MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE MOULOUD MAMMERI, TIZI-OUZOU

FACULTE DE : GENIE ELECTRIQUE ET D'INFORMATIQUE

DEPARTEMENT : ELECTROTECHNIQUE

# THESE DE DOCTORAT

SPECIALITE : ELECTROTECHNIQUE

Présentée par :

**Mr HOUASSINE Hamza**

Sujet :

## ETUDE DES SURTENSIONS DANS LES BLOCS ALTERNATEUR-TRANSFORMATEURS DES CENTRALES ELECTRIQUES.

Devant le jury composé de :

| | | | | |
|---|---|---|---|---|
| Mr BENAMROUCHE | Nasreddine | Professeur | UMMTO | Président |
| Mr MUFIDZADA | Nahid | Professeur | U.M.M.T.O | Rapporteur |
| Mr BOUBAKEUR | Ahmed | Professeur | E.N.P Alger | Examinateur |
| Mr BOUAZABIA | Slimane | Maître de Conférences A | USTHB Alger | Examinateur |
| Mr MOULAI | Hocine | Maître de Conférences A | USTHB Alger | Examinateur |
| Mr OTMANE-CHERIF | Tahar | Maître de Conférences A | U.M.M.T.O | Examinateur |
| Mr HANDALA | Med Amokrane | Maître de Conférences A | U.M.M.T.O | Invité |

Soutenue le : 23 / 12 /2010

# REMERCIEMENTS

Ce travail de thèse est réalisé au département d'Electrotechnique, Laboratoire de Conceptions et Conduites des Systèmes de Production de la faculté du génie électrique et de l'informatique, Université Mouloud MAMMERI de Tizi-Ouzou.

J'exprime ma gratitude et toute ma reconnaissance à Monsieur MUFIDZADA. N.A, Professeur et responsable de l'équipe chargée de l'étude des surtensions impulsionnelles dans les transformateurs, Laboratoire L2SCP, d'avoir assuré la direction de cette thèse et de la confiance qu'il m'a témoigné en m'accueillant au sein de son équipe, ainsi que son soutien continu, tant au plan humain que professionnel.

J'adresse mes remerciements à Monsieur BENAMROUCHE. N, Professeur à la faculté de Génie Electrique et Informatique, Université Mouloud MAMMERI pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de présider le jury. Mes remerciements vont également à Monsieur BOUBAKEUR.A, Professeur à l'Ecole Nationale Supérieure Polytechnique d'Alger, à Monsieur BOUAZABIA.S, Maître de Conférences, à l'Université de Sciences et Technologie de Bab-Ezzouar, à Monsieur MOULAI.H, Maître de Conférences, à l'université de Sciences et Technologie de Bab-Ezzouar, et à MM. OTMANE-CHERIF.T et HANDALH.M.A Maîtres de Conférences, Université Mouloud MAMMERI, d'avoir accepté d'examiner notre travail

Ma reconnaissance et mes remerciements vont, une autre fois, à l'égard de Messieurs BOUBAKEUR.A et MOULAI.H, pour leur disponibilité et leur intérêt pour notre axe de recherche, et à Monsieur ABDI.S.E, Maître assistant chargé de Cours à l'université de Médéa, pour son aide et pour la documentation qu'il a mise à ma disposition.

J'adresse mes vifs remerciements, à mes collègues enseignants et administration de l'Université de Médéa, de l'Université de Tizi-Ouzou, de l'Ecole Supérieure Navale de Tamantafoust (E.N.S.T) et de l'Institut de Formation en Electricité et Gaz (I.F.E.G) de Blida, de m'avoir aidé à créer une ambiance conviviale pour l'accomplissement de ce travail de thèse.

Une affectueuse pensée à ma famille, mes parents, ma femme et mes frères et sœurs, pour leur soutien et encouragement, durant toute ma formation.

Je suis également reconnaissant à Monsieur M. HOUASSINE, chargé d'Etudes à l'Entreprise Nationale des Industries Electroménagères (E.N.I.E.M), d'avoir eu l'amabilité de relire le document. Je lui rends un grand hommage pour ses remarques et ses suggestions.

Sommaire

## Chapitre II Modélisation du Système Etudié et Calcul de Ses Paramètres

## Chapitre III Surtension dans les Enroulements du Transformateur avec Prise en Compte du Noyau

# INTRODUCTION GENERALE

Les réseaux électriques sont généralement soumis à des surtensions d'origines variées. Le transformateur est l'un des plus importants éléments constituant les réseaux électriques. Pour assurer la fiabilité de son fonctionnement, il doit être bien protégé contre tous types de contraintes à savoir : Les surintensités et les surtensions internes et externes.

Les surtensions, sont à l'origine de la création des problèmes transitoires à front très raide, qui peuvent engendrer des contraintes gênantes sur le fonctionnement des différents dispositifs des réseaux en particulier le transformateur. La considération des problèmes liés à la propagation des surtensions le long des enroulements du transformateur a fait l'objet de plusieurs investigations [1].

La connaissance et la maîtrise des régimes transitoires qui se propagent sur les réseaux et dans les éléments qui y sont connectés (transformateur…..) est un problème d'actualité. En effet, un transformateur relié à une ligne électrique est soumis à différents types de surtensions dont la connaissance est très importante. Elle permet une meilleure conception du transformateur en vue d'une meilleure protection. Ces recherches nécessitent fréquemment des modèles de transformateur vu que l'étude directe est impossible à réaliser [1][2].

Le présent travail est une suite des travaux initiés au niveau du Laboratoire de Conduites des Systèmes de Production (L2CSP) de l'Université de TIzi-Ouzou, dans le cadre d'un axe de recherche traitant l'étude des surtensions dans les réseaux électriques en particulier dans les blocs alternateurs-transformateurs.

Cette étude est une modélisation mathématique, du système représentant une partie sensible du réseau électrique entre autre celle qui sert de jonction entre la production et le réseau de transport. Cette modélisation nous permettra de traiter les régimes transitoires dans les transformateurs et dans les lignes de transport d'énergie, afin de pouvoir répondre à notre problématique qui correspond à l'étude de l'impact de la propagation des ondes de surtensions d'origine atmosphérique provenant d'une ligne HT (Haute Tension) sur les enroulements du transformateur et en général dans les postes électriques, et ceci dans l'objectif de déterminer le schéma de protection le plus approprié pour une protection fiable du poste et de ses constituants.

Pour cela nous avons subdivisé notre travail en quatre chapitres.

Le premier chapitre concerne une étude bibliographique portant sur les différents travaux scientifiques traitant les phénomènes de surtensions et leurs impacts sur les éléments constitutifs du réseau, en particulier dans le domaine de la haute tension. Cette première partie nous a amené à adopter le modèle le plus convenable pour notre investigation.

Dans le second chapitre, on s'est intéressé à la mise en équations du système d'étude composé d'une cascade ligne HT, parafoudre, câble HT sous terrain et le transformateur de puissance relié à un alternateur, en utilisant le modèle choisi précédemment. En suite on présente méthode de calcul des différents paramètres du modèle utilisé.

Une étude de l'influence du noyau magnétique du transformateur sur la propagation des ondes de surtension dans les enroulements de ce dernier, a fait l'objet du troisième chapitre. Cette étude a été menée en établissant les équations mathématiques, du schéma équivalent du transformateur sans tenir compte du noyau magnétique et en proposant deux schémas équivalents du transformateur avec prise en compte du circuit magnétique, déduits de deux approches différentes, en vue d'une étude de l'influence du noyau sur la propagation des ondes de surtensions dans les deux enroulements primaire et secondaire du transformateur, et également dans le but de comparer les résultats obtenus afin de les valider.

Le quatrième chapitre de notre étude est composé de deux parties.

La première est consacrée à l'étude du problème relatif à la propagation d'une onde de surtension sur une ligne HT dans l'hypothèse que son amplitude n'est pas suffisante pour faire fonctionner le parafoudre placé sur la borne HT du transformateur. Cette étude est effectuée en utilisant la modélisation mathématique de la ligne, du transformateur et du schéma de protection du poste. Les calculs sont faits pour les schémas des postes unidirectionnels des tensions nominales 110, 220 et 330 kV. Les transformateurs, de tensions nominales de 220 et 330 kV fonctionnant avec le neutre mis à la terre et les transformateurs de tension nominale de 110 kV - fonctionnant avec les deux régimes du neutre, sont traités.

Le problème étudié est appliqué à deux types de cascades à savoir ligne-transformateur et ligne-câble-transformateur.

Quant à la seconde partie, elle est consacrée à l'étude de l'effet du transit des surtensions provenant de l'enroulement primaire, sans lui provoquer des avaries, vers l'enroulement secondaire pour pouvoir qualifier et quantifier les risques d'apparition de défaut dans cet enroulement suite à ce transit.

Nous terminons notre thèse par une conclusion générale, regroupant l'essentiel des résultats obtenus.

## Introduction

Les transformateurs sont l'objet de surtensions internes et externes. Ces surtensions sont connues pour générer des régimes transitoires dont la connaissance est très importante. Ces recherches nécessitent fréquemment des modèles de transformateurs vue que l'étude directe est impossible à réaliser. Dans ce présent chapitre, nous allons évoquer un aperçu général sur les études précédentes faites dans domaine de la modélisation des enroulements du transformateur en régime transitoire.

## I.1. Etat de l'art

En exploitation, l'enroulement d'un transformateur est soumis à la fois aux surtensions internes et externes. Les surtensions internes sont créées par des modifications brutales des variables de la topologie du réseau, et les surtensions externes par des décharges d'origine atmosphérique.

Lorsqu'une surtension de foudre ou de manœuvres apparaît en un point du réseau, elle se propage de part et d'autre de ce point, suivant les lois de la théorie de propagation des ondes. L'onde mobile se réfléchit sur une irrégularité se trouvant sur son parcours, dans la ligne électrique. Ces irrégularités sont habituellement constituées par des dispositifs électriques d'exploitation, tels que des transformateurs, les jeux de barres, des postes, des câbles, parce qu'ils possèdent une impédance d'onde différente de celle de la ligne aérienne. Les surtensions transitoires, pouvant mettre en danger l'isolation des matériels d'exploitation et des lignes, sont essentiellement provoquées par des coups de foudre [1].

Le travail [2] a clairement montré que des incidents survenus dans des transformateurs étaient dus aux surtensions internes ou celles créées par une surtension de foudre, dont les réflexions en ligne excitaient la résonance propre des transformateurs. On a démontré clairement, par une analyse sur une ligne réelle et sur une ligne artificielle, que pour un coup de foudre frappant la ligne haute tension à environ 12 km du transformateur, une surtension importante de résonance était générée et expliquait le claquage diélectrique constaté dans le changeur de prises.

L'influence des terminaisons et de la position du changeur de prises du transformateur sur ses fréquences de résonance, peut être décisive si un couplage capacitif ou inductif interne est influencé. On doit donc effectuer les mesures ou les calculs destinés à déterminer la résonance, avec des terminaisons et des positions du régleur correspondant aux conditions de service [3]. Des tensions oscillantes dangereuses sont apparues dans des cas où leur fréquence coïncide avec la fréquence propre du transformateur et par la mise sous tension d'une ligne terminée par ce transformateur [3].

Les recherches effectuées [4] indiquent qu'il ne faut pas négliger le risque de défaillance d'un transformateur lorsque la mise sous tension de celui-ci se fait par enclenchement d'un disjoncteur à l'extrémité éloignée d'un câble d'alimentation. Deux câbles alimentant chacun un transformateur et raccordés à un même jeu de barres constituent un risque plus grand qu'un seul câble avec un seul transformateur.

Dans les postes à isolation gazeuse [5], les manœuvres de sectionneur ou les défauts produisent des  régimes transitoires à front raide (échelon de tension). Après transmission et réflexion, ces échelons initiaux se superposent et donnent lieu à ce qui est appelé les surtensions rapides. Les défaillances de transformateurs ont été attribuées à la manœuvre de sectionneurs.

Les surtensions de manœuvres, même avec des faible amplitudes, peuvent causer  des surtensions internes dans le transformateur par la coïncidence de sa fréquence propre avec celle de la fréquence d'excitation. Le niveau d'isolement du transformateur doit être augmenté pour couvrir les contraintes internes attendues en cas de résonance [6], alors une protection adéquate doit être mise en place.

La connaissance des sollicitations auxquelles est soumise l'isolation du transformateur est donc particulièrement importante pour le calcul de l'isolement et la conception technologique de l'appareil ainsi que pour l'analyse des avaries survenues en cours d'exploitation. Le calcul des surtensions et du risque de claquage est cependant complexe en raison des nombreux paramètres qui entrent en jeu et des caractéristiques de ces paramètres [7].

Par exemple, les surtensions transitoires dues à la foudre dépendent particulièrement de quelques paramètres de la ligne de transport. II faut avoir alors un modèle de simulation de la ligne prenant en compte les paramètres les plus importants. Au cas où l'on craindrait l'apparition dans le réseau de tensions oscillantes avec des amplitudes plus élevées et des amortissements plus faibles, des études combinées sur le réseau et sur les transformateurs seraient certainement une bonne voie pour analyser ces problèmes [7]. La détermination de ces grandeurs peut être réalisée en exécutant des mesures sur un modèle du transformateur en vraie grandeur. Cependant, cette méthode est coûteuse et longue à mettre en œuvre.

Un autre inconvénient consiste en la difficulté de créer en laboratoire les mêmes sollicitations rencontrées lorsque le transformateur est relié à un réseau électrique. De plus, pour les transformateurs secs conçus en bobines enrobées et blindées, les investigations et mesures sont pratiquement impossibles à réaliser (l'enrobage excluant l'accès aux spires de l'enroulement)  et sont en tous cas difficiles pour les transformateurs de grandes  puissances [8].

De même, les mesures sur modèle réduit (en similitude géométrique, ou électromagnétique combinée) sont délicates. Outre les inconvénients cités précédemment, on rencontre des difficultés liées à la fidélité du modèle et aux problèmes de facteur d'échelle [8].

L'amélioration des techniques de représentation et de calcul utilisées pour la détermination des phénomènes transitoires qui accompagnent la mise sous tension ou le renvoi de tension sur une ligne à vide à partir d'un jeu de barres auquel sont directement raccordées une ou plusieurs lignes aériennes (les réseaux de transport maillés ) est importante [9]. Dans de tels réseaux apparaissent des surtensions d'enclenchement et de ré-enclenchement à front raide et comportant des composantes à haute fréquence d'amplitude appréciable. C'est ainsi qu'il est nécessaire dans les techniques de simulation et de calcul, de pouvoir prendre en compte une bande de fréquence élargie. Une des remarques et conclusions concernant la comparaison entre les résultats des essais en vraies grandeurs et les résultats de calculs est que l'on n'obtiendra jamais une coïncidence parfaite entre résultats calculés et résultats réels à cause de la non prise en compte des caractéristiques du réseau réel et à cause des imprécisions propres des mesures réelles elles-mêmes (erreurs dues aux transducteurs, à l'appareillage d'enregistrement, etc.).

Le problème majeur concernant la représentation numérique des lignes de transport, est celui de la dépendance des paramètres par rapport à la fréquence. II est possible, en principe, de développer des modèles mathématiques ayant un degré élevé de précision, mais en pratique, des modèles simples peuvent convenir.

L'utilisation des transformées de Laplace ou de Fourier est très intéressante et n'est cependant pas si simple, il faut faire attention au pas de fréquence et au domaine de fréquence choisis.

Dans le travail présenté par Indulkar et al [10], une étude d'une configuration composée d'une cascade ligne-transformateur et d'une cascade câble-transformateur a été modélisée. Dans cette modélisation les trois phases sont considérées avec différents couplages des enroulements du transformateur. Il a été conclu que l'impact de la surtension sur les enroulements du transformateur dépend essentiellement du régime du neutre et du mode de couplage des enroulements du transformateur. Néanmoins, cette étude n'a pas mis en relief la cascade de l'ensemble ligne-câble-transformateur utilisée dans certains systèmes de production et de transport d'énergie.

L'étude menée par Manhayi [11], met en évidence le phénomène de résonance entre le câble isolé au polyéthylène (P.R.C) relié à la ligne de transport d'énergie et les enroulements du transformateur. Dans ce travail un modèle basé sur les caractéristiques géométriques et physiques du système étudié a été développé et il a donné une concordance significative entre les résultats issus du modèle et ceux de l'expérience. Cependant ce travail n'a pas traité les effets de conditions de charge sur le transit de la surtension du primaire vers le secondaire du transformateur.

Le travail de Shibuya et al [12], a été consacré à l'étude de la résonance entre les ondes de surtension très rapides produites par les manœuvres sur mécanisme de coupure et les enroulements du transformateur, causant ainsi des oscillations de tension à l'intérieur du transformateur. Le modèle adopté est basé sur la théorie des lignes de transmission. Une méthode pratique pour calculer les coupures à haute fréquence dans l'enroulement de transformateur a été développée, cette dernière est axée sur la détermination de la matrice inductance permettant de déterminer les fréquences de coupure allant jusqu'à plusieurs mégahertz. Elle a été testée sur un transformateur 500 kV.

Comme on peut bien le constater, l'utilisation d'un modèle mathématique associé à un schéma équivalent détaillé s'avère nécessaire pour appréhender certaines caractéristiques des transformateurs et leurs comportements en régime transitoire (ondes de choc, hautes fréquences, etc.).

Le but de cette étude est de déterminer un modèle qui simule le plus fidèlement possible le comportement en régime transitoire, d'un transformateur fonctionnant dans un poste à haute tension, qui inclut notamment la détermination fiable des modes de résonance, et son comportement transitoire avec la ligne .

## I.2. Principaux modèles de transformateurs de puissance

En vue d'étudier les phénomènes physiques dans les transformateurs, nous présentons les principaux modèles de transformateurs qui existent dans la littérature.

### I.2.1. Modèle de Morched

Ce modèle est utilisé dans EMTP (ElectroMagnetic Transients Program) pour modéliser le transformateur en haute fréquence [13]. Supposons un transformateur de 'n' bornes (y compris HT et BT) (fig. (I.1)), l'équation matricielles qui relie les tensions et les courants des bornes est (I-1) ou sous la forme réduite (I-2).

$$\begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{12} & . & . & . & Y_{1n} \\ Y_{21} & Y_{22} & . & . & . & Y_{2n} \\ . & . & . & . & . & . \\ Y_{n1} & Y_{n2} & . & . & . & Y_{nn} \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ . \\ V_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ . \\ I_n \end{bmatrix} \tag{I.1}$$

$$[Y][V] = [I] \tag{I.2}$$

Avec [Y] : matrice admittance, dont les éléments sont complexes et dépendent de la fréquence.

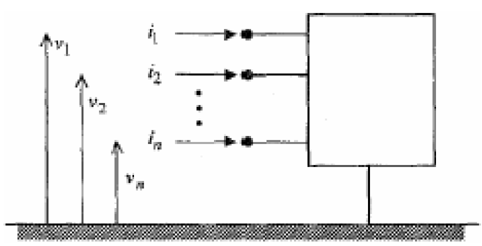



Fig. I.1 : Modèle d'un transformateur considéré comme une Boite noire de n bornes [13]

Dans ce modèle, chaque élément de la matrice des admittances est approximé avec une fonction rationnelle qui a les pôles et les zéros réels et complexes conjugués. Ensuite ces fonctions rationnelles seront synthétisées par des circuits R, L, C comme dans la fig. (I.2)

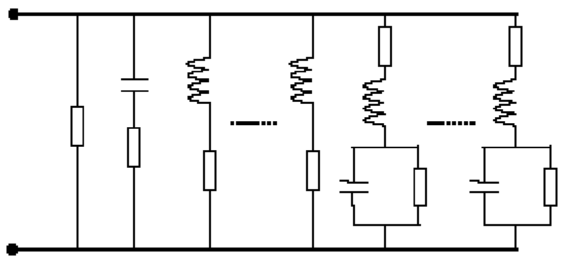


Fig. I.2 : Circuit équivalent pour un élément de la matrice d'inductances.

Le circuit équivalent sera établi pour pouvoir être introduit dans EMTP. Cependant, pour réduire le calcul, ce modèle a fait une hypothèse simplificatrice en considérant que la matrice [Y] est symétrique, ce qui n'est pas toujours valable. De plus, une autre difficulté provient de la détermination des éléments de la matrice [Y] qui est aussi compliquée lorsqu'elle est réalisée en haute fréquence. L'avantage de ce modèle est qu'il permet de modéliser tous les types de transformateurs à condition d'avoir les valeurs de la matrice admittance.

### I.2.2. Modèle de Leon

Dans leurs travaux, Leon et Semlyeh [14] [15], ont présenté le développement d'un modèle du transformateur de puissance en haute fréquence. Ce modèle permet de modéliser en détail les enroulements et le noyau. Pour les enroulements, les éléments suivants sont calculés :

- Une matrice d'inductances de fuite entre les paires de spires (ou sections/galettes).
- Une matrice de capacités entre spires (ou sections/galettes) et entre les spires et les masses.
- Une matrice de résistance, qui dépend de la fréquence et qui tient compte des courants de Foucault.

Pour chaque colonne du circuit magnétique du transformateur, un système de trois matrices suscitées est calculé et puis transformé sous forme d'une équation d'état. Ensuite un circuit de Foster en série (fig. (I.3)) sera élaboré à partir de cette équation pour approximer la caractéristique de l'enroulement sur chaque colonne.

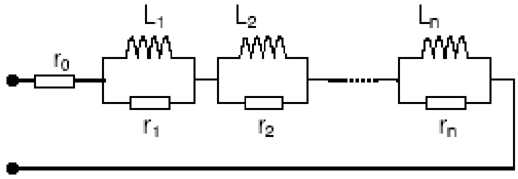



Fig. I.3 : Circuit de Foster en série

Pour le noyau, l'effet des courants de Foucault est modélisé par un circuit de Cauer [14] fig. (I.4)

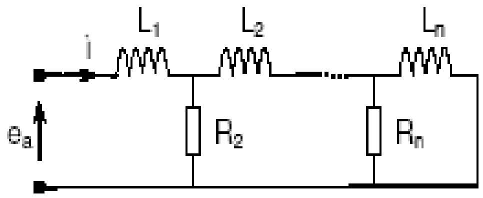



Fig. I.4 : Modèle de Cauer pour le noyau de fer.

Ce modèle, qui ne tient pas compte de l'inductance mutuelle dans l'air entre les enroulements, permet quand même de modéliser le transformateur par un circuit équivalent. Pourtant, il est encore assez compliqué en raison des calculs analytiques et des transformations en circuit équivalent.

**I.2.3. Modèle de Chimklai**

Dans ce modèle, les auteurs ont proposé une méthode simple pour modéliser un transformateur de puissance [16]. Ce modèle Fig. (I.5) est base sur le modèle classique (à 50Hz) du transformateur. Pour modéliser le transformateur en HF, les capacités et les circuits R, L, C, sont synthétisés par les mesures et ajoutés dans le circuit du modèle classique. En effet, chaque circuit rajouté représente un phénomène qui se produit en HF. Les capacités représentent les phénomènes électrostatiques de l'enroulement, les circuits R, L, C, représentent les phénomènes magnétiques dans le noyau de fer…etc.

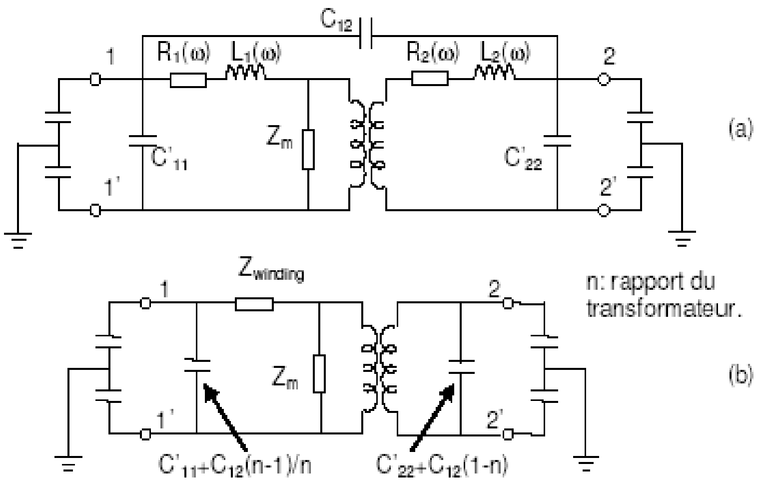



Fig. I.5: Modèle du transformateur de Chimklai :
a)- circuit d'origine. b)- circuit simplifié.

L'extension de ce modèle en un modèle HF se réalise par :

- La considération de la dépendance en fréquence de la résistance et de l'inductance de l'enroulement, dite l'impédance de l'enroulement (Zwinding) comme dans la Fig. (I.6).

Cette impédance est synthétisée par une méthode d'approximation non linéaire pour un circuit R, L, C.

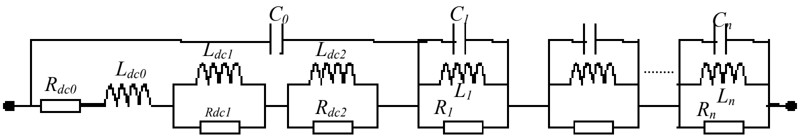



Fig. I.6 : Impédance de l'enroulement (Zwinding)

- Le rajout d'un système de capacités dont les capacités entre enroulements, les capacités entre enroulement et la masse, et celles entre les spires d'un enroulement. Elles sont toutes supposées constantes dans la gamme de fréquence étudiée. Toutes ces capacités sauf la capacité entre les spires d'un enroulement, peuvent être divisées en deux et dont chaque partie est connectée à une extrémité de l'enroulement.

L'étude constitue une bonne base pour développer la modélisation du transformateur. Pourtant, elle présente encore des limites : les phases sont symétriques et la fréquence jusqu'à laquelle le modèle reste valable étant de 100 kHz.

### I.2.4. Modèle de Gustavsen

Ce modèle suit le principe de celui de Morched, en considérant le transformateur comme une boite noir [17]. La différence est la méthode d'approximation des éléments de la matrice d'inductance. Dans ce modèle, les auteurs ont développé une méthode dite « vector fitting » pour approximer chaque élément par un circuit R, L, C équivalent.

Les avantages et les inconvénients de ce modèle restent les mêmes que ceux du modèle de Morched, c'est la difficulté des mesures pour obtenir la matrice d'inductance qui est très délicate en haute fréquence.

### I.2.5. Modèle d'Andrieu

Andrieu et al ont développé un modèle de transformateur de distribution triphasée à deux enroulements par des principes comme dans le modèle de Chimklai Fig**.** (I.7) [18]. Pour modéliser un transformateur en HF, les phénomènes suivants sont pris en compte :

- les capacités ;
- les résonances dans l'enroulement HT ;
- l'impédance de l'enroulement de BT, dépendant de la fréquence (Zcc) (fig. I.8).

Les auteurs ont également proposé une procédure, dans laquelle les mesures nécessaires sont fixées pour développer un modèle en HF. Ces mesures sont les mesures des capacités, les mesures des grandeurs électriques en court-circuit et en circuit ouvert. Mais la fréquence limite dans laquelle le modèle est valable reste inférieure à 1MHz.

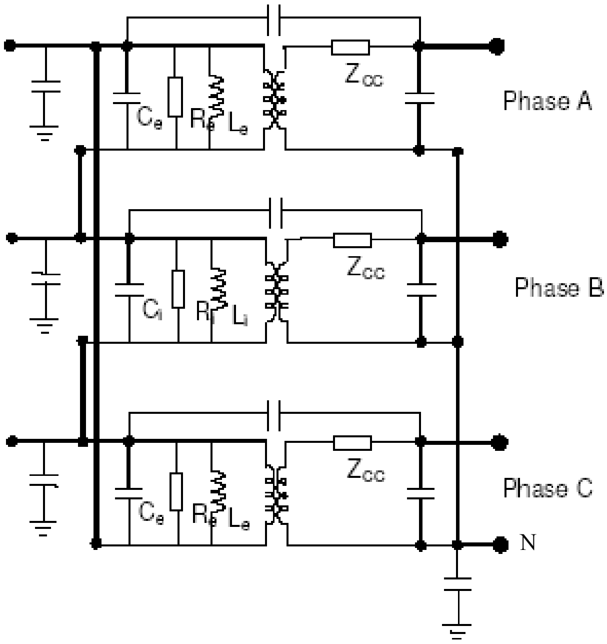



Fig. I.7: Modèle d'Andrieu.

Le circuit équivalent de l'impédance Zcc est montré dans la fig. (I.8):

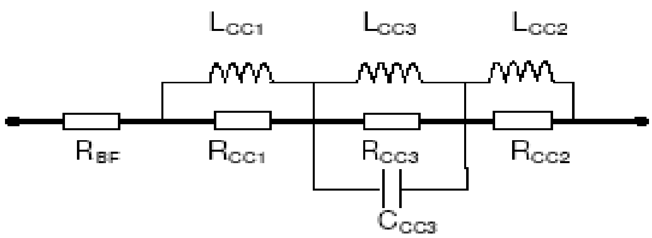



Fig. I.8 : Circuit équivalent de Zcc.

### I.2.6. Modèle de Noda

Noda et al ont montré le développement d'un modèle de transformateur de puissance en HF [19]. Ce modèle suit le même principe que celui de Chimklai. Donc à partir du modèle à 50Hz, en HF il tient compte :

- Des capacités entre les enroulements et entre les enroulements et la masse (Cs1, $C_{s2}$, $C_{sm}$).
- De l'effet de peau du conducteur et du noyau ($Z_{skin}$).
- Des résonances créées par les inductances de l'enroulement et capacités entre les spires ($Y_1$, $Z_1$).

Chaque phénomène sera représenté par un circuit équivalent. Le modèle complet est montré dans la Fig. (I.9) :

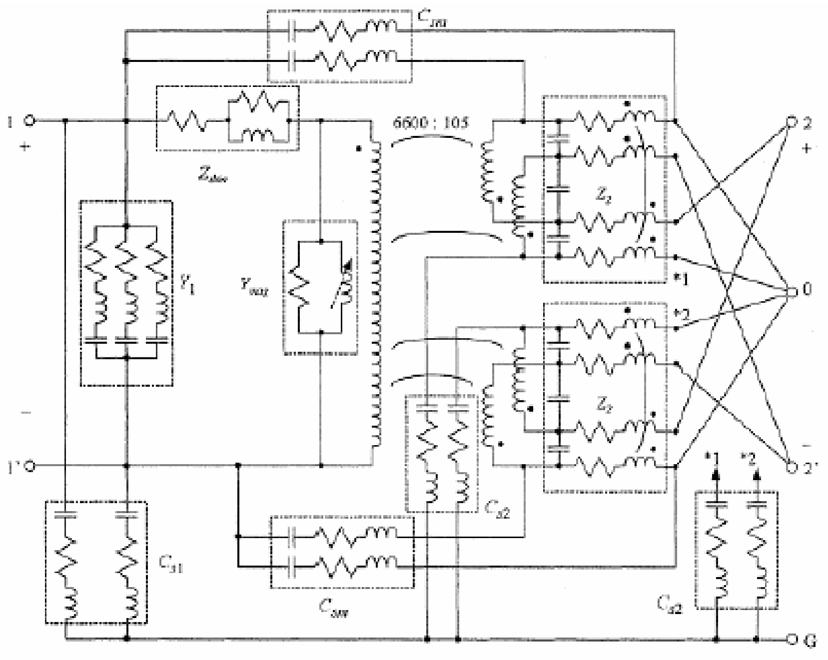



Fig. I.9 : Modèle de Noda.

Ce travail a donné un bon résultat sur la modélisation du transformateur en HF. Il a mis en œuvre des méthodes simples pour synthétiser les circuits équivalents représentant les phénomènes comme les résonances, ou les transit par voie de capacités. En raison de la structure particulière monophasée, la disposition particulière de l'enroulement BT (divisé en quatre), le modèle reste encore difficile à appliquer.

## I.2.7. Modèle de Resel

Hennebique et al ont mis en œuvre le logiciel Resel qui est un programme conversationnel pour l'analyse des régimes transitoires dans les réseaux électriques, son premier objectif était l'étude des phénomènes transitoires dans les transformateurs [20]. Il nécessite la modélisation du transformateur à l'aide de deux schémas couplés.

L'un traduit le comportement électrique du transformateur, l'autre exprime son comportement magnétique. Le circuit électrique est composé de plusieurs cellules résistances, capacités et forces électromotrices. L'association de ces cellules dépend des techniques de bobinage du transformateur. Le circuit magnétique est composé d'un réseau de réluctances et de forces magnétomotrices. Les sources du circuit magnétique sont liées aux courants dans les enroulements. Pour tenir compte des effets de la fréquence, le circuit magnétique est décomposé en éléments de géométrie simple pour lesquelles la résolution des équations de Maxwell est relativement simple. Les reluctances complexes ainsi calculées se composent de cellules de résistances et d'inductances [21].

De même pour tenir compte de l'effet de peau, on introduit des éléments complexes qui traduisent les pertes dans les conducteurs. Le programme ne traite que des éléments réseau à constantes localisées, et ne permet pas une analyse fréquentielle systématique du transformateur [22].

## 1.2.8. Modélisation par la théorie de lignes

Les modèles [23], [24], [25] sont basés sur la théorie et l'analyse modale de lignes de transmission, figure I.10. L'enroulement est décomposé en spires en considérant que le flux magnétique ne pénètre pas dans le noyau magnétique et que la vitesse de propagation des ondes est constante dans l'enroulement. On a donc, une relation linéaire entre la matrice d'inductance et la matrice de capacité. Les résistances sont directement calculées par une formule en tenant compte de l'effet de peau. Les résultats de la simulation ne sont valables que pendant plusieurs centaines de nanosecondes.

Une extension de la méthode, pour N enroulements, est développée sans validation afin de tenir compte du noyau magnétique sur le calcul des impédances [26]. Les enroulements sont considérés avec des épaisseurs suffisamment fines et la précision de la méthode est liée au degré de la discrétisation du transformateur.

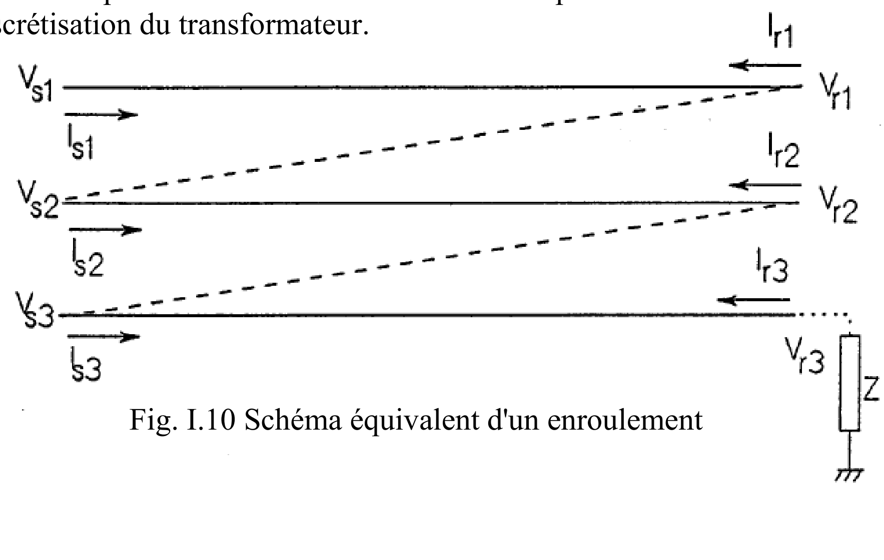



Fig. I.10 Schéma équivalent d'un enroulement

Une autre étude [27] ayant pour but la compréhension des résonances internes du transformateur dans le cas d'un court circuit de la ligne, connectée au transformateur dont le neutre est mis à la terre, a utilisé le concept de la ligne. L'ensemble du système est représenté par un circuit résonnant série dont le transformateur est modélisé par un circuit R, L, C à la fréquence de résonance et la ligne (les bornes du transformateur au défaut) par son impédance caractéristique. Par la suite, les auteurs étudient les réflexions des ondes au point d'interconnexion, transformateur et ligne, en considérant le transformateur comme une ligne de transmission, figure I.11. La détermination des paramètres n'est pas simple, et l'application de la méthode reste limitée pour les études d'interaction transformateur- ligne.

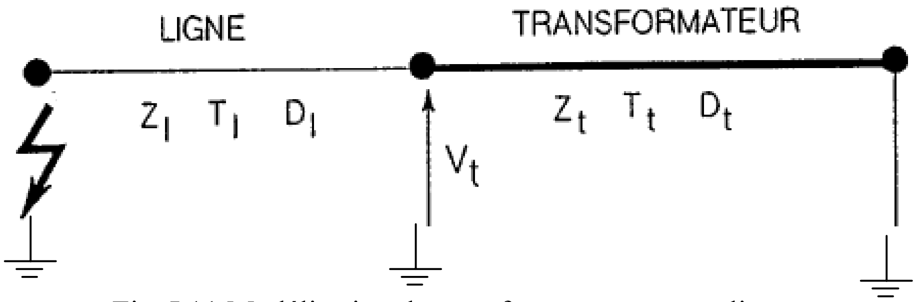



Fig. I.11 Modélisation du transformateur par une ligne
Z impédance caractéristique, T temps de propagation, D facteur d'amortissement [27].

La méthode de la théorie des lignes a été utilisée et testée dans plusieurs travaux, mais les calculs des paramètres de ce schéma sont faits en s'appuyant sur certaines hypothèses simplificatrices [28] à [ 30].

### I.2.9. Modèle issu du principe de la dualité magnétique électrique

Les travaux de [21] [31] et [32], ont conduit à établir un nouveau modèle basé sur le principe de dualité magnétique-électrique afin d'étudier le comportement du transformateur de puissance (fréquence de résonance et coefficients de surtension). Le principe de dualité permet d'établir des propositions nouvelles à partir de propositions déjà connues et de faciliter l'étude de certains circuits présentant une contexture donnée et qu'il est plus commode d'aborder sur le dual que sur le réseau lui même.

La dualité donc simplifie les calculs relatifs à certains circuits en se basant sur l'identité de forme d'un certain nombre de relations [33] [34] . On appelle circuits correspondants par dualité, ou duals, deux circuits qui constituent deux représentations physiques différentes d'un même système d'équations différentielles. Les équations de nœuds de l'un sont les équations de mailles de l'autre et inversement. Notons qu'un circuit n'admet de dual que s'il peut être tracé sur un plan ou une sphère. Ce problème de l'existence du circuit dual est lié à l'étude de la topologie des réseaux.

Cherry [33] a établi un certain nombre de relations de dualité entre les circuits magnétiques et les circuits électriques. L'application est faite sur des circuits magnétiques simples. Ce principe de dualité a été développé par la suite afin d'être appliqué sur d'autres exemples de circuits en introduisant les notions de l'inductance de fuite [34] et du transformateur parfait [35] [36] . L'application dans [35] restait théorique sur des exemples simples. Par contre, l'application dans [36] était de décrire un modèle de transformateur, basé sur la transformation par dualité du schéma des réluctances, permettant de le représenter dans le domaine des basses fréquences. Le modèle servait pour l'étude d'interaction avec le réseau par I'EMTP.

On trouve dans [37], une étude sur l'interaction ligne-transformateur sous les conditions de manœuvres. L'approche de Cherry est appliquée afin de construire un modèle simple du transformateur. Dans ce modèle, il y avait des difficultés à déterminer les valeurs numériques des inductances de fuite. Les paramètres du modèle sont identifiés par des mesures. La résolution des équations du modèle est faite par un programme approprié. Une autre démarche similaire [38], utilisant des hypothèses simplificatrices est réalisée pour expliquer une série d'accidents survenus dans des réseaux de très haute tension. Les paramètres du modèle du transformateur sont soit mesurés, soit calculés de la géométrie. L'application du modèle donnait de bons résultats.

II est important de donner des exemples sur le principe de la dualité afin de l'appliquer pour étudier le comportement interne des transformateurs de puissance en haute fréquence [32]. On établit tout d'abord le schéma magnétique du système physique, figure I.12 selon l'analogie dite de Hopkinson [36], ensuite nous passons au schéma électrique équivalent.

Ce modèle est le mieux adapté pour calculer les surtensions à une fréquence donnée. II permet une bonne représentation des pertes par courants de Foucault dans le circuit magnétique et dans le cuivre, son principal avantage est d'être utilisable sur le logiciel E.M.T.P.

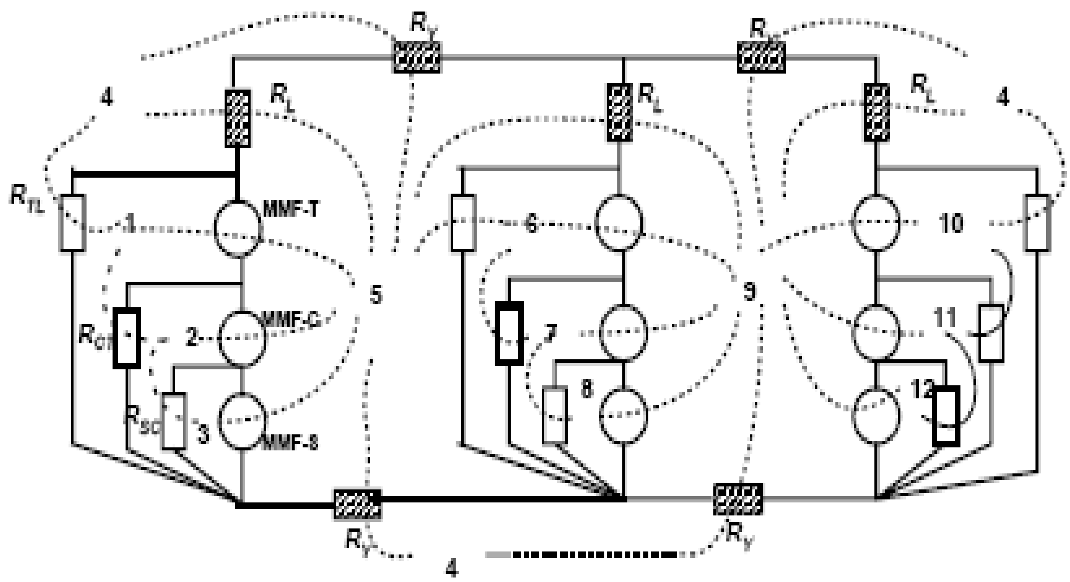



Fig. I.12 : Modèle du transformateur basé sur l’analogie d’Hopinkson [21]

### I.2.10. Modèles basés sur les inductances propres et mutuelles

On peut assimiler le comportement d'un enroulement soumis à une onde de choc à celui d'un système de capacités et d'inductances [39].

Ces modèles mathématiques utilisent un réseau équivalent de résistances, inductances et capacités. Le coût et la précision des résultats dépendent du degré de raffinement atteint dans la représentation du bobinage et des méthodes numériques de simulations mises en œuvre.

Le transformateur est discrétisé par spires, par galettes ou par des bobinages que l'on appellera éléments. Chaque élément est représenté par sa résistance et son inductance propre qui est couplée mutuellement avec les autres éléments. Entre les éléments, il existe des capacités de couplage et pour chaque élément une capacité par rapport à la masse, Fig. (I.13).

Quel que soit le type de représentation, les paramètres correspondant à chaque élément sont calculés en fonction des caractéristiques géométriques et diélectriques de bobinage ainsi que des caractéristiques géométriques et magnétiques du noyau.

Ce modèle est le plus répandu et utilisé à l'heure actuelle. Cependant le nombre de paramètres à calculer est important [40]. Le schéma est modifié, plus au moins, selon l'intérêt de chaque étude dont les paramètres sont déterminés, soit par la mesure, soit par des calculs analytiques directs de la géométrie [39].

Un autre modèle assez simple est basé sur un circuit essentiellement composé d'inductances, de capacités et de résistances en parallèles qui représentent les pertes. Les résistances sont omises. A travers l'analyse du fonctionnement de plusieurs transformateurs, les auteurs ont pu estimer les pertes par courant de Foucault par des résistances en parallèles avec les inductances de fuites et empiriques dépendant de la configuration choisie du transformateur [39].

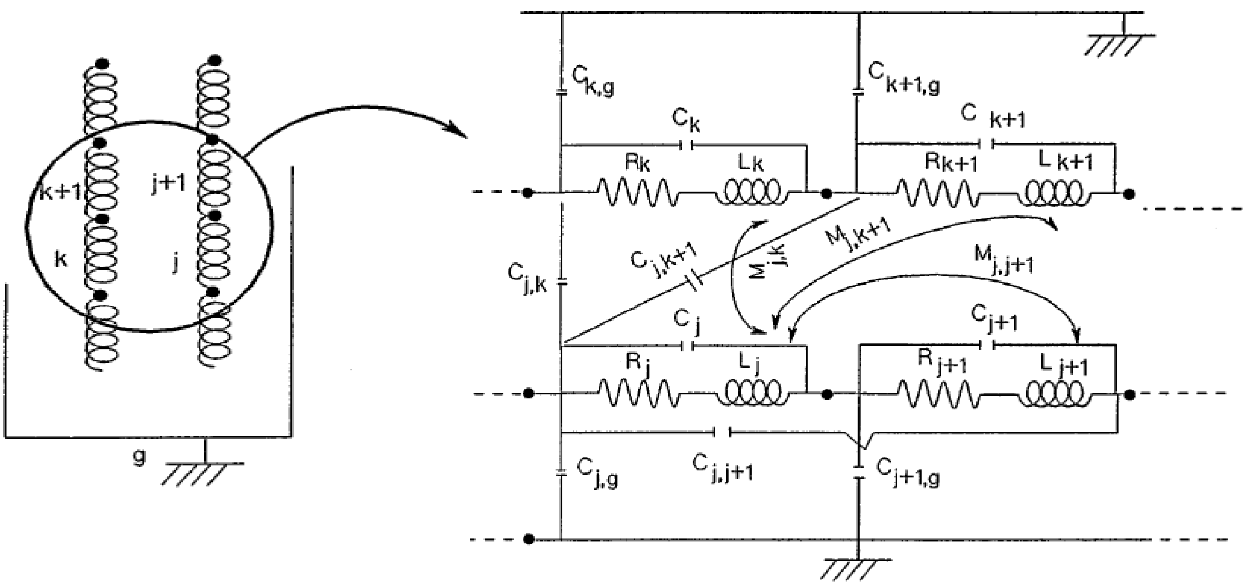



Fig. I.13 : couplage de l'élément j avec les autres éléments.

