

وزارة التعليم العالي
MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT : GENIE ELECTRIQUE

PROJET DE FIN D'ETUDES

SUJET

**SIMULATION DES REDRESSEURS
PAR LA METHODE DES TENSEURS
ET ETUDE DES HARMONIQUES**

Proposé par :

A. BENSENOUCI

Etudié par :

M. TERKMANE

ET

M. TEGUAR

Dirigé par :

A. BENSENOUCI

PROMOTION : 90

الدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique



المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT : GENIE ELECTRIQUE

PROJET DE FIN D'ETUDES

S U J E T

**SIMULATION DES REDRESSEURS
PAR LA METHODE DES TENSEURS
ET ETUDE DES HARMONIQUES**

Proposé par :

A. BENSENOUCI

Etudié par :

M. TERKMANE

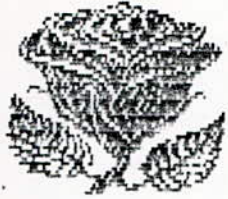
ET

M. TEGUAR

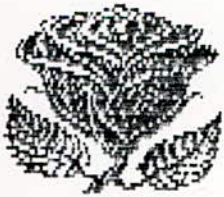
Dirigé par :

A. BENSENOUCI

PROMOTION : **90**



remerciements



Remerciements

Nos chaleureux remerciements vont :

- A Monsieur Ahmed BENSENOUCI pour le suivi constant et les encouragements soutenus qu'il n'a cessé de nous prodiguer jusqu'à l'achèvement de ce projet.
- Aux responsables du Centre de Calcul de l'E.N.P. pour leur aide précieuse.
- A tous les Professeurs et Assistants qui ont contribué de près ou de loin à notre formation.
- A Messieurs les Membres du jury qui ont bien voulu nous honorer de leur présence à la présentation de ce projet.
- A Mademoiselle SENHADJI Hania pour les encouragements et les conseils qu'elle nous a prodigués.

A tous les Collègues et Amis pour l'ambiance amicale qu'ils ont su créer et les idées fructueuses que nous avons échangées.

Dedicoaces



- A mes parents qui m'ont donné et m'ont appris à donner.
- A mes frères et soeurs.
- A mes nièces "LAMIA" et "AMEL"
- A toute ma famille particulièrement à mon oncle "AHMED".
- A tous les Musulmans qui souffrent sur terre.
- A tous ceux qui me sont chers.

Je dédie ce modeste travail,

M A D J I D

- A mes très chers parents.
- A mes frères et ma soeur "SOUMIA".
- A toute ma famille particulièrement à mon oncle "MAHMOUD".
- A tous ceux qui me sont chers.

Je dédie ce modeste travail,

M O H A M E D

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

Sommaire

INTRODUCTION

-EFFETS DES HARMONIQUES DANS LE RESEAU	2
-SOURCES D'HARMONIQUES	2
-CAS PARTICULIERS	3
-PONT REDRESSEUR	3
-TRANSFORMATEUR SATURE	3
-REPRESENTATION GLOBALE DU TRAVAIL	4

CHAPITRE 1 : RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 ANALYSE THEORIQUE D'UN PONT REDRESSEUR	6
1.1.1 CHOIX DU TYPE DE VALVES	6
1.1.2 HYPOTHESES D'ETUDE	6
1.2 FONCTIONNEMENT CYCLOTIQUE	7
1.3 ETUDE DES COURANTS ET TENSIONS	7
1.3.1-CALCUL DES VALEURS INSTANTANNEES	10
1.3.2-CALCUL DES VALEURS MOYENNES	15
1.4-SIMULATION DYNAMIQUE	20
1.5-ANALYSE HARMONIQUE D'UN PONT REDRESSEUR	21
1.5.1-GENERALITES	21
1.5.2-TYPES D'HARMONIQUES	22
1.5.2.1-HARMONIQUES CARACTERISEES	22
1.5.2.2-HARMONIQUES NON CARACTERISEES	23
1.5.3-CALCUL D'HARMONIQUES	23

CHAPITRE 2 : SIMULATION DETAILLE DU PONT DE GRITZ

PAR LA METHODE DES TENSEURS

2.1-REPRESENTATION DETAILLEE	26
2.2-SIMULATION DU PONT	27
2.3-GENERALISATION DE LA MATRICE INCIDENTE	30
2.4-CALCUL DES TENSIONS DES VALVES	31
2.5-CALCUL DES COURANT DES VALVES	33
2.6-MATRICES DE TRANSFORMATION DE LA TENSION ET DU COURANT	33
2.7-ALGORITHME DE SIMULATION	34
2.8-ETUDE NUMERIQUE	38

CHAPITRE 3 : ETUDE DES HARMONIQUES

3.1-INTRODUCTION	46
3.2-RESULTATS DE SIMULATION	46
3.2.1-CAS DES TENSIONS EQUILIBREES	46
3.2.1.1-EFFET DE LA SELF DE LISSAGE	46
3.2.1.2-EFFET DE LA REACTANCE DU TRANSFORMATEUR	47
3.2.1.3-EFFET DE LA RESISTANCE DU TRANSFORMATEUR	47
3.2.1.4-EFFET DE L'ARGUMENT DE L'IMPEDANCE DU TRANSFORMATEUR	47
3.2.1.5-EFFET DE L'ANGLE D'ALLUMAGE	48
3.2.1.6-EFFET D'UNE ERREUR DANS L'ANGLE D'ALLUMAGE	48
3.2.1.7-CONCLUSION	60
3.2.2-CAS DES TENSIONS DESEQUILIBREES	61
3.2.2.1-EFFET DE LA COMPOSANTE HOMOPOLAIRE	
3.2.2.2-EFFET DE LA COMPOSANTE INVERSE	61
3.2.2.3-EFFET DE LA SELF DE LISSAGE	62
3.2.2.4-CONCLUSION	81

CONCLUSION	83
------------	----

ANNEXES	84
---------	----

BIBLIOGRAPHIE	90
---------------	----

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

Introduction

L'abondance des risques de perturbation dans les réseaux, causés par la distorsion harmonique, revient d'un grand intérêt en raison du développement considérable des équipements électroniques dans les applications industrielles.

On entend par distorsion harmonique, déformations de l'onde de tension ou du courant dans les réseaux, dont l'analyse spectrale révèle des fréquences rigoureusement multiples de la fondamentale.

Effets des harmoniques dans le réseau.

Les harmoniques constituent une forme de détérioration de la qualité de tension des réseaux.

Tous les tensions et courants harmoniques juxtaposés à leurs fondamentaux, conjuguent en général leurs effets sur les appareillages des consommateurs d'énergie électrique, caractérisés par des effets quasi-instantanés sur certains types d'appareillages, provoquant des défauts de fonctionnement des systèmes de régulation, en déplaçant le passage par zéro, de la valeur de crête de l'onde de tension, des erreurs de mesure et de comptage, ainsi que des effets à moyen terme, sur les machines tournantes en créant des pertes supplémentaires au stator et au rotor, diminuant le couple résultant et augmentant le niveau sonore. De même ils provoquent des pertes dans les condensateurs et des échauffements anormaux. Ils peuvent ainsi créer des interférences avec les réseaux de télécommunications (téléphone, télévision, radio).

Sources d'harmoniques.

L'importance des harmoniques augmente avec le nombre de sources d'harmoniques présent dans un système de puissance.

Les machines synchrones, engendrent des tensions harmoniques de rangs impairs, dépendant des irrégularités des champs tournants, au nombre d'encoches, aux fonctionnements déséquilibrés.

Les transformateurs créent des tensions harmoniques de rangs impairs, consécutives à la non-linéarité ou saturation de leurs circuits magnétiques.

Les machines asynchrones ont un comportement intermédiaire entre ceux des deux types de machines précédentes, le paramètre glissement intervient sous la forme de décalages des fréquences engendrées.

L'expérience révèle, en permanence, que les tensions harmoniques des réseaux, pourtant issues de tout un ensemble de ces appareillages, restent en dessous d'amplitudes faibles. Le véritable problème de distorsion ne se situe pas là généralement.

Le phénomène le plus gênant est la multiplication d'appareillages comportant des éléments de circuits non-linéaires, tels les soupapes électriques utilisées en redresseurs de sidérurgie, de petits appareillages, etc ...

Cas particuliers.

- Pont redresseur :

Les redresseurs sont actuellement les plus nocifs, par leur importance en nombre ou en puissance.

Dans le domaine industriel, les plus répandus sont les ponts de Graëtz, assimilés en première approximation à des ensembles de sources de courants harmoniques. Vu du réseau alimentant un redresseur, il constitue un récepteur non-linéaire, alimenté en tensions sinusoïdales, il absorbe des courants non-sinusoïdaux. On peut le considérer comme générateur de courants harmoniques.

- Transformateur saturé :

Les harmoniques produits par le transformateur

sont dûs à la saturation de son circuit magnétique, la relation entre l'induction magnétique et le champ magnétique n'est plus linéaire. Le flux d'induction et donc la tension aux bornes ne peuvent plus être considérés comme sinusoïdaux.

Représentation globale de notre travail.

Notre projet est entrepris dans deux buts principaux :

- Etude par simulation du pont redresseur utilisé dans les applications de transmission d'énergie à courant continu en haute tension (système HVDC) dans le but de déterminer ses différentes caractéristiques, entre autres, tension et courant redressés, tensions et courants aux bornes des semi-conducteurs (thyristors), courant dans une phase d'alimentation.

- Etude des harmoniques générés par le pont redresseur à l'aide d'une présentation complète de certains résultats de simulation en régime équilibré et non équilibré du système de tensions alternatives.

Pour ce fait, notre travail est basé sur trois chapitres décrits de la manière suivante :

* Le premier chapitre consiste en première étape en l'analyse théorique du pont redresseur, en examinant son fonctionnement et ses caractéristiques sous des hypothèses précises, en deuxième étape à l'analyse harmonique du pont redresseur, tout en décrivant la méthode de simulation dynamique du pont redresseur, ~~donc~~ son détail se trouve dans le chapitre deux.

* Le chapitre trois, examine l'effet de chaque paramètre du système sur les harmoniques tout en exploitant la simulation du pont redresseur.

Enfin, une brève conclusion permettant la synthèse complète de notre travail.

Chapitre 1

RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 - Analyse théorique d'un pont redresseur.

1.1.1. Choix du type de valves (soupapes) :

L'étude des redresseurs à thyristors résulte principalement des deux avantages suivants :

- Les redresseurs à thyristors, ou à diodes contrôlés, permettent de faire varier le rapport entre tensions alternatives d'entrée et la tension continue de sortie.

- Ils sont de plus réversibles ; lorsqu'ils assurent le transfert de puissance du côté continu vers le côté alternatif.

Note : le dernier avantage n'est accompli que si la charge associée au pont redresseur est active, ce qui n'est pas le cas dans notre étude d'où la validité unique du premier avantage.

1.1.2. Hypothèse d'étude :

L'analyse du redresseur est faite sous les considérations suivantes tout en tenant compte du phénomène d'empatement des thyristors :

a) - Système de tensions alternatives, triphasé, sinusoïdal, équilibré et de fréquence constante.

b) - Courant redressé absolument constant, conséquence d'une inductance de lissage infinie.

c) - Résistance des thyristors nulle dans le sens passant et infinie dans le sens bloquant. D'où chute de tension aux bornes nulle.

d) - Allumage des thyristors en intervalles de temps équidistants ; soit le un sixième de période (60°), avec un angle d'amorçage constant.

e) - Inductances de commutation identique dans les trois phases.

f) - Transformateur idéal (non-saturable).

1.2. - Fonctionnement cyclique.

Les courants, traversant les trois phases d'inductances non nulles, peuvent varier dans une plage bien déterminée, cependant, le transfert du courant, d'une phase à une autre exige un temps spécifique appelé "temps de commutation" ou "temps d'empiètement anodique" qui vaut μ/ω ou μ est l'angle d'empiètement anodique en degré et ω la pulsation en rad/s.

Durant le temps de commutation, trois valves conduisent simultanément, mais entre deux commutations successives seulement deux qui conduisent. Etant donné qu'une nouvelle commutation commence chaque 60° et se termine par un angle μ , l'intervalle angulaire où deux thyristors conduisent est de $60^\circ - \mu$. Comme s'est illustré dans la figure 1.3., les séquences de conduction des thyristors seront comme suit : 35, 315, 15, 156, 16, 126, 26, 246, 24, 234, 34, 345.

1.3. - Etude des courants et tensions.

Les tensions instantanées entre phase et neutre sont :

$$e_a = E_d \sin \omega t$$

$$e_b = E_d \sin(\omega t - 2\frac{\pi}{3}) \quad \text{ou } E_d : \text{ valeur de crête}$$

$$e_c = E_d \sin(\omega t + 2\frac{\pi}{3})$$

- La figure 1.1. représente le circuit du pont redresseur alimenté avec une source de tensions triphasées, en série avec

