences allant du continue aux MHz, selon la charge manœuvrée (inductive, capacitive ou résistive) et selon l'instant de coupure du disjoncteur. A partir de la configuration du circuit, des différentes sources capacitatives et inductives dans le réseau et de certaines séquences de manœuvres des disjoncteurs, un régime transitoire de basse fréquence connu sous le nom de la ferro-résonance peut apparaître dans le système.

Notre souci est d'énoncer les différents problèmes techniques apparaissant au niveau du réseau, et qui peuvent conduire à l'apparition de ce phénomène, puis de traiter les méthodes de raisonnement et de calcul aidant à éclaircir et à résoudre ces problèmes.

En effet, tant que l'on s'est limité à l'établissement du poste de transformation, on peut se contenter d'études sommaires, sans qu'il en résulte de graves difficultés, mais à mesure que la puissance et la tension des transmissions étaient augmentées, on fut amené à faire des études plus complètes pour tenir compte des diverses considérations et dont la principale est : le chemin série entre la capacitance et l'inductance non-linéaire du système.

Dans la présentation de ce mémoire, nous avons cherché à définir les différentes configurations des systèmes de transmission en s'accentuant sur les aspects de modélisation de chacun de ses composants de sorte qu'il reflète le plus précisément possible le comportement du réseau réel.

Le premier chapitre contient des généralités sur la ferro-résonance, les critères de classification et les techniques d'analyse et de distinction du phénomène.

Le deuxième chapitre concerne essentiellement les quatre différentes technologies de modélisation et de traitement de la ferro-résonance. En particulier, la façon dont les équipements du réseau électrique sont pris en considération par les recherches réalisées jusqu'à nos jours est discutée. Leurs avantages et inconvénients sont affectés et comparés avec les approches de simulation. Les difficultés principales de la modélisation des cas réels y sont illuminées.

Le but principal du troisième chapitre est de voir un scénario réel comprenant le modèle monophasé d'un transformateur saturable commandé par un circuit disjoncteur. L'influence de sa capacité de gradation et celle shunt du circuit a été traitée. D'autre part, l'influence des pertes noyau et le degré de saturation a elle aussi été étudiée. Tout ceci renvoie à bien distinguer les types de la ferro-résonance en fonction des paramètres du circuit.

Le quatrième chapitre est consacré aux aspects de modélisation des composants du réseau électrique dans l'ATPDraw envisageable pour l'étude de la ferro-résonance.

---

Spécifiquement, le circuit disjoncteur, le transformateur de puissance, les centrales de production et la ligne de transmission.

Enfin, dans le cinquième chapitre, la modélisation en régime transitoire des différentes parties d'un réseau électrique en vue de déterminer le courant maximal, les surtensions et le risque d'apparition de ferro-résonances engendrées par certaines manœuvres, a été réalisée. En particulier, l'ouverture et la mise sous tension à vide d'un système de transmission (comprenant des liaisons de câbles reliés à des transformateurs à vide).

La modélisation plus au moins précise des composants du réseau qui ont été implantés dans le logiciel EMTP, nous a permis de réaliser les simulations numériques nécessaires. Cette étape a pour but de déterminer les conditions d'apparition de la ferro-résonance. Les résultats des essais effectués sur le réseau sont présentés avec leur interprétation.

---

---

## Chapitre 01

---

# GENERALITES SUR LA FERRO-RESONANCE

---

---

### 1.1. Introduction

Le mot ferro-résonance a été utilisé la première fois par Boucherot en 1920 [1] pour décrire le phénomène de la coexistence de deux signaux à fréquences différentes dans un circuit comportant une inductance non-linéaire et une capacité. Néanmoins, il reste peu compris jusqu'à nos jours. Il est caractérisé par l'apparition d'une haute tension/courant permanente, et le maintien de la déformation de la forme d'onde du signal. La ferro-résonance est difficile à analyser à cause de sa non-prédictibilité d'une part, et de la diversité et la complexité des causes de son apparition de l'autre part.

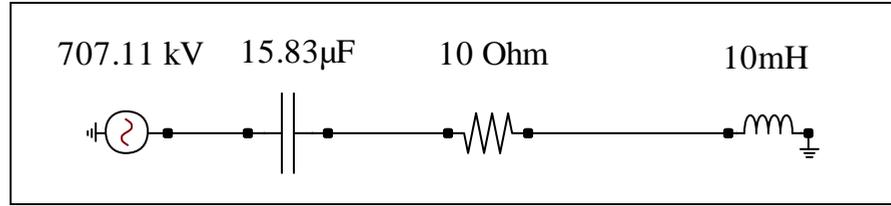
Le premier article publié en 1907 décrivait le phénomène comme une résonance du transformateur [1]. De nos jours, le mot ferro-résonance ne se réfère pas seulement au saut vers une plus haute fréquence de la fondamentale du courant/tension, mais aussi diverge vers les sous-harmoniques, les quasi-périodiques, et même les oscillations chaotiques qui se manifestent dans tous les circuits comprenant : une inductance non-linéaire saturable, une capacité, une source de tension et de faibles pertes.

### 1.2. La résonance linéaire

C'est un phénomène qui apparaît lorsque les réactances : capacitive et inductive sont égales. La seule opposition au courant c'est la résistance qui cause des surtensions/surintensités indésirables à la fréquence de résonance. La résonance produit un seul état opératoire que l'on puisse éliminer par un système de contrôle de fréquence ou par l'introduction d'une résistance pure [2].

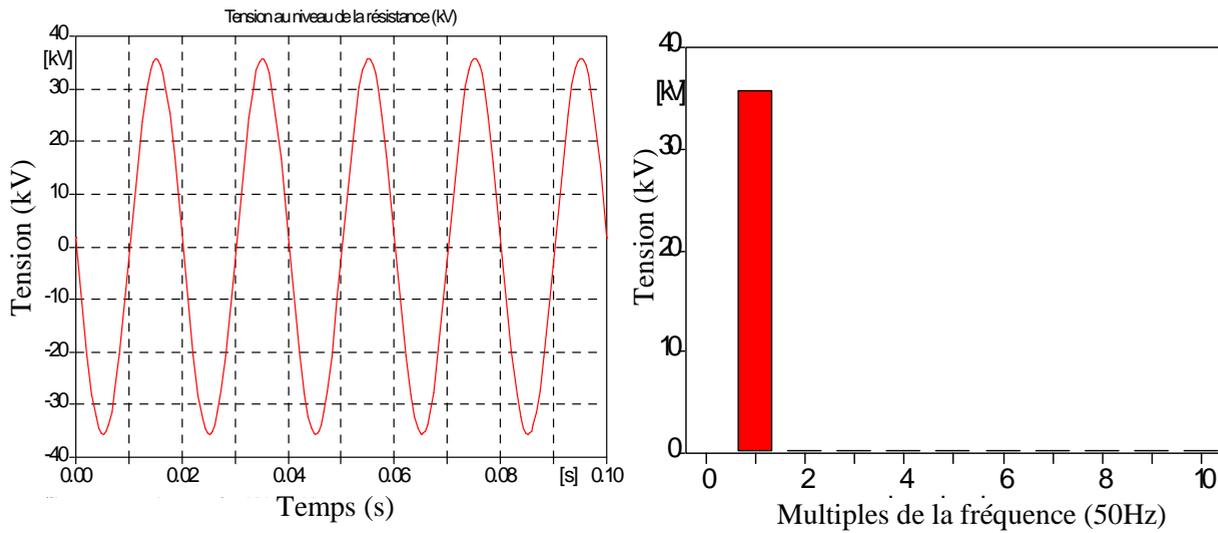
La figure 1.1 montre un circuit de résonance constitué d'une résistance, inductance linéaire, une capacité et une source de tension à la fréquence 50Hz. La réactance capacitive et la réactance inductive sont égales à la fréquence de la source par la relation suivante :

$$f_R = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \text{ (Hz)} \quad (1.1)$$

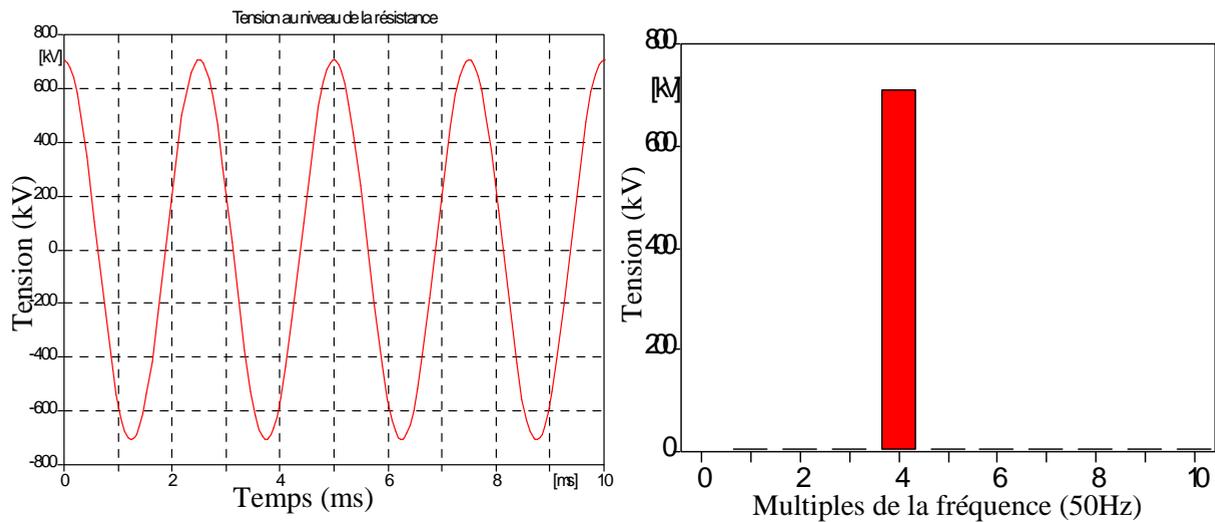


**Figure 1.1.** Circuit de résonance linéaire.

L'allure de la tension au niveau de la résistance ainsi que son spectre fréquentiel obtenu par la décomposition de Fourier sont représentées sur la figure 1.2 suivante :



**Figure1.2.** Tension et taux d'harmoniques à la fréquence du réseau (50Hz).



**Figure1.3.** La tension à la fréquence de résonance et son spectre fréquentiel.

---

A la résonance, la tension à travers la résistance peut atteindre plusieurs fois la valeur de la tension de source d'après l'équation (1.1) lorsque les réactances inductive et capacitive sont égales, elle est allée jusqu'à 19 fois la tension normale à la fréquence de la résonance de ce circuit qui est de 400,0181Hz. La figure 1.3 montre l'allure de la tension obtenue.

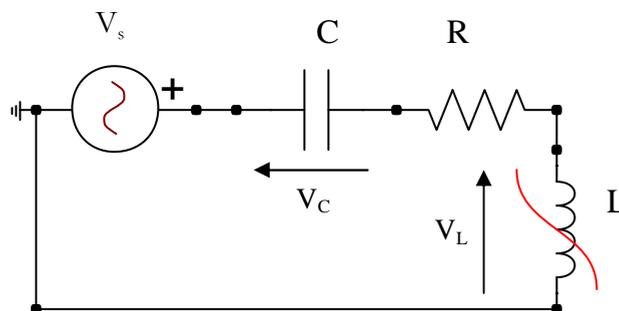
L'on peut expliquer ce phénomène par l'annulation totale des deux impédances capacitive et inductive, d'où l'amplitude de la tension touche une augmentation remarquable dans le circuit qui devient purement résistif.

### 1.3. La résonance non-linéaire

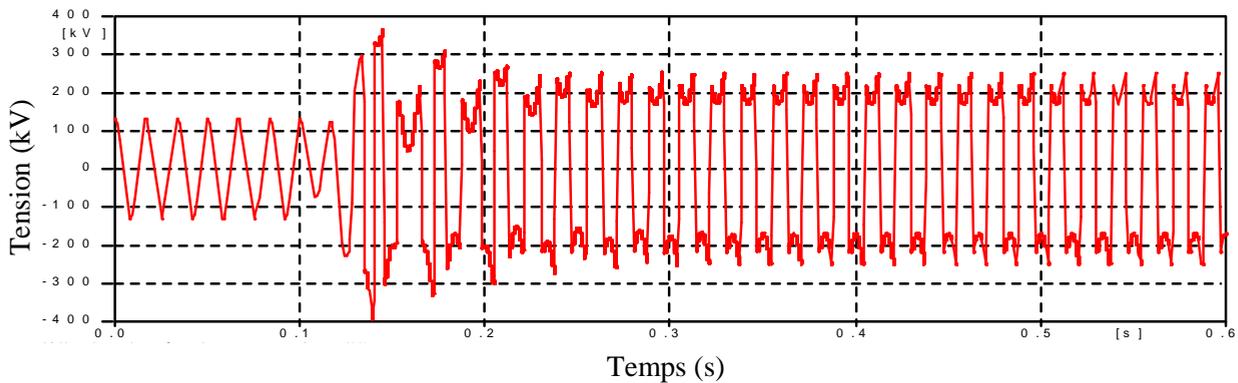
Dans le cas d'une résonance non-linéaire, les choses ne sont pas les mêmes que dans un circuit à composants linéaires. L'inductance du circuit 1.1 est remplacée par une inductance non-linéaire dans la figure 1.4. L'inductance non-linéaire peut être un élément ferromagnétique comme le noyau du transformateur.

Comme dans la résonance, les réactances capacitive et inductive s'éliminent à la fréquence de résonance produisant une surtension/surintensité selon le raccordement de la résistance, mais dans notre exemple l'inductance n'est pas fixe, ce qui change la valeur de la réactance inductive de manière que la fréquence de résonance change constamment produisant en plusieurs. Cela est manifesté par la superposition de plusieurs signaux de surtension/surintensité qu'on appelle les harmoniques.

L'allure de la tension obtenue est une onde distordue selon le type de la ferro-résonance. La figure 1.5 nous donne un exemple.



**Figure 1.4.** Circuit de ferro-résonance.



**Figure 1.5.** Allure de la tension d'un circuit manifestant une ferro-résonance.

L'étude et l'analyse de ce signal peut être faite de plusieurs façons afin d'aboutir au bon classement du phénomène.

## 1.4. Analyse de la ferro-résonance

### 1.4.1. Méthode géométrique

Dans la littérature, on a toujours eu recours à la présentation graphique des signaux pour en déduire la forme d'onde du signal affecté par la ferro-résonance, parmi ces représentations nous avons:

#### 1.4.1.1. Densité spectrale

C'est une méthode graphique qui sert à représenter le signal dans un plan à deux axes, le vertical pour l'amplitude et l'horizontal pour les fréquences. Cette méthode sert à analyser les composantes harmoniques de la tension et du courant. La présence de plusieurs composantes est reliée à la ferro-résonance, et dans ce cas, il est facile de décider le type de ce phénomène selon les fréquences obtenues.

#### 1.4.1.2. Diagramme de phase

Constituée d'un plan à deux axes qui sont le flux et la tension, le résultat donne l'évolution temporelle d'un point suivant une trajectoire. Les solutions périodiques correspondent aux trajectoires qui sont proches l'une à l'autre [3,4].

---

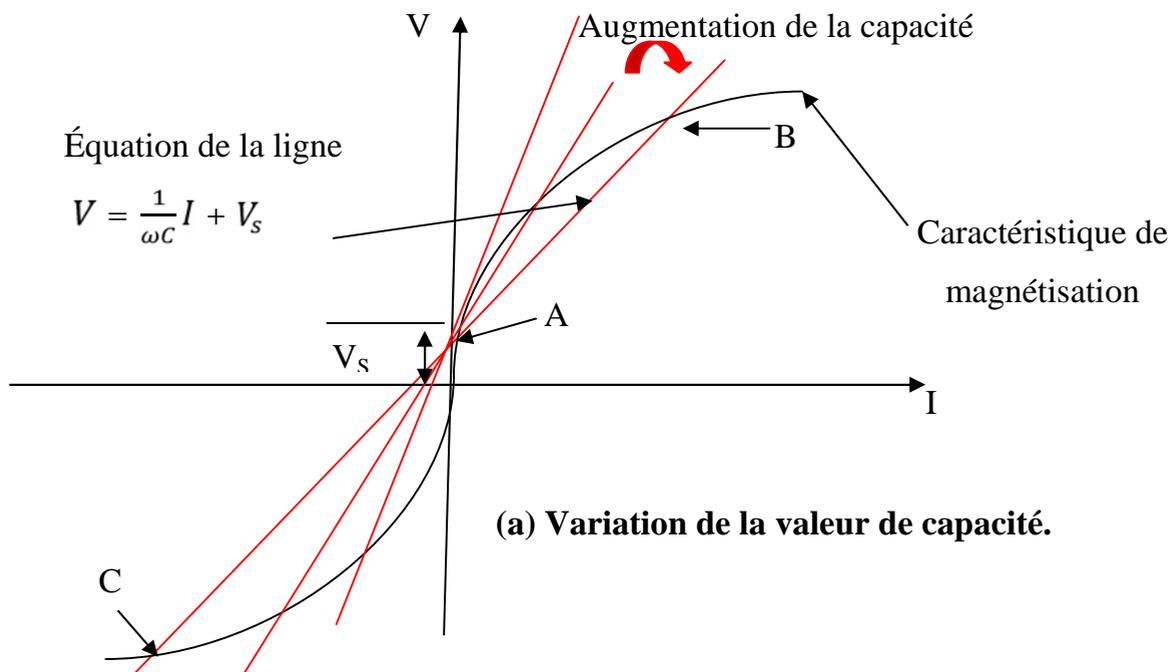
### 1.4.1.3. La carte de Poincaré

Ressemble au diagramme de phase, mais l'échantillon de fréquence est le même que la fréquence du système. La solution périodique donnée par cette méthode consiste en un point pour la fondamentale et plusieurs points pour les harmoniques [4].

### 1.4.2. Méthode graphique

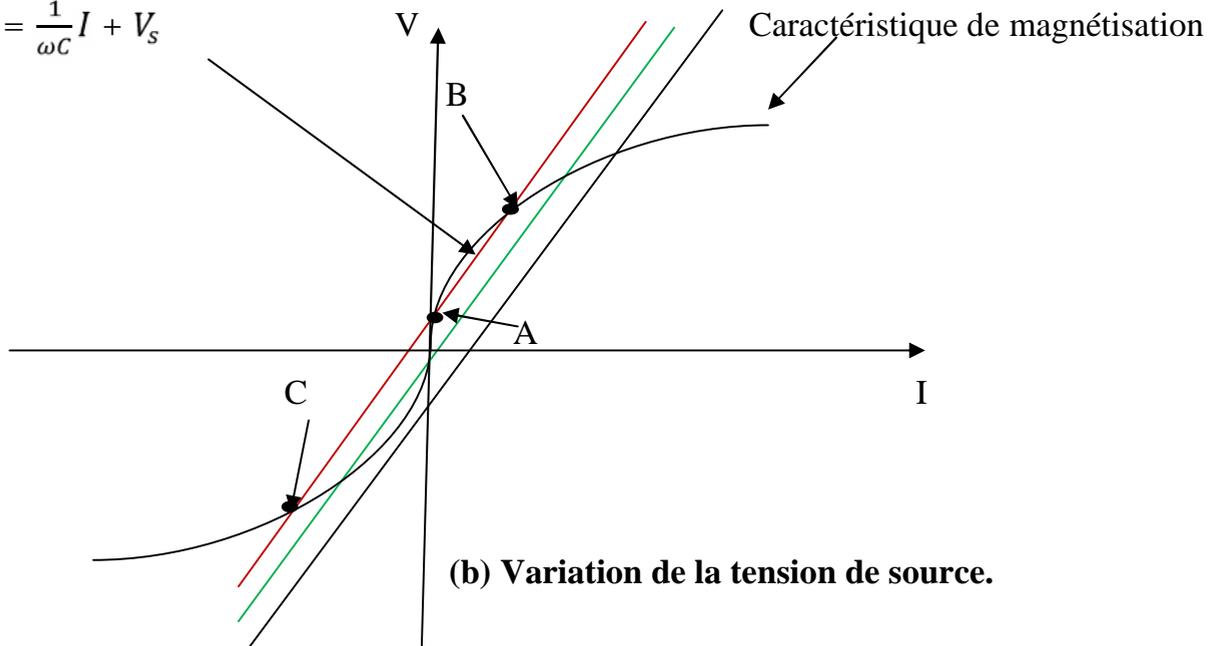
Elle est basée sur la caractéristique  $V/I$  de saturation du transformateur d'une part et sur la tension de la source et du condensateur de l'autre part.

Les figure 1.6 (a) et (b) empruntées de la référence [4] montrent la résolution du circuit série de la figure 1.4. Les points de fonctionnement sont obtenus par l'intersection de la caractéristique de la tension  $V_{lm}$  et la tension  $V_s + V_c$ . Ou  $V_s$  est la tension de la source,  $V_c$  celle de la capacité et  $V_{lm}$  est la tension aux bornes de l'inductance. Ces points de fonctionnement représentent en effet les tensions pour lesquelles les réactances s'éliminent et qui sont fonction de la source ou bien de la capacité du circuit.



Équation de la ligne

$$V = \frac{1}{\omega C} I + V_s$$



Diminution de la tension de source

**Figure 1.6.** Évolution de la solution d'un circuit ferro-résonant.

L'intersection entre les deux caractéristiques se fait en trois points :

- Le point de fonctionnement moyen A : c'est un point de fonctionnement stable non-ferro-résonant. Le circuit dans ce cas là est inductif :

$$X_{lm} > X_c \quad (1.2)$$

D'où :

$$V_s = V_{lm} - V_c \quad (1.3)$$

- Le point de fonctionnement inférieur C : c'est un point de fonctionnement stable ferro-résonant. Le circuit dans ce cas est capacitif :

$$X_{lm} < X_c \quad (1.4)$$

D'où :

$$V_s = V_c - V_{lm} \quad (1.5)$$

- Le point de fonctionnement supérieur B : qui est un point de fonctionnement instable.

D'après ces deux figures, la caractéristique de la ferro-résonance représente au moins

---

deux points de fonctionnement stables produisant des sauts de la tension ou du courant d'un état de fonctionnement stable à un autre. L'état de fonctionnement final dépend des conditions initiales (flux résiduel, la valeur de la capacité du circuit, la tension de la source, l'instant de coupure...etc) [4]. Une fois que la ferro-résonance apparaît, le système continue à fonctionner jusqu'à ce que la source ne parvienne plus à procurer l'énergie demandée et ce à cause du déséquilibre qu'elle puisse causer.

L'instabilité du point B peut être illustrée en augmentant peu à peu la tension de la source ou celle de la capacité [5]. A vrai dire, en augmentant la tension de la source, la caractéristique linéaire  $(V_s - V_c)/I$  augmente en lignes parallèles, et le courant dans les points d'intersection A et C augmente lui aussi, le courant dans le point B quand à lui, diminue, ce qui n'est pas physiquement possible.

Pour la tension aux bornes de la capacité, les lignes  $V_s + V_c$  sont en rotation autour du point  $V_s$ , et sa pente diminue lorsque la valeur de la capacité augmente [5]. La ferro-résonance est possible dans une grande marge des valeurs de la capacité que nous allons voir dans le troisième chapitre.

### **1.4.3. Méthode analytique**

L'explication d'un phénomène quelconque n'est pas authentique que si on arrive à donner une formulation mathématique à son acheminement. Chose qui a conduit la recherche à s'orienter vers l'utilisation des méthodes mathématiques aux problèmes de la ferro-résonance.

Parmi ces méthodes nous pouvons citer la méthode de l'équilibre des harmoniques de Ritz qui sert à donner une solution analytique au problème de la fondamentale de la ferro-résonance.

Cette méthode est basée sur la formulation d'un polynôme qui représente la caractéristique de magnétisation du transformateur. Dans quelques œuvres anciennes, le polynôme été d'un ordre compris entre 3 et 7, mais cela référait uniquement aux transformateurs de faible capacité. Marti et Soudack [5] avaient proposé d'augmenter l'ordre jusqu'à 11 pour mieux favoriser les chances d'avoir une Ferro-résonance. Cette résolution est faite sous l'hypothèse d'approximation de la caractéristique de magnétisation du transformateur de Ritz suivante :

---

$$i = a\Phi + b\Phi^d \quad (1.6)$$

Ou :

- Le premier terme correspond à la région linéaire de magnétisation de la caractéristique
- Le terme dans l'ordre est le plus élevé correspond à la saturation
- Le terme (a) correspond à l'inductance de magnétisation non-saturée a  $1/L$  [A/V.s]
- Le terme (b) [A/V.s] et la puissance du second terme (d) sont choisis de sorte que cela donne une bonne valeur de saturation.

La résolution selon la méthode de Ritz nous permet d'obtenir la solution (t) de la composante fondamentale du flux du transformateur. La même procédure peut être utilisée pour déterminer les harmoniques quasi-périodiques et les sous-harmoniques de la solution générale.

#### **1.4.4. Méthode intelligente**

Peux d'articles avaient utilisé cette méthode dans l'analyse, la détection et la prévention contre la Ferro-résonance. Valverde et Maison [8], furent les premiers à la proposer.

Cette méthode mime le fonctionnement des neurones du cerveau. Ce sont des modèles comportant un grand nombre de composantes de traitement interconnectées entre elles connues sous le nom de neurones. Elles essayent d'imiter le fonctionnement basique du cerveau en travaillant en parallèle et en même temps afin de résoudre un problème donné.

Les neurones artificiels sont groupés sous forme de couches : une couche output, une couche input et une couche dissimulée qui assure l'interconnexion entre les deux autres couches via une fonction de transfert qui peut être : linéaire, fonction à pas, ou sigmoïde.

Une fois la structure du réseau est définie, il doit être traité selon une application très particulière et appropriée. Durant le processus d'étude, les masses de connexion sont modifiées jusqu'à ce que le réseau devienne en concordance avec les données de

---

traitement, ainsi, il pourra accepter des données input et émettra des outputs ajustés avec les outputs du programme.

#### **1.4.5. Méthode statistique (Monté Carlo)**

Cette méthode consiste à faire plusieurs testes remontant à 200 opérations aléatoires sur les disjoncteurs pour différentes configurations de circuit afin d'avoir la distribution de la tension maximale (DMV) au niveau du disjoncteur référence (CB) durant le régime transitoire. Ce régime transitoire est du soit à l'ouverture de CB ou bien au manœuvre sur la résistance de sortie du TT. Les résultats de ces testes sont montrés sous forme d'un histogramme, fonction de R-V-f par exemple [10].

#### **1.4.6. Méthode numérique**

Cette méthode est la plus connue dans le monde d'étude des réseaux électriques. Elle est basée sur la modélisation et la simulation des circuits pour y réaliser les testes convenables au lieu de les réaliser sur le réseau réel ce qui est dans la plus part des cas onéreux et dangereux à la fois. Cette méthode est utilisée en parallèle avec les méthodes graphiques discutées préalablement, son inconvénient consiste principalement sur la difficulté de modélisation des composants du réseau électrique pour mieux s'approcher du cas réel.

### **1.5. Modes de ferro-résonance**

Les méthodes d'analyse que nous venons de voir nous permettent de donner une étude approfondie sur la ferro-résonance, en particulier ses types.

En principe, il y à quatre types dans le mode ferro-résonant selon la distorsion de la forme d'onde du signal étudié. Cette distorsion est interprétée par la superposition de plusieurs signaux à fréquences différentes exposées en utilisant la décomposition de Fourier, diagramme de phase ou la carte de Poincaré.

#### **1.5.1. Ferro-résonance fondamentale**

Le signale présente une distorsion de la forme d'onde, qui se propage à la même fréquence du réseau (fréquence du système+harmonique). La méthode du diagramme de phase donne une seule trajectoire proche, et Poincaré montre un point loin du point

---

de l'état normal de fonctionnement.

### **1.5.2. Ferro-résonance sous-harmonique**

Les signaux sont périodiques dont les périodes sont des multiples ou des sous-multiples entiers de la période de la source. Le spectre du signal est constitué de la composante fondamentale ( $f$ ) et de ses harmoniques ( $nf$ ) ou ( $f/n$ ). Le diagramme de phase nous donne une trajectoire ferme avec  $n$  dimensions pour  $n$  sous-harmonique et le plan de Poincaré nous montre  $n$  points, chaque point correspond à une fréquence bien déterminée.

### **1.5.3. Quasi-périodique**

Les signaux sont périodiques comme dans le cas des sous-harmoniques, mais la différence consiste en la période qui est dans ce cas un multiple non-entier de la fréquence du système. Le spectre du signal reste discontinu, le diagramme de phase donne des trajectoires contingentes et le plan de Poincaré plusieurs points qui forment un cercle fermé.

### **1.5.4. Chaotique**

Le mode chaotique manifeste un comportement irrégulier et imprédictible. Le spectre donne une allure continue, le diagramme de phase donne des trajectoires qui ne s'approchent jamais l'une de l'autre et la carte Poincaré montre plusieurs points avec aucune forme remarquable [4].

## **1.6. Distinction de la ferro-résonance des autres défauts**

Le réseau électrique est le siège de plusieurs types de défauts et de perturbations qui affectent directement la qualité de l'énergie transmise aux clients. Ces perturbations peuvent être dues aux manœuvres sur les disjoncteurs pour l'élimination ou l'insertion d'une charge, l'enclenchement ou le déclenchement d'un transformateur, ou d'une centrale. Que ces manœuvres soient accidentelles ou volontaires pour des raisons de maintenance ou accidentelles, elles sont exprimées par l'apparition d'un régime transitoire dans le réseau.

---

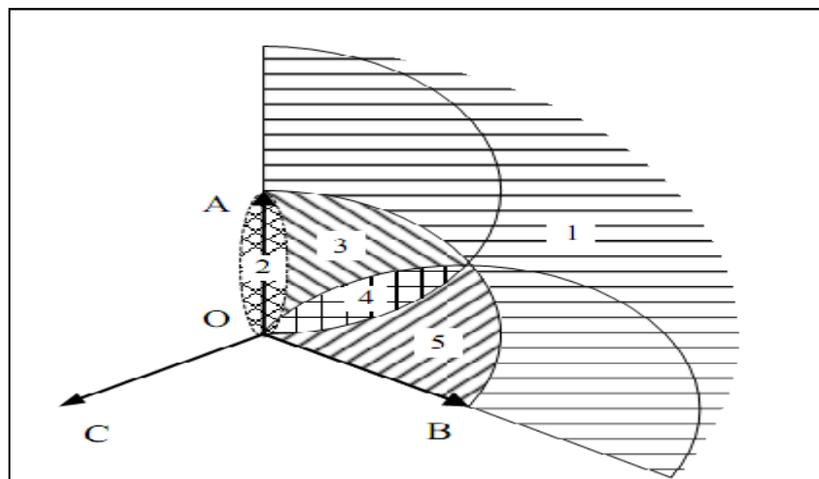
L'élimination de ces défauts et l'atténuation de ces signaux transitoires représentent le souci le plus contraignant pour la compagnie d'électricité, qui a consacré un système très complexe comportant plusieurs appareils de protection destinés chacun pour un type bien déterminé de défaut. C'est pour cette raison qu'il est très important de bien les différencier et surtout de les distinguer des signaux ferro-résonants.

### 1.6.1. Critère de classification des défauts

Plusieurs travaux se sont concentré sur la différenciation des types de défauts, citons à titre d'exemple le travail élaboré dans la référence [6] et qui a donné des notions et des critères de classification contribuant au soutien de cette tâche, ainsi que celui traité par Mork et al [3] et Valverde et al [4].

#### 1.6.1.1. Critère de la tension

Ce critère est basé sur le diagramme vectoriel de la tension des trois phases. Il dépend donc de l'amplitude et la phase de chaque tension d'une part et des aires demi-circulaires où l'on puisse positionner le point neutre permettant d'avoir l'équilibre des courants de l'autre part.



**Figure 1.7** Positions possibles du point neutre dans le critère des aires des tensions.

---

Chaque position reflète une cause bien précise de surtension :

- Dans la zone 1 : Une ferro-résonance fondamentale.
- Dans la zone 2 : Coupure d'une seule phase à neutre isolé et la mise à la terre du côté alimentation  $U_A$ , la rupture de deux phases d'un disjoncteur au lieu de trois ou bien une ferro-résonance fondamentale.
- Dans la zone 3 : Défaut monophasé à la terre ou bien une ferro-résonance fondamentale.
- Dans la zone 4 : Défaut monophasé à la terre à travers une grande résistance, une ferro-résonance fondamentale, l'ouverture d'une phase d'un disjoncteur à neutre isolé.
- Dans la zone 4 : Une ferro-résonance fondamentale.

Selon l'aire où se trouve le point neutre, on peut avoir une détermination de la cause des surtensions dans quelques cas, mais dans d'autres, l'image de la tension et du point neutre ne peut pas suffire pour distinguer son type.

#### **1.6.1.2. Critère du courant**

Pour les courants, c'est l'ampleur de la chute de l'intensité et la partie de la phase où s'est-elle produite, qui définit partiellement le type du défaut.

Lorsque le courant diminue remarquablement dans au moins une phase du réseau, le défaut dans ce cas là peut directement être attribué à une rupture d'une phase à neutre mis à la terre si non, c'est une ferro-résonance ou bien un défaut monophasé à la terre.

Lorsque le courant diminue remarquablement dans les deux côtés de la phase coupés d'une ligne à neutre mis à la terre du côté alimentation, le défaut dans ce cas là est une rupture d'une phase à neutre isolé.

C'est clair que l'image des courants ne peut pas suffire pour faire une distinction entre ces deux types de défauts, et donc l'image des tensions doit être solidement considérée en parallèle.

#### **1.6.1.3. Critère de la séquence homopolaire du courant/tension**

Ce critère est utilisé pour différencier entre la surtension due à la ferro-résonance et

---

celle due au défaut monophasé à la terre.

Si une séquence homopolaire d'un courant des trois phases d'alimentation tombe derrière la séquence homopolaire de la tension à  $90^0$  et les deux autres restent en avance de  $90^0$  alors : la surtension est due à un défaut monophasé à la terre. D'autre part, ce genre de défaut prend place au début de la ligne.

Si par contre les séquences homopolaires des trois phases de l'alimentation restent en avance par rapport à celles des tensions de  $90^0$  alors : la surtension est due à une ferro-résonance. D'autre part, ce genre de défaut prend place au niveau du poste de transformation. En installant un TC avant le TT, la surtension de ferro-résonance n'atteint pas l'alimentation, ce qui veut dire que si la protection sélective est activée les postes d'alimentation ne seront pas touchés par le défaut et cela confirme que la surtension apparue dans le système de transmission est due à une ferro-résonance.

### 1.6.2. Critère d'identification de la ferro-résonance

La deuxième méthode est très semblable à la première sauf au point de comparaison qui est renvoyé cette fois à un tableau illustré dans le cahier technique de Schneider [1] ainsi que dans la référence [6].

Quantités caractéristiques				Résultat
$H_0$	$H_{ABC}$	$C_{ABC}$	$C_Z$	
1	*	*	*	Ferro-résonance
0	0	1	*	Echec d'ouverture d'une seule phase d'un disjoncteur dans un système à neutre isolé.
0	$\frac{1}{2}$	0	*	Echec d'ouverture de deux phase d'un disjoncteur dans un système à neutre isolé.
0	1	1	*	Echec d'ouverture d'une seule phase d'un disjoncteur dans un système à neutre mis à la terre.
0	0/1/3	2	1	Défaut monophasé à la terre.
0	0/1/2/3	2	0	Ferro-résonance

L'astérisque (\*) représente n'importe quel numéro.

**Tableau 1.1.** Quantités caractéristiques des surtensions.

- 
- $H_0$  : l'amplitude de la tension du neutre. Si son amplitude est supérieure à celle de la tension nominale, alors  $H_0=1$ , si non,  $H_0=0$
  - $H_{ABC}$  : l'amplitude de la tension dans les trois phases. Si la tension d'une phase augmente et celle des deux autres phases diminue, alors  $H_{ABC}=0$ . Si l'amplitude des deux dernières phases atteint le zéro, alors  $H_{ABC}=1$ . Si non, pour des amplitudes des deux phases sont égales, alors  $H_{ABC}=2$  et pour les inégales  $H_{ABC}=3$ .
  - $C_{ABC}$  : L'amplitude des courants dans les trois phases A, B et C. si le système manifeste des courants faibles proches de zéro, alors  $C_{ABC}=0$ . Si seulement l'un des trois courants de phase manifeste ce comportement alors  $C_{ABC}=1$ . Si dans le cas contraire, les trois courants de phase ne manifestent aucun changement, alors  $C_{ABC}=2$ .
  - $Z_c$  : Relation entre la séquence homopolaire de la tension et celle du courant. Si le courant est en avance de  $90^0$  de la tension de la séquence de zéro alors  $C_z=0$ . Si non, le courant d'une seule alimentation devient en retard par rapport à la tension et  $C_z=1$ .

Une fois le type de surtension identifié, il est important de s'approfondir dans l'étude de celle causée par la ferro-résonance qui fait le siège de cette étude, en utilisant des méthodes d'étude et d'analyse plus distinguées proposées précédemment et qui pourront nous donner une notion graphique permettant de confirmer non-seulement l'existence du phénomène mais aussi de préciser son type.

### **1.7. Causes de la ferro-résonance**

Du à la complexité des configurations du système électrique, l'analyse de la ferro-résonance s'est concentrée d'autre part sur l'identification des risques qui peuvent engendrer ce phénomène.

Les travaux faits jusqu'à présent prouvent tous que la ferro-résonance apparaît dans les transformateurs à vide dans lequel une ou deux phases sont ouvertes pour une raison ou une autre, les conditions illustrées sont:

- 
- Charge capacitive raccordée en Y en parallèle avec un transformateur ouvert raccordé en Y.
  - Soit le transformateur ou bien la charge capacitive soit mis à la terre.
  - Un passage en série soumis entre la capacité et le circuit magnétisant du transformateur.
  - En plus de tout cela, si les deux sont mis à la terre ou bien les deux sont isolés de la terre alors la possibilité d'avoir une ferro-résonance n'est pas abordable.

Dans le cas des transformateurs raccordés en  $\Delta$ , même si ce dernier et la charge capacitive sont tous les deux mis à la terre, la ferro-résonance peut apparaître [12]:

- Si seulement une seule phase avait été interrompue, une surtension n'apparaît pas, la même tension qui existait avant l'interruption est appliquée dans le transformateur via le tertiaire raccordé en  $\Delta$ , ce qui n'introduit aucune excessive oscillation.
- Lorsque les deux phases sont interrompues, une tension du même angle de phase que celle de la phase saine et de demi-amplitude apparaît dans les phases interrompues via le tertiaire (les phases coupées essaient d'avoir la valeur  $V_1/2$  de la phase saine) ce qui cause la saturation du noyau.

Les mêmes caractéristiques avec un enjeu sur la capacité montre que plus la capacité est grande plus les chances d'avoir une ferro-résonance sont grandes [12].

- La relation entre les transformateurs de puissance faibles et ceux de grande puissance de nos jours est existante si on ignore la caractéristique de magnétisation du noyau. Pour avoir cette relation, on élimine les capacités liées au transformateur et on les remplace par une seule capacité entre les bornes du transformateur et la terre. le résultat est le même pour les deux types du transformateur, puisque la fréquence déterminée par  $(L_p, C_p)$  et par  $(L_g, C_g)$  est la même. (p pour petit et g pour grand)
- L'utilisation du diviseur de tension capacitif comme technique pour faire la transformation d'une haute tension à une autre moyenne permet de délivrer

---

l'énergie aux zones rurales en utilisant des petits transformateurs, ce qui conduit à la réduction du coût d'exploitation, mais l'obstacle principale de cette technique est le comportement transitoire : ferro-résonance et la surtension transitoire [13].

- Une étude sur cette configuration montre que puisque à la sortie du diviseur de tension capacitif il y a un transformateur, il est possible que le noyau de ce dernier se sature à un moment donné de la transition, et l'interaction de cette saturation avec les capacités du diviseur peut produire une ferro-résonance.

En résumé, La ferro-résonance apparaît à la mise sous tension d'un système de transmission à vide. Elle dépend principalement du flux résiduel dans chacune des trois phases [14], du type de raccordement du transformateur, la séquence de manœuvre [18], et l'angle initial de la tension d'entrée du système [17].