## I.3. Modélisation des lignes de transport d’énergie et des enroulements des transformateurs de puissance

Dans le but de mieux protéger et optimiser les systèmes connectés aux lignes, beaucoup de travaux ont été menés afin de concevoir des modèles mathématiques caractérisant les lignes et les câbles. De tout temps les modèles élaborés se sont attachés à restituer le plus fidèlement possible les réalités qu'ils représentaient. Ainsi, la résolution des équations des télégraphistes permet de déterminer les grandeurs tension et courant en tout point de la ligne à condition que les paramètres primaires des éléments constituant les liaisons soient rigoureusement déterminés [41].

Dans cette perspective, diverses formulations et méthodes de mesures ont été mises au point pour déterminer les paramètres linéiques des structures précitées.
Les méthodes de modélisation actuelles des lignes et câbles peuvent se subdiviser en deux catégories.

Les modèles utilisant des techniques dites numériques, c'est-à-dire basées sur une discrétisation du problème avant la résolution. Ces méthodes sont apparues avec l'avènement croissant de l'informatique et s'imposent de plus en plus à nous. Elles constituent des codes de calcul puissants et rigoureux. Cependant, la taille de certains problèmes à résoudre associée à des dimensions de matrices très importantes ainsi qu'au temps d'entrée de données et d'exécution des programmes peuvent les rendre coûteuses en termes de temps [42]. De plus, un autre inconvénient réside dans le fait que l'on soit obligé de discrétiser les zones d'épaisseurs de peau pour des valeurs différentes de la fréquence ou d'utiliser la technique des impédances de surfaces en respectant certains critères (utilisation en haute et moyenne fréquence, et la distance entre certains conducteurs doit être assez grande par rapport à leurs rayons) afin de minimiser les erreurs dues à l'effet de proximité.

Les méthodes analytiques quant à elles occupent une place importante depuis J. C. Maxwell. Elles permettent lorsque certaines conditions de géométrie sont réunies, par exemple la forme cylindrique des conducteurs, de trouver des expressions littérales plus simples, donc plus faciles à programmer et avec un temps d'entrée de données et de calculs très rapide. En outre, les méthodes analytiques sont moins lourdes à mettre en œuvre, s'intègrent facilement dans d'autres codes de calcul des lignes et câbles, et demeurent un outil de calcul puissant lorsque les formules sont accessibles.

Malgré tous les développements de la modélisation, des mesures de paramètres restent nécessaires. Les méthodes de mesures, très couteuses, prennent beaucoup de temps de conception et de mise en œuvre. Beaucoup de progrès ont été réalisés dans ce domaine du fait de l'évolution des appareillages de mesures, toutefois les mesures doivent être menées prudemment afin de pouvoir contrôler les erreurs qui peuvent en découler. Elles constituent souvent le dernier recours par rapport aux méthodes précédentes. Il existe à ce sujet une littérature assez variée [43] à [49].

Plusieurs travaux scientifiques ont été menés en utilisant une modélisation par des schémas électriques équivalents comportant une cascade de cellules résonantes RLC [11] [49] à [52], dont les paramètres se calculent d'après les caractéristiques électro-géométriques des lignes et des câbles utilisés dans les réseaux de transport d'énergie électrique.

Dans cette partie, nous présentons d'une part, la modélisation des lignes de transport d'énergie électrique, en évoquant le traitement du modèle de ligne électrique en régime sinusoïdal (forcé) et en régime transitoire et d'autre part, la modélisation en régime transitoire des transformateurs de puissance en utilisant le modèle basé sur les inductances propres et mutuelles, sous certaines hypothèses simplificatrices .

### I.3.1. Etude de ligne électrique en régime permanent sinusoïdal

#### I.3.1.1.Modèles usuels de ligne électrique

Une ligne électrique triphasée est représentée par un modèle traduisant tous les phénomènes électromagnétiques y siégeant fig.I.14. On s'intéressera dans ce paragraphe aux grandeurs électriques tension et courant entre deux positions différentes en régime permanent sinusoïdal. [53]

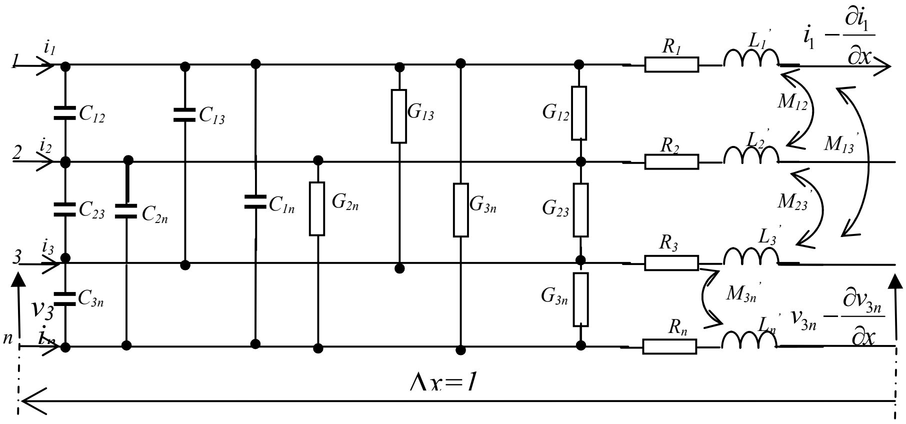



Fig. I.14: Schéma électrique équivalent d'une ligne électrique triphasée

Nous adopterons les conventions de signes indiquées sur la fig. I.14, déterminons les expressions *v(x,t) et i(x,t)* telle que *x* est l'abscisse comptée positivement de l'extrémité réceptrice vers l'extrémité émettrice. Pour un tronçon de longueur unité et pour *k=1,2,3*, la tension et le courant s'écrivent comme suit :

$$\frac{\partial v_{kn}}{\partial x} = -R_n i_n - L_n' \frac{\partial i_n}{\partial t} - \sum_{j=1}^{3} M_{jn}' \frac{\partial i_j}{\partial t} + R_k i_k + L_k' \frac{\partial i_k}{\partial t} + \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq k}}^{3} M_{kj}' \frac{\partial i_j}{\partial t} + M_{kn}' \frac{\partial i_n}{\partial t}$$

$$\frac{\partial i_k}{\partial x} = \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq k}}^{3} G_{kj} v_{kj} + \sum_{\substack{j=1 \\ j\neq k}}^{3} C_{kj} \frac{\partial v_{kj}}{\partial t} \qquad \text{I.3}$$

Sous l'hypothèse d'une ligne triphasée parfaitement symétrique,

$R_1=R_2=R_3$
$L'_1=L'_2=L'_3$
$M'_{12}=M'_{23}=M'_{31}$
$M'_{1n}=M'_{2n}=M'_{3n}$
$C'_{12}=C'_{23}=C'_{31}$
$C'_{1n}=C'_{2n}=C'_{3n}$
$G_{12}=G_{23}=G_{31}$
$G_{1n}=G_{2n}=G_{3n}$

Si de plus, le système est équilibré, il faut ajouter:

$v_{1n}+v_{2n}+v_{3n}=0$

Comme l'on a $i_1+i_2+i_3-i_n=0$

Il s'en suit une simplification du système d'équations (I.3)

Pour $k=1$

$$\frac{\partial v_{1n}}{\partial x}=R_1 i_1-(L'_1-M'_{12})\frac{\partial i_1}{\partial t}-R_n i_n-(L'_n-2M'_{1n}+M'_{12})\frac{\partial i_n}{\partial t} \quad \text{I.4}$$

$$\frac{\partial i_1}{\partial x}=(3G_{12}+G_{1n})v_{1n}+(3C_{12}+C_{1n})\frac{\partial v_{1n}}{\partial t}$$

Le système ainsi obtenu conduit à représenter la ligne triphasée équilibrée par le schéma illustré par la fig. I.15.

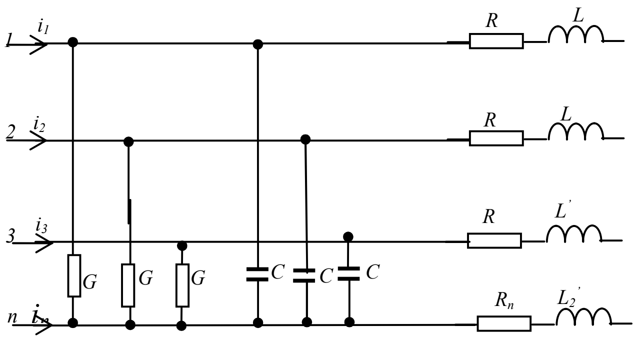



Fig. I.15: Schéma électrique équivalent d'une ligne électrique parfaitement triphasée en régime équilibré.

$R=R_1$, $L=L'_1-M'_{12}$, $L_n=L'_n+M'_{12}-2M_{1n}$, $G=3G_{12}+G_{1n}$, $C=3C_{12}+C_{1n}$

Si l'on écrit les équations du système I.4 à l'ordre 1, 2 et 3 et que l'on ajoute terme à terme on obtient $i_n=0$ donc $i_1+i_2+i_3=0$; $v_{1n}$ ne dépend plus alors que de $i_1$, d'où $L_n$ et $R_n$ peuvent être remplacées par un court-circuit et la ligne peut être modélisée conformément à la figure (I.16) [54], [55].

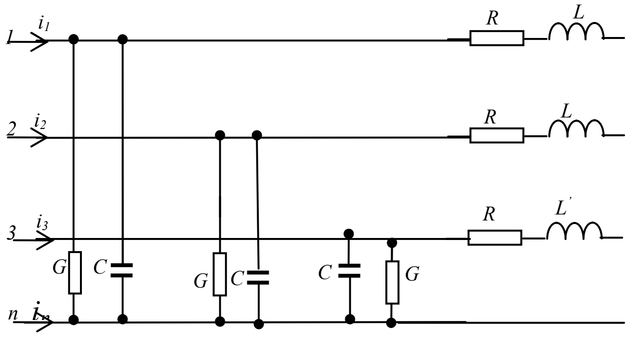



Fig. I.16: Schéma électrique équivalent simplifié d'une ligne électrique parfaitement triphasée en régime équilibré

De ce fait, chaque phase de la ligne peut être traitée comme étant une ligne monophasée dont le modèle par unité de longueur est représenté par la fig.I.17 ou fig.I.18

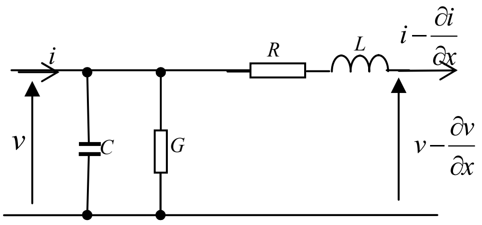



Fig. I.17: Schéma équivalent monophasé d'une ligne électrique type Γ

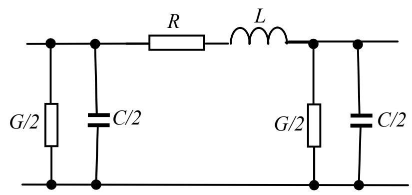



Fig. I.18: Schéma équivalent monophasé d'une ligne électrique type π

Ses équations de fonctionnement sont:

$$
\begin{aligned}
-\frac{\partial v}{\partial x} &= R\ i + L\frac{\partial i}{\partial t} \\
-\frac{\partial i}{\partial x} &= Gv + C\frac{\partial v}{\partial t}
\end{aligned}
\qquad \text{I.5}
$$

**I.3.1.2. Equations générales en régime permanent sinusoïdal**

Nous considérons le modèle monophasé équivalent élaboré où *v(x,t) et i(x,t)* sont des grandeurs sinusoïdales du temps, à la pulsation ω, qui dépendent également de *x*. On peut poser, en notation complexe, les définitions

$$
\begin{aligned}
\bar{V}(x,t) &= V(x)\ e^{j\omega t} \\
\bar{I}(x,t) &= I(x)\ e^{j\omega t}
\end{aligned}
\qquad \text{I.6}
$$

Où *V(x)* et *I(x)* sont des quantités complexes indépendantes du temps telles que
*v(x,t)* est la partie réelle de $\bar{V}(x,t)$
*i(x,t)* est la partie imaginaire de $\bar{I}(x,t)$

Cette forme est due au fait que, pour $x$ donné, la tension et le courant varient sinusoïdalement en fonction du temps [52].

A partir des équations (I.5) et (I.6) on obtient

$$\frac{d^2V(x)}{dx^2} = (R + jL\omega)(G + jC\omega)V(x)$$

$$\frac{d^2I(x)}{dx^2} = (R + jL\omega)(G + jC\omega)I(x) \qquad \text{I.7}$$

Avec

$Z = R + jL\omega$ Impédance linéique

$Y = G + jC\omega$ Admittance linéique

Le système (I.7) peut se mettre sous la forme

$$\frac{d^2V(x)}{dx^2} = ZYV$$

$$\frac{d^2I(x)}{dx^2} = ZYI \qquad \text{I.8}$$

Ce dernier représente les équations fondamentales de la ligne en régime permanent sinusoïdal.

Les solutions du système obtenu donnent la tension et le courant en un point quelconque de la ligne.

$$V(x) = K_i\, e^{\gamma x} + K_r e^{-\gamma x}$$

$$I(x) = \frac{K_i}{Z_c} e^{\gamma x} - \frac{K_r}{Z_c} e^{-\gamma x} \qquad \text{I.9}$$

Avec: $Z_c = \sqrt{\frac{Z}{Y}}$ Impédance caractéristique [Ω].

$\gamma = \sqrt{Y\ Z} = \alpha + j\beta$ Constante de propagation.

α : constante d'affaiblissement et β : constante de phase.

$K_i$ et $K_r$ des constantes à déterminer à partir des conditions aux limites.

En remplaçant ces solutions dans la solution globale on obtient:

$$\overline{V}(x,t) = K_i\ exp(\alpha\ \ x)exp(j(\omega t + \beta x)) + K_r\ exp(-\alpha\ \ x)exp(j(\omega t - \beta x)) = \overline{V_i} + \overline{V_r} \qquad \text{I.10}$$

$\overline{V_i}$ *et* $\overline{V_i}$ sont respectivement les ondes de tension incidente et réfléchie.

Imaginons un observateur qui se déplacerait sur la ligne, dans le sens des $x$ décroissant (de l'entrée vers la sortie) à la vitesse $\frac{dx}{dt} = V = \frac{\omega}{\beta}$. Le terme $\omega t + \beta x$ ne serait alors pas constant pour lui et par conséquent $\overline{V_i}$ lui paraîtrait avoir un argument constant et un module décroissant comme *exp (α x)* avec $x$ décroissant. [56]

On peut donc considérer $\overline{V_i}$ comme onde mobile, se déplaçant de l'entrée vers la sortie à la vitesse $\frac{\omega}{\beta}$. On l'appelle onde incidente.

Par un raisonnement analogue, on considérerait $\overline{V_r}$ comme une onde mobile se déplaçant de la sortie vers l'entrée à la même vitesse $\frac{\omega}{\beta}$.

Par analogie l'onde du courant $\bar{I}(x,t)$ se décomposerait sous forme $\bar{I}_i + \bar{I}_r$. Les deux ondes mobiles se déplacent à la vitesse $V = \frac{\omega}{\beta}$ et ont pour longueur d'onde $\lambda = \frac{2\pi}{\beta}$.

Par analogie, il est parfois pratique de considérer que $\overline{V}(x)$ et $\bar{I}(x)$ se mettent sous la forme d'une composante incidente et d'une composante réfléchie.

$$\overline{V}(x,t) = K_i \exp(\alpha\ x)\ \exp(j\beta\ x) + K_r \exp(-\alpha\ x)\ \exp(-j\beta\ x)) = \overline{V_i} + \overline{V_r}$$
$$\bar{I}(x,t) = \frac{K_i}{Z_c}\exp(\alpha\ x)\ \exp(j\beta\ x) - \frac{K_r}{Z_c}\exp(-\alpha\ x)\ \exp(-j\beta\ x)) = \bar{I}_i + \bar{I}_r \qquad \text{I.11}$$

### I.3.2. Etude d'une ligne électrique en régime transitoire

En raisonnant de la même manière que pour le régime permanent. Du système d'équations (I.5), on obtient les équations fondamentales de ligne. [56], [57]

$$\frac{\partial v(x,t)}{\partial x} = R\ i\ (x,t) + L\frac{\partial i(x,t)}{\partial t}$$
$$\frac{\partial i(x,t)}{\partial x} = Gv\ (x,t) + C\frac{\partial v(x,t)}{\partial t} \qquad \text{I.12}$$

Afin d'étudier les régimes transitoires dans les lignes, on utilise la transformée de Laplace.

Dans le domaine de Laplace les équations fondamentales s'écrivent sous la forme donnée par le système (I.5)

$$\frac{\partial}{\partial x}V(x,p) = R\ I\ (x,p) + L\ p\ I(x,p) - L\ i(x,0)$$
$$\frac{\partial}{\partial x}I(x,p) = G\ V\ (x,p) + C\ p\ V(x,p) - C\ v(x,0) \qquad \text{I.13}$$

Avec $p$ l'opérateur de Laplace.

Ces équations peuvent encore s'écrire sous la forme (I.14)

$$\frac{\partial}{\partial x}V(x,p) = Z(p)\ \ I(x,p) - L\ \ i(x,0)$$
$$\frac{\partial}{\partial x}I(x,p) = Y(p)\ \ V(x,p) - C\ \ v(x,0) \qquad \text{I.14}$$

Avec $Z(p) = R + L\ \ p$ et $Y(p) = G + C\ \ p$

Sous l'hypothèse des conditions initiales nulles $v(x,0) = 0$ et $i(x,0) = 0$, et en posant $\gamma(p) = \sqrt{YZ}$ , le système (I.14) se met sous la forme (I.15)

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}V(x,p) = \gamma^2(p)\ \ V(x,p)$$
$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}I(x,p) = \gamma^2(p)\ \ I(x,p) \qquad \text{I.15}$$

Par intégration par rapport à $x$ des équations du système (I.16), on obtient:

$$V(x,p) = K_i(p)\ \ \exp(\gamma\ \ x) + K_r(p)\ \ \exp(-\gamma\ \ x) \qquad \text{I.16}$$
$$I(x,p) = \frac{K_i(p)}{Z_c}\ \ \exp(\gamma\ \ x) - \frac{K_r(p)}{Z_c}\ \ \exp(-\gamma\ \ x)$$

$K_i(p)$ et $K_r(p)$ sont des constantes d'intégration lors de l'intégration par rapport à la variable $x$ donc des fonctions de la variable $p$ qui dépendent des conditions aux limites.

Soit une ligne attaquée par une source de tension de forme quelconque *e(t)* dont la transformée de Laplace est *E(p)*, et d'impédance interne $Z_1(p)$, et chargée par une impédance $Z_2(p)$. Fig. I.19.

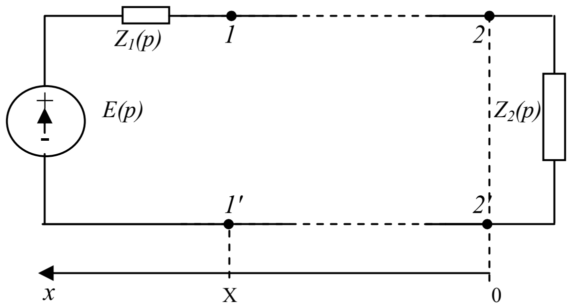



Fig. I.19 : Ligne sollicitée par une tension quelconque *e(t)*

Les conditions aux limites sont

- A l'entrée : $E(p) = V(X,p) + Z_1\ (p)I(X,p)$
- A la sortie: $V(0,p) = Z_2\ (p)I(0,p)$

Ce qui donne les expressions de $K_i(p)$ et $K_r(p)$ en fonction des conditions aux limites:

$$K_r = \frac{\Gamma_2}{1-\Gamma_1\Gamma_2 e^{-2\gamma X}} \cdot \frac{Z_c}{Z_1+Z_c} \quad e^{-\gamma X} E(p)$$

$$K_i = \frac{1}{1-\Gamma_1\Gamma_2 e^{-2\gamma X}} \cdot \frac{Z_c}{Z_1+Z_c} \quad e^{-\gamma X} E(p)$$

Avec

$$\Gamma_1 = \frac{Z_1 - Z_c}{Z_1 + Z_c} \ \text{ et } \ \Gamma_2 = \frac{Z_2 - Z_c}{Z_2 + Z_c}$$

Remplaçons $K_i(p)$ et $K_r(p)$ dans le système (I.16), les expressions de $V(x,p)$ et $I(x,p)$ seront:

$$V(x,p) = \frac{1}{1-\Gamma_1\Gamma_2 e^{-2\gamma X}} \cdot \frac{Z_c}{Z_1+Z_c} e^{-\gamma X}(e^{\gamma X} + \Gamma_2 e^{-\gamma X})E(p) \qquad \text{I.17}$$

$$I(x,p) = \frac{1}{1-\Gamma_1\Gamma_2 e^{-2\gamma X}} \cdot \frac{1}{Z_1+Z_c} e^{-\gamma X}(e^{\gamma X} + \Gamma_2 e^{-\gamma X})E(p)$$

Sachant que:

$$\frac{1}{1-\Gamma_1\Gamma_2 e^{-2\gamma X}} = 1 + \Gamma_1\Gamma_2 e^{-2\gamma X} + (\Gamma_1\Gamma_2)^2 e^{-4\gamma X} + ....... + (\Gamma_1\Gamma_2)^k e^{-k\gamma X} + ....$$

Cette relation implique la condition $\left|1-\Gamma_1\Gamma_2 e^{-2\gamma X}\right| \prec 1$, qui ne gène en rien les calculs et intervient seulement dans le domaine holomorphie de la fonction considérée [58] [59].

Dans ces condition les expressions de $V(x,p)$ et $I(x,p)$ peuvent s'écrire en définitive:

$$\begin{aligned} V(x,p) &= E(p)\frac{Z_c}{Z_1+Z_c}\Big[\, e^{-\gamma\,(X-x)} + \Gamma_2 e^{\gamma\,(X+x)} + \Gamma_1\Gamma_2 e^{-\gamma\,(3X-x)} \\ &+ \Gamma_1\Gamma_2^2 e^{-\gamma\,(3X+x)} + .... + \Gamma_1^k\Gamma_2^k e^{-\gamma\,((2k+1)X-x)} + \Gamma_1^k\Gamma_2^{k+1} e^{-\gamma\,((2k+1)X+x)} \,\Big] \\ I(x,p) &= E(p)\frac{1}{Z_1+Z_c}\Big[\, e^{-\gamma\,(X-x)} - \Gamma_2 e^{\gamma\,(X+x)} + \Gamma_1\Gamma_2 e^{-\gamma\,(3X-x)} \\ &- \Gamma_1\Gamma_2^2 e^{-\gamma\,(3X+x)} + .... + \Gamma_1^k\Gamma_2^k e^{-\gamma\,((2k+1)X-x)} - \Gamma_1^k\Gamma_2^{k+1} e^{-\gamma\,((2k+1)X+x)} \,\Big] \end{aligned} \qquad \text{I.18}$$

Pour obtenir $v\ (x,t)$ et $i\ (x,t)$, il suffit d'utiliser les fonctions de Laplace inverse de $V(x,p)$ et $I(x,p)$ telle que $v\ (x,t) = \mathcal{L}^{-1}\ V(x,p)$ et $i\ (x,t) = \mathcal{L}^{-1}\ I(x,p)$

## I.4. Modélisation des enroulements du transformateur en régime transitoire

Il est connu que les surtensions qui surviennent au niveau d'un point donné de la ligne se propagent à une vitesse infiniment grande et leurs fréquences sont de l'ordre du kilohertz au Mégahertz. [10]

En plus du fait que les inductances et capacités des lignes et câbles sont responsables de la déformation des ondes impulsionelles touchant ces réseaux [59], leur répartition en fonction du temps le long de tous les circuits qu'elles parcourent n'est pas uniforme (leurs amplitudes et leurs formes différent d'un point à l'autre).

Afin d'étudier le comportement des enroulements du transformateur suite à ces surtensions, un schéma équivalent de l'enroulement haute tension a été adopté dans cette étude. Dans ce schéma, on ne tient pas compte des effets magnétiques pouvant résulter de la non linéarité du circuit magnétique, et de l'enroulement secondaire du transformateur, car les surtensions résultant dans l'enroulement sont de hautes fréquences, l'effet du noyau est négligeable.

### I.4.1. Schéma équivalent d'un transformateur soumis aux surtensions

Le schéma équivalent de l'enroulement HT du transformateur (fig. I.20), est déduit d'après celui de la ligne. L'enroulement est caractérisé par la capacité longitudinale, par l'existence de mutuelles entre les flux magnétiques des éléments et par la capacité transversale d'un élément de l'enroulement [2][60][61].

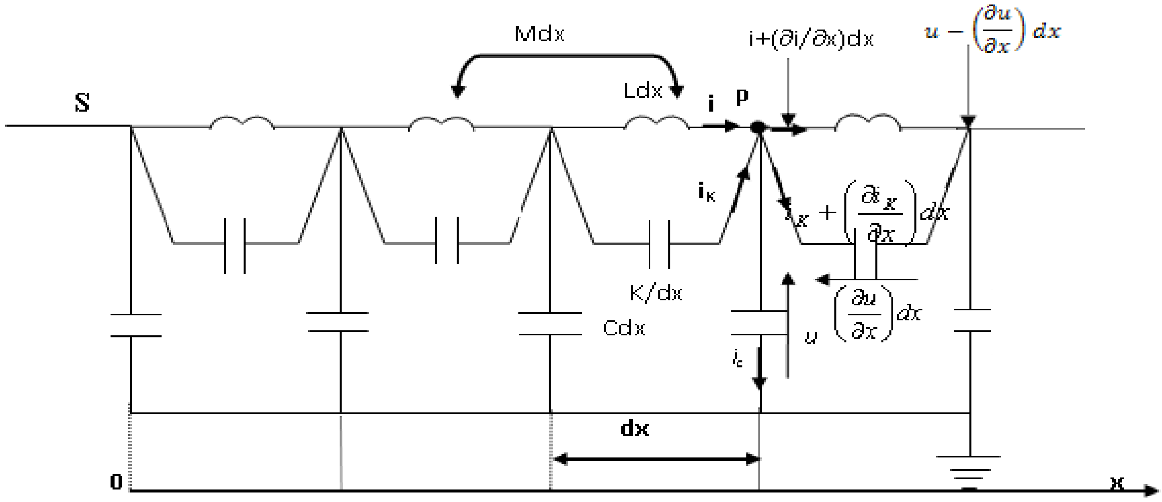



Fig. (I.20) : Schéma équivalent de l'enroulement sans l'influence du noyau

L (H/m) : Inductance propre des éléments de l'enroulement.

M (H/m) : Inductance mutuelle entre les éléments des enroulements.

K (F .m) : Capacité longitudinale entre éléments.

C (F/m) : Capacité transversale des éléments de l'enroulement

### I.4.2. Équations du circuit

En appliquant la loi de Kirchhoff au nœud (p) situé à l'abscisse x à partir du début de l'enroulement. On aura :

$$i + i_k - i_c - \left( i + \frac{\partial i}{\partial x} dx \right) - \left( i_k + \frac{\partial i_k}{\partial x} dx \right) = 0 \qquad \text{I.19}$$

D'où:

$$i_c = -\frac{\partial (i + i_k)}{\partial x} dx \qquad \text{I.20}$$

On a : $i_c = C.dx \dfrac{\partial u}{\partial t}$ I.21

D'après (I.20) et (I.21) on aura :

$$-\frac{\partial (i + i_k)}{\partial x} dx = C.dx \frac{\partial u}{\partial t}$$

Donc :

$$\frac{\partial (i + i_k)}{\partial x} = -C \frac{\partial u}{\partial t} \qquad \text{I.22}$$

Sur la capacité K, on a la relation suivante :

$$i_k = -\frac{K}{dx} \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial t} \cdot dx \qquad \text{I.23}$$

D'où:

$$i_k = -K \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial t} \qquad \text{I.24}$$

Et :

$$\frac{\partial i_k}{\partial x} = -K \frac{\partial^3 u}{\partial x^2 \partial t} \qquad \text{I.25}$$

Sur l'inductance L, on a :

$$u-\left(u-\frac{\partial u}{\partial x}dx\right)=Ldx\cdot\frac{\partial i}{\partial t} \qquad \text{I.26}$$

D'où :

$$-\frac{\partial u}{\partial x}=L\frac{\partial i}{\partial t} \qquad \text{I.27}$$

et :

$$\frac{\partial i}{\partial t}=-\frac{1}{L}\cdot\frac{\partial u}{\partial x} \qquad \text{I.28}$$

En multipliant les deux membres par $\frac{\partial t}{\partial x}$ on aura :

$$\frac{\partial i}{\partial x}=-\frac{1}{L}\frac{\partial u\cdot\partial t}{\partial x^2} \qquad \text{I.29}$$

En sommant (I.29) et (I.25) on obtient :

$$\frac{\partial(i+i_k)}{\partial x}=-\frac{1}{L}\frac{\partial u\partial t}{\partial x^2}-K\frac{\partial^3 u}{\partial x^2\partial t} \qquad \text{I.30}$$

En égalant les équations (I.22) et (I.30), puis en multipliant les deux membres par $L\frac{\partial u}{\partial t}$, on aura :

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}-LC\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}+LK\frac{\partial^4 u}{\partial x^2\partial t^2}=0 \qquad \text{I.31}$$

On obtient une équation de la même forme pour les courants.

La solution de l'équation (I.31) est de la forme :

$$u(x,t) = U_0 \cos \omega t \,.\, \sin \beta x \qquad \text{I.32}$$

Telles que

$U_0$ : amplitude de la tension ;

ω : La pulsation, $\omega = 2\pi f$ ;

β : La constante de propagation, $\beta = 2\pi / \lambda$ ;

λ : La longueur d'onde.

Cette solution représente une onde stationnaire.

### I.4.3. Répartition de la surtension le long d'un enroulement :

#### I.4.3.1. Répartition initiale de la tension :

Suite à une sollicitation rapide, l'enroulement d'un transformateur se comporte initialement comme une capacité [60] [61]. Cependant, son comportement à long terme est celui d'une inductance, ce qui le pousse à se comporter tel un réseau complexe entre ces deux étapes. Pendant l'application d'un taux de changement très rapide de courant ou de tension, le courant ne peut pas circuler dans l'enroulement à cause des grandes réactances inductives, mais il est prêt à circuler facilement à travers les réactances capacitives entre spires et entre spires et les parties mises à la terre, le mettant à jouer un rôle important dans la stabilisation de la distribution initiale de la tension. Le secondaire chargé affecte le flux magnétique, donc l'inductance, qui est un facteur décisif pour l'allure des grandeurs électriques du transformateur en régime transitoire [60] [62], les ondes s'amortissent suite à des pertes dans les résistances.

Dans ces conditions, le schéma équivalent de l'enroulement sera donné par la figure I.21.

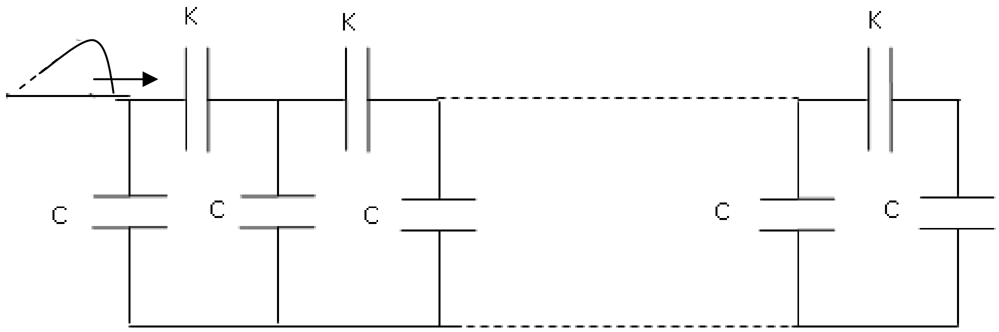



Fig. 1.21 **:** Schéma équivalent simplifié de l'enroulement HT lors de la répartition initiale de la tension.[61]

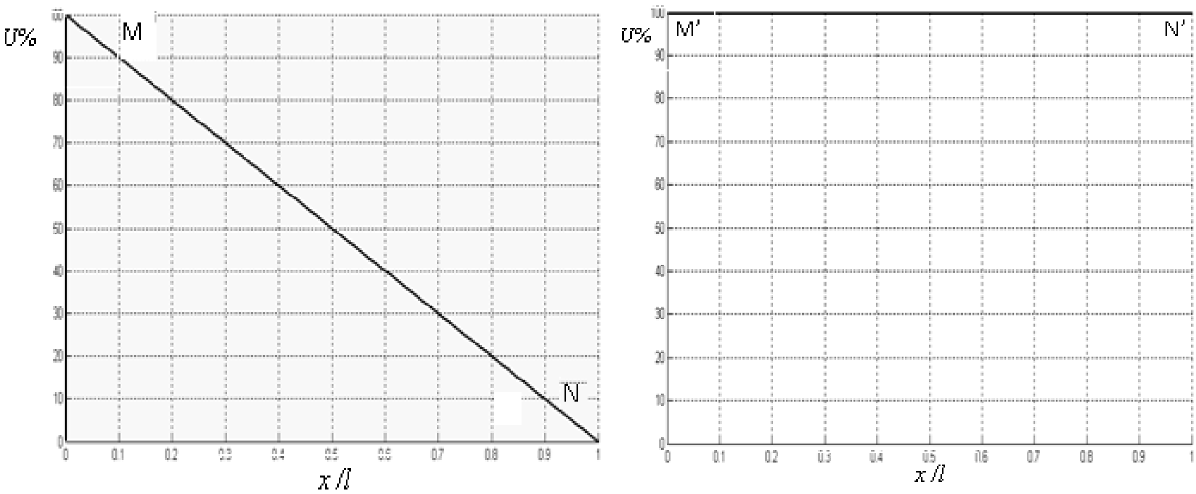
Examinons le schéma de la figure I.21, et admettons que le neutre de l'enroulement est mis à la terre.

- ***Si C=0***

Toutes les capacités K sont en série, et ce circuit est parcouru par un courant de même valeur. Avec des capacités K identiques, nous obtenons une répartition uniforme de la forme de la tension suivant la longueur de l'enroulement, c'est-à-dire la même répartition qu'en régime permanant.

La répartition est représentée par une droite inclinée, réunissant les points (M) et (N) qui correspondent respectivement à la borne d'entrée de l'enroulement qui se trouve sous la tension $U_1$, et à la borne de sortie dont le potentiel est nul (figure I.22.a).

Dans le cas où le neutre serait isolé de la terre, nous aurons une répartition uniforme de la tension représentée par la droite M'N' (figure I.22.b).




-a - Neutre mis à la terre -b - Neutre isolé de la terre

Fig. I.22: Réparation initiale de la tension le long de l'enroulement.

- ***Si K = 0 :***

Le courant de la ligne se dirigera vers la terre seulement à travers la capacité C au début de l'enroulement, cela signifie que toute la tension est concentrée dans la première spire qui est donc soumise à une très forte surtension.

La répartition de la tension, lorsque le neutre est mis à la terre, est représentée par une droite verticale réunissant les point M et 0 ''origine des axes'' (figure I.22.a).

La répartition réelle de la tension le long de l'enroulement dont le neutre est mis à la terre se trouve entre ces deux limites (C = 0 et K = 0). Une analyse mathématique très détaillée montre que la tension le long de l'enroulement est répartie suivant une loi hyperbolique. En un point d'abscisse x, compté à partir de la borne d'entrée, la tension initiale $U_0(x)$ est fournie par les relations suivantes [61]:

- Pour un transformateur dont le neutre est mis à la terre :

$$U_0(x) = U_{choc}\left[\frac{sh\alpha(\ell - x)}{sh\alpha\ell}\right] \qquad \text{I.33}$$

- Pour un transformateur dont le neutre est isolé de la terre :

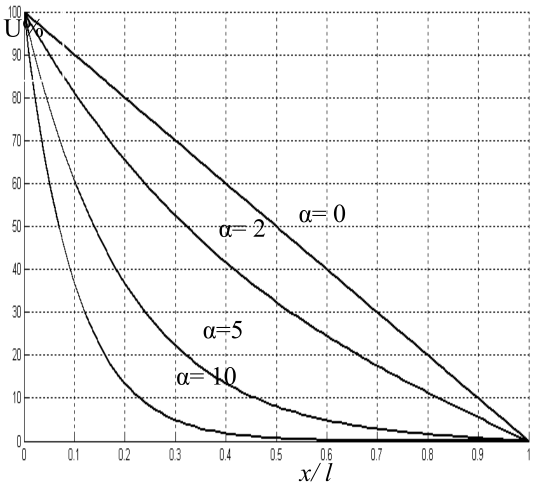
$$U_0(x) = U_{choc}\left[\frac{ch\alpha(\ell - x)}{ch\alpha\ell}\right] \qquad \text{I.34}$$

$U_{choc}$ : La valeur maximale de la tension appliquée à la borne de l'enroulement.

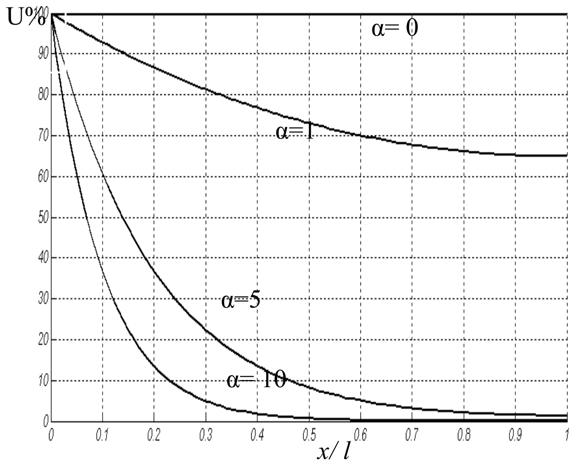
$\ell$ : La longueur totale de l'enroulement.

$\alpha = \sqrt{\dfrac{C_{total}}{K_{total}}}$ : représente le facteur de la répartition initiale de tension. [59][60][61][63]

La répartition initiale de la tension, dans le transformateur pour les différentes valeurs de α est donnée par les figures (I.23.a) et (I.23.b). [63] à [65]




(a) neutre mis à la terre




( b) neutre isolé de la terre

Fig. I.23 : Répartition initiale de la tension dans le transformateur pour différentes valeurs de α.

En effet, dans l'hypothèse où Lω tend vers ∞, l'équation (I.31) devient :

$$C\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}+K\frac{\partial^2 u}{\partial x^2 \partial t^2}=0 \qquad \text{I. 35}$$

Pour le calcul de la répartition initiale de la tension à t = 0, on pose U(x, 0) = $U_{x0}$

L'équation (I.32) devient :

$$C.U_{x0}+K\frac{\partial^2 U_{x0}}{\partial x^2}=0 \qquad \text{I. 36}$$

Or :

$$\frac{\partial^2 U_{x0}}{\partial x^2}+\frac{C}{K}U_{x0}=0 \qquad \text{I. 37}$$

La solution de l'équation différentielle (I.37) est de type :

$$U_{x0}=A.e^{\alpha x}+B.e^{-\alpha x} \qquad \text{I. 38}$$

Où : *A* et *B* sont des constantes d'intégration à déterminer par les conditions aux limites.

***Conditions aux limites*** **:**

**a - Neutre mis à la terre:**

- Pour : x = 0 (injection de la tension).

$$U_{x0}=1pu \qquad \text{I. 39}$$

- Pour : x = ℓ.

$$U_{xl}=0\,pu \qquad \text{I. 40}$$

En injectant (I.39) et (I.40) dans l'équation (I.38) on aura :

- Pour : x = 0.

1 = A+B I. 41

D'où :

B = 1-A

- Pour : x = ℓ.

$$A.e^{\alpha\ell}+B.e^{-\alpha\ell}=0 \qquad \text{I.42}$$

En introduisant (I.41) dans (I.42) on aura :

$$A = \frac{-e^{-\alpha\ell}}{e^{\alpha\ell} - e^{-\alpha\ell}} \qquad \text{I.43}$$

En introduisant (I.43) et (I.41) dans l'équation (I.38) on aura :

$$U_{x0} = \frac{e^{[\alpha(\ell-x)]} - e^{[-\alpha(\ell-x)]}}{e^{(\alpha\ell)} - e^{-(\alpha\ell)}} = \frac{sh[\alpha(\ell-x)]}{sh(\alpha\ell)} \qquad \text{I.44}$$

Sachant que:

$$U_{x0} = \frac{U_0(x)}{U_{choc}} \qquad \text{I.45}$$

Donc :

$$U_0(x) = U_{choc}\frac{sh[\alpha(\ell-x)]}{sh(\alpha\ell)} \qquad \text{I.46}$$

**b- Neutre isolé de la terre:**

- Pour : x = 0 (injection de la tension).

$U_{x0}$= 1pu I.47

- Pour : x = ℓ.

$i + i_k = 0$ pu I.48

D'après (I.30) :

$$(i+i_k)_{x=\ell} = \frac{1}{L}\int\left(\frac{\partial U}{\partial x}\right)_{x=\ell} dt + K\frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{\partial U}{\partial x}\right)_{x=\ell} = 0 \qquad \text{I.49}$$

D'où :

$$\left(\frac{\partial U}{\partial x}\right)_{x=\ell} = 0 \text{ pu.} \qquad \text{I.50}$$

En introduisant (I.47) et (I.49) dans (I.38) on aura :

- pour x = 0 :

1= A+ B I.51

D'où :

B=1-A

- pour x = ℓ

$$\alpha.A.e^{\alpha.\ell} - \alpha.B.e^{-\alpha.\ell} = 0$$

$$A = \frac{e^{-\alpha\ell}}{e^{\alpha\ell} + e^{-\alpha\ell}} \qquad \text{I.52}$$

En introduisant (I.52) dans (I.38) on aura :

$$U_{x0} = \frac{e^{[\alpha(x-\ell)]} + e^{[-\alpha(x-\ell)]}}{e^{(\alpha\ell)} + e^{-(\alpha\ell)}} \qquad \text{I.53}$$

finalement :

$$U_0(x) = U_{choc}\,\frac{ch[\alpha(x-\ell)]}{ch(\alpha\ell)} \qquad \text{I.54}$$

### I.4.3.2. Gradient de la tension

La rigidité diélectrique de l'isolement est détérminée d'après le gradient de la tension des deux élements voisins (bobine, spire) de l'enroulement. D'après les figures (I.23.a) et (I.23.b), on voit qu'aux premiers instants, le plus grand gradient de la tension a lieu au début de l'enroulement, donc sur ses premières spires (x = 0). La valeur de ce gradient est déterminée par la première dérivée $\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)$. [60][63][64]

Les valeurs de cette derivée sont déterminées à partir des expréssions de la répartition initiale [60],en tenant compte du fait que pour $\alpha \geq 3$ nous avons :

th $\alpha \approx$ coth $\alpha$ =1. I.54

Nous aurons dans ce cas :

$$\frac{\partial u_x}{\partial x_0}\Big|_{x=0} = -\alpha.U_{choc} \qquad \text{I.55}$$

### I.4.3.3. Répartition finale de la tension

Les courbes de la répartition initiale pour $\alpha$ =10 représentées sur les figures (I.23.a) et (I.23.b) correspondent à l'instant initial du phénomène pour t = 0. Après un certain temps, l'onde de la surtension se répartit uniformément le long de l'enroulement [60][61].

•Lorsque le neutre est mis à la terre, la repartition finale de la tension est représentée par une droite inclinée MN (fig. I.24.a).

•Lorsque le neutre est isolé de la terre, tout l'enroulement atteint finalement le même potentiel et la répartition finale correspond à une droite M'N', paralléle à l'axe des abscisses (fig. I.24.b).

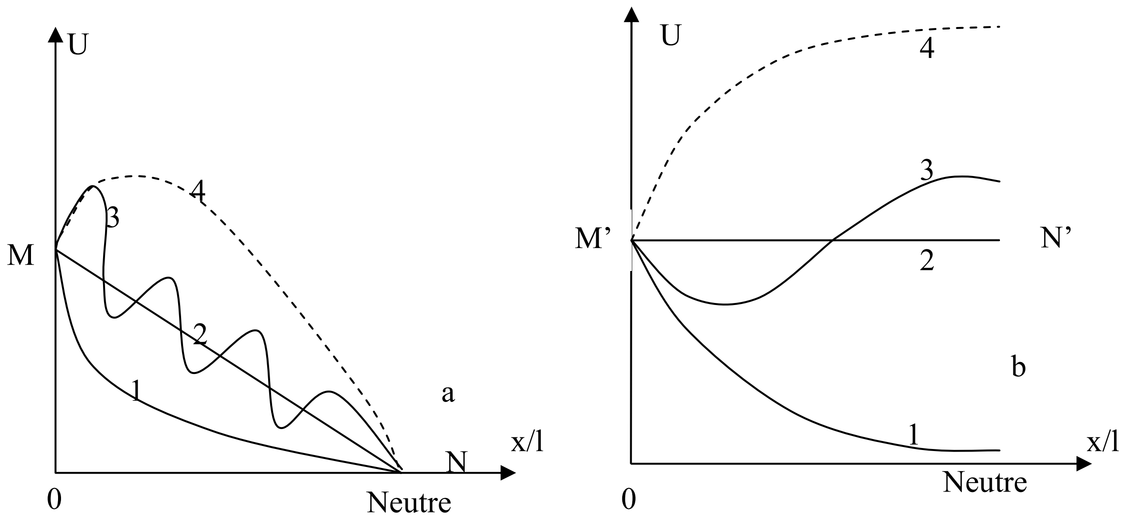



Fig. I.24 : Répartition finale de la tension le long de l'enroulement
-a - Neutre mis à la terre -b- Neutre isolé de la terre
1 Répartition - initiale. 3- Répartition intermédiaire.
2- Répartition finale. 4- Répartition maximale.