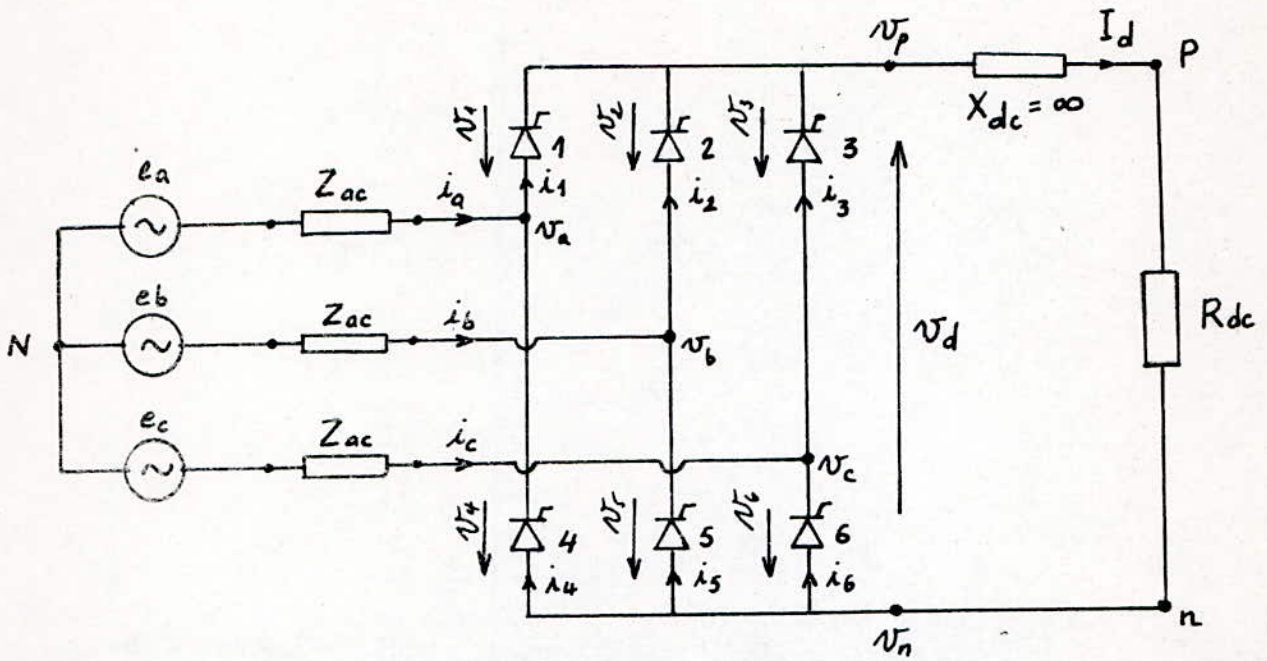


Fig. 1.1 Pont redresseur - Schéma du circuit

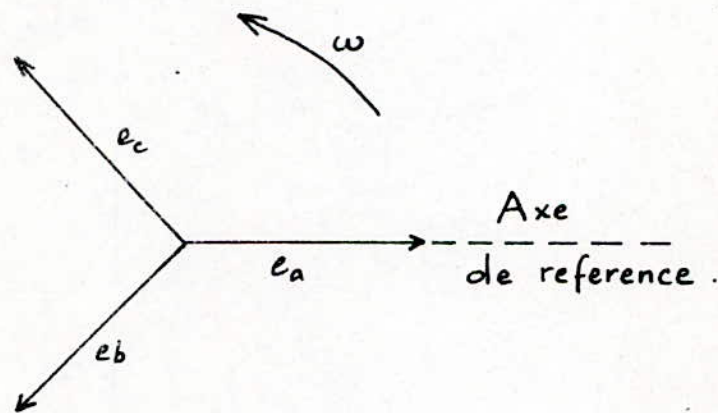


Fig. 1.2 Source des F.e.m à $t=0$

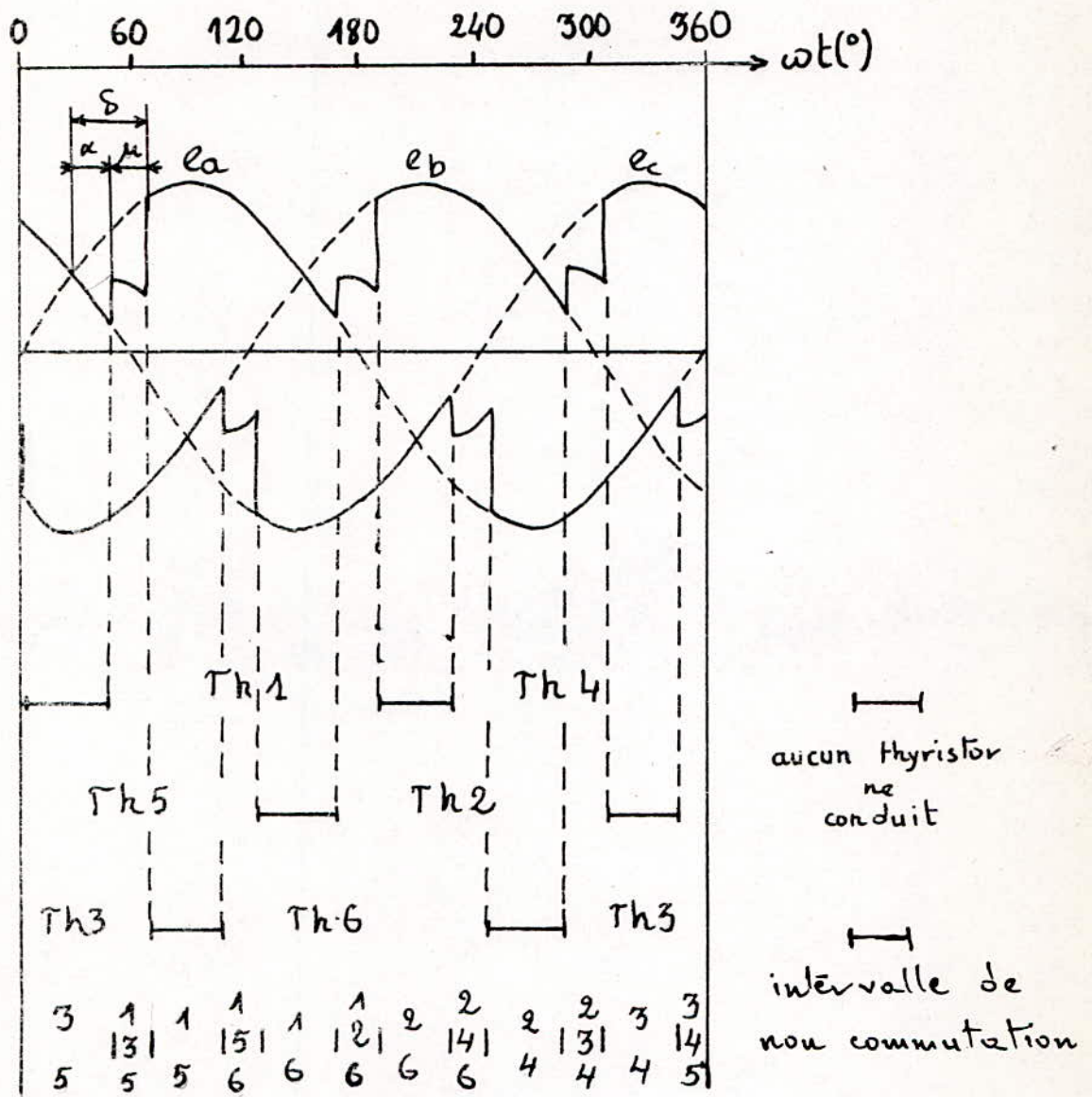


Fig. 1.3 Séquences de conduction des thyristors

une charge jouant le rôle d'un réseau à courant continu. Lors de notre analyse du circuit, les effets de la source et du réseau sont étudiés simultanément.

1.3.1. Calcul des valeurs instantanées :

- En régime de non commutation.

Durant l'intervalle de temps de non commutation, où la conduction est continue, seulement deux thyristors conduisent, soient les thyristors 1 et 6.

Ainsi la figure 1.1. est réduite à la figure 1.4. après omission des thyristors non conductibles soient les thyristors 2, 4, 3 et 5. D'où la circulation d'un courant constant I_d le long de la boucle n 6 N 1 p n (voir fig. 1.4.), n'affectant aucune chute de tension car $dI_d/dt = 0$.

On obtient les courants et tensions instantanés :

* Courants de phase :

$$\begin{aligned} i_a &= -i_c = I_d \\ i_b &= 0 \end{aligned} \quad (1.1.)$$

* Courants des valves :

$$\begin{aligned} i_1 &= i_6 = I_d \\ i_2 &= i_3 = i_4 = i_5 = 0 \end{aligned} \quad (1.2.)$$

* Tension redressée :

$$\begin{aligned} v_a &= v_p = e_a = E_d \sin wt \\ v_b &= e_b = E_d \sin (wt - \frac{2\pi}{3}) \\ v_c &= v_n = e_c = E_d \sin (wt + \frac{2\pi}{3}) \\ v_d &= v_n - v_p = \sqrt{3} E_d \cos (wt + \frac{\pi}{3}) \end{aligned} \quad (1.3.)$$

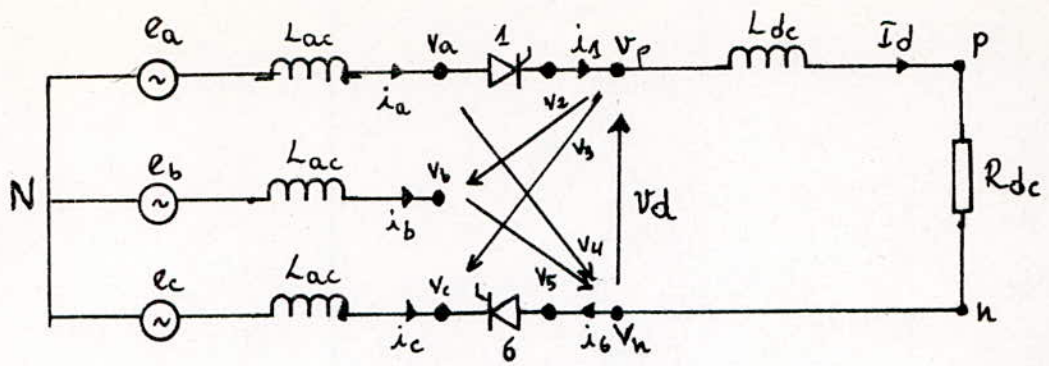


Fig.1.4 Pont redresseur avec valves 1 & 6 en conduction

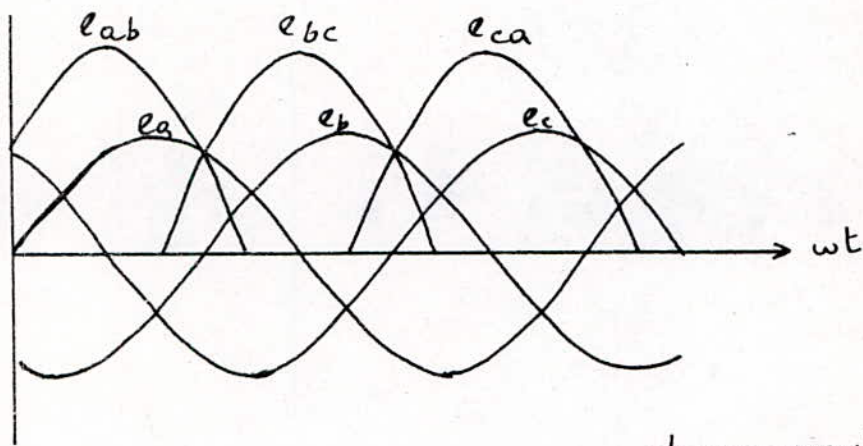


Fig.1.5 Tensions instantannées
}

 phase - neutre
 phase - phase

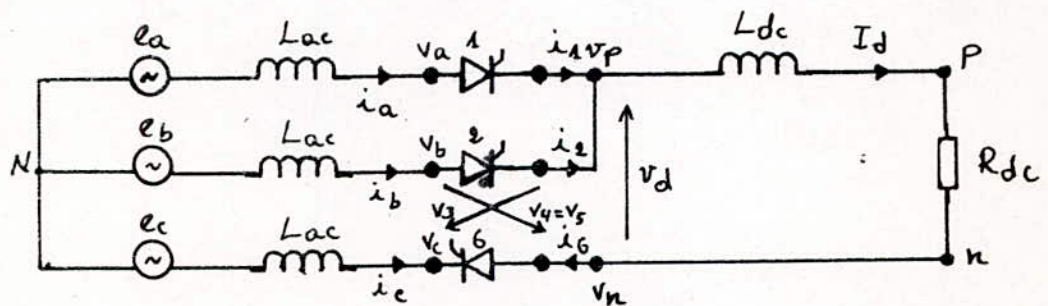


Fig.1.6 Pont redresseur avec valves 1, 2 & 6 en conduction

* Tensions aux bornes des thyristors :

$$\begin{aligned}
 v_1 &= v_6 = 0 \\
 v_2 &= v_p - v_b = e_{ab} = \sqrt{3} E_d \cos \left(wt - \frac{\pi}{3} \right) \\
 v_3 &= v_p - v_c = e_{ac} = -\sqrt{3} E_d \cos \left(wt + \frac{\pi}{3} \right) \\
 v_4 &= v_3 = -\sqrt{3} E_d \cos \left(wt + \frac{\pi}{3} \right) \\
 v_5 &= v_b - v_n = e_{bc} = -\sqrt{3} E_d \cos wt.
 \end{aligned} \tag{1.4.}$$

- En régime de commutation.

Ce mode de conduction ou de commutation est caractérisé par la conduction de trois valves simultanément, soient les valves 1, 2 et 6.

De la même façon que précédemment, la figure 1.1. se retrouve une deuxième fois, réduite en la figure 1.6. après omission des thyristors 3, 4 et 5 non conductibles. L'intervalle de conduction correspondant à ce mode, est caractérisé par le transfert du courant constant I_d du thyristor 1 au thyristor 2, ainsi,

$$\text{au début de commutation } \left(wt = \frac{5\pi}{6} + \alpha \right) i_1 = I_d \text{ et } i_2 = 0 \tag{1.5.}$$

$$\text{en fin de commutation } \left(wt = \frac{5\pi}{6} + \alpha + \mu \right) i_1 = 0 \text{ et } i_2 = I_d \tag{1.6.}$$

$$\text{où } \alpha + \mu = \delta$$

Le long de la boucle N 21 N, (Fig. 1.6.)

$$e_b - e_a = L_{ac} \frac{di_2}{dt} - L_{ac} \frac{di_1}{dt} \tag{1.7.}$$

où

$$e_b - e_a = -\sqrt{3} E_d \cos \left(wt - \frac{\pi}{3} \right) \tag{1.8.}$$

et

$$i_1 = I_d - i_2$$

Soit : $\frac{di_1}{dt} = 0 - \frac{di_2}{dt}$

L'équation (1.8.) devient :

$$-\sqrt{3} E_d \cos \left(\omega t - \frac{\pi}{3} \right) = 2 \cdot L_{ac} \frac{di_2}{dt}$$

Soit durant l'intervalle de conduction du thyristor 2.

$$\left[\left(\alpha + \frac{5\pi}{6} \right) / \omega , t \right]$$

$$-\frac{\sqrt{3} E_d}{2 L_{ac}} \int_{(\alpha + \frac{5\pi}{6}) / \omega}^t \cos \left(\omega t - \frac{\pi}{3} \right) dt = \int_0^{i_2} di_2$$

$$I_{s2} \left[\sin \left(\alpha + \frac{\pi}{2} \right) - \sin \left(\omega t - \frac{\pi}{3} \right) \right] = i_2 = I_d - i_1$$

$$I_{s2} \left[\cos \alpha - \sin \left(\omega t - \frac{\pi}{3} \right) \right] = i_2 \quad (1.9.)$$

où

$$I_{s2} = \frac{\sqrt{3} E_d}{2 \omega L_{ac}} \quad (1.10)$$

L'équation (1.9.) montre que le courant i_2 est composé de deux termes, dont l'un constant et l'autre sinusoïdal.

Le terme constant dépendant de α joue le rôle d'annulation du courant i_2 en début de commutation, ainsi que le courant i_1 en fin de commutation.

Le terme sinusoïdal peut traîner l'angle de commutation jusqu'à 90° , comme dans le cas d'un circuit purement inductif, et à une valeur I_{s2} où I_{s2} est le courant efficace du court-circuit dans la source.

Durant l'intervalle de commutation des thyristors 1 et 2 soit ($\alpha + \frac{5\pi}{6} < \omega t < \alpha + \mu + \frac{5\pi}{6} = \delta + \frac{5\pi}{6}$), les valeurs instantanées de tous les courants et tensions sont données par les équations suivantes :

* Courant de phase :

$$i_a = i_1 = I_d - I_{s2} (\cos \alpha - \sin (\omega t - \frac{\pi}{3}))$$

$$i_b = i_2 = I_{s2} (\cos \alpha - \sin (\omega t - \frac{\pi}{3})) \quad (1.11.)$$

$$i_c = - I_d$$

* Courants des thyristors :

$$i_1 = i_a$$

$$i_2 = i_b$$

$$i_3 = i_4 = i_5 = 0$$

$$i_6 = I_d$$

(1.12.)

* Tension redressée :

$$v_d = v_n - v_p$$

$$\text{où } v_p = v_a = v_b = \frac{e_a + e_b}{2}$$

$$\begin{aligned}
 v_p &= \frac{1}{2} E_d \sin \left(\omega t - \frac{\pi}{3} \right) \\
 v_n &= v_c = e_c = E_d \sin \left(\omega t + \frac{2\pi}{3} \right) \\
 v_d &= E_d \sin \left(\omega t + \frac{2\pi}{3} \right) - \frac{1}{2} E_d \sin \left(\omega t - \frac{\pi}{3} \right) \\
 v_d &= E_d \sin \left(\omega t + \frac{2\pi}{3} \right) + \frac{1}{2} E_d \sin \left(\omega t + \frac{2\pi}{3} \right) \\
 v_d &= \frac{3}{2} E_d \sin \left(\omega t + \frac{2\pi}{3} \right)
 \end{aligned}
 \tag{1.13.}$$

* Tensions aux bornes des thyristors :

$$\begin{aligned}
 v_1 &= v_2 = v_6 = 0 \\
 v_3 &= v_4 = v_5 = -v_d = -\frac{3}{2} E_d \sin \left(\omega t + \frac{2\pi}{3} \right)
 \end{aligned}
 \tag{1.14.}$$

Les équations correspondant au reste des séquences de commutation sont obtenues en procédant aux changements d'amplitude et de phase des équations précédentes, de même pour les séquences de non commutation.

A partir des équations résultantes, les graphes représentant les courants et tensions instantanés sont schématisés dans la figure 1.9.

1.3.2. Calcul des valeurs moyennes :

- Courant redressé.

A partir de l'équation (1.6.), on tire la valeur moyenne du courant continu.

$$I_d = \frac{\sqrt{3} E_d}{2\omega L_{ac}} (\cos \alpha - \cos \delta)
 \tag{1.15.}$$

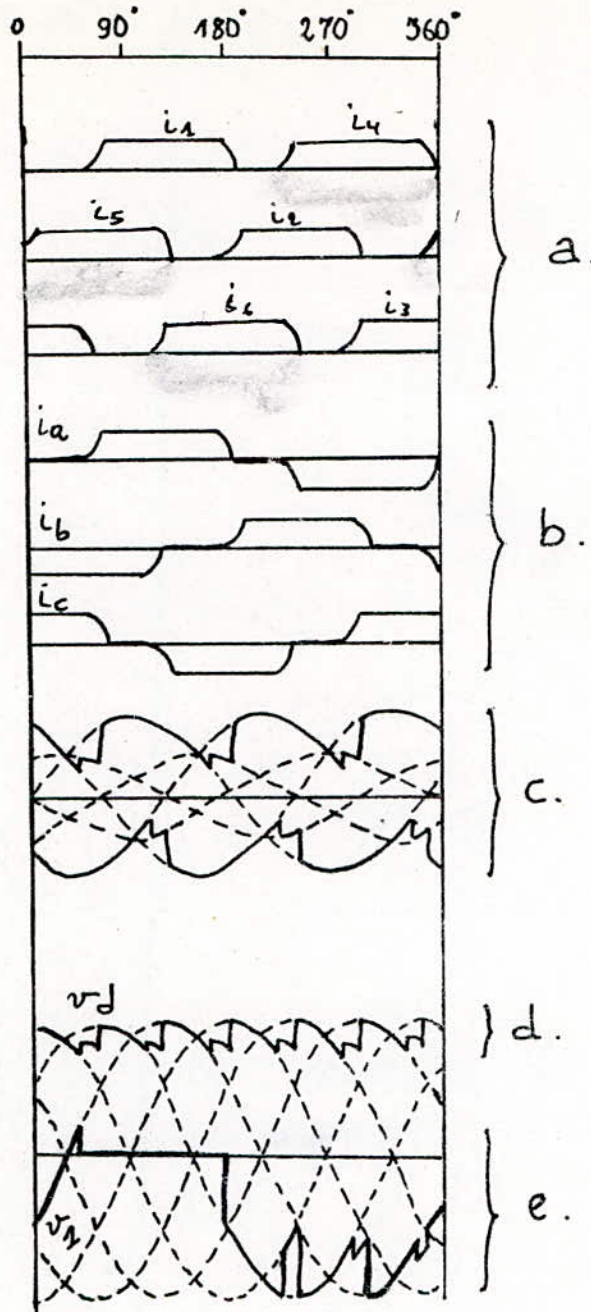


Fig .1.9 Courants et tensions instantannés d'un pont redresseur à 6 Thyristors avec α et μ non nuls

a: courants des thyristors

b: courants de phases

c: séquences positives et négatif de tensions redressées

d: tension redressée

e: tension aux bornes du thyristor 1.