## **1.8. Conclusion**

Dans ce chapitre nous avons donné une définition générale de la ferro-résonance. Nous nous sommes concentré sur les causes d'apparition en donnant les configurations possibles des systèmes électriques qui risquent d'être touchées par le phénomène. Les techniques de distinction, d'analyse et de classification ont aussi été présentées dans cette partie.

# FERRO-RESONANCE : REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

---

---

### 2.1. Introduction

Les destructions catastrophiques continuent à avoir lieu à cause de la ferro-résonance, même avec les nombreux travaux contribuant à l'étude, l'explication, la détection et même l'élimination de ce phénomène le long du dernier siècle.

Des travaux très spécialisés ont été élaborés afin d'assurer une bonne compréhension du phénomène. Le nombre des articles publiés chez IEEE a dépassé les 129 articles [4], et sont catégorisés selon l'axe d'étude comme suit:

- Détection et distinction de la ferro-résonance.
- Types de ferro-résonance.
- Causes de la ferro-résonance.
- Prévention et suppression du phénomène.

### 2.2. Pré-détection et types de la ferro-résonance

Des travaux substantiels ont été présentés dans la littérature utilisant différentes méthodes d'analyse du réseau électrique afin d'illuminer les causes principales soutenant la possibilité d'apparition de la ferro-résonance. Parmi ces travaux on peut citer selon la catégorie:

#### 2.2.1. La méthode analytique de calcul de C

Yunge Li et al [10] ont donné une méthode mathématique simple pour énumérer les conditions d'avoir une ferro-résonance. Cette méthode est décrite comme suit :

$$n\omega L_0 > \frac{1}{n\omega C} \quad (2.1)$$

Ou : 'n' ne peut être que des entiers ou des fractions.

La résolution de cette inéquation nous donne le rang de fréquence dans lequel la ferro-résonance est possible :

---


$$n > \sqrt{\frac{1}{\omega^2 L_0 C}} \quad (2.2)$$

En plus de cette condition, le système étudié doit avoir une excitation externe suffisante (régime transitoire dû à l'ouverture d'un disjoncteur) et que ( $R > R_0$ ).

Où :

- $R_0 = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{L}{C}}$  est la résistance critique pour la ferro-résonance.
- $R$  : les pertes dans le noyau (plus elle est petite plus les chances de suppression de la ferro-résonance sont grandes).

Cette méthode peut faire partie des méthodes graphiques de Rudenberg. Elle est limitée seulement à la détection de la ferro-résonance fondamentale. Les autres oscillations ne peuvent pas être prédites par cette méthode et autres techniques sont nécessaires.

### 2.2.2. La méthode analytique de Ritz

En premier lieu, cette méthode est de la même forme mathématique que celle Duffing, elle a été utilisée la première fois par Hayashy en 1954 qui lui a attribué le nom de 'la méthode d'équilibre des harmonique'.

Marti et Soudack [5] avaient utilisé cette méthode en lui attribuant le nom de 'la méthode de Ritz' afin de montrer l'apparition des harmoniques dans l'allure de la tension en plus de la composante dominante qui est celle de la fréquence du réseau représentant la fondamentale.

La résolution suivant la méthode de Ritz est essentiellement basée sur :

- L'expression de la tension d'un circuit non-linéaire sous forme de Laplace.
- Développement de cette équation de sorte qu'on ait une expression du flux  $\lambda$  du deuxième ordre.
- L'insertion de l'expression du flux de l'équation (1.6) dans la précédente équation.

- 
- Simplification dans le domaine de Laplace avec l'utilisation de Pythagore pour avoir les racines réelles représentant les points d'équilibre du polynôme.
  - La manipulation de la valeur de la tension qui permet de préciser les régions où la ferro-résonance peut avoir lieu. D'où la dépendance du point de fonctionnement de la tension d'alimentation.
  - L'équation soustraite du développement de Ritz (1.6) nous donne une nouvelle formule du deuxième ordre en fonction de la capacité  $C$  du système ( $\omega/C$ ) pour en déduire les régions : linéaire (faibles valeurs de  $\omega$ ), non-linéaire (instable) et non-linéaire (ferro-résonance). La mise de cette équation égale à zéro nous donne une seule valeur ou deux valeurs légèrement différentes de  $C$  dans le point critique.

L'auteur confirme qu'une légère modification des paramètres du système peut déplacer le point de fonctionnement de la région sécurisée vers la région de ferro-résonance et vis-versa.

Cette méthode nous donne des solutions périodiques approximatives à l'équation différentielle linéaire. La stabilité de chaque solution doit être déterminée en considérant le comportement du système dans des petites perturbations.

Cette technique, difficile qu'elle soit nécessitant beaucoup d'hypothèses est considérée comme étant un point de divergence de plusieurs théorèmes tels que : Mathieu, Floquet, Hill etc et la violation de certaines inégalités. Elle est compliquée et dans certains cas imprécise. D'où le besoin de développement des techniques numériques comme celles de Galerkin.

### **2.2.3. La méthode analytique des aires**

Il est difficile de trouver un moyen de prévention contre la ferro-résonance. Quoiqu'on a réussi à élaborer quelques méthodes utiles pour en minimiser les risques, tels que celui de Bernard Leusieutre et al [7]. Ce travail présente une technique convenable permettant de voir si le système va-t-être soumis à une ferro-résonance ou non, basé sur la méthode analytique des aires égales donnée dans la référence [9].

Pour utiliser cette méthode, il faut commencer d'abord par présenter le modèle mathématique du système ainsi que la caractéristique flux/courant.

Selon Kirchhoff :

$$\begin{cases} \frac{d\varphi}{dt} = u \\ u = i_R R \\ C \frac{du}{dt} = i_C \\ i_L = g(\varphi) \\ I_s = I_C + I_L + I_R \end{cases} \quad (2.3)$$

Tous les signaux électromagnétiques du système (courant, tension ou flux) sont des fonctions sinusoïdales lorsque le circuit opère dans le régime permanent qui peut être considéré comme la projection du vecteur de la vitesse angulaire uniforme sur l'axe des réels. Lorsque le système opère dans le régime transitoire, les signaux électromagnétiques comprennent des composantes de différentes fréquences et amplitudes, ce qui conduit à les voir comme étant la projection du vecteur en fonction du temps sur l'axe des réels.

La relation entre le signal et le vecteur en fonction du temps est représentée par cette équation :

$$f(t) = \text{Re}[\dot{F}(t)e^{j\omega t}] \quad (2.4)$$

Le modèle mathématique du circuit basé sur le vecteur en fonction du temps devient:

$$\begin{cases} \frac{d\dot{\Phi}_L}{dt} = \dot{U} - j\omega\dot{\Phi}_L \Rightarrow \frac{d\dot{\Phi}_L}{dt} = \dot{U} / \dot{U} = U - U_L \\ \dot{U} = \dot{I}_R R \\ C \frac{d\dot{U}}{dt} = \dot{I}_C - j\omega C \dot{U} \Rightarrow \frac{d\dot{U}}{dt} = \frac{1}{C} \dot{I} / \dot{I} = I_s - I_S \\ \dot{I}_L = g(\dot{\varphi}_L) \end{cases} \quad (2.5)$$

Le vecteur d'état en fonction des autres signaux dans le système est donné par l'équation (2.6):

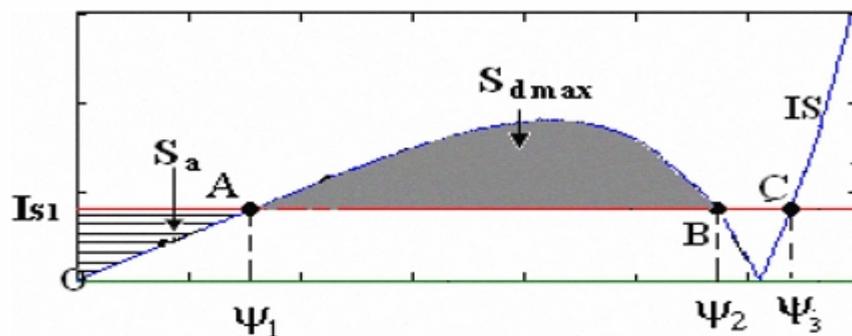
$$I_s = \sqrt{\left(g(\dot{\phi}_L) - \omega^2 C \dot{L}\right)^2 + \left(\omega \frac{\dot{L}}{R}\right)^2} \quad (2.6)$$

---

Où :

- $g$  : l'équation du courant  $I_L$  en fonction du flux.
- $L$  : le flux de liaison de l'inductance non-linéaire.
- $I_s$  : le vecteur d'état du courant de la source.

L'allure obtenue pour cette équation est utilisé par Ha Heng-xu et al [9] pour prédire les possibilités d'avoir une ferro-résonance selon le critère des aires égales  $I_s=f(\ )$  de la figure 1.2



**Figure 2.1** Caractéristique courant/flux pour la méthode des aires égales.

La résolution est basée sur les conditions suivantes :

- Si  $S_a > S_{dmax}$ , le système est sous conditions de ferro-résonance
- Si  $S_a < S_{dmax}$ , le système ne risque pas la ferro-résonance
- Si  $S_a = S_{dmax}$ , le système est dans un état critique

En utilisant ce critère, on peut en déduire que :

- La ferro-résonance dépend de l'ampleur de la perturbation (la durée de la perturbation).
- Elle dépend de la marge de stabilité.
- Elle dépend de la qualité de la perturbation.
- Elle dépend aussi de l'instant d'apparition du défaut.

---

#### 2.2.4. Méthode numérique de simulation

Pratiquement toutes les recherches effectuées jusqu'à lors sont basées sur la méthode numérique de simulation pour étudier la ferro-résonance :

L. B. Viena et al [14] avaient dans leur travail réalisé des modèles conformes avec l'étude de la ferro-résonance. Ils ont précisé les types de modèles de transformateur que l'on puisse utiliser dans l'EMTP et les conditions de leur usage à savoir la longueur de la ligne qui l'alimente et les données du transformateur à la disposition de l'utilisateur (données géométriques, caractéristique de saturation, pertes, la mutualité des élément non-linéaires, les testes en court et circuit-ouvert...). Ils ont proposé quelques modèles tels que : le STC pour les transformateurs monophasés ou la caractéristique de saturation est incluse dans le point Y du raccordement, la BCTRAN pour les transformateurs triphasés. Ces deux modèles sont dérivés du XFMR qui est le modèle de base des transformateurs et que nous avons utilisé dans notre travail.

Encor une fois, Valverde et Al dans la référence [15] avaient choisi de faire une étude sur un transformateur réel afin de préciser les possibilités d'apparition de la ferro-résonance. Le même a été modélisé sur un logiciel de simulation qu'est le MATLAB. Les résultats obtenus supportent les mêmes conditions contribuant à sa détection.

Les auteurs dans les références [3] [4] et [6] Sont arrivés en utilisant une analyse étendue sur leurs modèles numériques à en conclure les causes principales de la ferro-résonance et qui sont :

- L'enclenchement du transformateur et plus précisément l'enroulement raccordé en à vide.
- L'instant de manœuvre du disjoncteur qui, à une valeur proche à zéro degré, devient susceptible d'initier le phénomène.
- La valeur de la capacité équivalente réalisant un chemin série avec l'inductance non-linéaire du système.

Les mêmes travaux ont précisé, selon la forme d'onde obtenue par leurs testes, le type de la ferro-résonance pouvant se produire, à citer : la fondamentale, la sous-harmonique, la quasi-périodique et la chaotique. En effet :

- 
- L'amplitude ou l'ampleur du défaut qui aussi grand renvoie à la chaotique.
  - La fondamentale apparait généralement lorsque la capacité phase-terre est inférieure à celle du disjoncteur. [17]
  - La résonance sous-harmonique est causée par l'interaction de la compensation série et celle passive shunt [6] [17]. Elle peut apparaitre si la capacité série est supérieure à celle phase terre [17].
  - La résonance quasi-périodique est causée par la remarquable longueur des lignes de transmission.

Madhab. R et Chinmay. K. R [16] prouvent qu'une diminution de  $2.0 \mu \text{ Wb}$  ou une augmentation de  $0.1 \text{ mV}$  peut initier la ferro-résonance, ce qui confirme la dépendance du phénomène au flux initial (résiduel) dans le transformateur.

### **2.3. Causes de la ferro-résonance**

Du à la complexité des configurations du système, l'analyse de la ferro-résonance s'est concentré d'une part sur l'identification des risques qui peuvent entraîner l'apparition de la ferro-résonance.

Parmi les excellents articles contribuant à la détermination des configurations pouvant contribuer à son apparition, nous avons le bulletin technique [1] qui donne un nombre plus au moins satisfaisant de ces conditions. Mr. Iravani [2] avait lui aussi donner de très intéressantes situations permettant la focalisation sur les principaux points conduisant à la détérioration du système. Valverde et al [4] se sont concentré sur la résonance comme étant le premier point à étudier pour mieux comprendre ses causes.

Yamagata et al [12] ont montré que la ferro-résonance peut apparaitre dans les transformateurs accordés en  $\pi$ , même si ce dernier et la charge capacitive sont tous les deux mis à la terre.

- Si seulement une seule phase avait été interrompue, une surtension n'apparait pas, la même tension qui existait avant l'interruption est appliquée dans le transformateur via le tertiaire raccordé en  $\Delta$ , ce qui n'introduit aucune excessive oscillation.

- 
- Lorsque deux phases sont interrompues, une tension du même angle de phase que celle de la phase saine et de demi-amplitude apparaît dans les phases interrompues via le tertiaire (les phases coupées essaient d'avoir la valeur  $V_1/2$  de la phase saine). Cela cause la saturation du noyau.

Lorsqu'ils ont manipulé la valeur de la capacité, ils ont trouvé que plus la capacité est grande plus les chances d'avoir une ferro-résonance sont grandes.

Sanaye-Pasand [13] propose une étude sur la configuration de la référence [12] et montre que puisque à la sortie du diviseur de tension capacitif il y a un transformateur, il est possible que le noyau de ce dernier se sature à un moment donné de la transition, et l'interaction de cette saturation avec les capacités du diviseur peut produire une ferro-résonance.

Il montre aussi que la ferro-résonance apparaît à la mise sous tension des systèmes de transmission à vide. Elle dépend du flux résiduel dans chacune des trois phases, du type de raccordement du transformateur, de la séquence de manœuvre, et de l'angle initial de la tension d'entrée du système.

R. Gagnon et al [11] montrent que la ferro-résonance influence considérablement sur la stabilité des SVC et prouvent aussi que le control loop de ce dernier n'est pas responsable de cette instabilité. Ces déductions sont très importantes dans la bonne compréhension du phénomène et de voir dans la bonne direction dans la recherche des solutions.

#### **2.4. Prévention et élimination de la ferro-résonance**

Valverde et al [8], Yunge Li et Al [10], Sanaye-Pasand [13] et Milan Graovac et al [19] se sont basés sur l'expérimentation et la modélisation afin de suggérer des solutions applicables sur les réseaux électriques, considérant les contraintes paramétriques, économiques, et dimensionnelles.

Iravanie [2] a proposé l'insertion d'un circuit qui sert à éteindre/amortir les oscillations dans le secondaire ouvert du TT raccordé en delta. Ce circuit peut être une résistance.

Selon Victor Valverde [8], l'insertion d'une résistance pour amortir les transitions peut introduire de graves problèmes surtout dans les systèmes à neutre isolé qui

---

généralement fonctionnent pendant une longue durée soumis à des défauts à la terre, produisant ainsi d'autres surtensions dans le secondaire ouvert du transformateur. Avec la coexistence de la résistance, les pertes thermiques seront de grandes valeurs conduisant à de sérieux problèmes au niveau de la protection. Ce problème s'aggrave encore plus dans le cas des TTs modernes à faibles pertes où la valeur de la résistance doit être la plus faible possible.

Une autre solution proposée toujours par Valverde [8] est l'insertion d'un circuit constitué d'une résistance en série avec un filtre LC, ce dernier sert à éliminer toutes les oscillations hors la fondamentale du signal. La suppression de la ferro-résonance par une réactance saturable en série avec une résistance est d'après Milan et Al [9] plus efficace pour les hautes fréquences (centaine de Hz) tandis que les filtres sont convenables pour des fréquences inférieures.

Une troisième solution présentée dans la littérature à citer [8] est l'insertion d'un circuit constitué d'une résistance en série avec une inductance saturable. Ce circuit est adéquat avec toute oscillation de la ferro-résonance, puisque sa performance envers la saturation ne dépend pas de la fréquence contenue. Dans ce cas, l'inductance travaille comme un interrupteur magnétique : lorsque la ferro-résonance apparaît, l'inductance sature ce qui réduit son impédance et insère la série des résistances qui réduit/élimine la ferro-résonance.

Récemment, on a proposé la connexion sélective des résistances, ce qui veut dire que le circuit d'amortissement des oscillations est actif seulement à l'apparition de la ferro-résonance. Ainsi, le réchauffement dû aux déséquilibres est évité, mais cela nécessite l'insertion d'un système de détection de la ferro-résonance.

L'utilisation du point neutre artificiel du réseau peut elle aussi être une bonne solution. Elle consiste à étudier la forme d'onde de la fondamentale du signal au secondaire du transformateur. Une fois la structure du réseau est définie, il doit être traité selon une application très particulière et appropriée. Durant le processus d'étude, les masses de connexion sont modifiées jusqu'à ce que le réseau devienne en concordance avec les données de traitement, ainsi, il pourra accepter des données INPUT et émettre des OUTPUT ajustés avec les OUTPUT du programme.

Cette méthode traite le signal fondamental de la tension en codant les échantillons en

---

binaire : 1 et 0. Le choix de ces échantillons par cycle se fait selon les trois critères suivants :

- L'échantillonnage doit être fait par les relais de protection.
- Le nombre d'échantillon doit être suffisamment grand pour donner une image fiable de la forme d'onde de la tension.
- Le nombre d'échantillon doit être suffisamment petit pour ne pas surcharger la conception finale du réseau à neurones artificielles.

Dans le bulletin technique [1] on trouve que la solution contre la ferro-résonance peut demeurer dans le type de raccordement du transformateur.

Effectivement, Yunge Li [10] a proposé d'utiliser des TT dont le primaire est raccordé en  $\Delta$  ce qui n'est pas toujours évident, puisque les TTs peuvent être utilisés pour détecter les défauts à la terre en utilisant un raccordement  $\Delta$  ouvert au secondaire.

Ils proposent aussi la mise à la terre totale du système, ce qui n'est pas non plus évident. Ou encore d'éviter d'utiliser les TTs désignés à opérer dans des valeurs d'induction très réduites, de sorte que le point de saturation est au moins le double de la tension du système, ce qui devient très coûteux.

D'après [1] l'introduire des pertes par l'insertion des résistances est le choix fait par les concepteurs :

- Dans les TTs raccordés en YY, trois résistances sont insérées une pour chaque phase du secondaire. La valeur doit être bien précise, si non elle risque d'absorber davantage la puissance générée par le réseau.
- Lorsque le secondaire est raccordé en  $\Delta$ , une seule résistance est insérée au secondaire, elle a l'avantage de ne pas influencer sur les mesures affectées par les TTs ou introduire des pertes durant le fonctionnement normal du système. Sa valeur appropriée est de  $100.L_{\text{prim}}/N$  (ou  $N$  est le rapport de transformation).

Milan Graovac et al [19] quand à eux, avaient proposé de modifier les paramètres de la protection liée au secondaire du TT ainsi que l'usage des filtres pour la prévention contre la ferro-résonance :

---

À cause des éléments d’emmagasiner et la caractéristique de saturation magnétique dans le transformateur de tension, la forme d’onde à sa sortie diffère considérablement de celle à l’entrée durant le régime transitoire, ce qui rend la ferro-résonance un souci considérable dans cette intervalle de fonctionnement. Cependant, le TT de cette configuration est équipé d’une protection contre la surtension et des filtres pour éliminer ce phénomène. Le temps nécessaire pour son élimination peut atteindre plusieurs cycles.

Le phénomène de la ferro-résonance affecte la repense du TT en causant une grande distorsion de la forme d’onde durant les 3 aux 5 premiers cycles et finie par une légère distorsion durant les 4 aux 6 prochains cycles grâce aux applications conventionnelles ( les relais numériques de protection et les appareils d’électronique de puissance) qui deviennent de plus en plus précis et effectifs durant le régime transitoire. Une fois, les modifications appropriées sont introduites, l’élimination de la Ferro-résonance peut atteindre les deux premiers cycles seulement.

Les études montrent aussi que les réactances saturables ont un petit effet sur le régime transitoire du TT. Le courant à travers la réactance est négligeable sauf si la ferro-résonance se présente. Dans ce cas, la seule partie de l’équipement de suppression de ferro-résonance réactif qui affecte le régime transitoire est la résistance de charge constante  $R_r$ .

Milan Graovac et Al [19] se sont concentrés sur les applications de suppression de la ferro-résonance et ils ont trouvé que:

- Pour les applications qui nécessitent l’élimination de la ferro-résonance dans quelques cycles, le circuit de suppression résistif assure la solution désirée.
- Si l’élimination est souhaitée avec plus de rapidité : le circuit de suppression peut être d’une autre branche ( $G_2, R_{g2}$ ),  $G_2$  est l’équipement de protection contre la surtension, il peut être à gaz (le parafoudre) ou de claquage (éclateur). Sachant que le déclenchement de l’éclateur est plus métrisable et la performance souhaitée peut être plus précise avec ce genre d’équipement. Pour augmenter la précision des parafoudres il faut avoir un temps d’élimination de la ferro-résonance plus réduit une tension de seuil de déclenchement de ce dernier plus

---

grande, mais cela peut réduire l'efficacité des autres équipements de suppression de la ferro-résonance.

- L'alternance vers la varistance en oxyde de métal au lieu de  $(G_2, R_{g2})$  montre que le ZnO n'est pas aussi efficace que l'éclateur ou le parafoudre à gaz pour l'élimination de la Ferro-résonance, mais elle peut être utilisée en combinaison avec un filtre pour aboutir à une élimination touchant jusqu'à deux cycles. L'avantage des ZnO est la caractéristique stable, la facilité de son installation, de sa maîtrise et son maintien.

Yunge Li et al [10] a utilisé la méthode statistique de Monte Carlo qui consiste en 200 opérations aléatoires sur les disjoncteurs pour différentes configurations de circuit pour avoir la distribution de la tension maximale (DMV) au niveau du disjoncteur CB durant le régime transitoire (qui est dus soit à l'ouverture de CB ou bien manœuvre sur la résistance de sortie de TT raccordé en Y au secondaire). Les résultats de ces testes montrent que :

- **Si la résistance est ajoutée au secondaire raccordé en**

Ajouter une résistance au secondaire a tendance à diminuer la surtension de ferro-résonance, mais ne règle pas totalement le problème.

Il a été reporté qu'ajouter une valeur bien précise au secondaire du TT que ce soit en Y ou  $\Delta$ , la ferro-résonance peut effectivement être éliminée. Sachant que dans le raccordement Y la résistance ajoutée travaille toute seule.

- **Si la résistance est ajoutée au raccordement Y**

Les essais effectués par simulation ont donné quelques valeurs possibles pour R pouvant éliminer la ferro-résonance. Mais ce qui n'a pas été prévu, c'est la réapparition du phénomène une fois cette résistance est éliminée. C'est une résolu partiellement du problème.

- **Résolution totale du problème de déconnexion d'une résistance d'un TT en Y**

Yunge Li [10] clarifie que l'insertion d'une faible résistance amortie la ferro-résonance, mais son élimination en fin d'opération causerait la réapparition du phénomène. Ce problème ne se résoudra jamais si on utilise une seule résistance, mais

---

plusieurs résistances en parallèle pourraient faire l'affaire, en s'assurant que l'élimination de chacune d'elle ne provoquerait pas le phénomène. Cela s'effectue en les éliminant à tour de rôle en laissant un intervalle de temps entre deux éliminations et c'est ce qu'on appelle la méthode de tri et d'erreur. Les testes ont montré que les résistances idéales pour une bonne sécurité doivent toutes être égales. Le prototype est constitué de trois principales parties qui sont :

- La partie transformateur, dont le primaire est raccordé au réseau et le secondaire en Y lié aux équipements de protection.
- Unité de détection et de contrôle qui a deux fonctions : la détection de variation de la tension, et le contrôle/exécution par thyristor. Cette unité est constituée d'un PC qui reçoit les données sous forme binaire 1/0 de la part d'une carte de détection et de conversion, et donne l'ordre aux thyristors bidirectionnels aussi sous forme binaire pour connecter/déconnecter la série de résistance.

Sanay [13] et d'autre ont discuté la grande influence des manœuvres des disjoncteurs (monophasée ou triphasée), de la mise sous tension des transformateurs ouverts au secondaire, du flux résiduel dans chacune des trois phases, le type de raccordement du TR, la séquence de manœuvre, et l'angle initiale de la tension d'entrée du système sur l'apparition de la ferro-résonance.

D'autre part, Sanay [13] ainsi que par Li Huawei et Fan yu [18] prouvent que même si la ferro-résonance peut être évitée en synchronisant la manœuvre des disjoncteurs des trois phases et en mettant le primaire du transformateur à la terre, ces conditions ne sont pas efficaces que si on rajoute d'autres techniques telles que l'insertion des filtres passifs raccordés au secondaire du transformateur en parallèle avec la charge qui s'occupent des ferro-résonances sous-harmoniques. Ces filtres se comportent comme un circuit ouvert pour la fondamentale et un court circuit pour les autres fréquences.

Les essais effectués dans [13] montrent que les filtres doivent satisfaire deux conditions :

- 
- La partie réelle de l'impédance du filtre doit être dans le même rang que celui de la charge, car en utilisant des valeurs supérieures, les surtensions de ferro-résonance ne peuvent pas être amorties, et pour des valeurs inférieures, les pertes en puissance active peuvent devenir coûteuses.
  - L'amplitude de la partie imaginaire de l'impédance du filtre ne doit pas être considérablement supérieure à la résistance de la charge, car si c'est le cas, le filtre ne peut pas amortir les surtensions.

## **2.5. L'impacte de la courbe Hystérésis**

M. Sanaye Pasand et al [13] voulaient dans cette référence inclure l'effet des pertes Hystérésis sur le phénomène. A vrai dire, cette courbe a une grande influence sur les points de fonctionnement du transformateur puisqu'elle diminue l'amplitude de la surtension dans le régime transitoire. Différents travaux tels que ceux des références [20] [21] [22] ont précisé l'impacte de la courbe sur le type de la ferro-résonance et ont montré que plus elle est réduite plus le type se dirige vers le mode chaotique.

## **2.6. Conclusion**

En résumé, quatre différentes parties sont présentées dans la littérature afin d'étudier la ferro-résonance durant de longues années. Chaque partie expose ses avantages et ses inconvénients et illumine son importance si l'on veut englober au plus préalable l'étude de la ferro-résonance. Ces méthodes montrent à quel point est compliqué ce phénomène, à quel point il est dangereux et à quel point il est onéreux de l'étudier en effectuant de réels tests sur le réseau. Raison pour laquelle, la majorité des scientifiques se sont basés sur la simulation par ordinateur et au moyen de logiciels tels que le MATLAB et l'EMTP. Le but de ce travail est de trouver une bonne approche de simulation d'un circuit électrique manifestant une ferro-résonance puis d'un réseau électrique tout entier afin de contenir le phénomène.

### **3.1. Introduction**

La ferro-résonance est identifiée comme étant un phénomène non linéaire qui peut causer l'endommagement des équipements du système électrique. Raison pour laquelle, le système électrique doit travailler dans la région saine afin d'éviter l'apparition de la ferro-résonance et minimiser ses risques lors de l'extension du réseau. Pour aboutir à ceci, une bonne compréhension du phénomène et la précision de ses causes sont primordiales, en examinant la variation des paramètres du système et surtout du transformateur connu pour sa grande contribution à son apparition.

Comme première étape de cette étude, un circuit monophasé ferro-résonant contenant un transformateur de tension est réalisé afin d'aboutir à :

- L'identification des modes de ferro-résonance tels que : la fondamentale, quasi-périodique, sous-harmonique et chaotique en manipulant les capacités série et shunt pour la grande et la faible caractéristique non-linéaire du noyau du transformateur.
- La suppression de la ferro-résonance fondamentale en manipulant les pertes noyau du transformateur introduites dans sa caractéristique non-linéaire.
- Préciser les paramètres clés pour éviter l'initiation et la persistance de la ferro-résonance en particulier la fondamentale.

### **3.2. Configuration du système étudié**

L'étude effectuée dans cette partie concerne un exemple réel tiré de la référence [30].

Le poste de transformation 230kV est considéré comme un point d'interconnexion entre deux niveaux d'énergie. Délivrante 70% de l'énergie demandée par la région en amont, elle exporte aussi une portion de son énergie électrique vers les régions voisines.

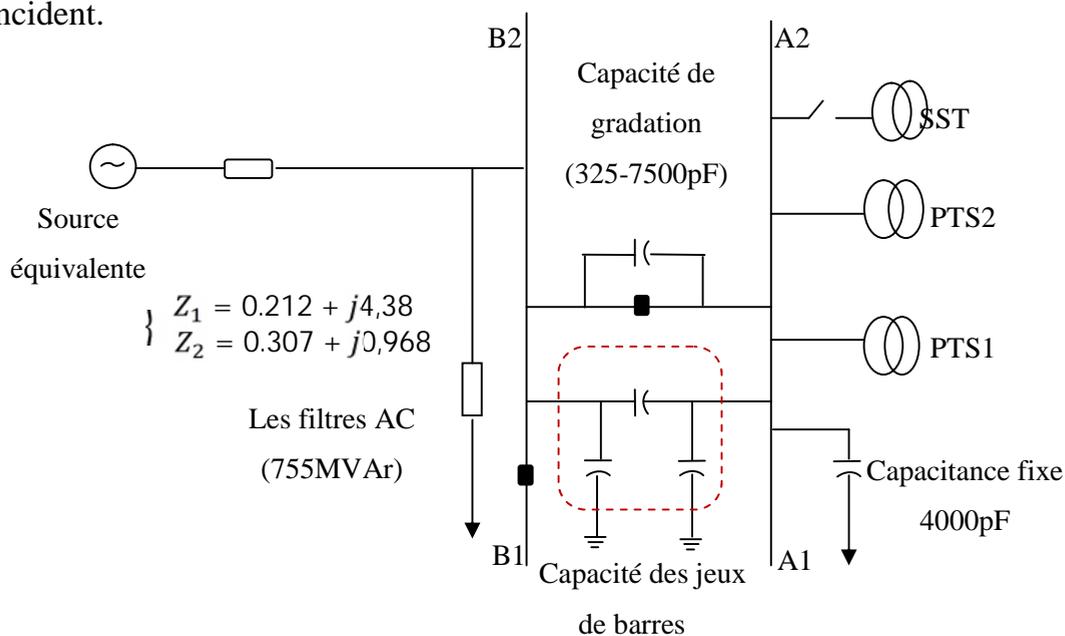
Il a été remarqué, il y a quelques années, que certains équipements de ce poste tels que les transformateurs de tension ont subi un vieillissement remarquable par les faux

mesures qu'ils donnaient. D'autre part, les circuits disjoncteurs de la station ne peuvent plus supporter l'augmentation de l'énergie demandée, ainsi, leur pouvoir de coupure est devenu insuffisant. 12 circuits disjoncteurs dont le pouvoir de coupure est de 30kA doivent être court-circuités pour les remplacer par ceux de 63,5kA. Cette manigance est essentielle pour la rénovation du système.

Dans le but de cette rénovation, le producteur propose d'installer des disjoncteurs multi-pôles avec deux disjoncteurs par phase et une capacité de gradation de 1500pF à travers chaque disjoncteur. C'est pourquoi la valeur maximale du total des capacités de gradation a augmenté de 2000pF à 7500pF. La figure 3.1 représente le diagramme monophasé de cette configuration.

Dans le but d'accommoder le remplacement des circuits disjoncteurs et les transformateurs, le jeu de barre A2 a été isolé. Le sectionnement manuel des trois disjoncteurs a été ouvert en premier, puis l'enclenchement du poste de transformation en service (SST) a lui aussi été réalisé.

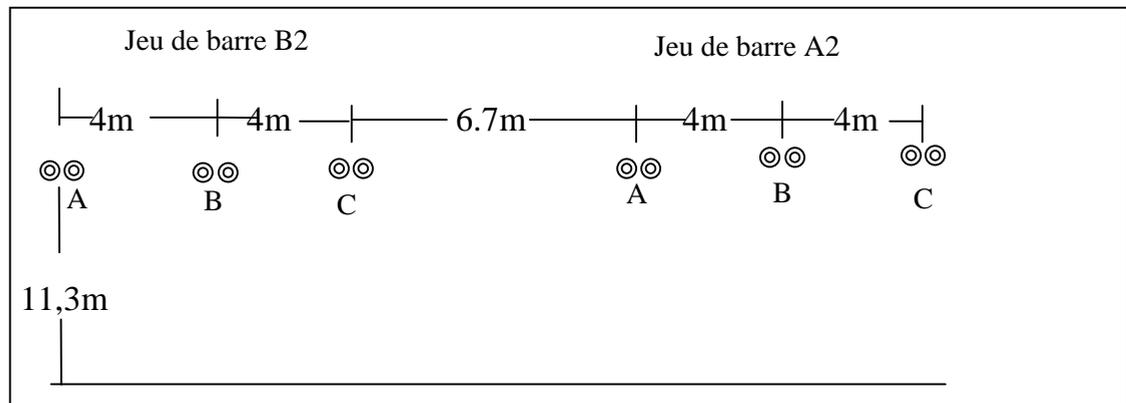
Trente minutes après, la phase A du transformateur de tension (PTS2) n'a pas réussi à s'ouvrir entraînant ainsi une explosion catastrophique dans la station. Le personnel a essayé d'ouvrir la phase A manuellement pour minimiser les dégâts qui se sont propagé à plus de 30m le long des lignes. Cette catastrophe a entraîné des études profondes sur le phénomène pour préciser les causes et les conditions contribuant à un tel incident.



**Figure.3.1.** Configuration du poste de transformation.

---

### 3.2.1. Configuration des jeux de barre



**Figure.3.2.** Configuration des conducteurs des jeux de barre.

Un modèle de capacité du jeu de barre relativement précis est important dans la simulation de la ferro-résonance. La valeur de la tension induite dans le jeu de barre déconnecté peut être mesurée pour pouvoir estimer la capacité équivalente.

Lorsque le jeu de barre A2 est enclenché, il reste capacitivement couplé au jeu de barre B2. Les valeurs des capacités équivalentes sont donc calculées par les équations (3.1) à (3.9).

Les conducteurs sont de type 1843.2 MCM ACSR. La distance inter faisceaux est de 45,7cm. Les jeux de barre maintiennent des lignes en parallèle de 443m de longueur.

Les câbles en Aluminium ont un  $GMR=0,7788r$  selon les standards donnés sur la référence [30] et [36].

La capacité équivalente des conducteurs peut être calculée par les formules suivantes, et ce, selon le type du conducteur, le nombre des conducteurs par phase et le nombre de phases elles même.

- Capacité d'un conducteur simple :

$$C = \frac{q}{V} \quad (3.1)$$

- Capacité entre deux conducteurs :

---


$$V_{12} = \frac{q}{2\pi\epsilon_0} \quad (3.2)$$

- Capacité entre deux phases :

$$C = \frac{0,0556}{\ln \frac{D}{r}} [\mu F / km] \quad (3.3)$$

- Capacité équivalente des trois phases :

$$GMD = \sqrt[3]{D_{12}D_{13}D_{23}} \quad (3.4)$$

$$C = \frac{0,0556}{\ln \frac{GMD}{r}} [\mu F / km] \quad (3.5)$$

- Capacité des trois phases pour des conducteurs doubles :

$$C_{ph} = \frac{0,0556}{\ln \frac{GMD}{r^b}} \left[ \frac{\mu F}{km} \right] \quad (3.6)$$

$$r^b = \overline{r \times d} \quad (3.7)$$

- Capacité équivalente d'une ligne triphasée double avec des conducteurs doubles :

$$C_{ph-terre} = \frac{0,0556}{\ln \frac{GDM}{GMR_c}} [\mu F / km] \quad (3.8)$$

$$GMR_c = \sqrt[3]{r_A r_B r_C} \quad / \quad \begin{cases} r_A = \sqrt{r^b D_{a1a2}} \\ r_B = \sqrt{r^b D_{b1b2}} \\ r_C = \sqrt{r^b D_{c1c2}} \end{cases} \quad (3.9)$$

La capacité équivalente phase-terre  $C_g$  est de 3,316nF et celle mutuelle est de 1,108nF. Mais ces valeurs sont très petites pour reproduire les résultats expérimentaux, et une capacité à la terre additionnelle de 4000pF a été ajoutée.

Pour la capacité fixe, le tableau.3.1 résume tous les éléments.

---

**Tableau.3.1** Détermination des capacités fixes dans le réseau.

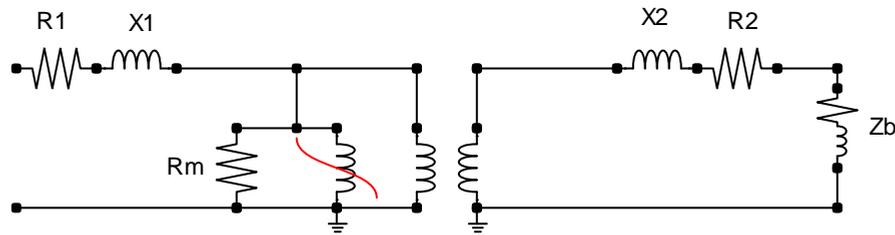
Elément	Capacité équivalente (pF)	Nombre	Total (pF)
CB ouvert	100	9	900
Sortie du TT	360-680	2	720-1360
Déconnexion (fermée)	90	8	720
Déconnexion (ouverte)	60	3	180
Sortie du TC	300	0	0
SVC	8000-12000	0	0
Parafoudre	100	0	0
Support des isolateurs	10	38	380
Total fixe	-	-	2900-3540

### 3.2.2. Configuration des transformateurs

Les transformateurs défectueux contribuant à l'apparition de la ferro-résonance sont les PTS2 et PTS1, ils sont tous deux de 4kVA, 138kV  $Y_n$  /115V-69V  $Y_n$ . Les pertes fer, la résistance interne des enroulements et le courant d'excitation sont disponibles par le constructeur.

Les pertes mesurées par le teste d'excitation représentent les pertes fer qui sont composées de perte Hystérésis et les pertes de liaison. Une valeur de 200Watts/phase (pertes à vide) est attribuée à ces pertes à la tension nominale 115V, cette valeur est représentée par une résistance  $R_m=95,2M$  .

La puissance demandée et qui est assurée par ce système est de 75VA elle est représentée par une impédance  $Z_b$  déduite des standards CSA-C13-M83. La figure 3.3 représente le circuit équivalent des transformateurs.



**Figure.3.3** Configuration du transformateur choisi dans la simulation.

Puisque les composants qui contribuent d'une façon directe dans l'excitation de la ferro-résonance sont les capacités et les transformateurs de potentiel. Les autres composants sont simplement introduits dans le système.

Le constructeur procure aussi la caractéristique de magnétisation qui est représentée sur la figure3.5.

Le poste de transformation SST est de 10MVA, 230kV  $Y_n / 4,16kV Y$ . Le secondaire est mis à la terre à travers une résistance de 2,4 (2400V/1000A). Les pertes fer sont de 17kW à la tension nominale, et les données de construction sont utilisées pour modéliser la caractéristique de saturation.

### 3.2.3. La source

Puisque l'impédance de la source n'influe en aucun cas sur l'excitation du phénomène ferro-résonant, une source de tension idéale convoitée par une impédance équivalente est utilisée dans la simulation.

### 3.2.4. Filtres

Le nombre exact des filtres n'influence pas sur l'apparition de la Ferro-résonance. Cependant les détails de chaque filtre (AC) ont été introduits dans le modèle afin d'en assuré l'impact de la manœuvre de la capacité shunt totale sur le phénomène.

### 3.2.5. Capacités de gradation des circuits disjoncteurs

Les capacités de gradation sont nécessaires pour obtenir la bonne distribution de tension à travers chaque disjoncteur du circuit disjoncteur ainsi que pour améliorer l'atténuation de la tension transitoire à l'apparition d'un défaut. C'est pourquoi le

---

nombre des capacités de gradation augmente avec l'augmentation de la tension.