**I.4.3.4. Phénomène transitoire de la tension le long de l'enroulement**

Le passage de la répartition initiale à la répartition finale de la tension, se fait par des oscillations ayant lieu dans le temps et dans l'espace. Ce phénomène est amorti au cours du temps, ceci est dû aux résistances des enroulements, et amplifié du fait de la réflexion de l'onde mobile. [58] [60] à [62]

Pour les hypothèses les plus simples, l'expression cherchée est obtenue comme intégrale d'une équation différentielle aux dérivées partielles du quatrième ordre.

Une analyse détaillée donne les résultats suivants :

a- le phénomène ayant lieu dans l'enroulement est périodique et s'amortit suivant une fonction exponentielle.

b- Répartition finale de la tension [ligne MN (figure I.24.a) et M'N' (figure I.24.b)] peut être considérée comme l'axe autour duquel se produit le phénomène oscillatoire. Les limites des oscillations se trouvent dans les aires hachurées de figure I.25.a et I.25.b.

On peut développer la différence entre la répartition initiale et la répartition finale de la tension en série d'harmoniques.

- pour les transformateurs à neutre mis à la terre, on obtient une série d'harmoniques comprenant de demi-onde (figure I.25.c).
- pour les transformateurs à neutre isolé de la terre, on obtient une série comprenant 1/4 ,3/4, 5/4…...d'onde. (figure I.25.d).

Les harmoniques de tensions de différents ordres se propagent le long de l'enroulement à des vitesses différentes, ce qui conduit à la déformation continue de l'onde qui pénètre dans l'enroulement.

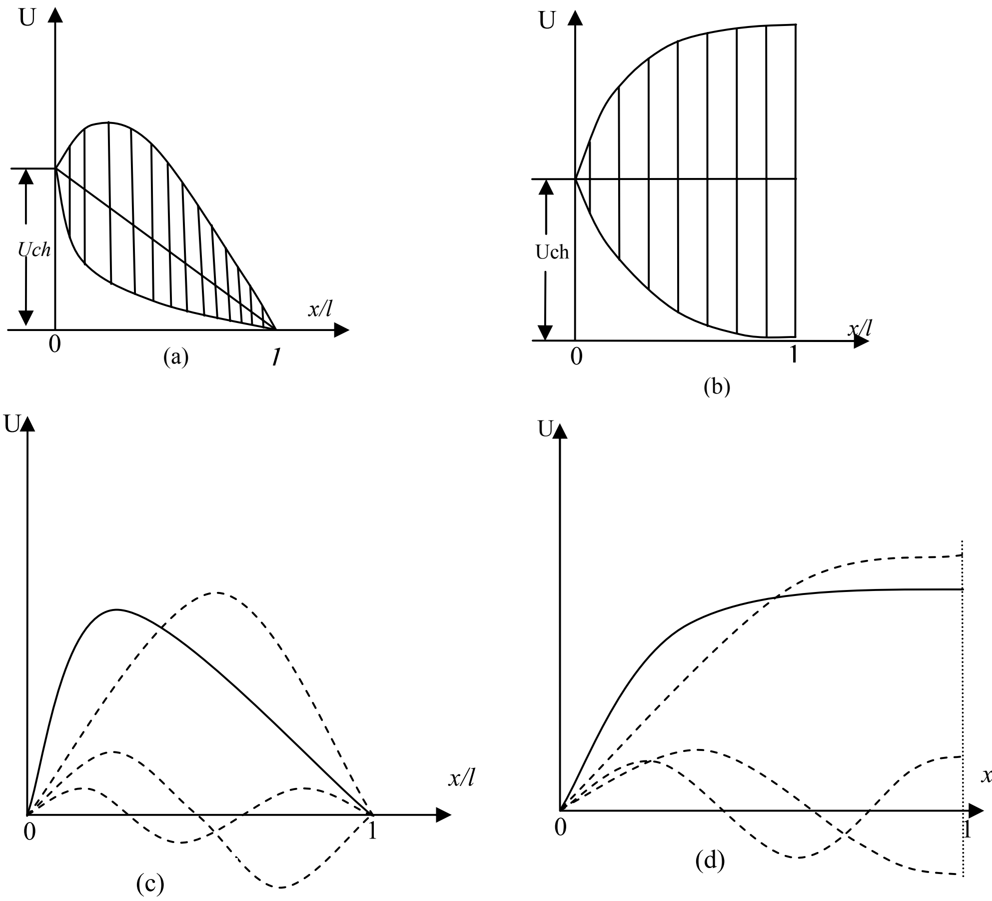



Fig. I.25: phénomène transitoire dans l'enroulement d'un transformateur

## Conclusion

Nous avons résumé dans ce chapitre les différents travaux scientifiques effectués dans le domaine de l'étude de l'impact des surtensions sur les enroulements du transformateur de puissance. Nous avons également présenté les divers modèles actuels de transformateur ainsi que ceux utilisés pour représenter les lignes et les câbles électriques.

Le modèle que nous avons jugé plus convenable pour notre étude est celui basé sur les inductances propres et mutuelles, car il permet de traduire les différents phénomènes qui se produisent le long des enroulements du transformateur.

Ce modèle sera retenu dans notre travail afin de modéliser des transformateurs de grande puissance et étudier leurs comportements internes (répartition de la tension le long de l'enroulement, le gradient de tension, fréquences de résonance…). Cependant, il est important de trouver de bonnes procédures dans le calcul des paramètres du modèle afin d'avoir une bonne précision dans les résultats. Cette procédure fait l'objet du second chapitre.

## Introduction

Compte tenu de l'étude bibliographique faite dans le chapitre précédent, nous adoptons pour toute notre étude le modèle du transformateur basé sur une représentation de l'enroulement du transformateur par une cascade de cellules résonantes, traduisant les phénomènes électromagnétiques siégeant à l'intérieur du transformateur soumis à des sollicitations rapides. Ce modèle s'adapte bien dans sa globalité à l'étude du comportement des enroulements des transformateurs excités par une surtension d'origine quelconque.

Ce modèle a été utilisé dans plusieurs études [37], [38], [39], [65], vu que l'enroulement du transformateur est donné sous forme d'une représentation assez complète, s'adaptant aux études des transformateurs dans les conditions réelles d'exploitation [40], [59].

Dans le cas de notre étude, nous avons adopté un schéma équivalent très répandu dans la modélisation des lignes et des câbles dans lequel ces deux éléments sont remplacés par un schéma électrique équivalent composé des cellules RLC traduisant le comportement électromagnétique dans les conducteurs de transport d'énergie.

La modélisation des lignes et des câbles comme un système de propagation des signaux en HF est bien connue [66] [67]. Il existe plusieurs modèles, mais en général, toutes les méthodes doivent passer par deux étapes :

1. Calcul des paramètres primaires.
2. Élaboration des algorithmes pour les modéliser dans le domaine temporel ou fréquentiel.

Dans ce présent chapitre nous établissons les équations mathématiques traduisant le comportement les différents éléments du schéma équivalent du réseau considéré.

### II.1. Schéma équivalent du réseau considéré

La partie réseau étudiée est composée de la ligne de transport d'énergie, lié directement au transformateur ou par l'intermédiaire d'un câble (cas d'une centrale hydroélectrique), comme illustré dans la figure II.1.

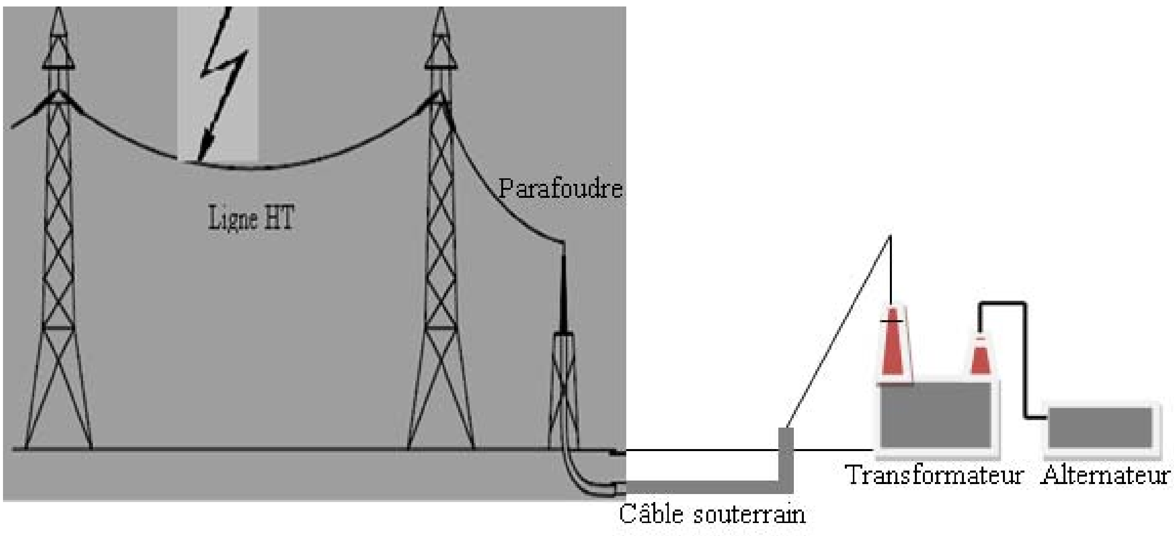



Fig. II.1 : Configuration du réseau étudié

Le schéma électrique équivalent de la partie du réseau considérée sur fig. II.1, est donné par la figure II.2.

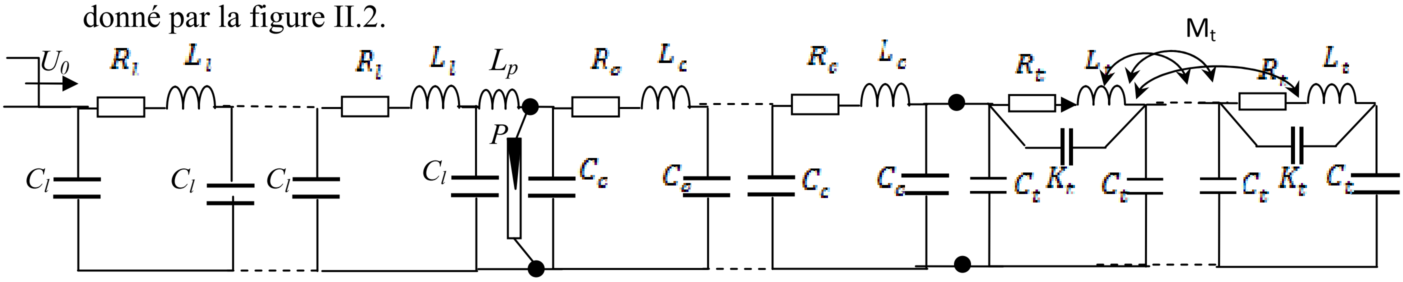



Fig. II.2 : Schéma équivalent du réseau considéré

Dans ce schéma équivalent, la ligne, le câble et le transformateur sont représentés par une cascade de cellules RLC, dont $R_l$ et $L_l$ représentent respectivement la résistance d'un élément de la ligne. $R_c$ et $L_c$ représentent respectivement la résistance d'un élément du câble. Chaque cellule représentant le transformateur comporte l'inductance $L_t$ d'un élément de discrétisation de l'enroulement HT, sa résistance $R_t$, une capacité entre l'enroulement et la cuve appelé transversale $C_t$ et une capacité $K_t$ entre les éléments adjacents appelée longitudinale. $V_0$ représente la surtension appliquée à l'entrée du schéma équivalent, modélisant la surtension de foudre, P représente le parafoudre installé sur le point de jonction entre la ligne aérienne et le câble souterrain.

### II.2. Mise en équation des éléments du schéma équivalent adopté

Dans le but d'étudier l'ensemble du réseau figure II.1, il est indispensable d'établir premièrement les équations électriques qui le régissent, ce qui nous a amené à écrire les équations de chaque composant du schéma séparément.

### II.2.1. Equations du modèle adopté pour la ligne

Dans le schéma de la figure II.3, $V_0$ est la tension de l'onde appliquée à l'entrée de la ligne représentée sous forme d'équation bi-exponentielle normalisée telle que :

$$U_0(t) = V_0(e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}) \qquad \text{II.1}$$

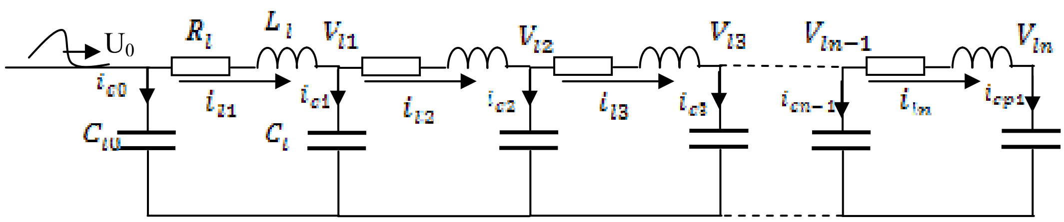



Fig. II.3 : Schéma équivalent de la ligne.

#### II.2.1.1.Equations aux tensions

$$\begin{aligned} V_0 - V_{l1} &= R_l i_{l1} + L_l \frac{di_{l1}}{dt} \\ V_{l1} - V_{l2} &= R_l i_{l2} + L_l \frac{di_{l2}}{dt} \\ V_{l2} - V_{l3} &= R_l i_{l3} + L_l \frac{di_{l3}}{dt} \end{aligned} \qquad \text{II.2}$$

Pour le dernier élément

$$V_{ln-1} - V_{ln} = R_l i_{ln} + L_l \frac{di_{ln}}{dt}$$

**II.2.1.2.Equations des courants**

Au nœud (0) du schéma équivalent de la ligne nous avons :

$$i_{c0} = C_{lo} \frac{dV_0}{dt} \quad \text{II.3}$$

Avec $C_{lo} = \frac{C_l}{2}$

$$i_1 - i_2 - C_l \frac{dV_{l1}}{dt} \quad \text{II.4}$$

$$i_2 - i_3 = C_l \frac{dV_{l2}}{dt} \quad \text{II.5}$$

Pour le dernier élément

$$i_{n-1} - i_n = C_l \frac{dV_{ln-1}}{dt} \quad \text{II.6}$$

Il est à noter qu'au niveau du $n^{\text{ième}}$ nœud de la ligne, il y a deux cas à considérer :

1.La ligne est liée au transformateur à travers un tronçon de ligne représentée par son inductance $L_p$ et sa capacité $C_p$ qui se divise en deux, la moitié s'ajoute à la capacité du poste, l'ensemble est représenté par $C_{p1}$, et l'autre moitié à la première capacité du transformateur, dans ce cas l'équation des courants s'écrit comme suit :

$$i_n - i_{lp} = C_{p1} \frac{dV_{ln}}{dt}$$

2.La ligne est reliée au transformateur à travers le câble, dans ce cas, l'équation des courants s'écrit comme suit :

$i_n - i_{c1} = C_{p2} \frac{dV_{ln}}{dt}$ tels que : $i_{c1}$ est le courant dans le premier élément du câble,

$C_{p2}$ est la somme des capacités du poste, câble et ligne.

Dans les points de jonctions on a également deux cas :

- $i_{Cp1} = C_{p1} \frac{dV_{ln}}{dt}$ ligne-transformateur.
- $i_{Cp2} = C_{p2} \frac{dV_{ln}}{dt}$. Ligne-câble.

### II.2.2.Equations du modèle adopté pour le câble

Dans le cas où la ligne est connectée au transformateur par l'intermédiaire du câble, d'après le schéma équivalent du câble (figure II.4), les équations s'écrivent comme suit :

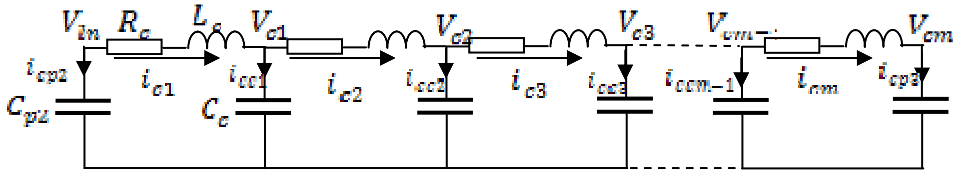



Fig. II.4 : schéma équivalent du câble.

#### II.2.2.1.Equations aux tensions

$$V_{ln} - V_{c1} = R_c i_{c1} + L_c \frac{di_{c1}}{dt}$$

$$V_{c1} - V_{c2} = R_c i_{c2} + L_c \frac{di_{c2}}{dt} \qquad \text{II.7}$$

Pour le dernier élément

$$V_{cm-1} - V_{cm} = R_c i_{cm} + L_c \frac{di_{cm}}{dt} \qquad \text{II.8}$$

#### II.2.2.2. Equations aux courants

$$i_{ln} - i_{c1} = C_{p2} \frac{dV_{ln}}{dt}$$

$$i_{c1} - i_{c2} = C_c \frac{dV_{c1}}{dt} \qquad \text{II.9}$$

Pour le dernier élément

$$i_{cm-1} - i_{cm} = C_c \frac{dV_{cm-1}}{dt} \qquad \text{II.10}$$

Au point de jonction câble-transformateur on a :

$$i_{Cp3} = C_{p3} \frac{dV_{cm}}{dt} \qquad \text{II.11}$$

où $C_{p3} = \frac{C_c}{2} + \frac{C_t}{2}$

### II.3. Calcul des paramètres des schémas équivalents de la ligne et du câble

Sur les schémas équivalents des figures (II.3) et (II.4) on a :

$U_0(t)$ : onde de surtension appliquée.

$R_l$, $L_l$ et $C_l$ : sont respectivement la résistance, l'inductance et la capacité de la ligne.

*Cpost :* capacité des éléments du poste.

$R_c$, $L_c$ et $C_c$ : sont respectivement la résistance, l`inductance et la capacité du câble.

$C_p, L_p$ : la capacité et l'inductance correspondant à la liaison entre le parafoudre et le transformateur.

$R_t, L_t, K, C_t$ : sont respectivement la résistance, l'inductance, la capacité longitudinale et la capacité transversale d'un élément de l'enroulement du transformateur.

P : est le parafoudre.

$R_N$ : La résistance insérée dans le schéma pour varier le régime du neutre.

**II.3.1.  Détermination des paramètres de la ligne**

**II.3.1.a. détermination de la résistance de la ligne**

Pour calculer la résistance de la ligne, on utilise la relation suivante :

$$R_{lt} = R_0 . l \ \ [\Omega] \qquad \text{II.12}$$

$$R_0 = \frac{\rho}{S} \qquad \text{II.13}$$

$R_0$ : la résistance linéique de la ligne [Ω/km];

$\rho$ : résistivité électrique de la ligne [Ω.m/mm²];

$S$ : section du conducteur [mm²] ;

$R_{lt}$ : la résistance totale de la ligne ;

$l$: longueur de la ligne [km].

Sur le schéma équivalent, la résistance d'un élément de la ligne est donnée par la relation suivante :

$$R_l = \frac{R_{lt}}{n_l}$$

$n_l$ : le nombre d'élément de la ligne.

**II.3.1.b. Détermination de l'inductance de la ligne $L_l$**

Pour calculer l'inductance de la ligne, on utilise la relation suivante :

$$X_l = L_l . \omega \Rightarrow L_l = \frac{X_l}{\omega} \ [H] \qquad \text{II.14}$$

Avec :

$\omega = 2.\pi.f$  la pulsation propre  et  $f$ en Hz

$X_t = X_0 . l$   [Ω] : la réactance totale de la ligne.

$X_0$ est donnée par [67]:

$$X_0=0{,}144 \log \frac{D_m}{d_e}+0{,}016[\Omega/\text{km}] \qquad \text{II.15}$$

$D_m$: distance moyenne entre deux conducteurs :

$d_e$ : diamètre équivalent des conducteurs.

La réactance d'un  élément de la ligne est :

$$X_l = \frac{X_t}{n_l}$$

### II.3.1.c. Détermination de la capacité de la ligne $C_l$

Pour calculer la capacité de la ligne, on utilise la relation suivante :

$$\text{B}_0 = \frac{7{,}58.10^{-6}}{\log \frac{D_m}{d_e}} [1/\Omega.\text{km}] \qquad \text{II.16}$$

Avec $\text{B}_0$ : la susceptibilité linéique de la ligne.

La susceptibilité de la ligne :

$$B_{lT} = B_0.l \quad [\Omega^{-1}] \qquad \text{II.17}$$

La susceptibilité pour un élément de la ligne est :

$$B_l = \frac{B_{lT}}{n_l}$$

Pour calculer la capacité d'un élément de la ligne, on utilise la formule suivante :

$$B_l = C_L.\omega \quad \Rightarrow C_l = \frac{B_l}{\omega}[F] \qquad \text{II.18}$$

### II.3.1.d. Détermination de la conductance de la ligne $G_l$

L'apparition des pertes par effet couronne pour les niveaux de tension de 330kV, nous mène à tenir compte de la conductance  de la ligne dont le calcul s'effectue comme suit : $G_l = G_0 l_l$

Tel que [67] : $G_0 = \dfrac{\Delta Pcouronne}{U^2}$ $\qquad$ II.19

Où $\Delta Pcouronne$ sont les pertes de puissance par effet couronne.  Ces dernières dépendent de la valeur de la tension de service et elles sont données sur des tableaux standards [68].

### II.3.2.Détermination des paramètres du câble

Il est à noter que les paramètres relatifs aux  câbles sont généralement donnés dans des tableaux des conducteurs normalisés [68].

### II. 3.3.Caractéristiques des lignes et des câbles utilisés

Dans le cadre de ce travail, nous avons utilisé des lignes de différents niveaux de tension 110kV, 220 kV et 330 kV, ainsi que nous avons utilisé des câbles à isolation plastiques. Les données caractéristiques des conducteurs utilisés  sont illustrées dans le tableau II.1.

| | Ligne | | | Câble | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 110 (kV) | 220 (kV) | 330 (kV) | 110 (kV) | 220 (kV) | 330 (kV) |
| Type | AA-400 | AA-300 | ----- | ----- | ----- | ----- |
| *l (m)* | 10 | 10 | 10 | 3 | 3 | 3 |
| *Ø (mm)* | 26 | 24 | ----- | ----- | ----- | ----- |
| *s* ($mm^2$) | 400 | 300 | ----- | 500 | 270 | ----- |
| $D_m$ *(m)* | 6 | 8,5 | 11 | ----- | ----- | ----- |
| $R_0$ *(Ω/km)* | 0,0775 | 0,09747 | 0,12 | 0,06 | 0,092 | 0,032 |
| $X_0$ *(Ω/km)* | ----- | ----- | 0,331 | 0,16 | 0,147 | 0,075 |
| $B_0$ *(1/ Ωkm)* | ----- | ----- | $3,38.\ 10^{-6}$ | ----- | ----- | ----- |
| $Q_0$ *(Kvar/km)* | 37,5 | 141 | 406 | 1420 | 3850 | 9000 |
| $I_{adm}$ *(A)* | 830 | 610 | ----- | ----- | ----- | ----- |
| $\Delta P_{couronne}$ *(kW/km)* | ----- | ----- | 4,5 | ----- | ----- | ----- |
| *n (nombre de conducteurs par phase)* | 1 | 1 | 2 | ----- | ----- | ----- |

Tableau II.1 : Caractéristiques des lignes et des câbles utilisés [68].

## II.4. Mise en équation de l'enroulement HT du transformateur

Les équations des tensions et des courants vont s'écrire pour le schéma équivalent du transformateur représenté sur la figure II.5 :

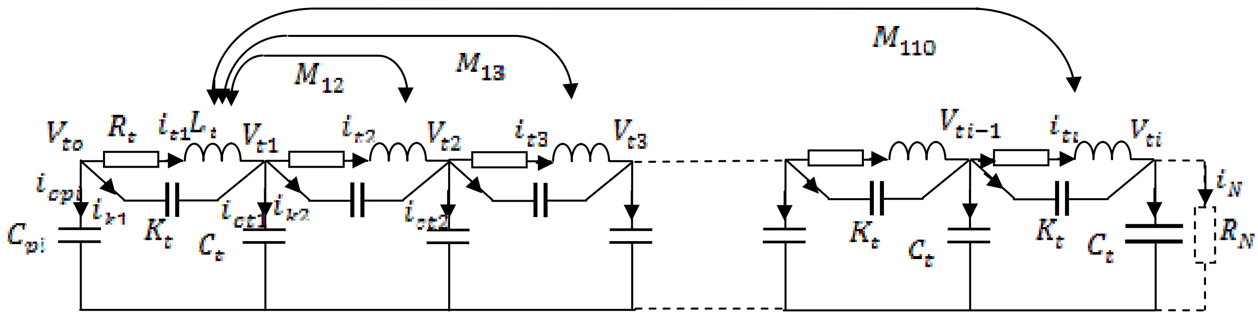



Fig. II.5: Schéma équivalent du transformateur.

### II.4.1.Equations aux tensions :

$$V_{t0} - V_{t1} = R_t i_{t1} + L_t \frac{di_{t1}}{dt} + M_{12}\frac{di_{t2}}{dt} + M_{13}\frac{di_{t3}}{dt} + M_{14}\frac{di_{t4}}{dt} + ..... + M_{110}\frac{di_{t10}}{dt} \qquad \text{II.20}$$

$$V_{t1} - V_{t2} = R_t i_{t2} + L_t \frac{di_{t2}}{dt} + M_{12}\frac{di_{t1}}{dt} + M_{23}\frac{di_{t3}}{dt} + M_{24}\frac{di_{t4}}{dt} + ..... + M_{210}\frac{di_{t10}}{dt} \qquad \text{II.21}$$

Pour la dernière cellule

$$V_{ti-1} - V_{ti} = R_t i_{ti} + L_t \frac{di_{ti}}{dt} + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{10} Mij \frac{di_{tj}}{dt} \qquad \text{II.22}$$

### II.4.2.Equations aux courants

$$i_{lp} - i_{t1} = (C_{p2} + K)\frac{dV_{t0}}{dt} - K\frac{dV_{t1}}{dt} \qquad \text{II.23}$$

$$i_{t1} - i_{t2} = (C_t + 2K)\frac{dV_{t1}}{dt} - K\frac{dV_{t0}}{dt} - K\frac{dV_{t2}}{dt} \qquad \text{II.24}$$

Pour le i$^{\text{éme}}$ nœud

$$i_{ti} - i_{ti+1} = (C_t + 2K)\frac{dV_{ti}}{dt} - K\frac{dV_{ti-1}}{dt} - K\frac{dV_{ti+1}}{dt} \qquad \text{II.25}$$

Au niveau du dernier nœud du transformateur on a :

$$i_{t10} = (\frac{C_t}{2} + K)\frac{dV_{t10}}{dt} - K\frac{dV_{t9}}{dt} + \frac{V_{t10}}{R_N} \qquad \text{II.26}$$

## II.5. Calcul des paramètres du transformateur

Dans cette partie du travail, on présente la procédure de calcul des paramètres des enroulements du transformateur de puissance en vue d'une étude du comportement de ce dernier en régime transitoire.

Ce calcul est axé sur les caractéristiques électro-géométriques du transformateur. Dans ce qui suit, on s'étalera sur le calcul des paramètres du modèle du transformateur, dont on considère les deux enroulements HT et BT mais  sans la prise en compte du noyau.

### II.5.1.Caractéristiques électriques nécessaires pour le calcul

- Puissance apparente nominale : Sn (en MVA)
- Tension nominale de l'enroulement haute tension : $U_{nHT.}$ (en kV)
- Tension nominale de l'enroulement basse tension : $U_{nBT}$ (en kV)
- Tension de court-circuit : $U_{cc}$ en %
- Pertes de puissance en court-circuit : $\Delta P_{CC}$ en kW.
- Courant à vide : $I_0$  en  %.
- Fréquence de service : f en Hz.

### II.5.2.Caractéristique géométriques nécessaires pour le calcul

- Diamètre extérieur de l'enroulement haute tension : $d_{extHT}$ en mm
- Diamètre intérieur de l'enroulement haute tension : $d_{intHT}$ en mm.
- Diamètre extérieur de l'enroulement basse tension : $d_{extBT}$ en mm.
- Diamètre intérieur de l'enroulement basse tension : $d_{intBT}$ en mm.
- Diamètre du noyau : $d_n$  en mm.
- Diamètre de la cuve : $d_{cuve}$ en mm.
- Longueur de l'enroulement : $l$ en mm.

Les caractéristiques géométriques sont rassemblées dans la figure II.6

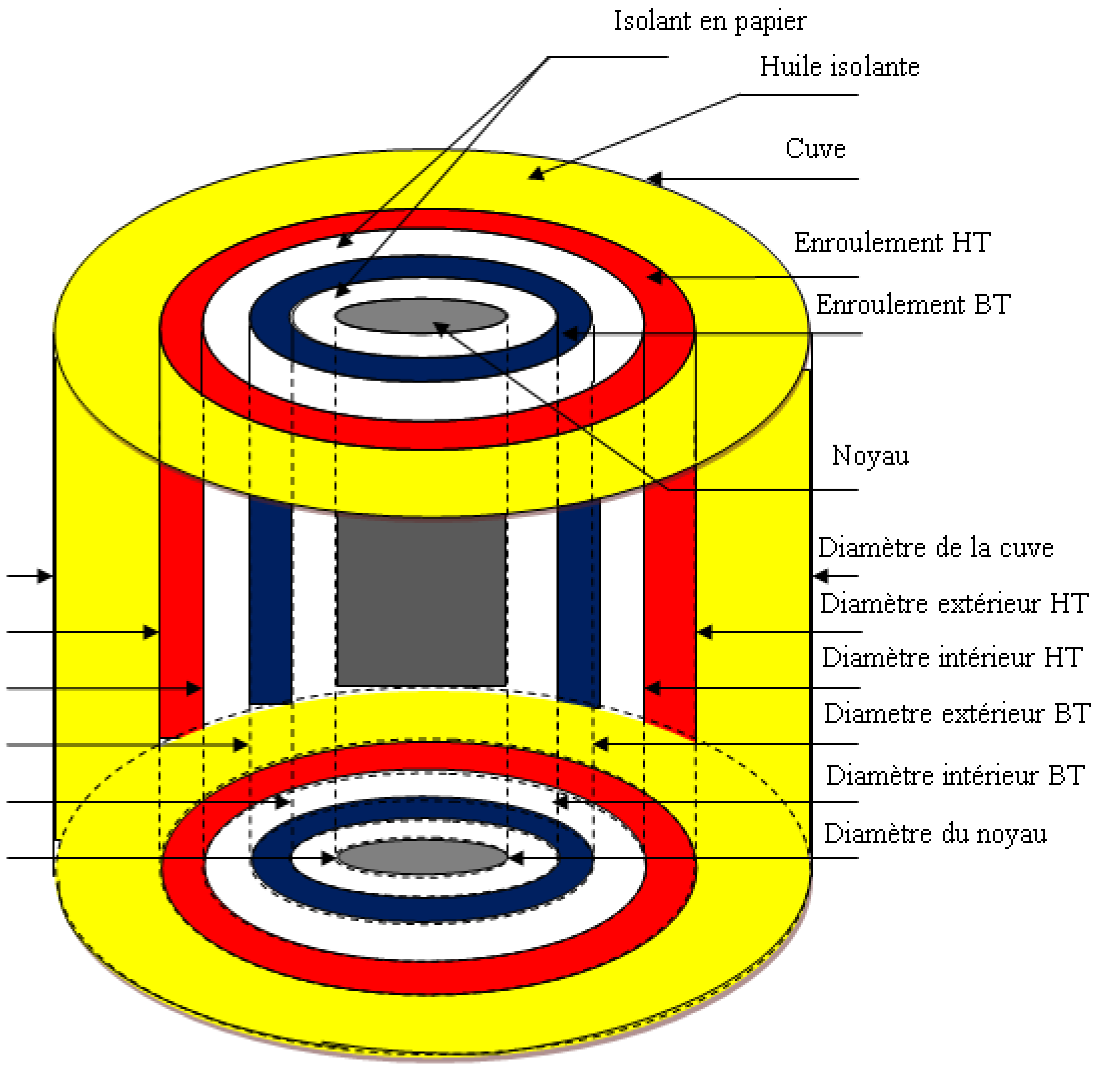



Fig. II.6 : Représentation de la disposition géométrique des éléments d'une colonne d'un transformateur

L'huile d'isolation Enroulement HT, Enroulement BT isolation papier noyau

### II.5.3 Procédure de calcul des paramètres des enroulements HT et BT

#### II.5.3.1 calcul des éléments résistifs

La résistance équivalente (R) de l'enroulement HT lors du passage d'un courant impulsionnel *i (t)* est telle que:

$$R.\int_{-\infty}^{\infty} i^2(t)dt = W_i \qquad \text{II.27}$$

Où $W_i$ est l'énergie de l'impulsion, qui est déterminée à l'aide du développement en série de Fourier du courant impulsionnel [30].

$$W_i = \frac{1}{\pi}\int_0^\infty R(\omega)\Im^2(\omega)d\omega \qquad \text{II.28}$$

$\Im(\omega)$ est la densité du courant.

Dans le cas d'une impulsion de forme rectangulaire de durée $t_r$, $R_{\square}$ égale à [30] :

$$R_{\square} = 1{,}6\frac{R_0}{\sqrt{\omega\, t_r}} \qquad \text{II.29}$$

Dans le cas d'une impulsion triangulaire de durée $2t_r$ on aura :

$$R_{\Delta} = 1{,}0575\frac{R_0}{\sqrt{\omega\, t_r}} \qquad \text{II.30}$$

$R_0$ : est la résistance à la fréquence $\omega_0$

$$R_0 = \frac{\Delta P_{CC}.U^2{}_n}{S^2{}_n} \qquad \text{II.31}$$

Pour un élément de l'enroulement HT la résistance est donnée par :

$$R_{Hi} = \frac{R_{\Delta}}{n_t} \qquad \text{II.32}$$

Avec $n_t$ nombre d'éléments de discrétisation de l'enroulement considéré.

Pour l'enroulement BT la résistance est trouvée d'après le facteur de transformation

$$R_{Bi} = \frac{R_{Hi}}{k^2} \qquad \text{II.33}$$

Avec :

$k$ : le rapport de transformation.

### II.5.3.2 Calcul des éléments inductifs

Pour déterminer l'inductance propre de l'enroulement HT, il faut calculer au préalable la valeur de l'inductance de cet enroulement en court- circuit ($L_{Hcc}$) qui est donnée par la relation :

$$L_{Hcc} = \frac{1}{2.\pi.f} \frac{\mathrm{U_{cc}}.U_{nH}^2}{100.S_n} \qquad \text{II.34}$$

L'inductance totale de l'enroulement est donnée par la relation:

$$L_{Htot} = K_L.L_{Hcc} \qquad \text{II.35}$$

$K_L$ : Facteur de précision de l'inductance, qui tient compte de la forme de l'onde. Pour une onde impultionnelle de forme triangulaire $K_L$ =0,65 [30]

L'inductance $L_{Hi}$ d'un élément i de l'enroulement HT est donnée par la relation :

$$L_{Hi} = \frac{L_{Htot}}{n} \qquad \text{II.36}$$

L'inductance $L_{Hi}$ d'un élément i, est la somme de l'inductance propre $L'_{Hi}$ de l'élément i et des mutuelles $(M_{Hij} + M_{HBij})$

$$L_{Hi} = L'_{Hi} + \sum(M_{Hij} + M_{HBij}) \qquad \text{II.37}$$

D'où

$$L'_{Hi} = L_{Hi} - \sum(M_{Hij} + M_{HBij}) \qquad \text{II.38}$$

Par ailleurs, les mutuelles sont relevées de la courbe donnée par la fig. II.7.a

$$\frac{M_{Hij}}{L_{Hi}'} = f(\frac{\mathrm{a}}{\mathrm{b_1}}), \frac{M_{Bij}}{L_{Bi}'} = f(\frac{a}{b_2}) \quad et \quad \frac{M_{HBij}}{L_{HBi}'} = \mathrm{f}(\frac{\mathrm{a}}{\sqrt{\mathrm{b_1} b_2}}) \qquad \text{II.39}$$

Telles que :

$$a = \frac{l}{n}$$

$$\mathrm{b_1} = \frac{\mathrm{d_{intHT}} + \mathrm{d_{extHT}}}{4} - \frac{\mathrm{d_{noyau}}}{2}$$

$$\mathrm{b_2} = \frac{\mathrm{d_{intBT}} + \mathrm{d_{extBT}}}{4} - \frac{\mathrm{d_{noyau}}}{2}$$

a : la distance entre les éléments adjacents de l'enroulement

$b_1$ : la distance entre l'élément HT et le noyau.

$b_2$ : la distance entre l'élément BT et le noyau.

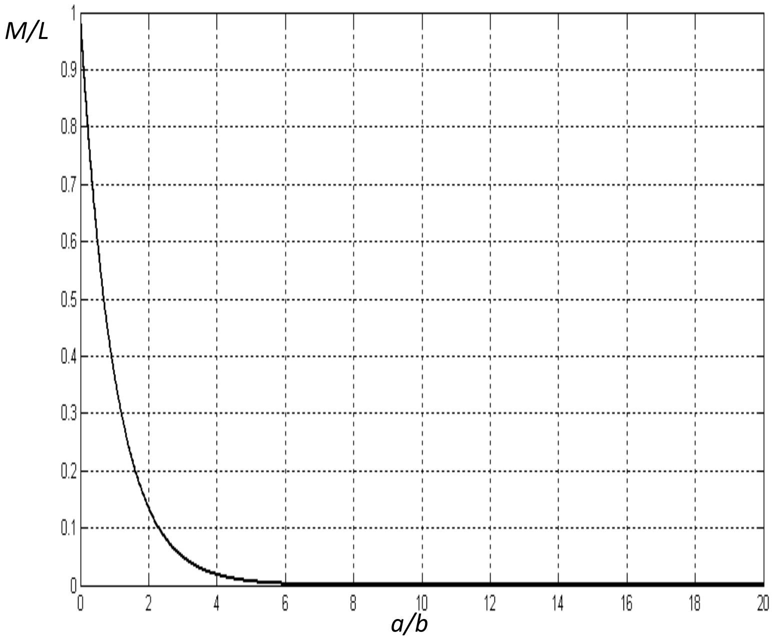



Fig. II.7.a

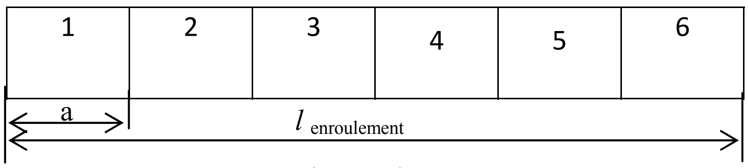



Fig. II.7.b

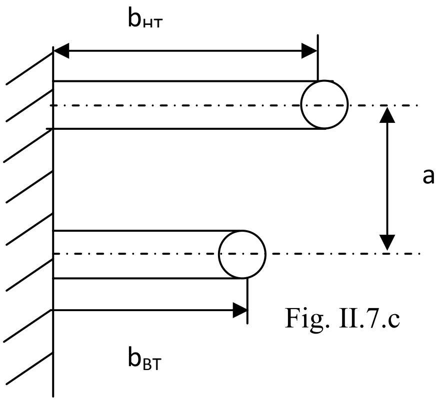



Fig. II.7.c

Fig. II.7 : Loi de variation du rapport M/L et la disposition des enroulements et

a : Représentation de la fonction $f(\frac{a}{b}) = \frac{M}{L}$

b: Disposition longitudinale des éléments d'un enroulement

c: Disposition des enroulements HT et BT

L'inductance propre d'un élément i de l'enroulement BT est calculée d'après le rapport de transformation :

$$L'_{Bi} = \frac{L'_{Hi}}{k^2} \qquad \text{II.40}$$

### II.5.3.3 Calcul des éléments capacitifs

#### II.5.3.3.a. Calcul des capacités transversales C

La capacité transversale est donnée par la relation:

$$C_{tot} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \pi l \; \frac{d_1 + d_2}{d_1 - d_2} \qquad \text{II.41}$$

Avec :
$\varepsilon_0$ : permittivité absolue du vide

$\varepsilon_r$ : permittivité relative de l'huile

*l* : la longueur de l'enroulement.

$d_1$ ; $d_2$ : les diamètres des enroulements dont on cherche la capacité entre eux ; $d_1$ et $d_2$ peuvent être aussi les diamètres du noyau ou de la cuve.

**✓1. La capacité transversale $C_{Htot}$ entre l'enroulement HT et la cuve**

Dans ce cas $d_1$ est le diamètre de la cuve, $d_2$ est celui de l'enroulement HT.

Pour un élément *i* de l'enroulement HT la capacité transversale $C_{Hi}$ est donnée par :

$$C_{Hi} = \frac{C_{Htot}}{n+1} \qquad \text{II.42}$$

**✓2. La capacité transversale $C_{Btot}$ entre l'enroulement BT et Le noyau**

Dans ce cas $d_1$ est le diamètre du noyau, $d_2$ est celui de l'enroulement BT.

Pour un élément i de l'enroulement BT la capacité transversale $C_{Bi}$ est donnée par :

$$C_{Bi} = \frac{C_{Btot}}{n+1} \qquad \text{II.43}$$

**✓3. La capacité transversale $C_{HBtot}$ entre l'enroulement HT et l'enroulement BT**

Dans ce cas $d_1$ est le diamètre intérieur de l'enroulement HT, $d_2$ est le diamètre extérieur de l'enroulement BT.

Pour un élément i  la capacité transversale $C_{HBi}$ est donnée par :

$$C_{HBi} = \frac{C_{HBtot}}{n+1} \qquad \text{II.44}$$

### II.5.3.3.b. Calcul des capacités longitudinales $K_{HT}$ et $K_{BT}$

La capacité longitudinale $K$ dépend de la valeur du facteur de la répartition initiale de la tension ($\alpha$ ), donnée par le constructeur,   suivant la fonction :

$u(x)=U_0 exp\ (-\alpha x)$.

Par ailleurs

$$\alpha = \sqrt{\frac{C_{1tot}}{K_{Htot}}} \qquad \text{II.45}$$

$$K_{Htot} = \frac{C_{1tot}}{\alpha^2}$$

Avec: $C_{1\,tot} = C_{BHtot} + C_{Htot}$ II.46

Pour l’enroulement BT la capacité longitudinale $K_B$ est donnée par :

$$K_{Btot} = \frac{C_{2tot}}{\alpha^2}$$

$$C_{2\,tot} = C_{BHtot} + C_{B\,tot} \qquad \text{II.47}$$

Les capacités longitudinales pour un élément de l’enroulement HT et pour un élément de l’enroulement BT sont données respectivement par les relations suivantes:

$$K_{Hi} = K_{Htot} * n \qquad \text{II.48}$$

$$K_{Bi} = K_{Btot} * n \qquad \text{II.49}$$

### II.5.3.4.Caractéristiques des transformateurs étudiés

Dans le cadre de cette étude,  nous avons utilisé des transformateurs de différentes tensions nominales à savoir 110kV, 220 kV et 330 kV. Les caractéristiques électriques et géométriques sont données dans le tableau II.2 [68] :

| **Transformateur 110 kV** | |
|---|---|
| **Caractéristiques électriques** | **Caractéristiques géométriques** |
| Puissance nominale apparente : $S_n$ =125MVA<br>Tension de service nominale : $U_n$ =121kV<br>Pertes de puissance à vide : $\Delta P_0$ =120kWPerte de puissance en court –circuit : $\Delta P_{cc}$ =400kW<br>Tension de court-circuit : $U_{cc}$ =10,5%<br>Courant à vide : $I_0$ =0,55%<br>Fréquence de service de transformateur $f$ =50hz<br>Facteur de la répartition initial de la tension : α = 3,00 | Diamètre extérieur de l'enroulement haute tension : $d_{Hext} = 1396mm$<br>Diamètre intérieur de l'enroulement haute tension : $d_{H\,\mathrm{int}} = 1177mm$<br>Diamètre extérieur de l'enroulement basse tension : $d_{Bext} = 1051mm$<br>Diamètre intérieur de l'enroulement basse tension : $d_{B\,\mathrm{int}} = 920mm$<br>Longueur de l'enroulement : $l_{en} = 2380mm$<br>La distance entre deux éléments : $a = 238mm$<br>La distance de l'enroulement haute tension et toutes parties mises à la terre : b= 117,75 mm. |
| **Transformateur 220 kV** | |
| **Caractéristiques électriques** | **Caractéristiques géométriques** |
| Puissance nominale apparente : $S_n$ =125MVA<br>Tension de service nominale : $U_n$ =242kV<br>Pertes de puissance à vide : $\Delta P_0$ =180kW<br>Perte de puissance en court–circuit : $\Delta P_{cc}$ = 315kW<br>Tension de court-circuit : $U_{cc}$ =11%<br>Courant à vide : $I_0$ =0,45%<br>Fréquence de service de transformateur $f$ =50hz<br>Facteur de la répartition initial de la tension : α = 2 ,35 | Diamètre extérieur de l'enroulement haute tension : $d_{Hext} = 1640mm$<br>Diamètre intérieur de l'enroulement haute tension : $d_{H\,\mathrm{int}} = 1160mm$<br>Diamètre extérieur de l'enroulement basse tension : $d_{Bext} = 1120mm$<br>Diamètre intérieur de l'enroulement basse tension : $d_{B\,\mathrm{int}} = 920mm$<br>Longueur de l'enroulement : $l_{en} = 1900mm$<br>La distance entre deux éléments de l'enroulement haute tension : $a = 190mm$<br>La distance de l'enroulement haute tension et toutes parties mis à la terre : b= 140mm |

| **Transformateur 330 kV** | |
|---|---|
| **Caractéristiques électriques** | **Caractéristiques géométriques** |
| Puissance nominale apparente : $S_n$ =125MVA<br>Tension nominale HT : $U_n$ =347Kv<br>Tension de service nominale BT : $U_n$ =10.5kV<br>Pertes de puissance à vide : $\Delta P_0$ =220kW<br>Perte de puissance en court–circuit : $\Delta P_{cc}$ =380kW<br>Tension de court-circuit : $U_{cc}$ =11%<br>Courant à vide : $I_0$ =0,55%<br>Fréquence de service de transformateur $f$ =50hz<br>Facteur de la répartition initial de la tension : α = 2 ,05 | Diamètre extérieur de l'enroulement haute tension : $d_{Hext} = 1890mm$<br>Diamètre intérieur de l'enroulement haute tension : $d_{H\,\text{int}} = 1350mm$<br>Diamètre extérieur de l'enroulement basse tension : $d_{Bext} = 1150mm$<br>Diamètre intérieur de l'enroulement basse tension : $d_{B\,\text{int}} = 930mm$<br>Longueur de l'enroulement : $l_{en} = 2300mm$<br>La distance entre deux éléments de l'enroulement haute tension : $a = 230mm$<br>La distance de l'enroulement haute tension et toutes parties mis à la terre : b= 152mm |

Tableau II.2 : Caractéristiques électriques et géométriques des transformateurs utilisés [68].

## Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté la configuration du tronçon du réseau à étudier dans le cadre de notre travail. Puis nous avons adopté un schéma équivalent en vue d'une étude des régimes transitoires de l'ensemble des composants constituant ce réseau avec évidemment la mise en évidence des équations qui le régissent et nous avons par ailleurs présenté une procédure de calcul des paramètres du schéma équivalent.

## Introduction

Avant de passer à l'étude des surtensions dans les enroulements du transformateur en tenant compte de leurs conditions d'exploitation, nous avons jugé utile d'évaluer l'influence du noyau sur la distribution de la tension le long des enroulements.

Dans ce présent chapitre, nous établissons les équations mathématiques, du schéma équivalent dit traditionnel du transformateur sans tenir compte du noyau magnétique. Ensuite nous proposons deux schémas équivalents du transformateur avec prise en compte du circuit magnétique, issus de deux approches différentes, en vue d'une étude de l'influence du noyau sur la propagation des ondes de surtensions dans les deux enroulements primaire et secondaire du transformateur, et également dans le but de comparer les résultats obtenus afin de les justifier.

### III.1.Modèle adopté pour le transformateur sans la prise en compte du noyau

*Heller et Veverka* [69], ont assimilé le comportement d'un enroulement de transformateur soumis à une onde de choc à celui d'un système de condensateurs et d'inductances. Ces modèles mathématiques utilisent un réseau équivalent de résistances, d'inductances et de capacités. Le coût et la précision des résultats dépendent du degré de raffinement dans la représentation du bobinage et des méthodes numériques de simulation mises en œuvre.

On discrétise l'enroulement par un ensemble fini de spires ou galettes ou par des bobinages que l'on appellera éléments. Chaque élément est représenté par sa résistance et son inductance propre qui est couplée mutuellement avec les autres inductances. Entre les éléments, il existe des capacités de couplages et pour chaque élément une capacité par rapport à la masse, comme on l'a montré sur la fig. II.5, la Fig.III.1 représente le schéma équivalent aux deux enroulements HT et BT.

Quel que soit le type de représentation, les éléments sont calculés en fonction des caractéristiques géométriques et diélectriques du bobinage ainsi que des caractéristiques géométriques du noyau magnétique.

En HF, même si nous négligeons l'effet non linéaire du noyau, la modélisation du transformateur reste plus complexe par rapport à celle à 50 Hz. De nombreux travaux ont été réalisés pour essayer de trouver un modèle unique du transformateur, mais cet objectif est loin d'être atteint en raison de plusieurs phénomènes à savoir :

- ✓ Effets des courants de Foucault dans le noyau et dans les conducteurs de l'enroulement ;
- ✓ Actions des capacités apparaissant entre les spires et entre les spires et la masse ;
- ✓ Possibilités de phénomènes de résonances.

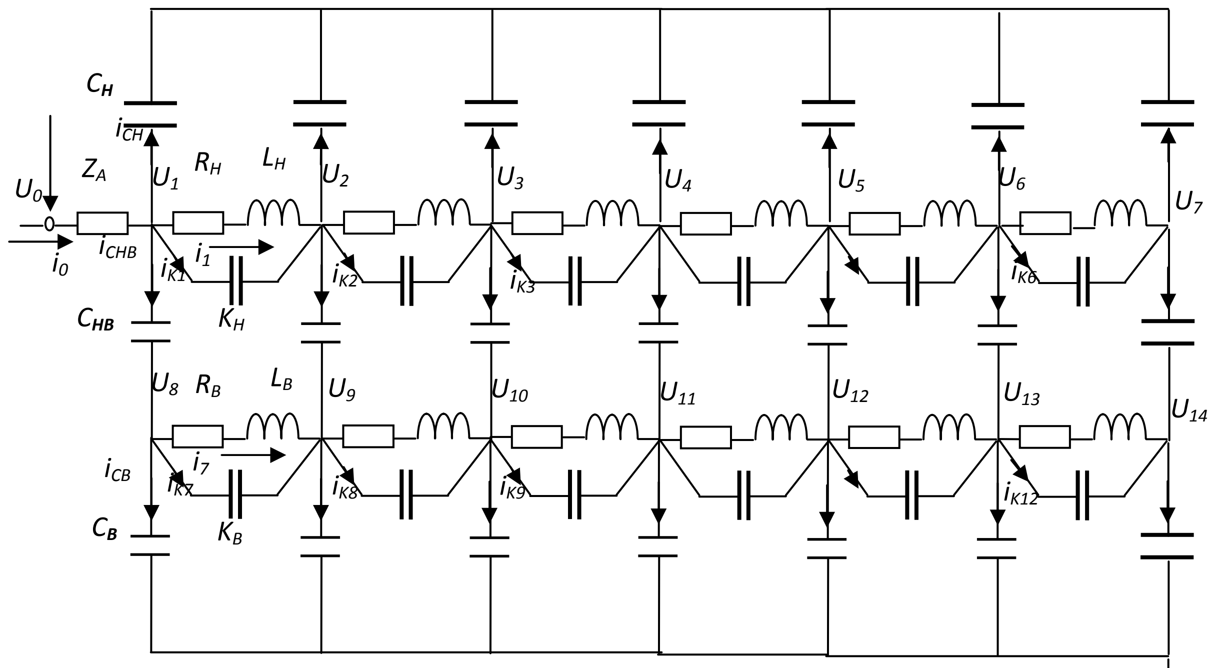



Fig.III.1 Schéma équivalent du transformateur sans l'influence du noyau

Sur le schéma de la figure III.1, l'impédance caractéristique de la phase A de la ligne côté HT (on a représenté seulement la phase A) est notée $Z_A$. Chaque enroulement, est subdivisé en éléments connectés en série [70]. Les résistances, les inductances propres, les capacités transversales (par rapport au noyau, à la cuve et entre les enroulements) et les capacités longitudinales sont représentées respectivement par les lettres R, L, C et K (le schéma équivalent traditionnel ne tient pas compte du noyau). Les paramètres du schéma de calcul du transformateur (Fig. III.1), sont déterminés directement à partir de la géométrie du transformateur [69] [71] (voir II.5) **.**

### III.1.1.Equations du schéma équivalent adopté

L'application des lois de Kirchhoff au circuit représenté sur la figure III.1 nous permet d'élaborer les équations aux tensions et aux courants des enroulements HT et BT, ici on donne un exemple d'un enroulement discrétisé en 6 éléments et le raisonnement serait le même pour une discrétisation en n éléments, cependant le choix est limité à 6 puisque après ce nombre la précision de calcul reste sensiblement constante [71].

#### II.1.1.1. Equations des tensions

$u_0$ et $i_0$ sont respectivement la surtension appliquée, et le courant à l'entrée de l'enroulement soumis à cette dernière.

$$u_0 = U_0\left(e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}\right) \qquad \text{III.1}$$

$$u_0 - u_1 = Z_A i_0 \qquad \text{III.2}$$

### III.1.1.1.a. Equations des tensions pour l'enroulement HT

Les équations différentielles des tensions pour l'enroulement HT du transformateur subdivisé en 6 éléments, sont:

$$u_1 - u_2 - R_H i_1 = L_H \frac{di_1}{dt} + M_{H12}\frac{di_2}{dt} + M_{H13}\frac{di_3}{dt} + M_{H14}\frac{di_4}{dt} + M_{H15}\frac{di_5}{dt} + M_{H16}\frac{di_6}{dt} - M_{HB17}\frac{di_7}{dt} - M_{HB18}\frac{di_8}{dt} - M_{HB19}\frac{di_9}{dt} - M_{HB110}\frac{di_{10}}{dt} - M_{HB111}\frac{di_{11}}{dt} - M_{HB112}\frac{di_{12}}{dt}$$

$$u_2 - u_3 - R_H i_2 = M_{H21}\frac{di_1}{dt} + L_H\frac{di_2}{dt} + M_{H23}\frac{di_3}{dt} + M_{H24}\frac{di_4}{dt} + M_{H25}\frac{di_5}{dt} + M_{H26}\frac{di_6}{dt} - M_{HB27}\frac{di_7}{dt} - M_{HB28}\frac{di_8}{dt} - M_{HB29}\frac{di_9}{dt} - M_{HB210}\frac{di_{10}}{dt} - M_{HB211}\frac{di_{11}}{dt} - M_{HB212}\frac{di_{12}}{dt}$$

.

-----------------------------------

-----------------------------------

-----------------------------------

Généralisation

Pour $1 \le k \le 6$

$$u_k - u_{k+1} - R_H i_k = L_H \frac{di_n}{dt} + \sum_{\substack{m=1 \\ m\neq k}}^{6} M_{km}\frac{di_m}{dt} - \sum_{m=7}^{12} M_{HBkm}\frac{di_m}{dt} \qquad \text{III.3}$$

### III.1.1.1.b. Equations des tensions pour l'enroulement BT

$$u_8 - u_9 - R_B i_7 = -M_{HB71}\frac{di_1}{dt} - M_{HB72}\frac{di_2}{dt} - M_{HB73}\frac{di_3}{dt} - M_{HB74}\frac{di_4}{dt} - M_{HB75}\frac{di_5}{dt} - M_{HB76}\frac{di_6}{dt} + L_B\frac{di_7}{dt} + M_{B78}\frac{di_8}{dt} + M_{B79}\frac{di_9}{dt} + M_{B710}\frac{di_{10}}{dt} + M_{B711}\frac{di_{11}}{dt} + M_{B712}\frac{di_{12}}{dt}$$

$$u_9 - u_{10} - R_B i_8 = -M_{HB81}\frac{di_1}{dt} - M_{HB82}\frac{di_2}{dt} - M_{HB83}\frac{di_3}{dt} - M_{HB84}\frac{di_4}{dt} - M_{HB85}\frac{di_5}{dt} - M_{HB86}\frac{di_6}{dt} . + L_B\frac{di_8}{dt} + M_{B87}\frac{di_7}{dt} + M_{B89}\frac{di_9}{dt} + M_{B810}\frac{di_{10}}{dt} + M_{B811}\frac{di_{11}}{dt} + M_{B812}\frac{di_{12}}{dt}$$

-----------------------------------

-----------------------------------

-----------------------------------

Généralisation

Pour $8 \le k \le 13$

$$u_k - u_{k+1} - R_B i_{k-1} = L_B \frac{di_{(k-1)}}{dt} - \sum_{\substack{m=8 \\ (k-1)\neq m}}^{12} M_{(k-1)m}\frac{di_m}{dt} + \sum_{m=1}^{6} M_{HB(k-1)m}\frac{di_m}{dt} \qquad \text{III.4}$$

### III.1.1.2. Equations aux courants

### III.1.1.2.a. Equations des courants pour l'enroulement HT

Au nœud (1) à l'entrée du transformateur on a

$$i_0 = i_{K1} + i_{CHB1} + i_{CH1} + i_1 \qquad \text{III.5}$$

$$i_0 - i_1 = i_{K1} + i_{CHB1} + i_{CH1} \qquad \text{III.6}$$

Avec

$$i_{K1} = K_H \frac{d(u_1 - u_2)}{dt} \qquad \text{III.7}$$

$$i_{CHB1} = C_{HB} \frac{d(u_1 - u_8)}{dt} \qquad \text{III.8}$$

$$i_{CH1} = C_H \frac{du_1}{dt} \qquad \text{III.9}$$

En introduisant III.7, III.8 et III.9 dans III.5, on obtient

$$i_0 - i_1 = (K_H + C_H + C_{HB}) \frac{du_1}{dt} - K_H \frac{du_2}{dt} - C_{HB} \frac{du_8}{dt} \qquad \text{III.10}$$

Au nœud (2) correspondant à la tension $u_2$ on a

$$i_1 + i_{K1} = i_2 + i_{K2} + i_{CH2} + i_{CHB2} \qquad \text{III.11}$$

$$i_1 - i_2 = i_{K2} + i_{CH2} + i_{CHB2} - i_{K1} \qquad \text{III.12}$$

Avec

$$i_{K2} = K_H \frac{d(u_2 - u_3)}{dt} \qquad \text{III.13}$$

$$i_{CHB2} = C_{HB} \frac{d(u_2 - u_9)}{dt} \qquad \text{III.14}$$

$$i_{CH2} = C_H \frac{du_2}{dt} \qquad \text{III.15}$$

On introduit III.15, III.14 et III.13 dans III.12 et on obtient

$$i_1 - i_2 = -K_H \frac{du_1}{dt} + (2K_H + C_{HB} + C_H) \frac{du_2}{dt} - K_H \frac{du_3}{dt} - C_{HB} \frac{du_9}{dt}$$

$$i_2 - i_3 = -K_H \frac{du_2}{dt} + (2K_H + C_{HB} + C_H) \frac{du_3}{dt} - K_H \frac{du_4}{dt} - C_{HB} \frac{du_{10}}{dt}$$

----------------------------------

----------------------------------

----------------------------------

-Généralisation

Pour $1 \le k \le 5$

$$i_k - i_{k+1} = -K_H \frac{du_k}{dt} + (2K_H + C_{HB} + C_H)\frac{du_{k+1}}{dt} - K_H \frac{du_{k+2}}{dt} - C_{HB}\frac{du_{k+8}}{dt} \qquad \text{III.16}$$

### III.1.1.2.b. Equations des courants pour l'enroulement BT.

Au nœud (8) correspondant à la tension $u_8$ on

$$i_{CHB1} = i_7 + i_{K7} + i_{CB1} \qquad \text{III.17}$$

$$-i_7 = i_{K7} + i_{CB1} - i_{CHB1} \qquad \text{III.18}$$

Avec

$$i_7 = C_{HB}\frac{du_1}{dt} - (C_{HB} + K + C_B)\frac{du_8}{dt} + K_B\frac{du_9}{dt} \qquad \text{III.19}$$

Au nœud (9) correspondant à la tension $u_9$ on

$$i_7 + i_{K7} + i_{CHB2} = i_8 + i_{K8} + i_{CB2} \qquad \text{III.20}$$

$$i_7 - i_8 = i_{K8} + i_{CB2} - i_{K7} - i_{CHB2} \qquad \text{III.21}$$

Avec

$$i_{CB2} = C_B\frac{d(u_9 - 0)}{dt} \qquad \text{III.22}$$

$$i_{CHB} = C_{HB}\frac{d(u_2 - u_9)}{dt} \qquad \text{III.23}$$

$$i_{K7} = K_B\frac{d(u_8 - u_9)}{dt} \qquad \text{III.24}$$

$$i_{K8} = K_B\frac{d(u_9 - u_{10})}{dt} \qquad \text{III.25}$$

En substituant III.19, III.20, III.21 et III.22 dans III.18 on obtient

$$i_7 - i_8 = -C_{HB}\frac{du_2}{dt} - K_B\frac{du_8}{dt} + (2K_B + C_B + C_{HB})\frac{du_9}{dt} - K_B\frac{du_{10}}{dt}$$

$$i_8 - i_9 = -C_{HB}\frac{du_3}{dt} - K_B\frac{du_9}{dt} + (2K_B + C_B + C_{HB})\frac{du_{10}}{dt} - K_B\frac{du_{11}}{dt}$$

----------------------------------

----------------------------------

----------------------------------

Généralisation

Pour $7 \le k \le 11$

$$i_k - i_{k+1} = -C_{HB}\frac{du_{k-5}}{dt} - K_B\frac{du_{k+1}}{dt} + (2K_B + C_B + C_{HB})\frac{du_{k+2}}{dt} - K_B\frac{du_{k+3}}{dt} \qquad \text{III.26}$$

**III.2. Représentation matricielle des équations du modèle**

Après avoir établi les équations régissant le schéma équivalent d'une phase du transformateur, et après l'intégration des équations III.3, III.4, III.16 et III.26, on obtient :

$$\int_0^t (u_k - u_{k+1})dt = \sum_{j=1}^{2n} M_{kj}\, i_k + R_k \int_0^t i_k \qquad \text{III.27}$$

Pour les courants, on distingue deux cas:

- Pour l'enroulement HT

$$\int_0^t (i_k - i_{k+1})dt = K_H U_k + (2K_H + C_{HB} + C_H) - K_H U_{k+2} - C_{HB} U_{k+8} \qquad \text{III.28}$$

- Pour l'enroulement BT

$$\int_0^t (i_k - i_{k+1})dt = -C_{HB} U_{k-5} - K_B U_{k+1} + (2K_B + C_{HB} + C_B) - K_B U_{k+3} \qquad \text{III.29}$$

Les trois équations ainsi obtenues peuvent se mettre sous la forme condensée suivante

$$U = C^{-1}\int_0^t \Delta I dt \qquad \text{III.30}$$

$$I = M^{-1}\int_0^t (\Delta I - RI)\, dt \qquad \text{III.31}$$

Dont $\Delta I = (I_k - I_{k+1})$ et $\Delta U = (U_k - U_{k+1})$

U et I sont les vecteurs des tensions et des courants

$$U = \begin{bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ U_n \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad I = \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ I_n \end{bmatrix}$$

$C^{-1}$ et $M^{-1}$ sont respectivement les matrices inverses des capacités et des inductances des enroulements.

Avec

$$C = \begin{bmatrix} C_H & C_{HB} \\ C_{HB} & C_B \end{bmatrix} \qquad \text{et} \qquad M = \begin{bmatrix} M_H & M_{HB} \\ M_{HB} & M_B \end{bmatrix}$$

$C_H$ et $C_B$ sont les matrices de capacités des enroulements HT et BT respectivement.

$$C_H = \begin{bmatrix} C'_{HT} & -K_{HT} & 0 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & 0 \\ -K_{HT} & C_{HT} & -K_{HT} & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & 0 \\ 0 & -K_{HT} & C_{HT} & -K_{HT} & 0 & & & & \vdots \\ \vdots & 0 & & \ddots & & & & & \vdots \\ \vdots & & & & \ddots & & & & \vdots \\ \vdots & & & & & \ddots & & & \vdots \\ \vdots & & & & & & \ddots & & 0 \\ 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & 0 & -K_{HT} & C_{HT} & -K_{HT} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & -K_{HT} & C'_{HT} \end{bmatrix}$$

$$C_B = \begin{bmatrix} C'_{BT} & -K_{BT} & 0 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & 0 \\ -K_{BT} & C_{BT} & -K_{BT} & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & 0 \\ 0 & -K_{BT} & C_{BT} & -K_{HT} & 0 & & & & \vdots \\ \vdots & 0 & & \ddots & & & & & \vdots \\ \vdots & & & & \ddots & & & & \vdots \\ \vdots & & & & & \ddots & & & \vdots \\ \vdots & & & & & & \ddots & & 0 \\ 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & 0 & -K_{BT} & C_{BT} & -K_{BT} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 & -K_{BT} & C'_{BT} \end{bmatrix}$$

$C_{HB}$ est la matrice des capacités entre les enroulements HT et BT et elle s'exprime par :

$$C_{HB} = \begin{bmatrix} -C_{HB} & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ 0 & -C_{HB} & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ 0 & 0 & -C_{HB} & 0 & \cdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & 0 & \ddots & 0 & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & -C_{HB} \end{bmatrix}$$

Dans ces matrices :

$$C'_{HT} = C_H + C_{HB} + K_H \qquad\qquad C_{HT} = C_H + C_{HB} + 2K_H$$

$$C'_{BT} = C_B + C_{HB} + K_B \qquad\qquad C_{BT} = C_B + C_{HB} + 2K_B$$

$M_H$ et $M_B$ sont les matrices des inductances des enroulements HT et BT respectivement.

$$M_H = \begin{bmatrix} L_H & M_{H\,12} & M_{H\,13} & \cdots & M_{H\,1n} \\ M_{H\,21} & L_H & M_{H\,23} & \cdots & M_{H\,2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & & \\ \vdots & & & \ddots & M_{H\,n-1,n} \\ M_{H\,n1} & M_{H\,n2} & & M_{H\,n,n-1} & L_H \end{bmatrix}$$

$$M_B = \begin{bmatrix} L_B & M_{B\,12} & M_{B\,13} & \cdots & M_{B\,1n} \\ M_{B\,21} & L_B & M_{B\,23} & \cdots & M_{B\,2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & & \\ \vdots & & & \ddots & M_{B\,n-1,n} \\ M_{B\,n1} & M_{B\,n2} & & M_{B\,n,n-1} & L_H \end{bmatrix}$$

$M_{HB}$ est la matrice des inductances mutuelles entre les enroulements HT et BT

$$M_{HB} = \begin{bmatrix} M_{HB} & M_{HB12} & M_{HB13} & \cdots & M_{HB1n} \\ M_{HB21} & M_{HB} & M_{HB23} & \cdots & M_{HB2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & & \\ \vdots & & & \ddots & M_{HBn-1,n} \\ M_{HBn1} & M_{HBn2} & & M_{HBn,n-1} & M_{HB} \end{bmatrix}$$

Les matrices ainsi obtenues sont commodes pour être utilisées par un outil de calcul numérique après leur programmation.

Il est à noter que l’avantage de cette méthode, est qu’elle permet d’obtenir directement les valeurs de la tension dans chacun des nœuds issus de discrétisation des enroulements considérés avec un temps de calcul relativement rapide.

Le calcul des paramètres du schéma considéré fig. III.1, est effectué conformément à la procédure de calcul présentée dans le paragraphe II.5

## III.3. Présentation des modèles proposés du transformateur en tenant compte du noyau magnétique

La coordination des isolations des transformateurs [72] à [74] est une condition importante pour leurs protections contre les surtensions. A cet effet, l’évaluation correcte des surtensions dans les transformateurs en tenant compte des conditions de leurs exploitations est très importante pour préciser leurs schémas de protection.

L’étude de la propagation des surtensions le long des enroulements du transformateur, attire depuis longtemps l’attention des chercheurs. Des travaux concernant cette étude ont été faits, mais dans la plupart d’entre eux le noyau n’était pas pris en considération en admettant l’existence d’un enroulement monté en triangle qui joue le rôle d’un écran magnétique. Bien évidemment cette hypothèse peut être appliquée pour les transformateurs dont les enroulements sont montés en étoile-triangle [75] [76]. Mais pour l’étude de ce problème relatif aux transformateurs dont les enroulements sont montés en étoile l’influence du noyau doit être étudiée car elle présente un intérêt.

Dans ce qui suit, on présentera deux modèles du transformateur en tenant compte de son noyau magnétique issus de deux approches différentes. D'abord en considérant l'inductance de l'enroulement par la somme des inductances correspondant au flux de fuite et au flux du noyau et par la proposition d'un schéma équivalent, dans lequel le schéma équivalent traditionnel de l'enroulement est combiné avec un schéma équivalent du noyau obtenant ainsi un schéma équivalent global tenant compte des phénomènes transitoires permettant d'analyser l'influence du noyau sur la répartition des surtensions le long les enroulements du transformateur.

### III.4. Premier schéma équivalent proposé : Première Approche

La représentation des inductances, des enroulements HT et BT, correspondant au flux magnétique du noyau (schéma de la figure III.2) permet d'utiliser le modèle du transformateur avec noyau, qui existe sous le logiciel *P-Spice* [77].

Afin de tenir compte de la non linéarité du circuit magnétique, la courbe d'aimantation, du noyau constituée de tôles laminées à froid, à la fréquence industrielle est implémenté dans le programme de calcul.

Sur les schémas des figures III.2 et III.6, $R_{HT}$, $R_{BT}$, $L_{HT}$, $L_{BT}$, $C_{HT}$, $C_{BT}$, $K_{HT}$, $K_{BT}$ sont respectivement les résistances, les inductances (correspondantes au flux de fuites), les capacités transversales et les capacités longitudinales des éléments des enroulements HT et BT. $L_{HTn}$ et $L_{BTn}$ sont les inductances des enroulements HT et BT correspondant au flux magnétique du noyau.

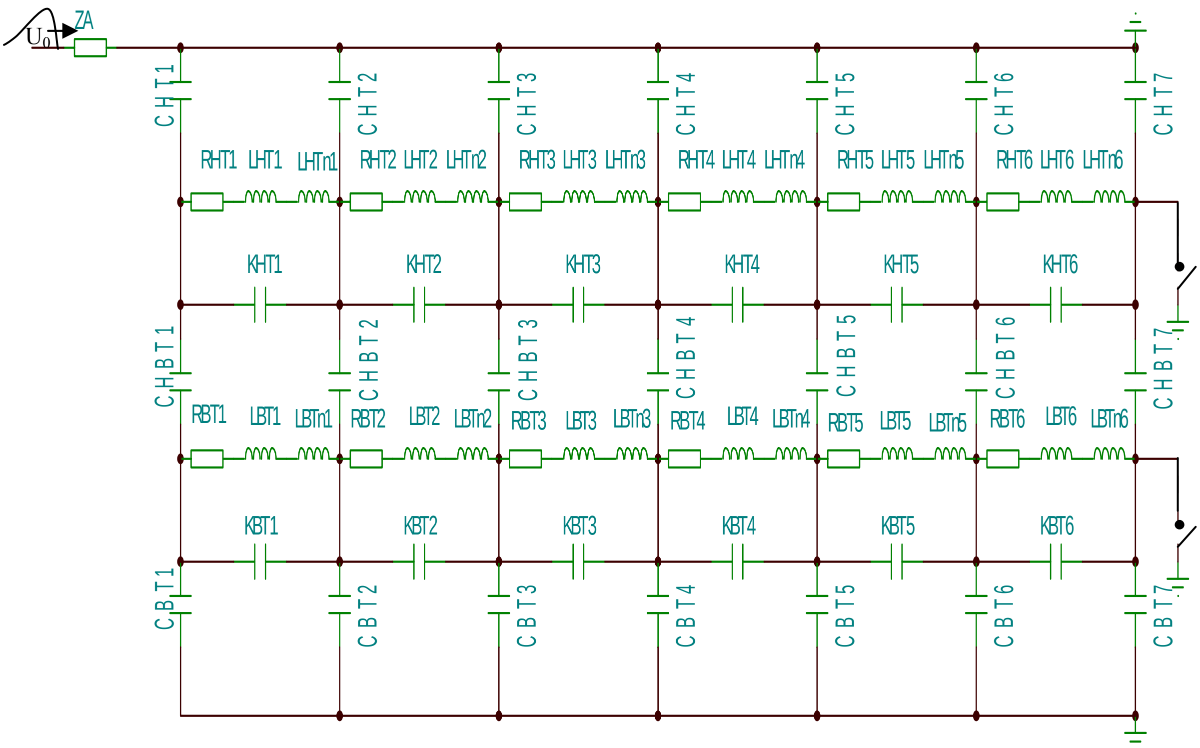



Fig. III.2 Schéma équivalent du transformateur en tenant compte de son circuit magnétique (première approche)

### III.4.1 Calcul de la composante (Ln) correspondante au flux magnétique du noyau

Dans le régime à vide :

$$\bar{U}_{ph} = \bar{E}_{ph} + R_{en}\bar{I}_{01} + jL_{f1}\omega\bar{I}_{01} \qquad \text{III.32}$$

Avec : $U_{ph}$ : Tension nominale  de service d'une phase.

$I_{01}$ : Le courant à vide.

$$U_{ph} = \frac{U_n}{\sqrt{3}}$$

$$\bar{E}_{ph} = jL_n\omega\ \bar{I}_{01r} \qquad \text{III.33}$$

Où :

$L_{f1}$ est l'inductance de fuite de l'enroulement.

$L_n$ est son inductance correspondant au flux magnétique du noyau.

Avec $I_{01} = \sqrt{I^2{}_{10a} + I^2{}_{10r}} \approx I_{10r}$ III.34

(III.32) devient :

$$\bar{U}_{ph} = jL_n\omega\bar{I}_{10r} + R_{en}\bar{I}_{10} + jL_{f1}\omega\bar{I}_{10}$$

En tenant compte de (III.34), on peut écrire :

$$\bar{U}_{ph} = jL_n\omega\bar{I}_{10} + R_{en}\bar{I}_{10} + jL_{f1}\omega\bar{I}_{10} \qquad \text{III.35}$$

$$\bar{U}_{ph} = R_{en}\bar{I}_{10} + j(L_{f1} + L_n)\omega\bar{I}_{10}$$

III.36

Soit $\bar{U}_{ph} = R_{en}\bar{I}_{10} + jX_{en}\bar{I}_{10}$ III.37

Comme :

$R_{en} \prec\prec X_{en}$ On peut écrire : $U_{ph} = X_{en}I_{10}$ III.38

Avec : $X_{en} = L_{en}\omega$

L'inductance de l'enroulement sera : $L_{en} = \dfrac{X_{en}}{\omega}$ III.39

Le courant à vide vaut $I_{10} = \dfrac{I_{10}\%}{100} \cdot I_n$

La composante ($L_{Hn}$) de l'enroulement HT qui correspond au flux magnétique du noyau est donnée par :

$$L_{Hn} = L_{en} + L_{fuit} \qquad \text{III.40}$$

Pour l'enroulement BT

$$L_{Bn} = \frac{L_{Hn}}{k^2} \qquad (\,k \text{ le rapport de transformation}) \qquad \text{III.41}$$

Les inductances correspondantes au flux magnétique du noyau pour un élément des enroulements primaire et secondaire sont données respectivement par les relations III.42 et III.43.

$$L_{Hni} = \frac{L_{Hn}}{n} \qquad \text{III.42}$$

$$L_{Bni} = \frac{L_{Bn}}{n} \qquad \text{III.43}$$

( $n$ étant le nombre d'éléments de discrétisation des deux enroulements)

### III.4.2.Validation du premier modèle proposé

Afin de valider le modèle obtenu par cette première approche, il a été testé sur un transformateur de type TDЦ 40000/110 (produit en Russie), dont les caractéristiques électro-géométriques sont données en annexe1, sous une excitation sinusoïdale de valeur 98,79kV (tension simple HT) -50Hz au primaire. Les tensions, primaire et secondaire, et l'allure de la courbe de magnétisation ainsi obtenues sont données respectivement sur les fig. III.3, fig.III.4 et fig. III.5.

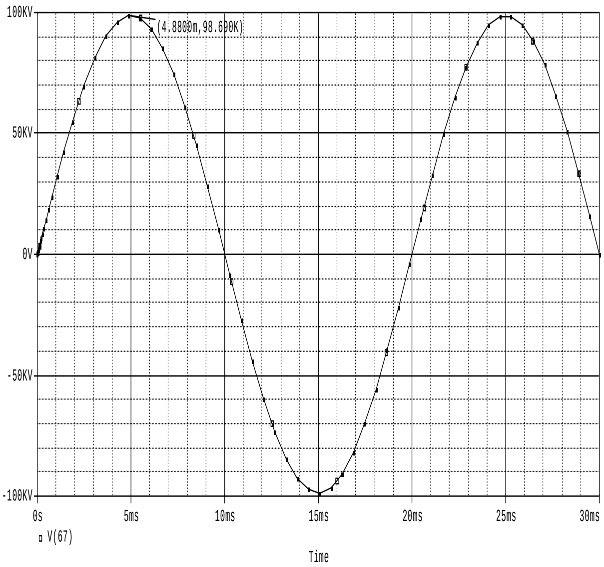



Fig.III.3 : Tension sinusoïdale appliquée au primaire.

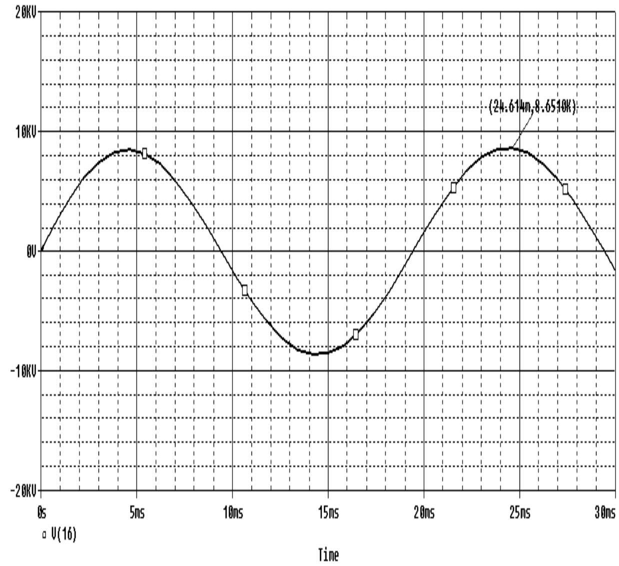



Fig.III.4 Tension sinusoïdale relevée au secondaire

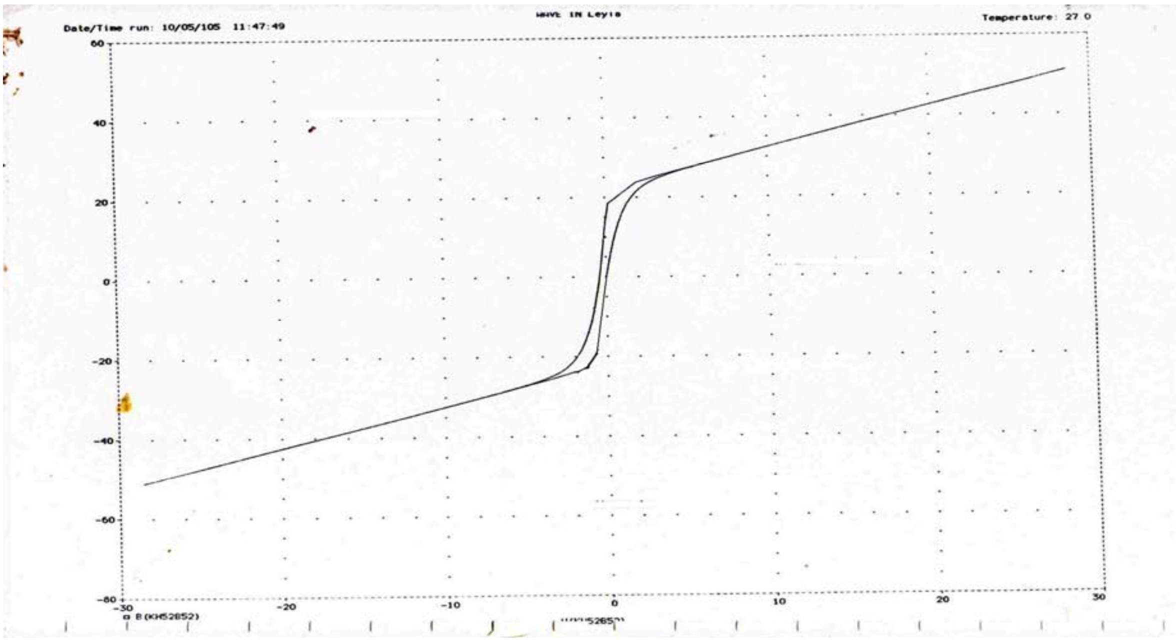



Fig.III.5 : Allure du cycle d'hystérésis obtenu dans le noyau

### III.4.3. Etude de l'influence du noyau sur la propagation de l'onde de surtension dans les enroulements du transformateur

Après avoir validé le modèle en régime d'exploitation normal en l'occurrence le régime sinusoïdale, on passe à une étude du régime transitoire dans les enroulements du transformateur afin de quantifier l'influence du noyau sur la propagation de l'onde de surtension dans l'enroulement HT, son transit vers l'enroulement BT, et l'effet du régime des neutres des deux enroulements HT et BT sur la déformation des allures de la surtension.

#### III.4.3.1. Résultats obtenus

Pour étudier la distribution de la surtension le long des enroulements du transformateur, l'enroulement HT est sollicité par une tension impulsionnelle normalisée (1,2 /50µs) d'amplitude 1380kV [78]. Les tableaux III.1 et III.2 représentent respectivement les surtensions le long des enroulements HT et BT et ceci pour les cas suivants :

- Passage par voie de flux magnétique de fuites- M;
- passage par voie électrique -C;
- passage par voie de flux magnétique du noyau -N;
- passage combiné par voie de flux magnétique de fuites et par voie électrique -MC ;
- passage par voies de flux magnétique de fuites, du noyau et par voie électrique -MCN.

| Régime du neutre | Passage par voie | $U_{H1}$ | $U_{H2}$ | $U_{H3}$ | $U_{H4}$ | $U_{H5}$ | $U_{H6}$ | $U_{H7}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Kv | kV | kV | kV | kV | kV | kV |
| Y / Y | M | 1379 | 1195 | 1204 | 1299 | 1368 | 1410 | 1423 |
| | C | 1309 | 1092 | 1270 | 1418 | 1535 | 1618 | 1661 |
| | N | 1370 | 1176 | 1023 | 904 | 820 | 766 | 740 |
| | MC | 1311 | 1084 | 1255 | 1402 | 1520 | 1604 | 1648 |
| | MCN | 1316 | 1011 | 790 | 627 | 526 | 469 | 445 |
| Y / $Y_0$ | M | 1379 | 1195 | 1204 | 1299 | 1367 | 1410 | 1424 |
| | C | 1299 | 1102 | 1285 | 1431 | 1545 | 1629 | 1676 |
| | N | 1372 | 1176 | 1023 | 904 | 821 | 767 | 740 |
| | MC | 1300 | 1091 | 1270 | 1414 | 1528 | 1614 | 1662 |
| | MCN | 1306 | 997 | 773 | 602 | 492 | 427 | 401 |
| $Y_0$ / Y | M | 1333 | 1047 | 797 | 575 | 372 | 183 | 0 |
| | C | 1304 | 960 | 721 | 572 | 397 | 203 | 0 |
| | N | 1340 | 1051 | 801 | 572 | 370 | 182 | 0 |
| | MC | 1292 | 952 | 725 | 571 | 390 | 192 | 0 |
| | MCN | 1301 | 952 | 696 | 465 | 293 | 143 | 0 |
| $Y_0$ / $Y_0$ | M | 1334 | 1049 | 798 | 576 | 373 | 183 | 0 |
| | C | 1285 | 941 | 719 | 576 | 404 | 208 | 0 |
| | N | 1337 | 1050 | 800 | 571 | 370 | 182 | 0 |
| | MC | 1286 | 943 | 722 | 575 | 398 | 198 | 0 |
| | MCN | 1292 | 944 | 678 | 455 | 283 | 136 | 0 |

Tableau II.1 : Répartition de la surtension sur l'enroulement HT du transformateur (Première approche considérée). *$Y_0$ -Neutre mis à la terre, Y -Neutre isolé de la terre.*

| Régime du neutre | Passage par voie | $U_{B1}$ | $U_{B2}$ | $U_{B3}$ | $U_{B4}$ | $U_{B5}$ | $U_{B6}$ | $U_{B7}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | kV | kV | Kv | kV | kV | kV | kV |
| Y / Y | M | 0,159 | 0,128 | 0,082 | 0,036 | 0,067 | 0,127 | 0,209 |
| | C | 176 | 174 | 170 | 164 | 164 | 169 | 172 |
| | N | 27 | 22 | 13 | 10 | 9 | 19 | 50 |
| | MC | 174 | 172 | 168 | 162 | 163 | 168 | 172 |
| | MCN | 100 | 96 | 92 | 98 | 85 | 92 | 99 |
| $Y / Y_0$ | M | 0,366 | 0,349 | 0,316 | 0,263 | 0,190 | 0,098 | 0 |
| | C | 83 | 79 | 71 | 58 | 40 | 20 | 0 |
| | N | 62 | 57 | 47 | 33 | 30 | 31 | 0 |
| | MC | 84 | 80 | 71 | 57 | 39 | 20 | 0 |
| | MCN | 81 | 76 | 67 | 54 | 47 | 25 | 0 |
| $Y_0 / Y$ | M | 0,345 | 0,250 | 0,140 | 0,022 | 0,130 | 0,252 | 0,389 |
| | C | 89 | 83 | 74 | 69 | 78 | 85 | 90 |
| | N | 79 | 50 | 18 | 19 | 9 | 42 | 89 |
| | MC | 88 | 83 | 74 | 68 | 78 | 86 | 90 |
| | MCN | 87 | 81 | 72 | 81 | 61 | 72 | 81 |
| $Y_0 / Y_0$ | M | 0,719 | 0,654 | 0,557 | 0,438 | 0,300 | 0,150 | 0 |
| | C | 76 | 71 | 64 | 52 | 38 | 20 | 0 |
| | N | 138 | 112 | 82 | 79 | 71 | 48 | 0 |
| | MC | 78 | 73 | 65 | 53 | 37 | 19 | 0 |
| | MCN | 70 | 68 | 61 | 52 | 44 | 24 | 0 |

Tableau II.2 : Répartition de la surtension sur l'enroulement BT du transformateur (Première approche considérée). *$Y_0$ -Neutre mis à la terre, Y -Neutre isolé de la terre.*

Les figures suivantes illustrent la distribution de la tension le long des enroulements HT et BT et ceci pour les cinq cas considérés précédemment.

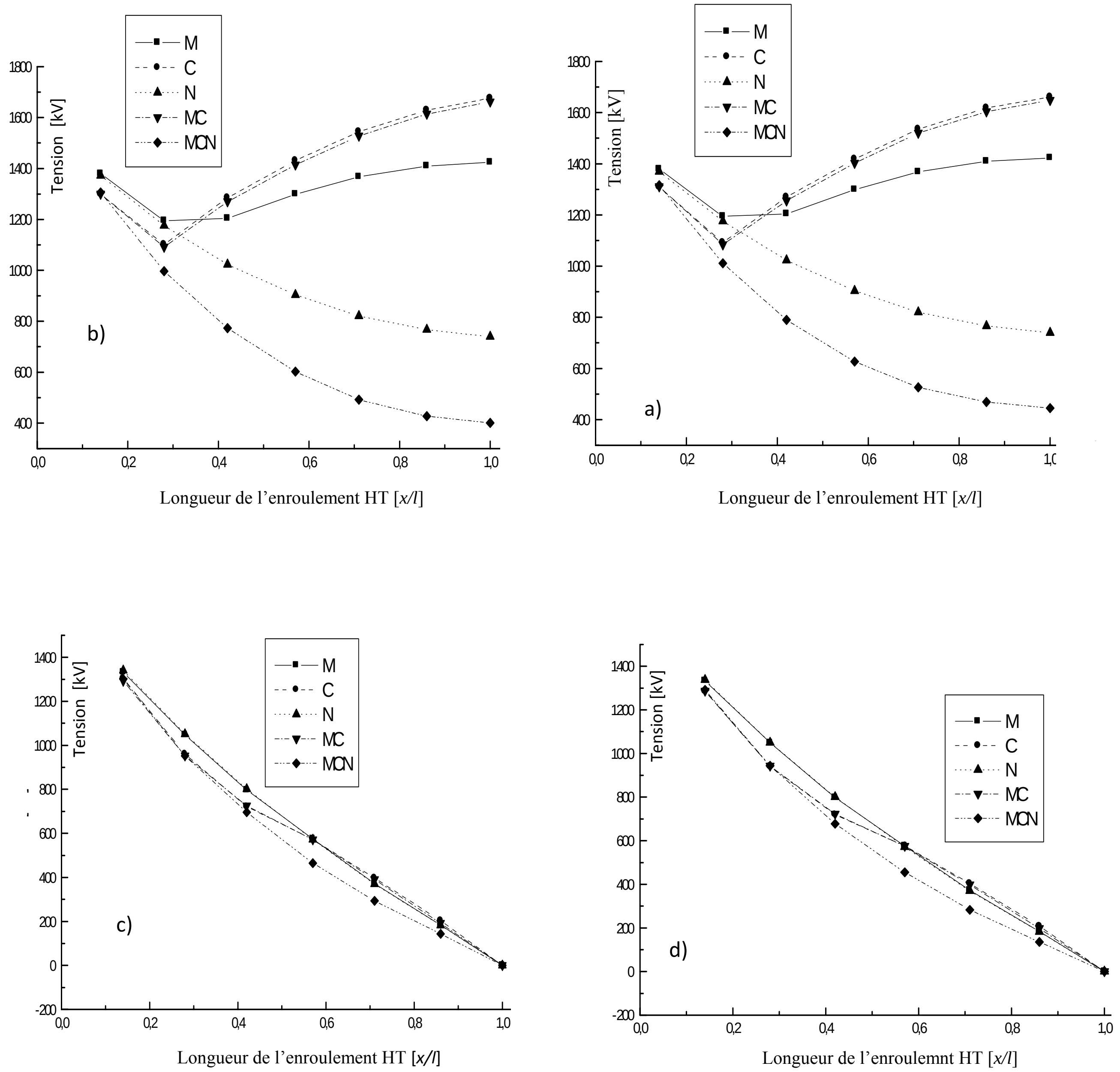



Fig. II.4 Répartition de la surtension le long de l'enroulement HT du transformateur (Première approche considérée), [*x/l*] longueur relative de l'enroulement. *(a-Y/Y, b -Y/$Y_0$, c- $Y_0$/Y, d- $Y_0$/$Y_0$).*

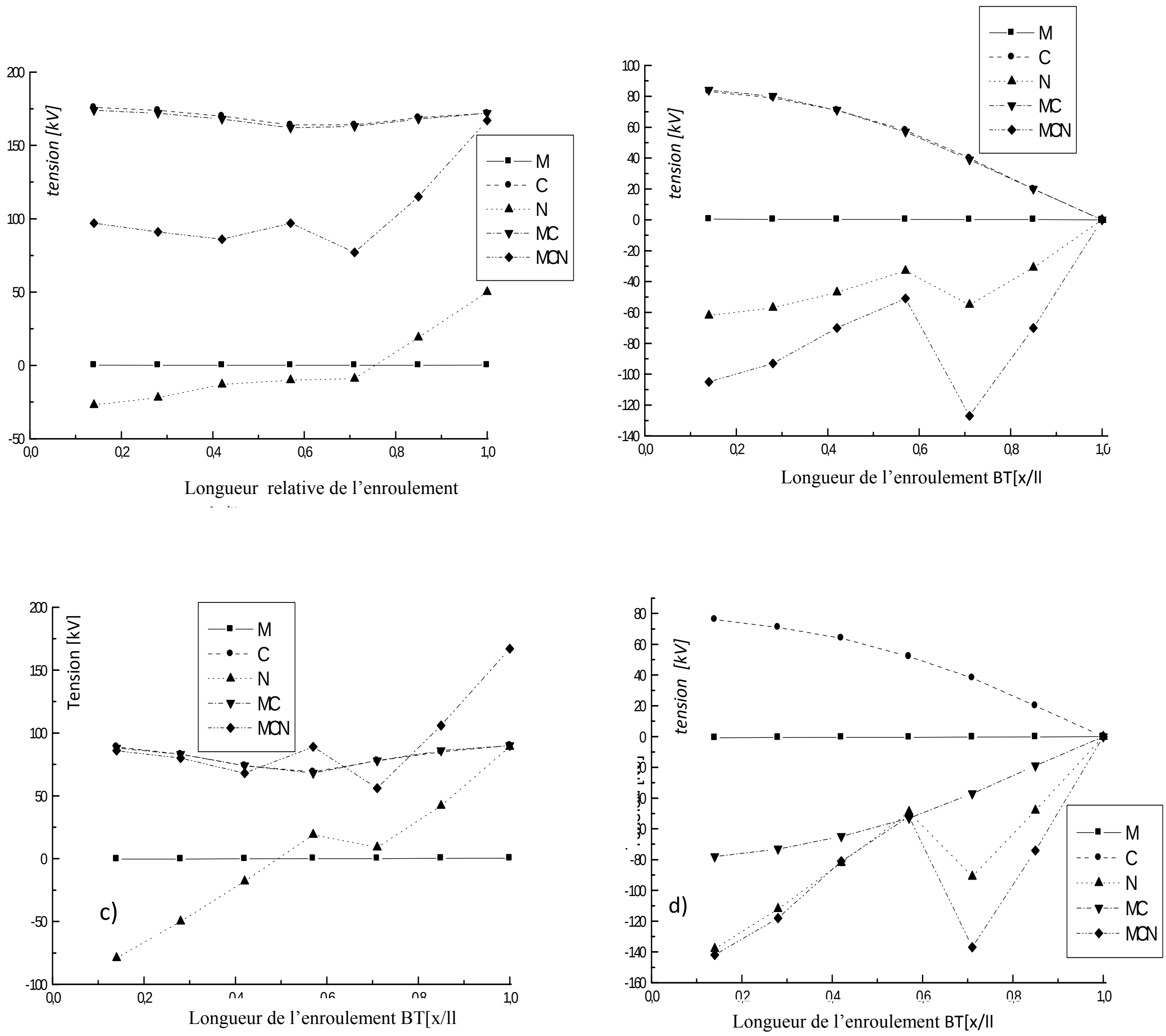



Fig. II.5 Répartition de la surtension le long de l'enroulement BT du transformateur (Première approche considérée). *(a-Y/Y, b -Y/$Y_0$, c- $Y_0$/Y, d- $Y_0$/$Y_0$).*

### III.4.3.2. Discussion de résultats obtenus

L'étude du problème considéré est effectuée pour les quatre couplages des enroulements du transformateur - Y/Y, $Y_0$/Y, Y/$Y_0$, $Y_0$/$Y_0$. Nous déterminons la répartition de la surtension le long des enroulements HT et BT du transformateur séparément pour les cas d'existence, du flux magnétique de fuites, du flux magnétique du noyau, des capacités, du flux magnétique de fuites et des capacités, du flux magnétique de fuites, du noyau et des capacités.