- Tension redressée.

Par définition :

$$U_c = \text{moy} (v_d) = \frac{6}{2\pi} \int_{\pi/6}^{\pi/2} v_d(\theta) d\theta \quad (1.16.)$$

où $v_d(\theta)$ désigne la tension instantanée aux bornes du redresseur représenté dans la figure 1.9.

* pour $\alpha = 0$ (cas de diodes) et $\mu = 0$ (pas d'empiètement)

$$U_c = U_{co} = \frac{6}{2\pi} \int_{\pi/6}^{\pi/2} (e_a - e_b) d\theta$$

$$U_{co} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_d \quad (1.17.)$$

* pour $\alpha \neq 0$, les deux bornes d'intégration sont augmentées par α .

$$U_{c\alpha} = \frac{3\sqrt{3}E_d}{\pi} \int_{\pi/6+\alpha}^{\pi/2+\alpha} \cos(wt - \frac{\pi}{3}) dwt$$

$$U_{c\alpha} = U_{co} \cos \alpha \quad (1.18.)$$

L'effet de commutation est schématisé dans la figure 1.8. par la soustraction d'un certain air A à partir de l'air A_0 en chaque séquence de 60° , ainsi $A_0 = U_{co} \cdot \frac{\pi}{3}$, d'une façon similaire $A = \Delta U_c \cdot \frac{\pi}{3}$ où ΔU_c est la chute de tension par empiètement.

$$A = \int_{\alpha + \frac{\pi}{6}}^{\delta + \frac{\pi}{6}} \left(e_a - \frac{e_a - e_c}{2} \right) d\theta$$

$$= \int_{\alpha + \frac{\pi}{6}}^{\delta + \frac{\pi}{6}} \frac{e_a - e_c}{2} d\theta$$

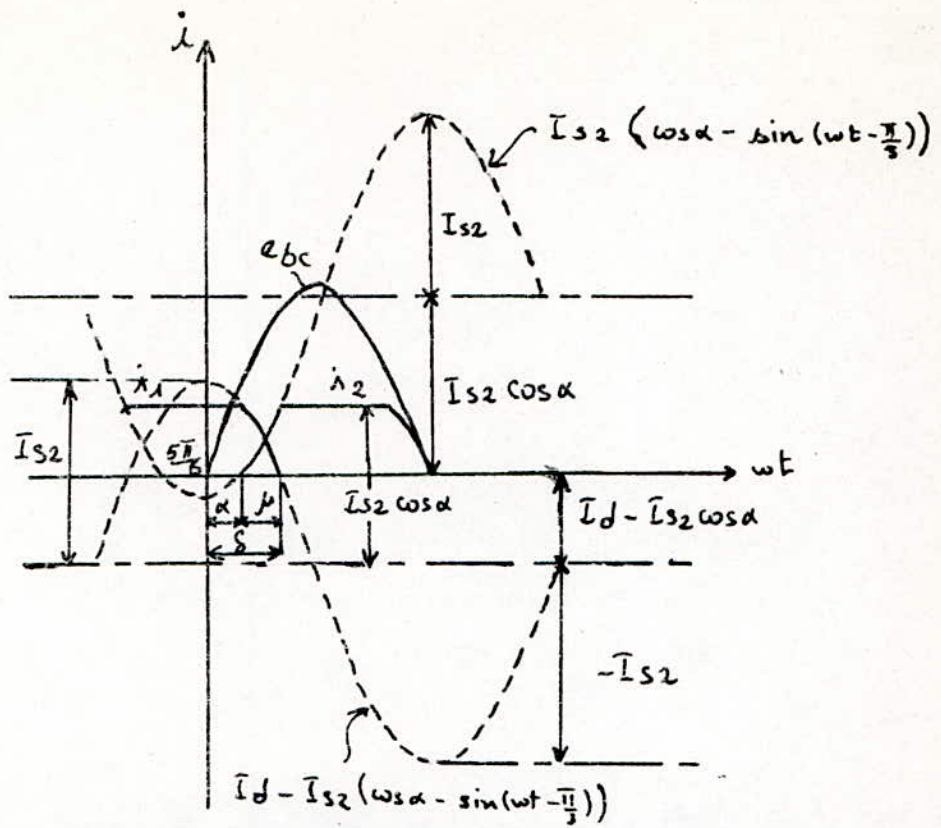


Fig. 1.7 Commutation des courants

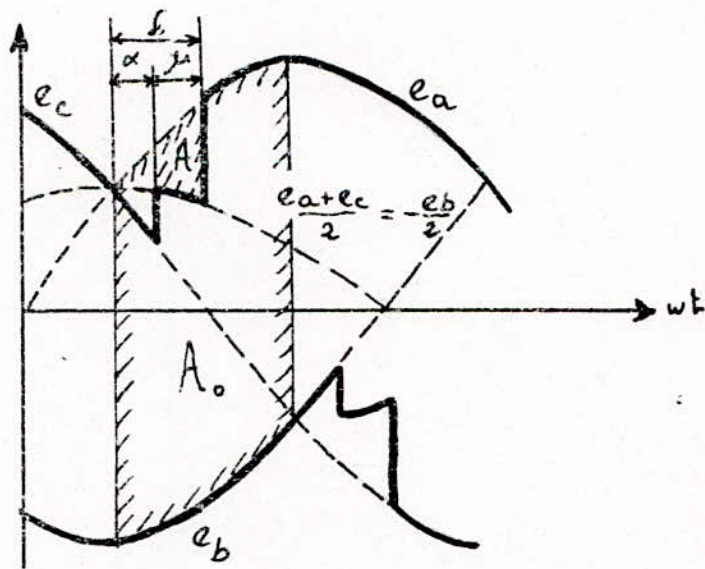


Fig. 1.8 Séquences de tensions redressées

$$A = -\sqrt{3} \frac{E_d}{2} \int_{\alpha + \frac{\pi}{6}}^{\delta + \frac{\pi}{6}} \cos(\omega t' + \frac{\pi}{3}) d \omega t'$$

$$A = \frac{\sqrt{3} E_d}{2} (\cos \alpha - \cos \delta)$$

$$\Delta U_c = \frac{3}{\pi} A = \frac{3\sqrt{3} E_d}{2\pi} (\cos \alpha - \cos \delta)$$

$$\Delta U_c = \frac{U_{co}}{2} (\cos \alpha - \cos \delta) \quad (1.19.)$$

D'où la valeur moyenne de la tension redressée avec $\alpha \neq 0$ et $\mu \neq 0$.

$$U_c = U_{c\alpha} - \Delta U_c = \frac{U_{co} (\cos \alpha + \cos \delta)}{2} \quad (1.20.)$$

Par comparaison des équations (1.15.) et (1.20.), on montre que la chute de tension par empiètement est proportionnelle au courant I_d .

$$\frac{\Delta U_c}{U_{co}} = \frac{I_d}{2I_{s2}} \quad (1.21.)$$

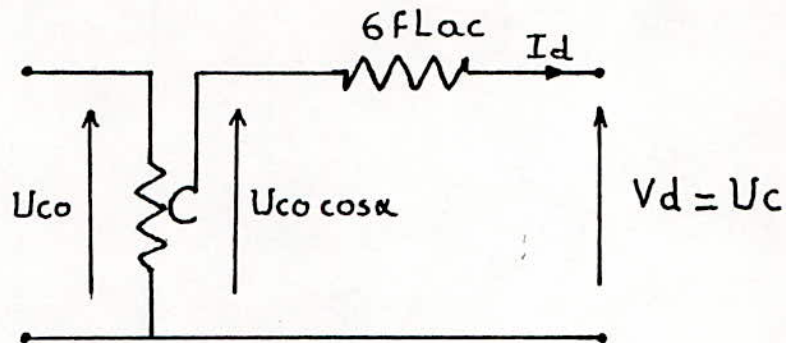
ainsi :

$$U_c = U_{co} \left(\cos \alpha - \frac{I_d}{2I_{s2}} \right)$$

$$U_c = U_{co} \cos \alpha - \frac{3}{\pi} \omega E_{ac} I_d \quad (1.22.)$$

Ainsi le pont redresseur fonctionnant à angle d'allumage des thyristors constants, peut être représenté par un circuit alimenté par une tension continue U_{co} , et fournissant une tension

continue U_c



et d'autre part :

$$U_c = R_{dc} I_d \quad (1.23)$$

où R_{dc} est la charge vue par le pont redresseur.

1.4. - Simulation dynamique.

La plupart des méthodes [8] existantes pour la simulation digitale des ponts redresseurs sont basées sur la solution d'un programme muni de plusieurs sous-routines. Chaque sous-routine permet la résolution d'une partie d'équations différentielles provenant d'une topologie particulière du système.

Récemment, deux méthodes [8] de simulation dynamique des redresseurs ont été proposées, ces dernières utilisent la technique des tenseurs, résultant dans la flexibilité de la simulation et en des solutions rapides

Ces méthodes sont basées dans le calcul d'une impédance (Z_m) et une matrice d'incidence (C_n). (Z_m) est la matrice décrivant l'état ou la topologie globale du système où toutes les

valves conduisent en même temps.

(C_n) est la matrice tenseur dépendant en l'état de conduction des thyristors dans le système, cette matrice relie l'état de conduction particulière à la topologie générale où tous les thyristors conduisent dans le système.

Note : pour une explication plus détaillée de la méthode utilisée, voir le chapitre suivant.

1.5. - Analyse harmonique d'un pont redresseur.

1.5.1. Généralités :

Les ponts redresseurs génèrent des tensions et courants harmoniques des deux côtés, alternatif et continu. Un pont redresseur à p thyristors génère principalement des harmoniques d'ordre :

$$h = pq \quad (1.24.)$$

du côté continu et

$$h = pq \pm 1 \quad (1.25.)$$

du côté alternatif, q étant un entier positif.

Les niveaux d'amplitudes des harmoniques diminuent avec l'augmentation de ces ordres.

L'amplitude du courant harmonique d'ordre h est inférieure à I_1/h , où I_1 est l'amplitude du courant fondamental.

Des mesures pratiques ont été entreprises afin de limiter la propagation de ces harmoniques à travers le réseau électrique, vu les effets néfastes qu'ils peuvent provoquer.

Les moyens principaux utilisés pour la diminution ou l'annulation de ces harmoniques sont les suivants :

a) - Augmentation du degré de pulsation, soit le nombre des thyristors.

b) - Installation des filtres.

Le premier moyen était utilisé dans certains redresseurs, mais l'idée générale est, que, pour les redresseurs utilisés en HVDC, l'emploi des filtres est plus économique que d'augmenter le nombre de commutateurs au dessus de 12. L'emplacement de ces filtres est presque toujours du côté alternatif des redresseurs. La self utilisée du côté continu, diminue les harmoniques, et dans plusieurs redresseurs, spécialement ceux qui sont connectés aux câbles à courant continu, aucun filtre n'est au besoin. De plus l'emplacement des filtres du côté alternatif permet non seulement l'absorption de ces harmoniques mais aussi l'approvisionnement du réseau alternatif en énergie réactive.

1.5.2. Types d'harmoniques :

L'ordre d'un harmonique étant défini par le rapport de sa fréquence à la fréquence fondamentale.

Ainsi, les harmoniques d'ordres cités par les équations (1.24.) et (1.25.) sont des harmoniques caractérisés.

Tandis que les harmoniques d'ordres différents à ceux donnés par (1.24.) et (1.25.), s'appellent harmoniques non caractérisés.

1.5.2.1 - Harmoniques caractérisés.

Les considérations ou hypothèses établies lors de l'analyse théorique du pont redresseur (début du chapitre présent) sont aussi nécessaires dans la détermination des amplitudes, phases et ordres des harmoniques caractérisés. Suite de ces hypothèses et plus particulièrement à partir des considérations a - et b - les déductions suivantes a - et b - respectivement peuvent être obtenues.

a) - Le système triphasé, de tensions sinusoïdales, ne possède d'harmoniques, sauf le fondamental.

b) - Le courant redressé n'a pas d'harmoniques. Tandis qu'il peut y avoir des courants harmoniques côté alternatif

et des tensions harmoniques du côté continu.

c) - Ainsi les tensions harmoniques obtenues sont d'ordre 6 et ses multiples, soient, 12, 18, 24, etc ...

Les courants de ligne sont des séquences positives et négatives de même forme, par conséquent.

d) - Absence d'harmoniques pairs de ces courants.

En conclusion, la tension redressée contient des harmoniques d'ordres $6q$, et les courants de phase, des harmoniques impairs, d'ordre $6q + 1$ relatifs aux séquences positives et d'ordre $6q - 1$ pour les séquences négatives.

1.5.2.2. Harmoniques non caractérisés.

Les hypothèses citées dans l'analyse précédente des harmoniques caractérisés sont nullement satisfaisantes dans la pratique. Par conséquent, non seulement, sont les harmoniques d'ordres caractérisés légèrement changés de leurs amplitudes et phases théoriques, mais aussi, et ceci est plus important, les harmoniques d'ordres non caractérisés apparaissent, dans leurs amplitudes sont faibles par rapport à ceux d'ordres adjacents caractérisés. Les harmoniques non caractérisés ont pour conséquence la création de troubles de fonctionnement, en causant une instabilité dans le système de contrôle des valves.

1.5.3. Calcul d'harmoniques :

Par définition, l'analyse d'un signal quelconque en utilisant la forme trigonométrique générale des séries de FOURIER ; nous permet une décomposition complète de ce signal en plusieurs signaux dits harmoniques, dont l'équation géné-

rale est la suivante :

$$F(\theta) = \frac{A_0}{2} + \sum_{h=1}^{\infty} (A_h \cos h\theta + B_h \sin h\theta)$$

où F est la fonction signal

avec :

$$A_0 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} F(\theta) d\theta$$

$$A_h = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} F(\theta) \cos h\theta d\theta$$

$$B_h = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} F(\theta) \sin h\theta d\theta$$

$A_0/2$: valeur moyenne de F

A_n et B_n étant les composantes rectangulaires de l'harmonique d'ordre h

La phase correspondante est ϕ_h .

$$A_h - j B_h = C_h \underline{V_{\phi_h}}$$

où

$$C_h = \sqrt{A_h^2 + B_h^2}$$

C_h : amplitude de l'harmonique h.

$$\text{et } \phi_h = \tan^{-1} \frac{B_h}{A_h}$$

Ainsi on obtient les harmoniques relatifs à la tension redressée et au système des courants alternatifs en remplaçant F(θ) par sa fonction appropriée.

Leurs expressions théoriques en termes de séries de FOURIER sont montrées dans [2].

Chapitre 2

SIMULATION DETAILLEE DU PONT DE GRAETZ

PAR LA METHODE DES TENSEURS

Dans la simulation du pont de Graëtz, la tension et le courant à travers les valves, sont calculés à chaque instant, ainsi que l'état de chacune des valves simulées est connu.

Le réseau du côté continu (dc) peut être remplacé par des composantes RLC (dans notre cas, il est représenté par une charge résistive).

2.1. - Représentation détaillée du pont :

Une approche pour simuler le pont est basée sur la solution du programme principal comprenant plusieurs sous-routines. Chacune d'elles traite une partie du système, afin de présenter diverses topologies correspondant aux divers circuits. Etant donné que la topologie du circuit change dans n'importe quel instant, la valve change d'état. La simulation dynamique du pont est extrêmement difficile, particulièrement lorsqu'il est connecté à un système à courant alternatif (ac) de faible puissance. En outre, cette approche est incapable de traiter les modèles de conduction inhabituelle, durant les périodes imperfectionnées [5]. Pour surmonter de tels inconvénients, une méthode basée sur l'analyse des tenseurs a été développée. Dans cette méthode, l'ensemble des équations représentant le pont avec la conduction de toutes les valves, est réduit par une matrice de transformateur, afin de représenter un modèle particulier de conduction dans chaque instant. L'analyse des tenseurs de Kron est utilisée, afin d'éliminer les branches correspondant aux valves non conductrices. Ceci évite les instabilités numériques dans quelques anciennes approches, dont les valves non conductrices sont approximées par des très larges impédances [5].

Cette approche est souple, car elle a une capacité de traiter un modèle quelconque de conduction, contenant un nom-

bre arbitraire de valves conductrices [5].

2.2. - Simulation du pont :

Pour illustrer la méthode, considérons le pont de Graëtz montré dans la figure 2.1. Le transformateur connecté au pont est monté en étoile - étoile (Y - Y). Ce pont peut être entièrement représenté par un système d'équation dérivant les cinq mailles indépendantes.