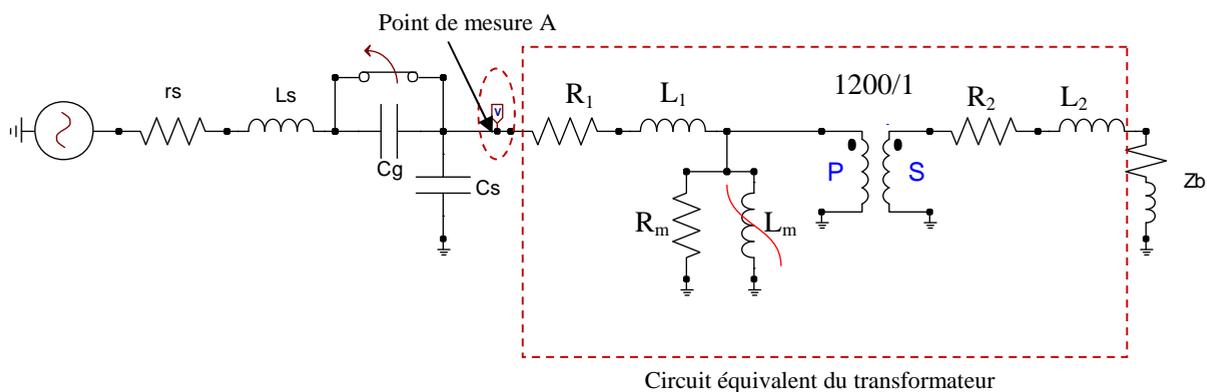
Un total de 12 circuits disjoncteurs est relié au jeu de barre A2. 7 parmi eux sont de SF<sub>6</sub>/CF<sub>4</sub> ayant 2 disjoncteurs par phase avec une capacité de 1500pF pour chaque disjoncteur. Les 5 autres disjoncteurs sont d'huile avec 4 disjoncteurs par phase. 4 parmi ces 5 disjoncteurs sont équipés d'une capacité de 1350pF à travers chaque sortie et 1250pF pour les entrées. Le cinquième disjoncteur possède 1350pF pour chaque manœuvre.

La valeur maximale de la capacité de gradation des 12 circuits disjoncteurs est de 6885,5pF avec une marge d'erreur de  $\pm 2\%$  qui permet d'avoir un intervalle compris entre 325 et 7500pF de valeurs de fonctionnement si on considère les possibilités d'échec d'ouverture de ces disjoncteurs.

A l'instant d'ouverture du jeu de barre, les trois circuits disjoncteurs sont ouverts laissant une totalité de 5061pF entre B2 et A2.

### 3.3. Configuration du circuit équivalent monophasé

La station est construite en triphasé. Cependant, la configuration du noyau et la séquence homopolaire des testés en court-circuit ne sont pas disponibles. C'est pourquoi, un modèle simplifié en monophasé est utilisé où les séquences positive et homopolaire des impédances qui sont considérées comme étant égales. La mutualité est elle aussi dispensable.



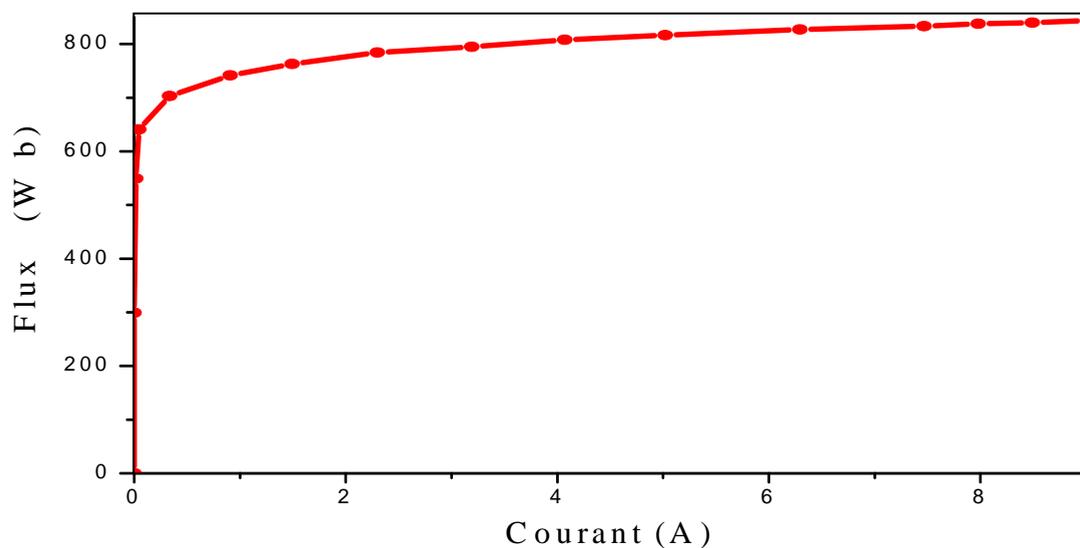
**Figure 3.4.** Circuit monophasé ferro-résonant implanté dans l'EMTP.

---

La figure 3.4 représente le circuit sur lequel l'étude de la ferro-résonance monophasée va-t-êtré étudiée.

Le transformateur PTS2 choisi pour la simulation et qui est susceptible d'initier la ferro-résonance est celui 138kV/115V. Le coté primaire est connecté en série avec une source de tension et un circuit disjoncteur contenant une capacité propre de gradation  $C_g$ , programmé pour s'ouvrir à l'instant  $t=0,1s$ . En plus, une capacité phase-terre  $C_s$  connectée en parallèle avec le système. Le circuit équivalent du transformateur est constitué des résistances  $r_1$ ,  $r_2$  et des inductances  $L_1$ ,  $L_2$ . La caractéristique de magnétisation (figure 3.5) est modélée par une inductance non-linéaire  $L_m$  en parallèle avec une résistance  $R_m$  qui représente les pertes fer du noyau. Le secondaire est relié à une charge  $Z_b$ . Le circuit étudié risque de toucher les conditions d'interaction entre la capacité et l'inductance non-linéaire qui conduisent à l'apparition de la ferro-résonance.

Le comportement magnétique du noyau du transformateur représenté par l'inductance non-linéaire  $L_m$  pour modeler l'effet de la saturation est représenté par la courbe (flux de liaison/courant) sur la figure 3.5. Les paramètres de ce circuit sont représentés sur le tableau 3.2.

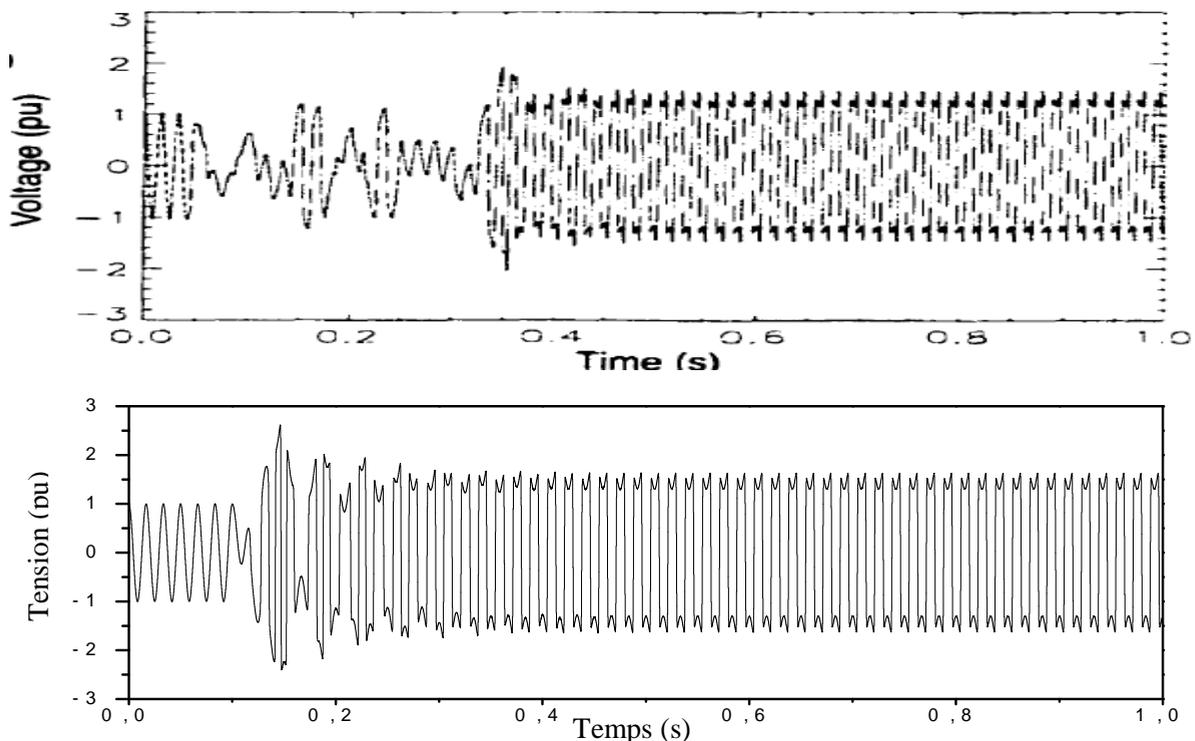


**Figure 3.5.** Caractéristique de magnétisation du transformateur étudié.

**Tableau 3.2** Paramètres du circuit étudié.

Elément du circuit	Paramètre	Elément du circuit	Valeur
E (KV)	132,79	R1( )	7490
$r_s$ ( )	0,212	R2( )	0,046
$L_s$ (mH)	11,62	L1(mH)	0,002652
$C_g$ (pF)	5061	L2(mH)	0,4356
$C_s$ (pF)	10450	$R_m$ (M )	92
Rapport de transformation	1200/1	$r_b$ ( )	163,2
Fréquence (Hz)	60	$L_b$ (mH)	0,853

Le circuit a été réalisé sur l'EMTP (le lecteur est renvoyé aux références [31,32] pour plus de détails sur l'utilisation et le fonctionnement de cet outil de simulation), tout en s'assurant que le modèle développé pour la simulation est correctement représentatif. Il est important d'avoir une similarité entre l'allure de la tension obtenue par les testes expérimentaux dans la référence [30] et ceux à partir de la simulation. L'allure de la tension du transformateur obtenue est donnée sur la figure 3.6.



**Figure 3.6** Allure de la tension dans le point de mesure A.

- (a) résultat de validation [30].
- (b) résultat obtenu par la simulation.

---

Nous remarquons d'après la figure 3.6 que la forme d'onde obtenue pour le régime permanent par les deux méthodes est d'une similarité raisonnable. Cependant, la différence entre les deux allures consiste en la forme oscillatoire de la transition et le temps du rétablissement de ce régime transitoire dans le second régime permanent. La figure montre que les testes expérimentaux prennent plus de temps (environ 0,4s) pour atteindre le régime permanent contrairement aux testes analytiques de simulation (0,3s). La transition du régime transitoire vers le permanent est aléatoire lorsque le noyau fonctionne autour de son point de fonctionnement avec l'influence des paramètres du système [18]. Avoir des formes d'onde exactement similaires est impossible à cause des capacités propres du disjoncteur ainsi que la caractéristique de magnétisation du transformateur dont on ne peut avoir la forme exacte [2].

Pour la tension de base 132,790kV de notre modèle, la valeur de la tension après l'établissement du régime permanent est de 1,62pu qui équivaut à la tension de la figure 3.6(a).

L'étude spectrale du régime permanent (0,48s-0,5s) obtenu par la décomposition de Fourier nous fournit le taux de distorsion totale d'harmonique (THD) qui est de 60,74%.

Le résultat obtenu représente d'après chapitre 1 et 2, une ferro-résonance fondamentale puisque l'allure de la tension est distordue mais reste périodique à la fréquence du système 60Hz avec une amplitude fixe à 1,62pu. Ce type de signaux est le plus dangereux pour les systèmes électriques avec le régime de la fondamentale en superposition des 2<sup>e</sup>, 3<sup>e</sup>, 4<sup>e</sup> et 6<sup>e</sup> harmoniques.

### **3.3.1. Sensibilité de la ferro-résonance aux paramètres du système**

Le but principal de cette section est de trouver les règles sur lesquelles on se base pour interpréter les différents modes de ferro-résonance et leur dépendance aux paramètres du système et du transformateur, illustrés dans les deux précédents chapitres. Pour cela, quelques hypothèses sont indispensables :

- Pas de flux résiduel dans le noyau au moment où l'on alimente le circuit.
- Pas de charge initiale dans la capacité.

---

### 3.2.4. Sensibilité de la ferro-résonance aux capacités $C_g$ et $C_s$

Les circuits disjoncteur sont conçus de chambres connectées en série et qui servent à améliorer le pouvoir de coupure d'un disjoncteur. L'utilisation de la capacité de gradation connectée le long des chambres assure la distribution uniforme de la tension dans ces dernières. Malgré leur inutilité dans le paramétrage des configurations électriques, ces capacités peuvent contribuer à l'apparition de la ferro-résonance.

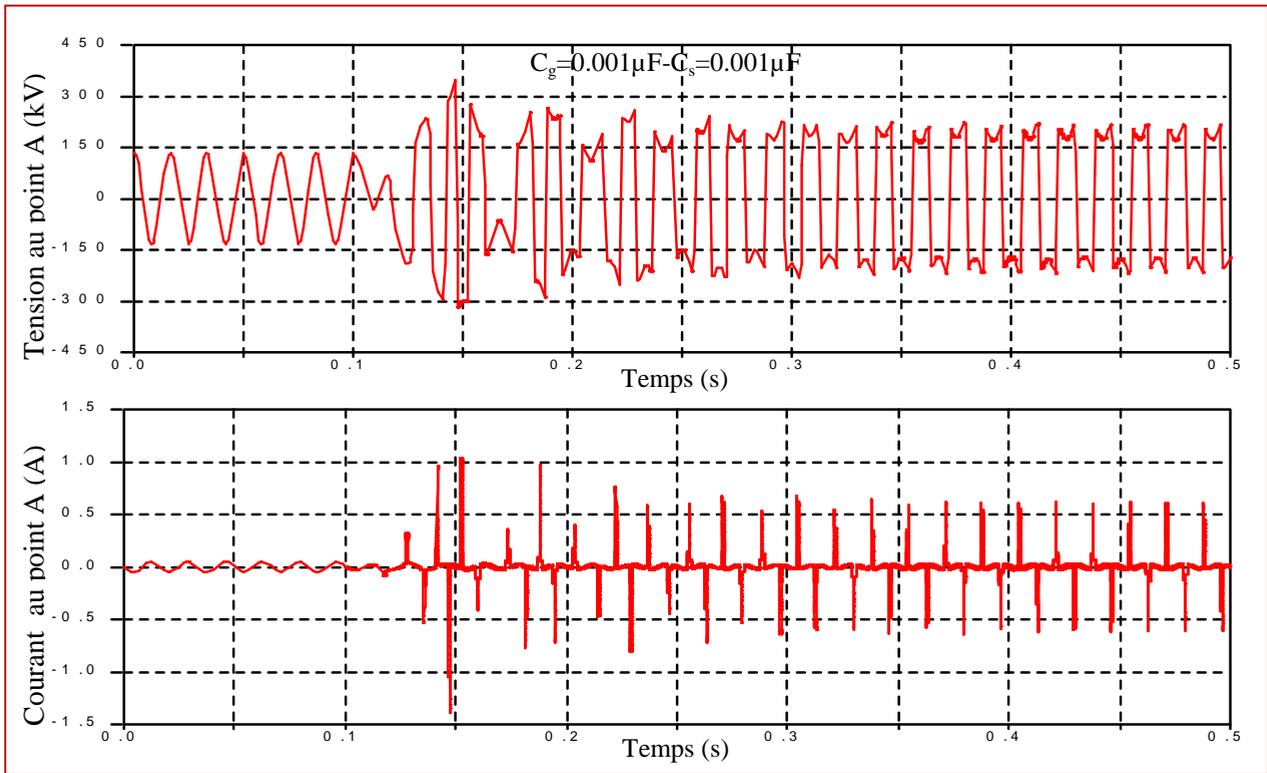
Afin de voir l'effet de cette capacité sur le système, nous allons faire varier sa valeur entre  $0,001\mu\text{F}$  et  $0,1\mu\text{F}$  contre un large spectre de capacité shunt compris entre  $0,001\mu\text{F}$  et  $0,1\mu\text{F}$ . Les résultats obtenus sont classés sur le tableau 3.3.

Ces résultats prouvent qu'il y a des marges de valeur pour les deux capacités permettant de donner le mode approprié de la ferro-résonance entre fondamentale, sous-harmonique, chaotique et fonctionnement normal. La forme d'onde de la tension pour chaque mode est représentée sur les figures 3.7-3.9.

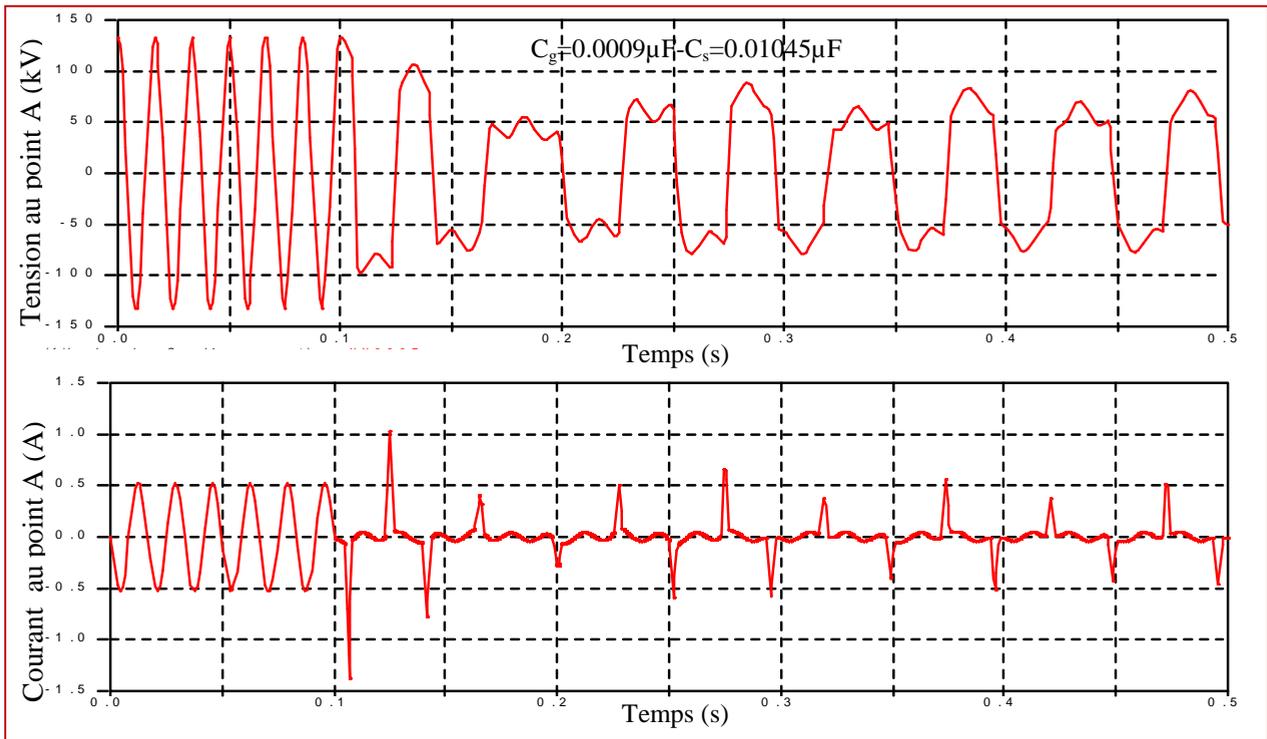
Le nombre des résultats est si grand pour préciser les régions types de chaque mode de ferro-résonance. Cependant, dans ce travail, un exemple de chaque mode est représenté en forme d'onde de tension et de courant.

Pour des capacités de gradation et shunt de  $0.01\mu\text{F}$  chacune, l'allure de la tension mesurée dans le point A de la figure 3.5 est représentée sur la figure 3.7. Nous remarquons que la forme d'onde obtenue touche une distorsion remarquable ou le THD est de 52,8%. Ce signal garde sa caractéristique périodique avec la domination de la composante fondamentale 60Hz suivie par des multiples entiers qui ne dépassent pas les 30% et qui sont la 2<sup>e</sup>, 3<sup>e</sup>, 4<sup>e</sup>, et 6<sup>e</sup> harmonique. Le type de ce phénomène est la ferro-résonance fondamentale qui est la plus dangereuse pour les réseaux électriques.

Le deuxième type remarqué par les essais de simulation est celui de la ferro-résonance sous-harmonique, où la composante dominante est un multiple entier de la fréquence du réseau. Ce type est touché pour les très petites valeurs de  $C_g$  de l'ordre de  $10^{-3}$  devant les grandes valeurs de  $C_s$  de l'ordre de  $10^{-1}$ . Un exemple de ce mode est représenté sur la figure 3.8.

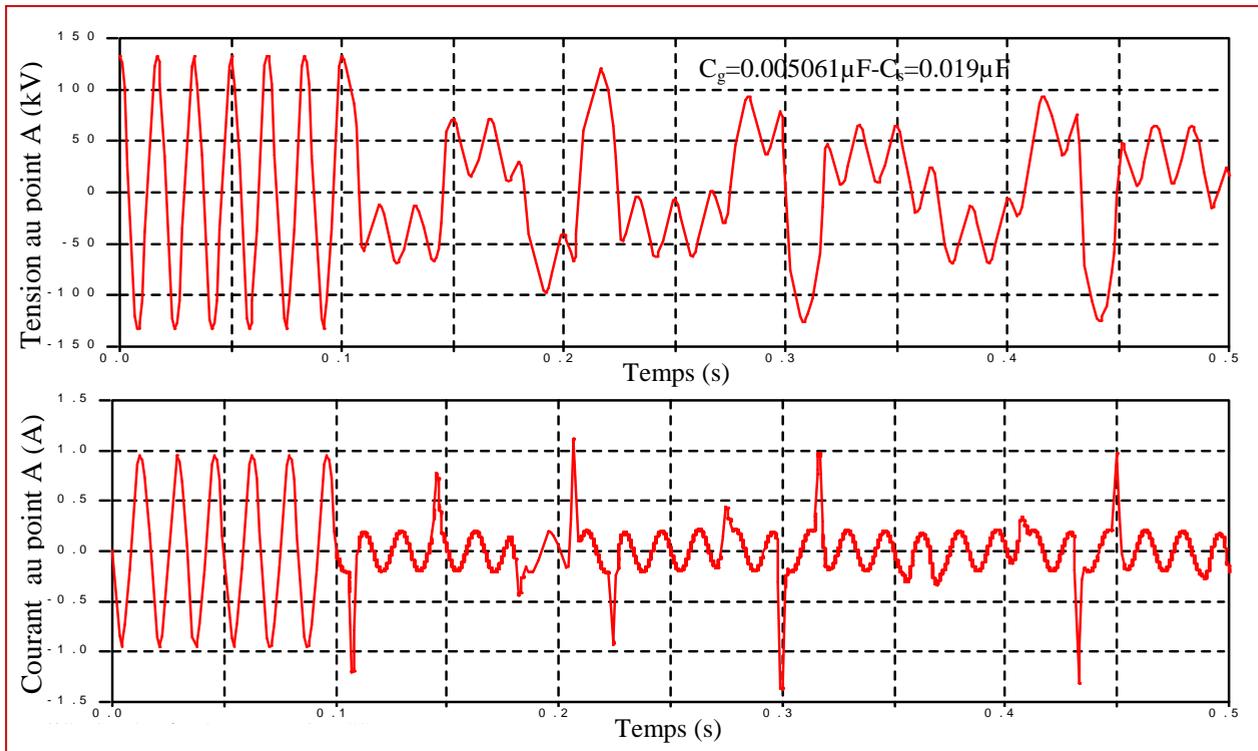


**Figure 3.7** Mode fondamental de la tension et du courant dans le point de mesure A.



**Figure 3.8.** Mode sous-harmonique de la tension et du courant au point de mesure A.

La forme d'onde obtenue sur la figure 3.8 est distordue mais toujours périodique. La période dans ce cas a remarquablement augmenté qui reflète la diminution de la fréquence du signal. La composante dominante est donc un sous-multiple entier de la fréquence fondamentale, elle est de 20Hz représentant la troisième composante ( $n/3$ ) avec un tau de distorsion THD =116,19%. Cette onde contient également la composante ( $n/6$ ), la ( $n/2$ ) ainsi que la ( $2n$ ).



**Figure 3.9.** Mode chaotique de la tension et du courant au point de mesure A.

La figure 3.9 montre une tension non-périodique qui représente le mode chaotique de ferro-résonance. Le tau de distorsion THD est de 27,21% avec la domination des composantes sous-multiples. Cette forme est obtenue pour les grandes valeurs de  $C_s$  devant de moyennes valeurs de  $C_g$ .

Les figures 3.7-3.9 représentent des cas particuliers d'un large nombre d'essais dont l'analyse est résumée sur le tableau 3.3. Ces essais sont basés sur la procédure suivante:

- Fixation de la capacité de gradation  $C_g$  et variation de celle shunt entre de très petites et de grandes valeurs.
- Fixation de la capacité shunt en une grande valeur et la variation de la capacité de gradation.

- Fixation de la capacité shunt en une petite valeur et la variation de la capacité de gradation.

**Tableau 3.3** Impact de modification des capacités shunt/série sur le mode de ferro-résonance.

$C_g$ ( $\mu\text{F}$ )	0,005061							
$C_s$ ( $\mu\text{F}$ )	$C_s$ 0,0009	0,0101	$C_s$ 0,001	0,0101	$C_s$ 0,024	0,025	$C_s$ 0,17	$C_s$ 0,18
mode de fonctionnement	Normal	Fondamental	Chaotique	Sous-harmonique	Instable			

$C_s$ ( $\mu\text{F}$ )	0,01045			0,001				
$C_g$ ( $\mu\text{F}$ )	$C_g$ 0,008	0,008	$C_g$ 0,002	0,002	$C_g$ 0,004	0,005	$C_g$ 0,01	$C_g$ 0,005
mode de fonctionnement	Normal	Fondamental	Chaotique	Sous-harmonique	Instable			

Nous pouvons en conclure que la ferro-résonance fondamentale, qui est la plus dangereuse, est susceptible d'apparaître pour les larges valeurs de  $C_g$  contre les moyennes valeurs de  $C_s$ . La ferro-résonance sous-harmonique apparaît généralement pour les grandes valeurs de  $C_g$  contre les très petites valeurs de  $C_s$ . Et enfin, la chaotique est le résultat des valeurs relativement grandes des deux capacités.

### 3.3.2. Sensibilité aux pertes dans le transformateur

Dans cette partie nous allons projeter la lumière sur l'impacte des pertes dans le noyau sur la ferro-résonance. Cela est possible si on modifie la valeur de la résistance  $R_m$  qui les représente. Dans notre cas, la valeur de la résistance est de  $92\text{M}$  et va prendre deux autres valeurs qui sont les  $10\text{M}$  et  $5\text{M}$ , pour les capacités  $C_g=0,001\mu\text{F}$  et  $C_s=0,001\mu\text{F}$ . Les résultats obtenus en allure de la forme de tension dans le point de mesure A sont représentées sur les figure 3.7, 3.10 et 3.11.

---

**a. Pour  $R_m=92M$**

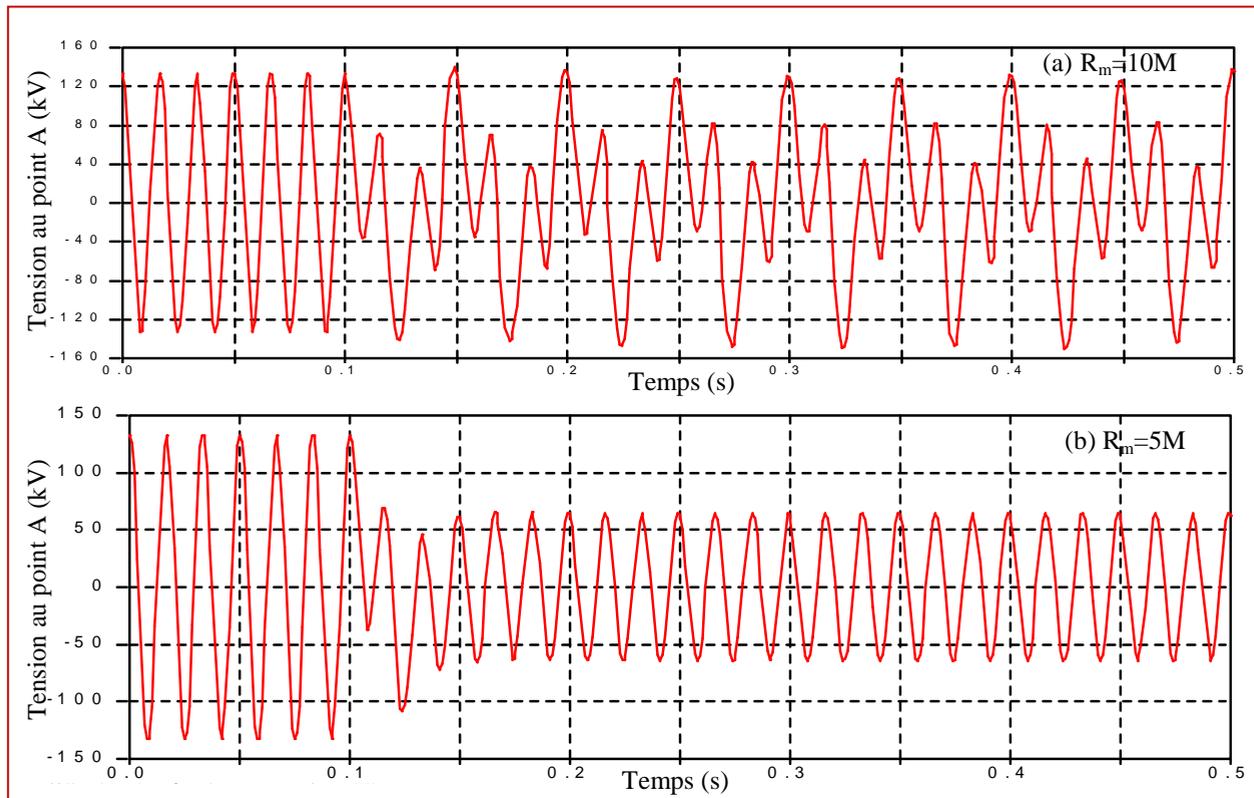
Dans le cas où l'on fixe la résistance  $R_m$  à une grande valeur, qui reflète, en effet, les faibles pertes dans le noyau du transformateur, la distorsion de la forme d'onde de la tension est remarquable. Les résultats obtenus sont déjà discutés dans la section précédente. En effet, la figure 3.7 représente la forme d'onde obtenue, elle manifeste une ferro-résonance de type fondamental très dangereux pour les circuits électriques à cause de sa grande amplitude d'une part et de l'ampleur de la distorsion qui peut aller jusqu'à 160% de l'autre part.

**b. Pour  $R_m=10M$**

Dans le cas où les pertes dans le transformateurs sont supérieures ( $R_m=10M$ ), la réponse du système indiquée dans la figure 3.10 donne un signal moins distordu que pour les faibles valeurs de pertes. Cette distorsion de l'onde diminue remarquablement et indique une ferro-résonance de type sous-harmonique avec la domination de la troisième composante (20Hz). L'ampleur du défaut est de 1.1pu et c'est la raison pour laquelle ce type de phénomène est moins dangereux.

**c. Pour  $R_m=5M$**

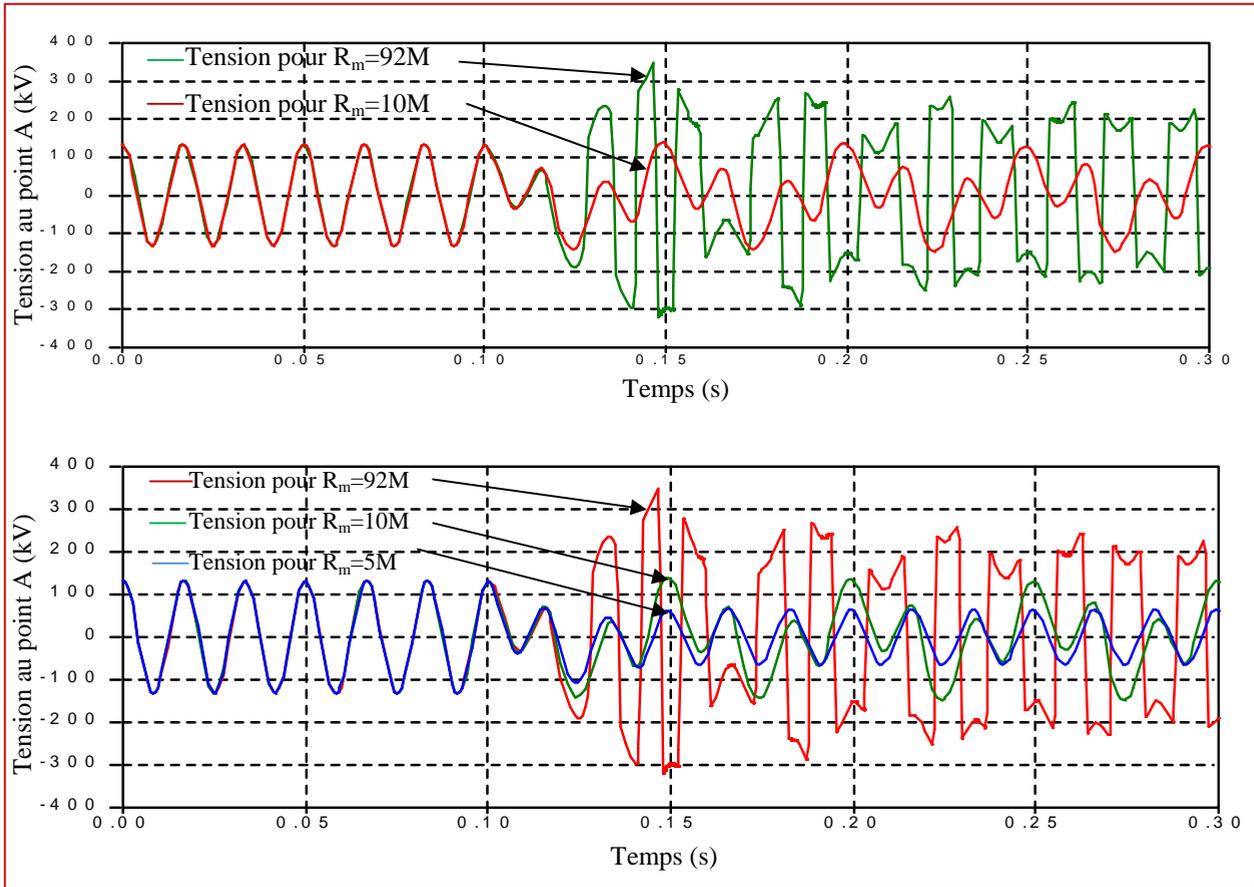
Dans le troisième cas, nous diminuons d'avantage la valeur de la résistance  $R_m$  jusqu'à  $5M$ , représentant un transformateur avec de très grandes pertes noyau. En effet, la figure 3.11(b) nous montre la disparition des harmoniques dans le signal. La chute de tension quand à elle est due uniquement à l'ouverture du disjoncteur. Dans ce cas, le risque de ferro-résonance est minime.



**Figure 3.10.** Allure de la tension pour différentes valeurs de pertes noyau.

La superposition des deux signaux nous permet d'en faire une comparaison au niveau du taux de distorsion du signal ainsi qu'au niveau de l'amplitude du défaut. La distorsion est plus grande pour les faibles pertes noyau marquée en vert dans la figure 3.11(a). Elle diminue en valeur d'amplitude et de taux d'harmoniques pour les grandes pertes. La seconde superposition montre l'amortissement de la ferro-résonance par l'accroissement des pertes noyau. La proportionnalité entre ces pertes et le taux de distorsion ferro-résonant est l'une des plus importantes perceptions données au chapitre précédant.

Nous remarquons aussi que la durée d'atténuation de la partie transitoire diminue considérablement. Cette étude prouve que la ferro-résonance peut être évincée par l'utilisation de transformateurs avec de considérables pertes dans le noyau conformément avec ce qui a été dit dans la littérature. La figure 3.11(b) nous donne une bonne appréciation.



**Figure 3.11.** Comparaison entre les tensions au point de mesure A pour différentes valeurs de pertes  $R_m$ .

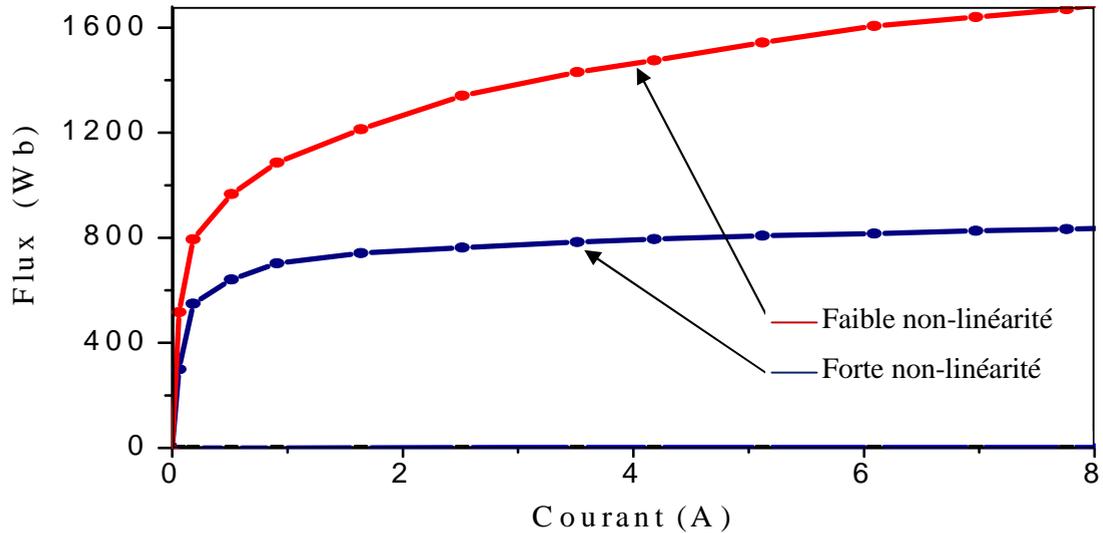
### 3.3.3. Sensibilité à la caractéristique de magnétisation

Dans le chapitre 1, la relation entre la caractéristique de magnétisation du transformateur et la capacité, qui donne un chemin en série avec elle, a été étudiée. La figure 1.6 élucide ce comportement et permet la détermination des trois points d'intersection ainsi que la région où la ferro-résonance est sensible d'apparaître.

Pour mieux voir cette relation, la modification de la caractéristique du noyau a été faite sur le model étudié dans ce chapitre, figure 3.12.

Dans le but d'étudier l'effet du degré de non-linéarité sur la ferro-résonance, l'on peut faire varier la valeur des capacités série entre  $0,001\mu\text{F}$  et  $0,1\mu\text{F}$  contre un large spectre de capacité shunt compris entre  $0,001\mu\text{F}$  et  $0,1\mu\text{F}$ . Les résultats obtenus sont arrosés et discutés sur le tableau 3.4.

D'autre part, les figures 3.13, 3.14 représentent quelques échantillons de tensions obtenus par les procédures énumérées sur le tableau 3.4.



**Figure 3.12.** Caractéristiques de magnétisation du transformateur étudié.

Les formes d'onde des figures 3.13, 14 représentent les trois cas touchés par la variation des capacités lorsque la caractéristique de fonctionnement du transformateur est faiblement non-linéaire.