Les figures III.4 a, b, c et d, illustrent la répartition de la surtension dans l'enroulement HT du transformateur. A cause de l'augmentation excessive de l'inductance de l'enroulement la forme de la tension appliquée ne change presque pas le long de cet enroulement, mais elle diminue en valeur. Dans le cas, où le neutre de l'enroulement est mis à la terre cette diminution continue jusqu'à zéro, et les répartitions de la surtension dans les cinq cas considérés sont toutes proches les unes des autres (fig.III.4 c, d).

La répartition de la surtension le long de l'enroulement BT est donnée dans le tableau III.2 et représentée sur les figures III.5.a, b, c et d. Comme on voit sur ces figures le passage de la surtension de l'enroulement HT à l'enroulement BT du transformateur par voie de flux de dispersion dans tous les cas considérés est quasi insignifiant (fig.III.5. a, b, c et d, les courbes M). Par contre, le passage par voie électrique est important, en particulier dans le cas où tous les deux neutres sont isolés de la terre (fig. III.5a, b, c et d, les courbes C). Dans ce cas, la répartition de la surtension par voies de flux magnétique du noyau est inférieure à celle des autres cas (fig. III.5.a, b, c et d, les courbes N). La mise à la terre du neutre du secondaire augmente cette surtension plus de deux fois et la mise à la terre du neutre du primaire augmente cette composante plus de trois fois (fig.III.5.b, c, les courbes N). Lors de la mise à la terre des deux neutres cette augmentation atteint cinq fois (fig.III.5 d, courbe N).

A travers cette analyse, on déduit que l'influence du noyau sur la répartition de la surtension le long des enroulements du transformateur dépend du régime du neutre de ces enroulements. Si les enroulements sont connectés en étoile – étoile avec les deux neutres isolés de la terre, à cause de l'influence du noyau, les surtensions diminuent dans le secondaire du transformateur (fig.III.5a, courbe MC, MCN). Par contre, si l'un des neutres des deux enroulements est mis à la terre, l'influence du noyau est presque insignifiante figures III.5 b, c, d.

La surtension dans les enroulements HT et BT du transformateur diminue à cause de l'existence du noyau. Pour l'enroulement HT dont le neutre est mis à la terre cette diminution ne dépasse pas 15 %, si le neutre de cet enroulement est isolé de la terre la diminution est considérable, surtout sur la deuxième moitié de l'enroulement. En ce qui concerne les surtensions dans l'enroulement BT du transformateur. La diminution de la surtension due au noyau est de 40% ceci pour le cas ou les deux enroulements sont isolés de la terre.

## III.5. Deuxième schéma équivalent proposé : deuxième Approche

Cette approche est axée sur le calcul de l'impédance de surface du noyau et ceci après la résolution de l'équation de diffusion du champ magnétique permettant de représenter le noyau sous forme d'un schéma électrique équivalent. L'intérêt de modéliser le noyau du transformateur c'est de trouver un circuit électrique équivalent qui représentera le comportement de ce dernier en régime transitoire. Pour ce calcul, le problème des courants de Foucault, est simplifié, c'est-à-dire l'isolation entre les tôles est supposée parfaite. Dans ce cas le calcul est mené sur une seule tôle et puis généralisé pour N tôles constituant le circuit magnétique.

### III.5.1. Calcul de l'impédance d'une tôle magnétique

Nous considérons une tôle magnétique (fig.III.6) limitée par les surfaces parallèles $y=\frac{d}{2}$ de largeur $w$ et de longueur l ; la conductivité et la perméabilité de la tôle sont considérées constantes.

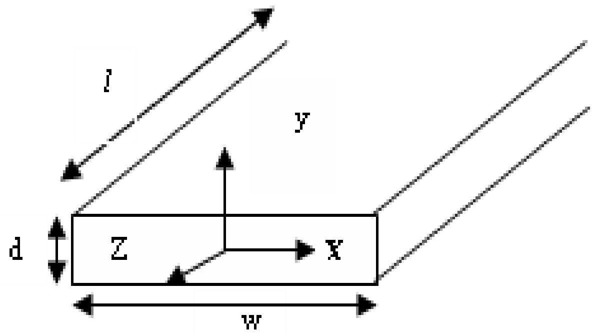



Fig. III.6 Une tôle magnétique

Pour écrire l'équation de magnétodynamique en terme du champ H dans la tôle, on utilise les équations de Maxwell, les relations du milieu et la loi d'Ohm.

#### III.5.1.1. Equations de Maxwell

$$div\vec{D}=\rho \qquad \text{III.44}$$

$$rot\vec{E}=-\frac{\partial\vec{B}}{\partial t} \qquad \text{III.45}$$

$$div\vec{B}=0 \qquad \text{III.46}$$

$$rot\vec{H}=\vec{J}+\frac{\partial\vec{D}}{\partial t} \qquad \text{III.47}$$

### III.5.1.2. Relations du milieu

$\vec{B} = \mu \ \vec{H}$ Tel que : $\mu = \mu_0 . \mu_r$ III.48

$\vec{D} = \varepsilon \vec{E}$ Tel que : $\varepsilon = \varepsilon_0 . \varepsilon_r$ III.49

### III.5.1.3. La loi d'Ohm

$\vec{J} = \sigma \vec{E}$ III.50

### III.5.1.4. Etablissement de l'équation de diffusion et de sa solution en 1D

En adoptant les hypothèses simplificatrices suivantes :

- La largeur est plus grande que l'épaisseur ( $w \succ\succ d$ ), donc l'effet de bord pourra être négligé, ce qui nous amène à étudier un problème unidimensionnel, en négligeant la saturation et l'hystérésis [22] [78] [79], la conductivité et la perméabilité des tôles sont considérées constantes.

- De l'équation (III.47) on a : $rot(\vec{H}) = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$ , En électrotechnique les fréquences sont inferieures à $10^{12}$ $Hz$

Alors Le terme $\vec{J}_D = \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$ est négligé, $\vec{J} >> \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$ ,

Tels que : $J$ le courant de conduction et $J_D$ le courant de déplacement

L'équation III.47 s'écrira alors :

$rot(\vec{H}) = \vec{J}$ III.51

D'où

$rot \ \ rot\vec{H} = rot\vec{J}$ III.52

En substituant III.50 et III.45 dans III.52 on obtient :

$rot \ \ rot\vec{H} = \sigma \left( \frac{-\partial \vec{B}}{\partial t} \right)$ III.53

Sachant que, $rot \ \ rot\vec{X} = -\Delta H + grad(divH)$ alors :

$- \Delta \vec{H} + \vec{\nabla}( div\vec{H} ) = -\sigma \frac{\partial \vec{B}}{\partial t}$ III.54

Avec $B = \mu H$ et l'équation III.53 devient :

$$-\Delta H + \frac{1}{\mu} grad(divB) = -\sigma\mu \frac{\partial H}{\partial t} \qquad \text{III.55}$$

Sachant que $div\vec{B} = 0$

$$\Delta\vec{H} - \sigma\mu \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} = 0 \qquad \text{III.56}$$

L'équation III.56 peut se mettre sous la forme :

$$\frac{\partial^2 \vec{H}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vec{H}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vec{H}}{\partial z^2} - \sigma\mu \frac{\partial \vec{H}}{\partial t} = 0 \qquad \text{III.57}$$

En tenant compte de la géométrie du problème posé, la variation de $\vec{H}$ est seulement suivant l'axe $y$, ce qui nous amène à résoudre une équation unidimensionnelle de la forme :

$$\frac{\partial^2 H(y,t)}{\partial y^2} - \sigma\mu_0\mu_r \frac{\partial H(y,t)}{\partial t} = 0 \qquad \text{III.58}$$

L'équation III.58 est appelée équation de diffusion du champ magnétique H. Cette équation s'écrira dans le plan de Laplace comme suit

$$\frac{\partial^2 H(y,p)}{\partial y^2} = \mu_0\mu_r\sigma p H(y,p) \qquad \text{III.59}$$

*p* étant l'opérateur de Laplace

La solution de l'équation III.59 est de la forme :

$$H(y,p) = Ke^{\alpha y} \qquad \text{III.60}$$

$$\frac{\partial H(y,p)}{\partial t} = \alpha K e^{\alpha y} \qquad \text{III.61}$$

$$\frac{\partial^2 H(y,p)}{\partial y^2} = \alpha^2 K e^{\alpha y} \qquad \text{III.62}$$

On remplace les équations III.61 et III.62 dans l'équation (III.59) et on obtient :

$$K\alpha^2 e^{\alpha y} - \sigma\mu p(Ke^{\alpha y}) = 0 \qquad \text{III.63}$$

$$\alpha^2 - \sigma\mu p = 0 \qquad \text{III.64}$$

On pose le terme $\sigma\mu p = \beta^2$ et on le remplace dans l'équation III.64

$$\alpha^2 - \beta^2 = 0$$

$$\alpha^2 = \beta^2 \text{ D'où } \begin{cases} \alpha = +\beta \\ \alpha = -\beta \end{cases}$$

Finalement :

$$H(y,p) = K_1 e^{\beta y} + K_2 e^{-\beta y}$$

Les constantes $K_1$ et $K_2$ sont déterminées à partir des conditions aux limites tels que :

$$H(-\frac{d}{2},p) = K_1 e^{\beta\left(\frac{-2}{d}\right)} + K_2 e^{\beta\left(\frac{2}{d}\right)} = H_0(p) \qquad \text{III.65}$$

$$H(\frac{d}{2},p) = K_1 e^{\beta\left(\frac{2}{d}\right)} + K_2 e^{\beta\left(-\frac{2}{d}\right)} = H_0(p) \qquad \text{III.66}$$

III.65 - III.66 donne

$$K_1\left(e^{\beta\left(\frac{-d}{2}\right)} - e^{\beta\left(\frac{d}{2}\right)}\right) - K_2\left(e^{\beta\left(\frac{d}{2}\right)} - e^{\beta\left(\frac{-d}{2}\right)}\right) = 0 \qquad \text{III.67}$$

D'où :

$$K_1 = K_2$$

De l'équation (11) on a :

$$K_1 = K_2 = \frac{H_0(p)}{e^{\beta\left(\frac{d}{2}\right)} + e^{\beta\left(\frac{-d}{2}\right)}}$$

$$K_1 = K_2 = \frac{H_0(p)}{2ch\left(\beta\frac{d}{2}\right)}$$

D'où :

$$H(y,p) = K_1\left(e^{\beta y} + e^{-\beta y}\right) \qquad \text{III.68}$$

On remplace l'expression de $K_1$ dans III.68 et on obtient :

$$H(y,p) = \frac{H_0(p).ch(\beta y)}{ch\left(\beta\frac{d}{2}\right)} \qquad \text{III.69}$$

Et finalement : $$H(y,p). = H_0(p).\frac{Ch\ (\sqrt{\mu_0\mu_r\sigma\ p}.y)}{Ch\ (\sqrt{\mu_0\mu_r\sigma\ p}.\frac{d}{2})} \qquad \text{III.70}$$

Avec $H_0(p) = \frac{H_0}{p}$

A partir de l'équation (III.70)**,** le champ électrique est calculé comme suit :

$$E(y,p)=\frac{1}{\sigma}\frac{\partial H(y,p)}{\partial y}$$

$$E(y,p)=\frac{H_0(p)}{\sigma}.\sqrt{\mu_0\mu_r\sigma\ p}.\frac{Sh(\sqrt{\mu_0\mu_r\sigma\ p}.y)}{Ch(\sqrt{\mu_0\mu_r\sigma\ p}.\frac{d}{2})} \qquad \text{III.71}$$

La solution III.70 dans le domaine temporel est donnée par [79] [80] :

$$\frac{H(y,t)}{H_0}=1+\frac{4}{\pi}.\sum_{n=1}^{\infty}\frac{(-1)^n}{2n-1}.\cos(2n-1)\pi.\frac{y}{d}e^{-(2n-1)^2\frac{t}{\tau}} \qquad \text{III.73}$$

Avec $\tau$ la constante de diffusion telle que : $\tau=\frac{\mu_0\mu_r\sigma\ d^2}{\pi^2}$

Le flux total est obtenu en considérant l'équation suivante :

$$\phi(t)=w\int_{-d/2}^{d/2}\mu_0\mu_r H(y,t)\,dy$$

Donc

$$\phi(t)=\mu_0\mu_r w\,dH_0\ [1-\frac{8}{\pi^2}\sum_{1}^{\infty}\frac{1}{(2n-1)}e^{-(2n-1)^2\frac{t}{\tau}}] \qquad \text{III.74}$$

Pour : $y=\frac{d}{2}$ (à la surface de la tôle)

$$E_0(p)=H_0(p)\sqrt{\frac{\mu_0\mu_r p}{\sigma}}\ th(\sqrt{\mu_0\mu_r\sigma\ p}\ .\frac{d}{2}) \qquad \text{III.75}$$

L'impédance surfacique est définie par l'équation :

$$Z_s(p)=\frac{E_0(p)}{H_0(p)} \qquad \text{III.76}$$

$$Z_s(p)=\sqrt{\frac{\mu_0\mu_r p}{\sigma}}\ .th(\sqrt{\mu_0\mu_r p}\ .\frac{d}{2}) \qquad \text{III.77}$$

D'où l'admittance surfacique :

$$Y_s(p)=\sqrt{\frac{\sigma}{\mu_0\mu_r p}}\ .cth(\sqrt{\mu_0\mu_r p}.\frac{d}{2}) \qquad \text{III.78}$$

Pour une bobine à N spires et un empilage de n tôles formant le noyau, les équations III.77 et III.78 s'écrivent comme qui suit [79]:

$$Z_s(p) = \frac{2\,w\,N^2 n}{l}\sqrt{\frac{\mu_0 \mu_r\, p}{\sigma}}\;.th\,\sqrt{\mu_0 \mu_r\, p}\;.\frac{d}{2} \qquad \text{III.79}$$

$$Y_s(p) = \frac{l}{2\,w\,N^2 n}\sqrt{\frac{\sigma}{\mu_0 \mu_r\, p}}\;.cth\,\sqrt{\mu_0 \mu_r\, p}\;.\frac{d}{2} \qquad \text{III.80}$$

L'impédance *Z(p)* et l'admittance *Y(p)* peuvent s'écrire sous la forme [79] :

$$Z_s(p) = \frac{2}{\pi^2\,\tau}\,.\sum_{n=1}^{\infty}\frac{p\,L_{dc}}{p+\dfrac{(2n-1)^2}{4\tau}} \qquad \text{III.81}$$

$$Y_s(p) = \frac{1}{p\,L_{dc}} + \sum_{n=1}^{\infty}\frac{2/L_{dc}}{(p+(n^2/\tau))} \qquad \text{III.82}$$

Où :

$L_{dc} = \dfrac{\mu_0 \mu_r N^2 n\, A_{fe}}{l}$ Inductance à basse fréquence.

$A_{Fe}$: Surface du flux

$\tau = \dfrac{\mu_0 \mu_r \sigma\, d^2}{4\pi^2}$ : Constante de diffusion.

De l'équation III.79 on obtient le circuit de Foster parallèle Fig. III.7 [79] [81]:

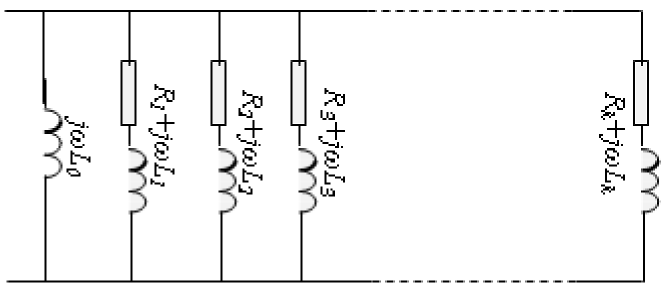



Fig. II.7 Circuit équivalent à l'impédance surfacique du noyau (circuit de Foster parallèle).

$$L_k = \frac{L_{dc}}{2},\quad R_k = \frac{k^2\,L_{dc}}{2\,\tau} \text{ et } L_0 = L_{dc}$$

### III.5.2. Schéma équivalent proposé en utilisant la seconde approche

Après avoir construit le schéma équivalent du noyau déduit de la résolution le l'équation de diffusion dans les conditions citées précédemment. On implémente le schéma ainsi obtenu dans le schéma traditionnel du transformateur pour obtenir le schéma équivalent complet tenant compte du noyau donné par la fig. III.8, en vue d'une étude des régimes impulsionnels dans les enroulements du transformateur [78].

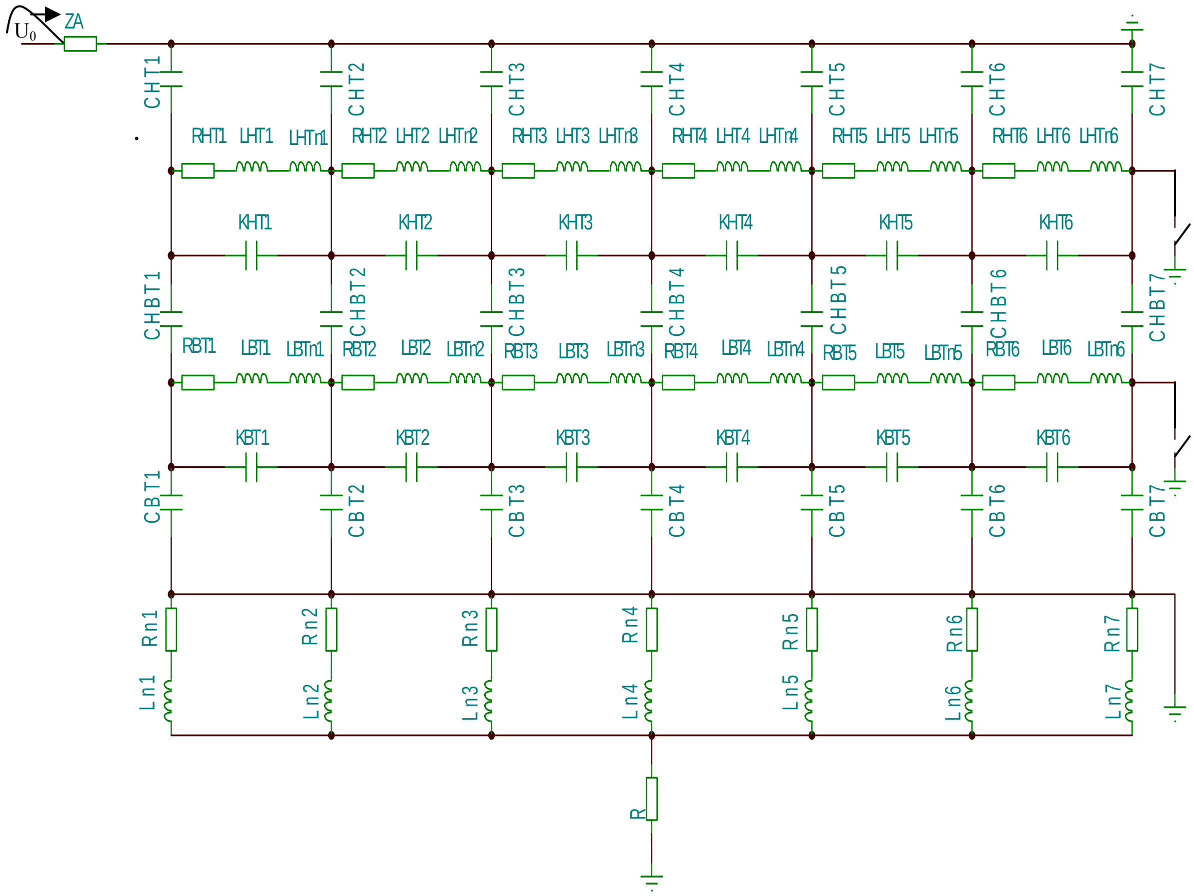



Fig. II.8 Schéma équivalent du transformateur avec noyau (deuxième approche)

Dans le schéma de la figure III.8, $R_n$ et $L_n$ sont les résistances et les inductances des éléments du noyau. La résistance R = 0,1 Ω est ajoutée au schéma équivalent pour relever le courant dans le noyau.

### III.5.3 Validation du modèle

#### III.5.3.1 Injection d'une tension sinusoïdale

Afin de valider le schéma équivalent de la figure. III.8, une tension sinusoïdale d'amplitude 98,79 kV (tension de phase) est appliquée au primaire (Fig. III.9). On relève une tension de 8,57 kV (tension de phase) sur la partie qui correspond au secondaire (Fig. III.10), cette valeur est la tension secondaire du transformateur considéré.

Le courant à vide relevé dans au noyau, donné sur la figure III.11, est égal au courant du régime à vide du transformateur considéré. Cette valeur correspond bien à celle donnée par le constructeur sur la plaque signalétique.

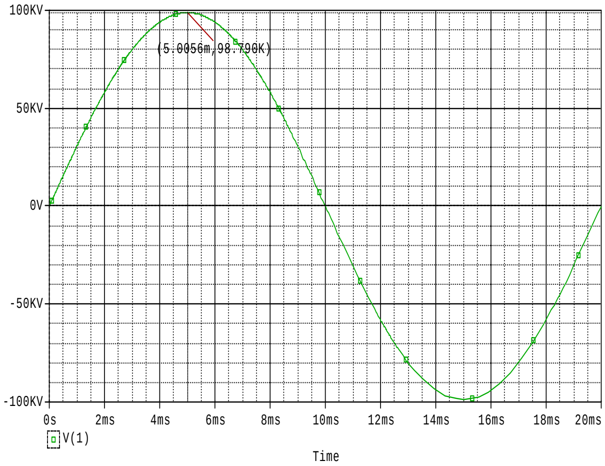



Fig.III.9 Tension sinusoïdale appliquée au primaire.

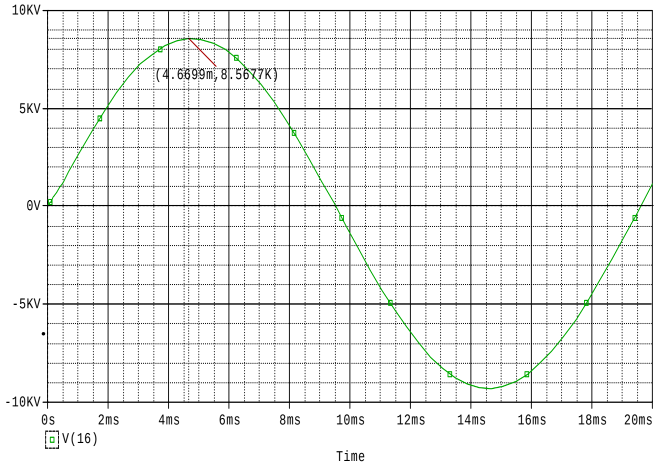



Fig. III.10 Tension sinusoïdale relevée au secondaire

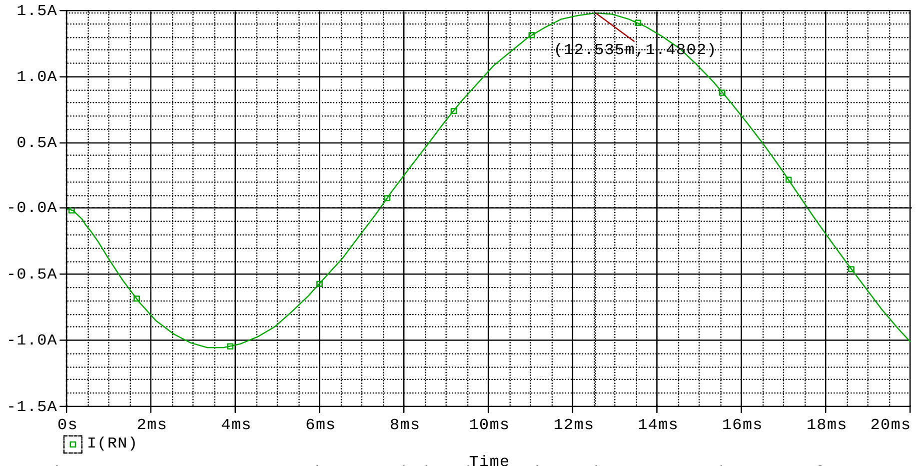



Fig. III.11 Courant sinusoïdal relevé dans le noyau du transformateur.

### III.5.3.2. Validation du modèle sous une sollicitation impulsionnelle

Après avoir validé le schéma équivalent en régime sinusoïdal, on remplace la sollicitation sinusoïdale appliquée par une tension impulsionnelle correspondant à surtension conventionnelle dite pleine onde (1,2/50 µs) et d'amplitude 1380kV (Fig. III.12.a), le courant dans le noyau est donné par la figure III.12.b

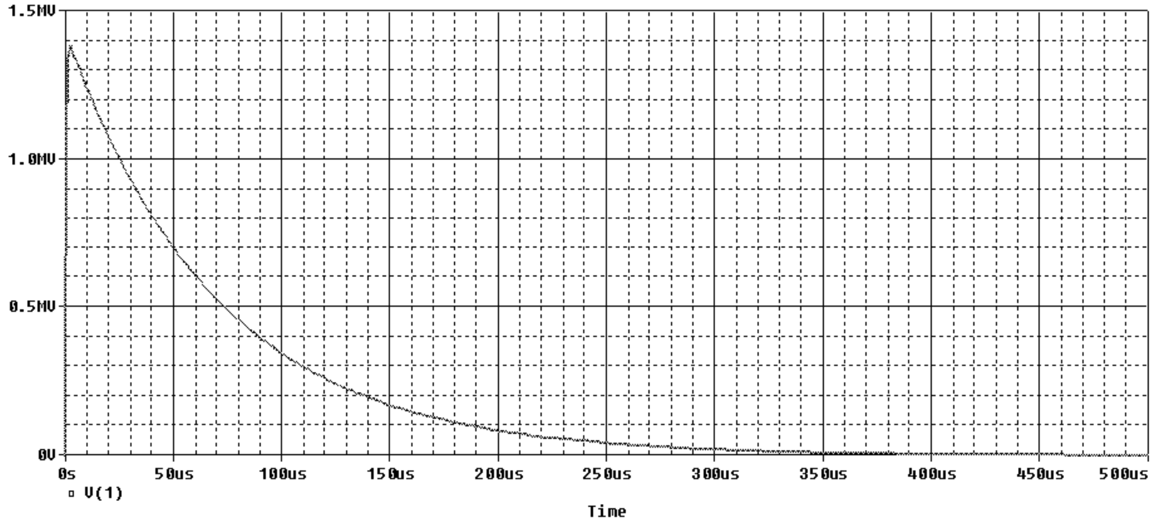



Fig. II.12.a. Tension impultionnelle appliquée au primaire.

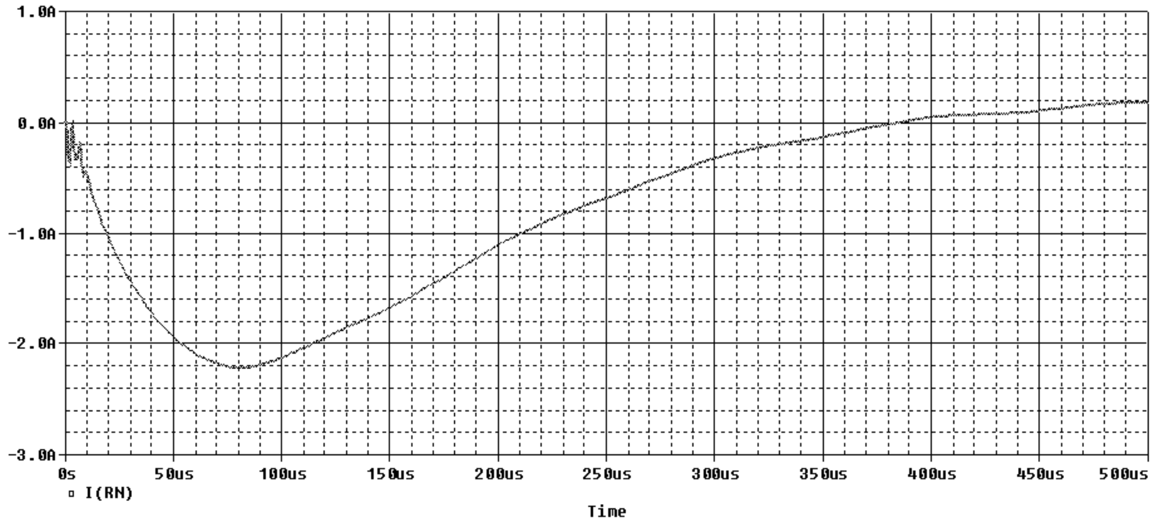



Fig. II.12.b. Allure du courant impulsionnel traversant le noyau

## III.6. Etude des surtensions dans les enroulements du transformateur

On a prélevé les valeurs de la surtension sur tous les éléments des enroulements primaire (HT) et secondaire (BT), ceci avec les différents régimes du neutre mis à la terre et isolé de la terre. Les résultats obtenus sont donnés dans le tableau.III.3. Les figures III.13 et III.14 illustrent une comparaison entre les résultats obtenus par les deux approches proposées dans le cadre de cette étude [78].

| Régime du neutre | Passage par voie | $U_{H1}/U_{B1}$ | $U_{H2}/U_{B2}$ | $U_{H3}/U_{B3}$ | $U_{H4}/U_{B4}$ | $U_{H5}/U_{B5}$ | $U_{H6}/U_{B6}$ | $U_{H7}/U_{B7}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV |
| Y / Y | N | 1401 | 1199 | 1040 | 920 | 833 | 777 | 750 |
| | | 23 | 20 | 15 | 7 | 5 | 20 | 40 |
| | MCN | 1344 | 1029 | 798 | 634 | 521 | 450 | 416 |
| | | 114 | 109 | 102 | 95 | 84 | 74 | 65 |
| Y / $Y_0$ | N | 1401 | 1199 | 1040 | 920 | 833 | 777 | 750 |
| | | 53 | 50 | 46 | 39 | 29 | 16 | 0 |
| | MCN | 1341 | 1020 | 786 | 618 | 502 | 429 | 393 |
| | | 95 | 88 | 77 | 62 | 47 | 27 | 0 |
| $Y_0$ / Y | N | 1370 | 1072 | 814 | 586 | 379 | 186 | 0 |
| | | 63 | 44 | 25 | 5 | 18 | 44 | 74 |
| | MCN | 1331 | 973 | 697 | 479 | 300 | 145 | 0 |
| | | 108 | 96 | 85 | 72 | 57 | 45 | 35 |
| $Y_0$ / $Y_0$ | N | 1370 | 1073 | 815 | 586 | 379 | 186 | 0 |
| | | 115 | 100 | 84 | 66 | 47 | 25 | 0 |
| | MCN | 1329 | 970 | 694 | 475 | 296 | 142 | 0 |
| | | 97 | 86 | 76 | 64 | 50 | 29 | 0 |

Tableau II.3: Répartition de la surtension sur les enroulements HT (cases supérieures) et BT (cases inférieures) du transformateur (Deuxième approche considérée). *$Y_0$ - Neutre mis à la terre. Y- Neutre isolé de la terre*

N -Passage par voie de flux magnétique du noyau ;

MCN- Passage par les voies de flux magnétique de fuites, du noyau et par voie électrique.

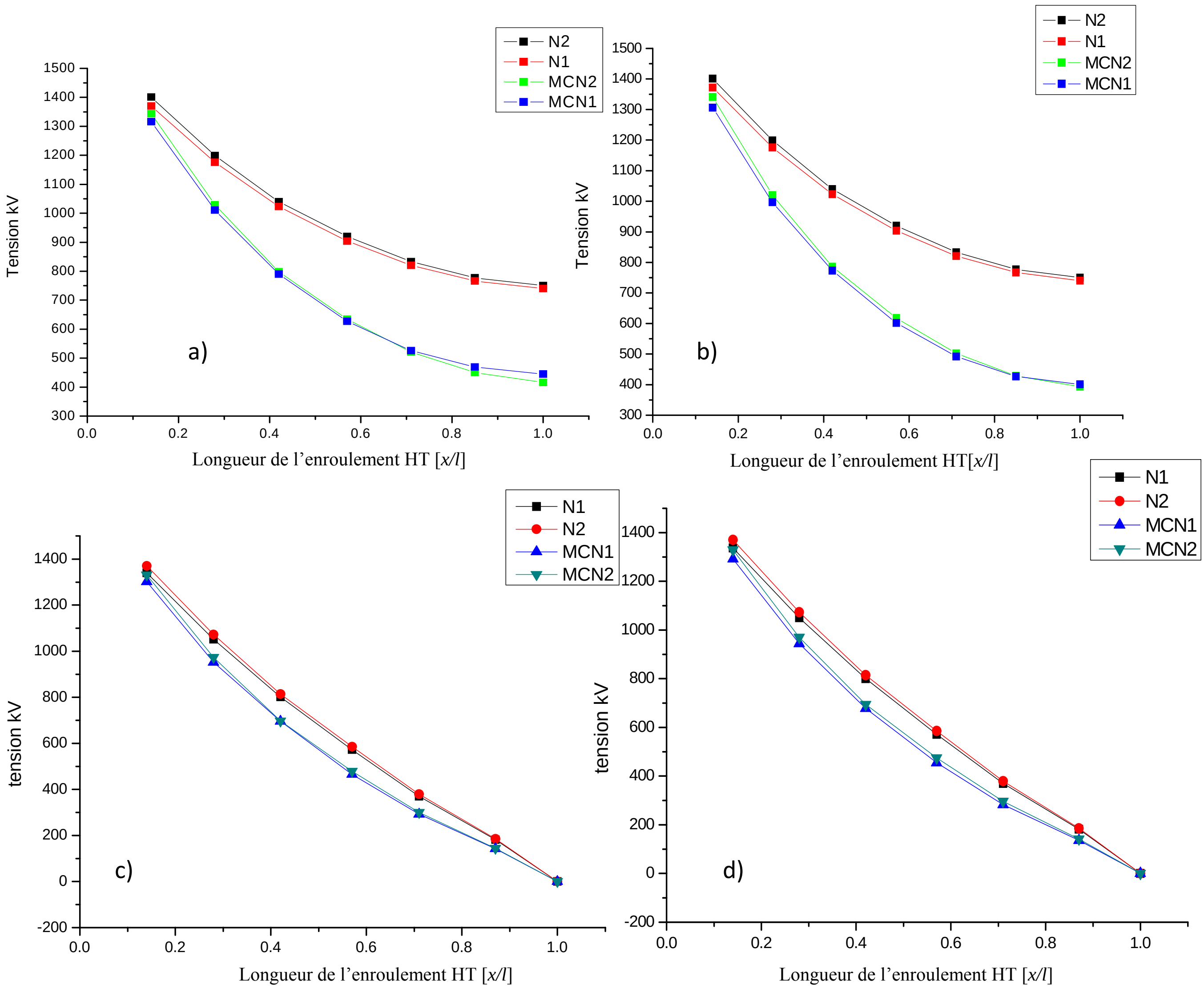



Fig.III.13 Répartition de la surtension le long de l'enroulement HT du transformateur.

*(a-Y/Y, b -Y/Y$_0$, c- Y$_0$/Y, d- Y$_0$/Y$_0$).*

*1 : Première approche.* *2 : Deuxième approche.*

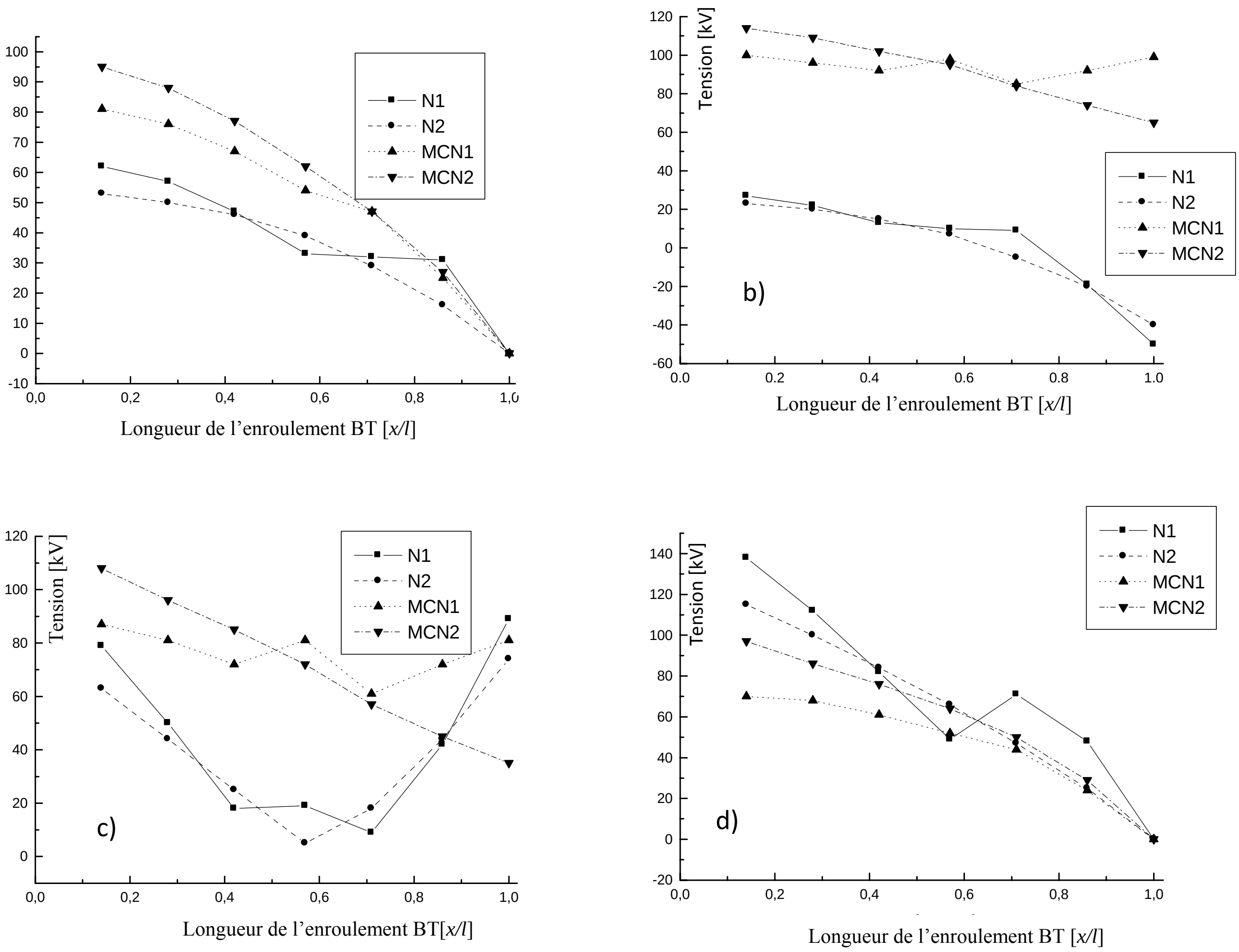



Fig.III.14  Réparation de la surtension le long de l'enroulement BT du transformateur).
*(a- Y/Y, b- Y/Y0, c- Y0/Y, d- Y0/Y0).*

*1* : Première approche            .2 : Deuxième approche.

## III.7. Discussion de résultats obtenus

Les figures III.13 a, b, c, d et III.14 a, b, c, d, illustrent la répartition de la surtension dans les enroulements HT et BT du transformateur, correspondants au cas d'existence seulement de flux magnétique du noyau et au cas général ceci avec les différents régimes des deux neutres, d'après la deuxième approche. Sur ces figures, on représente aussi la répartition de la surtension dans ces enroulements déterminée d'après la première approche.

La comparaison entre les résultats représentés sur les figures III.13 et III.14, montre qu'il n'y a pas une grande différence entre les deux approches adoptées.

## Conclusion

Le problème de l'influence du noyau sur la propagation des surtensions le long des enroulements des transformateurs, dont les enroulements sont connectés selon le schéma étoile – étoile, ne doit pas être négligé. Dans certains travaux, on néglige l'influence du noyau du fait que les transformateurs de puissance ont généralement un enroulement couplé en triangle, jouant le rôle d'un écran magnétique faisant un obstacle à cette influence. Cette étude est réalisée par deux approches différentes, qui nous ont conduits à élaborer deux modèles correspondants.

L'étude était faite pour les cas, dont les enroulements du transformateur sont connectés d'après les schémas Y / Y, $Y_0$ / Y, Y / $Y_0$, $Y_0$ / $Y_0$.

Les répartitions de surtension le long des enroulements HT et BT étaient déterminées séparément pour les cas d'existence seulement de flux magnétique de dispersion, de flux magnétique du noyau et des capacités entre enroulements, pour le cas dont on néglige le noyau (flux magnétique de dispersion et les capacités entre enroulements) et pour le cas général (flux magnétique de dispersion, du noyau et des capacités entre enroulements). On a retenude notre étude les points suivants :

1. Pour étudier l'influence du noyau sur la répartition de surtension dans les enroulements des transformateurs, un schéma équivalent qui se compose du schéma équivalent des enroulements et du schéma équivalent du noyau est proposé ;

2. Le passage de la tension de l'enroulement HT à l'enroulement BT par voie de flux de dispersion est insignifiant, par contre son passage par voie électrique est très important ;

3. L'influence du noyau sur la répartition de la surtension le long de l'enroulement HT du transformateur dépend essentiellement du régime du neutre de cet enroulement.

4. La diminution des surtensions dans l'enroulement HT dont le neutre est mis à la terre à cause de l'influence du noyau ne dépasse pas 15 %. L'influence du noyau sur la répartition de la surtension dans l'enroulement HT du transformateur dont le neutre est isolé de la terre est importante, elle est d'environ 50%. Dans l'enroulement BT du cette diminution atteint une valeur de 40 % dans le cas où les deux enroulements sont isolés de la terre.

## Introduction

Il est connu que les ondes de surtensions qui surviennent au niveau d'un point donné de la ligne aérienne se propagent à une vitesse proche de celle de la lumière et les fréquences de ces surtensions sont de l'ordre du kilohertz au Mégahertz donc le temps qu'elles prennent jusqu'à leur extinction et relativement petit.