La relation générale reliant les tensions alternatives secondaires aux courants indépendants est définie par :

$$V_m = Z_m \cdot I_m \quad (2.1.)$$

où Z_m représente la matrice impédance correspondant au pont, définie dans l'annexe A.

$$\begin{aligned} V_m &= [e_{ac} \quad e_{bc} \quad e_{ca} \quad e_{cb} \quad 0]^t \\ I_m &= [i_a \quad i_b \quad i_c \quad i_d \quad I_d]^t \end{aligned} \quad (2.2.)$$

avec :

$$e_{ac} = e_a - e_c$$

$$e_{bc} = e_b - e_c$$

$$e_{ca} = e_c - e_a$$

$$e_{cb} = e_c - e_b$$

où :

e_a , e_b et e_c sont les f.e.m. phase - neutre

e_{ac} , e_{bc} , e_{ca} et e_{cb} sont les f.e.m. phase - phase

I_d représente le courant du côté continu.

Cependant l'équation (2 - 1) est valable uniquement, lorsque toutes les valves sont conductrices.

Durant l'opération normale du pont, un nombre limité de val-

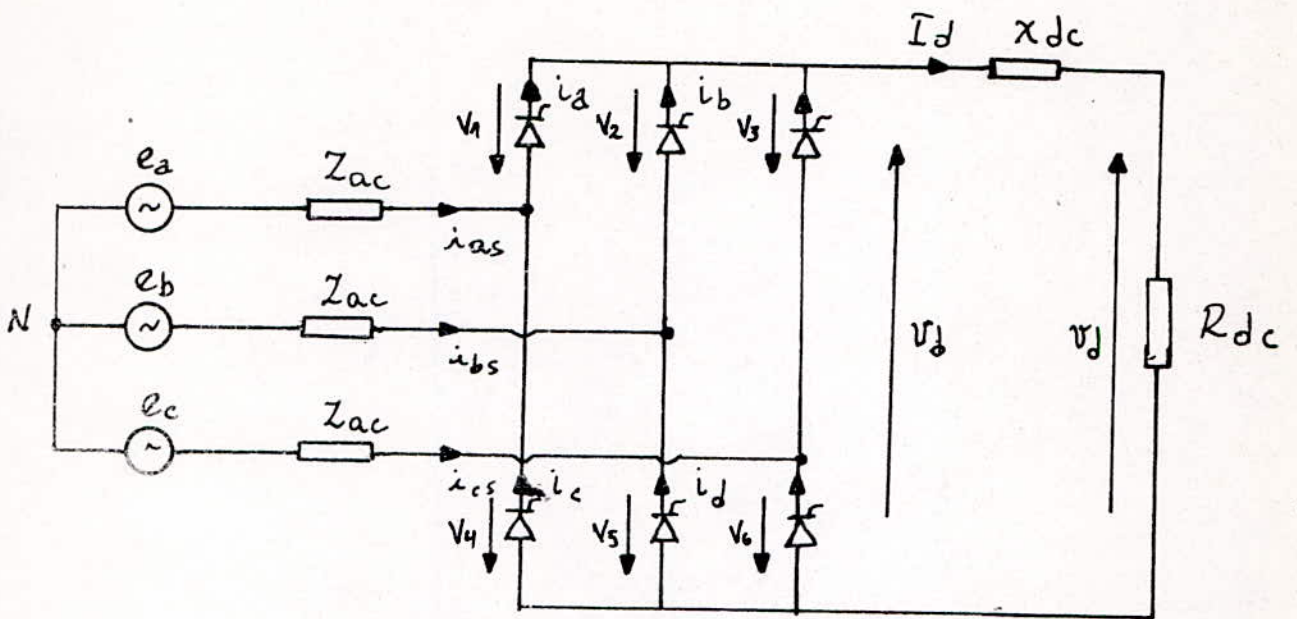


Fig.2.1 schéma du circuit

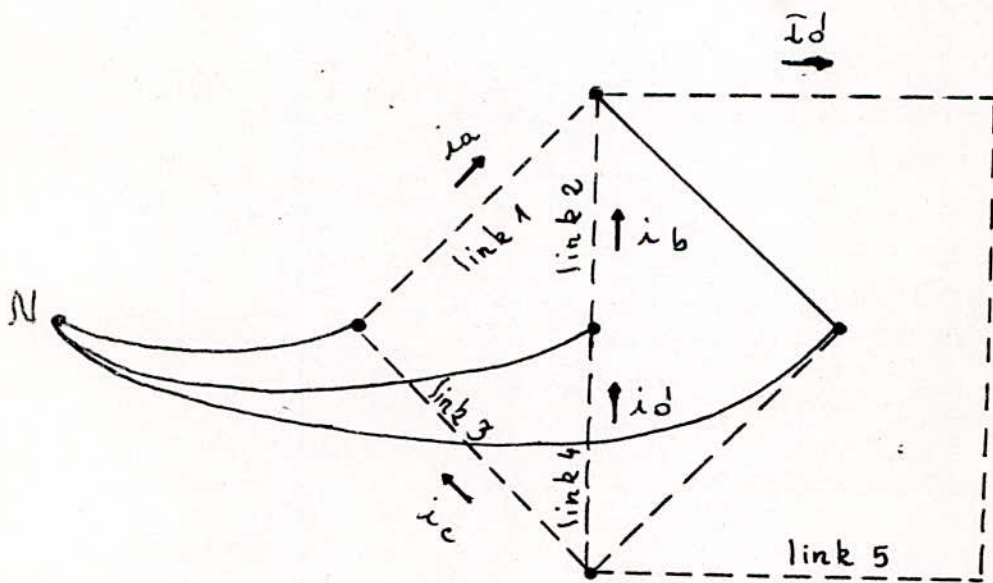


Fig.2.2 Diagramme des mailles

ves qui conduisent. Les non conductrices sont représentées par des circuits ouverts, qui doivent être éliminés de l'équation considérée. Le modèle du pont peut être envisagé comme une séquence topologique du circuit.

La topologie du circuit change au moment où l'état d'une valve change. En utilisant la réduction de KRON, l'équation (2-1) peut être réduite à un système présentant une validation, pour une topologie du circuit particulier. Ceci est effectué par définition de la matrice incidente, qui relie les courants indépendants I_m dans le circuit original, aux courants I_n dans le modèle réduit.

$$I_m = C_n \cdot I_n \quad (2.3.)$$

Une fois la matrice incidente est définie pour une topologie du circuit particulier, le reste des paramètres peut être déterminé comme suit :

Substituant (2.3.) dans (2.1.)

$$V_m = Z_m C_n I_n$$

Multipliant les deux côtés par C_n^t (la matrice transposée de C_n)

$$C_n^t V_m = C_n^t Z_m C_n I_n$$

définissant :

$$V_n = C_n^t V_m$$

$$Z_n = C_n^t Z_m C_n$$

Ainsi, la forme finale de l'équation représentant le modèle réduit, pour une topologie du circuit particulier devient :

$$V_n = Z_n I_n$$

Pour résoudre cette équation numériquement, utilisant la méthode d'EULER, et pour ce fait, on doit la réécrire sous sa forme différentielle donnée par :

$$pV_n = (R_n + pL_n) I_n$$

d'où

$$pI_n = L_n^{-1} (V_n - R_n I_n) \quad (2.4.)$$

où :

p représente l'opérateur d/dt

R_n et L_n représentent respectivement les matrices résistance et inductance dans le modèle réduit. La matrice inductance L_n est une matrice carrée donc peut-être aisément inversée. Cette équation est résolue pour les courants indépendants I_n , à partir desquels les courants indépendants des mailles I_m sont calculés selon l'équation (2.3.). Les courants traversant les valves, et les courants primaires du transformateur peuvent être calculés en termes des courants des mailles I_m . Evidemment, l'efficacité de la méthode dépend de l'approche utilisée pour générer la matrice incidente C_n . Dans la prochaine section, il est clair que C_n peut être générée dans une manière logique pour une topologie d'un circuit quelconque.

2.3. - Généralisation de la matrice incidente.

La figure 2.2. montre le diagramme des mailles, pour un pont de Graëtz. Si toutes les valves sont conductrices, cinq chaînons existent, correspondant à cinq courants indépendants des mailles. Durant l'opération normale, seulement 2 ou 3 valves conduisent dans tout le pont, et par suite, un nombre limité de chaînons et branches resteront dans le circuit. La dimension de la matrice incidente est $5 \times n$, où n étant le nombre de chaînons restant dans le circuit de la fig. 2.1. Par la considération de tous les modèles possibles de conductions, une déclaration logique peut être dérivée de chaque chaînon, laquelle est égale à 1 (true) si un chaînon particulier existe dans le circuit réduit, et à 0 (false) ailleurs. Lorsque tous les chaînons existant sont déterminés, un contrôle s'est établi, afin de vérifier si les valves sélectionnées comme branches dans l'arbre original, dans la fig. 2.1., sont encore conductrices. Si l'une de ces valves devient

bloquée, une nouvelle branche doit être sélectionnée, et les éléments appropriés dans la matrice C_n , doivent être modifiés comme il est expliqué dans l'annexe B.

2.4. - Calcul des tensions des valves.

Les tensions à travers les valves non conductrices, doivent être calculées à chaque instant, afin de déterminer leurs états (conduction ou blocage), pour le prochain pas du temps. Une fois la matrice incidente C_n a été généralisée, les courants indépendants des mailles I_m et les tensions V_m sont obtenus, en utilisant les plus récentes valeurs de I_n et V_n .

La forme modifiée de l'équation 2.1. comprenant les équations des mailles des tensions des valves, est utilisée pour déterminer celles-ci.

$$V_x = V_m - Z_m I_m \quad (2.5.)$$

Afin de résoudre cette équation numériquement, écrivons-la sous sa forme différentielle :

$$V_x = V_m - (R_m + pL_m) I_m$$

Substituant (2.3.) dans l'équation ci-dessus :

$$V_x = (V_m - R_m C_n I_n) + L_m pI_n$$

où

$$p = d/dt$$

R_m et L_m représentent respectivement les matrices résistance et inductance, dans le circuit original.

pI_n représentent le solutions obtenues de l'équation (2.4.).

D'autre part :

$$V_x = \begin{bmatrix} V_1 - V_3 \\ V_2 - V_3 \\ V_4 - V_6 \\ V_5 - V_6 \\ V_3 + V_6 \end{bmatrix} \quad (2.6.)$$

où

V_j représente la tension à travers la jème valve du pont considéré ($j = 1,6$)

En général, le vecteur V_x est relié à la tension des valves, par l'intermédiaire de la matrice D :

$$V_x = D \cdot V_v \quad (2.7.)$$

où

$$V_v = \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \\ V_5 \\ V_6 \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad D = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Etant donné que la tension à travers les valves conductrices est nulle, les colonnes correspondant à ces valves, dans la matrice D sont éliminées. Après une élimination analogue des lignes correspondant aux chaînons existant dans le modèle réduit, la matrice D est réduite à une matrice **carrée**. Les tensions inconnues des valves sont donc calculées de la forme réduite de l'équation (2.7.), donnée comme suit :

$$V_{vn} = D_n^{-1} \cdot V_{xn}$$

2.5. - Calcul des courants traversant les valves :

Afin de déterminer l'état des valves pour le prochain pas du temps, les courants à travers les valves doivent être calculés à chaque instant.

Une fois les courants I_m sont déterminés selon l'équation (2.2.) les courants I_v traversant les valves sont obtenus en termes des courants I_m suivant la relation :

$$I_v = D^t I_m \quad (2.8.)$$

où :

D^t représente la matrice transposée de D

$$I_v = [I_1 \quad I_2 \quad I_3 \quad I_4 \quad I_5 \quad I_6]^t$$

avec :

I_j ($j = 1,6$) représente le courant traversant la j ème valve.

2.6. - Matrices de transformation de la tension et du courant :

Les tensions secondaires V_m sont reliées à celles primaires V_p , par l'intermédiaire de la matrice de transformation T_v :

$$V_m = T_v \cdot V_p \quad (2.9.)$$

où

$V_p = [e_a \quad e_b \quad e_c]^t$ représente le vecteur tension primaire (côté alternatif).

$$T_v = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & 1 \\ 0 & -1 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

En écrivant les équations pour le côté alternatif, les courants secondaires du transformateur devraient être référés aux cou-

rants primaires. Par inspection de la fig.2.1., les courants secondaires sont calculés en termes des courants indépendants des mailles selon les équations suivantes :

$$\begin{aligned} i_{as} &= i_a - i_c \\ i_{bs} &= i_b - i_c \\ i_{cs} &= i_c + i_d - i_a - i_b \end{aligned}$$

Donc :

$$I_s = T_v^t \cdot I_m \quad (2.10.)$$

d'où

$$I_s^t = (i_{as} \quad i_{bs} \quad i_{cs})^t \text{ est le vecteur repré-}$$

sentant les courants secondaires du transformateur.

Les courants primaires et secondaires sont reliés par le rapport de transformation t_i

$$I_p = t_i \cdot I_s$$

où

$I_p = [i_{ap} \quad i_{bp} \quad i_{cp}]^t$ est le vecteur représentant les courants primaires du transformateur.

Exprimant I_s en termes des courants des mailles I_m , la matrice du transformateur reliant les courants primaires à ceux des mailles I_m est donnée par :

$$I_p = t_i T_v^t I_m$$

d'où

$$I_p = T_i I_m$$

avec

$$T_i = t_i T_v^t$$

2.7. - Algorithme de simulation :

À chaque instant, la topologie du circuit change, les équations (2.1.) devraient être renouvelées, par un nouvel en-

semble réduit donné par l'équation (2.4.). Pour ce fait, une nouvelle matrice incidente devait être généralisée, à partir des états de conduction connus. Les matrices R_n , L_n et le vecteur V_n sont donc calculés à partir de Z_m et V_m respectivement, en utilisant la nouvelle matrice incidente.

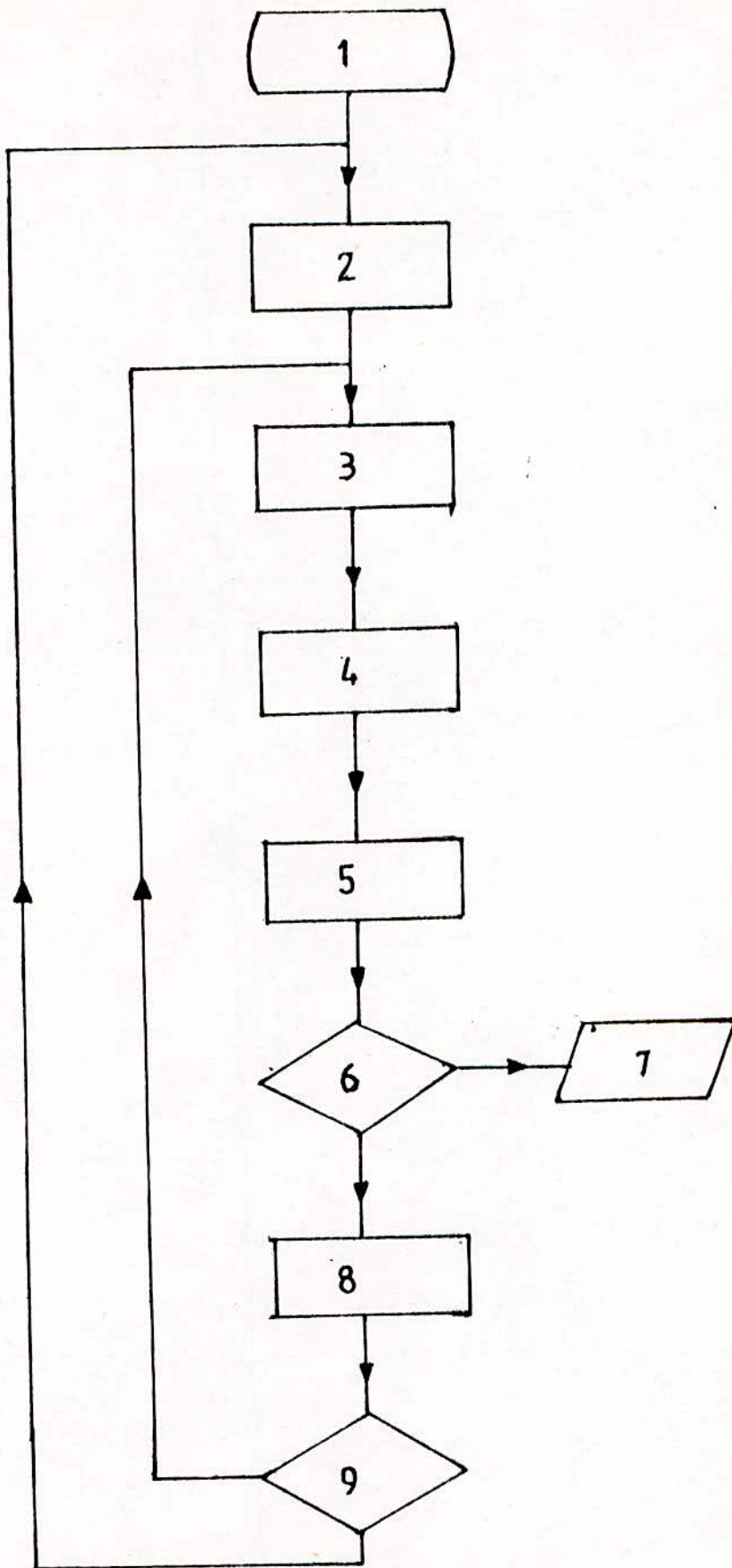
Si un changement d'état de n'importe quelle valve a été détecté, les courants I_n dans l'ensemble réduit doivent être proprement initialisés, avant que le processus d'intégration n'ait. Les courants I_m , et par suite les courants I_v sont renouvelés. Ainsi que les tensions V_m en utilisant les plus récentes valeurs des tensions V_p . Les tensions V_v sont donc calculées en utilisant les nouvelles valeurs de V_m et I_m .