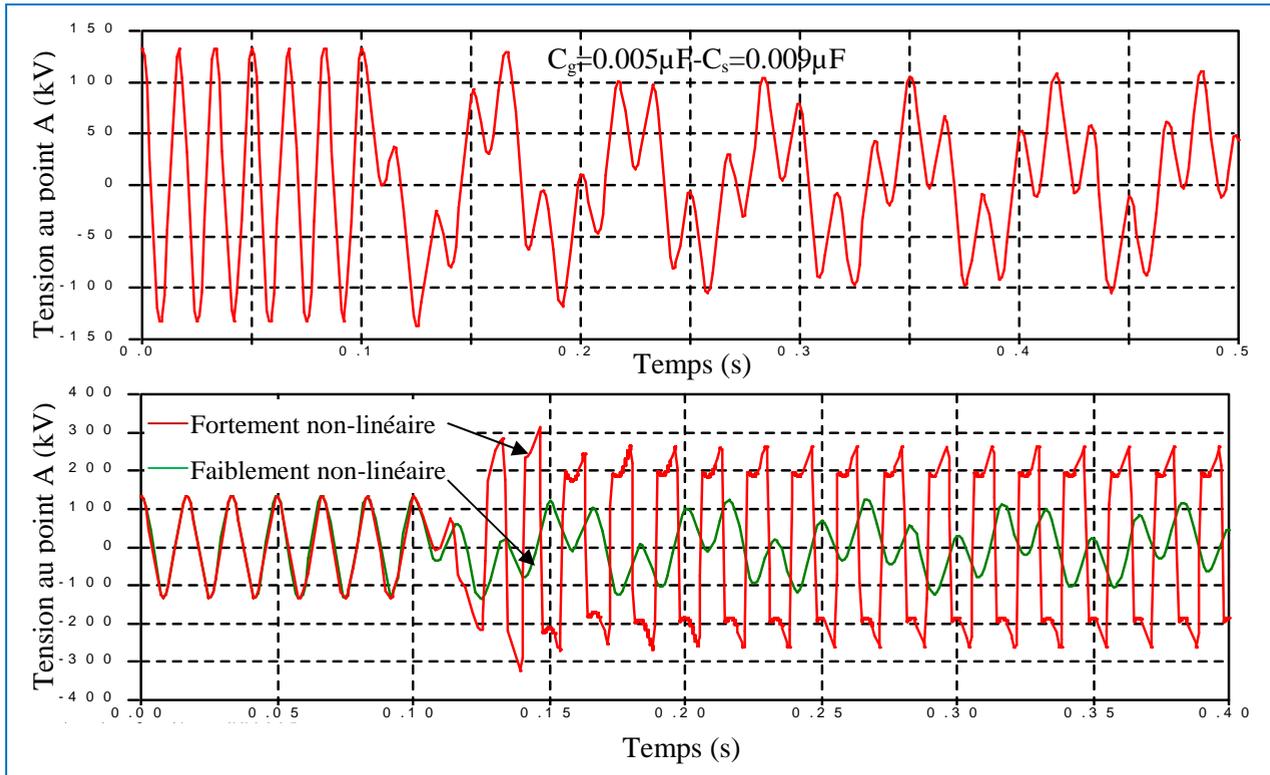
Nous remarquons, toutefois, l'absence du mode chaotique de la ferro-résonance qui est restreint dans les très grandes valeurs des deux capacités et qui pourrait provoquer l'instabilité du système comme montré sur la figure 3.15.

**Tableau 3.4** Impact du degré de non-linéarité et des capacités shunt/série et la sur le mode de ferro-résonance.

$C_g$ ( $\mu F$ )	0,005		
$C_s$ ( $\mu F$ )	$C_s$ 0,002	0,001 $C_s$ 0,003	0,004 $C_s$ 0,02
Mode de fonctionnement	Normal	Fondamental	Sous-harmonique

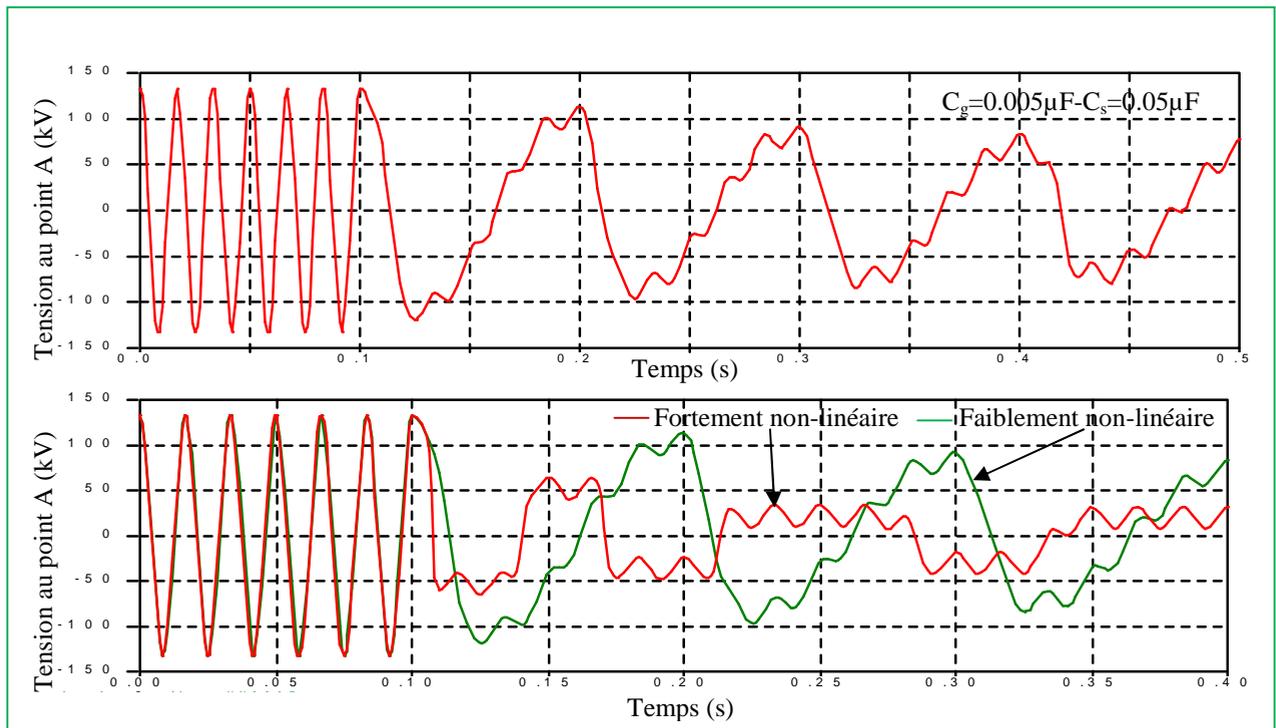
$C_s$ ( $\mu F$ )	0,01		
$C_g$ ( $\mu F$ )	0,001 $C_g$ 0,01	0,01 $C_g$ 0,03	$C_g$ 0,04
Mode de fonctionnement	Sous-harmonique	Fondamental	Normal

Les résultats du tableau 3.4 pour une caractéristique faiblement non-linéaire prouvent qu'il y a des marges de valeur pour les deux capacités permettant de donner le mode approprié de la ferro-résonance entre fondamentale, sous-harmonique, chaotique et fonctionnement normal.



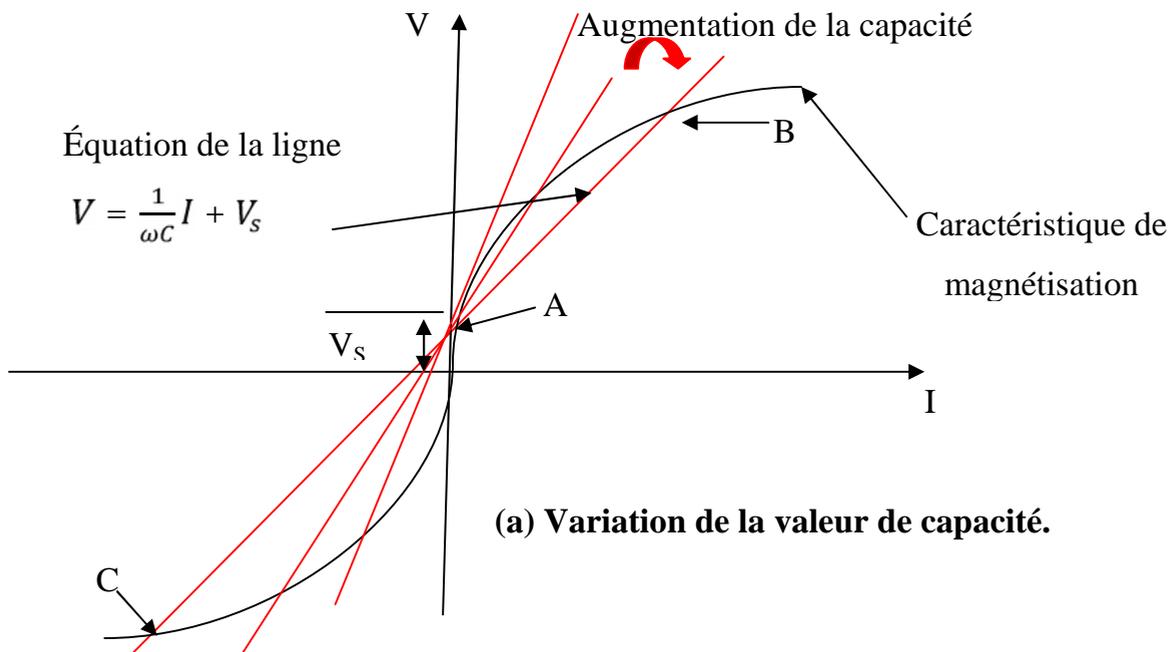
**Figure 3.13.** Mode fondamentale pour différents degrés de non-linéarité.

L'on peut remarquer que contrairement à la forte non-linéarité, les petites valeurs de la capacité shunt produit pour la faible non-linéarité une fondamentale donnant la domination à la 60Hz superposée par des multiples d'un tau de distorsion de 61,14%. L'amplitude de cette tension n'est pas dangereuse selon la figure, la distorsion de l'onde est le point le plus contrariant dans les transformateurs faiblement non-linéaires. La période de cette allure s'élargie remarquablement, interprétée par une fréquence faible du système. Les petites fréquences représentent un signal sous-harmonique avec la domination de la 6<sup>e</sup> composante (10Hz) et une distorsion de 40,3%. A vrai dire, la fondamentale possède moins de chances d'apparition lorsque la caractéristique du transformateur est faiblement non-linéaire en examinant les résultats du premier essai.



**Figure.3.14.** Mode sous-harmonique pour différents degrés de non-linéarité.

D'après les résultats de cet essai, on peut dire que le degré de non-linéarité a une grande influence sur l'apparition de la fondamentale lorsque la valeur de la capacité de gradation augmente. La raison principale peut être expliquée graphiquement par la figure 3.15.



**Figure 3.15.** Caractéristique de magnétisation du circuit ferro-résonant avec variation de la valeur de capacité.

**Tableau 3.5.** Impacte de l'ampleur de la non-linéarité et les capacités shunt/série sur le type de ferro-résonance.

Caractéristique du noyau	Type de ferro-résonance			
	Fondamentale	Quasi-périodique	Sous-harmonique	Chaotique
Forte non-Linéarité	Grandes chances Pour les grandes $C_g$	Très Faibles chances	Apparaît pour les Grande Valeur de $C_s$ devant $C_g$ .	Fortes chances pour les moyennes valeurs de $C_s$ devant $C_g$
Faible non-Linéarité	Faibles chances. Limitée si $C_s$ augmente.	Très faibles chances	grandes chances si $C_s$ est grande devant $C_g$	Faibles chances sauf pour les grandes valeurs de $C_g$ et $C_s$

La ligne droite représente la caractéristique V-I de l'alimentation du transformateur et la courbe représente la V-I de magnétisation du noyau. L'intersection des deux lignes donne les points opératoires du circuit A, B et C expliqué dans les deux chapitres précédents. Le point A donne le fonctionnement normal. Le point C représente le fonctionnement stable ferro-résonant ou  $V_c$  et supérieur à  $V_{lm}$ . Le point B est la région instable où la tension d'alimentation  $V_{th}$  augmente suivie par la diminution du courant ce qui n'est pas possible.

D'autant plus, la présence de la capacité de gradation montre qu'elle est plus susceptible de produire la ferro-résonance dans la forte non-linéarité que pour la faible non-linéarité. De même pour son amplitude ou l'ampleur du phénomène.

En résumé, le tableau 3.5 récapitule les points essentiels tirés par cette étude.

### 3.4. Conclusion

Dans ce chapitre, une explication démonstrative de ce qui a été dit dans le chapitre précédent a été donnée. Les différents types de ferro-résonance, leur dépendance aux paramètres du système ont été donnés, à citer : les capacités shunt/série, la caractéristique de magnétisation et les pertes dans le noyau du transformateur. Une explication sur l'impacte de ces pertes, grandes qu'elles soient à l'atténuation du phénomène.

---

En résumé, la ferro-résonance fondamentale apparait pour les grandes valeurs des capacités shunt/série. Elle est plus susceptible d'apparaître pour la caractéristique de forte non-linéarité qui a de faibles chances de produire la sous-harmonique [18,20]. En effet, la repense sous-harmonique est seulement limitée par les grandes valeurs de la capacité  $C_s$  contre celle de  $C_g$  [17].

Cette étude permet d'avoir une idée sur la repense du système vis-à-vis de la variation de ses paramètres, à citer : la capacité de gradation, la capacité shunt, les pertes noyau du transformateur et le degré de non-linéarité de sa caractéristique de fonctionnement.



---

ont un effet décisif sur la partie transitoire du phénomène présentant un intérêt.

En principe, la représentation des éléments individuels d'un réseau doit correspondre à la gamme de fréquence spécifique du phénomène transitoire considéré. C'est pourquoi les diverses gammes de fréquence de tous les phénomènes électriques transitoires ont été classées en quatre groupes suivants :

- De 0,1Hz à 3 kHz : oscillations à basse fréquences.
- De 50/60 Hz à 20 kHz : surtensions à front lent.
- De 10 kHz à 3 MHz : surtensions à front rapide.
- De 3 MHz à 50 MHz : surtensions à front très rapide.

Les principales méthodes de calcul des régimes transitoires dans un réseau électrique sont regroupées par trois grandes familles :

- Méthode basée sur la théorie des ondes mobiles (initialement cette méthode est développée par Bergeron).
- Méthodes utilisant les transformations de Fourier ou de Laplace (transformation dans le domaine fréquentiel utilisant les théorèmes de convolution).
- Méthode aux différences finies.

Actuellement, la méthode de Bergeron est largement utilisée dans le calcul des régimes transitoires électromagnétiques, elle est, en fait implantée dans le logiciel EMTP (ElectroMagnetic Transients Program). Cette méthode, associée à l'intégration des équations différentielles par la méthode des trapèzes, est très puissante, bien adaptée au calcul à l'ordinateur et exprime bien l'aspect physique des phénomènes.

Des modèles spécifiques de représentation peuvent être établis pour chaque groupe. Un bon modèle peut démontrer les comportements physiques et les phénomènes réels dans un réseau électrique. La précision et la faisabilité du modèle sont deux critères très importants pour l'établir. Le plus grand souci dans ces méthodes est le fait que les données d'entrées soient très difficiles à trouver dans la pratique.

Aujourd'hui, grâce à l'évolution dans le domaine informatique, et aux connaissances accumulées, les modèles des éléments dans un réseau électrique comme les lignes, les

---

câbles, les machines, les transformateurs, les disjoncteurs et les autres dispositifs ont nettement été améliorés.

Puisque la ferro-résonance est classifiée comme étant un régime transitoire à basse fréquence, l'on doit se focaliser sur le circuit capacitif (disjoncteur, ligne de transmission) et le circuit inductif non-linéaire (le transformateur de puissance).

### 4.3. Circuit disjoncteur

Le circuit disjoncteur est un équipement de manœuvre mécanique. En dépit de son emplacement dans le réseau électrique, il est utilisé pour assurer l'enclenchement d'une partie du réseau, la circulation continue du courant de charge et l'isolement d'une partie du circuit sous une supervision manuelle ou automatique. Dans un simple terme, la fonction principale du disjoncteur est d'agir comme un interrupteur capable d'assurer la continuité et la coupure de la circulation du courant de charge sous des conditions normales et anormales.

#### 4.3.1. Modèles existant dans l'EMTP

Il y a cinq types de disjoncteurs dans la bibliothèque de l'EMTP à savoir : le disjoncteur à temps contrôlé, le disjoncteur à chambres capacitatives (gap switch), le disjoncteur à diode, le disjoncteur à base de thyristor et le disjoncteur de mesure. Le seul révélant le vrai fonctionnement est celui à temps contrôlé comprenant la spécification suivante:

- $I_{\text{marg}}=0$  : si le disjoncteur est supposé comme ayant un courant de marge nul et commandé d'ouvrir à  $T_{\text{op}}$ , ce dernier ne va pas s'ouvrir si  $t < T_{\text{op}}$ . cependant, il risque de s'ouvrir si le courant change de signe (passage par zéro), une fois le courant interrompu, le disjoncteur restera ouvert.
- $I_{\text{marg}} \neq 0$  : si le courant de marge n'est pas nul tout en restant inférieur au courant de pique, le disjoncteur s'ouvrira une fois le courant est supérieur à cette valeur

Le courant de marge est assumé comme étant le courant de changement brut qui permet de s'approcher du fonctionnement réel des disjoncteurs.

---

### 4.3.2. Affinité du choix avec la ferro-résonance

Dans ce travail, l'utilisation d'un disjoncteur idéal est suffisante, ce genre de disjoncteur ne prend pas en compte ni l'arc ni les caractéristiques limitées d'un disjoncteur réel, cela est dû au :

- Courant parcourant le circuit disjoncteur et qui comprend : le courant de charge de la ligne et le faible courant dans le transformateur de puissance ouvert au secondaire. Tout en sachant que l'apparition de l'arc dans les disjoncteurs nécessite la coupure des courants de grande intensité comme celui du court-circuit, ce mécanisme peut être ignoré dans notre configuration puisqu'elle ne comprend pas l'étude du pouvoir de coupure du disjoncteur. [32]
- Le changement des caractéristiques du circuit disjoncteur est normalement dû à l'interruption des courant de haute fréquence à savoir 10KHz allant jusqu'à 3MHz [32]. Cependant, la ferro-résonance est considérée comme un phénomène de basse fréquence s'étalant entre 0,1Hz et 1KHz, ce qui nous épargne de modéliser ces changements dans notre étude.

### 4.4. Le transformateur de puissance

La puissance électrique générée par les stations de production doit être transportée le long de grandes distances afin d'être consommée. Afin d'assurer le transport de cette énergie avec le plus faible facteur de perte on a recourt au transport HT. Effectivement, les transformateurs élévateurs et abaisseurs assurent la transformation de la tension destinée au transport à un niveau élevé et celle à la consommation à un niveau bas.

Les transformateurs sont des équipements de la plus grande importance dans les réseaux électriques. La complexité de ces équipements consiste en leur circuit électromagnétique. Ils fonctionnent dans la région linéaire de leur caractéristique de magnétisation, aboutissant ainsi à la transformation de l'amplitude de la sinusoïde permanente de la tension ou du courant. Cependant, il y a des cas où le fonctionnement dans cette région est affronté à des événements anormaux. Ces derniers peuvent conduire à des transitions de basse fréquence connus sous le nom de la ferro-résonance.

---

Une surintensité/surtension avec distorsion de la forme d'onde va-t-être immédiatement touchée dans le réseau, une fois le transformateur affecté par la ferro-résonance. En plus, le transformateur est contraint par des limitations du flux magnétique de son noyau, ce dernier ne pouvant pas supporter une densité infinie du flux magnétique, va subir une saturation à un certain niveau, interprétée par la non-proportionnalité entre l'augmentation de la force magnétomotrice f.m.m et le flux magnétique . Ce phénomène est appelé la saturation qui doit être correctement modelé afin d'aboutir à l'effet correcte de la caractéristique non-linéaire.

#### **4.4.1. Modélisation du noyau du transformateur**

Dans la modélisation du noyau non-linéaire du transformateur, l'effet de la saturation peut être représenté soit par une courbe simple ou une autre qui inclue les pertes Hystérésis et liaison. Les deux doivent être étudiées pour expliquer leurs effets sur la génération du phénomène ferro-résonance. Pour le flux résiduel, il a une grande influence seulement sur le courant d'appelle, sa valeur est signifiante si le transformateur est isolé (aucune connexion à une ligne ou quelconque autre équipement), autrement dit, il est inutile de l'introduire dans l'étude de la ferro-résonance [31, 32].

##### **4.4.1.1. La courbe non-hystérétique**

Elle comprend la caractéristique du noyau sans prendre en considération les autres pertes dans le transformateur. La saturation est touchée dans le premier et le troisième quadrant de la courbe  $\phi$ - $i$  qui donne la relation entre la valeur du pique (maximale) du flux de liaison et la valeur maximale du courant magnétisant, cette courbe est représentée par le modèle d'une inductance non-linéaire.

##### **4.4.1.2. La courbe hystérétique**

Basé sur ce qu'on a vu précédemment (chapitre 03), la branche de magnétisation est représentée par une inductance non-linéaire.

Afin de représenter la saturation avec l'effet d'hystérésis dans le noyau, un paramètre appelé la fonction de perte est introduite produisant un élargissement de la boucle

---

caractéristique, ce qui correspond à l'insertion d'une résistance en parallèle avec l'inductance non-linéaire.

Les pertes, en fait, sont représentées par l'équation (4.1):

$$P_{noyau} = P_{Hyst} + P_{liaison} \quad (4.1)$$

Ces deux types de pertes sont en proportionnalité avec  $\lambda^a$  et  $f^b$  où 'a' et 'b' peuvent varier entre 1 et 5 selon la marge de fréquence à laquelle on mène l'étude et selon l'impacte de l'effet de peau dans le noyau laminé.

Pour une valeur de pertes Hystériques égale à 25%  $P_{tot}$ , on prend  $a=b=2$ . Dans ce cas là, il est très raisonnable de modéliser les pertes noyau par une résistance  $R_m$  [32].

L'influence des pertes sur la forme d'onde du courant est remarquable d'après la littérature. En effet, le courant sans pertes possède une forme symétrique par rapport à l'axe verticale, ce pendant, celui avec les pertes témoigne une déviation proportionnelle avec l'air des pertes. De l'autre côté, lorsque le transformateur manifeste une saturation profonde, l'influence des pertes sur la forme d'onde devient très faible [20-22].

De ceci, il est important d'en conclure que la participation des pertes dans la modélisation du noyau est nécessaire lorsque la ferro-résonance induit des sous-harmoniques qui opèrent autour du point de fonctionnement de la caractéristique, mais dans le cas de la génération d'un fort courant comme celui de la fondamentale, les pertes peuvent être ignorées et le noyau peut être représenté par seulement une inductance non-linéaire [21].

#### 4.4.2. Caractéristique de magnétisation

Le constructeur donne la caractéristique de magnétisation de la forme  $V_{RMS}=f(I_{RMS})$ . Il est donc important d'en faire la conversion en  $\lambda/I$ , pour cela, il faut que:

- $\lambda$  soit une fonction sinusoïdale de la fréquence, puisque  $V = \frac{d\lambda}{dt}$ , et V est une sinusoïde.
- $= \frac{\sqrt{2}V_{RMS}}{\omega}$ .
- Le courant dans un point A de la partie linéaire est :  $I_A = \sqrt{2}I_{RMS-A}$ .
- Pour la région de saturation on utilise la formule (4.2) suivante :

---

$$F = a + bi_E + ci_E^2 = I_{RMS}^2 \quad (4.2)$$

Où :  $I_{RMS}$  est le courant de saturation.

#### 4.4.3. Affinité du modèle avec la ferro-résonance

La plus part des recherches concernant la ferro-résonance est élaborée par l'utilisation de la caractéristique non-linéaire du transformateur sans prendre en considération les pertes Hystérésis. Cependant, et pour une précision meilleure, il est recommandé d'insérer ces dernières si l'on veut recréer le phénomène le plus précisément possible. Les simulations dans ce cas là indiquent que l'on puisse voir tout les types de ferro-résonance. [20,22]

Afshin Rezaei-Zare et Al [20] Sanaye-Pasand et Al [21] ont proposé de représenter la caractéristique de magnétisation pour chaque phase par une inductance non-linéaire Hystérétique en parallèle avec une résistance  $R_m$  qui représente les pertes du noyau. C'est cette représentation que nous allons utiliser dans la modélisation de notre transformateur.

#### 4.4.4. Modélisation des enroulements du transformateur

Les caractéristiques du transformateur de puissance peuvent être embrouillées quand il est le sujet d'un phénomène transitoire à cause de sa structure extrêmement compliquée qui influe sur le comportement du noyau magnétique et des enroulements. En effet, la modélisation détaillée du transformateur de puissance est difficile à achever si l'on a recourt à l'utilisation des modèles disponibles sur l'ATPDraw, puisque le choix dépend du type du régime transitoire établi sur le réseau et des données à disposition.

La ferro-résonance fait partie du régime transitoire à basse fréquence, c'est pourquoi les paramètres les plus importants dans sa modélisation sont : l'impédance de court circuit et le courant d'excitation qui a une forte dépendance de la fréquence.

Tous les modèles utilisés dans la représentation des transformateurs sont basés sur le circuit équivalent RL. Il faut noter que l'on peut utiliser ce modèle uniquement si le courant d'excitation n'est pas ignoré.

---

#### **4.4.4.1. LE BCTRAN**

Ce modèle peut être trouvé dans le menu principal de l'EMTP. La dérivation des matrices [R] et [L] est accomplie par la routine d'entretien qui exige les données des essais en court-circuit et en circuit ouvert à la fréquence considérée. Ce modèle contient les transformateurs à deux enroulements et à trois enroulements, configurés en Y, en  $\Delta$  ou auto-connecté et il est même possible de décider le nombre de phase du transformateur.

Dans le cas où l'on veuille représenter la saturation magnétique et les pertes du noyau, l'effet de ce dernier est désactivé dans le modèle et remplacé par une inductance non-linéaire externe en parallèle avec une résistance  $R_m$ .

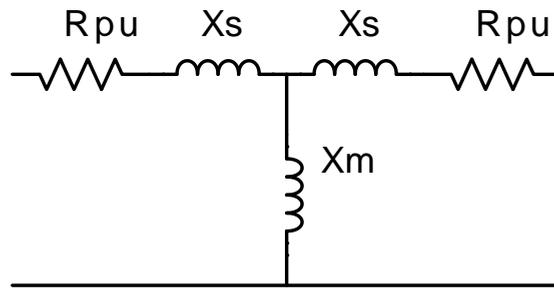
#### **4.4.4.2. Le modèle hybride**

Des recherches montrent que le modèle BCTRAN n'est pas capable d'inclure la non-linéarité du noyau pour les saturations profondes. Tout en sachant qu'il y a plusieurs paramètres que l'on ne puisse réaliser que par des modèles externes. Ces modèles affectent l'exactitude de la non-linéarité du noyau. En effet, un nouveau modèle appelé hybride a été développé à partir du BCTRAN où la représentation de son noyau est basée sur le principe de dualité [14].

Le principe de son fonctionnement est basé sur la dualité entre le circuit électrique et magnétique, en faisant les calculs sur le circuit électrique du transformateur qui possède quatre sections principales: l'inductance de fuite, les résistances, les capacités et le noyau.

#### **4.4.4.3. Le modèle en circuit équivalent RL**

Cette représentation est la référence sur laquelle est basée la conception du modèle BCTRAN, qui grâce à sa routine d'entretien, utilise les données en puissances et pertes pour en faire la représentation du circuit équivalent du transformateur. Le processus se fait par défaut à l'intérieur du modèle.



**Figure 4.1.** Circuit équivalent d'un transformateur monophasé.

On représente les transformateurs par leurs circuits équivalents (figure4.1) dont les données sont sous forme matricielle  $[R]$  et  $[L]$ . La matrice  $[C]$  est ignorée et n'est valide que pour les grandes fréquences (supérieures à quelques kHz) [32]. Cette représentation ne prend pas en considération le nombre d'enroulement de l'équipement. Elle est appelée aussi le circuit équivalent de Thevenin dont l'équation est de la forme suivante:

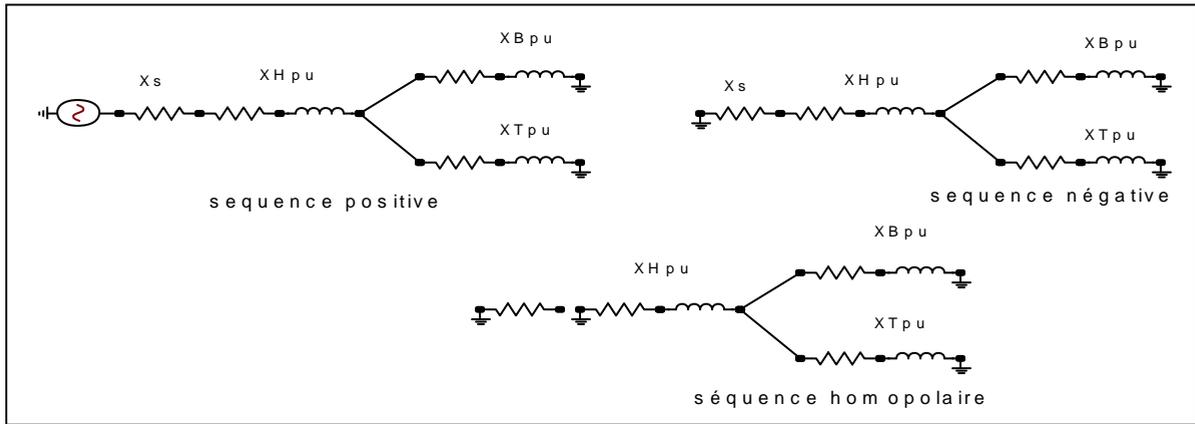
$$[L]^{-1}[v] = [L]^{-1}[R][i] + \left[ \frac{di}{dt} \right] \quad (4.3)$$

#### 4.4.4.3.1. Modèle pour des impédances d'enroulements disponibles

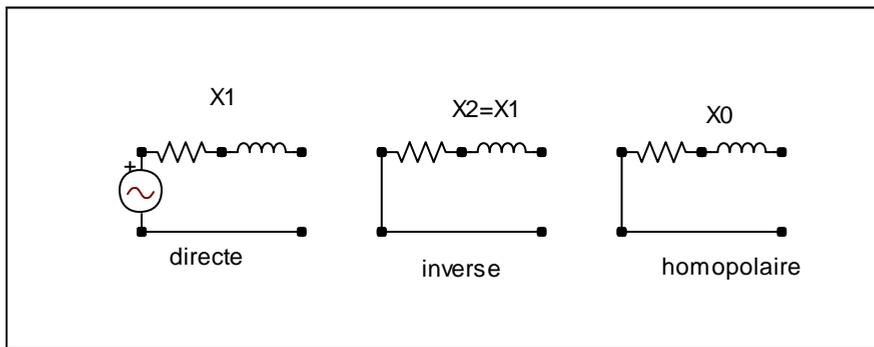
Pour mieux expliquer le fonctionnement et l'utilité du circuit équivalent de Thevenin, on prend un circuit comprenant trois générateurs et trois transformateurs monophasés à trois enroulements chacun. Les valeurs des impédances des enroulements sont disponibles dans ce cas, ainsi que la tension et la puissance de base, ce qui nous facilite le calcul en pu.

Avec la bonne connaissance du circuit équivalent en Y pour les transformateurs, le générateur est modélisé par son impédance directe et homopolaire et pour simplifier le calcul, les résistances sont ignorées dans le calcul et seront rajoutées plus tard. Il est convenable d'assumer que les séquences homopolaire et positives sont égales, ceci est faisable pour les circuits comprenant trois transformateurs monophasés.

On essaye de trouver les composantes : directe, inverses et homopolaire pour le circuit équivalent des trois transformateurs raccordés en Y comme montré sur la Figure 4.2.



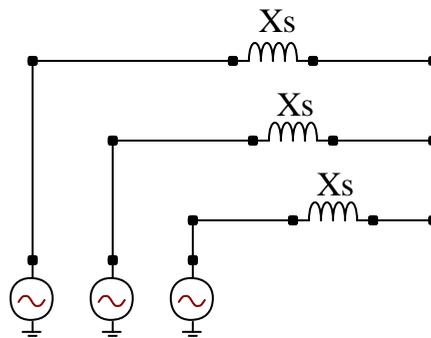
**Figure 4.2** Composantes symétriques des trois transformateurs monophasés.



**Figure 4.3.** Composantes symétriques d'un transformateur triphasé.

Le choix du raccordement Y est le meilleur puisque dans le cas du raccordement  $\Delta$ , le courant homopolaire sera court-circuité.

La déviation du circuit équivalent Thevenin en triphasé, pour les trois transformateurs est représentée sur la figure 4.4.



**Figure 4.4.** Circuit équivalent de Thevenin.

---

La matrice impédance de ce transformateur est dans ce cas là :

$$[Z] = \begin{bmatrix} Z_0 & 0 & 0 \\ 0 & Z_1 & 0 \\ 0 & 0 & Z_1 \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

En se basant sur la décomposition de Fortesque [32] on obtient les matrices des phases [R] et [L] pour la ligne RL suivantes :

$$[Z] = \begin{bmatrix} Z_s & Z_m & Z_m \\ Z_m & Z_s & Z_m \\ Z_m & Z_m & Z_s \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

Où :

- $Z_s$  est l'impédance propre de la phase
- $Z_m$  est l'impédance mutuelle.

La relation entre les deux paramètres est la suivante :

$$\begin{cases} Z_s = \frac{1}{3}(Z_0 + 2Z_1) \\ Z_m = \frac{1}{3}(Z_0 - Z_1) \end{cases} \quad (4.6)$$

#### 4.4.4.3.2. Modèle pour les données en essais de CC et CO disponibles

Dans le cas où l'on n'a pas les impédances des enroulements du transformateur, on peut les calculer à partir des essais de CC et CO et les pertes donnés par le constructeur. Les valeurs que l'on puisse obtenir sont l'impédance  $Z_{pu}$ , les pertes en charge  $P_{perte}$  et la puissance de base  $S_{base}$ . Les équations (4.7 et 4.8) nous permettent d'en déduire l'impédance de chaque phase comme suit :

$$R_{pu} = \frac{P_{perte}}{S_{base}} \quad (4.7)$$

$$X_{pu} = \sqrt{\bar{Z}^2 - R^2} \quad (4.8)$$

Et pour avoir les valeurs réelles on utilise la relation :

$$Z_{reel} = \frac{Z_{pu}}{S_{base}} U^2 \quad (4.9)$$

---

Le résultat obtenu sera de la forme :

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{11} & 0 \\ 0 & R_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{11} & L_{12} \\ L_{21} & L_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} di_1/dt \\ di_2/dt \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

Pour l'étude en régime transitoire la matrice [L] sera remplacée par  $1/s$  [X], et les valeurs obtenues seront converties en quantités réelles en utilisant l'équation (4.9).

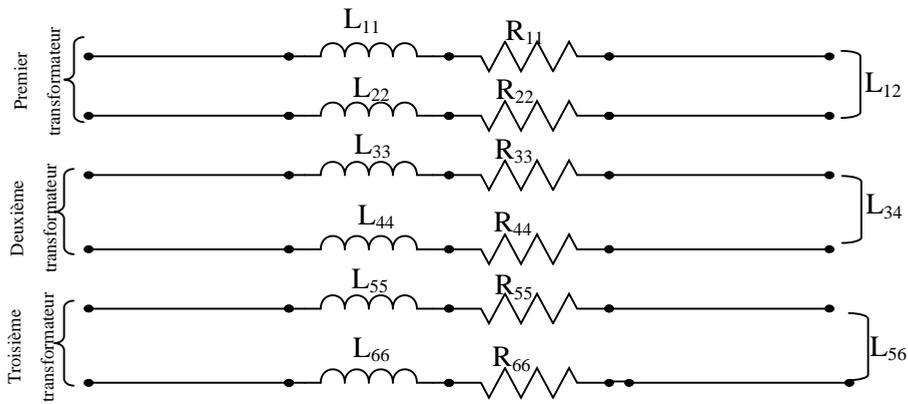
Les quatre éléments de la matrice [X] de l'équation contiennent les informations du courant d'excitation (la réactance de magnétisation) et la réactance de court-circuit qui est indirectement représentée par la petite différence entre  $X_{11}$  et  $X_{12}$  et entre  $X_{22}$  et  $X_{21}$ . Si ces valeurs étaient égales alors la réactance de court-circuit serait complètement ignorée.

Les deux branches couplées peuvent à leur tour être représentées par six branches, pour la représentation des trois phases d'un transformateur triphasé figure 4.5.

#### 4.4.5. Extension en transformateur triphasé

Le premier point à considérer dans l'extension vers le triphasé est la composante homopolaire

- Remplacer chaque scalaire des matrices impédances [R] et [X] par des sous-matrices de  $(3 \times 3)$  dont les valeurs sont calculées à partir de l'équation (4.7-4.8) en utilisant la séquence positive des essais et assumer que les autres enroulements ont une résistance identique.
- Insérer la valeur de la réactance de court-circuit calculé selon la méthode mentionnée aux annexes.
- Construire la matrice réduite, en insérant chaque sous-matrice de  $(3 \times 3)$  de la forme (4.5) avec les éléments calculés par l'équation (4.6).
- Dans le régime transitoire, l'inductance L est remplacée par la réactance  $X=j\omega L$ .



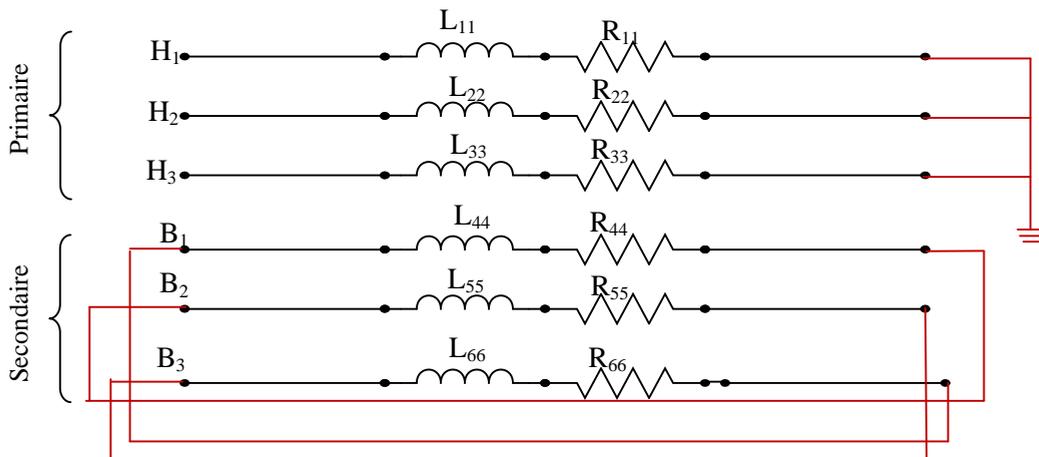
**Figure 4.5.** Branche [RL] représentant un transformateur triphasé.

#### 4.4.6. Raccordement des enroulements

Il est important de savoir que la branche impédance [Z] n'inclue pas le type de raccordement, elle représente le couplage des noyaux des trois phases important dans notre étude [24]. Si les trois transformateurs sont connectés en  $Y_n$ , alors :

- le premier transformateur doit avoir ses deux branches couplées de l'entrée HA à la terre et de BA vers BB.
- Le deuxième transformateur doit avoir ses deux branches couplées de l'entrée HB à la terre et de BB vers BC.
- Le troisième transformateur doit avoir son entrée HC à la terre et de BC vers BA.

La figure 4.6 représente la réalisation de ce couplage dans le modèle, cette connexion va aussi créer le déphasage approprié automatiquement [32].



**Figure 4.6.** Couplage entre les trois phases pour le raccordement  $Y_n$ .

---

Reste à prendre en considération la capacité équivalente du transformateur. Ce paramètre est important dans la modélisation de l'impédance de court-circuit du transformateur, et dans la prise en considération du courant d'excitation qui dépend de la fréquence. Il a la plus grande influence sur le transformateur possédant un raccordement , si l'étude se fait sur une plage de fréquences comprises entre 1 et 10kHz. Cette capacité est calculée à partir de la géométrie du transformateur.

#### **4.5. Les lignes de transport**

Les lignes de transport et de transmission représentent une importante connexion ou liaison pour la livraison de l'énergie électrique dans le réseau. La transmission de l'électricité est assurée par des lignes aériennes ou des câbles souterrains.

Ces lignes sont le siège de plusieurs défauts, et se conduisent alors de façons différentes pour chaque marge de fréquence.