En plus du fait que les inductances et capacités des lignes et câbles sont responsables de la déformation des ondes impulsionelles touchant ces réseaux, leur répartition en fonction du temps le long de tous les circuits qu'elles parcourent n'est pas uniforme (leurs amplitudes différent d'un point à l'autre) [82], d'autre part, le schéma équivalent du transformateur qui est adopté dans cette étude, ne tient pas compte des effets magnétiques pouvant résulter de la non linéarité du circuit magnétique, et de l'enroulement secondaire du transformateur, car les surtensions résultant dans l'enroulement sont de hautes fréquences, l'effet du noyau étant négligeable.

Ce chapitre est décomposé en deux parties. La première est consacrée à la détermination des points critiques d'impact de la foudre sur les deux cascades différentes à savoir ligne aérienne-transformateur et ligne aérienne-câble-souterrain-transformateur fig. II.1, et ceci pour des postes électriques de différentes tensions nominales, dans l'objectif de modifier et de renforcer la protection du poste électrique. La seconde partie est consacrée à l'étude du transit des surtensions de l'enroulement haute tension vers l'enroulement basse tension relié à l'alternateur afin d'envisager une protection convenable de l'ensemble alternateur-transformateur.

## IV.1. Précision des schémas de protection des postes électriques de tensions nominales 110-330 kV contre les surtensions

La protection des équipements des postes électriques contre les ondes de surtensions venant des lignes de transport est basée sur l'utilisation des parafoudres. Les schémas de protection des postes sont déterminés d'après le type, le nombre et les points d'installations des parafoudres dans les postes. Dans ce cas, pour assurer le fonctionnement normal des parafoudres (limiter leurs courants), les approches des lignes aux postes sont protégées par les fils de garde, afin d'éviter les coups de foudre à proximité des postes dont les courants ne peuvent pas être diminués jusqu'à la valeur limite du courant de parafoudre. Les longueurs de ces parties des lignes protégées par les fils de garde et les distances entre parafoudre et le transformateur sont déterminées, normalisées et données dans les normes de protection des postes électriques de 3 – 500 kV contre les surtensions pour tous les types des postes en dépendance des types de parafoudres et de la construction des pylônes des lignes [83].

Les travaux concernant l'étude de ce problème ont fait l'objet d'investigations durant les années 70, en utilisant un calcul numérique limité par l'espace mémoire des machines analyseur de l'époque [84] [85].

A cause de la faiblesse de puissance des machines utilisées, la résolution de ce problème est réalisée avec une grande simplicité. Par exemple, dans certaines études, les lignes sont représentées par leurs impédances caractéristiques, les transformateurs et tous les autres éléments des postes par leurs capacités d'entrées … etc. Une telle approche au problème étudié ne permet pas de considérer les processus provenant des lignes et des transformateurs.

La représentation des lignes et des transformateurs par leurs schémas équivalents traditionnels permettent d'étudier ce problème dans une échelle plus large et aussi de préciser les schémas de protection des postes si cela s'avère nécessaire.

Sur les lignes, on peut toujours trouver un point d'impact du coup de foudre sur lequel est créé un circuit électrique composé de deux parties. La première, est le tronçon de la ligne entre transformateur et le point d'impact de la foudre, la seconde est l'enroulement du transformateur. Ces deux parties peuvent être de mêmes périodes d'oscillations. Ce qui peut être à l'origine de surtensions à l'intérieur de l'enroulement et donc un danger pour les transformateurs et les équipements des postes.

Même si les amplitudes des ondes de surtensions ne sont pas suffisantes pour faire fonctionner les parafoudres, elles peuvent pénétrer dans l'enroulement du transformateur et engendrer une résonance avec ce dernier. Les surtensions dans ce cas peuvent atteindre des valeurs importantes, ce qui présentera des risques pertinents sur les isolations. Actuellement l'avènement de l'informatique a permis de revenir et reconsidérer ce problème dans une telle forme.

La présente partie est consacrée à l'étude de ce problème. Cette étude est effectuée par voie de la modélisation mathématique de la ligne, du transformateur et du schéma de protection du poste.

L'étude a été menée sur faits des postes unidirectionnels de tensions nominales 110, 220 et 330 kV. Les lignes de la tension nominale de 500 kV sont protégées par les fils de garde sur toute leur longueur [83].

### IV.1.1. Caractéristiques du système étudié

Le schéma de l'étude est représenté sur la fig.IV.1, où T- est le transformateur, P- est le parafoudre qui se trouve à une distance $l_p$ du transformateur (dans les calculs cette distance est égale à 120 m qui correspond aux postes unidirectionnels), $l_{fg}$ – la longueur de la ligne protégée par le fil de garde à proximité du poste et *(M)*- est le point d'impact de la foudre sur la ligne. Selon les normes de protection des postes contre les surtensions, la longueur $l_{fg}$ pour les lignes de tensions nominales 110, 220 kV est de 1 à 3 km et pour les lignes de tension nominale 330 kV est de 2 à 4 km [83].

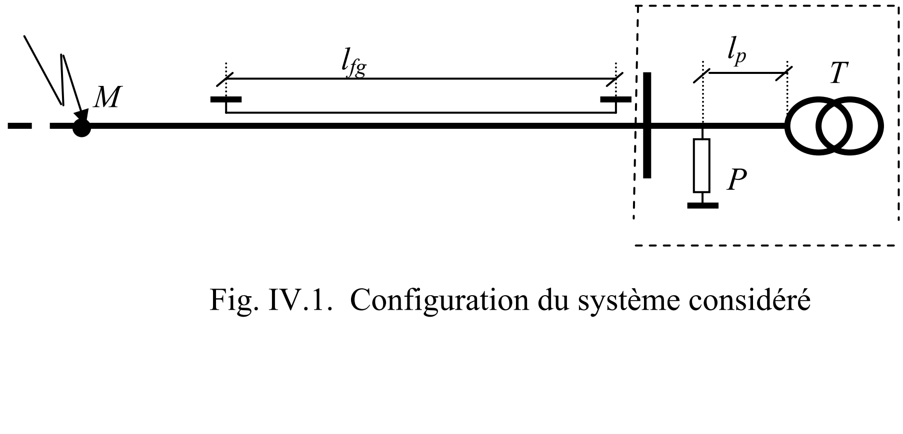



Fig. IV.1. Configuration du système considéré

Dans les calculs, la ligne et le transformateur sont représentés par leurs schémas équivalents traditionnels correspondant, le parafoudre du type *ZnO* par sa caractéristique volt-ampère et tous les autres éléments du poste par leurs capacités d'entrée correspondantes. Afin d'obtenir des résultats correspondants aux sollicitations plus sévères de l'isolation, les calculs sont faits pour les postes unidirectionnels et comme tension appliquée, on choisit une tension impulsionnelle caractérisée par une onde complète 1,2/50 μs.

Les amplitudes de ces ondes sont choisies de façon à ce que les parafoudres correspondant ne s'amorcent pas, afin de ne pas tenir compte des effets résultants de la non linéarité des éléments du parafoudre, qui peuvent compliquer le problème considéré. Ces tensions sont appliquées au point de la ligne juste après l'approche de la partie de la ligne protégée par le fil de garde (point M sur le schéma de la figure IV.1.

Les calculs pour les schémas des tensions nominales de 110, 220 et 330 kV sont réalisés par rapport aux mêmes types de transformateurs ТЦ – 125000/110, ТЦ – 125000 / 220 et ТЦ – 125000 / 330 (fabrication russe) fonctionnant dans des postes unidirectionnels connectés respectivement à des lignes construites par des conducteurs de types AC- 95 ( AA – 95, aluminium- acier – 95), AC - 240 et 2xAC –300 (2 conducteurs par phase).

D'après les normes, pour les postes de tensions nominales de 110 – 330 kV les approches de la longueur de 1÷4 km des lignes aux postes sont protégées par les fils de gardes [83]. Dans les calculs le lieu du point d'impact de la foudre est considéré variable sur l'intervalle de 1÷5 km.

### IV.1.2.Ecriture matricielle des équations du schéma de calcul :

Les équations établies pour le schéma de calcul présenté sur la figure II.2 peuvent être regroupées sous forme de matrices décrivant les tensions et les courants pour chaque système, en fonction de leurs paramètres respectifs comme suit :

### IV.1.2.1. Matrices de la ligne
### IV.1.2.1.a. Matrice des tensions

$$\begin{bmatrix} V_0 - V_{l1} \\ V_{l1} - V_{l2} \\ V_{l2} - V_{l3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ V_{\ln-1} - V_{\ln} \end{bmatrix} = R_t \begin{bmatrix} i_{l1} \\ i_{l2} \\ i_{l3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{\ln} \end{bmatrix} + L_l \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{l1} \\ i_{l2} \\ i_{l3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{\ln} \end{bmatrix}$$

### IV.1.2.1.b. Matrice des courants

$$\begin{bmatrix} i_{l1}-i_{l2} \\ i_{l2}-i_{l3} \\ i_{l3}-i_{l4} \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{ln-1}-i_{ln} \end{bmatrix} = C_l \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{l1} \\ V_{l2} \\ V_{l3} \\ \vdots \\ \vdots \\ V_{ln-1} \end{bmatrix}$$

$i_{ln}-i_{lp}=C_{p1}\frac{dV_{ln}}{dt}$ ; Cas de connexion directe au transformateur.

$C_{p1}=\frac{C_l}{2}+\frac{C_{lp}}{2}+C_{post}$

$i_{ln}-i_{c1}=C_{p2}\frac{dV_{ln}}{dt}$ ; Cas de connexion au transformateur à travers le câble.

$C_{p2}=\frac{C_l}{2}+\frac{C_c}{2}+C_{post}$

$i_{cp1}=C_{p1}\frac{dV_{ln}}{dt}$ ; Au point de jonction (1).

$i_{cp2}=C_{p2}\frac{dV_{ln}}{dt}$ ; Au point de jonction (2).

### IV. 1.2.2.Matrices du câble

### IV. 1.2.2.a. Matrice des tensions

$$\begin{bmatrix} V\,ln-V_{c1} \\ V_{c1}-V_{c2} \\ V_{c2}-V_{c3} \\ \vdots \\ \vdots \\ V_{cm-1}-V_{cm} \end{bmatrix} = R_c \begin{bmatrix} i_{c1} \\ i_{c2} \\ i_{c3} \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{cm} \end{bmatrix} + L_c \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{c1} \\ i_{c2} \\ i_{c3} \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{cm} \end{bmatrix}$$

### IV. 1.2.2.b. Matrice des courants :

$$\begin{bmatrix} i_{c1}-i_{c2} \\ i_{c2}-i_{c3} \\ i_{c3}-i_{c4} \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{cm-1}-icm \end{bmatrix} = C_c \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{c1} \\ V_{c2} \\ V_{c3} \\ \vdots \\ \vdots \\ V_{cm-1} \end{bmatrix}$$

$i_{cp3}=C_{p3}\frac{dV_{cm}}{dt}$ ;

Au point de jonction (3). $C_{p3}=\frac{C_l}{2}+\frac{C_t}{2}$

### IV.1.2.3.Matrices du transformateur

#### IV. 1.2.3.a. Matrice des tensions

$$\begin{bmatrix} V_0 - V_{t1} \\ V_{t1} - V_{t2} \\ V_{t2} - V_{t3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ V_{t9} - V_{t10} \end{bmatrix} = R_t \begin{bmatrix} i_{t1} \\ i_{t2} \\ i_{t3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{t10} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_t & -M_{12} & -M_{13} & -M_{14} & \cdots & \cdots & -M_{110} \\ -M_{12} & L_t & -M_{23} & -M_{24} & \cdots & \cdots & -M_{210} \\ -M_{12} & -M_{12} & L_t & -M_{12} & \cdots & \cdots & -M_{12} \\ \vdots & \vdots & \vdots & L_t & \cdots & \cdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & & \vdots \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -M_{12} & -M_{12} & -M_{12} & -M_{12} & \cdots & \cdots & L_t \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{t1} \\ i_{t2} \\ i_{t3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{t10} \end{bmatrix}$$

#### IV. 1.2.3.b. Matrice des courants

$$\begin{bmatrix} i_{t0} - i_{t1} \\ i_{t1} - i_{t2} \\ i_{t2} - i_{t3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ i_{t9} - i_{t10} \\ i_{t10} - i_{tN} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{pj} + K & -K & 0 & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ -K & C_t + 2K & -K & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ 0 & -K & C_t + 2K & -K & \cdots & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & -K & C_t + 2K & -K & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & & \vdots \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots & \ddots & -K \\ 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & -K & C_t + K \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{t1} \\ V_{t2} \\ V_{t3} \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ V_{t10} \end{bmatrix}$$

Dans ce système d'équations on a :

$$i_j = \begin{cases} i_{lp} & \text{dans le cas (ligne} - \text{transformateur)} \\ i_{cm} & \text{dans le cas (câble} - \text{transformateur)} \end{cases}$$

$$C_{pj} = \begin{cases} C_{p2} & \text{(ligne} - \text{transformateur)} \\ C_{p3} & \text{(câble} - \text{transformateur)} \end{cases}$$

### IV.1.3. Résultats et discussions

#### IV.1.3.1. Cas d'une centrale à gaz ou thermique (Configuration Ligne- Transformateur)

L'amplitude de la surtension appliquée au schéma du poste de la tension nominale de 110 kV, est prise égale à 74 kV. Cette tension ne fait pas fonctionner le parafoudre, dans ce cas la tension sur le parafoudre n'atteint que 159 kV avec un courant de 0,9 A. Comme le montrent les figures IV.2.a et IV.2.b

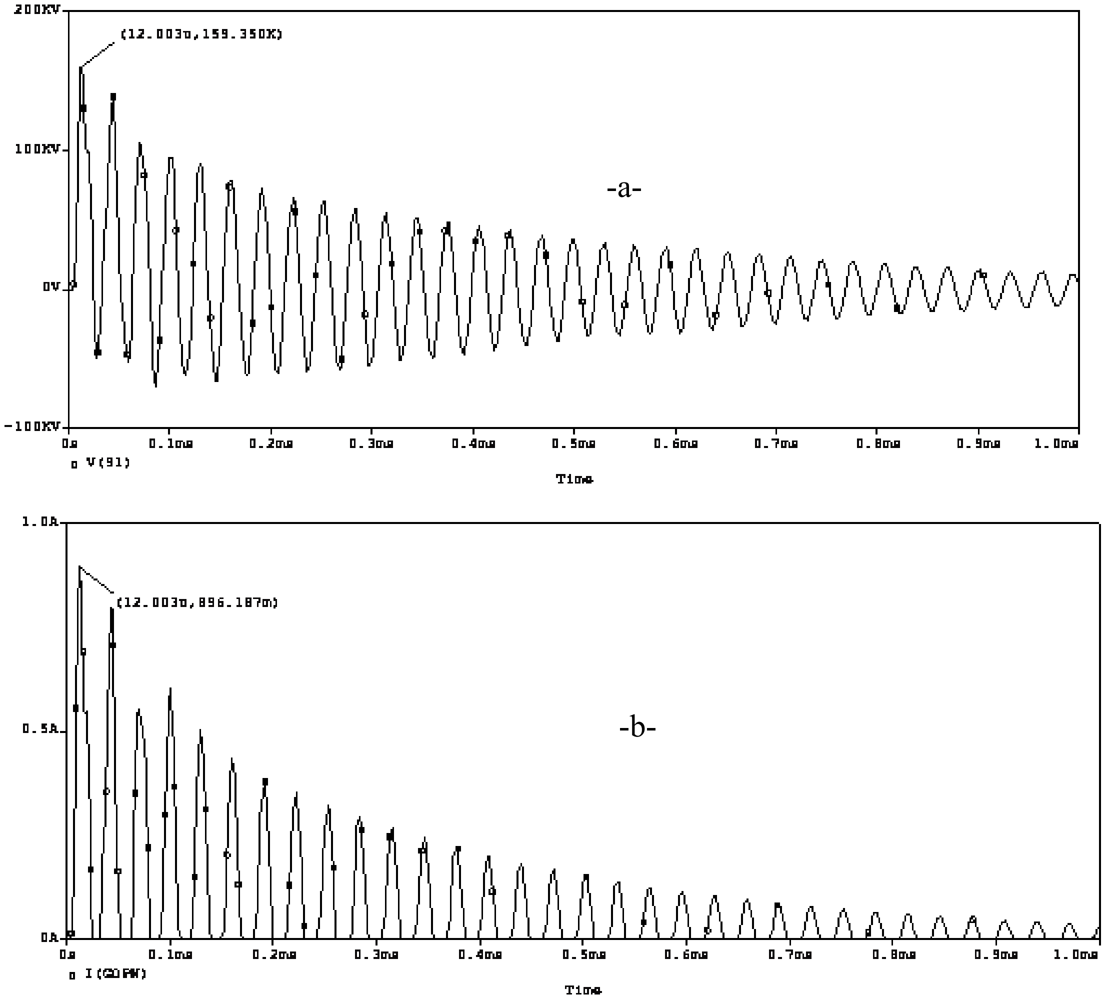



Fig. IV. 2 : Tension (a) et courant (b) du parafoudre 110kV

Les figures IV.3.a et IV.3.b et le tableau IV.1, représentant la répartition des surtensions dans l’enroulement suite à l’application d’une tension impulsionnelle d’amplitude 74 kV.

Ces résultats montrent, que lors du coup de foudre sur un point de la ligne distant de 2.16 km du poste les périodes des oscillations propres de la ligne et  de l’enroulement dont le neutre est mis à la terre sont quasiment égales (33µs) et les surtensions dans l’enroulement du transformateur sont plus proches à ses valeurs maximales comme il fallait bien s’y attendre.

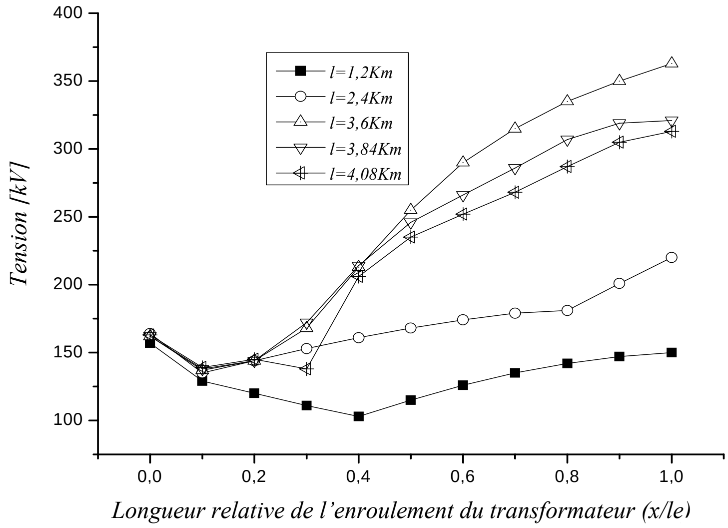



Fig. IV .3 .a. Distribution de la tension le long de l’enroulement HT 110kV, neutre isolé de la terre.
*le :* longueur de l’enroulement

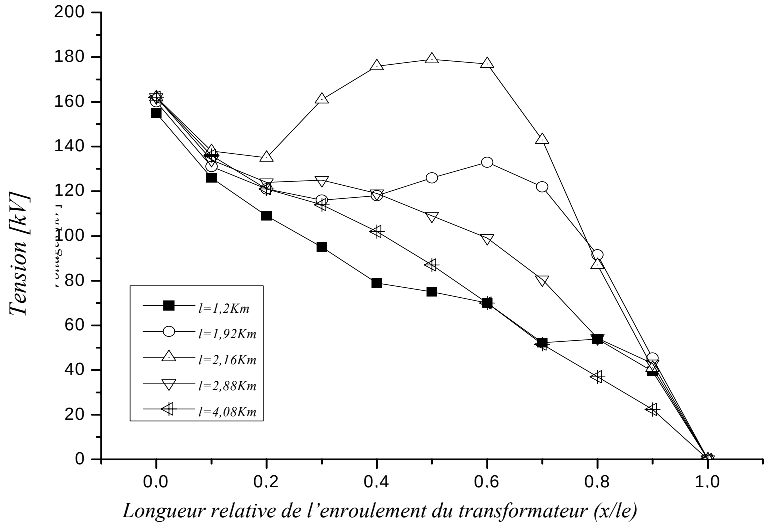



Fig. IV.3.b Distribution de la tension le long de l'enroulement HT 110kV avec neutre mis à la terre. *le :* longueur de l'enroulement

| Un | $L_{fg}$ | T | Couplage HT | $U_1$ | $U_2$ | $U_3$ | $U_4$ | $U_5$ | $U_6$ | $U_7$ | $U_8$ | $U_9$ | $U_{10}$ | $U_{11}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| kV | km | $\mu s$ | | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV |
| **110 kV** | 1.2 | 19 | Y | 157 | 129 | 120 | 111 | 103 | 115 | 126 | 135 | 142 | 147 | 150 |
| | | | $Y_0$ | 155 | 126 | 109 | 95 | 79 | 75 | 70 | 52.2 | 53.9 | 39.4 | 0 |
| | 1.68 | 24 | Y | 158 | 133 | 134 | 132 | 136 | 139 | 144 | 150 | 157 | 162 | 183 |
| | | | $Y_0$ | 158 | 129 | 124 | 126 | 96 | 84 | 108 | 118 | 93.1 | 46.9 | 0 |
| | 1.92 | 28 | Y | 161 | 133 | 138 | 151 | 172 | 166 | 150 | 158 | 168 | 207 | 236 |
| | | | $Y_0$ | 160 | 131 | 121 | 116 | 118 | 126 | 133 | 122 | 91.5 | 45.4 | 0 |
| | 2.16 | 33 | Y | 161 | 144 | 152 | 156 | 155 | 157 | 160 | 164 | 179 | 204 | 227 |
| | | | $Y_0$ | 162 | 138 | 135 | 161 | 176 | 179 | 177 | 143 | 87 | 41 | 0 |
| | 2.4 | 34 | Y | 164 | 135 | 144 | 153 | 161 | 168 | 174 | 179 | 181 | 201 | 220 |
| | | | $Y_0$ | 163 | 133 | 129 | 151 | 159 | 154 | 139 | 111 | 74.2 | 33.7 | 0 |
| | 2.88 | 36 | Y | 163 | 136 | 144 | 157 | 170 | 158 | 208 | 236 | 255 | 266 | 274 |
| | | | $Y_0$ | 162 | 134 | 124 | 125 | 119 | 109 | 99 | 80.5 | 54.2 | 42.9 | 0 |
| | 3.36 | 49 | Y | 162 | 137 | 143 | 158 | 199 | 148 | 263 | 291 | 311 | 316 | 314 |
| | 3.6 | 68 | Y | 162 | 137 | 144 | 168 | 213 | 247 | 270 | 315 | 320 | 320 | 363 |
| | 3.84 | 56 | Y | 162 | 138 | 144 | 172 | 214 | 246 | 266 | 286 | 307 | 319 | 321 |
| | | | $Y_0$ | 161 | 136 | 121 | 114 | 102 | 87 | 70 | 52 | 41.7 | 26.1 | 0 |
| | 4.08 | 60 | Y | 163 | 139 | 145 | 138 | 206 | 235 | 252 | 268 | 287 | 305 | 313 |
| | | | $Y_0$ | 162 | 136 | 121 | 114 | 102 | 87 | 70 | 51.6 | 36.9 | 22.4 | 0 |
| | 4.8 | 72 | Y | 162 | 140 | 144 | 158 | 173 | 190 | 207 | 226 | 229 | 234 | 244 |
| | | | $Y_0$ | 161 | 137 | 122 | 113 | 102 | 87 | 70 | 64.3 | 53.9 | 25.2 | 0 |

Tableau IV.1 : Surtensions maximales le long de l'enroulement HT des transformateurs 110kV avec et sans la mise à la terre du neutre ($Y_0$ et Y respectivement).

Dans le cas où le neutre de l'enroulement est isolé de la terre ($T_{en}$= 68µS), les valeurs maximales des surtensions dans cet enroulement ont lieu lors du coup de foudre sur un point de la ligne éloigné d'environs 3,6 km du poste. Cette valeur de la longueur de la partie de la ligne protégée par les fils de gardes donnée dans les normes de protection des postes électriques de 3 – 500 kV contre les surtensions, pour les postes de la tension nominale de 110 kV, où le transformateur fonctionne avec le neutre isolé de la terre n'est pas suffisante. Dans ce cas, la longueur du fil de garde doit être augmentée.

Ces valeurs maximales des surtensions dans l'enroulement dont le neutre est mis à la terre et isolé de la terre atteignent respectivement 179 kV (fig.IV.3.a) et 363 kV (fig.IV.3.b) dépassent la tension de fonctionnement du parafoudre tandis que, sur le parafoudre la surtension n'est pas suffisante pour le faire fonctionner. Le courant et la tension du parafoudre sont respectivement inférieurs à 1 A et à 160 kV (fig. IV.2).

Par l'augmentation et la diminution des distances d'éloignement du point d'impact du coup de foudre, les surtensions diminuent.

Les surtensions dans l'enroulement du transformateur correspondant aux cas des longueurs des parties de la ligne égalent à 2,16 et 3,6 km ont des formes de forte pulsation et celles-ci montrent, que les fréquences des oscillations de la partie de la ligne et de l'enroulement du transformateur sont plus proches l'une à l'autre (fig.IV.4.a).

En s'éloignant de part et d'autre de ces deux points critiques, les surtensions prennent une allure décroissante d'une manière monotone en fonction du temps fig. IV.4.b.

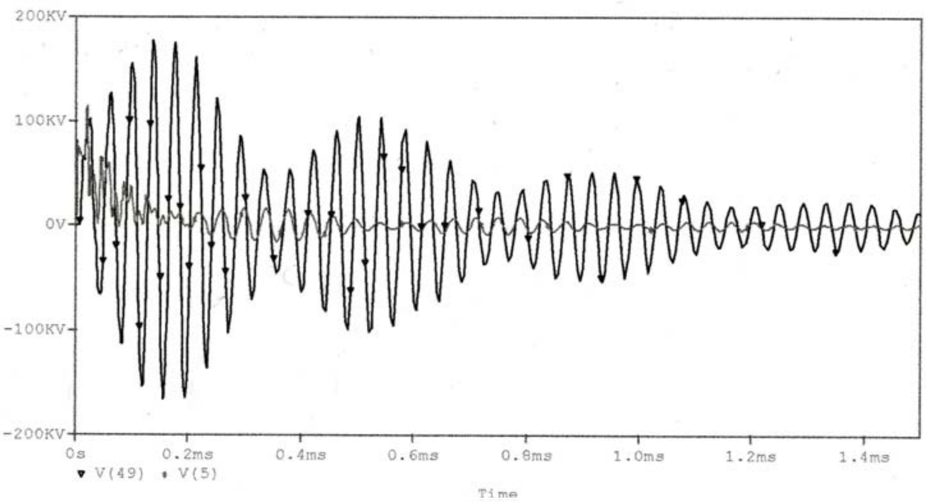



Fig. IV.4.a. Surtension au milieu de la ligne V(5), et au milieu de l'enroulement du transformateur 110 kV V(49) lorsque $T_l \approx T_{tr}$

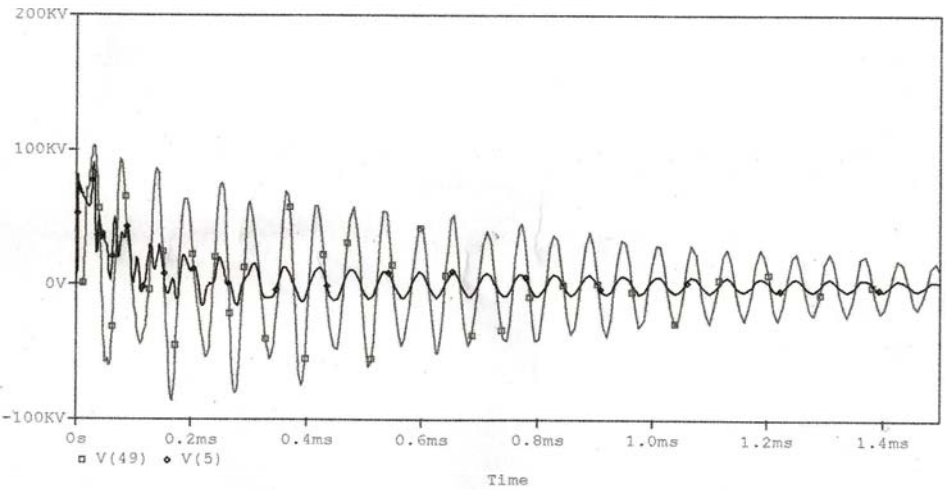



Fig. IV.4.b. Surtension au milieu de la ligne V(5), et au milieu de l'enroulement du transformateur 110 kV V(49), lorsque $T_l \neq T_{tr}$

Les différences des surtensions entre les éléments adjacents de l'enroulement du transformateur sont représentées sur les figures IV.5.a et IV.5.b,  les valeurs maximales de ces différences de surtensions correspondent aussi aux longueurs de la partie de la ligne autour des valeurs  2,16 et 3,6 km, dans le cas où le neutre de l'enroulement est respectivement mis à la terre et isolé.

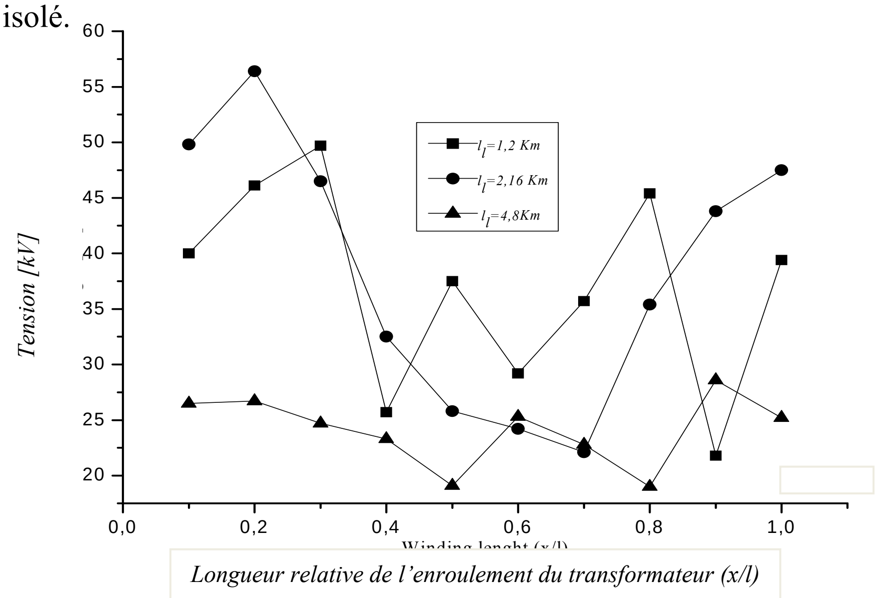



Fig. IV.5.a. Pics des différences de tension entre éléments adjacents le long de l'enroulement HT 110kV avec neutre mis à la terre

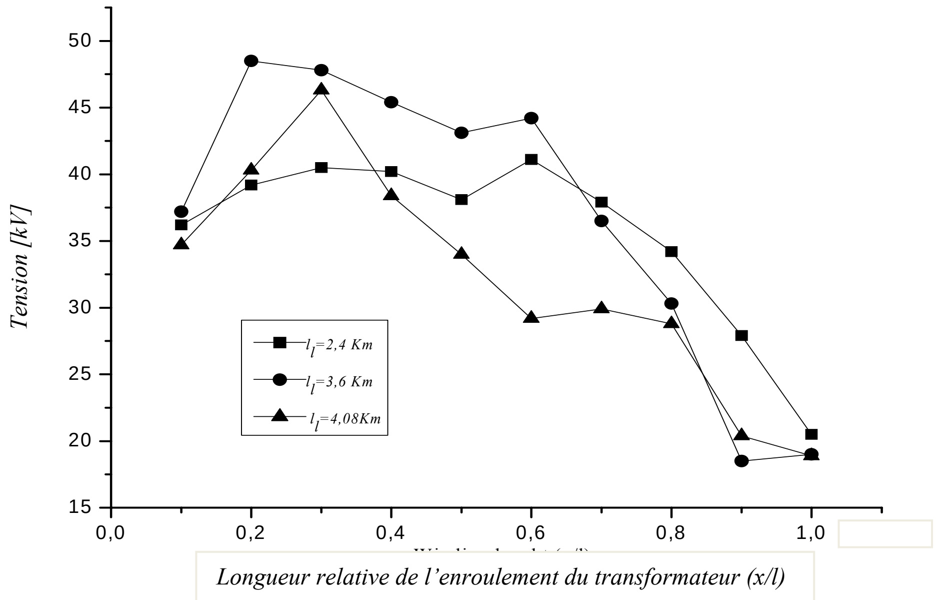



Fig. IV.5.b. Pics des différences de tension entre éléments adjacents long de l'enroulement HT 110kV avec neutre isolé de  la terre

Dans les cas  de la configuration de la ligne- transformateur,  de tensions nominales de 220 et 330 kV, les résultats obtenus sont analogues à ceux  correspondant au schéma de la ligne- transformateur de tension nominale de 110 kV.  Sur le point d'impact de la foudre, on applique des tensions implusionnelles de valeurs de 150 et 200 kV respectivement pour les transformateurs 220 et 330kV. Lors de l'application de ces tensions les parafoudres correspondant ne fonctionnent pas, comme le montre les figures IV.6 et IV.7, les courants et les tensions dans les deux parafoudres 220 et 330 kV ne dépassent pas respectivement 317 kV, 0.78 et 443 kV, 0.99A.

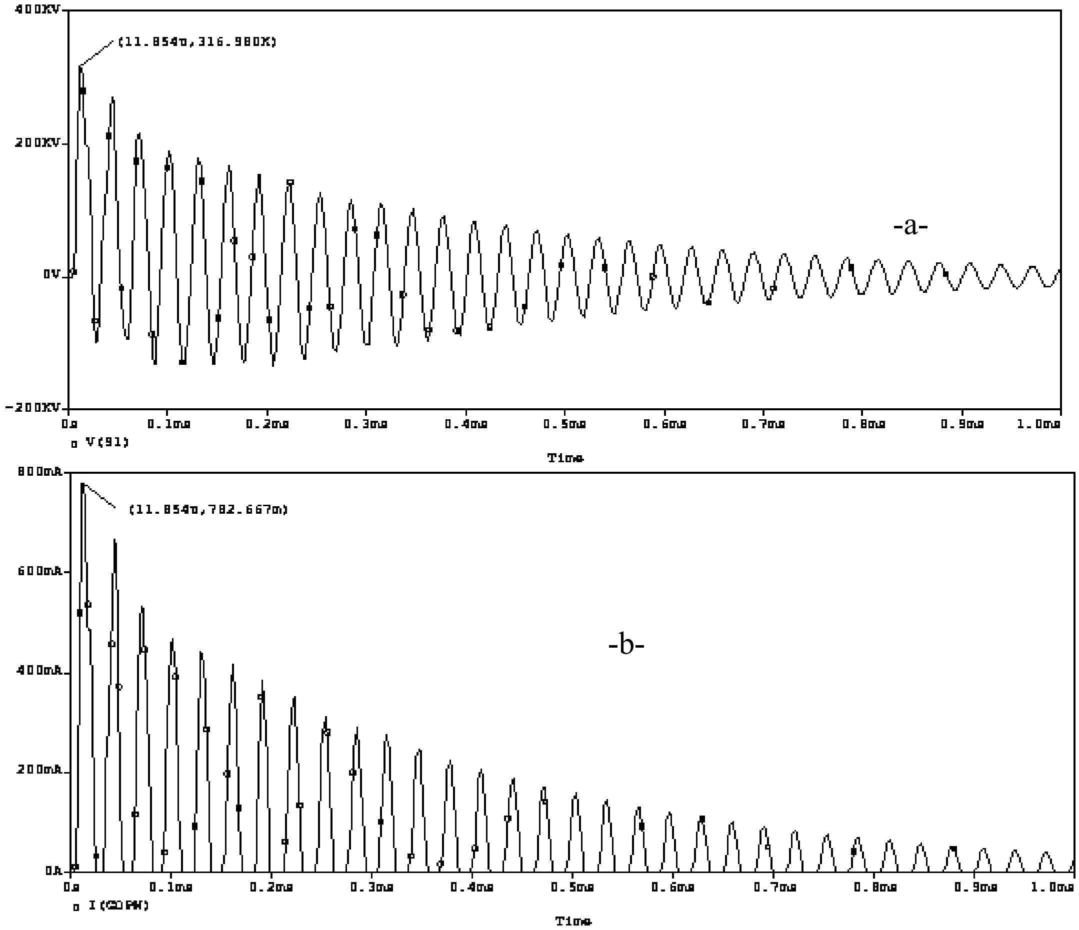



Fig. IV.6 : Tension (a) et courant (b)  sur le parafoudre 220kV

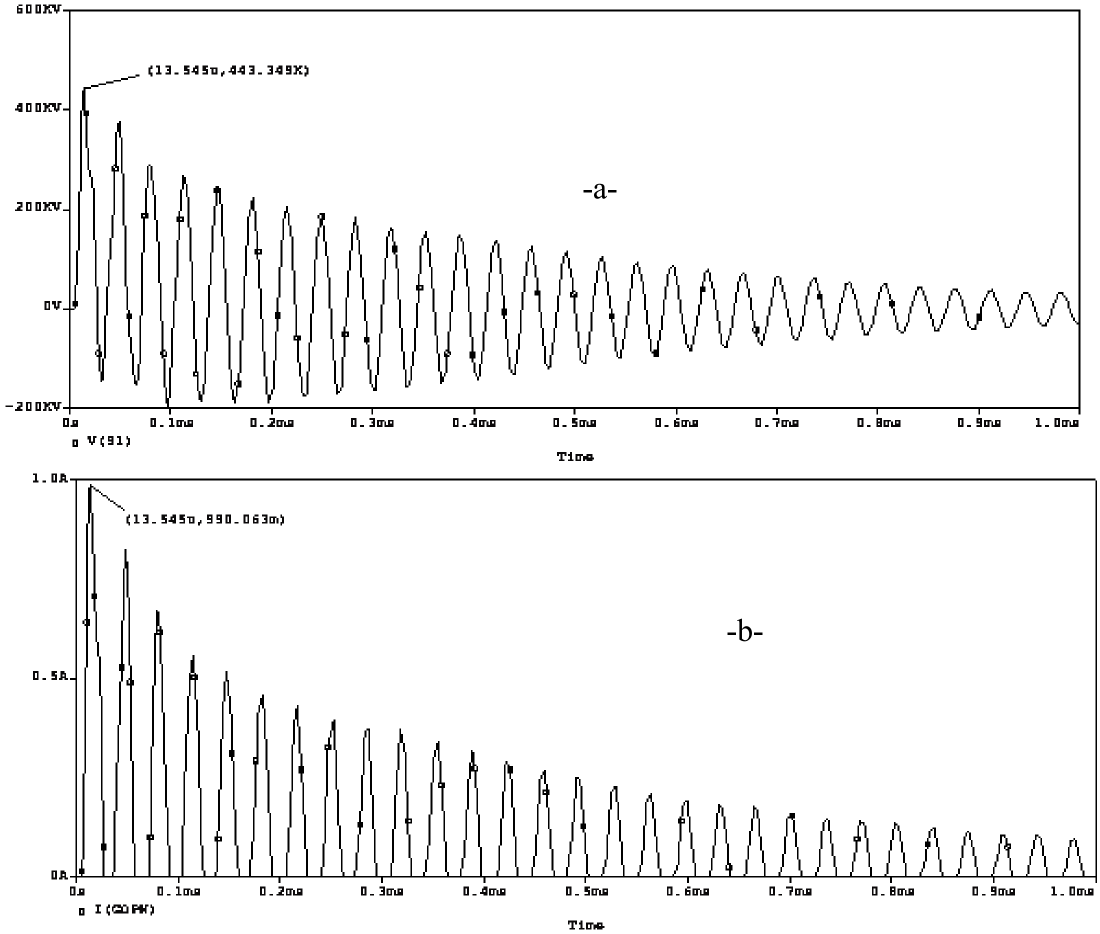



Fig. IV.7 : Tension (a) et courant (b) sur le parafoudre 330kV

Les périodes d'oscillations propres de ces transformateurs sont égales respectivement à 40 et 60 µs. Les longueurs des parties de la ligne ayant les périodes d'oscillations propres quasiment égales à 40 et 60 µs sont respectivement 2,9 et 4,1 km.

Dans ces calculs on tient compte du fait, que les transformateurs de la tension nominale de 330 kV sont protégés par deux parafoudres dont un est placé à une distance déterminée du transformateur (dans les calculs cette distance était aussi prise égale à 120 m), le deuxième à ses bornes [83]. Les résultats de calcul sont représentés dans le tableau IV. 2.

| Un | $l_{fg}$ | T | Couplage | $U_1$ | $U_2$ | $U_3$ | $U_4$ | $U_5$ | $U_6$ | $U_7$ | $U_8$ | $U_9$ | $U_{10}$ | $U_{11}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| kV | km | $\mu s$ | | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV |
| **220 kV** | 1.1 | 19.5 | $Y_0$ | 310 | 252 | 213 | 172 | 158 | 140 | 112 | 81.4 | 91.6 | 77.3 | 0 |
| | 2.2 | 35.5 | $Y_0$ | 324 | 262 | 262 | 246 | 190 | 161 | 183 | 195 | 156 | 79.5 | 0 |
| | 2.64 | 38.0 | $Y_0$ | 324 | 264 | 147 | 233 | 266 | 299 | 286 | 250 | 179 | 87.0 | 0 |
| | 2.9 | 40 | $Y_0$ | 330 | 268 | 320 | 395 | 442 | 452 | 430 | 222 | 190 | 120 | 0 |
| | 3.08 | 45.5 | $Y_0$ | 328 | 267 | 298 | 392 | 439 | 445 | 416 | 335 | 230 | 115 | 0 |
| | 3.3 | 47.5 | Y0 | 330 | 269 | 283 | 336 | 357 | 363 | 331 | 264 | 188 | 100 | 0 |
| | 3.52 | 49.5 | $Y_0$ | 331 | 271 | 283 | 296 | 309 | 317 | 270 | 200 | 149 | 86.5 | 0 |
| | 3.74 | 51.2 | $Y_0$ | 331 | 270 | 258 | 273 | 276 | 258 | 233 | 181 | 116 | 62.4 | 0 |
| **330 kV** | 2.70 | 41.5 | $Y_0$ | 450 | 362 | 314 | 382 | 298 | 188 | 331 | 445 | 396 | 212 | 0 |
| | 3.60 | 52.7 | $Y_0$ | 458 | 369 | 318 | 299 | 372 | 427 | 443 | 405 | 278 | 140 | 0 |
| | 3.78 | 54.7 | $Y_0$ | 459 | 370 | 318 | 457 | 605 | 649 | 638 | 540 | 369 | 182 | 0 |
| | 3.96 | 55.5 | $Y_0$ | 459 | 371 | 492 | 649 | 762 | 786 | 739 | 600 | 409 | 198 | 0 |
| | 4.10 | 59.9 | $Y_0$ | 458 | 370 | 489 | 688 | 831 | 807 | 831 | 681 | 465 | 224 | 0 |
| | 4.32 | 58.3 | $Y_0$ | 459 | 372 | 486 | 590 | 641 | 460 | 559 | 445 | 301 | 147 | 0 |
| | 4.50 | 61.1 | $Y_0$ | 458 | 370 | 426 | 499 | 525 | 513 | 460 | 365 | 251 | 132 | 0 |
| | 5.40 | 69.5 | $Y_0$ | 459 | 374 | 329 | 337 | 330 | 298 | 267 | 198 | 138 | 71.7 | 0 |

Tableau IV.2 : surtensions maximales le long de l'enroulement HT des transformateurs 220kV et 330kV avec mise à la terre du neutre ($Y_0$ et Y respectivement).

Les surtensions maximales relevées dans les enroulements des transformateurs des tensions nominales de 220 et 330 kV sont respectivement égales à 452 et 807 kV. Ces dernières correspondent à des distances d'éloignement du point d'impact de 2.9 et 4.1 km respectivement (voir le tableau).

La valeur de 4,1 km dépasse la valeur donnée dans les normes de protection des postes de tension nominale de 330 kV qui est de 4 km donnée par [68]. Par conséquent la protection par le fil de garde doit être aussi augmentée.

Dans les schémas de la ligne – transformateur de tensions nominales de 220 et 330 kV, les surtensions dans l'enroulement des transformateurs ont aussi une forme présentant de fortes pulsations comme celles dans le schéma de la ligne –transformateur de tension nominale de 110 kV.

La figure IV.8, illustre l'évolution les surtensions au voisinage du milieu de l'enroulement (si le neutre est mis à la terre), et sur le neutre (si le neutre est isolé de la terre) en fonction la distance d'éloignement du point d'impact du coup de foudre sur la ligne par rapport au poste. Comme on voit les maximums de ces surtensions correspondent aux valeurs critiques bien déterminées de la distance d'éloignement du point d'impact, cette dernière varie avec la variation de la tension nominale du poste.