Avant que l'état de conduction des valves, pour le prochain pas du temps soit déterminé. Le statut du contrôle des impulsions pour chaque valve, devrait être connu : pour que la valve devienne conductrice, il faut envoyer une impulsion dans la grille. Cependant, des sous-routines de contrôle sont appelées à ce stade.

Une fois, l'état de conduction des valves est renouvelé, le programme redémarre pour le prochain pas du temps, au moment où une nouvelle matrice incidente est générée, s'il y a un changement d'état de conduction des valves.

Un organigramme simplifié est montré dans la fig.2.3.

Fig. 2.3 organigramme simplifié de simulation



- 1 - Début
- 2 - Généralisation de la matrice incidente
- 3 - Résolution des équations différentielles et calcul des tensions et des courants des valves
- 4 - Contrôle du statut de la grille des valves
- 5 - La conduction ou le blocage détecté (e) des valves
- 6 - Fin d'étude ?
- 7 - Impression des résultats
- 8 - Avancement du temps $t = t + \Delta t$
- 9 - Changement d'état de conduction des valves ?

Etude numérique.

La simulation détaillée du pont à 6 valves est basée sur le système per-unit (pu), dont les paramètres de base sont :

La tension de base est égale à la valeur crête de la tension phase - neutre :

$$V_{\text{base}} = 55 \text{ kV}$$

Le courant de base est choisi tel que :

$$I_{\text{base}} = 1 \text{ kA}$$

Par voie de conséquence, l'impédance de base est donnée comme suit :

$$Z_{\text{base}} = V_{\text{base}} / I_{\text{base}} = 55 \Omega$$

Les valeurs nominales utilisées dans cette simulation :

- La résistance du transformateur $R_{ac} = 0 \text{ pu}$
sa réactance $X_{ac} = 0,08114 \text{ pu}$

- La self de lissage $X_{dc} = 2,856 \text{ pu}$

- La charge vue du pont redresseur :

$$R_{dc} = 1,575 \text{ pu.}$$

Suivant les équations (1.22.) et (1.33), les valeurs moyennes de la tension et du courant redressés respectivement sont données comme suit :

$$U_c = 1,575 \text{ pu}$$

$$I_d = 1 \text{ pu}$$

Angle d'empiètement, selon l'équation (1.15.) est tel que :

$$\mu = 25^\circ$$

La chute de tension due à l'empiètement selon l'équation (1.19.) vaut :

$$\Delta V = 0,074 \text{ pu.}$$

Courbes de bases.

Les courbes suivantes sont représentées pour un angle d'allumage nul et un angle d'empiètement de 25° .

Les fig. 2.4. et 2.5. représentent respectivement la tension redressée et la tension aux bornes de la valve 1, qui coïncident avec celles théoriques.

Les fig. 2.6., 2.7. et 2.8. représentent respectivement le courant redressé, le courant traversant la valve 1 et le courant de la phase a.

L'hypothèse posée pour que ces courants ne possèdent aucune ondulation, n'est possible que si la self de lissage est infinie. Etant donné que dans la pratique, toutes les selfs sont finies (généralement ne dépassent pas 1 Henry), la question de précision est toujours soulevée. En outre, si la self est finie, la forme de ces courants varie avec la nature de la charge.

La concordance des caractéristiques obtenues par simulation avec elles théoriques justifie l'efficacité de la méthode utilisée.

U_d (pu)

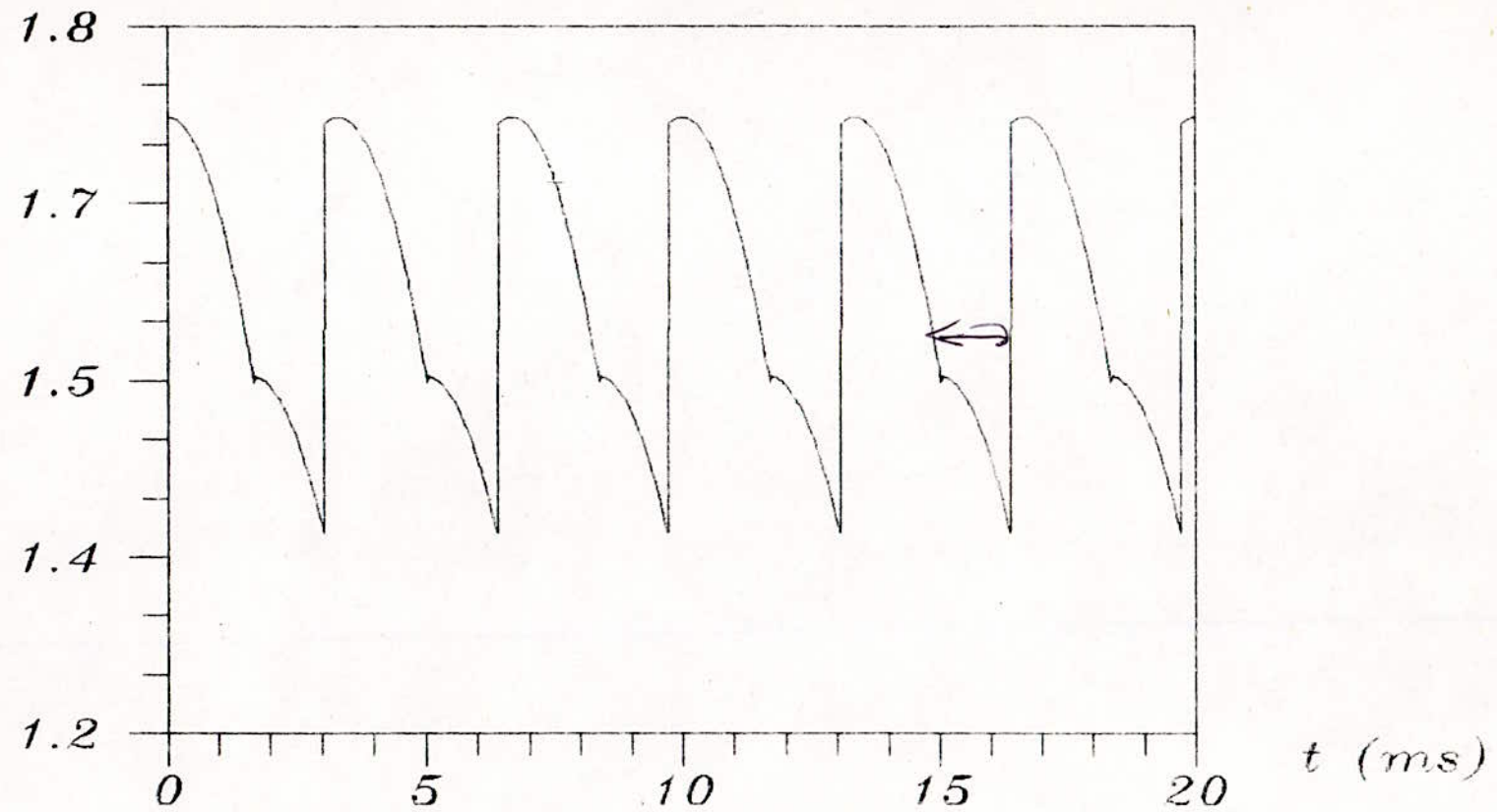


Fig.2.4 Tension redressee

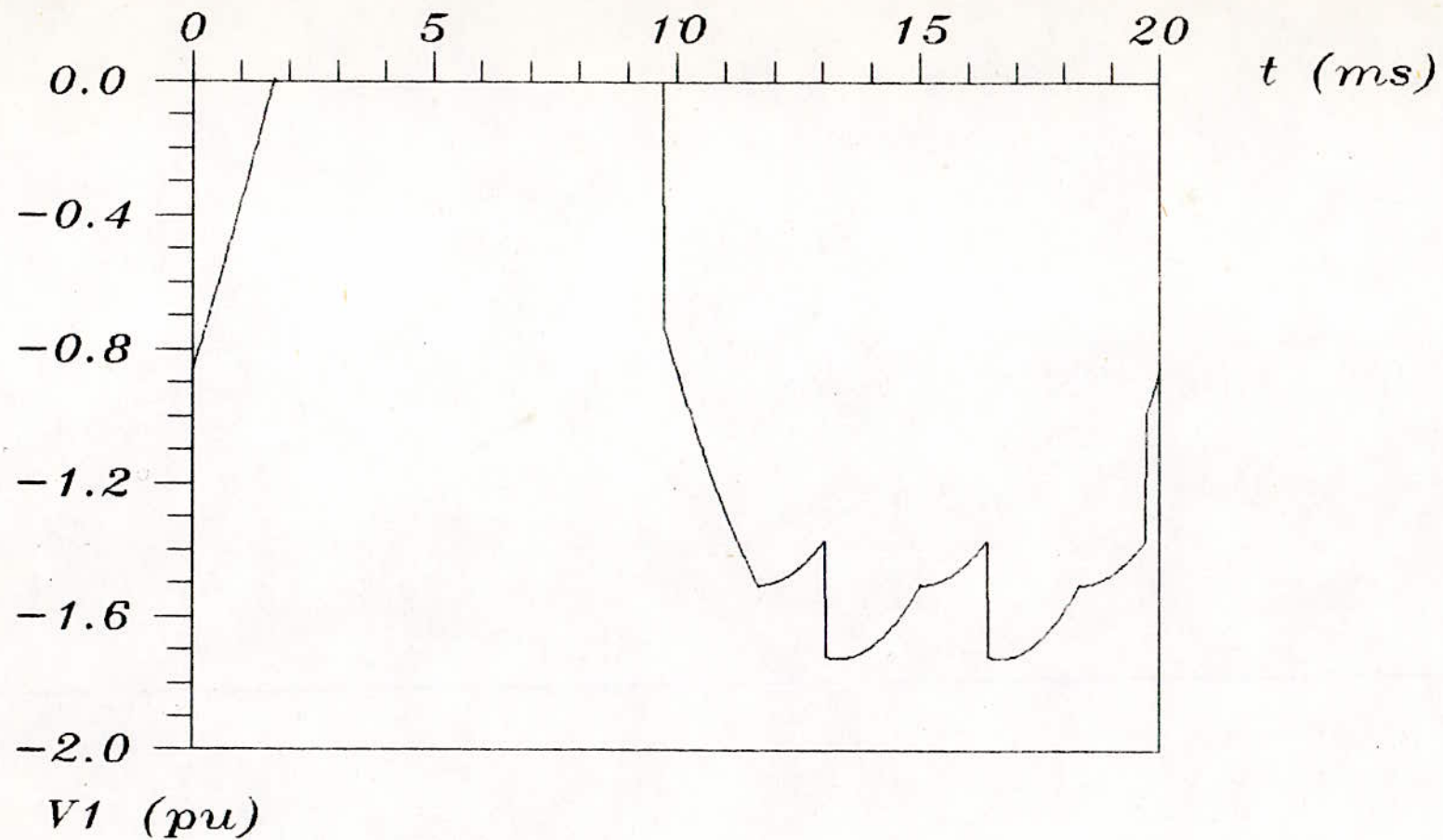


Fig.2.5 Tension aux bornes du thyristor 1

I_d (pu)

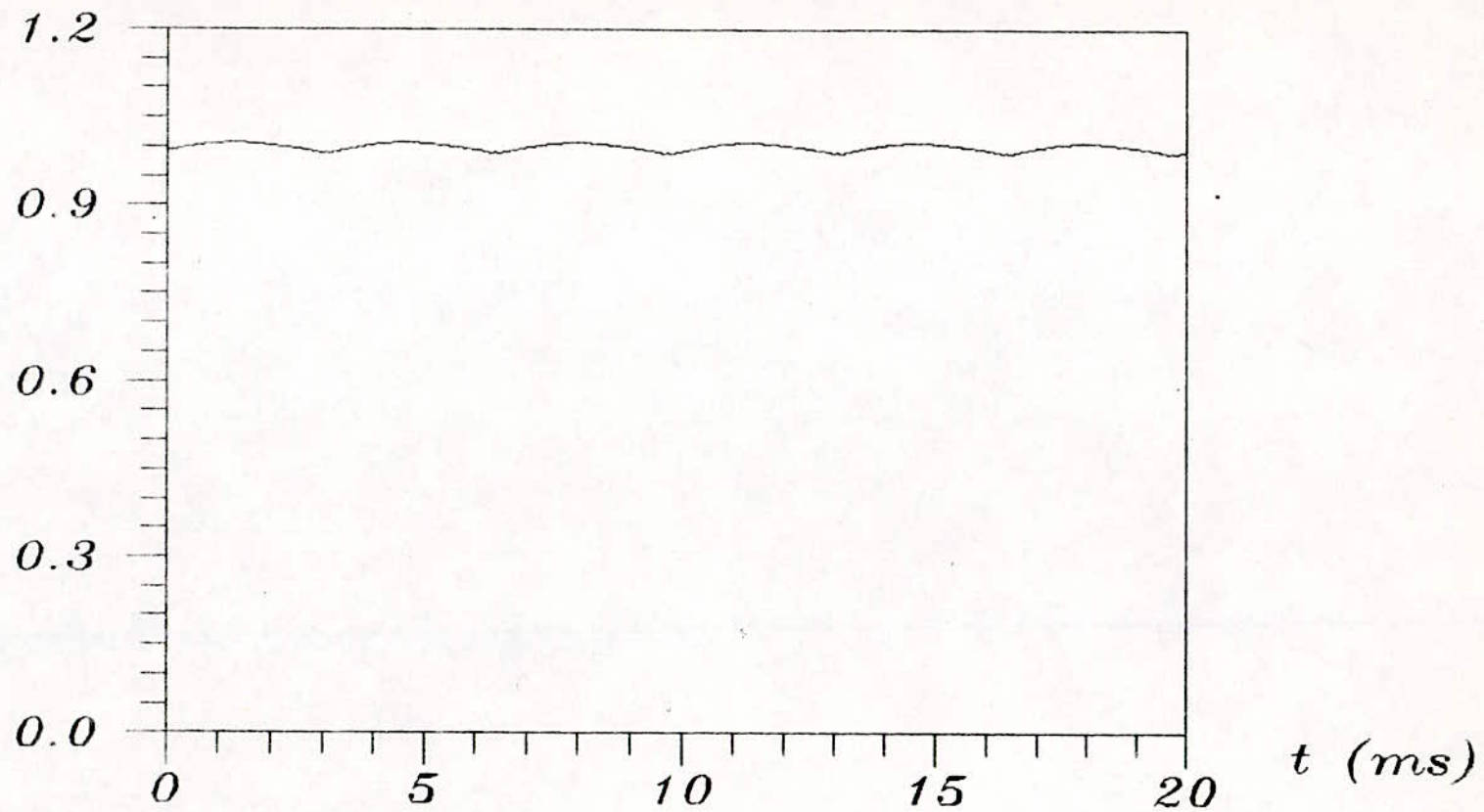


Fig.2.6 Courant redresse

I_v (pu)