L'EMTP contient plusieurs modèles permettant la simulation des lignes électriques selon le besoin. En prenant en considération la géométrie des câbles, l'on peut distinguer deux types de modèles : l'un est le transposé (le modèle de Clarke) et l'autre c'est le non-transposé (le modèle de K. C. Lee). Si on considère le type des paramètres utilisés, on trouvera deux types : modèle à paramètres constantes et celui à paramètres dépendants de la fréquence qui à leur tour se divisent en :

- Petite ligne de transmission: sous le modèle PI.
- Les grandes lignes de distribution, qui dépend des paramètres : soit constantes sous le modèle Bergeron ou bien dépendant de la fréquence sous les modèles J. Marti, Semlyen et Noda. [31]

##### **4.5.1. Le modèle des éléments concentrés**

Selon la représentation interne des paramètres on trouve pour les lignes à paramètres calibrés : le modèle non-distordu, à résistance entassé et le modèle PI.

###### **4.5.1.1. Le modèle non-distordu**

Le modèle général de la ligne est constitué d'un circuit comprenant une résistance R et une inductance L en série, une capacité C et une conductance G en parallèle. Le

---

modèle non-distordu satisfait la relation (4.11).

$$\frac{R}{L} = \frac{G}{C} \quad (4.11)$$

Dans le cas de la simulation des lignes aériennes, les pertes sont représentées par la résistance R. l'inductance de fuite de ce genre de ligne est nulle ce qui entre en contradiction avec la relation (4.11). D'autre part, ce modèle n'est pas précis dans l'étude des régimes transitoires, d'où le besoin de développer un nouveau modèle qu'est le modèle à résistance empilée.

#### **4.5.1.2. Le modèle à résistance entassée**

La ligne est représentée par le circuit LC, divisée en deux. Le paramètre R qui représente les pertes est éliminé puisque les pertes dans ce modèle sont considérées comme étant nulles.

Ce modèle donne de mauvais résultats dans le cas où l'on étudie le régime permanent à haute fréquence, ce qui a conduit à la réalisation d'un troisième modèle qu'est le PI.

#### **4.5.1.3. Le modèle PI**

Ce modèle est la version la plus simple qui peut représenter une ligne de transmission. Il est efficace pour le calcul de l'écoulement de puissance et ses applications dans les systèmes à régime permanent, puisque les éléments de cette ligne fonctionnent aux alentours de la fréquence fondamentale.

Dans le but d'approximer les paramètres de la ligne de transmission en une ligne de distribution, plusieurs tronçons PI sont utilisés. Cela nécessite un temps de calcul plus grand mais reste moins précis [32]. Le modèle PI peut être utilisé dans l'étude des régimes transitoires, mais exige que le pas de simulation  $\Delta t$  doive être supérieur au temps de disparition de l'onde transitoire. Toutefois, il reste moins efficace, c'est pourquoi on a développé un autre modèle à paramètres distribués.

Ces trois types peuvent à leur tour être utilisés comme étant transposés ou non-transposés selon la donnée de IPOSE dans le logiciel.

---

## 4.5.2. Modèle à paramètres distribués

L'EMTP est doté d'un modèle à paramètres distribués basé sur la théorie de l'onde transitoire. C'est pourquoi les lignes de transmission représentées par ce genre de modèles sont les plus efficaces et les plus précises. Les paramètres d'une longue ligne de transmission peuvent éventuellement devenir de distribution et ne sont pas traités comme des éléments calibrés. Ce modèle contient deux sous-modèles :

### 4.5.2.1. Le modèle à paramètres constants

Le premier modèle à paramètre distribués dans l'EMTP est le modèle à paramètres constants connu sous le nom de Bergeron. Ce modèle fonctionne avec la méthode à fréquence constante dérivée du modèle à paramètres distribués LC, basée sur la théorie de l'onde progressive, avec une résistance calibrée pour la représentation des pertes. En effet, la ligne est modélisée en assumant qu'elle soit sans pertes, mais pour éliminer l'impact de la théorie de l'onde progressive, les pertes sont alors introduites dans la ligne par une résistance concentrée dans trois endroits tout au long. La limitation de ce modèle consiste en le temps de pas  $\Delta t$  de la simulation qui doit être inférieur au temps de l'onde progressive  $t_p$ , pour que l'effet du découplage entre les deux extrémités de la ligne prenne place durant le temps de transmission  $t$ . D'une autre façon, tant que  $\Delta t < t_p$  alors tout changement dans la tension ou dans le courant à une extrémité de la ligne apparaît aussi à l'autre extrémité jusqu'à ce que la période  $T$  soit passée [31] [32].

Comme pour le modèle PI, le modèle Bergeron est un bon choix pour l'étude des signaux aux alentours de la fréquence fondamentale, l'écoulement de puissance...etc. Par ailleurs, ce modèle assure aussi une meilleure précision dans l'étude des signaux oscillants auprès de la fréquence à laquelle les paramètres sont calculés impliquant les conditions de la séquence positive. Les impédances de la ligne aux autres fréquences sont prises en considération sauf que les pertes dans ce modèle ne changent pas.

Cependant, ce modèle n'est pas adéquat aux lignes des systèmes qui manifestent un changement important de la fréquence puisque sa résistance calibrée n'est pas dépendante de cette dernière. D'autant plus, les plus hauts harmoniques se présentent sous forme de distorsion exagérée de l'amplitude d'où l'incertitude des résultats de simulation dans ce cas.

#### 4.5.2.2. Le modèle à paramètres dépendant de la fréquence

Dans cette catégorie, nous trouvons dans l'EMTP le modèle Semlyen qui était le premier modèle d'une ligne dépendant de la fréquence, ainsi que le modèle J.Marti et Noda, où la ligne est traitée comme possédant des pertes représentées par une résistance, conductance et une inductance.

Les expressions mathématiques présentées sous forme matricielle dans le domaine fréquentiel seront converties en temporel. Ces modèles sont précis dans la modélisation des systèmes fonctionnant dans un large intervalle de fréquence allant jusqu'à 1MHz, et il possède le même temps de pas  $\Delta t$  que celui du modèle Bergeron [31].

#### 4.5.3. Le modèle utilisé dans la simulation de la ferro-résonance

**Tableau 4.1.** Modèles des lignes à paramètres distribués et conditions d'utilisation.

Modèle	Modèle à paramètres constantes		Modèle à paramètres dépendant de la fréquence	
	Sous-modèle	Transposé (Clarke)	Non-transposé (K.C.Lee)	J.MARTI
Données	<ul style="list-style-type: none"> <li>• R, L et C.</li> <li>• La longueur de la ligne.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• R, L et C.</li> <li>• La longueur de la ligne.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Géométrie de la ligne.</li> <li>• La longueur de la ligne.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Géométrie de la ligne.</li> <li>• La longueur de la ligne.</li> <li>• La résistance des câbles.</li> </ul>
Matrice de transformation $[T_i]$	Réelle	Complexe	Complexe.	Complexe
Dépendance de la fréquence	Aucune	Aucune	considérées	Considérées
Composantes symétriques	Considérées	Considérées	Non considérées	Non considérées

- 
- Le modèle à paramètres distribués non-transposé K. C. Lee, où la longueur de la ligne est relativement grande (en km),  $Z$ ,  $R$ , et la matrice de transformation  $[T_i]$  sont disponibles. Ce modèle introduit également les composantes symétriques de la ligne nécessaires pour l'étude des régimes transitoires.
  - Le modèle à paramètres empilés (PI) pour les tronçons de petites longueurs (inférieure à 1km).
  - Pour les tronçons de très grande longueur, le modèle utilisé est toujours à paramètres distribués mais dépendant de la fréquence.

Le tableau 4.1 résume les modèles existants dans la bibliothèque de l'EMTP ainsi que les critères de choix.

#### **4.6. La ligne de transmission**

Lorsqu'il s'agit des grandes lignes, leurs paramètres  $R$ ,  $L$  et  $C$  sont distribués tout au long, et ne peuvent pas en général être traités comme étant des éléments concentrés. Certains de ses paramètres sont en fonction de la fréquence ce qui exclue aussi les paramètres constants. Pour l'étude des courts-circuits et l'écoulement de puissance, seulement les séquences positives et homopolaires à la fréquence du système sont nécessaires, ils peuvent être déterminés à partir de simples formules. Cependant, dans l'étude des régimes transitoires, ces formules ne permettent pas d'avoir des résultats admissibles, et l'on a donc recours à utiliser un modèle plus généralisé mais aussi plus compliqué. Ce modèle procure les paramètres détaillés d'une ligne de transmission qui pourrait prendre en charge :

- Les problèmes du régime permanent à la fréquence du système avec les effets compliqués de la mutualité. A titre d'exemple, le calcul des tensions et des courants induits dans une ligne triphasée ouverte en parallèle avec une autre ligne alimentée. Ces deux lignes doivent être représentées comme une ligne à six phases couplées [30].
- Les problèmes du régime permanent à hautes fréquences, comme les harmoniques dans une ligne non-transposée.
- Les problèmes du régime transitoire tels que les surtensions dues à la foudre et aux manœuvres des disjoncteurs.

---

#### 4.6.1. Modélisation d'une ligne de transmission double

La présente explication décrit la méthode utilisée par la réalisation du modèle généralisé.

L'exemple étudié est un circuit de ligne triphasé double avec un conducteur neutre. En tout, nous avons 13 conducteurs, puisque chaque conducteur est constitué de deux faisceaux, mais après l'élimination des paires et du neutre nous finissons par avoir six conducteurs, et dont les paramètres sont distribués c à d : en /km, F/km et H/km.

##### 4.6.1.1. L'impédance série [R] et [L]

Pour une seule phase, l'équation différentielle de tension est :

$$-\frac{\partial v}{\partial x} = Ri + L \frac{\partial i}{\partial t} \quad (4.12)$$

Les paramètres R et L ne sont pas constants mais fonction de la fréquence, ce qui nous oblige d'introduire quelques modifications afin d'exprimer la tension en équation de phase sous forme matricielle :

$$-\left[\frac{dV}{dx}\right] = [Z][I] \quad (4.13)$$

D'où :

$$[I] = -[Z]^{-1}\left[\frac{dV}{dx}\right] \quad (4.14)$$

Avec :

- [V] : le vecteur phase-terre de la tension.
- [I] : le courant dans le conducteur.
- [Z] = [R( $\omega$ )] +  $j\omega$ [L( $\omega$ )] : La matrice complexe et symétrique de l'impédance de la ligne.

Afin de calculer l'impédance [Z] de la ligne, une méthode appelée la méthode de Carson a été développée [32] à partir de l'équation (4.14), elle nécessite principalement les données géométriques de la ligne et du pylône telles que : la distance horizontale entre le conducteur i et k, la résistivité de la terre et sa perméabilité, la perméabilité de l'air, le profile du conducteur entre deux pylônes, la distance phase terre du conducteur, impédance interne du conducteur et l'effet de

---

peau...etc. l'on peut voir les étapes de calcul en détails dans la référence [32].

#### 4.6.1.2. L'impédance shunt [C] :

Dans le but de calculer la capacité de la ligne [C], on utilise la formule de la tension [V] en fonction des charges et de la longueur de la ligne introduite dans la matrice du potentiel de Maxwell réel et symétrique [P]:

$$[V] = [P][q] \quad (4.15)$$

Ces éléments sont en fonction de la géométrie des pylônes et des paramètres du conducteur, de l'air et de la terre.

On obtient après développement de cette équation :

$$[q] = [C][v] \quad (4.16)$$

Avec :  $[C] = [P]^{-1}$  l'inverse de la matrice de Maxwell.

D'où :

$$[Q] = -\frac{1}{j\omega} \left[ \frac{dI}{dx} \right] \quad (4.17)$$

Et:

$$-\left[ \frac{dI}{dx} \right] = j\omega [C][V] \quad (4.18)$$

Sachant que [C] est la matrice capacitive contenant :  $C_{ii}$  les éléments nodales (somme de  $C_i$  avec le reste des capacités y compris celle à la terre) et  $C_{ik}$  et la capacité entre les deux nœuds i et k. Ces éléments sont calculés à partir des équations (3.1-3.9).

En introduisant la conductance de la ligne, l'équation (2.18) devient :

$$-\left[ \frac{dI}{dx} \right] = [Y][V] \quad (4.19)$$

Avec :  $[Y] = [G] + j [C]$ .

A vrai dire, le comportement des lignes aériennes fonctionnant dans les basses fréquences (proche au DC) dépendent de [R] et [G] mais sont négligeables dans les cas contraires.

Le calcul des deux impédances série et shunt nous permet de représenter le comportement complet d'une ligne multi-phases tout en négligeant la conductance shunt.

La matrice impédance obtenue pour les 13 conducteurs est donnée par l'équation (4.20). Cette équation est de  $(6 \times 6)$  de dimension, elle est le résultat de réduction de la matrice impédance générale qui été de  $(13 \times 13)$ .

$$[Z] = \begin{bmatrix} Z_{RR} & Z_{RS} & Z_{RT} & Z_{RU} & Z_{RV} & Z_{RW} \\ Z_{SR} & Z_{SS} & Z_{ST} & Z_{SU} & Z_{SV} & Z_{SW} \\ Z_{TR} & Z_{TS} & Z_{TT} & Z_{TU} & Z_{TV} & Z_{TW} \\ Z_{UR} & Z_{US} & Z_{UT} & Z_{UU} & Z_{UV} & Z_{UW} \\ Z_{VR} & Z_{VS} & Z_{VT} & Z_{VU} & Z_{VV} & Z_{VW} \\ Z_{WR} & Z_{WS} & Z_{WT} & Z_{WU} & Z_{WV} & Z_{WW} \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

#### 4.6.1.3. La réduction des phases à plusieurs conducteurs et le conducteur neutre :

Le nombre de phases dans cet exemple est de 13, ce qui nous donne d'après les équations (4.12-4.19) des matrices d'impédances de  $13 \times 13$  de dimension, ces dernières doivent être réduites en des matrices de  $6 \times 6$  avec les phases (R, S, T, U, V, W) pour chacune, et cela en mettant :

- $\frac{dV_{13}}{dx} = 0$  et  $v_{13}=0$ .
- $I_1+I_2=I_R$  et  $\frac{dV_1}{dx} = \frac{dV_2}{dx} = \frac{dV_R}{dx}$
- De même pour les autres phases.

Néanmoins, l'impédance propre de la phase  $i$  ne représente pas celle de la séquence positive obtenue en imposant la symétrie du courant :

$$I_B = a^2 I_A \text{ et } I_C = a I_A \text{ avec } a = e^{120^\circ} \quad (4.21)$$

Et de la tension :

$$\frac{dV_A}{dx} = Z_{Asym} \text{ avec } Z_{Asym} = Z_{AA} + a^2 Z_{AB} + a Z_{AC} \quad (4.22)$$

A vrai dire, à la fin des modifications que nous trouvons dans [32], on fini par avoir des éléments diagonaux inégaux (la perte de la symétrie dans le système pour une tension d'entrée symétrique). Pour remédier à ce problème nous devons soit:

- Utiliser la connexion en cascade de plusieurs tronçons de lignes en PI, cette méthode est limitée à un certain rang de fréquence.
- Utiliser la transposition.

#### 4.6.2. La transposition :

On dit sur une ligne qu'elle est équilibrée si les éléments diagonaux de ces matrices [Z] et [C] sont égaux, et tous ses éléments non-diagonaux sont égaux eux aussi. Cette condition peut être satisfaite seulement si on utilise la transposition. Cette transposition doit être limitée pour ne pas provoquer un autre déséquilibre. Pour avoir un équilibre raisonnable, la longueur du tronçon limité par la transposition doit être inférieure à la longueur d'onde de la fréquence qui régit le système étudié. La longueur de chaque tronçon de la ligne transposée ne doit pas dépasser les 80km pour les 50Hz et les 67km pour les 60Hz. Il faut noter que la balance dans la fréquence du réseau peut être perturbée à la présence des autres fréquences, mais tant que la longueur des tronçons est inférieure à la longueur de l'onde, le rétablissement de la symétrie dans les matrices [Z] et [C] s'effectue automatiquement à l'intérieure de la ligne.

La matrice obtenue après développement du système matriciel [32] ainsi exprimé en composantes symétrique déduite de celle mutuelle des équations (4.4-4.5-4.6) est de la forme :

$$[Z]=\begin{bmatrix} Z_{0-I} & 0 & 0 & Z_{0-coupl} & 0 & 0 \\ 0 & Z_{1-I} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Z_{1-I} & 0 & 0 & 0 \\ Z_{0-coupl} & 0 & 0 & Z_{1-II} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Z_{1-II} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Z_{1-II} \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

Où :

$$\begin{cases} Z_0 = (Z_S + 5Z_M) \\ Z_1 = (Z_S - Z_m) \\ Z_{0-coupl} = 0 \end{cases} \quad (4.24)$$

De même pour la capacité (impédance shunt) de la ligne:

$$\begin{cases} C_0 = (C_S + 5C_M) \\ C_1 = (C_S - C_m) \\ C_{0-coupl} = 0 \end{cases} \quad (4.25)$$

L'impédance de couplage est, dans le cas de la transposition des plus communes ligne double, très faible que l'on puisse l'ignorer. La solution est exacte tant que le temps transitoire est un multiple entier du pas  $t$ , ce qui exige de préciser le temps de simulation approprié.

---

#### 4.7. Le choix du temps de simulation

Il est important de bien choisir le temps du pas  $t$  avant le lancement de la simulation. Que le modèle utilisé soit à paramètres calibrés ou distribués selon les étapes suivantes :

Avant le lancement de la simulation, il est important de choisir l'intervalle de la fréquence adéquat avec l'étude effectuée. La ferro-résonance représente les oscillations à basse fréquence qui tombent entre 0.1Hz et 1KHz, par conséquent  $f_{max}=1KHz$ .

La sélection d'un temps de pas  $t$  approprié à l'étude de la ferro-résonance dépend de la règle suivante :

$$t \leq \frac{1}{10f_{max}} \quad (4.26)$$

Avec  $\frac{1}{10f_{max}}$  est la période d'oscillation qui fait notre intérêt.

Donc :

$$t \leq 100\mu s \quad (4.27)$$

- Si le modèle choisi est de paramètres calibrés, donc  $t=100\mu s$  est suffisant pour la simulation.
- Si le modèle choisi est de paramètres distribués, donc il faut préciser le temps de l'onde progressive  $\tau$  et qui doit satisfaire la condition suivante :

$$10 \leq \frac{\tau}{t} \leq 10000 \quad (4.28)$$

- Sachant que  $\tau = l/c$  (s), où 'l' c'est la longueur de la ligne (m) et 'c' est la vitesse de la lumière (m/s).

Dans l'exemple que nous traitons, la longueur de la ligne est de 180Km, ce qui nous donne un  $\tau = 600\mu s$ , supérieur à  $t = 100\mu s$ . Reste à savoir si cette valeur satisfait la deuxième condition illustrée dans le tableau 4.2. Le temps de pas de simulation choisi doit donc être de  $10\mu s$  ou  $1\mu s$  pour satisfaire les conditions de simulation selon la longueur d'onde de propagation.

**Tableau 4.2.** Choix du temps de simulation.

Le temps de pas $\Delta t$ (s)	Le temps de propagation $\tau$ (s)	Si $\tau > \Delta t$	$\tau / \Delta t$	Si $10 < \frac{\tau}{\Delta t} < 1000$
100 $\mu$ s	600 $\mu$ s	Satisfaite	6	Inacceptable
10 $\mu$ s	600 $\mu$ s	Satisfaite	60	Acceptable
1 $\mu$ s	600 $\mu$ s	Satisfaite	600	Acceptable

#### 4.8. Les charges et les impédances internes

Le choix des impédances internes est important si l'on veut s'approcher le plus au système réel. L'EMTP procure un nombre important de branche RLC que l'on puisse utiliser selon le besoin, si les capacités sont shunt ou série et si ces capacité sont réparties en deux moitiés au début de la branche et à la fin. Pour cela, on utilise le modèle RLC mutuellement couplé, dont les valeurs : R, L et C sont fournies sous forme de matrice. La matrice paramétrique est symétrique, elle comprend les éléments diagonaux qui représentent la valeur propre de l'impédance et non-diagonaux qui représentent les valeurs mutuelles. Ce type de modèle possède l'avantage de simuler le phénomène transitoire dans les lignes relativement courtes, tel est le cas de l'impédance interne d'une source.

**Tableau 4.3.** Critère de choix du modèle des charges existant dans l'EMTP.

Type de charge	Usage	Spécifications	Usages spéciaux
RLC mutuellement couplé (PI équivalent nominal)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Simulation des petits tronçons des lignes.</li> <li>• Simulation des impédances internes et des charges.</li> <li>• Simulation des transformateurs.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Simulation parfaite du régime transitoire</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• R, L, C sous forme de matrice : fournie automatiquement les mutuelles et les admittances.</li> <li>• R, L et C sous forme séquentielle (<math>R_0, L_0, R_1</math> et <math>L_1</math>) : pour les lignes équilibrées et transposées, il fourni une matrice purement diagonale.</li> </ul>
Cascade PI	Simulation des grandes lignes.	Simulation du régime permanent seulement (une seule fréquence)	R, L, et C sous forme de matrice diagonale aussi.
Model à paramètres distribués	Simulation des grandes lignes.	Simulation du régime transitoire.	Discutée dans la section précédente.

---

Pour les charges, un modèle simple en élément RLC est suffisant, où l'on n'a pas besoin des valeurs symétriques de l'équipement, vu que la ferro-résonance est due à une certaine configuration dans la partie HT du réseau et que la puissance demandée n'affecte en aucun cas le phénomène.

Le tableau 4.3 représente l'aspect du choix des modèles disponibles dans l'EMTP :

#### **4.9. Les centrales de production**

Les sources d'énergie dans les réseaux électriques sont les centrales de différentes formes de transformation (hydraulique, thermique, nucléaire). Elles sont toutes basées sur le fonctionnement d'une machine électrique modélisée généralement par une source de tension  $E$  suivie par une impédance  $Z$ .

La simulation des centrales électriques par une source de tension parfaite n'est pas toujours efficace, et l'on a besoin dans certains cas que nous allons discuter dans cette section, de modéliser la centrale par ses composants réels qui sont la partie turbine-génératrice.

##### **4.9.1. Machine synchrone**

Les détails nécessaires de la machine synchrone dépendent du type et du régime transitoire étudié. La plus simple représentation de la machine est celle d'une source de tension convoyée par une réactance  $X_d$ . Cette représentation est utilisée dans l'étude des régimes permanent des courts-circuits, mais aussi dans le régime transitoire des perturbations de courtes durées (comme celle de la foudre). Cette représentation considère certaines simplifications telles que : la négligence de la variation du flux de liaison et l'élimination du courant d'amortissement des enroulements.

Puisque la ferro-résonance tombe dans la catégorie des transitions permanente, l'on est obligé dans certains cas d'utiliser le modèle exacte de la machine synchrone qui est basé sur la relation suivante :

$$v_k(t) = -R_k i_k(t) - \frac{d\lambda_k(t)}{dt} \quad (4.29)$$

Tel que :

- le flux de liaison des enroulements produit par le courant du même enroulement :  $\lambda = Li$  (ou  $L$  est l'inductance propre de l'enroulement)
- $k$  est l'indice de l'enroulement.

Le modèle le plus délicat des machines synchrones est celui à pôles saillants, et les autres sont déduits à partir de ce modèle avec quelques modifications. Le tableau 4.4 donne les symboles des enroulements et des paramètres existant dans le modèle :

**Tableau 4.4.** Parties principales d'une machine synchrone.

Symbole	Paramètre du modèle
1, 2, 3	Enroulements de l'armature
F	Flux dans l'axe direct
G	Changement du flux dans l'axe quadrature produit par le courant de liaison
D	L'effet d'amortissement de l'axe direct
Q	L'effet de l'amortissement dans l'axe quadrature

#### 4.9.1.1. L'équation électrique

Pour plusieurs paires de pôles on introduit la modification suivante :

$$\omega_{actuel} = \frac{\omega_{2p\text{pôles}}}{p/2} \text{ et } T_{actuel} = \frac{p}{2} T_{2p\text{pôles}} \quad (4.30)$$

Le comportement des 7 enroulements est décrit par :

a) L'équation de la tension qui est de la forme :

$$[v] = -[R][i] - \frac{d}{dt}[\lambda] \quad (4.31)$$

Avec :

$$[i] = [i_1, i_2, i_3, i_f, i_g, i_D, i_Q] \quad (4.32)$$

$$[\lambda] = [\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3, \lambda_f, \lambda_g, \lambda_D, \lambda_Q] \quad (4.33)$$

$$[v] = [v_1, v_2, v_3, v_f, 0, 0, 0] \quad (4.34)$$

- C'est parce que les composants  $g$ ,  $D$ ,  $Q$  sont court-circuités que la tension à leur niveau est nulle.

- [R] est la matrice diagonale des résistances des enroulements :  $R_a, R_a, R_a, R_f, R_g, R_D, R_Q$  (a pour armature)

b) L'équation du courant/flux :

$$[v] = [L][i] \quad (4.35)$$

Avec :

$$[L] = \begin{bmatrix} L_{11} & L_{12} & \dots & L_{1Q} \\ L_{21} & L_{22} & \dots & L_{2Q} \\ \vdots & & & \\ L_{Q1} & L_{Q2} & \dots & L_{QQ} \end{bmatrix} \quad (4.36)$$

Tout en sachant que  $L_{ij}$  sont en fonction de la position angulaire  $\beta$  entre les deux pôles du rotor et stator, ce qui complique la résolution de ces deux équations dans le système de phase et nous conduit à préférer la résolution dans le système d, q, 0 où les inductances deviennent constantes. Cette transformation est connue sous le nom de Park, elle est de la forme :

$$[\lambda_{dq0}] = [T]^{-1}[\lambda] \quad (4.37)$$

[T] est la matrice constante de transformation.

La transformation des équations dans les axes : dq0 nous donne :

$$[v_{dq0}] = -[R][i_{dq0}] - \frac{d}{dt}[\lambda_{dq0}] + \begin{bmatrix} -\omega\lambda_q \\ +\omega\lambda_d \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.38)$$

$$\omega = \frac{d\beta}{dt} \quad (4.39)$$

L'équation (4.38) est identique à l'équation (4.31) excepté pour le terme de la vitesse de la tension due à la rotation de pôles.

Un nombre de données de résistances et inductances propres et mutuelles sont nécessaires dans la résolution des deux équations (4.37) et (4.38), et qui ne sont pas directement mesurées ou calculées. Selon les standards d'IEEE et IEC ces quantités sont :

- 
- la résistance de l'armature  $R_a$ .
  - la réactance de fuite de l'armature  $X_l$ .
  - la réactance homopolaire  $X_0$ .
  - Réactances transitoires  $X_d'$ ,  $X_q'$ .
  - Réactances sous-transitoires  $X_d''$ ,  $X_q''$ .
  - La constante de temps transitoire du court-circuit  $T_d'$ ,  $T_q'$ .
  - La constante du temps sous-transitoire du court-circuit  $T_d''$ ,  $T_q''$ .

Toutes ces valeurs doivent être non-saturables, puisque la saturation est considérée séparément. D'autre part, la résolution en détails est donnée sur la référence [32].

#### 4.9.1.2. Equation de la partie mécanique

Il y a beaucoup de cas où la variation de la vitesse du générateur est tellement petite que la partie mécanique puisse être ignorée. Dans le cas contraire, la partie mécanique est prise en considération par l'équation :

$$j \frac{d^2 \beta}{dt^2} + D \frac{d\beta}{dt} = T_{turbine} - T_{gen} \quad (4.40)$$

Avec :

- $J$  : Le moment d'inertie de la masse rotative turbine-générateur [ $\text{kgm}^2$ ].
- $\beta$  : la position du rotor.
- $\dot{\beta}$  : La vitesse et c'est la dérivation dans le temps de la position du rotor.
- $D$  : Le coefficient d'amortissement [ $\text{N.m/rad/s}$ ].
- $T_{turbine}$  : Paramètre de la torque d'entrée de la turbine [ $\text{N.m}$ ].
- $T_{gen}$  : Paramètre de la torque électromagnétique du générateur [ $\text{N.m}$ ].

Les équations (4.38) et (4.40) sont valides pour les quantités électriques et celles mécaniques avec la conversion appropriée :

---


$$\left\{ \begin{array}{l} J_{elec} = \frac{J_{mec}}{2} \\ \left( \frac{P}{2} \right) \\ \beta_{elec} = \frac{P}{2} \beta_{mec} \\ D_{elec} = \frac{D_{mec}}{2} \\ \left( \frac{P}{2} \right) \\ T_{elec} = \frac{T_{mec}}{P/2} \end{array} \right. \quad (4.41)$$

L'énergie E [kW] est donc :

$$E = \frac{1}{2} J_{mec} \omega_{mec}^2 = \frac{1}{2} J_{elec} \omega_{elec}^2 \quad (4.42)$$

La constante d'inertie h [s] est donnée par la formule :

$$h = \frac{E}{S_{rating}} \quad (4.43)$$

Le temps d'accélération  $T_a$  [s] est déduit la formule:

$$h = \frac{T_a P_{rating}}{2 S_{rating}} \quad (4.44)$$

Où :

- P : puissance active de l'ensemble turbine-générateur [MW].
- S : puissance apparente du générateur [MVA].

#### 4.9.1.3. Relation entre la partie mécanique et électrique

La relation entre ces deux parties est donnée par les expressions de l'équation (4.45) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \theta_{mec-gen} \cdot \frac{P}{2} = \beta_{elec} \\ T_{mec-gen} = \frac{P}{2} (\lambda_d i_q - \lambda_q i_d) \\ T_{mec-exc} = \frac{-v_f i_f + i_f^2 R_{exc}}{\omega_{mec}} \end{array} \right. \quad (4.45)$$

---

Il est important dans la modélisation des machines synchrones de savoir que le type de machine impose une certaine différenciation des propriétés du champ magnétique entre celui dans l'axe directe et dans l'axe quadrature en ce qui concerne la machine hydraulique, contrairement à la machine thermique. D'autant plus, pour l'élimination de la résonance synchrone et les vibrations, la machine thermique exige que le nombre de masse doive être différent de 1. Et dans le cas où la partie excitatrice de la machine est ignorée, le troisième terme de l'équation (4.45) est éliminé.

#### 4.9.2. Représentation des sources en régime permanent (sources idéales)

L'étude du régime transitoire avec une turbine-génératrice détaillée commence toujours par l'étude du régime permanent. Dans le cas d'un système équilibré, la machine est simplement modélisée par une source de tension, puisque les courants générés sont d'une composante purement positive. Cette impédance peut être de valeur quelconque tant qu'elle procure la tension désirée à sa sortie.

Cependant, dans un système déséquilibré il existe les autres composantes : négative et homopolaire du courant qui conduisent la partie génératrice de la machine à être court-circuitée, cela n'est pas correcte puisque cette dernière possède une impédance négative et une homopolaire non-nulles. La source de tension non-symétrique peut être une solution, mais elle n'est toujours pas un bon outil sauf si l'on introduit des modifications itératives de ces composantes jusqu'à obtention de  $V_0 = -Z_0 I_0$  et  $V_2 = -Z_2 I_2$  où  $I$  est le courant de sorti du régime permanent.

$$Z_2 = R_a + kX_2 \quad (4.46)$$

$$Z_0 = R_a + k \quad (4.47)$$

La partie imaginaire de cette impédance négative est calculée avec une bonne précision, par la formule :

$$X_2 = \frac{X_{a''} + X_{q''}}{2} \quad (4.48)$$

La partie réelle quand à elle est entièrement différente de celle de l'armature  $R_a$  et sa valeur est difficile à trouver. D'où l'utilisation de la routine interne du logiciel pour la trouver.

Cette méthode n'est pas efficace si cette source de tension est reliée au coté BT d'un

---

transformateur dont le raccordement est (le cas de la machine synchrone du réseau étudié dans le 5<sup>e</sup> chapitre). Dans ces circonstances, le modèle de la génératrice ne peut en aucun cas être réalisé par une simple source de tension.

Pour les autres sources idéales, n'importe quelle valeur peut être donnée à  $Z$  mais la plus optimale est celle égale à  $Z_2$ , puisque c'est la seule valeur qui puisse procurer une matrice impédance symétrique. La représentation de la séquence positive de la source est donc une source de tension poursuivie par une impédance  $Z_2$  :

$$V_{source} = V_1 + ZI_1 \quad (4.49)$$

Les deux autres séquences sont uniquement des impédances passives  $Z_2$  et  $Z_0$ .

Les valeurs positive, négative et homopolaire sont donc transformées de la même façon que pour le transformateur dans les équations (4.4) (4.5) et nous donne dans le domaine de phase une source de tension triphasée symétrique devant une matrice d'impédance  $[Z]$  de dimension  $3 \times 3$ :

Où :

$$[Z] = \begin{bmatrix} Z_s & Z_m & Z_m \\ Z_m & Z_s & Z_m \\ Z_m & Z_m & Z_s \end{bmatrix} \quad (4.50)$$

Avec :

$$\begin{cases} Z_s = \frac{1}{3}(Z_0 + 2Z_2) \\ Z_m = \frac{1}{3}(Z_0 - Z_2) \end{cases} \quad (4.51)$$

Afin de pouvoir utiliser le modèle pour toute sorte de connexion y compris le raccordement , mise à la terre à travers une impédance, ou même en Y isolé, la source de tension est convertie en une source de courant en parallèle avec l'impédance  $[Z]$  (Norton). Cette solution est efficace pour le régime permanent à la fréquence du réseau, mais elle ne l'est pas dans le cas d'un déséquilibre puisqu'elle ignore toutes les harmonique dans les enroulements de l'armature et dans le réseau sauf dans des cas particuliers (la machine est reliée à une connexion en Y).

#### 4.10. Le parafoudre

Les dispositifs de protection des réseaux contre les surtensions sont généralement de deux types : éclateur et parafoudre. Il est nécessaire en effet, d'utiliser des parafoudres

---

---

dès que l'on veut réduire l'isolement des matériels ou améliorer la qualité de service. Ces dispositifs présentent de meilleures caractéristiques de protection. Il existe aujourd'hui deux types de parafoudres : varistance au carbure de silicium (SiC) et varistance à oxyde de zinc (MOV).

Actuellement, les parafoudres à oxyde de zinc ont été largement utilisés dans les réseaux de transport HT et THT et les réseaux de distribution. Car les parafoudres à oxyde de zinc présentent deux avantages essentiels : un coefficient de non-linéarité très important et une capacité d'absorption d'énergie élevée.

L'objectif de cette étude est de proposer un modèle applicable pour ces deux types de parafoudre conforme à l'étude du régime transitoires.

Un modèle de parafoudre ZnO peut être représenté par une résistance non-linéaire définie simplement par sa caractéristique  $v=f(i)$ . La résistance non-linéaire est représentée par une fonction exponentielle.

Comme il est difficile de décrire entièrement la totalité de la caractéristique  $v(i)$  avec une seule fonction exponentielle, on la divise en plusieurs segments, chaque segment étant défini par sa propre fonction exponentielle. Pour les tensions inférieures à  $v_{ref}$ , le courant est extrêmement faible, et une représentation linéaire est donc suffisante dans la zone de basse tension. Dans la zone utile de protection des surtensions, deux segments avec les fonctions exponentielles sont normalement suffisante. La caractéristique non-linéaire  $i(v)$  de l'équation (4.52) de chaque segment est représentée à partir des données obtenues lors des essais expérimentaux, Ce modèle fournis une représentation non-linéaire d'un nombre arbitraire de parafoudres ZnO. L'équation de contrainte basique de ce modèle est résistive et est extrêmement non-linéaire.

$$i = p \cdot \left(\frac{v}{V_{ref}}\right)^q \quad (4.52)$$

Ou :

- $i$  est le courant du parafoudre
- $v$  est la tension du parafoudre
- $p$ ,  $q$  et  $V_{ref}$  sont des constantes de l'équipement

---

Généralement, l'on choisit  $V_{ref}$  de sorte qu'elle soit le double de la tension nominal ou aux alentours. Sachant que le modèle peut être utilisé pour représenter les parafoudres SiC avec la nécessité d'introduire de sérieuses approximations.

La caractéristique non-linéaire du parafoudre V-I peut être représentée par un groupe de segments exponentiels comme dans le cas étudié au cinquième chapitre (six segments). Les deux types avec ou sans trous peuvent être représentés, l'un de plusieurs positions et l'autre n'en demande qu'une seule.

Dans le cas de plusieurs groupes de segments (parafoudre avec trous) l'on est obligé de séparer chaque groupe par le chiffre 9999, autrement dit dans notre cas les données sont barrées par ce chiffre.

Pour la bonne maîtrise et le bon usage de ce modèle, il est important de vérifier que la caractéristique utilisée est compatible avec la tension qui lui a été appliquée. Certaines supérieures oscillations peuvent être enlevées en insérant un condensateur en parallèle avec le parafoudre, ou bien une résistance d'amortissement en série comme dans notre cas une résistance de mise à la terre de  $R=0,01$  .

- $V_{ref}$  : la tension de référence de la caractéristique (V)
- $V_{FLASH}$  : est la tension normalisée de la tension de foudre dans les trous. Dans notre cas -1 puisqu'il est sans.
- $V_{ZERO}$  : la tension initiale à l'instant zéro en (V), dans la plus part des cas on la laisse vide, et le programme commence automatiquement par un courant nul.
- COL : est le multiplicateur du coefficient q, généralement pris pour 1.

#### **4.11. Le réacteur**

Les techniques de développement et d'entretien du réseau électrique témoignent une grande progression, sur tout au niveau de la compensation dans les systèmes de transmission afin d'assurer sa stabilité. L'une des plus grandes techniques de contrôle de l'énergie réactive est l'insertion de la compensation shunt avec les SVC et série avec les bancs de capacités. L'utilisation simultanée des compensations produit dans l'impédance du système des résonances qui sont sous-harmoniques comprises entre 5Hz et 15Hz pour la compensation série et quasi-harmoniques entre 85Hz et 150Hz

---

pour celle shunt [11]. A la présence de ce genre de perturbation, une tension du même rang que ces fréquence va-t-être rajouté à la tension du SVC. Celui-ci est utilisé comme un régulateur de tension, va réagir pour maintenir l'amplitude de la tension fondamentale à une valeur constante.

Des études ont montré que si on prend en considération la non-linéarité du transformateur ou le SVC est placé, des cas d'instabilités (rares qu'ils soient) pourront causer la saturation du transformateur placé à la sortie du SVC [23].

#### **4.11.1. Description du modèle du réacteur et son fonctionnement**

Le réacteur shunt est un équipement placé aux extrémités des lignes de transmission HT dans le but de contrôler l'écoulement de puissance réactive. Le réacteur réduit les surtensions dans les conditions à faible charge.

Il y a deux type de réacteur shunt, à air et à l'huile. Le réacteur à air est limité au fonctionnement dans des tensions supérieures à 34.5kV, il est généralement installé au tertiaire du transformateur. Le réacteur imprégné dans l'huile est le plus utilisé dans la compensation de la puissance réactive des grandes lignes [23].

Deux applications sont attribuées au réacteur et qui sont :

- Réacteur en service permanent dans le système HT et THT.
- Réacteur commandé par les disjoncteurs dans les systèmes de distribution.

Son fonctionnement dépend du type de la ligne de transmission [26], sa longueur, et la tension du service. La valeur de sa capacité est proportionnelle à la tension transmise (proportionnelle au carré de cette tension).

Deux différentes façons sont utilisées dans la conception du réacteur :

- Le réacteur à noyau qui est subdivisé en plusieurs barres avec des chambres à air à l'intérieur des enroulements. Il est plus avantageux sur tout pour les systèmes HT et THT.
- Le réacteur sans noyau et sans barres.