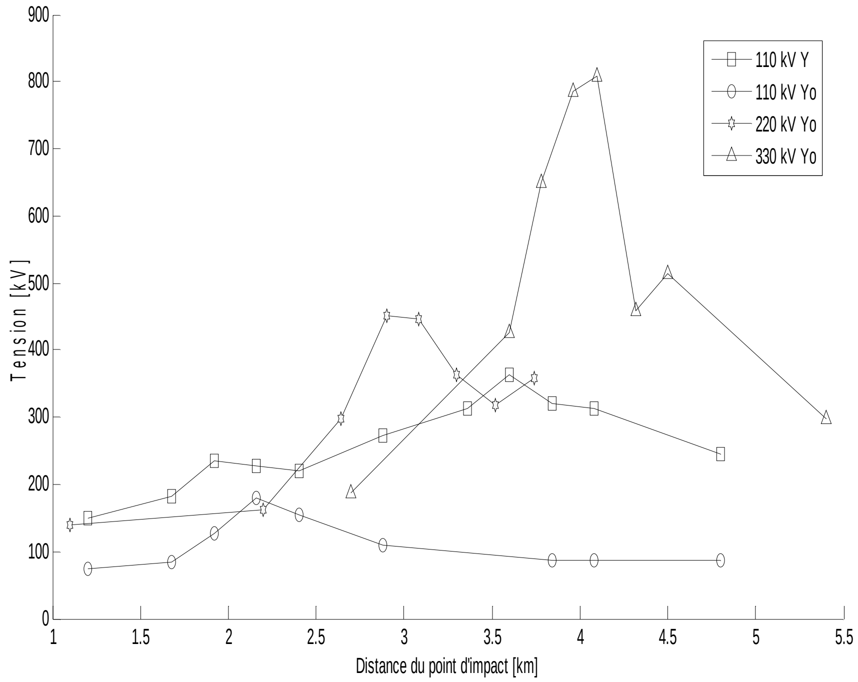



Fig.IV.8 : Surtension en fonction des longueurs d'éloignement du point d'impact de la foudre (G neutre mis à la terre, unG neutre isolé de la terre)

### IV.1.3.2. Cas d'une centrale hydraulique (Configuration Ligne-Câble- Transformateur)

Le problème étudié dans la configuration précédente peut aussi exister dans les postes des centrales hydrauliques où les transformateurs sont liés avec des lignes à travers les câbles à cause des installations de transformateurs sur les barrages. Dans ces centrales électriques, les distances entre transformateur et les jeux de barres du poste sont d'habitude considérables. Elles varient entre quelques centaines de mètres à 3 km [87]. Les parafoudres sont connectés aux entrées des câbles parce que l'autre bout est connecté directement aux bornes des enroulements HT des transformateurs. Généralement on juge, que l'existence du câble est un fait favorable du point de vue de la limitation des surtensions dans les transformateurs. Parce que l'existence du câble augmente le temps de retour des ondes réfléchissantes au point du parafoudre et ce temps est plus grand que les temps des fronts des ondes, alors il faut tenir compte de la diminution de la tension sur la queue de l'onde, qui augmente encore le temps de fonctionnement du parafoudre, la valeur instantanée de la tension de l'onde est encore diminuée et l'augmentation des surtensions à l'autre bout du câble (aux bornes des transformateurs) sont limitées.

L'étude de ce problème considéré, par rapport aux centrales hydrauliques est effectuée selon le schéma de calcul comportant des schémas de la ligne, du câble et du transformateur. Dans les calculs on utilise les données des câbles à isolation plastique pour les tensions nominales de 110 et 220 kV et pour la tension nominale de 330 kV – les données des câbles à l'huile [68]. Ces valeurs sont représentées dans le tableau II.1

Dans le cas d'existence du câble, on a 3 oscillations propres, celle correspondant à la ligne, celle du câble et celle du transformateur. La période d'oscillation de la partie de la ligne correspond à sa longueur et aux conditions de ses extrémités. La fin de la ligne est connectée au câble ayant une impédance caractéristique à peu près dix fois plus petite que celle de la ligne, par conséquent $T_l \approx 2l_l / v$. Mais, la période d'oscillation du câble a une assez grande valeur, qui se traduit par l'existence d'éléments à ses extrémités (la ligne et le transformateur) ayant des impédances caractéristiques beaucoup plus grandes que celle pour le câble. C'est pour cette raison que, comme on l'a cité précédemment, l'existence du câble augmente la durée de retour des ondes qui réfléchissent de l'extrémité de ce dernier, c'est-à-dire au point de connexion du parafoudre. Lors du fonctionnement du parafoudre, la période d'oscillation du câble diminue, du fait que l'impédance du câble est plus grande que celle du parafoudre à qui il lui est connecté.

Le câble ayant une très grande période d'oscillation ne peut pas résonner ni avec la ligne, ni avec le transformateur.  Comme dans le schéma de la ligne- transformateur, dans ce cas aussi le transformateur ne peut résonner qu'avec la partie de la ligne.  Donc, l'influence du câble au problème considéré présente un intérêt déterminant.

C'est pour cette raison, que dans les calculs, la longueur de la partie de la ligne reste variable pour chaque longueur choisie du câble qui sont les suivantes  0.5;  1.0;  1.5;  2.0; 2.5 et 3 km.  Les résultats des calculs sont donnés dans le tableau IV.3 et  sur les figures IV.9.a, IV.9.b IV.10.a et IV.10.b.

Les résultats de calcul montrent, que la partie de la ligne pouvant rentré en résonance avec l'enroulement du  transformateur est de plus grande longueur, que celle dans le cas du schéma de la ligne- transformateur, les points d'impact critiques sont à des distances d'éloignement situées entre 4.5 et 9 km de l'entrée du câble. Pour différentes longueurs de câble,  les longueurs critiques de la ligne  sont différentes, mais assez proches les unes des autres.

Pour le schéma de la ligne- câble- transformateur de la tension nominale de 110 kV dont le neutre du transformateur est mis à la terre la longueur critique de la partie de la ligne est variée dans l'intervalle de 4,5 à 5,0 km, si le neutre est isolé de la terre alors la variation se trouve dans l'intervalle de 7,5 à 8,5 km et pour les schémas de la ligne- câble- transformateur des tension nominales de 220 et 330 kV cette variation se trouve dans les intervalles 6 à 7 km et 8,0 – 9,0 km respectivement.  Comme on voit, le changement de la longueur du câble dans l'intervalle 0,5 – 3,0 km n'influence pas sur les valeurs des longueurs critiques de la partie de la ligne sollicitée par l'onde de surtension.

Ces derniers résultats montrent que,  en plus de  la protection des environs des lignes de transport connectées aux postes des centrales hydrauliques par les fils de gardes, la partie de ces lignes autour du point critique doit être aussi protégée par les fils de gardes.

| $L_c$ | $L_l$ | T | $U_1$ | $U_2$ | $U_3$ | $U_4$ | $U_5$ | $U_6$ | $U_7$ | $U_8$ | $U_9$ | $U_{10}$ | $U_{11}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| km | km | µs | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV |
| **Neutre Mis à la Terre** | | | | | | | | | | | | | |
| 0.6 | 4.5 | 116 | 151 | 137 | 120 | 102 | 87 | 75.5 | 62 | 48.4 | 32 | 14.4 | 0 |
| | 5.0 | 126 | 146 | 133 | 121 | 140 | 148 | 145 | 130 | 106 | 69.1 | 31.9 | 0 |
| | 5.5 | 131 | 143 | 131 | 116 | 113 | 110 | 99.9 | 84.44 | 66.2 | 45.6 | 22 | 0 |
| 1.05 | 4.5 | 147 | 141 | 127 | 11 | 102 | 89.8 | 77.7 | 63.7 | 47.5 | 30.3 | 14.2 | 0 |
| | 5.0 | 154 | 134 | 125 | 128 | 145 | 153 | 149 | 133 | 106 | 70.2 | 31.6 | 0 |
| | 5.5 | 161 | 138 | 128 | 115 | 101 | 87.7 | 75 | 31.7 | 46.6 | 30.1 | 113.6 | 0 |
| 1.5 | 4.5 | 172 | 123 | 112 | 104 | 95.1 | 83.4 | 72.7 | 60.3 | 45.4 | 30.4 | 13.9 | 0 |
| | 5.0 | 180 | 121 | 114 | 106 | 108 | 107 | 101 | 87.9 | 67.8 | 45 | 20.7 | 0 |
| | 5.5 | 189 | 129 | 119 | 108 | 96.1 | 82.2 | 70.5 | 58 | 43.2 | 27.9 | 12.8 | 0 |
| 2.1 | 4.0 | 191 | 131 | 118 | 101 | 85.2 | 77.9 | 69.1 | 56.7 | 42.1 | 30.5 | 15.7 | 0 |
| | 4.5 | 200 | 120 | 110 | 93.1 | 86.8 | 87.3 | 84 | 76.6 | 57.4 | 39.7 | 20.3 | 0 |
| | 5.0 | 208 | 120 | 110 | 97.6 | 91.1 | 86.3 | 79.1 | 69.3 | 53 | 34.9 | 17.2 | 0 |
| 2.55 | 4.0 | 208 | 117 | 105 | 93.6 | 81.8 | 73.1 | 68.5 | 61.5 | 50.7 | 35.4 | 16.8 | 0 |
| | 4.5 | 220 | 112 | 105 | 103 | 115 | 122 | 118 | 104 | 81.8 | 54.2 | 24.8 | 0 |
| | 5.0 | 227 | 119 | 110 | 101 | 91 | 81.2 | 70.3 | 59 | 45.9 | 32.3 | 15.7 | 0 |
| 3.0 | 3.0 | 197 | 123 | 111 | 96.3 | 82.7 | 74.9 | 67.1 | 55.9 | 45.4 | 31.7 | 14.8 | 0 |
| | 3.5 | 212 | 122 | 111 | 96.5 | 81.4 | 75.8 | 70.6 | 63.2 | 52 | 36.8 | 17.1 | 0 |
| | 4.0 | 222 | 128 | 115 | 98.3 | 89.4 | 88.1 | 83.5 | 78 | 67.2 | 47.1 | 21.8 | 0 |
| | 4.5 | 237 | 111 | 103 | 123 | 137 | 146 | 145 | 137 | 117 | 80.5 | 36.6 | 0 |
| | 5.0 | 246 | 106 | 98.2 | 91.1 | 86.2 | 81.9 | 76.2 | 66.9 | 53 | 36.9 | 17.3 | 0 |
| | 6.0 | 268 | 113 | 103 | 91.3 | 78.2 | 65.8 | 60.1 | 51.7 | 39.6 | 25.9 | 12.8 | 0 |
| **Neutre Isolé de la Terre** | | | | | | | | | | | | | |
| 0.6 | 8.0 | 178 | 143 | 136 | 158 | 188 | 119 | 249 | 276 | 298 | 319 | 327 | 333 |
| | 8.5 | 189 | 138 | 134 | 160 | 189 | 218 | 249 | 278 | 305 | 328 | 345 | 354 |
| | 9.0 | 192 | 134 | 134 | 148 | 170 | 195 | 221 | 244 | 267 | 287 | 302 | 313 |
| 1.05 | 7.5 | 213 | 144 | 136 | 134 | 156 | 184 | 211 | 234 | 249 | 257 | 261 | 262 |
| | 8.0 | 220 | 138 | 136 | 158 | 198 | 234 | 268 | 293 | 317 | 332 | 341 | 346 |
| | 8.5 | 226 | 140 | 138 | 139 | 158 | 178 | 199 | 219 | 239 | 258 | 270 | 277 |
| 1.5 | 7.0 | 229 | 130 | 126 | 129 | 137 | 146 | 154 | 161 | 137 | 172 | 178 | 185 |
| | 7.5 | 242 | 135 | 130 | 133 | 149 | 176 | 203 | 225 | 245 | 259 | 268 | 275 |
| | 8.0 | 220 | 138 | 136 | 158 | 198 | 234 | 268 | 293 | 317 | 332 | 341 | 346 |
| 2.1 | 7.0 | 229 | 130 | 126 | 129 | 137 | 146 | 154 | 161 | 137 | 172 | 178 | 185 |
| | 7.5 | 242 | 135 | 130 | 133 | 149 | 176 | 203 | 225 | 245 | 259 | 238 | 275 |
| | 8.0 | 250 | 135 | 130 | 140 | 165 | 193 | 220 | 242 | 259 | 271 | 279 | 285 |
| 2.55 | 7.0 | 276 | 118 | 110 | 133 | 159 | 190 | 230 | 245 | 259 | 264 | 270 | 175 |
| | 7.5 | 280 | 121 | 116 | 142 | 176 | 208 | 236 | 261 | 282 | 297 | 308 | 315 |
| | 8.0 | 289 | 124 | 122 | 135 | 125 | 170 | 188 | 201 | 211 | 220 | 228 | 228 |
| 3.0 | 4.0 | 236 | 138 | 136 | 135 | 138 | 136 | 140 | 138 | 134 | 131 | 132 | 147 |
| | 6.0 | 268 | 128 | 119 | 108 | 115 | 124 | 131 | 134 | 136 | 134 | 134 | 136 |
| | 7.0 | 285 | 108 | 107 | 109 | 127 | 147 | 162 | 172 | 176 | 186 | 202 | 213 |
| | 7.5 | 330 | 117 | 114 | 151 | 193 | 233 | 270 | 295 | 307 | 312 | 342 | 363 |
| | 8.0 | 350 | 118 | 116 | 136 | 156 | 171 | 182 | 184 | 180 | 183 | 208 | 224 |
| | 9.0 | 364 | 101 | 104 | 111 | 117 | 123 | 128 | 131 | 133 | 137 | 143 | 147 |

Tableau IV.3 : surtensions maximales le long de l'enroulement HT des transformateurs 110kV neutre mis et isolé de la terre ($Y_0$ et Y respectivement).
Configuration Ligne-Câble -transformateur

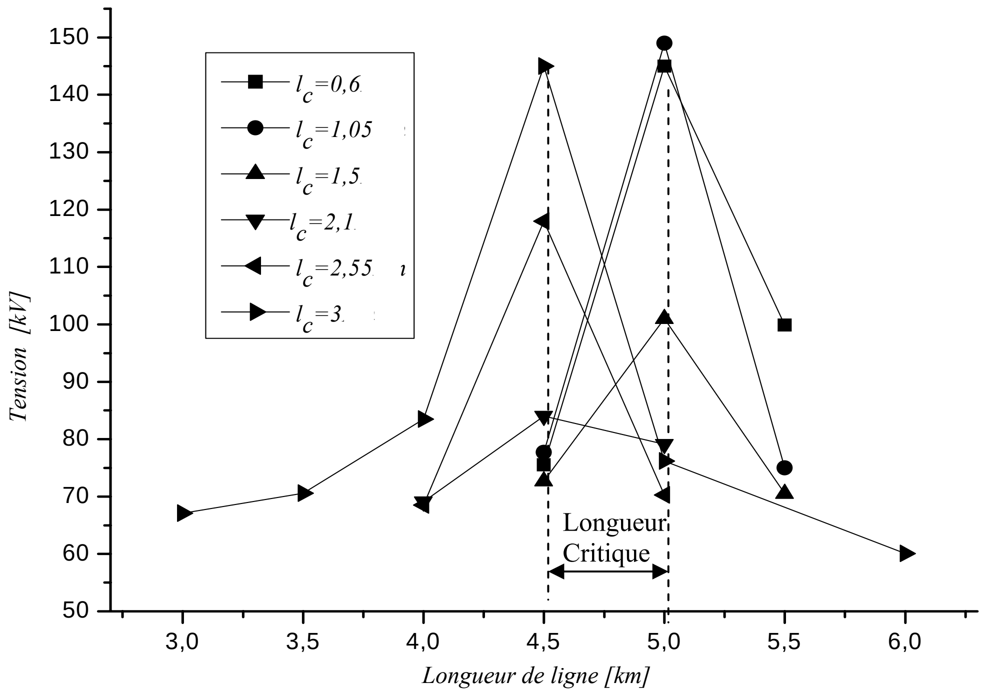



Fig. IV.9 .a : Tensions au voisinage du milieu de l'enroulement du transformateur 110kV (neutre mis à la terre) en fonction des longueurs de la ligne pour différentes longueurs du câble en km

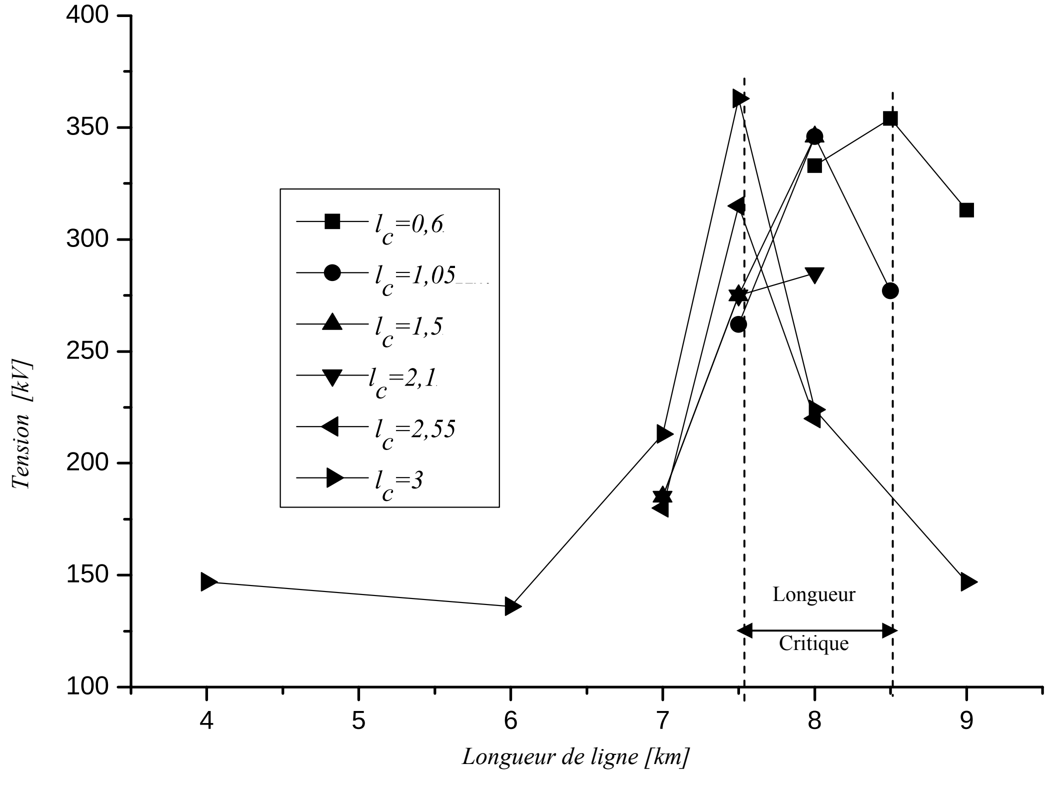



Fig. IV.9 .b : Tensions sur le neutre de l'enroulement du transformateur 110kV (neutre isolé de la terre) en fonction des longueurs de la ligne pour différentes longueurs du câble.

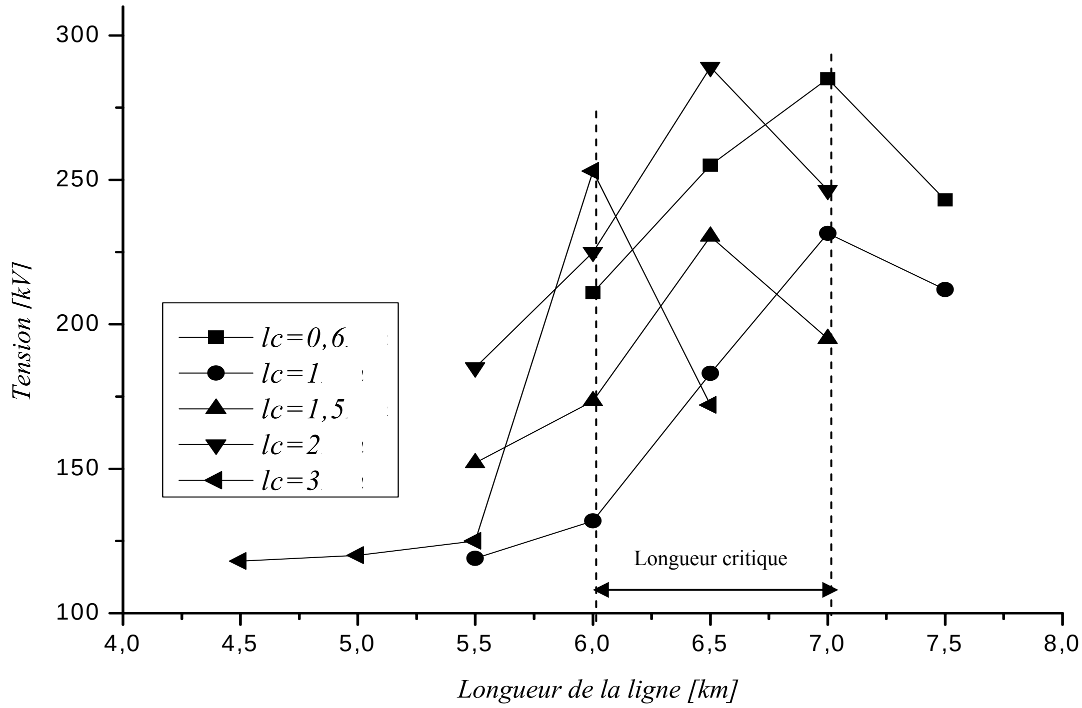



Fig. IV.10.a : Variation de la surtension au milieu de l'enroulement du transformateur 220 kV, pour différentes longueurs du câble en km.

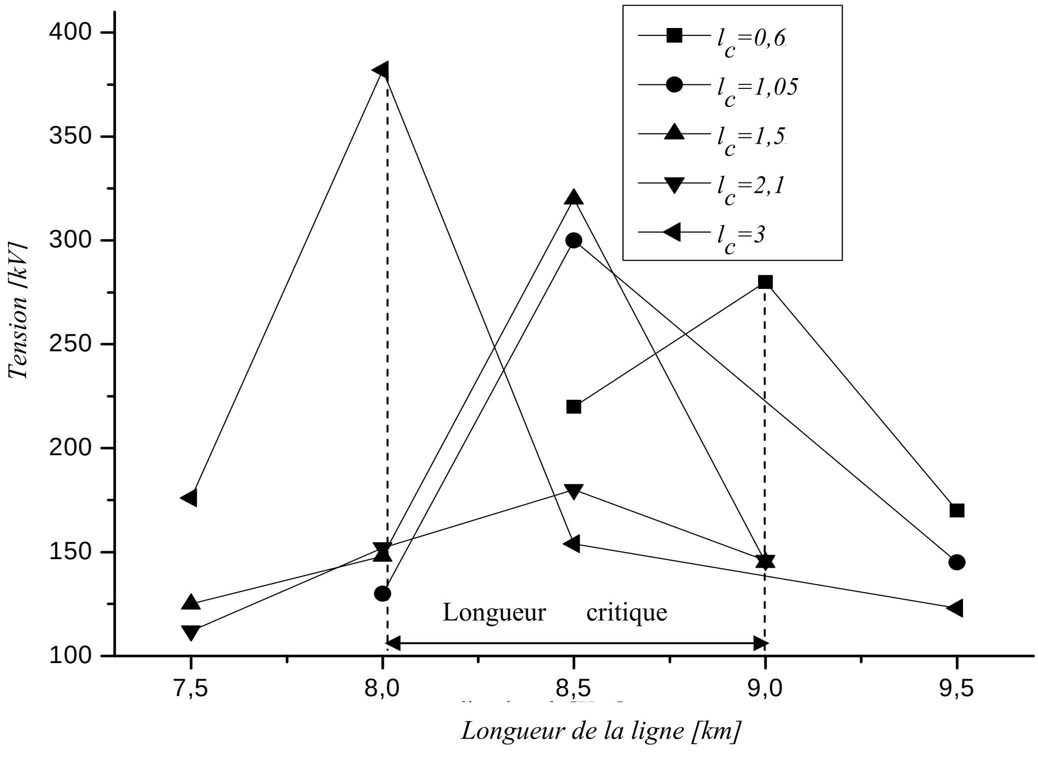



Fig. IV.10.b : Variation de la surtension au milieu du transformateur 330 kV, pour différentes longueurs du câble en km.

La figure IV.11 illustre la surtension sur le neutre de l'enroulement, isolé de la terre, du transformateur de la tension nominale de 110 kV qui correspond à la longueur critique de la partie de la ligne ainsi que les tensions sur un point de la ligne et un point du câble.

Il est important de remarquer, que lors du changement de la longueur de la partie de la ligne autour de la valeur critique l'intensité du changement des surtensions dans l'enroulement du transformateur augmentent considérablement.

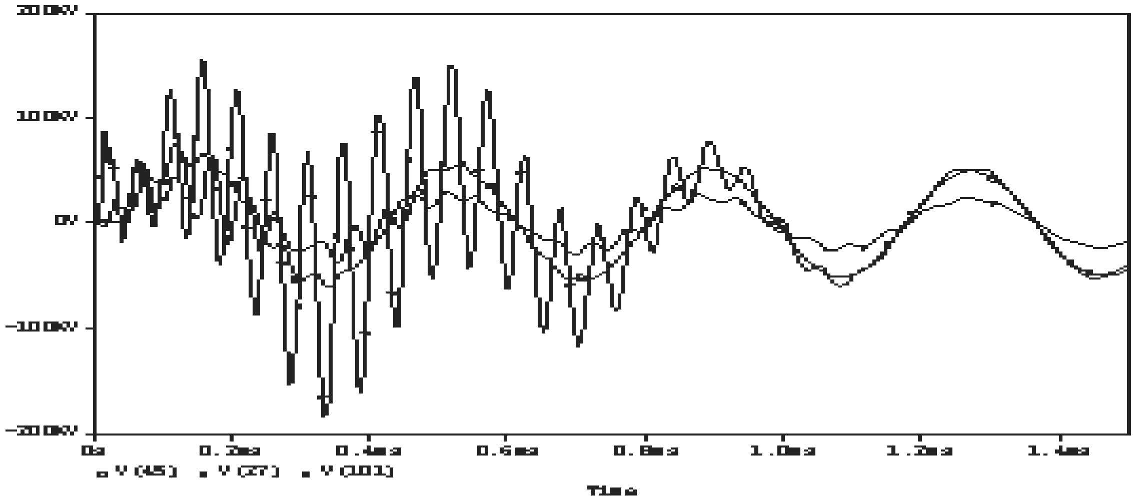



Fig. IV.11. Les surtensions sur la ligne transmission line, sur le câble et dans l'enroulement HT du transformateur 110 kV lorsque $T_{en} \approx T_l$..

## IV.3. Etude du transit de la surtension de l'enroulement HT à l'enroulement BT

La coordination de l'isolement des transformateurs est basée sur les caractéristiques des parafoudres destinés à leur protection contre les surtensions. Les normes standards CEI prescrivent la détermination du niveau d'isolement de chaque enroulement à partir de la tension résiduelle du parafoudre de même classe de tension que celle de l'enroulement à protéger [90] à [93].

Cependant cette approche de protection ne tient pas compte des surtensions pouvant naître dans un enroulement suite au transit de l'onde de surtension provenant d'un autre enroulement. Ainsi un tel phénomène qui suscite un intérêt particulier, est souvent négligé, particulièrement, si le cas considéré est le passage des ondes de surtensions du côté HT vers le côté BT du transformateur, en argumentant que si une surtension n'affecte pas l'isolation de l'enroulement primaire (HT) ne peut pas être une source d'avarie pour l'enroulement secondaire (BT) relié directement à l'alternateur.

Comme on l'a déjà montré dans le paragraphe précédent, où nous avons supposé que le parafoudre de protection de l'enroulement primaire HT ne fonctionne pas, il s'est avéré que des augmentations considérables sont enregistrées à l'intérieur de cet enroulement. Ces surtensions peuvent transiter vers l'enroulement BT et être à l'origine de sa destruction.

En effet, le secondaire des transformateurs peut subir des contraintes des ondes de surtensions impulsionnelles dues à des décharges de foudre qui se propagent depuis le primaire où elles prennent naissance. L'intensité de ces dernières dépend essentiellement du mode de couplage du primaire et du régime du neutre des deux enroulements HT et BT [77], [94].

La protection de l'enroulement primaire contre les contraintes de surtensions est assurée par l'installation d'un parafoudre à l'entrée de ce dernier, et un autre parafoudre supplémentaire sur le neutre s'il est isolé de la terre [82]. En revanche l'installation d'un parafoudre à la sortie l'enroulement BT ne serait pas suffisante pour sa protection contre les surtensions qui transitent du côté HT dans la mesure où ces dernières agressent directement son entrée, particulièrement pour les transformateurs de tension nominale 500 kV dont la traversée d'entrée HT est réalisée au milieu de l'enroulement BT.

Les travaux de recherche concernant ce type de problèmes étaient très rares, ceci peut être dû à l'existence des études très poussées sur l'impact des surtensions dans un seul enroulement et aussi la complexité d'étudier le problème dans sa globalité avec la prise en compte de tous les phénomènes siégeant dans les trois phases et dans tous les enroulements du transformateur vu l'insuffisance de la capacité des machines de calcul. Cependant ces dernières années et avec l'avènement de l'outil informatique, on constate un regain particulier d'intérêt à reconsidérer tous les problèmes liés à l'étude des surtensions dans les enroulements des transformateurs qui étaient jadis imputés aux capacités limitées des ordinateurs. Désormais des études de surtensions dans les trois phases du transformateur avec prise en compte des différents phénomènes physiques y siégeant sont nombreuses et variées [71] [74] [77] [79] [95].

### IV.3.1 Configuration du système étudié

Afin de valider cette étude, nous nous intéressons au cas d'un transformateur à trois enroulements dont deux secondaires sont liés à deux alternateurs et le tertiaire est déconnecté du réseau électrique.

Ce cas correspond aux conditions réelle d'exploitation des transformateurs si le tertiaire en régime à vide, ou momentanément déconnecté pour des raisons d'entretien ou de maintenance. Fig. IV.12

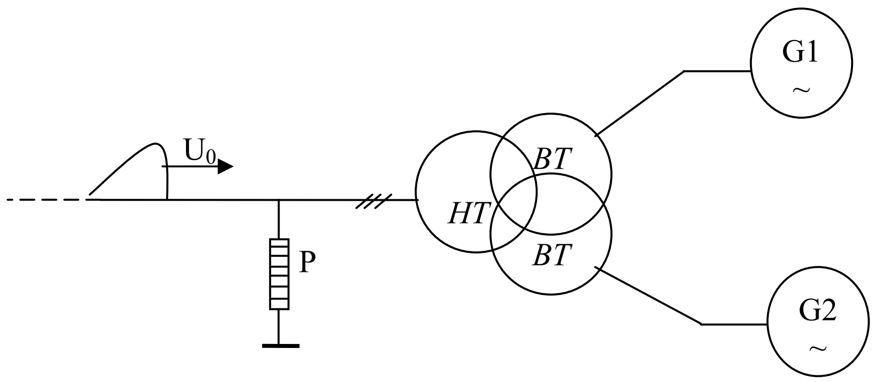



Figure IV.12 : Configuration du système étudié

Le problème ainsi considéré est relatif à un transformateur de type TDЦ- 125000/110 (Production russe), le secondaire de ce transformateur, dont la tension nominale est 10.5 kV, est déconnecté des autres organes du réseau électrique desservi.

Le calcul est mené en utilisant le schéma équivalent traditionnel de l'enroulement du transformateur soumis à une surtension impulsionnelle, et de son schéma de protection en tenant compte de l'influence des éléments des autres organes de la centrale électrique fig. IV.13.

Les paramètres du schéma équivalent sont calculés conformément à la méthode exposée dans le chapitre II. Dans ce calcul l'effet du noyau magnétique est négligé car les deux secondaires sont montés en triangle. Les caractéristiques électriques et géométriques du transformateur étudié sont données en annexe 2

Dans le schéma équivalent présenté sur la fig. VI.13, $Z_A$, $Z_B$, $Z_C$ représentent respectivement les impédances caractéristiques des phases des lignes HT. Les distances entre les parafoudres $P_A$, $P_B$, $P_C$ et le transformateur sont représentés respectivement par les inductances et les capacités $L_{PA} - C_{PA}$, $L_{PB} - C_{PB}$ et $L_{PC} - C_{PC}$. Le poste HT est considéré comme étant un poste unidirectionnel, il est représenté par les capacités $C_{PHA}$, $C_{PHB}$ et $C_{PHC}$ correspondant aux éléments du poste.

Chaque enroulement est subdivisé en six éléments en série (le logiciel ne permet de faire le calcul pour un schéma générant plus de 100 nœuds). L'élément peut être considéré comme étant un disque ou une galette ou encore un ensemble de spires.

Chaque cellule représentant un élément de chacun des trois enroulements, comporte une résistance R, une inductance L, une capacité longitudinale K, une capacité transversale C entre éléments d'enroulements différents et entre l'élément considéré et la cuve du transformateur et les mutuelles inductances entre éléments du même enroulement et ainsi que les mutuelles inductances entre les éléments appartenant aux enroulements différents.

Le parafoudre est considéré par sa caractéristique Volt-Ampère comme suit :

$$U_p = A\ I_p^{\alpha}$$

Où $A$ est une constante caractérisant le parafoudre.

$\alpha$ est un facteur caractérisant la non linéarité du parafoudre.

Dans ce cas la première équation du système d'équations de tension devient

$$U_1 - U_2 = L_p \frac{di_{p1}}{dt}$$

Or $i_{p1} = i_0 - i_p$

$$U_1 - U_2 = L_p \frac{di_0}{dt} - L_p \frac{di_p}{dt}$$

D'après la caractéristique du parafoudre et en prenant A=180 pour le transformateur 110 kV considéré, le courant dans le parafoudre s'écrira :

$$i_p = exp\left[\frac{ln(U_p) - 5.19}{\alpha}\right] \text{ d'où } \frac{di_p}{dt} = \frac{1}{\alpha U_p}\frac{dU_p}{dt} i_p$$

Et on en déduit que $\dfrac{dU_p}{dt} = \alpha \ Z_p \dfrac{di_p}{dt}$ où $Z_p = \dfrac{U_p}{i_p}$

En définitive l'équation en tension peut se mettre sous la forme

$$U_1 - U_2 = \frac{L_p U_0}{Z_l}\left[\ b\,exp(-bt) - a\,exp(-at)\ \right] - L_p\left(1 + \frac{\alpha Z_p}{Z_l}\right)\frac{di_p}{dt}$$

Telles que : u0 est la surtension appliquée dont l'expression est

$$u_0(t) = U_0\left[\ \exp(-bt) - \exp(-at)\ \right]$$

$Z_l = \dfrac{U_0}{i_0}$ : L'impédance de la ligne.

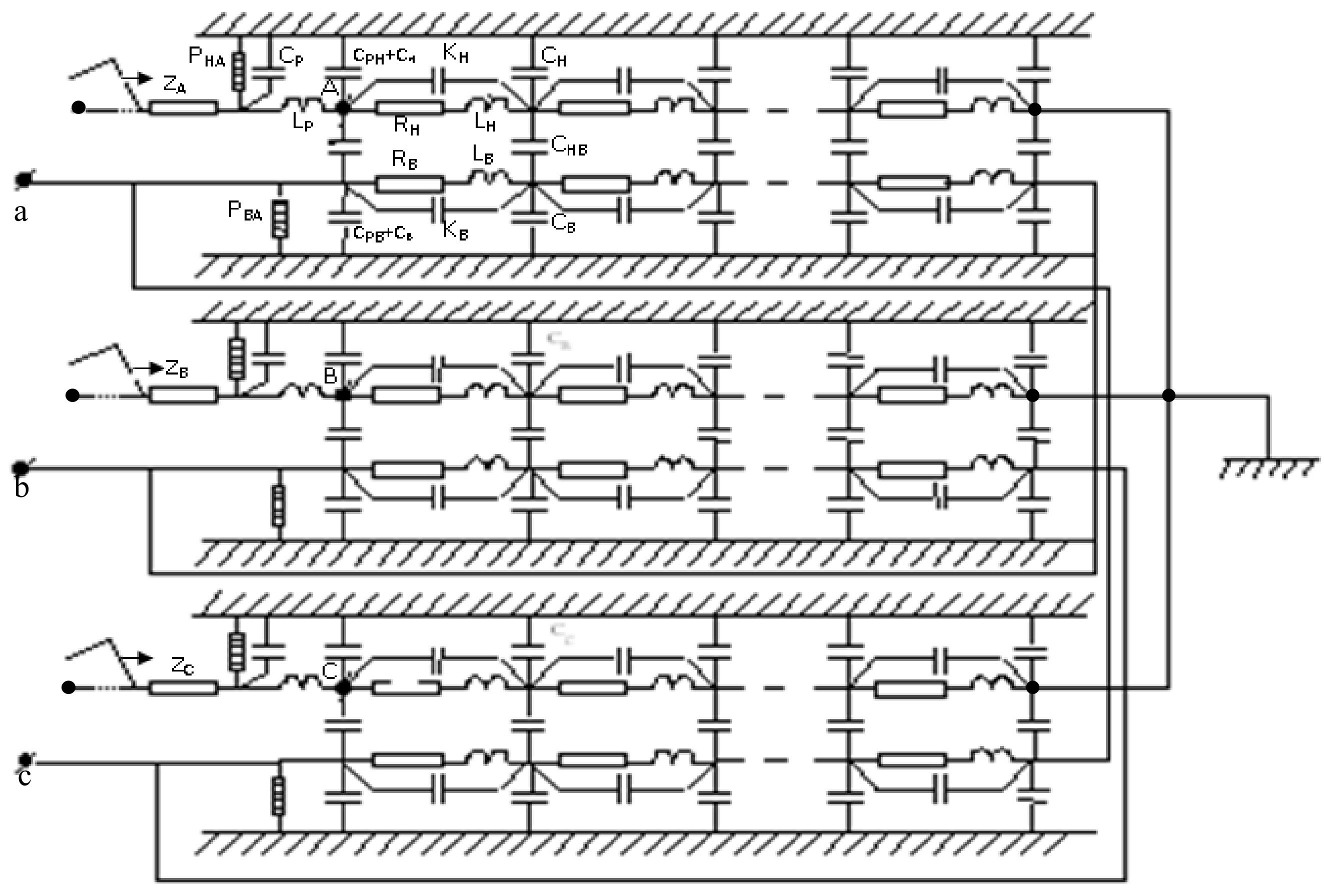



Figure IV.13 : Schéma équivalent du transformateur soumis à une surtension sur ses trois *phases (représentation en couplage étoile du côté HT et triangle du côté BT Y/d)*

Afin d'obtenir des réponses correspondant aux conditions les plus défavorables et les contraintes les plus sévères sur les isolations du transformateur, nous avons sollicité le système étudié par une surtension impulsionnelle 1.2/50 µs. L'amplitude de cette onde vaut 1380 kV et elle correspond à la tension maximale qui peut avoir lieu sur les lignes 110 kV.

### IV.3.2. Résultats et discussions

Les résultats de simulation de l'ensemble ainsi modélisé sont illustrés dans les tableaux IV.4 et IV.5 et sur les figures IV.14 à 18. [93]

Les ondes de surtension se propageant dans le côté HT (fig. IV.14 courbe 1), sont atténuées et limitée par le parafoudre installé à l'entrée de l'enroulement en question.

La tension résiduelle et le courant du parafoudre sont respectivement 235 kV (fig. IV.14 courbe 2) et 3.478 kA (fig. IV.15), qui correspondent à sa caractéristique Voltampère.

Les surtensions aux bornes HT du transformateur varient de 402 kV à 415 kV (fig. IV.14 courbe 3), cette variation est intimement liée au régime du neutre du primaire et du schéma de connexion de l'enroulement secondaire. Les valeurs de ces surtensions sont inferieures à la valeur admissible de cet enroulement qui est 470 kV (voir tableau IV.4). Cependant la surtension maximale, enregistrée dans le cas où le neutre de l'enroulement HT est isolé de la terre, atteint 481 kV, cette surtension est supérieure à celle assignée par la norme.

Il est à noter que l'installation d'un parafoudre correspondant sur le neutre de l'enroulement HT, fait diminuer considérablement cette surtension. Elle n'atteint que 183 kV (fig. IV.14 courbe 4). Ainsi on obtient une protection efficace de l'enroulement HT.

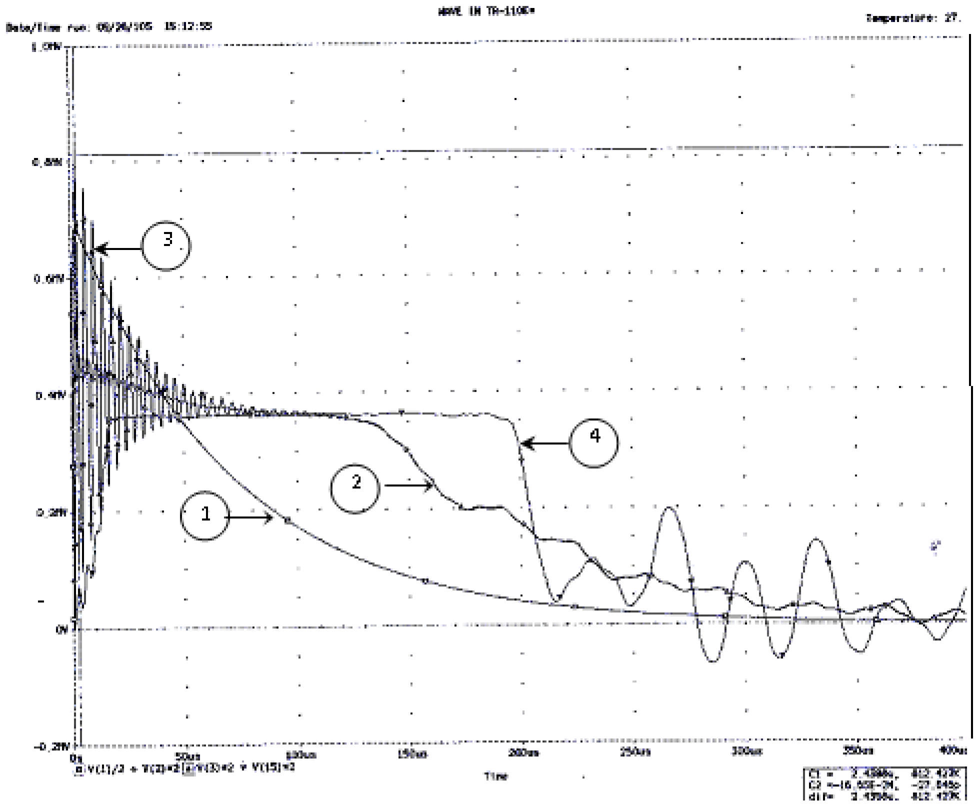



Fig. IV.14: Les surtensions dans les différentes parties de l'enroulement HT.
1- Surtension appliquée à l'entrée de l'enroulement HT.
2- Surtension sur le parafoudre HT.
3- Surtension au milieu de l'enroulement HT.
4- Surtension sur le neutre de l'enroulement HT (parafoudre installé sur le neutre HT).

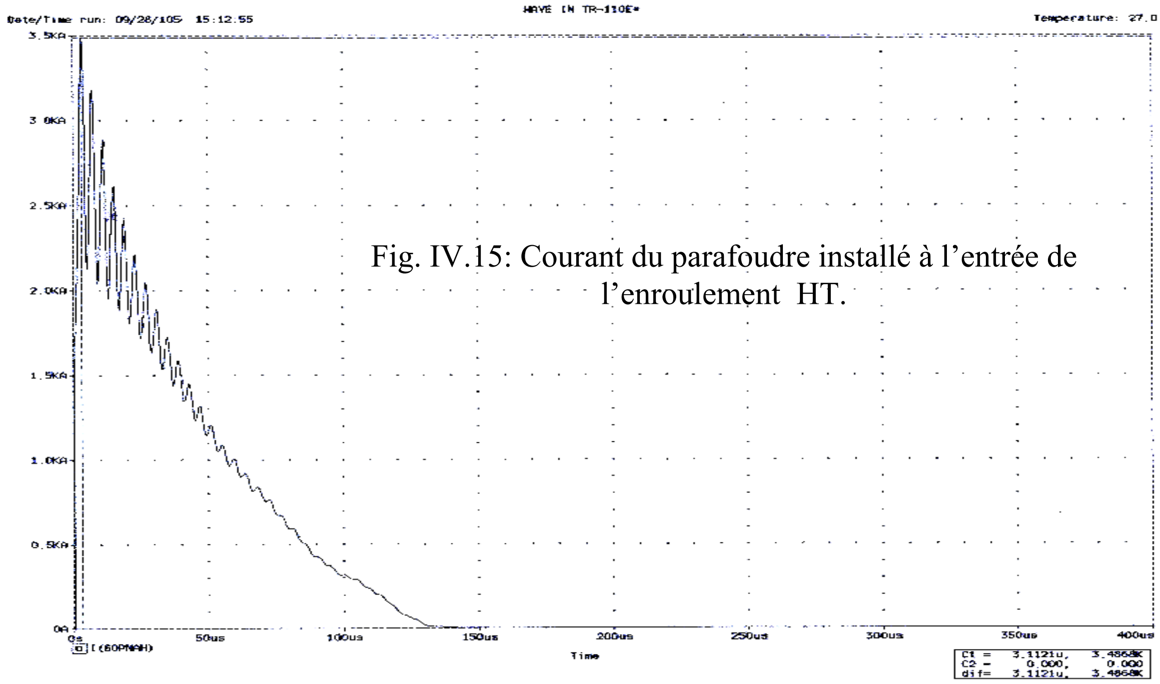



Fig. IV.15: Courant du parafoudre installé à l'entrée de l'enroulement HT.