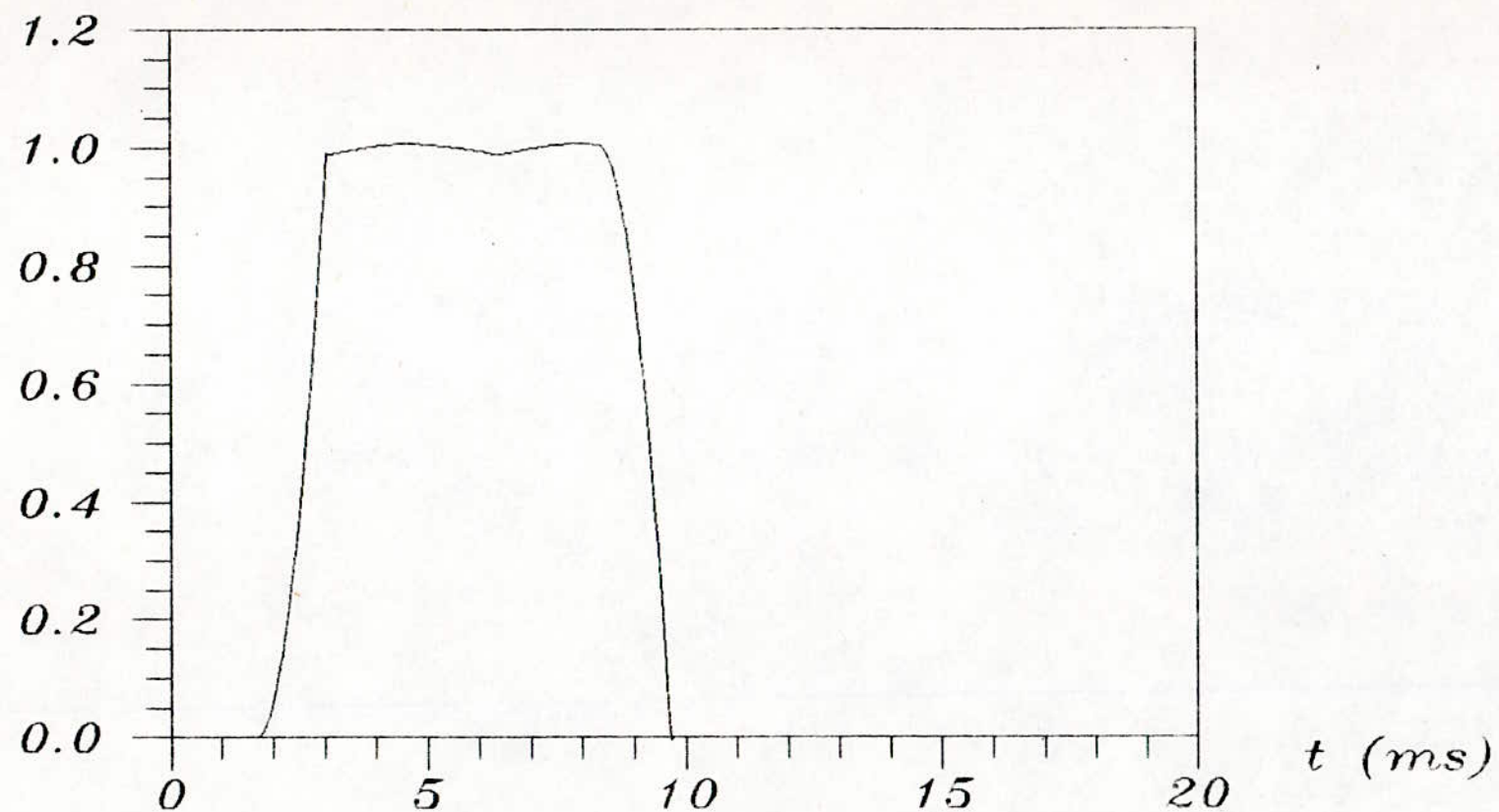


Fig.2.7 Courant traversant le thyristor 1

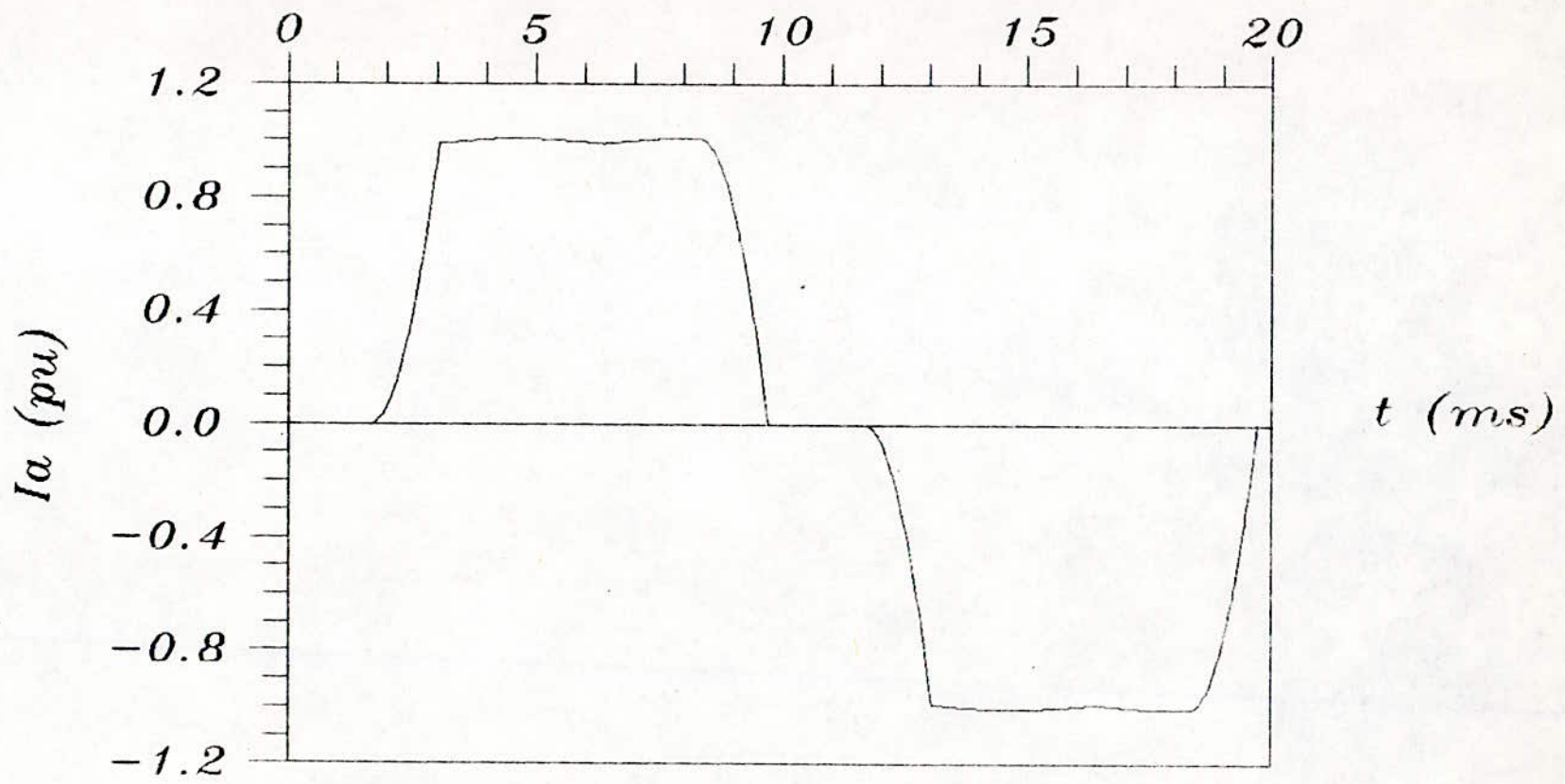


Fig.2.8 Courant de la phase a

Chapitre 3

ETUDE DES HARMONIQUES GENREES

PAR LES AUTEURS

3.1. - Introduction.

La convention de la méthode utilisée au calcul d'harmoniques est de considérer :

- Courant redressé constant.
- Système de tensions alternatives, triphasées et équilibrées.

Sous ces hypothèses, le pont redresseur, génère, seulement les harmoniques d'ordres caractérisés.

Dans la pratique, le courant redressé présente des ondulations, et les tensions alternatives ne sont pas exactement équilibrées. Cependant les harmoniques d'ordres caractérisés sont légèrement changés dans leurs modules et phases théoriques, et d'autres harmoniques d'ordres non caractérisés apparaissent dans les deux côtés du pont, [2], [10] et [11].

3.2. - Résultats de la simulation.

Cette simulation est destinée à montrer l'influence de chaque paramètre sur les harmoniques générés par le pont, dans les deux cas : équilibré et non équilibré.

NB Les symboles a et b représentent respectivement les courants harmoniques et les tensions harmoniques.

3.2.1. Cas de tensions équilibrées :

3.2.1.1 - Effet de la self de lissage (fig. 3.1.)

Les harmoniques générés des deux côtés du pont ne sont sensibles que pour de faibles valeurs de la self de lissage (ne dépassent pas la valeur 1 p.u).

Les grandeurs des harmoniques obtenues, pour la self de lissage utilisée en régime nominal, sont comparables avec elles obtenues pour une self infinie, car la différence demeure pratiquement négligeable.

3.2.1.2 - Effet de la réactance du transformateur (fig.3.2.)

La réactance du transformateur X_{ac} a pour effet de modifier un peu la forme du courant pris au réseau, par le pont. Ainsi les courants harmoniques diminuent avec l'augmentation de X_{ac} , tandis que les tensions harmoniques augmentent légèrement, ceci est dû à l'altération de la forme de la tension redressée.

La plage de variation de X_{ac} choisie, étant entre 0 et 0,1 pu. Si cette réactance est relativement élevée, certaines difficultés peuvent arriver. Le système délivre une faible puissance, et si l'allumage des thyristors est irrégulier, les harmoniques non caractérisés sont générés. Ces harmoniques peuvent être amplifiés, tout en provoquant une instabilité du système [9].

3.2.1.3 - Effet de la résistance du transformateur (fig.3.3.)

Si une résistance R_{ac} est additionnée à la réactance X_{ac} , il en résulte une chute de tension. Alors que les harmoniques diminuent légèrement.

3.2.1.4 - Effet de l'argument de l'impédance du transformateur (fig.3.4.)

Le module de cette impédance reste constant, et est donné comme suit :

$$|Z_{ac}| = \sqrt{R_{ac}^2 + X_{ac}^2} = (X_{ac})_{nom}$$

L'argument θ_{ac} du transformateur est tel que :

$$\operatorname{tg}\theta_{ac} = X_{ac} / R_{ac}$$

L'argument θ_{ac} présente pratiquement, un même effet que celui de la réactance X_{ac} .

3.2.1.5 - Effet de l'angle d'allumage.

L'angle d'allumage des thyristors a un effet significatif sur les harmoniques. La fig.3.5. montre que, les tensions harmoniques sont plus sensibles que celles du courant, car la déformation de la tension redressée, est liée directement à l'angle considéré.

Les valeurs moyennes, de la tension et du courant redressés diminuent rapidement, lorsque cet angle augmente, comme il est montré dans les fig.3.6. et 3.7., respectivement.

3.2.1.6 - Effet d'une erreur dans l'angle d'allumage.

Dans la pratique, deux types d'erreurs se présentent :

* Effet de fluctuation de l'angle d'allumage :

Si le train d'impulsion a une largeur normale ($2\pi/3$), il n'y aura plus d'harmoniques non caractérisés. Cependant, si la largeur est longue ou petite que celle normale due à une défaillance dans le générateur d'impulsions (dans notre cas, les thyristors impairs (respectivement pairs) sont allumés en avance (respectivement en retard) avec angle F). Les tensions harmoniques caractérisées ne sont pas affectées. Les courants harmoniques : 5 et 11 augmentent, 7 et 13 diminuent, avec l'augmentation de F . (voir 3.8. et 3.9.).

Notons que, les courants harmoniques d'ordre $3q$, et les tensions harmoniques d'ordre $3q \pm 1$ (où q étant un entier impair) sont générés. Ces harmoniques augmentent rapidement en fonction de cette fluctuation (voir 3.10.)

* Effet du retard et de l'avance de l'angle d'allumage respectivement d'un demi-pont et de l'autre :

Si, l'un demi-pont est allumé en retard, et l'autre en avance, par rapport à l'angle réglementaire, les formes des cou-

rants sont, non seulement différentes pour chaque phase, mais aussi, il n'y a pas une symétrie concernant le point zéro. Il en résulte, des courants harmoniques d'ordre $3q \pm 1$ et des tensions harmoniques d'ordre $3q$ (où q est un entier impair) sont générées, et augmentent linéairement avec l'angle du décalage considéré (voir fig.3.12.).

La fig.3.11. montre que, les harmoniques caractérisés ne sont pas vraiment affectés.

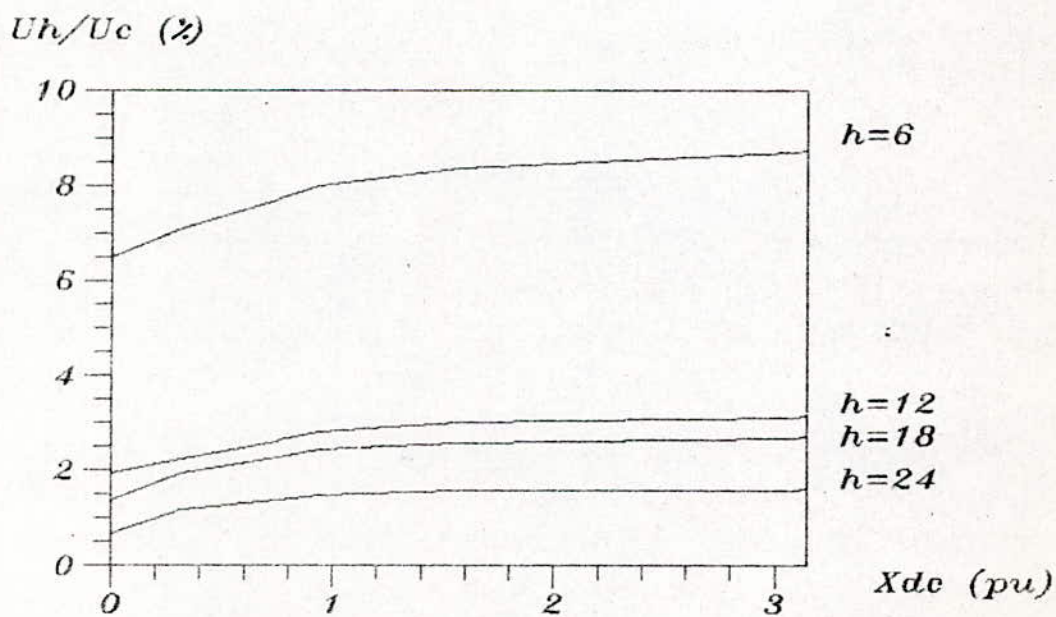
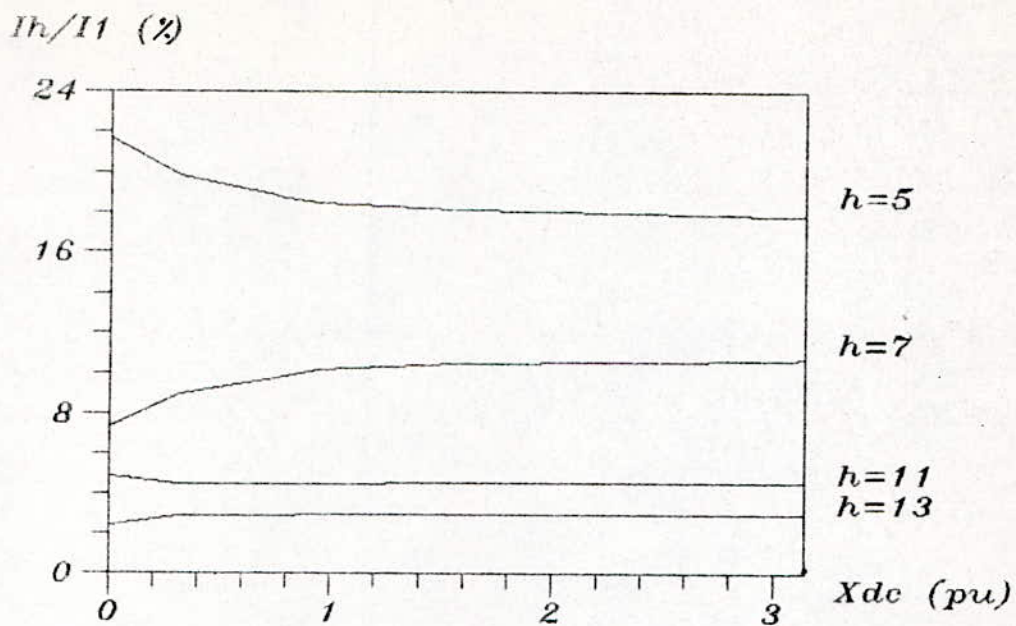