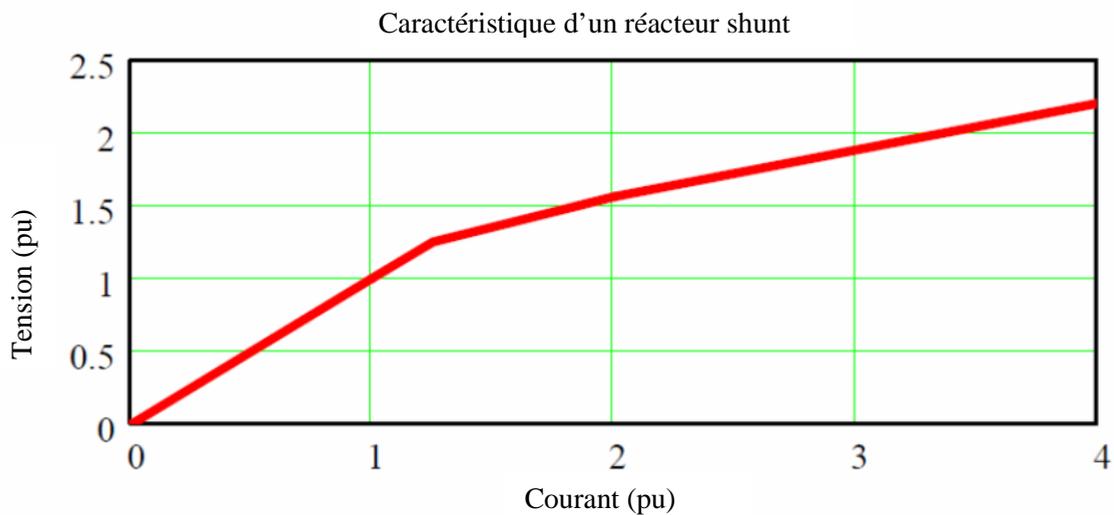
#### **4.11.2. Caractéristique de fonctionnement**

Pour une tension dans le fonctionnement normal, il y a une relation linéaire entre la

---

tension appliquée et le courant du réacteur. Le flux magnétique et la densité du flux sont proportionnels au temps d'intégration de la tension appliquée. Si la tension est de forme sinusoïdale alors le flux et la densité du flux sont proportionnels à la tension. La déviation d'une forme absolue de la sinusoïde est en général négligeable dans le fonctionnement normal.

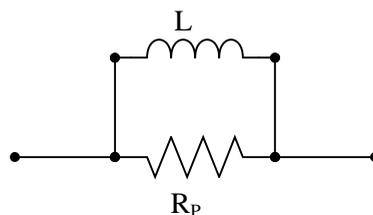
Puisque le chemin emprunté par le flux est le noyau du réacteur, ce dernier risque d'atteindre la saturation à une certaine valeur. Une fois la saturation atteinte, le courant demandé pour augmenter le flux du noyau va-t-être immense.



**Figure 4.7.** Caractéristique de fonctionnement du réacteur shunt.

#### 4.11.3. Modélisation d'un réacteur shunt

Le circuit comprenant des éléments à couplage magnétique est très révélateur dans les systèmes électriques, commençant par la modélisation des transformateurs, des générateurs, des lignes de transport et finissant par la modélisation des réacteurs shunt. Le circuit équivalent d'un réacteur est montré sur la figure 4.8.



**Figure 4.8.** Circuit équivalent d'un réacteur pour l'étude des harmoniques.

La valeur du rapport  $L/R$  dans ce circuit est donnée par l'équation (4.53). Cette valeur est existentielle pour la décision du bon fonctionnement de l'équipement modelée.

$$\alpha = \frac{R_P - \frac{2L}{\Delta t}}{R_P + \frac{2L}{\Delta t}} \quad (4.53)$$

Où :  $\alpha$  est le facteur d'amortissement du modèle.

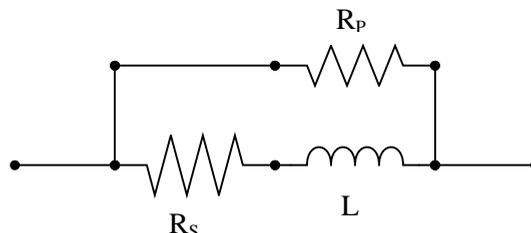
Le réacteur utilisé dans l'étude de la ferro-résonance ne consiste pas seulement au réglage de l'écoulement de puissance, mais aussi à l'élimination des harmoniques ou bien seulement l'amortissement des oscillations. Ces oscillations vont être amorties uniquement si  $\alpha < 1$ .

Cette condition n'est pas suffisante pour le réglage des paramètres du modèle. L'inconvénient consiste en le choix de la valeur de  $R_P$  qui ne doit être ni d'une grande valeur ce qui reflète un petit amortissement, ni d'une assez petite valeur pour éviter les erreurs dans la représentation de l'inductance du circuit.

La valeur modérée de la résistance parallèle est telle que :

$$R_P = \frac{20}{3} \cdot \frac{2L}{\Delta t} \quad (4.54)$$

Une résolution raisonnable au problème consiste en l'insertion d'une autre résistance série comme montré dans la figure 4.9.



**Figure 4.9.** Circuit équivalent d'un réacteur.

---

Où :

$R_p$  : (de grande valeur jusqu'à  $10^{12}$  ) représente les pertes noyau du réacteur.

$R_s$  : (de petite valeur jusqu'à  $10^{-2}$  ) représente les pertes Joule dans le circuit électrique du réacteur.

L'insertion d'une capacité en parallèle est importante pour la modélisation de la capacité fixe du réacteur. Elle est assumée d'être de l'ordre de  $0.001\mu\text{F}$ .

#### **4.12. Résumé**

Dans ce chapitre, l'aspect technique du choix des modèles adaptés à l'étude de la ferro-résonance dans un réseau électrique a été discuté. L'un des plus importants aspects est l'identification de l'intervalle de la fréquence de façon que les autres paramètres soient modélisés correctement. D'autres composants influant sur la ferro-résonance tels que : le disjoncteur, le transformateur et la ligne de transmission ont été discutés.

La dépendance de la modélisation des composants du réseau électrique aux données d'entrée disponibles a été précisée. L'impacte des caractéristiques physiques des éléments sur le régime transitoire a été envisagé afin choisir parmi les différents modèles d'éléments de réseau disponibles ceux qui seront le mieux adéquats aux phénomènes que l'on souhaite simuler.

Dans ce contexte, une partie majoritaire de ce chapitre a été consacrée à la modélisation des éléments non-linéaires, puis à la représentation des modèles des câbles et des autres éléments linéaires.

---

## *Chapitre 05* *Modélisation de la ferro-résonance dans un système de transmission 230kV comprenant une ligne double.*

---

---

### **5.1. Introduction**

La conception, la réalisation et l'exploitation d'un réseau électrique sont basées sur trois objectifs : la qualité de fourniture d'énergie, la sécurité et l'économie. Pour atteindre ces objectifs, il faut bien comprendre, bien analyser et bien simuler les régimes et les phénomènes qui apparaissent dans les réseaux électriques.

Les phénomènes transitoires électromagnétiques sont dus aux interactions entre l'énergie magnétique accumulée dans les réactances et l'énergie électrique accumulée dans les capacités. L'outil d'étude des phénomènes transitoires électromagnétiques utilisé est l'EMTP.

Face à l'accroissement de la taille et à la complexité des réseaux dû au développement des interconnexions, face à la tendance forte à leur exploitation plus près de leurs limites de fonctionnement pour des raisons d'économie et d'environnement et face à l'amélioration de la qualité demandée par des clients plus exigeants ; les compagnies d'électricité rencontrent des problèmes d'exploitation, notamment pour la sécurité, le contrôle des flux de puissance et de tension.

Les réseaux électriques sont dans la phase de mutation profonde. En effet, la déréglementation remet en cause la plus part des principes d'exploitation des réseaux électriques. Dans ce contexte, la modélisation, la sécurité et l'amélioration des performances des réseaux électriques sont un enjeu considérable.

Dans le chapitre précédent, les paramètres du réseau électrique et leurs effets sur l'étude des régimes transitoires à basse fréquence (lents) ont été discutés. La conformité de ces grandeurs avec celles proposées pour l'étude de la ferro-résonance a été vérifiée. Les aspects techniques de modélisation des transformateurs, de leur caractéristique de saturation et la différence entre le model BCTRAN et l'hybride ont

---

aussi été discutés.

D'autre part, les différents types de lignes de transmission comme le PI, Bergeron et JMarti ont aussi été introduits. L'affinité entre ces modèles et les lignes réelles dans le cas d'étude de la ferro-résonance à été développée.

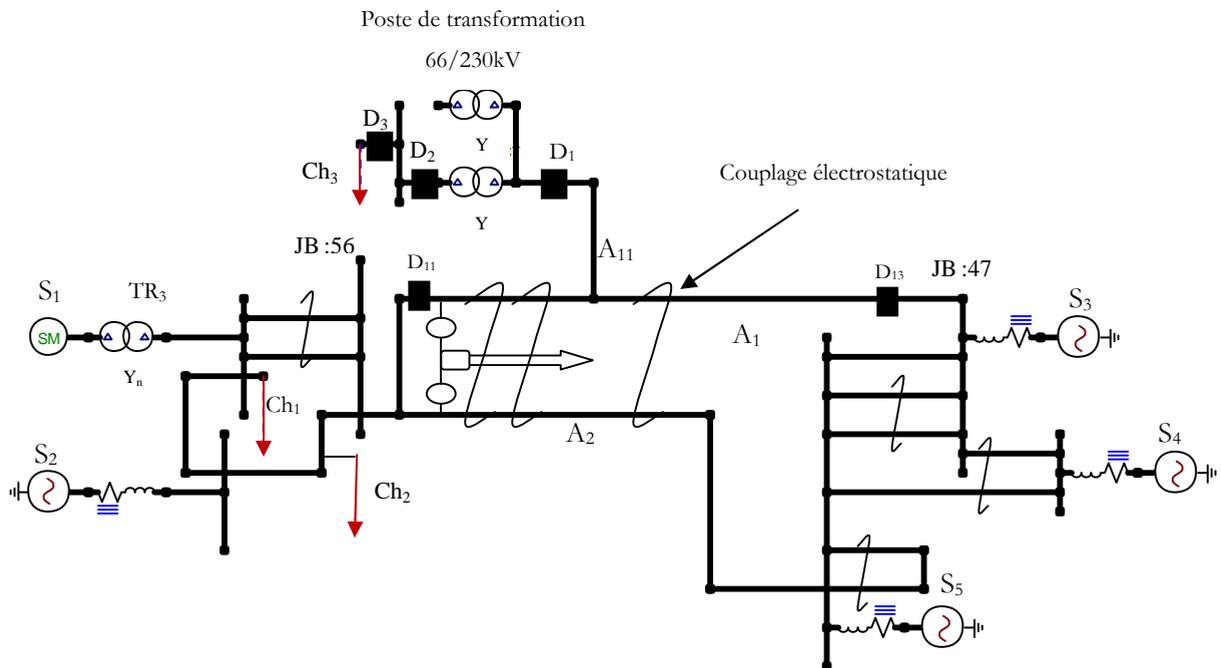
Enfin, nous avons vu les différents modèles de simulation de plusieurs équipements du réseau électrique tel que : le parafoudre, les sources, les charges et la compensation. Une grande importance a été attribuée à cette étape afin de prédéterminer les modèles adéquats. Ainsi, nous allons nous concentrer en ce qui suit sur le modèle final du système de transmission 230kV. La validation du modèle du transformateur de puissance et de la ligne de transmission, la présentation de la ferro-résonance à l'établissement d'un défaut ou d'une simple manœuvre et enfin, les solutions d'élimination du phénomène seront ainsi illuminées.

Puisqu'il n'y a pas des essais expérimentaux disponibles pour la comparaison, la modélisation des équipements représentant le réseau est basée sur les critères discutés précédemment.

## **5.2. Description du système de transmission**

La figure 5.1 représente un diagramme monophasé du circuit étudié. Ce circuit est en réalité un réseau 230kV comprenant principalement deux transformateurs de puissance  $TR_1$ ,  $TR_2$ . Le transformateur  $TR_2$  est un transformateur de secours, le transformateur  $TR_1$  quand à lui est celui en fonctionnement. Ce dernier est relié par une trappe  $A_{11}$  à une ligne de transmission double de 180km composée d'un tronçon  $A_1$  couplée capacitivement avec le tronçon  $A_2$ . Ces deux lignes sont munies d'une compensation shunt sous forme d'un réacteur shunt COP. Cette configuration possède un seul tronçon de ligne parallèle dont la longueur dépasse les 20km. Les autres tronçons, qu'ils soient doubles ou pas, ont une longueur inférieure à 20 km (cette valeur est nécessaire pour la précision du modèle en cascade, transposé ou normal).

Cinq sources de tensions de différents niveaux sont les modèles de représentation des centrales de production dans le réseau, ce dernier contient aussi un transformateur de courant, un transformateur de puissance périphérique et un équipement de protection contre les surtensions (le parafoudre).



**Figure 5.1.** Schéma simplifié du réseau étudié en diagramme monophasé.

### 5.3. Réalisation du modèle

Le choix des modèles de tous les équipements du système étudié est basé sur l'étude réalisée dans le quatrième chapitre. Ces choix sont d'une grande affinité avec l'étude de la ferro-résonance.

#### 5.3.1. Modélisation des disjoncteurs

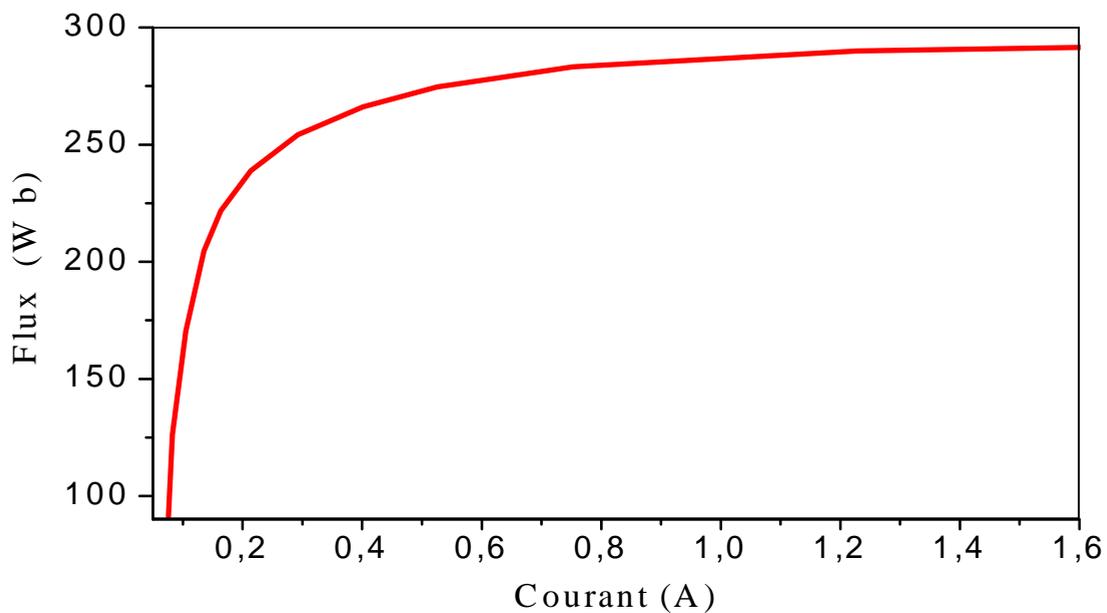
Les disjoncteurs sont modélisés par des interrupteurs triphasés contrôlés sans courant de marge. Les instants de manœuvres, les capacités de gradation et les résistances parallèles complémentaires sont représentés dans l'annexe A1.

#### 5.3.2. Modélisation des transformateurs de puissance

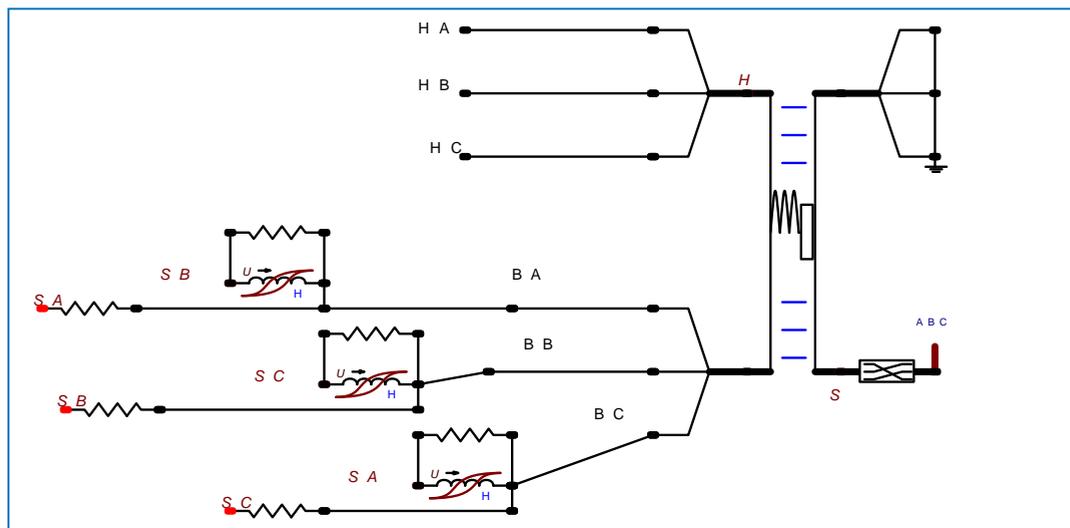
La simulation des régimes transitoires dans les transformateurs nécessite de considérer les couplages électrique et magnétique des enroulements. Le couplage électrique ne pose pas de difficultés particulières, car il est représenté par une équation différentielle linéaire (équation (4.1)) et calculé selon la procédure illustrée dans le chapitre précédent. Il n'est pas de même pour le couplage magnétique qui fait intervenir la non-linéarité des matériaux comme la saturation et l'Hystérésis.

Les caractéristiques non-linéaires globales sont reconstituées à partir des informations disponibles sur les tôles magnétiques, le dimensionnement du transformateur, et à partir des valeurs mesurées lors des essais de conception. Cette partie magnétique est alors représentée par une résistance  $R_m=348k$  en parallèle avec une inductance non-linéaire dont les paramètres de la caractéristique se trouve dans l'annexe A2 et est représentée par la figure 5.2.

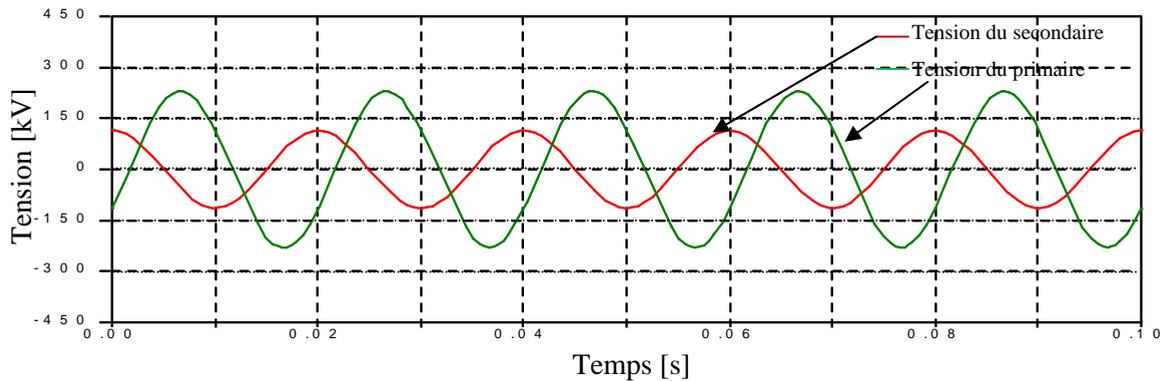
Le modèle proposé est capable de représenter correctement le comportement d'un circuit magnétique saturé Hystérétique.



**Figure 5.2.** Caractéristique de magnétisation des transformateurs TR<sub>1</sub> et TR<sub>2</sub>.



**Figure 5.3.** Circuit équivalent du transformateur triphasé Y - 66/230kV.



**Figure 5.4.** Déphasage entre le coté BT et le coté HT du transformateur triphasé.

Pour la partie électrique du transformateur, le modèle utilisé est le circuit RL équivalent, où le primaire est ramené au circuit secondaire en multipliant les paramètres par le rapport de transformation 230/66. De cette façon nous n'aurons pas besoin d'insérer un transformateur idéal à l'une des ses extrémités [32].

Le modèle de la ligne couplé RL est constitué de 6 phases (2 pour chaque phase de transformateur), il prend en considération la mutualité entre les phases.

Les matrices [R] et [L] utilisées sont sur l'annexe A2.

Pour les connexions, il faut s'assurer que les sorties des trois transformateurs représentent le bon raccordement Y ou  $\Delta$ .

Le transformateur obtenu sur la figure 5.3 est un transformateur Y 66kV/230kV représenté par une ligne RL et des inductances non-linéaires externes en parallèle avec des résistances pour la représentation des pertes Hystérésis.

Un réarrangement des phases de la ligne RL est nécessaire pour séparer les trois phases du primaire HT de celles du secondaire BT, comme on peut le voir sur la figure 5.3, d'où la nécessité de modifier la matrice résistive et inductive comme donné sur l'annexe A3.

Cette configuration assure le déphasage approprié de la figure 5.4 automatiquement (coté basse tension en arrière par rapport à la haute tension de  $30^\circ$ ).

### 5.3.3. Modélisation des lignes de transport

Les lignes de transport sont réalisées sur l'EMTP par le modèle des câbles à paramètres distribués. Pour les tronçons de longueur relativement petite, nous avons

---

choisi le modèle non-transposé attribués sur l'annexe A4. A vrai dire, les lignes périphériques au domaine d'étude de la ferro-résonance n'ont pas besoin d'être modélisés par ceux dépendant de la fréquence, puisqu'ils n'ont pas une grande influence sur les manœuvres dans la région examinée. Le nombre total de ces lignes est six. Quatre d'entre elles ( $L_{1-2}$ ,  $L_{5-3}$ ,  $L_{8-9}$ ,  $L_{S2}$  et  $L_{1-3}$ ) sont représentées par le modèle KCLee à paramètres distribués qui ne dépendent pas de la fréquence. Les deux autres lignes qui sont  $L_6$  et  $L_{S3}$  sont représentées par le modèle de ligne transposée à paramètres distribués Clarke qui ne dépendent pas de la fréquence non plus.

Pour les tronçons de longueur importante, comme  $L_{5-9}$  et  $L_{2-1}$ ,  $L_{5-3}$  et  $L_{1-3}$  elles sont modélées par un fichier comprenant les données déduites du développement des équations (4.12-4.20) et lus par le bloc PCH-FILE. Ce fichier est utilisé pour la lecture des résultats développés par le modèle JMartie dépendant de la fréquence.

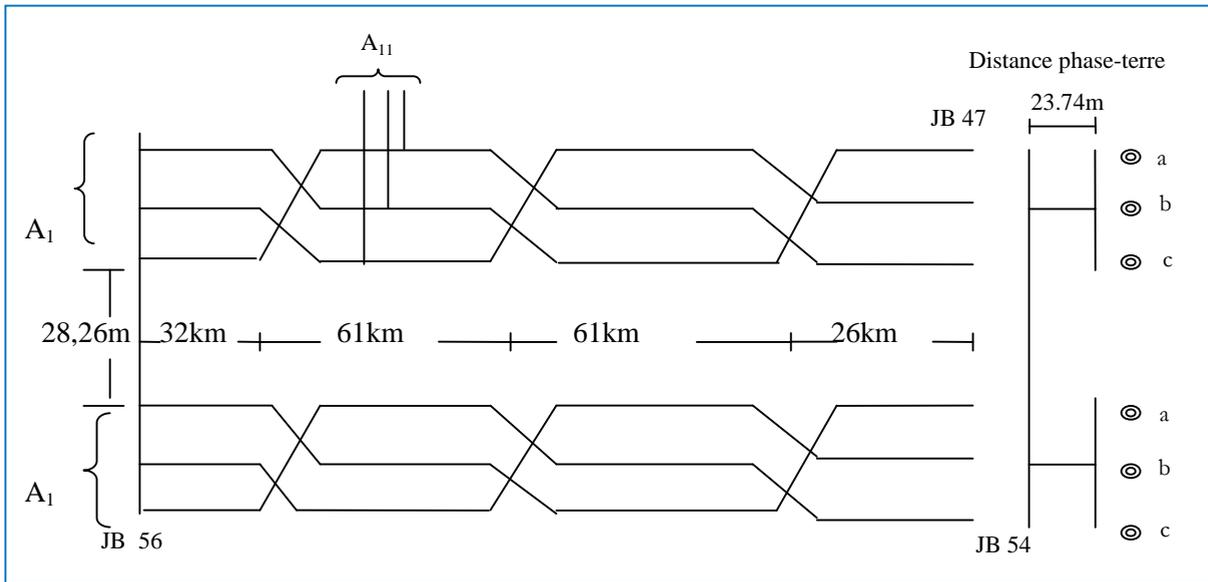
#### **5.3.4. Modélisation de la ligne de transmission $A_1$ - $A_2$**

Le tronçon de ligne le plus critique à modeler est la ligne de transmission double comprenant  $A_1$  et  $A_2$  et la trappe  $A_{11}$  vers le transformateur  $TR_1$ . Le modèle à paramètres dépendants de la fréquence, utilisé dans la modélisation des grandes lignes de transport précédentes, est nécessaire si l'étude constitue le régime transitoire.

Vu l'importance de ces tronçons d'une part et leur longueur importante de l'autre part, ces lignes doivent être modélées par le modèle JMartie où la transposition est le seul moyen pour assurer la balance. La dépendance de la fréquence est un facteur important dans ce modèle, c'est pourquoi le calcul effectué pour la précision de ses paramètres est fait sur différents niveaux de fréquence s'étalant jusqu'aux kHz.

L'aspect de transposition doit être explicitement représenté. Cet aspect assure la balance des capacités phase-terre et les inductances des phases au long des cycles de transposition. En réalisant la transposition dans la ligne double aux mêmes positions, on assure la balance du couplage capacitive et inductive entre les séquences positives. La représentation géométrique de ce tronçon est sur la figure 5.5.

Le calcul de la matrice impédance de la ligne, effectué dans le quatrième chapitre nous donne la matrice des impédances shunt et série et la transposition réalisée à partir l'équation (4.25).



**Figure 5.5** Données géométriques de la ligne double  $A_1$ - $A_2$  transposée.

### 5.3.5. Les charges

Le modèle utilisé dans notre exemple est la branche RLC à valeurs indépendantes triphasé. Ces paramètres sont représentés sur le tableau de l'annexe A5.

### 5.3.6. Modélisation des sources de tension

Dans le cadre de la simulation des réseaux électrique aux régimes transitoires, il est possible d'attribuer un modèle idéal aux sources d'alimentation. Ce modèle est une source de tension convoyée par une impédance dont les paramètres sont présents dans l'annexe A7.

Les paramètres de cette impédance sont calculés par la méthode illustrée dans le chapitre précédent calculés par les équations (4.46) et (.48).

Ce modèle est suffisant pour toute source de tension, sauf dans le cas où cette source est reliée au côté BT raccordé en d'un transformateur élévateur. Ce cas est indiqué dans le réseau que nous étudions par la source  $S_1$  sous forme d'une MS. Dans ce cas, le choix d'une source idéale est insignifiant [32] et l'on a besoin d'attribuer à cette centrale une source réelle sous forme d'une machine synchrone.

Notre modèle représente une centrale hydraulique mono-masse où la turbine et le générateur sont reliés ensemble. Contrairement aux centrales thermiques où l'on a

---

besoin de représenter un ensemble de plusieurs masses dont les paramètres sont donnés sous forme matricielle avec la nécessité des paramètres d'amortissement. Le nombre de torques des centrales non-hydrauliques est différent de 1. Ses données électriques et mécaniques ainsi que ses données en puissance et tension sont tous sur l'annexe A6.

### **5.3.7. Modélisation des parafoudres**

La caractéristique trouvée dans l'annexe A9 représente celle non-linéaire d'un parafoudre MOV 180kV de six segments.

### **5.3.8. Le circuit réactif de compensation COP**

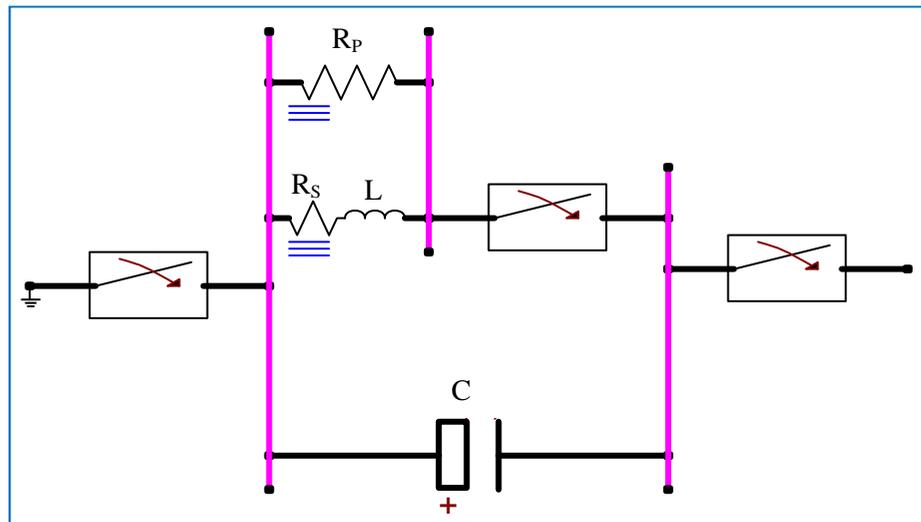
Le modèle du réacteur utilisé dans notre réseau est constitué d'un groupe de résistances, inductances et capacités dont les paramètres permettent de simuler les caractéristiques du compensateur réel. Le réacteur COP 50MVAR est construit d'une configuration triphasée, avec un noyau de trois barres.

Les séquences positive et homopolaire sont données par le constructeur et sont affichées sur le tableau de l'annexe A10. Leurs données ont été introduites dans la branche triphasée RL couplée dans l'EMTP. La capacité utilisée est d'un modèle précisant les conditions initiales. Ce modèle est utilisé lorsque l'utilisateur veut préciser par soit même ces conditions [31]. Cette capacité est limitée par une tension initiale  $V_{0c}$  égale à 200V à sa borne positive et  $V_{0c}$  égale à 100V à sa borne négative.

Les paramètres de saturation n'ont pas été donnés par le constructeur. Le point de fonctionnement de la caractéristique de saturation du réacteur est normalement compris entre 150 et 160%, cependant un modèle linéaire du circuit réactif a été utilisé puisque l'étude de la tension n'a pas prévu un dépassement du point de fonctionnement.

La modélisation du circuit réactif de compensation est réalisée par son circuit RLC de la figure 5.6. Ce circuit est shunté sur la ligne double, il a la possibilité d'être branché à la ligne A<sub>1</sub> via un disjoncteur D<sub>11</sub> et à la ligne A<sub>2</sub> via le disjoncteur D<sub>16</sub>.

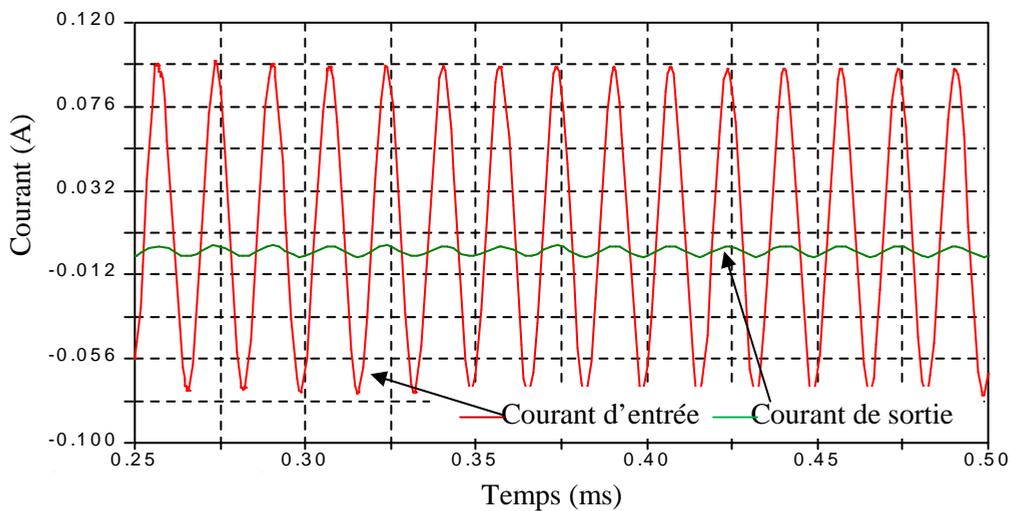
Le même modèle est utilisé pour la modélisation d'un réacteur COP<sub>1</sub> plus petit avec modification de ses paramètres.



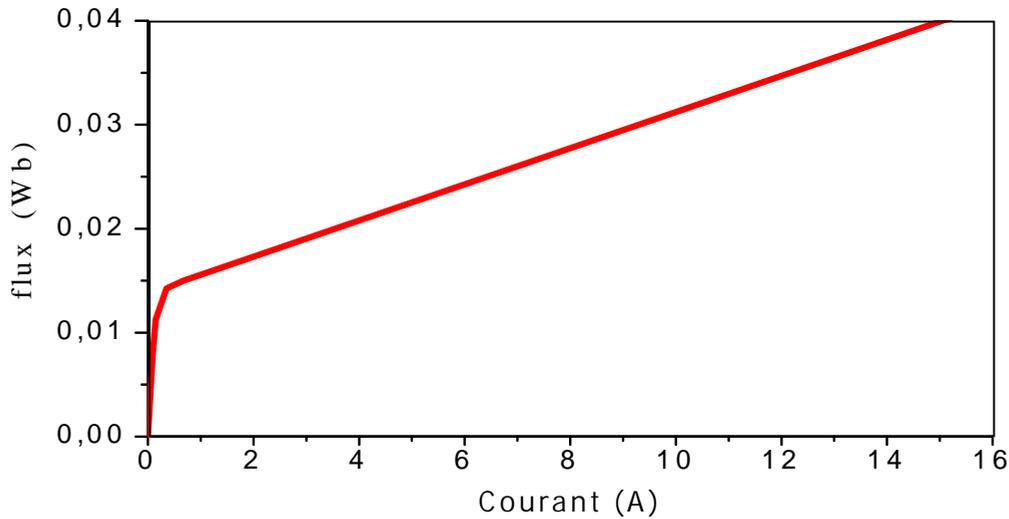
**Figure 5.6.** Circuit équivalent du compensateur réactif COP.

### 5.3.9. Transformateur de courant

Le modèle réel du transformateur de courant risque lui aussi de se saturer et ne permettrait pas de donner des résultats convenables à l'étude. Afin d'éviter cette possibilité, un modèle de transformateur idéal est utilisé dans la simulation. Ce modèle procure le rapport de transformation souhaité 0.033 illustré dans la figure 5.7, avec une caractéristique de magnétisation représentée sur la figure 5.8.



**Figure 5.7.** Rapport de transformation du transformateur de courant TC.



**Figure 5.8.** Caractéristique de magnétisation du transformateur de courant CT.

#### 5.4. Réalisation du modèle sur l'EMTP

Tous les composants du réseau sont modélisés en détails, la figure 5.9 représente le modèle complet de simulation.

Le modèle comprend une ligne de transmission double de 180km, deux transformateurs de puissance du même rapport de transformation, des circuits disjoncteurs, un réacteur shunt, une machine synchrone, des sources de tension idéales, une machine synchrone, des charges et des câbles. Les données sont basées sur des testes fournies par le constructeur, des rapports de testes expérimentaux, et d'autres informations procurées par le CGRE.

Il est important de préciser le temps de pas de la simulation qui est de  $t=1\mu s$ . ce temps de pas satisfait les conditions de choix illustrées au quatrième chapitre. Le temps de la simulation qui est de 1s, il est suffisant pour englober le régime transitoire établi dans tout le réseau ainsi que la partie permanente du signale.

Les jeux de barre de couleur dans la figure 5.9 représentent les points de mesure du réseau. Le numéro du jeu de barre est illustré dans l'une de ses extrémités où la tension est mesurée par un Volte-mètre.

Le courant mesuré dans certains cas est donné par l'option de mesure du courant à travers le disjoncteur où l'on veut préciser la valeur.



---

## 5.5. Identification de l'origine de la ferro-résonance

En se basant sur les connaissances acquises le long de notre étude, le transformateur  $TR_1$  est susceptible de manifester une ferro-résonance s'il est à vide ou faiblement chargé tout en restant alimenté par un circuit capacitif.

Le circuit capacitif dans cette configuration est différent de celui de la troisième partie de ce travail (les capacités de gradation des disjoncteurs). Il consiste en la capacité équivalente de la ligne double  $A_1$ - $A_2$ . Cette capacité est prise en considération dans la configuration principale du circuit, elle ne représente en fait aucun danger. Cependant, l'impact de sa valeur peut changer dans le cas où l'on enclenche l'une des lignes  $A_1$  ou  $A_2$ , et la capacité peut alors entrer dans le chemin série ferro-résonant (figure 5.10) avec l'inductance non-linéaire du transformateur saturé, qui fait le sujet de notre étude.

Afin d'assurer que le transformateur  $TR_1$  reste alimenté par la ligne enclenchée  $A_1$  et subit une ferro-résonance, deux scénarios ont été identifiés :

- L'ouverture automatique de la ligne  $A_1$ .
- L'ouverture automatique du poste de transformation  $TR_1$ .

Chacun de ces deux scénarios va-t-être décrit en détail.

### 5.5.1. L'enclenchement de la ligne $A_1$

Un défaut au niveau de la ligne  $A_1$  va-t-être détecté par les relais et éliminé par l'ouverture des disjoncteurs au niveau des jeux de barres 56 et 47. Le disjoncteur  $D_1$  n'est pas équipé d'une protection à l'égard de la ligne ni d'équipement de télécommunication ce qui l'empêche de s'ouvrir automatiquement à l'apparition du défaut.

Un disjoncteur  $D_2$  au niveau de tension 66kV va s'ouvrir à travers le relais de protection contre les surtensions après 200ms (état normal). Le but de sectionner le jeu de barre 62 automatiquement suite à l'apparition d'une surtension est d'éviter sa propagation dans tout le système ainsi que l'apparition du courant d'appel après le rétablissement de la ligne  $A_1$ .

Le phénomène de la ferro-résonance peut se développer puisque le transformateur est ouvert au secondaire.

---

### 5.5.2. L'enclenchement du poste de transformation TR<sub>1</sub>

Les transformateurs du poste de transformation TR<sub>1</sub> et TR<sub>2</sub> sont protégés contre les défauts internes par la protection à gaz, protection contre les surcharges et les relais différentiels. Ces relais surveillent et commandent en permanence le disjoncteur D<sub>1</sub> au coté haute tension et les disjoncteurs D<sub>2</sub> au coté basse tension (66kV). L'élimination du défaut dans les conditions normales ne provoque pas l'apparition de la ferro-résonance.

Mais dans le cas où l'une ou deux des phases du disjoncteur D<sub>1</sub> ne réussissent pas à s'ouvrir (perte de pression du gaz), la tension dans cette phase peut sans doute causer la saturation du flux dans le noyau [29]. D'autre part, la ligne A<sub>1</sub> va s'ouvrir (à partir de sa zone de protection) comme un plan de secours. Le réacteur COP de la ligne A<sub>1</sub> quand à lui n'est pas initialement branché. Et la ligne A<sub>2</sub> en parallèle va créer avec A<sub>1</sub> une capacité qui pourrait exciter la ferro-résonance dans le système.