Les résultats obtenus pour le secondaire sont aussi représentés dans les tableaux IV.4 et IV.5 et sur les figures IV.16, IV.17 illustrant les tensions aux bornes $U_a$, $U_b$ , $U_c$ et sur le point neutre. On constate que les surtensions au secondaire dépendent considérablement du mode de couplage de cet enroulement, du régime de son neutre et aussi du régime du neutre de l'enroulement primaire.

| Couplage des enroulements | Existence du parafoudre | enroulement HT | | | | enroulement BT | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $U_A$ | $U_B$ | $U_C$ | $U_N$ | $U_a$ | $U_b$ | $U_c$ | $U_n$ | $I_{PBT}$ |
| | | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | A |
| Y/Δ | Sans parafoudre BT | 415 | 415 | 415 | 469 | 38.404 | 38.404 | 38.404 | — | — |
| | Avec parafoudre BT | 414 | 414 | 414 | 461 | 24.465 | 24.465 | 24.465 | — | 305.05 |
| | Parafoudre sur neutre HT | 415 | 415 | 415 | 183 | 29.260 | 29.260 | 29.260 | — | 213.85 |
| | Borne b mis à la terre | 413 | 412 | 413 | 474 | 17.161 | 0 | 17.161 | — | — |
| $Y_0$ /Δ | Sans BT parafoudre | 415 | 415 | 415 | — | 19.471 | 19.471 | 19.471 | — | — |
| | Avec BT parafoudre | 415 | 415 | 415 | — | 19.333 | 19.333 | 19.333 | — | — |
| | Connexion b mis à la terre | 408 | 406 | 408 | — | 15.751 | 0 | 15.751 | — | — |
| Y/ Y | Sans BT parafoudre | 406 | 406 | 406 | 468 | 42.791 | 42.791 | 42.791 | 42.864 | — |
| | Avec parafoudre BT | 412 | 412 | 412 | 463 | 24.481 | 24.481 | 24.481 | 24.371 | 326.49 |
| | Parafoudre sur le neutre HT | 406 | 406 | 406 | 183 | 37.277 | 37.277 | 37.277 | 31.436 | 327.48 |
| Y/ $Y_0$ | Sans BT parafoudre | 405 | 405 | 405 | 481 | 25.558 | 25.558 | 25.558 | — | — |
| | Avec parafoudre BT | 412 | 412 | 412 | 480 | 42.444 | 42.444 | 42.444 | — | 273.29 |
| | Parafoudre sur le neutre HT | 405 | 405 | 405 | 183 | 33.559 | 33.559 | 33.559 | — | 273.23 |
| $Y_0$ / Y | Sans parafoudre BT | 402 | 402 | 402 | — | 28.771 | 28.771 | 28.771 | 21.373 | — |
| | Avec parafoudre BT | 412 | 412 | 412 | — | 24.454 | 24.454 | 24.454 | 17.396 | 288.63 |
| $Y_0$ / $Y_0$ | Sans parafoudre BT | 404 | 404 | 404 | — | 25.465 | 25.465 | 25.465 | — | — |
| | Avec parafoudre BT | 412 | 412 | 412 | — | 24.429 | 24.429 | 24.429 | — | 249.60 |

Tableau IV.4 : Surtensions obtenues sur les différents enroulements pour diverses configurations de ces enroulements et différentes formes de protection du secondaire.

La tension maximale au secondaire égale à 42.791 kV (Fig. IV.16) est relevée dans le cas où les enroulements sont montés en étoile avec les neutres isolés de la terre (Y/Y). Ceci est dû au passage des surtensions considérables par voies capacitives du côté du neutre HT isolé de la terre dans ce cas. Il est à noter que cette tension dépasse de 7 fois la tension nominale de phase du secondaire.

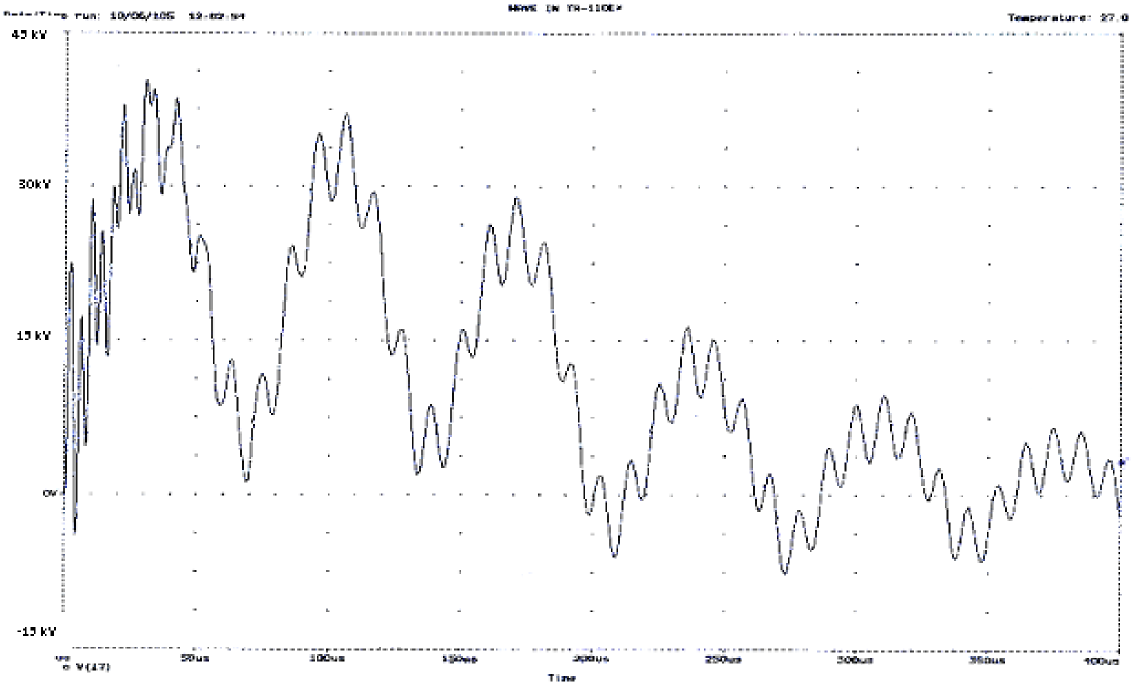



Fig. IV.16: Surtension aux bornes du parafoudre BT.

La mise à la terre séparément des neutres primaire et secondaire, fait diminuer cette surtension jusqu'à 28.771 kV et 25.558 kV respectivement. La mise à la terre simultanée des deux neutres conduit également une surtension maximale de 25.4651kV.

Il est clair que la mise à la terre du neutre de l'enroulement engendre une diminution de 40% de la surtension dans cet enroulement, ce qui rend ce régime du neutre important pour la protection du transformateur.

Dans le cas d'un couplage étoile –triangle (Y/Δ), la surtension maximale relevée dans l'enroulement secondaire est 38.404 kV. On a constaté que la mise à la terre du neutre de l'enroulement primaire fait diminuer la surtension d'environ de deux fois que celle enregistrée dans le cas précédent. (Voir tableau IV.4)

D'après cette étude, nous constatons que, les surtensions secondaires relevées dans le cas d'un régime du neutre primaire isolé de la terre, sont très importantes ce qui confirme que le transit des surtensions du primaire (HT) au secondaire (BT), se fait par voie capacitive du côté du point neutre HT.

La mise en fonctionnement d'un parafoudre sur le neutre primaire, diminue les surtensions enregistrées au secondaire mais cette diminution n'est pas importante (environ 7 kV) par rapport à celle obtenue dans le cas où le parafoudre est hors service.

Le mode de connexion de l'enroulement secondaire et ainsi les régimes des deux neutres, varient les surtensions secondaires dans un intervalle large de 19.333 kV dans le cas d'un couplage $Y_0/\Delta$ et de 42.792 kV obtenue dans le cas d'un schéma de connexion Y/Y.

Afin d'évaluer la nocivité des surtensions secondaires, il est nécessaire de tenir compte de la tension de service et également du fait que les valeurs des résistances des enroulements des transformateurs de grande puissance sont très faibles, ce qui augmente la durée des oscillations qui peuvent atteindre quelques millisecondes et plus.

En effet, en tenant compte de la tension de service les surtensions dans cet enroulement peuvent atteindre la valeur 51.349 kV, soit $(42.791+10.5*\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}})$. Cette valeur est inférieure à la valeur admissible de surtension dans l'enroulement de tension nominale de 13.8 kV, qui est de 82 kV [82]. Cependant compte tenu de la durée relativement élevée, ces surtensions peuvent présenter des risques destructifs pour cet enroulement.

L'installation des parafoudres aux bornes secondaires limite les surtensions secondaires au niveau de 24.481 kV (fig. IV.17). On remarque que dans les cas des couplages $Y_0/\Delta$, $Y/Y_0$ et $Y_0/Y_0$, les surtensions secondaires ne dépassent pas 25.558 kV, une valeur presque égale à la tension résiduelle du parafoudre 10.5 kV, donc il en résulte que l'utilisation des parafoudres pour la protection des secondaires n'est plus nécessaire. Cette raison conduit à déduire que pour la protection du secondaire temporairement non utilisé, il suffit de mettre à la terre soit le neutre de cet enroulement, si ce dernier est couplé en étoile, ou un des sommets du triangle s'il est couplé en triangle, après l'avoir débranché des autres éléments du réseau électrique. La mise à la terre d'un sommet du triangle attenue le pic de surtension au secondaire jusqu'à 17.161 kV.

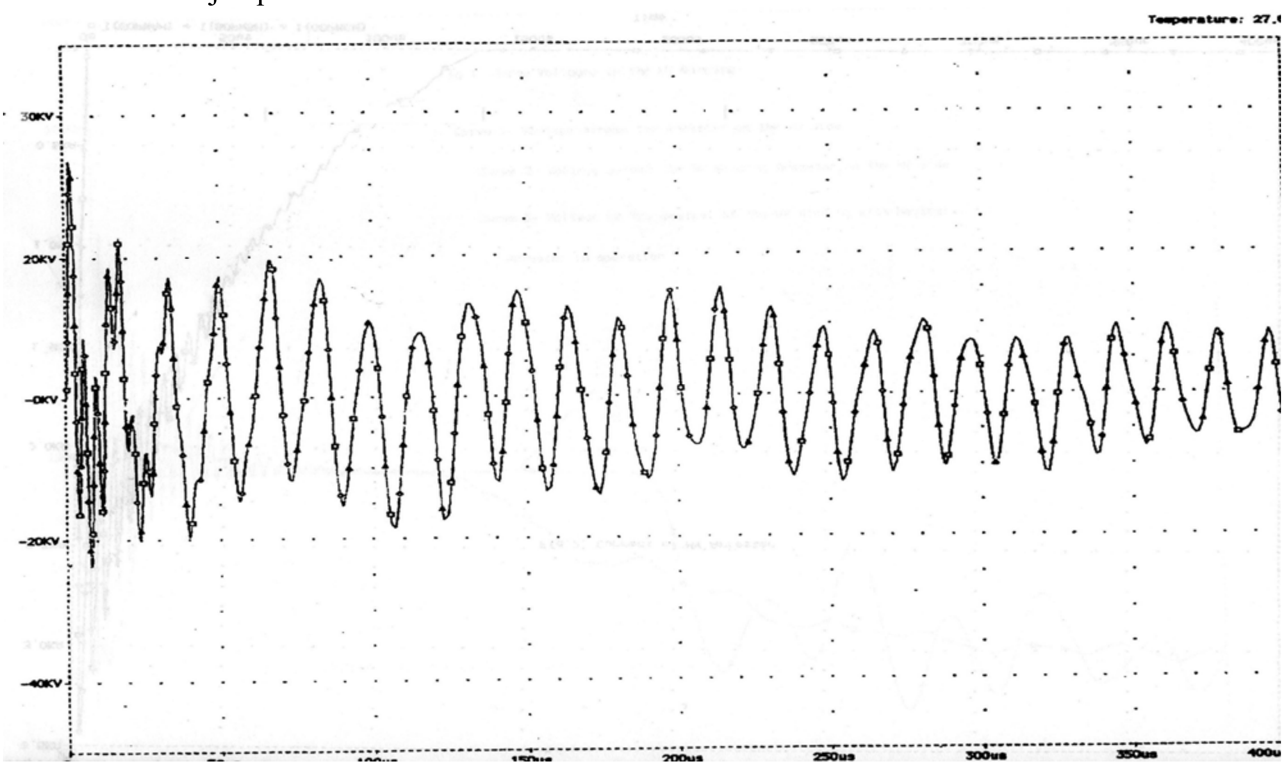



Fig. IV.17: Surtension dans l'enroulement BT avec parafoudre BT en service.

L'étude de l'impact de l'action des ondes de surtension sur une ou deux phases, a été menée sur les schémas de connexion Y/Y et Y/ Δ. Les résultats de simulation sont illustrés sur le tableau IV.5.

| Couplage des enroulements. | Action de l'onde de surtension | Enroulement HT | | | | Enroulement BT | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $U_A$ | $U_B$ | $U_C$ | $U_N$ | $U_a$ | $U_b$ | $U_c$ | $U_n$ | $I_{PBT}$ |
| | | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | kV | A |
| Y/Δ | 2 phases | 414 | 414 | 127 | 317 | 27.465 | 29.688 | 28.692 | — | 159.62 |
| | 1 phase | 414 | 72 | 72 | 163 | 18.309 | 15.209 | 16.672 | — | — |
| Y/ Y | 2 phases | 412 | 412 | 126 | 317 | 33.692 | 33.692 | 34.698 | 9.710 | 300.70 |
| | 1 phase | 411 | 72 | 72 | 163 | 26.010 | 18.905 | 18.905 | 5.555 | — |

Tableau IV.5 : Valeurs maximale de la surtension et le courant dans le parafoudre BT, lors de l'action de la surtension sur une ou deux phases du transformateur.

Nous constatons que dans  le cas du couplage Y/Y,  les surtensions secondaires sont plus grandes que celles relevées dans le cas d'un couplage Y/Δ.

Lors  d'une sollicitation sur une et sur les deux phases par une onde de choc, les pics de tensions relevées du côté secondaire sont 26.010 kV et  33.692 kV respectivement et ces deux maximums sont constatés dans le cas d'un coulage Y/Y. La valeur  de surtension de 34.698 kV montre que même lors des actions des ondes de surtension sur deux phases HT seulement, les surtensions engendrées au secondaire peuvent atteindre des valeurs dangereuses et disruptives   des isolations de ses enroulements.

Les différences de tension entre les éléments adjacents des enroulements HT et BT sont représentées sur la figure IV.18.

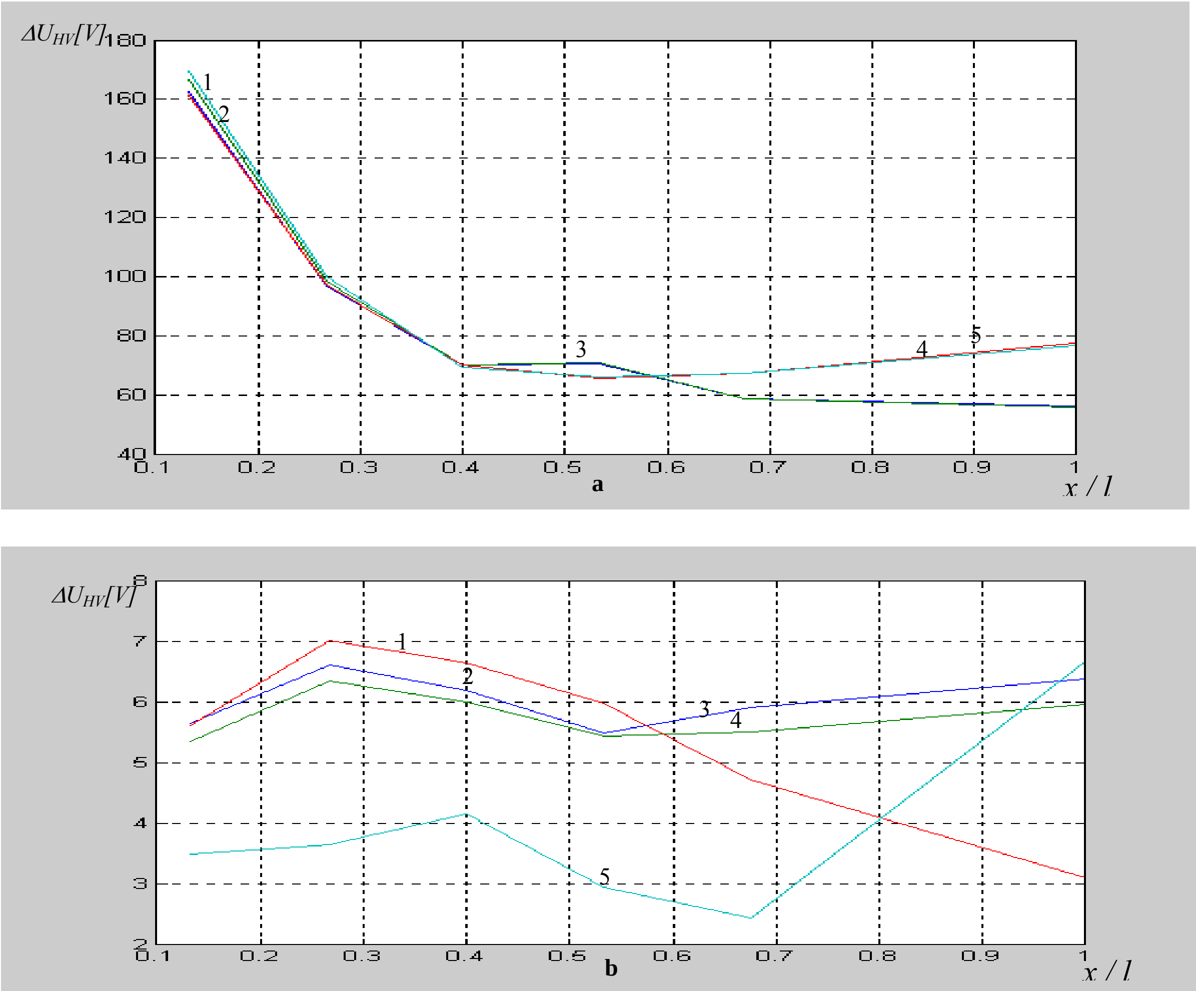



Fig.IV.18: Répartition des gradients de tension le long des enroulements du transformateur
(a) Enroulement HT , (b) Enroulement BT

(1) Y0 / Y ;
( 2) Y / Y0 , Y0 /Y 0 ;
( 3) Y0 / Y0 , parafoudre BT fonctionnel ;
( 4) Y /Δ , parafoudre installé sur le neutre HT fonctionnel;
(5) Y0 / Δ parafoudre installé sur le neutre HT fonctionnel.

La figure IV.18.a représente les résultats obtenus dans l'enroulement HT. D'après ces résultats, nous déduisons que seuls les régimes du neutre du primaire influent sur les gradients de tensions entre les éléments de cet enroulement. La mise à la terre du neutre primaire engendre des élévations des gradients de tension dans la partie située entre 60% et 100% de la longueur de cet enroulement. Cette élévation du gradient est pratiquement absente dans l'intervalle restant de l'enroulement. Le fonctionnement du parafoudre sur le neutre primaire a pour effet de diminuer les gradients de tension dans la partie 40% à 90% de la longueur de cet enroulement.

Les régimes du neutre primaire n'influent pas sur les gradients de tension au secondaire couplé en triangle (figure IV.18.b courbe 4). Le fonctionnement du parafoudre BT, fait diminuer légèrement les différences de tensions entre éléments adjacents (figure IV.18.b courbe 3).

L'influence des régimes des neutres primaire et secondaire est signifiante dans le cas du couplage étoile de l'enroulement BT.

Il est important de signaler que la mise à la terre des deux neutres primaire et secondaire atténue les gradients de tension dans l'enroulement secondaire et les valeurs minimales des gradients de tension au secondaire sont relevées dans le cas de l'installation du parafoudre du côté de l'enroulement basse tension.

**Conclusion**

Compte tenu de la première partie de cette étude d'investigation menée dans ce chapitre nous pouvons retenir les points suivants :

- Il existe toujours un point d'impact de foudre critique sur les lignes aériennes, qui peut être à l'origine de la création des surtensions de résonances dans l'enroulement des transformateurs. Ce point critique des lignes doit être protégé par le fil de garde.

- La distance entre le point critique et le poste dépend des paramètres de la ligne et du type de transformateur fonctionnant dans ce poste. La longueur de l'approche des lignes protégées par les fils de gardes doit être déterminée en tenant compte de la position du point critique, c'est à dire pour chaque schéma de la ligne - transformateur de tensions nominales 110, 220 et 330 kV.

- Sur les lignes connectées aux postes des centrales hydrauliques, les points critiques se trouvent plus loin de ces postes, que les points critiques des lignes connectées aux postes ordinaires. En plus de la protection des approches de ces lignes aux postes, la partie de la ligne d'une longueur à peu près de 2 km autour du point critique doit être aussi protégée par les fils de gardes.

Dans la seconde partie de l'étude menée, nous avons considéré l'étude de la protection du secondaire lors du transit des surtensions impulsionnelles du primaire au secondaire d'un transformateur de tension nominale 110 kV, fonctionnant dans les deux régimes des neutres primaire et secondaire, et également en tenant compte des différents schémas de connexion de l'enroulement secondaire. D'après l'étude faite, nous retenons les points suivants :

- Les surtensions au primaire (HT) du transformateur sont principalement du régime de son neutre, indépendamment du couplage de l'enroulement secondaire du régime du neutre BT.

- Les surtensions dans l'enroulement secondaire dépendent considérablement de son couplage et aussi des régimes des deux neutres primaire et secondaire. Les valeurs les plus vulnérables des surtensions dans cet enroulement ont été enregistrées lors des deux couplages Y /Y et Y/Δ. Ceci est dû à un transit important par voie capacitive des ondes de surtension du côté du neutre HT, cependant la mise à la terre de l'un des neutres favorise l'atténuation de ce transit. D'où l'installation d'un parafoudre du côté BT est avéré inutile dans le cas des couplages $Y/ Y_0$, $Y_0/\Delta$ et $Y_0 / Y_0$, par contre il peut être installé pour une protection contre les surtensions internes. L'installation de parafoudre du côté BT est incontournable dans le cas des couplages Y/Y, Y/Δ et $Y_0 / Y$.

- La protection du secondaire fonctionnant en régime à vide (temporairement hors service) peut être assurée par la mise à la terre du neutre secondaire si ce dernier est couplé en Y ou par une mise à la terre de l'un du somment du triangle si ce dernier est couplé en Δ, après l'avoir débranché des autres éléments du réseau électrique.

- Les différences  de tension entre les éléments adjacentes, le long de l'enroulement secondaire (BT) sont extrêmement liées au couplage de cet enroulement et  aux régimes des neutres.

# CONCLUSION GENERALE

Notre travail est consacré à l'étude des surtensions dans les postes électriques et dans les enroulements des transformateurs de puissance. Ceci nous a mené à noter certaines conclusions importantes qui permettront de mieux maitriser les problèmes engendrés par des surtensions d'origine atmosphérique et minimiser leurs conséquences destructrices affectant les différents organes d'exploitation des postes électriques.

Comme première étape de ce travail, nous avons effectué une recherche bibliographique cernant, d'une part, les travaux scientifiques traitant les problèmes liés aux surtensions d'origines diverses dans les réseaux électriques, et d'autre part les modèles mathématiques utilisés pour représenter les transformateurs et ligne en régime transitoire. Ceci nous a permis de choisir le modèle le plus convenable à notre problématique.

Comme seconde étape, nous avons mis en relief l'influence du noyau magnétique sur la propagation des surtensions dans les enroulements d'un transformateur. L'étude est effectuée par deux approches différentes, ce qui nous a permis de noter que le passage de la tension de l'enroulement HT à l'enroulement BT par voie de flux de dispersion est insignifiant. Par contre le passage par voie électrique est très important en particulier dans le cas où le neutre de l'enroulement HT est isolé de la terre. L'influence du noyau sur la répartition de la surtension le long du bobinage du transformateur dépend essentiellement du régime du neutre de ses enroulements.

La dernière étape de cette étude, est subdivisée en deux parties. La première est consacrée à la détermination des points critiques d'impact de la foudre, qui peuvent créer des surtensions de résonance, sur deux cascades différentes à savoir ligne-transformateur et ligne-câble-transformateur afin de modifier et de renforcer la protection du poste électrique. La seconde partie est consacrée à l'étude de l'effet du transit des surtensions provenant de l'enroulement primaire, sans lui provoquer des avaries, vers l'enroulement secondaire pour pouvoir qualifier et quantifier les risque d'apparition de défaut dans cet enroulement suite à ce transit.

Les deux investigations effectuées nous ont permis de conclure que :

- Les longueurs de la portion de la ligne à protégée par le fil de garde dépendent de la position du point critique. Cette dernière n'est pas seulement liée aux paramètres de la ligne et du transformateur mais aussi au régime du neutre.

- La position du point critique dans le cas de la cascade ligne-câble-transformateur est plus éloignée du poste que celle de la configuration ligne-transformateur.
- Pour assurer la protection du transformateur contre les surtensions de résonance, la portion de la ligne au voisinage de point critique doit-être aussi protégée par le fil de garde.
- Le passage des surtensions de l'enroulement primaire (HT) au secondaire (BT) dépend essentiellement du régime des neutres du transformateur. L'installation d'un parafoudre du côté BT contribue à la diminution des surtensions qui y sont engendrées par leur transit à partir du primaire.
- Les surtensions dans enroulement BT s'atténuent considérablement, par la mise à la terre du neutre de l'enroulement BT dans le cas où ce dernier est couplé en étoile, ou par la mise à la terre d'un sommet du triangle de cet enroulement, après sa déconnection de tous les organes du réseau, s'il est monté en triangle. Les résultats obtenus en utilisant cette solution sont similaire à ceux obtenus par de l'installation d'un parafoudre du côté BT.

Comme perspectives pour ce travail, nous suggérons :

- ✓ Une modélisation par la méthode des éléments finis (MEF) du transformateur afin d'optimiser les paramètres du modèle adopté.
- ✓ Réaliser des essais pratiques sur un prototype de laboratoire.

## Bibliographie

[1] A. Mayer, " Protection contre les surtensions dans les réseaux de distribution de moyenne tension ", Revue Brown Boveri, 5-79, pp. 326-331.

[2] D'Heure H., Even A., " Contribution à l'étude d'un processus inhabituel de surtension dans le changeur de prises côté HT d'un transformateur à 400 KV de centrale ", CIGRE, Session 1984, 29 Août - 6 Septembre, papier 12-1 1.

[3] Groupe de Travail 12.07," Résonance des transformateurs à haute pression ", CIGRE, Session 1984, 29 Août - 6 Septembre, papier 12.14.

[4] Schel A., Alstad K., Sund J.B., Rlan M., Nordrik E., Hoppersta.DJ., " Les surtensions de résonance engendrées dans les transformateurs des postes électriques par les transitoires de manoeuvres survenant dans le réseau de câbles qui leur est accordé ", CIGRE, Session 1984, papier 12-07.

[5] Weck K.H., " surtensions et coordination de l'isolement ", Rapport Spécial du groupe 33, CIGRE, Session 1988, 28 Août - 3 Septembre, papier 33-00.

[6] Musil R.J., Prelnlnger G., Schopper. E., Wenger S., "Voltage stresses produced by aperiodic and oscillating system overvoltages in transformer windings ", IEEE, Vol. PAS-100, No. 1, January 1981, pp. 431-441.

[7] Stein W., Muller W., Moller K., Brantl.V., Claudi A., Glaninger.P., Kotschnigg J., NEINENS C.A., " Les tensions de manoeuvre oscillantes et la réponse correspondente des transformateurs de puissance Haute Tension ", CIGRE, Session 1984, 29 Août - 6 Septembre, papier 12.03.

[8] Burais N., AURIOL Ph., " Digital modelling of transformer windings subjected to a surge voltage.", Symposium of power and measurement transformers, Positano (Italie), Septembre 1979.

[9] Heller B., Veverka A., " Les phénomènes de choc dans les machines électriques.", Ed. Dunod, Paris, 1963.

[10] Indulkar. C.S., Thomas. M.S., Bijwe.P.R., ″Switching overvoltage in line-transformer and cable transformer cascades.″, IEEE Transaction on power delivery Vol :7, No :2, 1992, pp. 241-244.

[11] M.J. Manyahi, M. Leijon, R. Thouttappillil, ″ Transient response of transformer with XPLE insulation cable winding design. ″, Electrical power & energy systems,Vol 27 pp. 69-80, 2005

[12] Y.Shibuya, S.Fujita and E.Tamak ″Analysis of very fast transients in transformers. ″, IEE Proc.- Transm. Distrib. Pp 377-383 Vol 148. No. 5, 2001.

[13] A. Morched, L. Marti, J. Ottevangers, "A high frequency transformer model for EMTP.", IEEE Transaction on power delivery Vol :8, No :3,July 1993.

[14] F. Leon, A. Semlyen, " Time domain modelling of eddy current effects for transformer transients.", IEEE Transaction on power delivery Vol :8,No:1, January 1993.

[15] F. Leon, A. Semlyen," Complete transformer model for electromagnetic transients.", IEEE Transaction on power delivery Vol :9,No:1, January 1995.

[16] S.Chimklai, R. Marti, " Simplified three-phase transformer model for electromagnetic transients.", IEEE Transaction on power delivery Vol :10,No:3, July 1995.

[17] B. Gustaven, A. Semlyen. "Application of vector fitting to state equation representation of transformer for simulation electromagnetic transients.", IEEE Transaction on power delivery Vol :13,No3, January 1998.

[18] G. Andrieu, E. Dauphant, D. Boss, " A frequency-dependant model for a MV/LV transformer.", International conference power systems transients (IPST), Budapest, Hungary, June 20-24, 1999.

[19] T. Noda, H. Nakamoto, S. Yokoyama, "Accurate modeling of core- type distribution transformers for electromagnetic transients studies.", IEEE Transaction on power delivery Vol :17,No:4, October 2002.

[20] I.Hennebique, C .Fluerasu, " RESEL : programme conversationnel pour l'analyse des régimes transitoires dans les réseaux électriques ", EDF, Bulletin de la Direction des Etudes et Recherches, Série B, No 1, 1987, pp. 25-33.

[21] Sung Don Cho "Parameter estimation for transformer modeling" P.H.D Thesis Electrical engineering, Michigan technological university, December 2002.

[22] Derbel.N, ″ Elaboation et mise en œuvre d'un modèle HF du transformateur à trois colonnes en vue de la simulation des surtensions transitoires transmises aux lignes BT. ″ Ecole Centrale de Lyon 1998.

[23] Guardado J.L., Cornlck K.J., "A computer model for calculating steep fronted surge distribution in machine windings ", IEEE/ PES Summer Meeting, Portland, July 24-29, 1988, paper 88 SM 609-0.

[24] Wright M.T., Yang S.J., McLeay K., " General theory of fast-fronted interturn voltage distribution in electrical machine windings. ", Proc. IEE, Vol. 130, Pt. B, NO. 4, July, 1983, pp. 245-256.

[25] Mc Laren P.G., Oraee H., " Multiconductor transmission line model for the line-end coi1 of large AC machines ", Proc. IEE, Vol. 132, Pt. B, No. 3, May, 1985, pp.149-1 56.

[26] Wilcox D.J., " Theory of transformer modelling using modal analysis ", IEE Proceedings C, Vol. 138, No.2, March, 1991, pp. 121 -1 28.

[27] Musil R.J., Prelnlnger G., Schopper E., Wenger S., " The resonance effect of oscillating system overvoltages on transformer windings ", Vol. PAS-IO1 , No. 10, October, 1982, pp. 3703-371 1.

Références bibliographiques


[28] Avila-Rosales.J, Semlyen A , " Iron core modeling for electrical transients ", IEEE Tran on Power App. and System, Vol. Pas- 104, No. 11, November 1985, pp.3189-3194.

[29] Djouvarly T.M, Mufidzada.N.A " Computing of the surge voltages in Auto-Transformers running with voltage-adding Transformer", Electrichestvo Stantsi, No.8, 1978, Moscow, pp. – 64-69.

[30] Lochanin A.K., Wenger S., " Impulse surge voltage computing in Transformer winding", Electrichestvo, No.4, 1967, Moscow, pp. 5-10.

[31] Kieny C.," Modélisation du transformateur. Un modèle électrique universel", Note interne N° HM/15-1039 CK/SC, 1986, EDF Clamart.

[32] Ahmed A., Auriol Ph., Kieny C.," A new power transformer model for high frequency electromagnetic transient studies", IMACS, Nancy, September, 1990.

[33] Cherry E.C, Auriol Ph., Kieny C.," The duality between interlinked electric and magnetic circuits and the formation of transformer equivalent circuits", Proceeding of the physical society of London, B (69), 1949, pp. 101-111.

[34] P.T.M. Vaessen, Transformer model for high frequencies, IEEE Trans. Power Deliv. 7 (January (1)),1992, pp.361–369.

[35] Edelman. V.H.," Anschauliche ermittlung von Transformer- Erstatzschalbildern", A.E.U., Band 13, Helft 6, 1959, pp. 253-261.

[36] Roguin J. Ranjamina V "Modélisation de circuits magnétiques associées à des programmes d'études de régimes transitoires électriques ", E.D.F., Bulletin de la Direction des Etudes et de Recherches, Série B, N°2, 1986, pp. 23-36.

[37] German D.M., Davies A.E., " The simulation of transformer feeders following switching operation", IEEE, Vol. PAS-100, N°.11, November, 1981, pp. 4510-4514.

[38] Krähenbühl L., Kulicke B., Webs A., " Simulationsmodell eines Mehrwicklungs transformators zur Untersuschung von Sättigunvorgängen", Siemens Forsch.-u. Entwickl, Ber., 1983, Nr 4, pp. 232-235.

[39] Xose M. L.F and Casimiro A.M., "Computation method for transients in power transformers With lossy windings.", IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 45, N°. 3, march 2009, pp 1863-1866

[40] Tran-Anh. T, "Modélisation de la propagation des signaux HF dans le réseau d'énergie électrique», Ecole Centrale de Lyon, 2006.

[41] Stewart, G. W., "Acoustic Wave Filters.", Phys. Rev., 20, 1922,pp. 528-551,

[42] Kagawa,Y.,Omote,T., Finite Element Simulation of Acoustic Filters of Arbitrary Profile with Circular Cross Section, J. Acoust. Soc. Am. 60, 1976, pp 1003-1013.

[43] Koné.L, " Conception d'outils numériques et de bancs de mesures permettant d'évaluer l'efficacité de blindage de câbles et connecteurs, " Thèse de Doctorat, Université de Lille, Oct. 1989.

[44] Boucheteau.R, Cazajous M, Demoulin. B, " Banc de mesure d'impédance de transfert pour câbles multiconducteurs blindés, " Actes du 6ème Colloque International CEM-92, pp. 164-168, Lyon, 1992.

[45] Agrawal **A.** K., Lee K. M., Scott L. D., and Fowles H. M., " Experimental characterization of multiconductor transmission lines in the frequency domain, " IEEE Trans. on Electromagn. Compat., vol. EMC-21, no. 1, pp. 20-27, February 1979.

[46] Kasdepke. T, ter Haseborg. J. L, "  A method for measuring the primary line parameters of multiconductor transmission lines, " International Symposium on EMC, pp. 245-250,Zurich 1993.

[47] E. S. M. Mok and G. 1. Costache, " Skin effect considerations on transient response of a transmission line excited by an electromagnetic pulse, " IEEE Trans. Electromagn. Compat., vol. 34, no. 3, pp. 320-329, August 1992.

[48] N'Dir. A, "Contribution à l'étude des surtentions de manoeuvre sur les lignes à très haute tension, " Thèse de Doctorat d'Etat, Université Scientifique et Médicale de Grenoble, 1971.

[49] Graneau P N, Rossi J O, Brown M P, Smith P W, “A high voltage transmission line pulse transformer with a very low droop, Review of Scientific Instruments”, 1996, Vol 67, N0 7, pp 2630-2635

[50] Pecastaing L, Paillol J, Reess T, Gibert A, Domens P, “Spice model for the simulation of the performance of a transmission line transformer,12th International Symposium on High Voltage Engineering”, 2001 Bangalore Inde, 2001, Vol 1, N° 3-6

[51] Mohammad S. Naderi a, T.R. Blackburn , B.T. Phung , Mehdi S. Naderi , A. Nasiri “Application of wavelet analysis to the determination of partial discharge location in multiple-α transformer windings” Electric Power Systems Research, 2008, Vol. 78, pp 202-208.

[52] Sowa.P, “Transients on transmission lines under impulse voltages with corona modeling”, Proc. 8th Int. Symp. High Voltage Eng., Yokohama, Japan, 1993, pp. 329–332.

[53] Wedepol L.M, Efthymiadis.A.Ed."Wave propoagations in transmission lines over lossy ground" Proc.IEEE Vol.125 n°6, June 1978.

[54] Medman D.E "Propagation in overhead transmission lines" Pro.IEEE, Power system communication, March 1969.

[55] Escané J.M. "Réseaux d'énergie électrique modélisation: ligne, câble."Collection de la direction des études et recherches EDF 1995.

[56] Wagner, C. L. and Smith, H. M.,‘‘Analysis of transient recovery voltage (TRV) rating concepts,’’ IEEE T-PAS, 103(11), 3354–3362, 1984.

Références bibliographiques


[57] Grainger, J. J. and Stevenson, Jr., W. D., “Power System Analysis”, Chapters 4, 5, McGraw-Hill, New York, 1994.

[58] Greenwood, A., “Electrical Transients in Power Systems”, 2nd ed., Chapter 9, Wiley & Sons, New York, 1991.

[59] Lou van der Sluis "Transients in Power Systems" Delft University of TechnologyThe Netherlands John Wiley & Sons 2001.

[60] Mikulovic J.C. ´, Savic .M.S.,“·. Calculation of transients in transformer winding and determination of winding parameters;’’, Electr Eng (2007) , pp. 293–300

[61] Martin. J, Heathcote, C eng, FIEE, ’’ The J and P Transformer book, A Partial technology of Power transformer’’, Twelfth edition Newnes, 1998.

[62] Gupta S. C. and Singh. B. P.,’’ Determination of the impulse voltage distribution in windings of large power transformers.’’, Electric Power Systems Research, 25, 1992, pp. 183-189.

[63] D. Fernandes Jr. , W.L.A. Neves , J.C.A. Vasconcelos ” Coupling capacitor voltage transformer: A model for electromagnetic transient studies” Electric Power System Research ,77, 2007, pp. 125–134

[64] **S.** Fujita, N. Hosokawa., Y. Shibuya “Voltage oscillation in transformer windings affected by very fast transient surges. “, Trans IEE Jpn , 120-B(5), 2000, pp.66– 772.

[65] Popov M, van der Sluis L, Paap GC, de Herdt.H “Computation of very fast transient overvoltages in transformer windings.”, IEEE Trans Power Deliv,2002.

[66] Q. Bui-Van, F. Beauchemin, “Simplified approach for synthesizing frequency dependent network equivalents including dynamic behaviors of large power transmission systems”, International Conference on Power Systems Transients (IPST’05) in Montreal, Canada on June 19-23, 2005.

[67] T. Noda, N. Nagaoka, A. Ametani, “Phase domain modeling of frequency - dependent transmission lines by means of an ARMA model”, IEEE Trans. On Power Delivery, Vol. 11, No. 1, January 1996.

[68] Neklepaev B. N., Kryoutchkov I. P.″Partie électrique des centrales électriques″. Moscou, ’’Energoatomizdat ’’, 1989.

[69] Heller.B, Veverka.A, «Processus impulsionnels dans les machines électriques», Energya, Moscou, 1973.

[70]. Mufidzada N.A., Otman-Cherif T., Megherbi M, «Précision de calcul des surtensions dans les enroulements des transformateurs», ″Electrichestvo″ (Electrical Technology Russia), N°1, pages 56 – 57, Moscou, 2003.

[71] Otmane-Cherif T., N.Mufidzada, N.Benamrouche “Influence of the Number of the nodes in the Windings Equivalent circuit on the Surge voltages in transformers”, International Review on Modelling and Simulation, Italy, Vol. 1, N°2, pp 78-84, October 2008.

[72] Martinez J.A, Walling R, Mork B.A, Martin-Arnedo J, Durbak D, «Parameter Determination For Modeling System Transient»s, Part IIII: Transformers», IEEE transactions on power delivery, Vol. 20, N$^0$3, pages 2051-2061, July 2005.

[73] Sopojnikov A.J, «Tenue d’isolation des équipements de haute tension», Energya, Moscou, 1969.

[74] Artemev D.E, Tikhodeyev N.N, Chour S.S, ’’ Coordination des Isolations des Lignes et des Postes Electriques’’, Energya, Moscou, 1966.

[75] Lokhanin A.K, «Calcul des surtensions dans les enroulements des transformateurs», Electrichestro, N$^0$ 3, Moscou, 1967.

[76] Mufidzada N.A., Chaibi R., Otmane-Cherif T. ’’Effects of Impulse Surge Voltages on Alternators ’’ 2001 IEEE Porto Power Tech Proceedings , Vol N°4 , Porto , Portugal , 10/13 september 2001.

[77] OrCAD 10.5 Pspice 10.5 theory book, Product Version 10.5

[78] Houassine.H, Mufidzada N.A, Abdoun.S, Otmane-Cherif.T, ″ Influence of the Magnetic Core on Surge in the Windings of the Power Transformer.″ International Review on Modelling and Simulation, Italy, Vol. 2 N°2, pp 74-80, April 2009.

[79] T.Tran-Anh, P.Auriol, T.Tran-Quoc “Distribution network modelling for Power Line Communication applications”. 9th International Symposium on Power Line Communications, Vancouver, Canada, April 4-6, 2005.

[80] AHMED.A, «Contribution à la modélisation des transformateurs de puissance et de leur comportement en haute fréquence», Ecole centrale de Lyon, Février 1992.

[81] Martinez J.A, Walling R, Mork B.A, Martin-Arnedo J, Durbak D, ″ Parameter Determination For Modeling System Transients″, Part IIII: Transformers», IEEE transactions on power delivery, volume 20, N$^0$3, pages 2051-2061, July 2005.

[82] Hochard. B, ″ Transformateur de puissance. ″, 2$^{eme}$ Edition, 1998.

[83] “Manual on the protection of the electrotechnic equipement in AC- voltage 3-500 kV against the surge voltages.”, 1975, Moscou.

[84] Popov S. M. Protection des postes électriques contre les surtensions. ’’Centrales Electriques’’, N°8, Moscou, 1970.

[85] Djouvarly c. M., Mironov G. A., Mufidzada N. A. ″L’augmentation de la fiabilité de protection des postes contre les surtensions à l’aide des parafoudres limitant le courant. ″ ″Progrès technique″, 1974, N°4, pages 14 -16, Bakou

[86] Polovoy I. F., Mikhaylov Y. A., Khalilov F. K. ″Surtensions sur les equipments de haute et très haute tensions. ″ , Sant-Petersbourg, ’’Energiya’’, 1975.

[87] Razevig D.V. ″La technique de hautes tensions″. ‘’Energuiya’’, 1976, Moscou.

[88] D. Fernandes Jr., Coupling capacitor voltage transformers model for electromagnetic transient studies, Ph.D. Dissertation, Department of Electrical Engineering, Federal University of Campina Grande, Campina Grande, Brazil, 2003.

[89] Houassine.H, Abdoun. S, Mufidzada. N.A, ″Approche de protection contre les surtensions du poste électrique 220kV. ″, AJOT, serie B, Numéro Spécial ISSN1111-35X, CHHT’2009. Proceedings, Sidi-Bel-Abbas, pp 125-128, Avril 2009.

[90] Norme internationale IEC 71-2- ″ Insulation co-ordination, Part 1: definitions, principles and rules Part 2: Application guide ″ 1996.

[91] Norme internationale CEI 60076- ″Transformateurs de puissance – Partie 3: Niveaux d’isolement, essais diélectriques et distances d’isolement dans l’air″ Deuxième édition 2000-03.

[92] British Standard BS EN 60099-4” surge arresters — part 4: metal-oxide surge arresters without gaps for a.c. systems”, 2004

[93] Martin. J, Heathcote, C ENG, FIEE, ″The J and P Transformer book, ″A Partial Technology of Power transformer.″ , Twelfth edition Newnes, 1998.

[94] T. Otmane-Cherif, “ Etude des surtensions impulsionnelle sur les transformateurs et leurs protections“ , Thèse de Doctorat d’Etat, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, 2008.

[95] Hashimov. A.M, Mufidzada. N.A, Houassine.H., Chaibi. R., Guermah. S., ″Protection against impulse surge voltages in dissociated seconderies of 110 kV nominal voltage transformer. ″, Problems of power engineering issue 1, pp 27-32 Bakou., 2007

## Caractéristiques du transformateur étudié

Les caractéristiques du transformateur étudié dans le chapitre II sont les suivantes :

### Caractéristiques électriques

- Puissance apparente nominale : $S_n$= 40 MVA ;
- Tension de l'enroulement haute tension : $U_{nHT}$=121 kV ;
- Tension de l'enroulement basse tension : $U_{nBT}$=10,5 kV.
- Tension de court-circuit : $U_{cc}$=10,5 %.
- Pertes de puissances en court-circuit : $\Delta P_{cc}$=170 kW.
- Pertes de puissances à vide : $\Delta P_0$ = 34 kW.
- Courant à vide : $I_0$ = 0,55 %.
- Fréquence de service: f = 50 Hz.

### Caractéristiques géométriques

- Diamètre extérieur de l'enroulement haute tension : $d_{extHT}$= 871 mm.
- Diamètre intérieur de l'enroulement haute tension : $d_{intHT}$= 777 mm.
- Diamètre extérieur de l'enroulement basse tension : $d_{extBT}$= 728 mm.
- Diamètre intérieur de l'enroulement basse tension : $d_{intHT}$= 666 mm.
- Diamètre du noyau : $d_n$= 654 mm.
- Diamètre de la cuve : $d_{cuve}$= 1050 mm.
- Longueur des enroulements (HT et BT) : l=1660 mm.

### Caractéristiques du noyau

- Nombre de tôles : $n_1$=2180
- Nombre de spires : $n_2$=1210
- Perméabilité du vide : $\mu_0 = 4\pi.10^{-7}$ [H/m]
- Perméabilité de la tôle : $\mu_r = 4000$
- La longueur de la tôle : l=1,66[m]
- L'épaisseur de la tôle : d=$0,3.10^{-3}$[m]
- La conductivité de la tôle : $\sigma = 2.2.10^{+6}$ [1/Ω.m]

## Caractéristiques VoltAmpère des parafoudres type ZnO utilisés

| $I_p$ (A) / $U_p$(KV) | 0 | 1 | 10 | 100 | 1000 | 3000 | 5000 | 10000 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 110 | 0 | 160 | 175 | 180 | 190 | 230 | 250 | 280 |
| 220 | 0 | 330 | 340 | 370 | 390 | 430 | 460 | 500 |
| 330 | 0 | 400 | 460 | 500 | 580 | 620 | 650 | 700 |

## Résumé

Ce travail consiste en l'étude de l'impact de la propagation des ondes de surtensions sur les enroulements des transformateurs fonctionnant dans les centrales électriques. Cette étude a été considérée pour de la protection des postes de tensions nominales de 110- 330 kV contre les ondes de surtensions venant des lignes de transports d'énergie électrique. L'objectif essentiel de cette étude est de quantifier le degré de nocivité des de surtension engendrée par l'apparition des pics important à l'intérieur des enroulements ce qui met en risque se claquage des leurs isolations.