Fig.3.4 Effet de la self de lissage

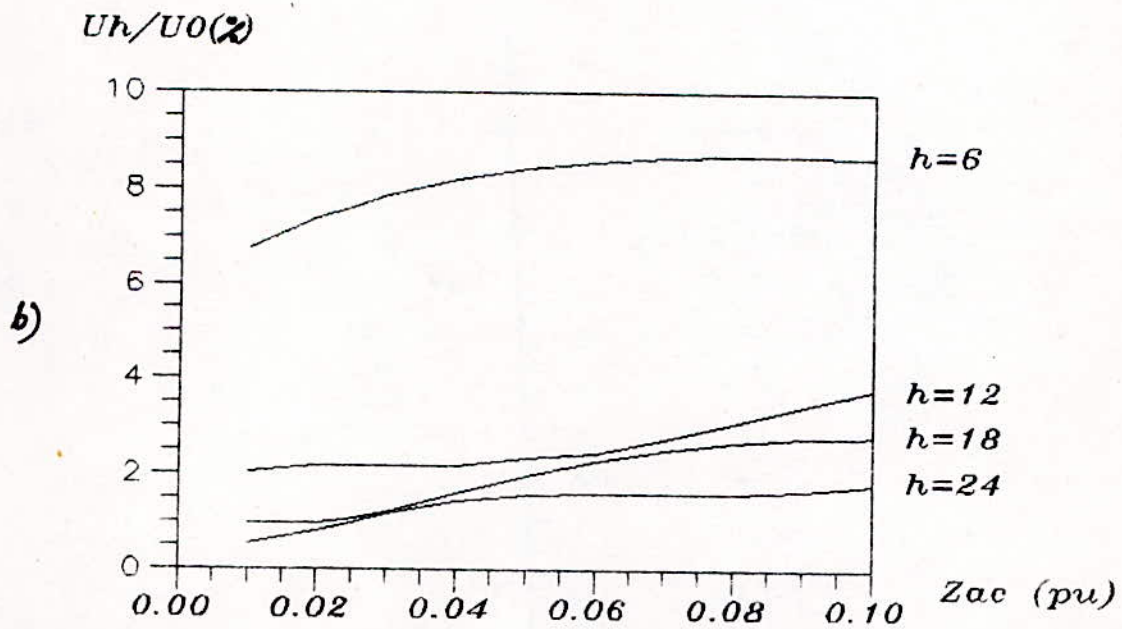
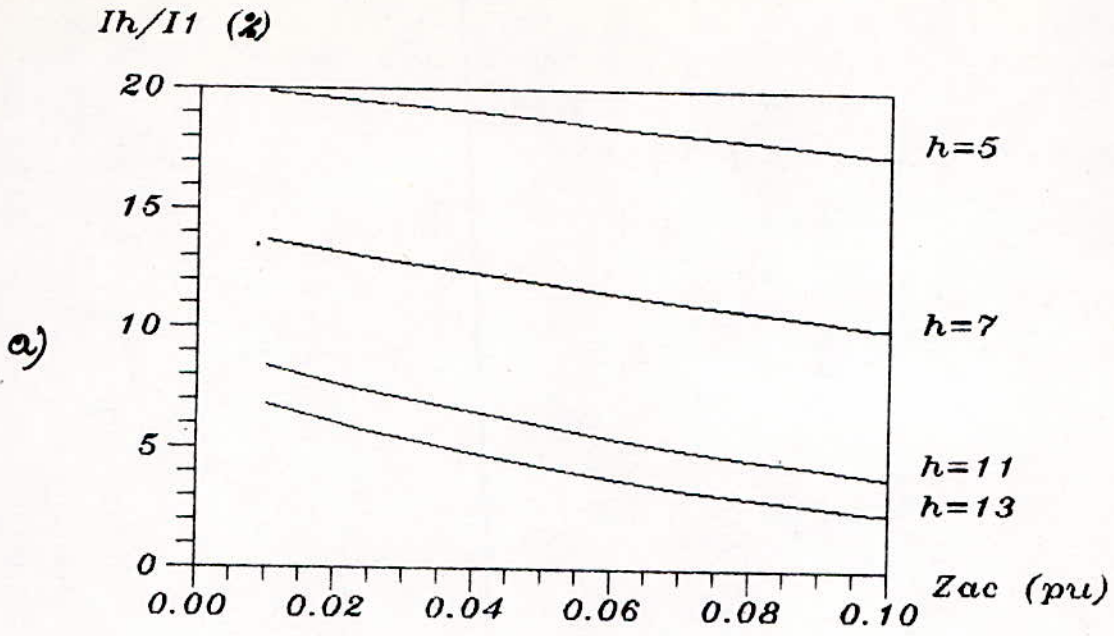


Fig. 3.2 Effet du module de l'impédance du transformateur

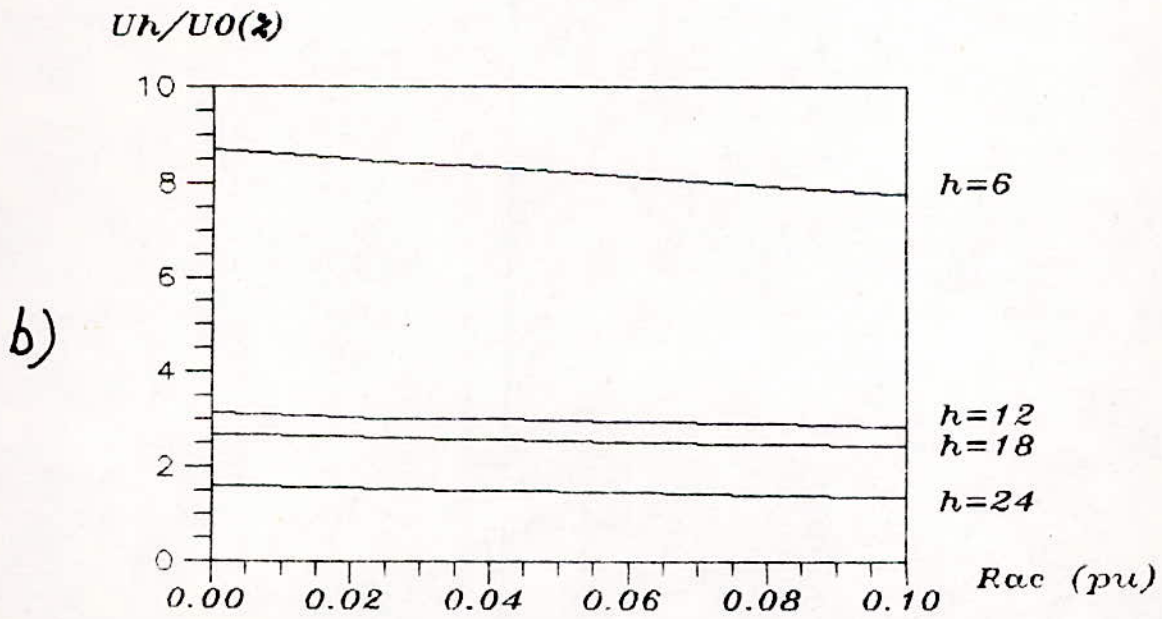
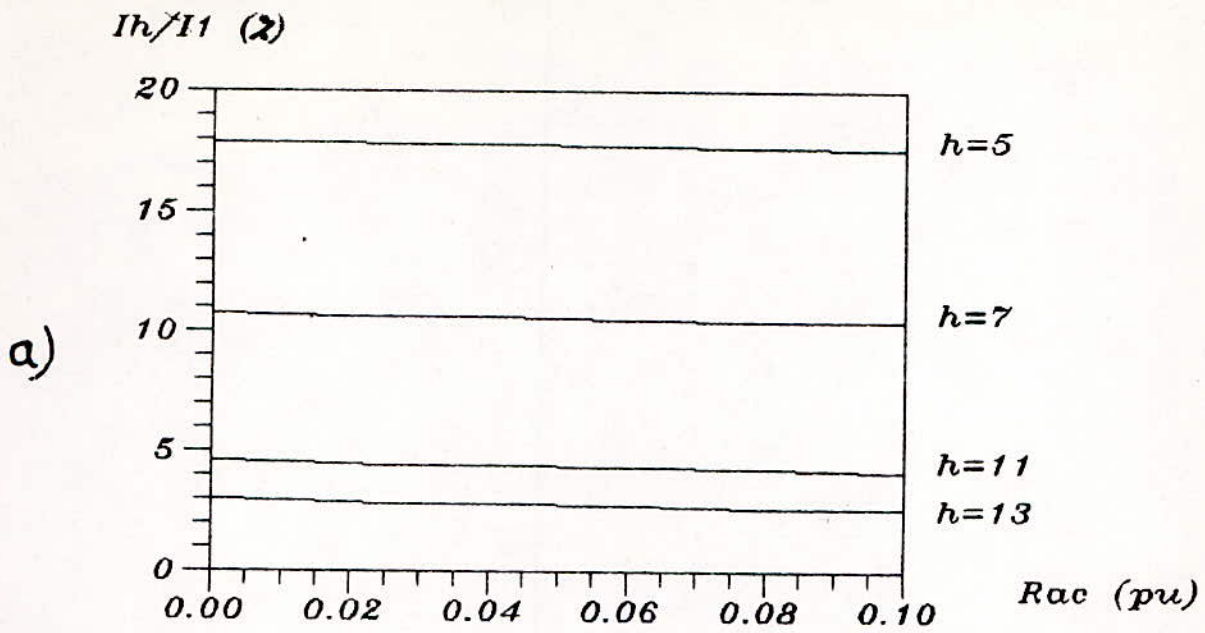


Fig.3.3 Effet de la resistance du transformateur

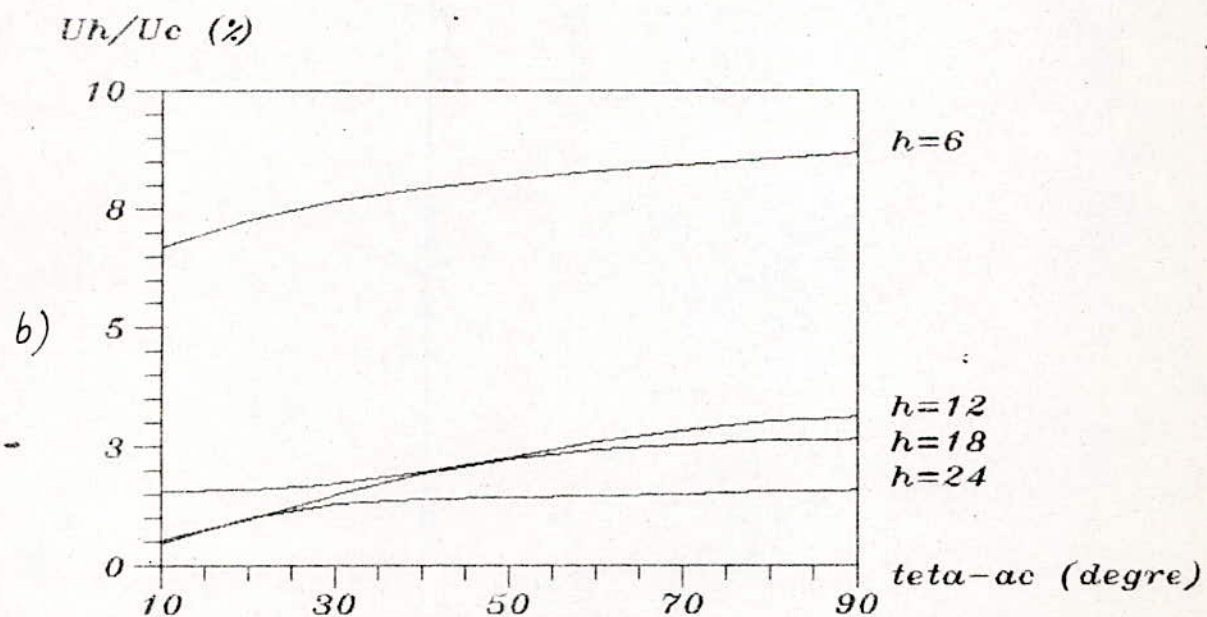
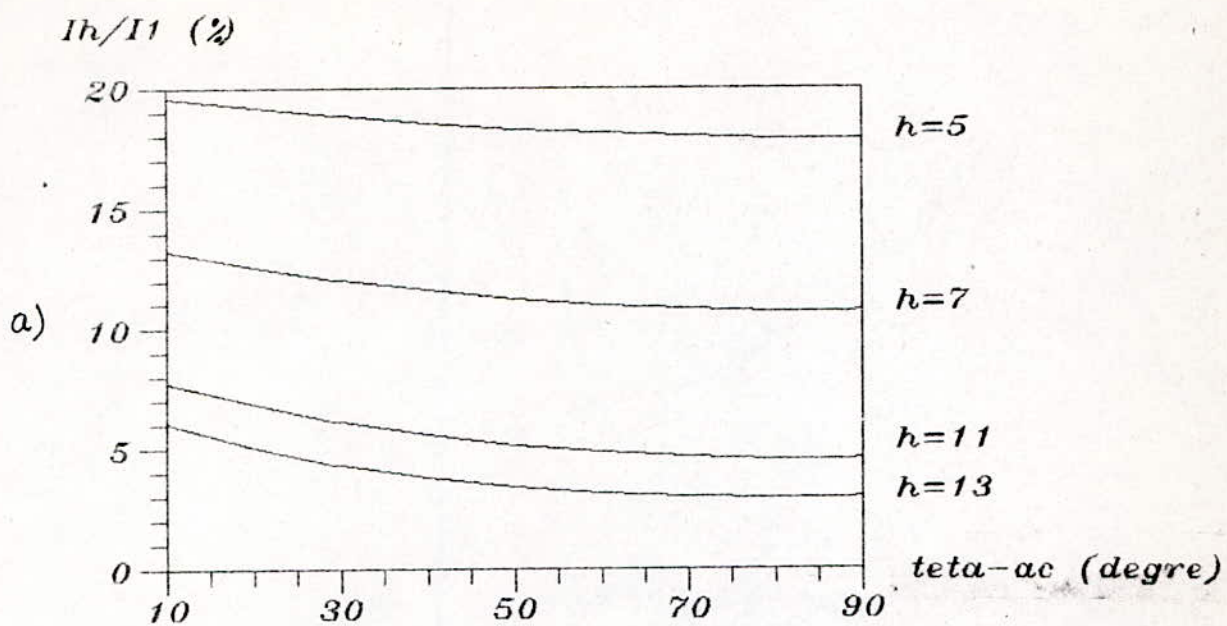


Fig.3.4 Effet de l'argument d'une phase du transformateur

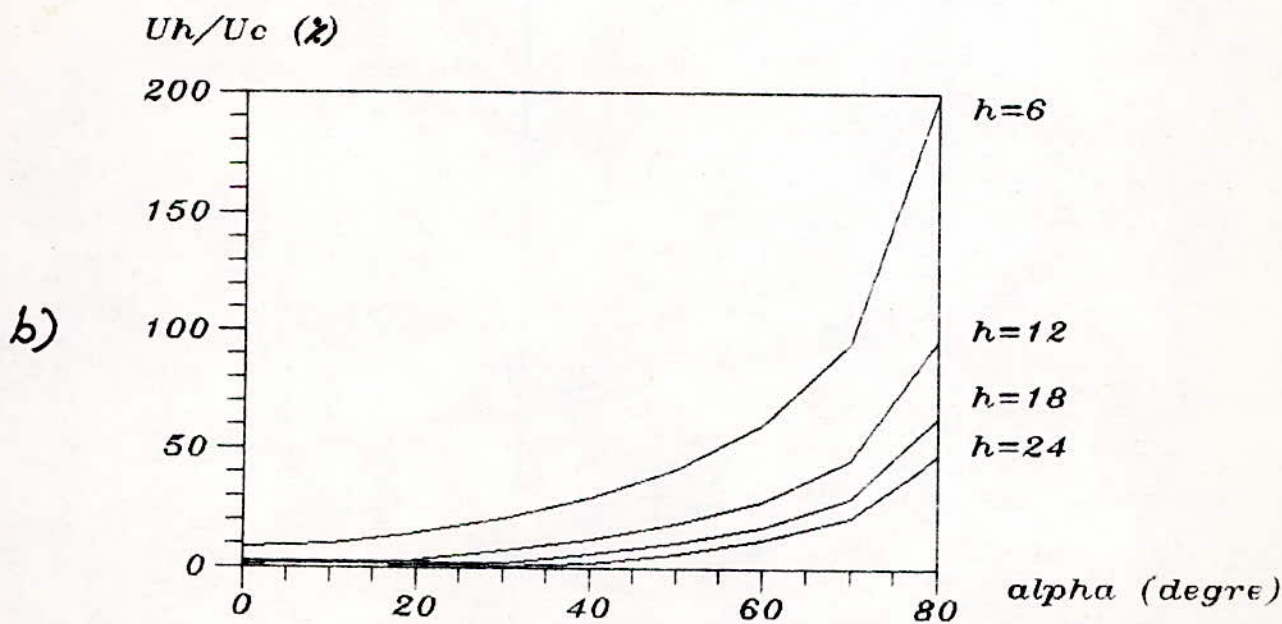
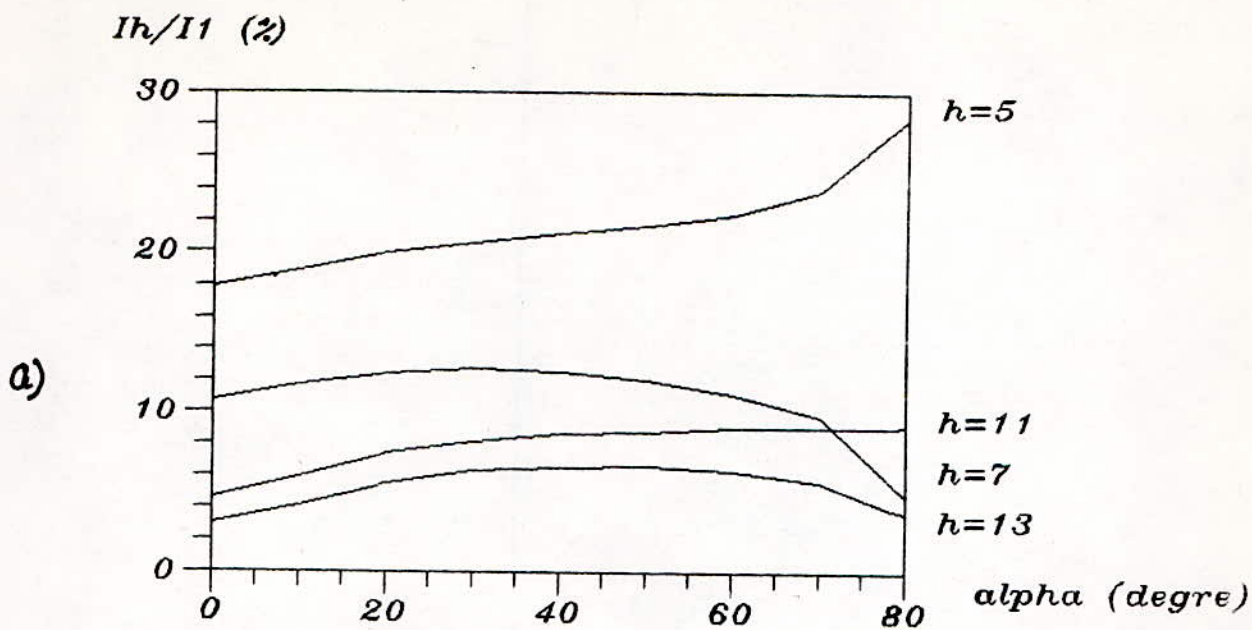