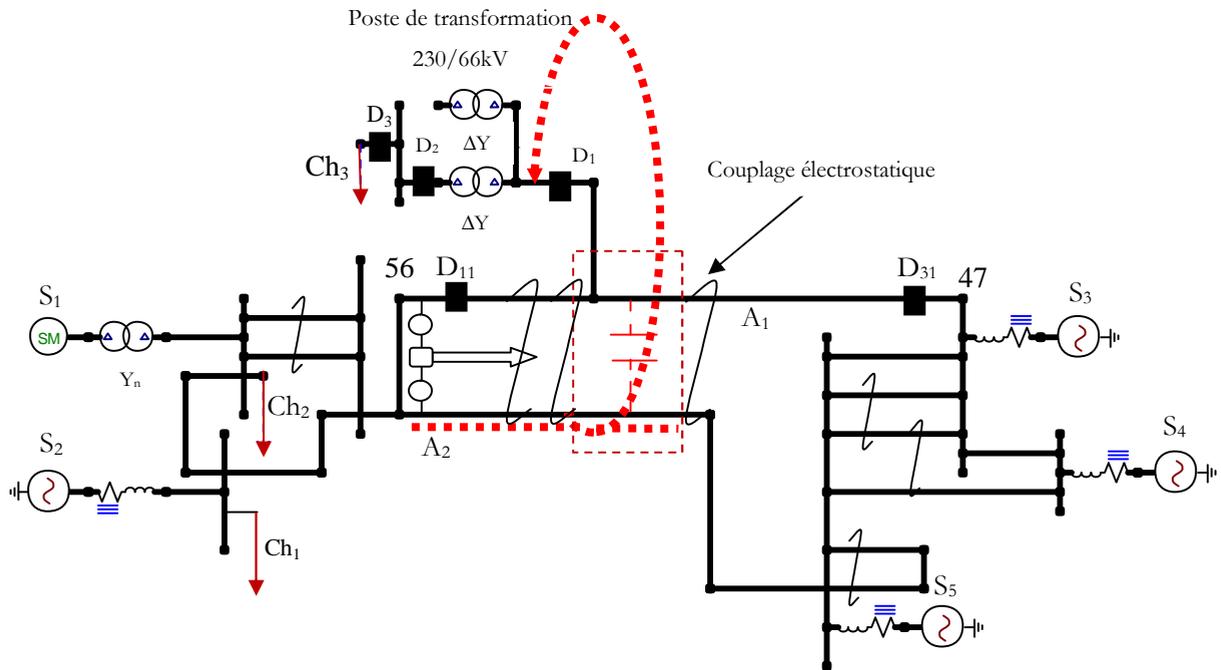
Ce qui est pire, c'est que cette perturbation ne va pas s'éliminer automatiquement à partir des protections. La protection contre les surtensions d'excitation ou les surintensités à la terre peuvent se déclencher, mais les phases en disfonctionnement du disjoncteur D<sub>1</sub> ne pourront toujours pas s'ouvrir.

Le tableau 5.1 résume les conditions initiales du circuit dans le fonctionnement normal et dans le cas susceptible de manifester une ferro-résonance.

En réalisant les manœuvres des disjoncteurs représentées dans le tableau 5.1, des régimes transitoires apparaissent à partir de deux scénarios : le premier est dû à l'ouverture des disjoncteurs D<sub>11-1</sub>, D<sub>3-1</sub> et D<sub>10</sub> pour l'ouverture de la ligne A<sub>1</sub> et D<sub>2</sub> pour la mise du transformateur TR<sub>1</sub> à vide ; le second est l'alimentation du tronçon de ligne A<sub>1</sub> par la ligne adjacente A<sub>2</sub> via le couplage capacitif de la ligne de transmission double reliée à un transformateur par seulement deux phases du disjoncteur D<sub>1</sub>.

**Tableau 5.1.** États des circuits disjoncteurs favorisant la ferro-résonance.

Disjoncteur	D <sub>1</sub>	D <sub>2</sub>	D <sub>11-1</sub>	D <sub>10</sub>	D <sub>3-1</sub>
Etat normale	Fermé	Fermé	Fermé	Fermé	Fermé
Etat favorisant l'apparition des Harmoniques	S'ouvre à 70ms (2 <sup>e</sup> scénario)	S'ouvre à 50ms	S'ouvre à 80ms	S'ouvre à 80ms	S'ouvre à 100ms



**Figure 5.10.** Chemin ferro-résonant dans le circuit étudié en diagramme monophasé.

En procédant ainsi, la configuration du circuit de la figure 5.1 devient susceptible de manifester une ferro-résonance qui est dû au passage entre la capacité équivalente de la ligne double et le noyau saturé du transformateur représenté en rouge sur la figure 5.10.

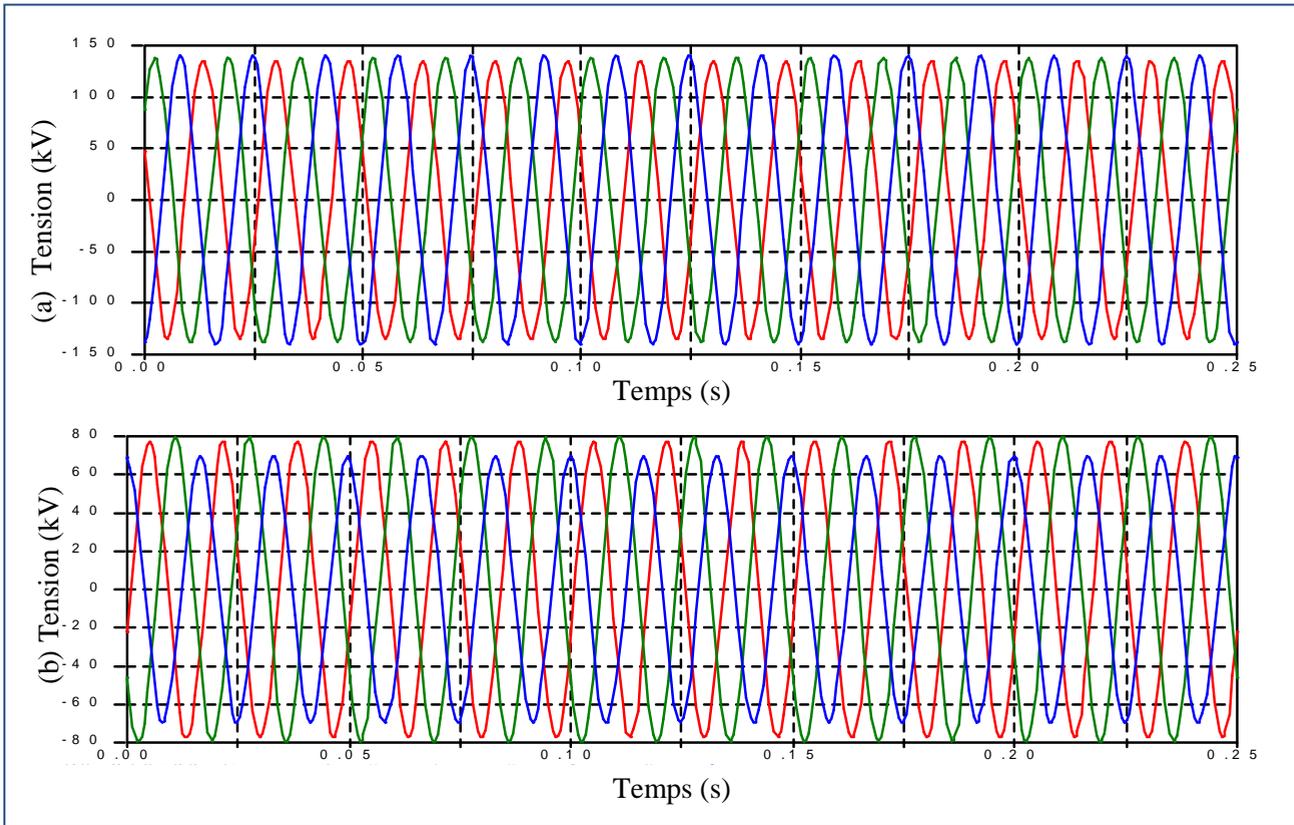
## 5.6. Testes de simulation

Plusieurs essais qui ne peuvent pas être réalisés sur le réseau réel ont été effectués sur le modèle réalisé en EMTP. Ces essais ont pour but de préciser les risques d'apparition de la ferro-résonance sur cette configuration.

### 5.6.1. Fonctionnement normal

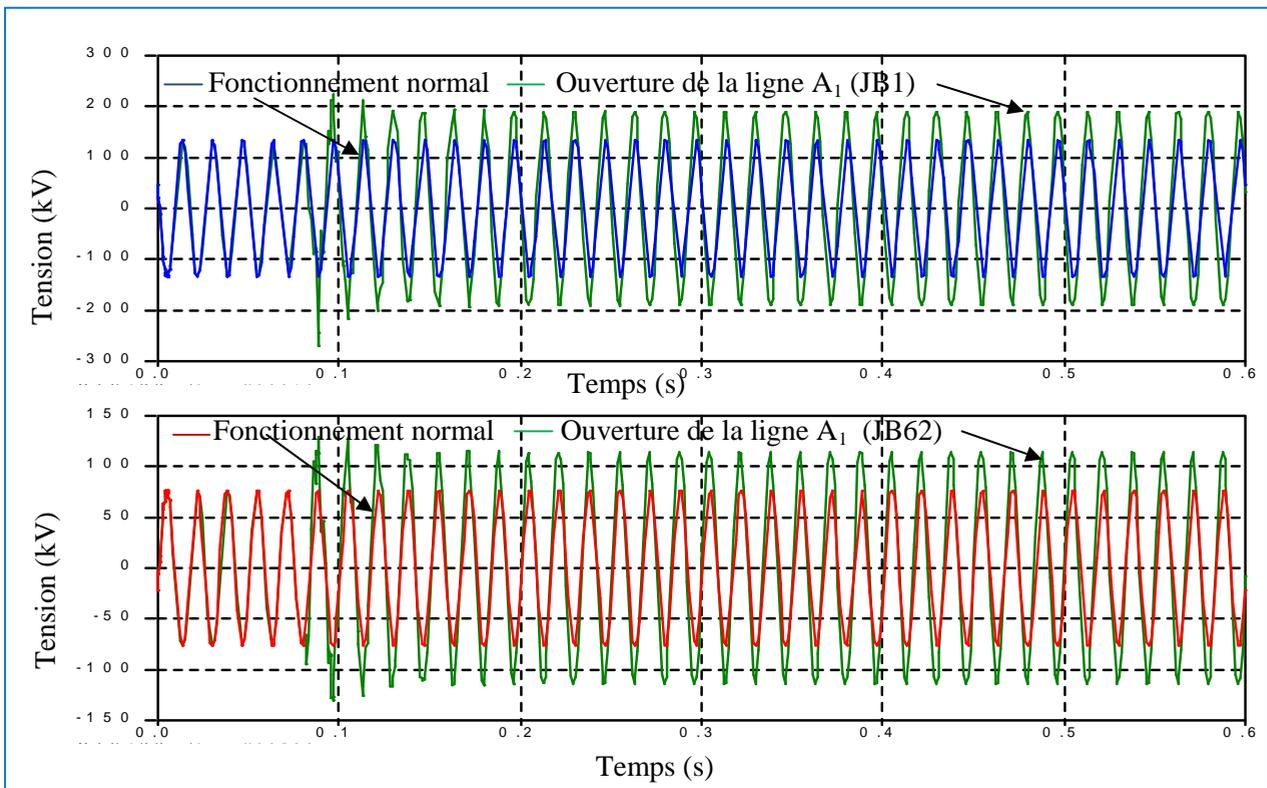
Dans le fonctionnement normal du réseau, une tension sinusoïdale d'une amplitude acceptable apparait à tous les points de mesure. Les points de mesure essentiels dans ce travail consistent en les deux extrémités du transformateur de puissance en fonctionnement  $TR_1$ . Ces points de mesure sont les deux jeux de barre 1 et 62. Le courant mesuré sera pris du disjoncteur  $D_1$ .

En général, le phénomène ne s'est pas développé pour aucun cas où le transformateur est chargé au secondaire (figure 5.11).



**Figure 5.11.** Allure de la tension du transformateur dans le fonctionnement normal.

(a) Tension au JB 1. (b) Tension au JB 62.



**Figure 5.12.** Allure de la tension avant et après élimination de la ligne A<sub>1</sub>.

---

Cependant, les études effectuées sur le modèle EMTP montrent le risque d'apparition du phénomène dans les cas suivant :

- Echech de manœuvre d'une des phases du disjoncteur à la station 56 ou bien 47.
- L'élimination de la ligne  $A_1$ .

### **5.6.2. L'enclenchement de la ligne $A_1$**

A l'enclenchement de la ligne après ouverture des disjoncteurs  $D_{11-1}$ ,  $D_{10}$  et  $D_{1-3}$ , le système est touché par une élévation de la tension. Cette surtension est représentée par la figure 5.12.

#### **5.6.2.1. La mise à vide tu transformateur $TR_1$**

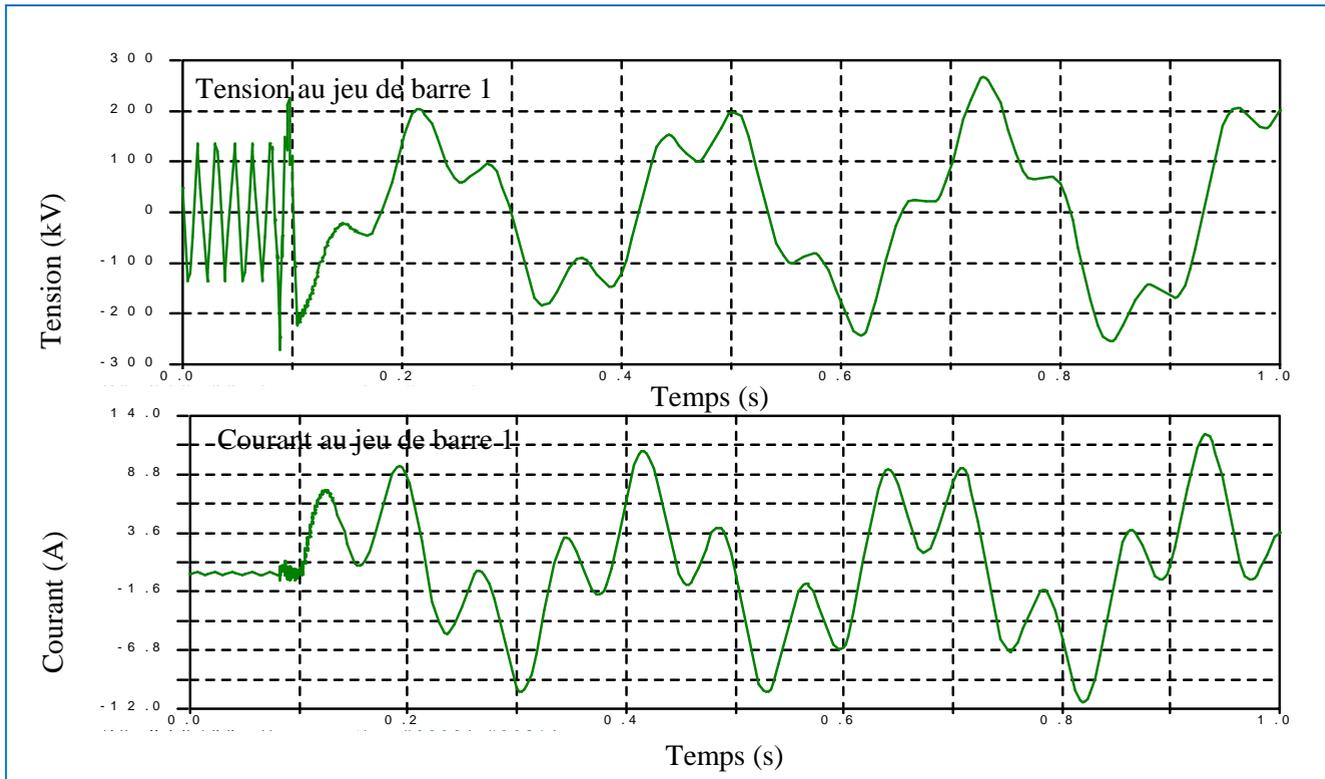
La surtension touchée par le système à l'ouverture de la ligne  $A_1$  risque d'être détectée par les relais de protection du transformateur. Ce dernier est relié à une charge au secondaire pourrait influencer sur toute la partie de distribution. D'autre part, et même si cette surtension n'est pas importante, le risque de subir une surcharge à l'instant de re-fermeture de la ligne pourrait entrainer de sérieux dégâts. Les relais de protection alors, sont contraints de commander l'ouverture du disjoncteur  $D_2$  pour mettre le transformateur à vide et éviter l'impact du régime transitoire.

#### **5.6.2.2. Allure de la tension**

La mise à vide du transformateur est interprétée par une tension représentée sur la figure 5.13. L'allure de la tension subit une distorsion remarquable en amplitude comme en fréquence à l'instant 0.1s. La fréquence qui régie le signal est de 4Hz représentant le 15<sup>e</sup> harmonique. Le mode de ferro-résonance est donc de type sous-harmonique.

D'autres composantes de différentes fréquences 17Hz, 13Hz apparaissent dans le signal, ces composantes entrainent une ferro-résonance de type quasi-périodique. Ces signaux sont de faibles amplitudes et peuvent être ignorées dans la précision du mode ferro-résonant, qui est dans ce cas là de type sous-harmonique.

Le THD de ce signale est de 67.774%. C'est pourquoi il est très important d'amortir ces oscillations par insertion d'un circuit résistif au secondaire tu transformateur ou bien en utilisant un circuit d'amortissement existant déjà dans le réseau.



**Figure 5.13.** Allure de la tension et du courant de ferro-résonance au transformateur.

### 5.6.3. Enclenchement du transformateur $TR_1$

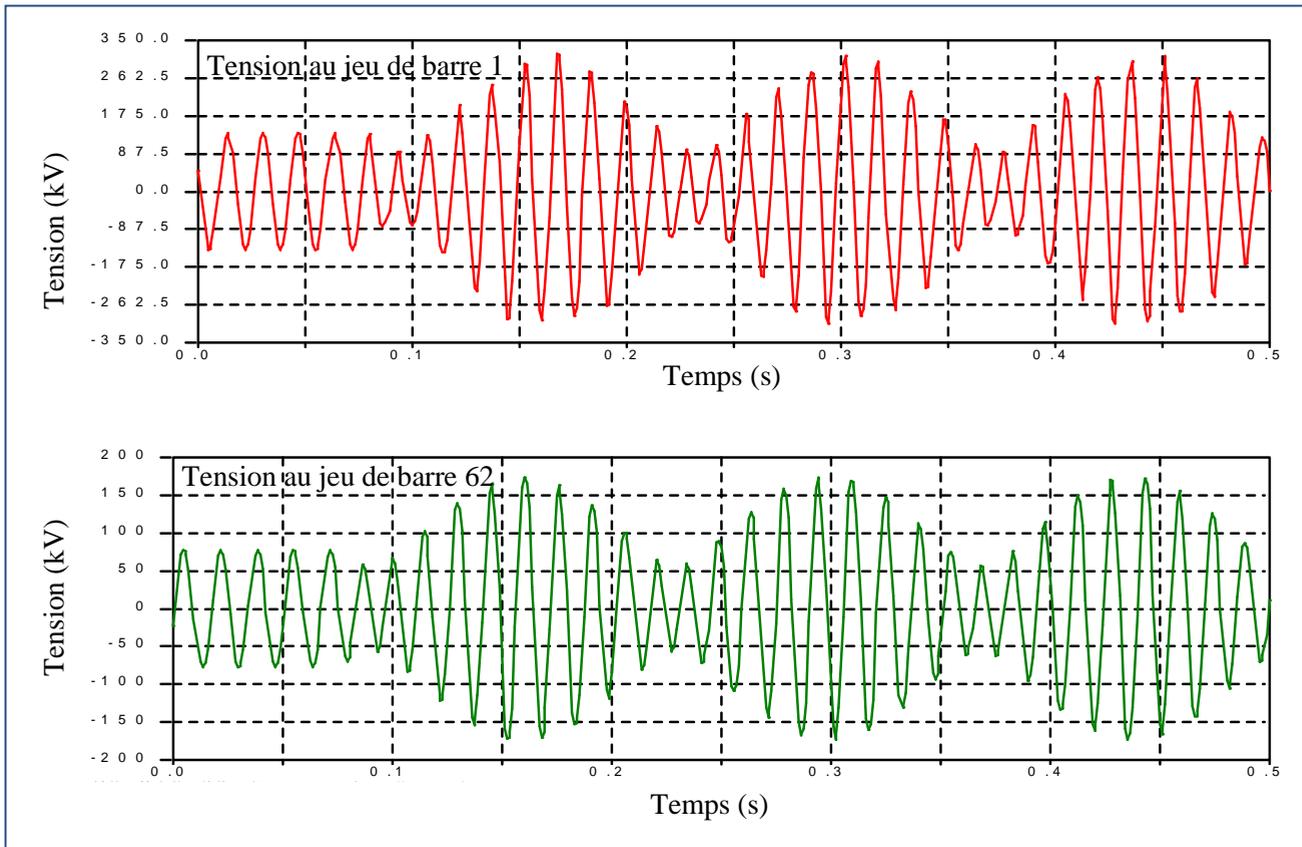
Dans le cadre de voir un autre scénario où la ferro-résonance risque d'être excitée, le réseau électrique étudié est remis à son état de fonctionnement normal où la tension obtenue est la même que celle de la figure 4.11.

A l'apparition d'un défaut au niveau du transformateur, la protection différentielle entraîne l'ouverture de  $TR_1$  aux deux extrémités par les disjoncteurs  $D_1$  et  $D_2$ . Dans le cas où l'une des phases du disjoncteur  $D_1$  ne réussit pas à s'ouvrir. Une surtension apparaît dans les deux autres phases causant la saturation du transformateur.

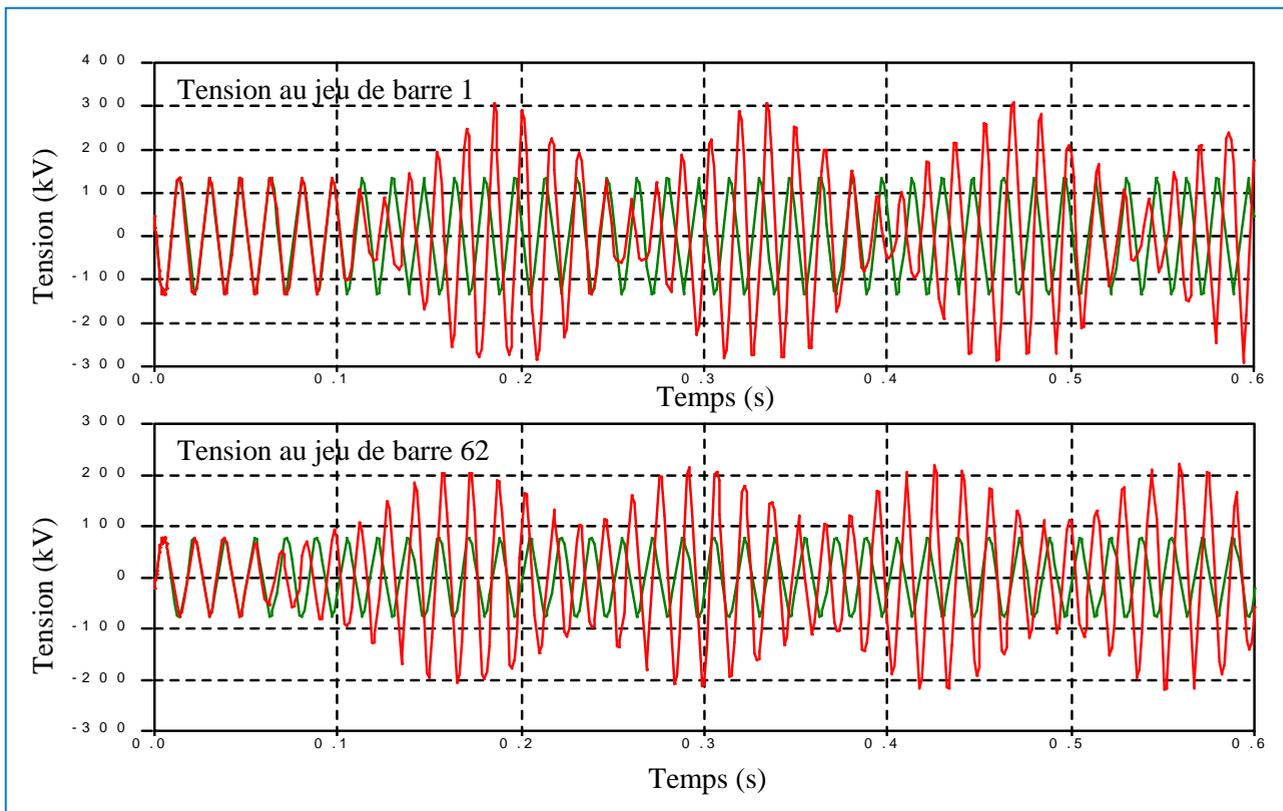
La figure 5.14 représente la forme d'onde de la tension à l'ouverture des deux phases du disjoncteur  $D_1$  à 0.07s tout en gardant la troisième phase fermée. Une comparaison entre la tension en fonctionnement normale et à l'échec d'ouverture d'une phase est importante (figure 5.15) pour expliquer l'ouverture de la ligne  $A_1$ .

La surtension obtenue atteint jusqu'à 2.5 la tension en fonctionnement normale. Cette surtension va exciter les relais de protection de la ligne qui vont commander l'ouverture des disjoncteurs aux jeux de barre 56 et 47.

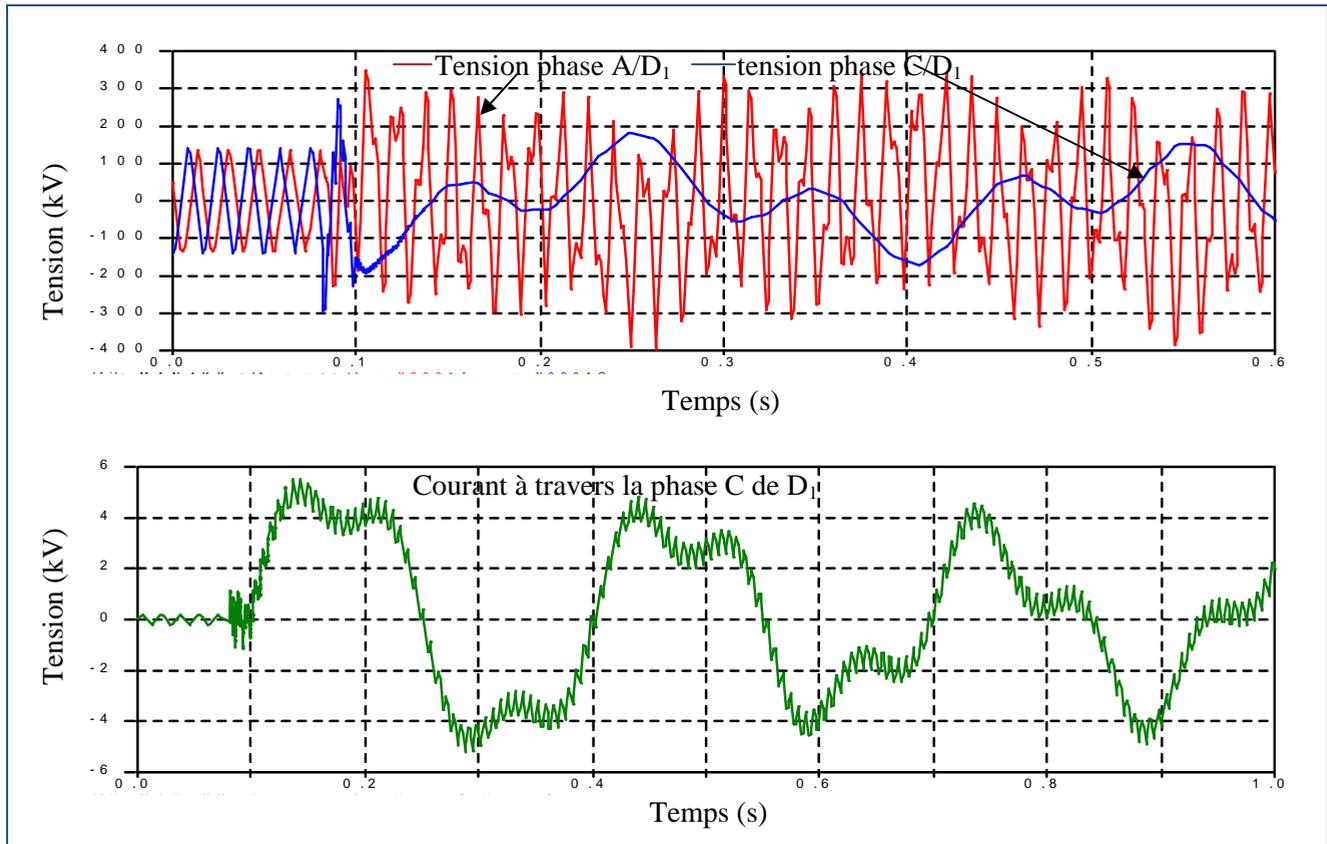
La figure 5.16 représente la tension obtenue dans le cas d'ouverture de la ligne.



**Figure 5.14.** Allure de la tension à l'échec d'ouverture d'une phase du disjoncteur.



**Figure 5.15.** Comparaison entre la tension à l'échec d'ouverture d'une phase de disjoncteur et celle en fonctionnement normal.



**Figure 5.16.** Allure de la tension de ferro-résonance au transformateur.

En dépit du fait que le système touche un déséquilibre remarquable, l'étude se concentre sur le phénomène de la ferro-résonance en étudiant la forme d'onde des signaux existants.

Le signal subit une distorsion de la forme d'onde interprétée par la superposition de plusieurs signaux à différentes fréquences.

La phase saine A possède une composante dominante qui est la fondamentale de 60Hz, suivie par la 120Hz d'amplitude 0.75pu. Ce type de ferro-résonance est le fondamentale dont le THD est de 107.77%.

Pour la phase C, la composante dominante et la 18<sup>e</sup> composante à  $\frac{1}{3}f$ , où  $f$  est la fréquence du réseau 60Hz. Une composante négligeable est ajoutée au signal d'une fréquence 158Hz. Le phénomène est dans ce cas une ferro-résonance quasi-périodique dont l'amplitude ne varie pas trop par rapport à la tension en fonctionnement normal, mais le taux de distorsion est important allant jusqu'à 141.2%.

#### 5.6.4. Discussion

La ferro-résonance apparaît dans les systèmes de transmission comprenant une ligne

---

double. Cette ligne double doit avoir un tronçon ouvert mais capacitivement couplée avec l'autre tronçon en parallèle. Cette condition n'est pas suffisante pour exciter une ferro-résonance que si le transformateur représentant l'inductance non-linéaire est soumis à l'un des deux scénarios :

- Transformateur ouvert au secondaire où le raccordement en de ce dernier assure l'absence d'un chemin de disparition de la composante homopolaire. Cette composante risque de causer la saturation du transformateur interprété par l'apparition de la ferro-résonance.
- L'échec d'ouverture d'une ou de deux phases du disjoncteur coté HT. La tension des deux phases saines vont causer la saturation du transformateur, qui avec la capacité équivalente de la ligne double, va créer un chemin ferro-résonant dans le réseau.

D'autre part, l'on peut remarquer que l'ampleur du défaut est plus grande dans le deuxième scénario. Cela est dû à la grandeur de la surtension qui est plus importante à l'échec d'ouverture des phases du disjoncteur.

### **5.7. Procédure d'élimination**

Quelques possibilités d'éliminer cette condition sont disponibles telles que :

- Ré-fermeture du circuit disjoncteur au jeu de barre 56 ou bien 47.
- L'ouverture de la ligne  $A_2$ .
- L'installation d'une charge au secondaire du transformateur  $TR_1$ .
- La connexion permanente d'un réacteur à la ligne  $A_1$ .

Il y a le risque que l'enclenchement du disjoncteur  $D_{11-1}$  au niveau du jeu de barre 56 ou  $D_{10}$  et  $D_{3-1}$  au jeu de barre 47 échoue si le défaut au poste de transformation  $TR_1$  est permanent. L'ouverture de la ligne  $A_2$  est possible mais cela engendre des problèmes de stabilité dus à l'élimination d'un circuit double.

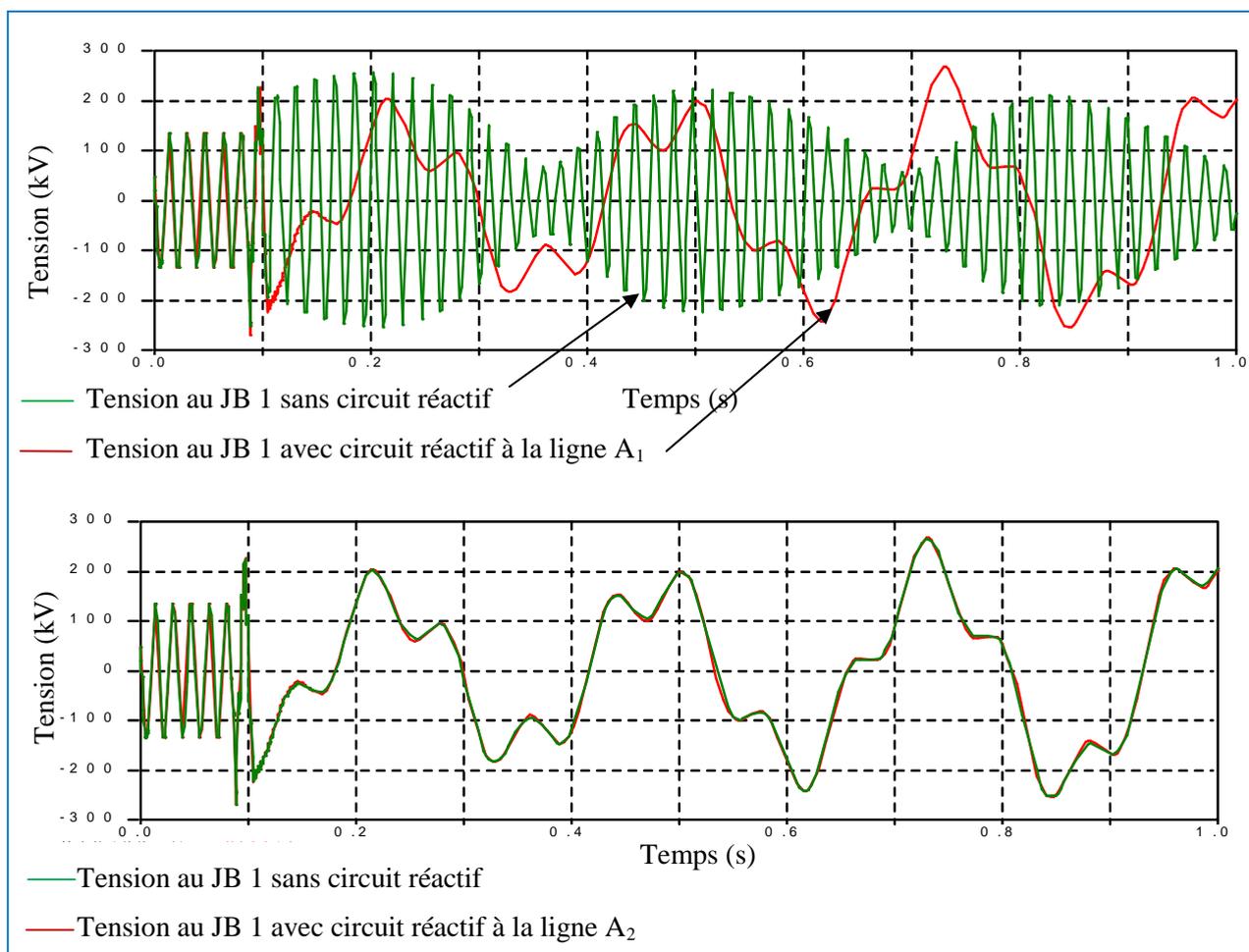
L'utilisation d'une charge commandée ou définitivement reliée au secondaire du transformateur est en quelques sortes la meilleure solution pour éviter l'apparition de la ferro-résonance. Cependant, cette solution est onéreuse et doit être évitée si d'autres solutions se présentent [34].

Le circuit réactif COP ne peut pas être relié à  $A_1$  continuellement puisqu'il réduit la

flexibilité des opérations [34]. Un compensateur réactif plus petit (25MVar) peut faire l'affaire, mais c'est aussi une solution onéreuse. Le branchement temporaire du réacteur de la ligne afin d'éliminer les conditions d'apparition de la ferro-résonance peut être une solution raisonnable si ce dernier est en disposition avec la précision de l'instant d'insertion.

### 5.7.1. Insertion d'un circuit réactif COP pour la ligne enclenchée

Le compensateur réactif COP est relié à l'extrémité de la ligne  $A_1$  par le disjoncteur  $D_{11}$  et à la ligne  $A_2$  par le disjoncteur  $D_{16}$ . L'effet de l'insertion de ce circuit à la ligne double diffère entre le premier et le deuxième cas. La figure 5.17 illustre l'allure de la tension obtenue. L'amortissement des oscillations dans le cas de l'insertion à la ligne alimentée ne servirait à rien selon les résultats de cette figure. Le signal garde son aspect distordu ferro-résonant.



**Figure 5.17.** Impacte de l'insertion du COP dans les tronçons de la ligne double.

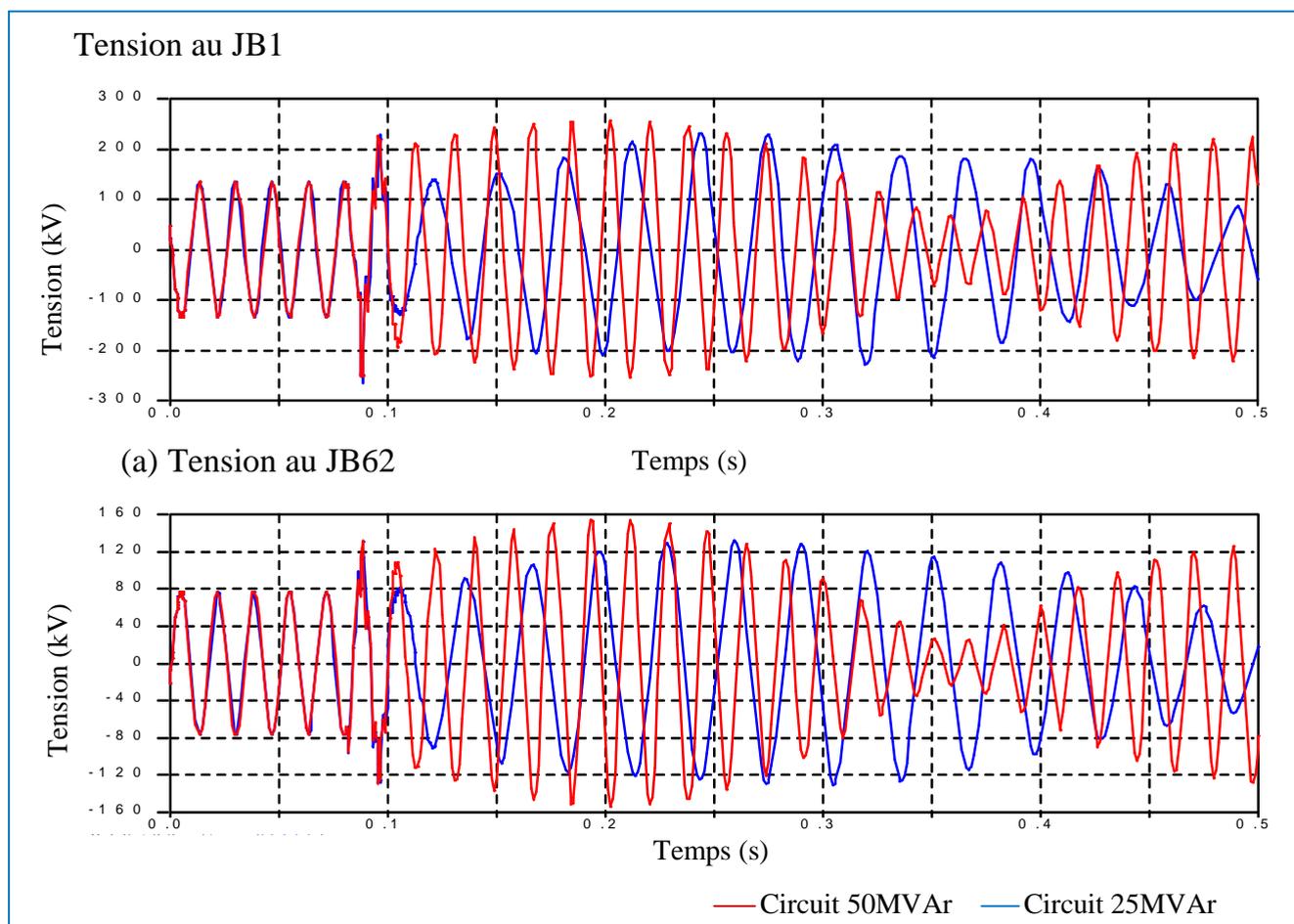
Dans le cas où l'on insert le circuit réactif au tronçon de la ligne éliminé du réseau, un amortissement du signal est imposé, ce dernier est interprété par le retour de la propagation de l'onde du signal à la fréquence du système 60Hz. Néanmoins, cette composante dominante reste en superposition avec une autre composante de faible effet à la fréquence 4Hz représentant le 15<sup>e</sup> harmonique de la ferro-résonance.

### 5.7.2. Impact de la puissance du circuit réactif

Le changement des paramètres RL du circuit équivalent du circuit réactif est interprété par le changement de sa puissance réactive.

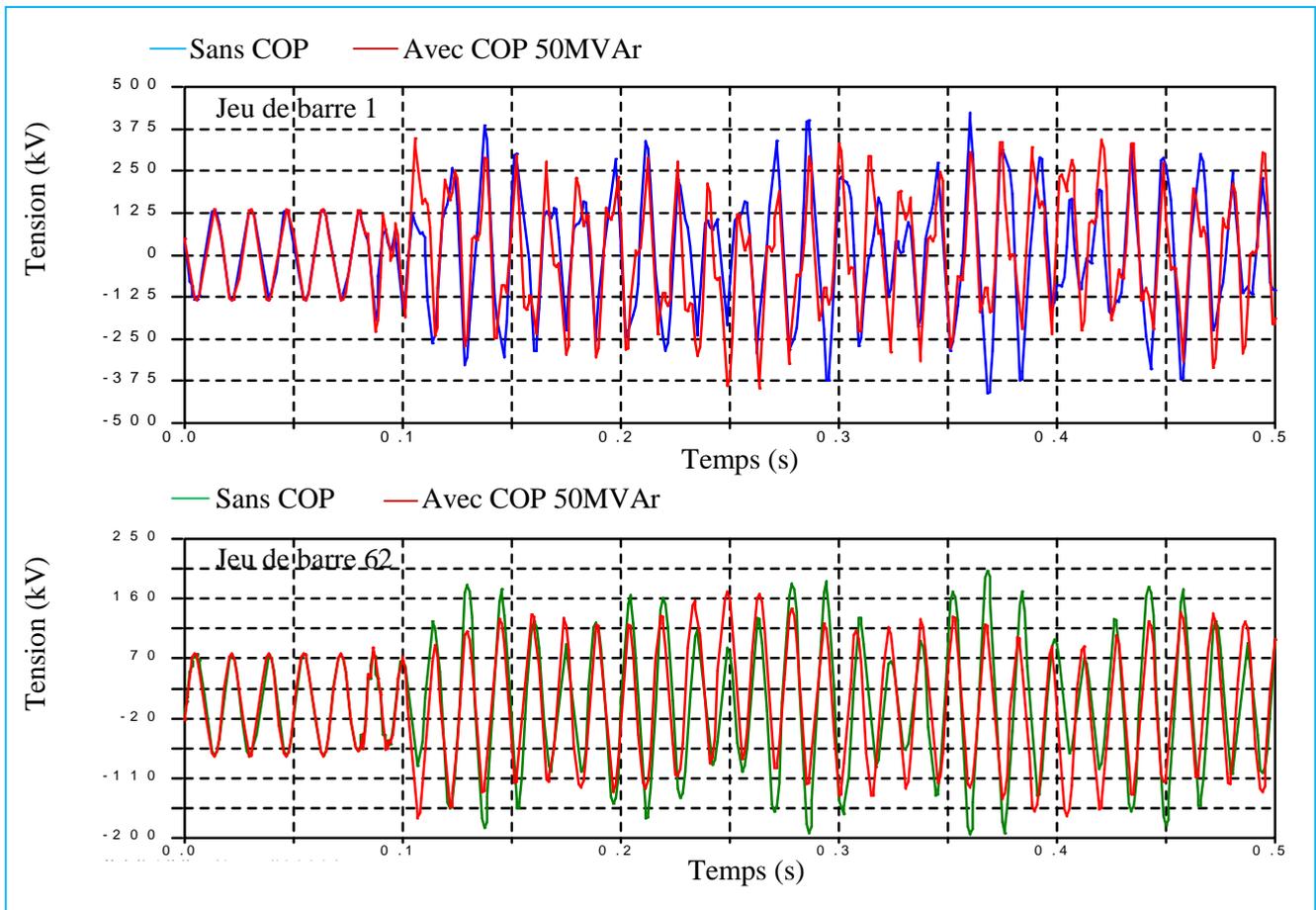
Dans ce contexte, nous allons remplacer le COP du réseau dont la puissance est de 50MVA<sub>r</sub> par un autre réacteur COP<sub>1</sub> de 25MVA<sub>r</sub>.

Un amortissement mieux achevé de la 15<sup>e</sup> composante avec le COP 25MVA<sub>r</sub> (figure 5.18). Ainsi, la tension obtenue est une sinusoïdale fondamentale proche de la tension en fonctionnement normal.



**Figure 5.18.** Impact de la puissance du COP sur l'amortissement du signal distordu.

### 5.7.3. Insertion du COP pour le transformateur enclenché

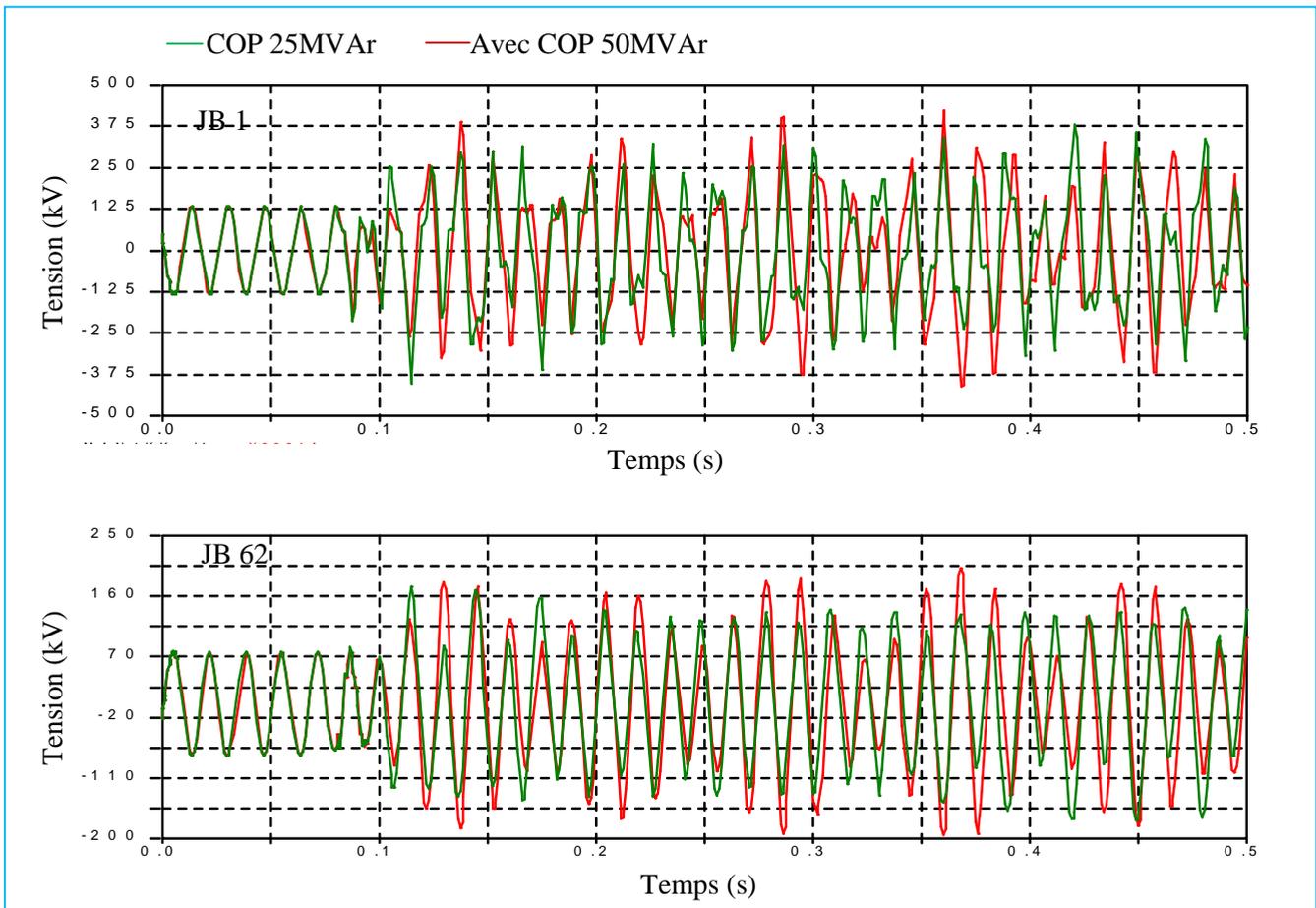


**Figure 5.19.** Impact du COP 50MVar sur l'amortissement des oscillations.

Le mode régissant le signal dans le deuxième scénario est le mode fondamental de la ferro-résonance. La figure 5.19 représente une comparaison entre la reprise du système sans réacteur et à l'insertion du réacteur COP. La distorsion de la forme d'onde continue à régir dans le signal. A vrai dire, le tau de distorsion a diminué seulement de 151.72% dans le cas sans COP, à 123.72% à l'insertion du COP.

Cependant, une légère diminution de l'amplitude est touchée à l'insertion du COP. Cela pourrait être expliqué par l'existence d'une résistance  $R_p$  qui sert à réduire la tension dans le système [32].

Si dans un autre cas, on change le réacteur COP par un autre de puissance inférieure  $COP_1$ , l'amortissement en amplitude continue à être insignifiant (figure 5.20), tandis que la distorsion de la forme d'onde n'a pas été affectée par le changement du modèle du réacteur.



**Figure 5.20.** Différentes repenses de la tension selon la puissance du COP.

#### 5.7.4. Discussion

L'insertion d'un circuit réactif COP semble être une meilleure solution pour réduire la ferro-résonance dans le signal. Les raisons sur lesquelles ce jugement est basé consistent dans le fait qu'il possède un composant de filtrage ou d'amortissement d'harmonique RL [32] d'une part, et qu'il soit déjà existant dans la configuration du réseau électrique de l'autre part.

Une des principales remarques tirée par ces essais est que ce circuit réactif sert plus au moins à amortir la ferro-résonance sous-harmonique et quasi-périodique. D'autre part, il n'est pas très efficace dans l'amortissement de la ferro-résonance fondamentale atteinte à l'échec d'ouverture d'une phase du transformateur.

Le circuit réactif sert physiquement à augmenter l'impédance du système qui a subi une diminution à cause de la saturation du noyau du transformateur, il permet la compensation de cette impédance ainsi que l'amortissement des composantes oscillatoires.

---

## 5.8. Conclusion

La ferro-résonance fait partie de ces quelques phénomènes non-linéaires rares, complexes et dangereux par les surtensions et les surintensités qu'elle engendre. Peu accessible à la compréhension par le bon sens physique, et bien que redoutée par les exploitants de réseaux électriques, il arrive fréquemment que le phénomène soit ignoré lors de la planification et de la gestion prévisionnelle des réseaux électriques à haute et moyenne tension, ou au contraire, qu'on lui attribue tout phénomène inexplicable qui engendre des dégâts lors de l'exploitation des réseaux.

La démarche de simulation reste basée sur une exploitation paramétrique qui trouve ses limites en terme de prédiction du phénomène, des lors qu'on se trouve dans une zone intermédiaire entre deux conditions externes : apparition très probable et non apparition. Le but de cette étude est de modéliser en régime transitoire différentes parties d'un réseau électrique HTA en vue de déterminer le risque d'apparition de ferro-résonances engendrées par certaines manœuvres. En particulier, nous avons étudié l'ouverture et la mise sous tension à vide d'un système de transmission (comprenant des liaisons de câbles reliés à des transformateurs à vide).

Les modélisations précises des composantes correspondantes au réseau et qui ont été implantées dans le logiciel EMTP, permettent de réaliser les simulations numériques nécessaires. Cette étape a pour but de déterminer les conditions d'apparition de la ferro-résonance.

Les paramètres qui ont une importante influence sur la ferro-résonance sont :

- La caractéristique magnétique du transformateur
- La capacité directe et homopolaire du câble ou de la ligne de connexion
- Les facteurs permettant d'amortir le phénomène (pertes, résistance du circuit)

D'autres paramètres qui n'ont pas été discutés dans ce travail sont :

- Le couplage magnétique du transformateur (flux libre ou forcé)
- Le couplage électrique du transformateur
- La puissance de court-circuit de la source

---

A son égard, des circuits de suppression ou d'amortissement peuvent réduire l'impact de la disposition finale de la ferro-résonance, et éviter les sérieux dégâts qui qu'elle engendre. Parmi ces circuits d'amortissement, le circuit réactif (compensation shunt) semble être une bonne solution au problème.

---

## *Conclusion générale*

---

L'étude accomplie, commence par un éclaircissement bref du fonctionnement du réseau électrique, son extension due à l'augmentation de la demande en énergie et son développement du à l'intégration permanente de nouveaux équipements. Ces réformes mettent le réseau dans un large nombre de régimes transitoires de différents types et de différentes fréquences.

L'un de ces régimes transitoire est la ferro-résonance qui apparaît principalement suite à un changement de configuration du système.

Plusieurs modes de ferro-résonance peuvent être identifiés dans la tension/courant du système, précisément, le mode fondamental, le mode quasi-périodique, sous-harmonique et le mode chaotique. En effet, les outils d'identification du phénomène utilisant le spectre fréquentiel, la carte Poincaré, le diagramme de phase ont été présentés.

Une revue bibliographique sur les différentes approches de modélisation, de simulation et d'expérimental a été introduite dans le second chapitre. A vrai dire, il y à quatre catégories d'étude de la ferro-résonance selon le but en vu, la détection, les causes, la distinction, et l'élimination. Chaque axe est réalisé par l'une des approches d'étude qui a ses avantages et ses inconvénients expliqués dans cette partie. L'approche de simulation étant le moyen le plus utile et le plus efficace a fait le sujet de notre travail.

Avant d'effectuer une étude générale sur un réseau et ses composants pour la détection de la ferro-résonance, un travail supplémentaire a été réalisé afin de préciser les paramètres clés influençant sur la ferro-résonance et ses modes. Un circuit monophasé a fait le siège de cette étude. Ces paramètres sont les capacités de gradation et shunt, les pertes noyau et le degré de la non-linéarité de la courbe de magnétisation.

Avant l'étude en triphasé, il faut tout de même trouver une bonne approche de simulation des composants du réseau électrique de sorte qu'il soit valable pour l'étude du phénomène. Une quatrième partie est donc accordée aux aspects de simulation des paramètres d'un réseau électrique. Les paramètres essentiels sont le transformateur, la

---

ligne de transmission, les centrales de production, les lignes de transport, les transformateurs de mesure, la compensation et les protections contre les surtensions.

La réalisation du modèle du réseau sur l'EMTP étant enfin possible, un réseau triphasé 230kV comprenant une ligne double est possible d'être étudié dans la dernière partie de ce travail. Des configurations spécifiques, pouvant engendrer la ferro-résonance ont été précisés. Les paramètres influençant sur le phénomène sont dans ce cas le couplage capacitif de la ligne double, ainsi que la fausse manœuvre des disjoncteurs du transformateur. Des solutions ont été proposées à la fin de ce travail, précisément l'insertion de la compensation shunt. Son impact en valeur de puissance sur le mode de la ferro-résonance a été discuté.

D'autres essais restent à effectuer dans le future, concernant l'insertion d'un circuit réactif à l'extrémité du transformateur, l'insertion d'un circuit résistif pour l'amortissement ou l'élimination de la ferro-résonance, l'étude de l'impact de l'instant de manœuvre des disjoncteurs. En ce qui concerne le transformateur, il est probable que la modélisation de sa résistance de perte en non-linéaire pourrait avoir un impact sur le phénomène. La même résistance prendrait en considération les pertes Foucault et le courant d'excitation dans les transformateur à 3 bras.

---

---

---

## Annexe

---

### A1 Instants de manœuvre des disjoncteurs

**Tableau. 1 les disjoncteurs du circuit de modélisation et leurs instants de manœuvre.**

Disjoncteur	Capacité [ $\mu$ F]	Total [pF]	Résistance [ $\Omega$ ]	instant d'ouverture [ms]	Instant de fermeture [ms]
D <sub>14</sub>	/	/	/	/	-1
D <sub>13</sub>	0,0016	1600	/	/	-1
D <sub>1-3</sub>			0,01(série)	100	-1
D <sub>10</sub>	0,0016	1600	50	80	-1
D <sub>5-3</sub>	/	/	/	-1	/
D <sub>5-1</sub>	/	/	/	-1	/
D <sub>5.2</sub>	/	/	/	-1	/
D <sub>19</sub>	/	/	/	-1	/
D <sub>1</sub>	0,0008	800	50	-1	/
D <sub>16</sub>	0,0008 (série) 0,004 (parallèle)	800	50	-1	/
D <sub>11-1</sub>	0,00005	50	50	80	-1
D <sub>TC</sub>	/	/	/	/	-1
D <sub>2</sub>	/	/	10 <sup>12</sup>	0,05	-1
D <sub>7</sub>	0,00005	50	/	/	/
D <sub>8</sub>	0,0015	1500	/	-1	/
D <sub>9</sub>	/	/	/	-1	/

Afin de rendre possible la connexion en parallèle de deux disjoncteurs, il est important d'insérer une résistance de 0.01  $\Omega$  entre D<sub>10</sub> et D<sub>1-3</sub>.

Afin d'amortir les oscillations numériques, une résistance est rajoutée en parallèle au circuit disjoncteur D<sub>2</sub> d'une valeur de 10<sup>12</sup>  $\Omega$ .

---

## A2 paramètres du transformateur

**Tableau 1. Données des transformateurs TR<sub>1</sub> et TR<sub>2</sub> délivrées par le constructeur**

Donnée	Valeur	Valeur équivalente de modélisation
Rapport de transformation	230/66kV	
Puissance	50MVA	
$I_{exc}$	0.2%	
Pertes noyau	50kW	0.261.10 <sup>6</sup> (à 75%) 0.348.10 <sup>6</sup> (100%)
$S_{base}$	50MVA	/
$Z_{HL}$	0.26+j8.22 (pu)	/
$X_0$	7.31 (pu)	/
$P_{Hyst}$	25%	348000
$I_{sat}$	1.2A	/
Flux <sub>sat</sub>	290Wb	/
Résistance entre enroulements	0.04	0.04
Capacité équivalente	4000pF	4000pF
Charge au secondaire	3.4MW/0.8MVAr	1214+j285.6
Rapport X/R	1/3	/
Capacité de mise à la terre (secondaire)	500pF	500pF

Le courant d'excitation est de 0.2% il est proche de zéro car le noyau du transformateur réel étudié est constitué de cinq barre. Ce courant d'excitation est faible que le modèle en branche RL utilisé pour représenter les pertes excitation est insignifiant. L'utilité de cette donnée est alors la précision du noyau utilisé qui sera utile pour le calcul des autres paramètres.

Dans le noyau à 3 barre, il est important d'insérer la caractéristique de magnétisation au côté HT du transformateur. Cependant, dans les transformateur à noyau à cinq barre l'emplacement de la caractéristique est non-exigé. C'est le côté HT qui a été élu dans notre modèle.

D'après l'équation (4.1) et l'explication qui se trouve au quatrième chapitre, lorsque les pertes Hystérésis sont égales à 25%, la modélisation de ces pertes par une résistance  $R_m$  est très raisonnable. La caractéristique de magnétisation qui est donnée par le fabricant V/I, nous pouvons préciser la valeur de  $R_m$  comme suit :

$$R_m = \frac{v}{i} \quad (A.1)$$

Où :

$$\left. \begin{array}{l} v = \omega \lambda_{max} \\ i = \frac{1}{2} d \end{array} \right\} \quad (A.2)$$

Sachant que d est l'épaisseur de la boucle de saturation.

## A2. Matrices de données du circuit électrique du transformateur

$$[R] = \begin{bmatrix} 1,386 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0,342 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1,386 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0,342 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1,386 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0,342 \end{bmatrix}$$

$$[L] = \begin{bmatrix} +353103,3 & +175458,8 & -175984,3 & -87466,5 & -175984,3 & -87466,5 \\ +175458,8 & +87207,1 & -87466,5 & -43472,9 & -87466,5 & -43472,9 \\ -175984,3 & -87466,5 & +353103,3 & +175458,8 & -175984,3 & -87466,5 \\ -87466,5 & -43472,9 & +175458,8 & +87207,1 & -87466,5 & -43472,9 \\ -175984,3 & -87466,5 & -175984,3 & -87466,5 & +353103,3 & +175458,8 \\ -87466,5 & -43472,9 & -87466,5 & -43472,9 & +175458,8 & +87207,1 \end{bmatrix}$$

## A3 Réarrangement des matrices de données du transformateur

$$[R] = \begin{bmatrix} 1,39 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1,39 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1,39 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0,34 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0,34 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0,34 \end{bmatrix}$$

$$[L] = \begin{bmatrix} +353103,3 & -87466,5 & -175984,5 & +175458,8 & -87466,5 & -87466,5 \\ -87466,5 & +353103,3 & -175984,3 & -87466,5 & +175458,9 & -87466,5 \\ -175984,3 & -175984,3 & +353103,3 & -87466,5 & -87466,5 & +175458,8 \\ +175458,8 & -87466,5 & -87466,5 & +87207,1 & -43472,9 & -43472,9 \\ -87466,5 & 175458,8 & -87466,5 & -43472,9 & +87207,1 & -43472,9 \\ -87466,5 & -87466,5 & +175458,8 & -43472,9 & -43472,9 & +87207,1 \end{bmatrix}$$

**Tableau .2. Caractéristique de magnétisation des transformateurs TR<sub>1</sub> et TR<sub>2</sub>.**

I (A)	Flux (Wb-T)
0,075	91,26471
0,083	126,23529
0,105	170,58824
0,135	204,70588
0,164	221,76471
0,214	238,82353
0,293	254,17647
0,401	266,11765
0,525	274,64706
0,750	283,17647
1,200	290,00000
1,650	291,70588

**A4 Données des lignes de transport**

**Tableau.3 Tronçon L<sub>S3</sub>**

Longueur [km]	R [ /m]	Z <sub>c</sub> [ ]	[s]
95	0,378012	729,422	4,57001.10 <sup>-4</sup>
95	0,108933	346,076	3,23244.10 <sup>-4</sup>
95	0,109223	395,697	3,25817.10 <sup>-4</sup>

Avec une matrice de transformation :

$$\begin{pmatrix} 0,59088916 & -0,41137023 & 0,70710678 \\ 0,54921623 & 0,81334063 & 0,00000000 \\ 0,59088916 & -0,41137023 & -0,70710678 \end{pmatrix}$$

**Tableau.4 Le tronçon de ligne L<sub>5,3</sub>**

Le mode	la longueur (km)	R( /km)	Z <sub>s</sub> ( )	(s)
Homopolaire	19,46	0,326212	756,327	8,96876.10 <sup>-5</sup>
Directe	19,46	0,0814698	362,478	6,60357.10 <sup>-5</sup>
Inverse	19,46	0,0819418	413,809	6,65584.10 <sup>-5</sup>

La matrice de transformation :

$$\begin{pmatrix} 0,59088916 & -0,41137023 & 0,70710678 \\ 0,54921623 & 0,81334063 & 0,00000000 \\ 0,59088916 & -0,41137023 & -0,70710678 \end{pmatrix}$$

**Tableau.5 Le tronçon de ligne L<sub>2,1</sub>**

Le mode	La longueur	R( /km)	L(mH/km)	C(mF/km)
0	19,46	0,428811	1155,70	9,41306.10 <sup>-5</sup>
1	19,46	0,0499597	463,928	6,64163.10 <sup>-5</sup>
2	19,46	0,0532271	420,976	6,66059.10 <sup>-5</sup>
3	19,46	0,0497607	350,235	6,61558.10 <sup>-5</sup>
4	19,46	0,0520595	341,140	6,62079.10 <sup>-5</sup>
5	19,46	0,0521800	351,354	6,61918.10 <sup>-5</sup>

La matrice de transformation :

$$\begin{pmatrix} 0,35170500 & -0,29975879 & 0,50649655 & 0,50581117 & 0,37534650 & 0,29462107 \\ 0,38193604 & -0,52729801 & 0,02366887 & 0,01620921 & -0,46361206 & -0,57957532 \\ 0,47989880 & -0,34354378 & -0,49264711 & -0,48417618 & 0,37895958 & 0,27780550 \\ 0,35170500 & 0,29975879 & 0,50649655 & -0,50581117 & -0,37534650 & 0,29462107 \\ 0,38193604 & 0,52729801 & 0,02366887 & -0,01620921 & 0,46361206 & -0,5797532 \\ 0,47989880 & 0,34354378 & -0,49264711 & 0,48417618 & -0,37895958 & 0,27780550 \end{pmatrix}$$

## A5 Charges du réseau électrique

**Tableau.6 Charges représentatives de la puissance demandée**

Charge	R ( )	L(H)
Charge 1	5116,2	1200,7
Charge 3	1214	285,6
Charge 2	369,53	544,87

## A6 Paramètres de la machine synchrone

Tableau.7 Données des parties mécaniques et électriques de la machine synchrone

Paramètres de la machine hydraulique.	Nombre de masses	1		
	Fractions des torques externes	1		
	Indice des masses	1		
	Indice de la masse excitatrice	0		
	Amortissement de la déviation de la vitesse	0		
	Amortissement absolu de la vitesse	0		
Paramètres généraux de la partie mécanique de la machine Pour les testes en circuit ouvert.	Moment d'inertie	1080kgm <sup>2</sup>		
	Puissance de base $S_{base}$	460MVA		
	Nombre de pôles	64		
	Type de connexion des enroulements de l'armature	Y mis à la terre		
	$\Theta$	Phase A	Phase B	Phase C
		73.6 <sup>0</sup>	-46.4 <sup>0</sup>	193.6 <sup>0</sup>
	Tension permanente à la sortie de la machine	11262.503V		
	Tension rated ligne-ligne de la machine	13.8kV		
Courant de champ de l'armature qui produit la tension 1pu de l'armature dans l'axe d.	2660A			
Paramètres de la partie électrique de la machine pour les testes en circuit ouvert.	$R_a$	0.00586 pu		
	$X_0$ et $X_1$	0.111 et 0.0983 pu		
	$X_d$ et $X_q$	0.696 et 0.298 pu		
	$X_d'$ et $X_q'$	0.201 et 0.298 pu		
	$X_d''$ et $X_q''$	0.151 et 0.151 pu		
	$T_{d0}'$ et $T_{q0}'$	6.21 et 0 pu		
	$T_{d0}''$ et $T_{q0}''$	0.044 et 0.038 pu		

## A7 Sources et charges internes

**Tableau.8 Données des sources de tension et ses charges internes pour le modèle étudié**

Source	V <sub>mA</sub> (kV)	V <sub>mB</sub> (kV)	V <sub>mC</sub> (kV)	A <sup>(0)</sup>	B <sup>(0)</sup>	C <sup>(0)</sup>	Charges internes			
							R <sub>0</sub> ( )	L <sub>0</sub> ( )	R <sub>1</sub> ( )	L <sub>1</sub> ( )
S <sub>3</sub>	204,937080	204,937080	204,937080	76,3223	-43,677	196,322	0,4814	14,0767	2,8090	23,7309
S <sub>4</sub>	203,690636	203,690636	203,690636	73,5250	-46,44	193,525	0,5766	14,7750	3,1423	29,4812
S <sub>5</sub>	193,198699	193,198699	193,198699	84,5124	-35,46	204,5124	0,0741	1,0368	0,2539	5,4275
S <sub>2</sub>	184,629622	184,629622	184,629622	79,0299	-40,91	199,0299	/	/	/	/
S <sub>1</sub> (MS)	13,800	13,800	13,800	0	120	240	/	/	/	/

## A8 La ligne de transmission A<sub>1</sub>-A<sub>2</sub>

Voire PCH file.

## A9 Le parafoudre

**Tableau.9 Segments du parafoudre**

P (A)	Q	V <sub>min</sub> (pu) (la base : V <sub>ref</sub> )
0,383018778929996.10 <sup>9</sup>	0,554185403154591.10 <sup>2</sup>	0,617997266717781
0,265741563699778.10 <sup>7</sup>	0,396422132092866.10 <sup>2</sup>	0,729733972369103
0,503026019385050.10 <sup>6</sup>	0,338499816858101.10 <sup>2</sup>	0,750240062677929
0,583908413271788.10 <sup>5</sup>	0,254018602689520.10 <sup>2</sup>	0,774988792360988
0,674585424953417.10 <sup>4</sup>	0,156449465157678.10 <sup>2</sup>	0,801556221723850
0,601240880220415.10 <sup>4</sup>	0,136520668585089.10 <sup>2</sup>	0,943879323303920

## A10 Le réacteur

**Tableau.10 Les données du réacteur**

X <sub>1</sub>	100,71%
X <sub>0</sub>	34,87%
R <sub>1</sub>	0,266%
R <sub>0</sub>	N'a pas été donnée
V <sub>base</sub>	230KV
P <sub>base</sub>	50MVA
X <sub>0</sub> /X <sub>1</sub>	0,35 (valeur typique comprise entre 0.5-0.7)
Le facteur de qualité de la séquence positive Q <sub>1</sub>	379 (valeur typique compris entre 300-500)
Le facteur de qualité de la séquence homopolaire Q <sub>0</sub>	23 (compris entre 10-40)
Z l'impédance du réacteur	1069 (résistance obtenue par les essais expérimentaux 1100 )

---

---

---

## *Références Bibliographiques*

---

- [1] Cadick Corporation, "High Technology Solutions for the Producers, Distributors and Users of Electric Power", *Technical Bulletin*, 8 pages, 2002.
- [2] Task Force of the IEEE Working Group, "Modeling and Analysis Guidelines for Slow Transients-Part III: The Study of Ferroresonance", *Slow Transients Task Force of the IEEE Working Group on Modeling and Analysis of Systems Transients Using Digital Programs, IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 15, No. 1, 2000.
- [3] B. A. Mork, D. L. Stuehm, "Application of Nonlinear Dynamics and Chaos to Ferroresonance in Distribution Systems", *IEEE Transaction on Power Delivery*, Vol. 9, No. 2, pp. 0885-8977, 1994.
- [4] V. Valverdie, A. J. Mazon, I. Zamora, G. Buigues " Ferroresonance in Voltage Transformers: Analysis and Simulations", *IEEE Proceeding*, 7 pages.
- [5] J. R. Marti, A. C. Soudack "Ferroresonance in Power Systems: Fundamental Solutions", *IEEE Proceeding-C*, Vol. 138, No. 4, pp. 321-329, 1991.
- [6] Lin Chen, Qing Yang, Jing Wang, Wenxia Sima and Tao Yuan "Classification of Fundamental Ferroresonance Single Phase-to-Ground and Wire Breakage Over-Voltages in Isolated Neutral Networks", *Energies ISSN*, 4, 29 August 2011, pp. 1301-1320, 2011.
- [7] Bernard C. Lesieutre, Jama A. Mohamed, Aleksandar M. Stanković "Analysis of Ferroresonance in Three-Phase Transformers", *IEEE*, pp. 7803-6338-8, 2000.
- [8] Victor Valverde, Javier Mazon, Garikoitz Buigues, Inmaculada Zamora "Ferroresonance Suppression in Voltage Transformers", *Electrical Review, ISSN* 0033-2097, R. 88 N 1, pp. 137-140, 2012.
- [9] Ha Heng-xu, Zhou Hai-quan, Hu Xi-tong, "The Application of Equal Area Criterion in Ferroresonance". 2010 International Conference on Power System Technology. *IEEE* 2010.
- [10] Yunge Li, Wei Shi, Rui Qin, and Jilin Yang "A Systematic Method for Suppressing Ferroresonance at Neutral-Grounded Substations", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 18, No. 3, pp. 1009-1015, 2003.

- 
- [11] R. Gagnon, P. Viarouge, G. Sybille, F. Tourkhani "Identification of Ferroresonance as the Cause of SVC Instability in a Degraded Series Compensated Network", *IEEE*, pp. 1377-1383, 2000.
- [12] Y. Yamagata, S. Nishiwaki, T. Koshizuka, N. Takahashi, and M. Kosakada "Ferroresonance by Open-Phase on Transformer with Delta Winding and Grounded Neutral", *IEEE*, PP. 292-297, 2002.
- [13] M. Sanaye-Pasand, R. Aghazadeh, H. Mohseni "Ferroresonance Occurrence During Energization of Capacitive Voltage Substations", *IEEE*, pp. 601-612, 2003.
- [14] L. B. Viena, F. A. Moreira, N. R. Ferreira, A. C. de Castro and N. C. de Jesus "Analysis and Application of Transformer Models in the ATP Program for Study of Ferroresonance", *IEEE Transmission and Distribution Conference and Exposition*, pp. 738-745, 2010.
- [15] V. Valverde, G. Buigues, E. Fernandez, A. J. Mazon, I. Zamora "Behavioral Patterns in Voltage Transformer for Ferroresonance Detection", *IEEE UPV/EHU Basque Government (Ref. IT 532-10)*, pp. 771-775, 2012.
- [16] Madhab Roy, Chinmay Kanti Roy "A Study on Ferroresonance with a Varying Initial Conditions Using a Nonlinear Model of Transformer", *Third International Conference on Power Systems, Indiana, 27-29*, No. 213, pp. 213-219, 2009.
- [17] Rui Zhang Sweet Peng Ang, Haiyu Li, Zhongdong Wang "Complexity of Ferroresonance Phenomena: Sensitivity Studies from a Single-Phase System to Three-Phase Reality", *IEEE Electricity North West Ltd*, pp. 172-176, 2010.
- [18] Li Huawei, Fan Yu "Impact of Breaker Operations on Ferroresonance in Power Systems", *The Eighth International Conference on Electronic Measurement and Instruments ICEMI*, pp. 680-683, 2007.
- [19] Milan Graovac, Reza Iravani "Fast Ferroresonance Suppression of Coupling Capacitor Voltage Transformers", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 18, No. 1, pp. 158-163, 2003.
- [20] Afshin Rezaei-Zare, Majid Sanaye-Pasand, Hossein Mohseni, Shahrokh and Reza Iravani " Analysis of Ferroresonance Using Preisach-Type Hysteretic Magnetizing Inductance ", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 22, No. 2, pp. 919-930, 2007.

- 
- [21] M. Sanaye-Pasand, H. mohseni, Sh. Farhagi, A. Rezaei-Zare, and R. Iravani "Effects of Initial Conditions on Ferroresonance in Power Transformers Using Preisach Theory" , pp. 845-851.
- [22] Afshin Rezaei-Zare, Reza Iravani, Majid Sanaye-Pasand "Impacts of Transformer Core Hysteresis Formation on Stability Domain of Ferroresonance Modes", *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 24, No. 1, pp. 177-187, 2009.
- [23] Zoran Gajić, Birger Hillstrom, Fahrudin Mekić "HV Shunt Reactor Secrets for Protection Engineers". *30<sup>th</sup> Western Protective Relying Conference, Washington*, pp. 1-30, 2003.
- [24] P. S. Moses, M. A. S. Masoum "Modeling Ferroresonance in Asymmetric Three-Phase Power Transformers". IEEE, pp. 1-6.
- [25] Zaipatimah Ali, Vladimir Terzija "Spectral analysis of Voltage and Currents During Different Modes of Ferroresonance in Switchgear", *International Journal of Smart Grid and Clean Energy*, pp. 214-221, 2013.
- [26] Charalambous, Z. D. Wang, M. Osborne and P. Jarman "Sensitivity Studies on Power Transformer Ferroresonance of a 400kV Double Circuit". *IET Gener. Transm. Distrib*, N. 2, pp. 159-166, 2008.
- [27] Jozef Wisniewski, Edward Anderson, Kanusz Karolak "Search for Network Parameters Preventing Ferroresonance Occurrence", *9<sup>th</sup> International Conference. Electrical Power Quality and Utilization. Barcelona*, pp. 1-6, 2007.
- [28] R. Zhang, J. S. Peng, S. P. Ang, H. Y. Li, Z. D. Wang and P. Jarman "Statistical Analysis of Ferroresonance Phenomena for 400kV Double-Circuit Transmission Systems", *International Conference on Power Systems Transients (IPST2011) in Delft, the Netherlands*, pp. 1-6, 2011.
- [29] Y. Yamagata, S. Nishiwaki, T. Koshizuka, N. Takahashi, and M. Kosakada "Ferroresonance by Open-Phase on Transformer with Delta Winding and Ground Neutral", IEEE; pp. 292-297, 2002.
- [30] "Ferroresonance Simulation Studies of Transmission Systems", A thesis submitted to the university of Manchester of the degree of Doctor of Philosophy. Swee Peng Ang.2010.
-

- 
- [31] "Alternative Transients Program (ATP) Rule Book" Copyright © 1987-92 by Canadian/American EMTP User Group. Canadian/American EMTP User Group; Co-Chairmen: Dr. W. Scott Meyer, Dr. Tsu-Huei Liu.
- [32] "Electro-Magnetic Transients Program (EMTP) Theory Book". Branch of System Engineering, Bonneville Power Administration. Portland, Oregon 97208-3621. United States of America.
- [33] "Transmission Line Reference Book", Second Edition. Project UHV, Technical resource operation, Large transformer division, General electric Co, Pittsfield, Massachusetts. Electrical Power Research Institute, 3412 California.
- [34] D. N. A. Jacobson, Dr. L. Marti, Dr. R. Menzies. "Modeling Ferroresonance in a 230kV Transformer-terminated Double-Circuit Transmission Line". IPST'99-International Conference on Power Systems Transients, Budapest-Hungary, 1999.
- [35] "Field Testing, Modeling and Analysis of Ferroresonance in a High Voltage Power System", by David A. N. Jacobson, thesis submitted to the faculty of graduated studies in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy. University of Manitoba, 2000.
- [36] Norme Internationale CEI 60044-1. Transformateurs de mesure. Edition 1.2. 2003.02. Edition 1 :1996 consolidée par les amendements 1 :2002 et 2 :2002.

<p>_____ يعرض هذا العمل دراسة توضيح مناهج حول حالات واقعية حول الرنين  مستويات الطاقة. حساسية النظام الكهربائي هذه الظاهرة تم توضيحه في هذا المشروع  حالات أحادية الطور إلى أخرى ثلاثية الطور حول شبكة واقعية  لحادثة الرنين . و ذلك لتحديد اهم السيناريوهات التي تؤدي الى حالات الرنين.  بتقليص و تقليل من مفعول الرنين على الشبكات الكهربائية و ذلك  من خلال توصيل دارة ذات مكثفة و مقاومة و خاصة وشيعة التي تسمح للدارة بالرجوع الى الحالة الابتدائية السليمة.</p>
<p>مفتاحيه: الرنين ، الأخطية ، المحاكاة، وشيعة.</p>
<p><b>Résumé :</b> L'objectif principal de ce mémoire est de donner une revue compréhensible sur la ferro-résonant apparaissant dans le réseau aux différents niveaux de tension. La sensibilité aux paramètres du système a été discutée dans un exemple monophasé. Des simulations sur l'EMTP ont été réalisées pour éclaircir la complexité du phénomène. Des formules mathématiques de calculs de certains points de fonctionnement sont obtenu afin d'expliquer le choix des modèles utilisé et l'impact des paramètres sur le mode de la ferro-résonance. Une étude plus complexe a été faite sur un réseau triphasé pour éclaircir les différentes configurations susceptible d'exciter la ferro-résonance et d'autres permettant d'amortir le phénomène.</p>
<p><b>Mots Clés :</b> Ferro-résonance, non-linéarité, THD, modélisation, circuit inductif.</p>
<p><b>Abstract:</b> The main purpose of this dissertation of magister is to give a comprehensive literature review on 'real case' Ferroresonance phenomena having occurred at different voltage levels of power systems. Sensitivity studies on a single phase system are conducted. ATPDraw simulation was performed for enlightening complexity of Ferroresonance issue. Calculation formulas for certain characteristic points were obtained to explain choices of parameters' models contributing to the occurrence of such phenomenon. The accomplishment of a suitable simulation model allows the sensitivity studies to be performed to determine the degree of influence of various components of the ferroresonance phenomenon and modes, such as line length and transformer core loss. Suppression methods were discussed in this work.</p>
<p><b>Key Words:</b> Ferroresonance, Nonlinear, THD, Modeling, inductor.</p>