Fig.3.5 Effet de l'angle d'allumage des thyristors

I_1 (pu)

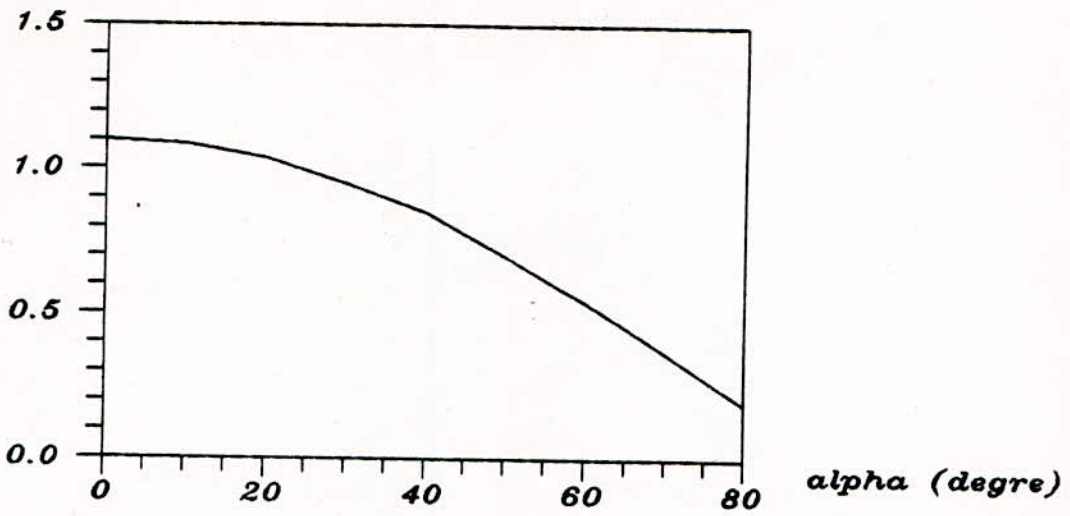


Fig.3.6 Effet de l'angle d'amorçage sur le courant fondamental

U_0 (pu)

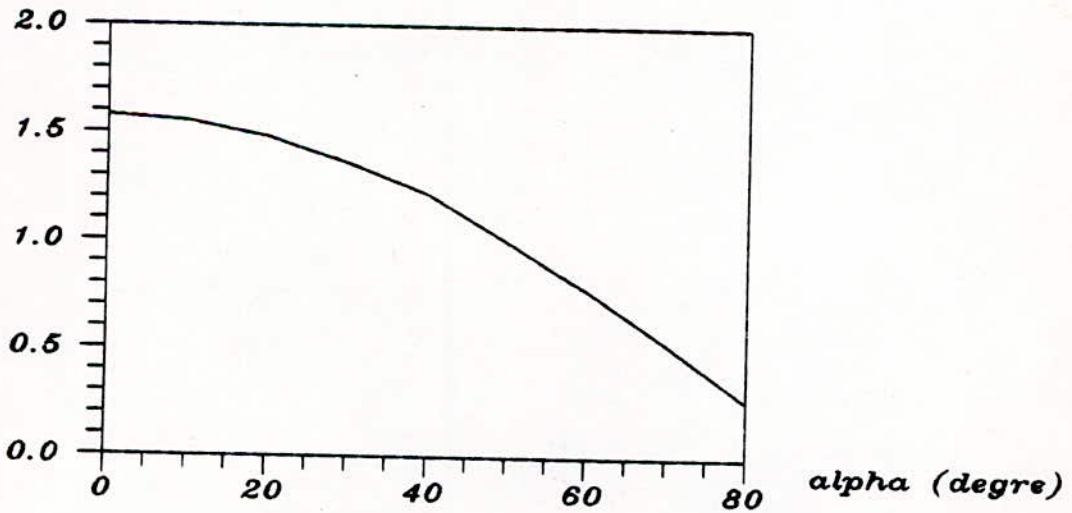


Fig.3.7 Effet de l'angle d'amorçage sur la tension moyenne

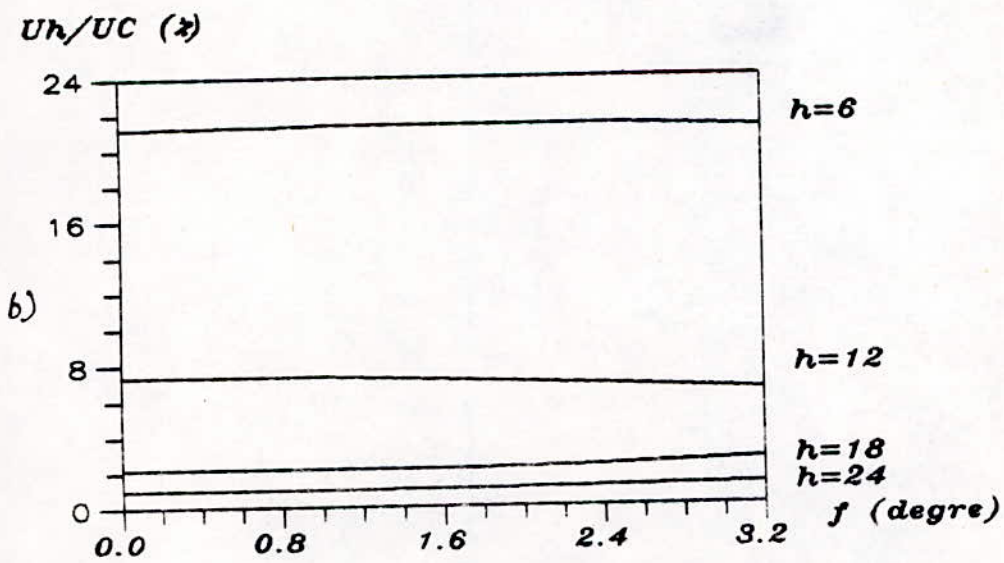
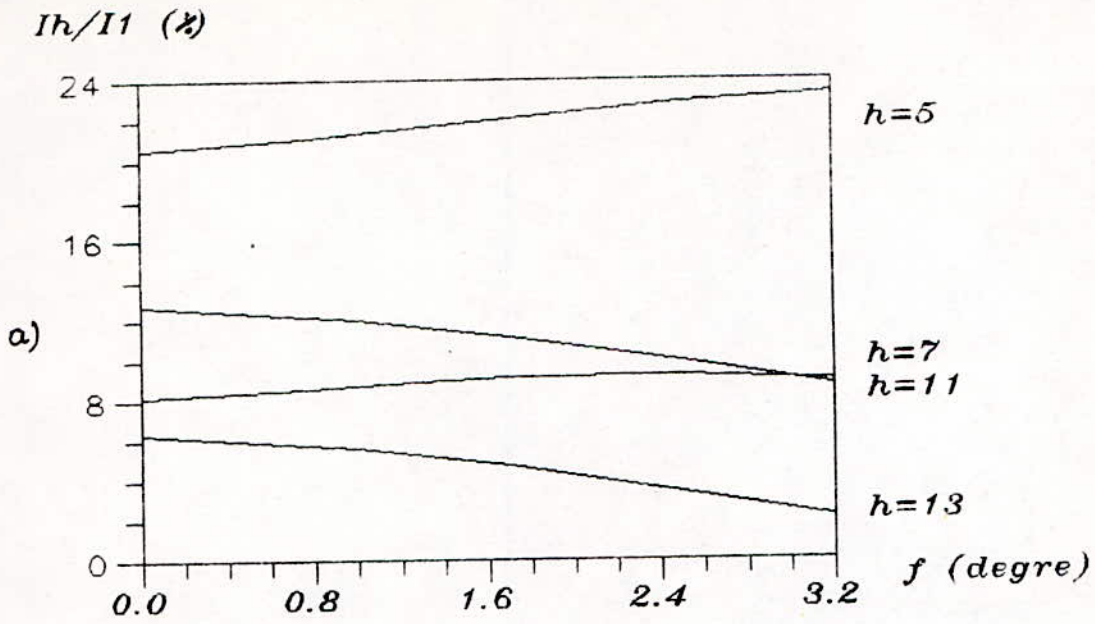


Fig. 3.8 Effet de fluctuation de l'angle d'allumage des thyristors a 30 degres

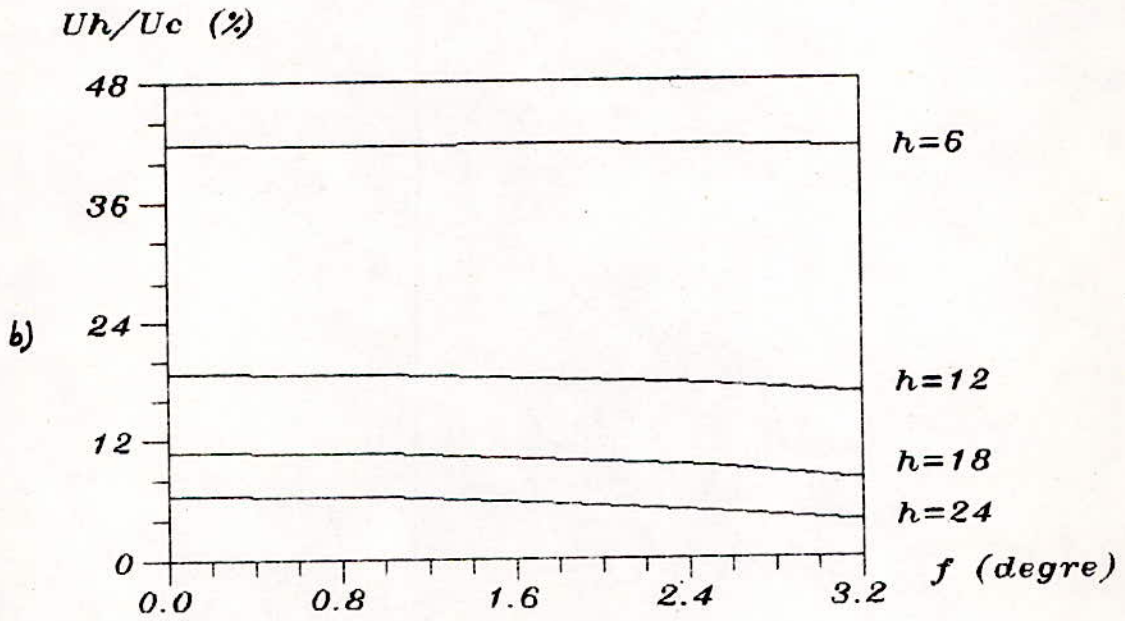
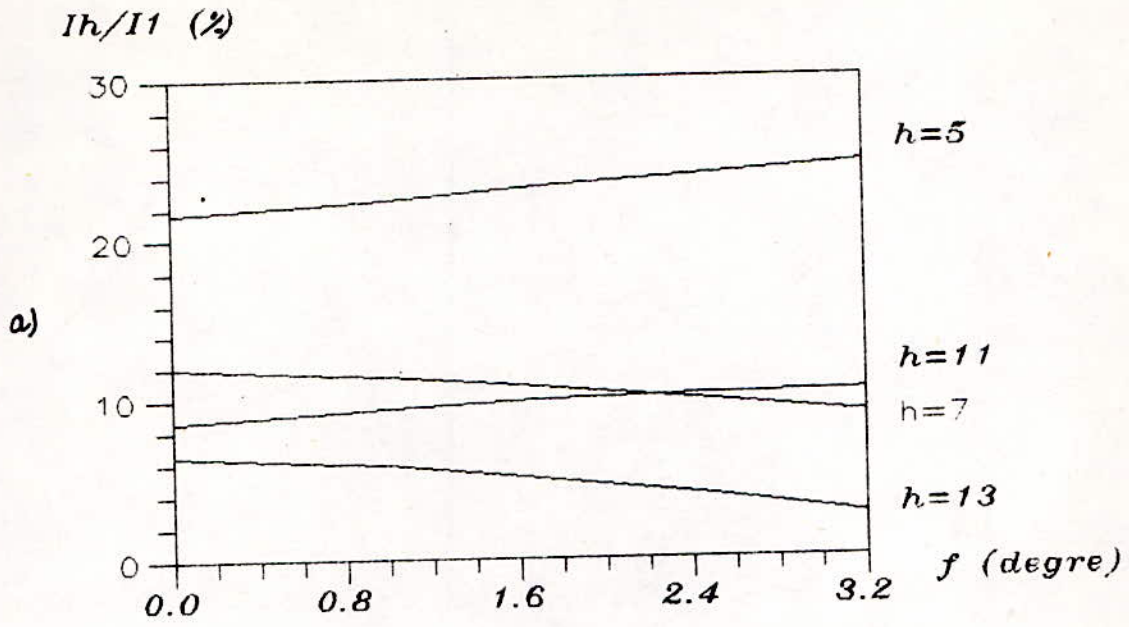
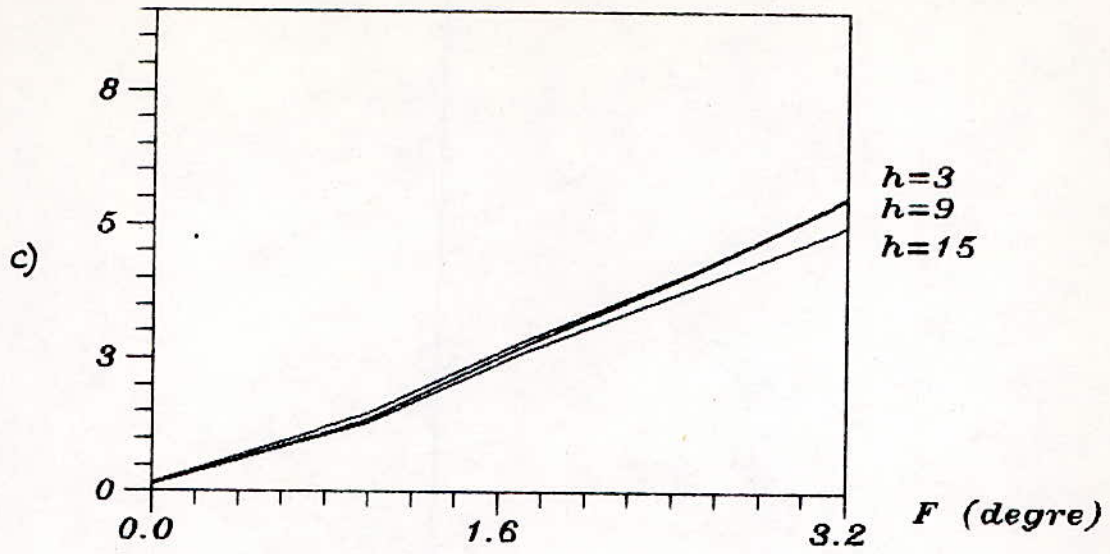


Fig.3.9 Effet de fluctuation de l'angle d'allumage des thyristors a 50 degres

I_h/I_1 (%)



U_h/U_c (%)

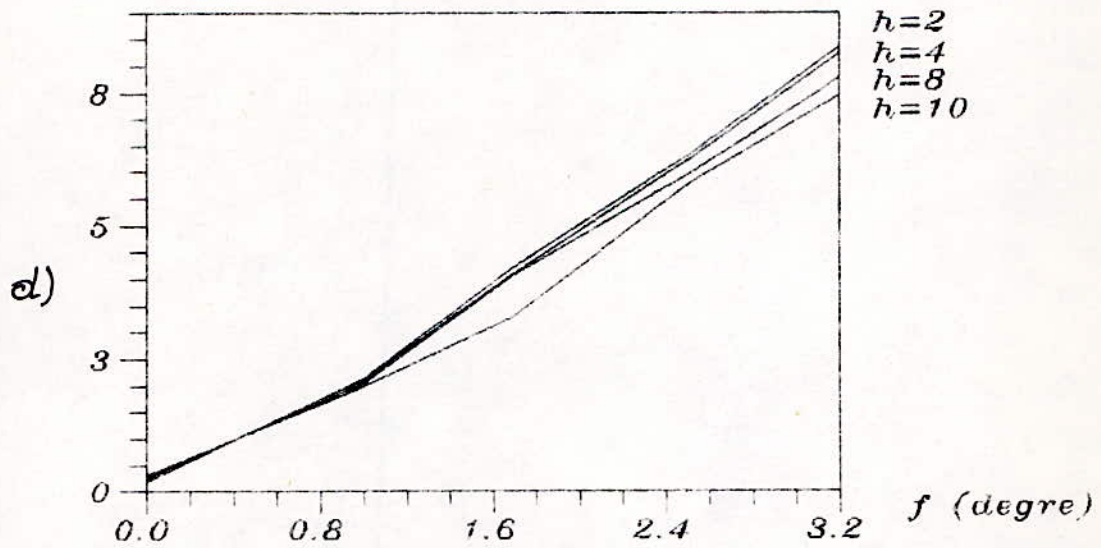


Fig. 5.10 effet de fluctuation de l'angle d'allumage sur
c) les harmoniques courants impaires
d) les harmoniques tensions paires

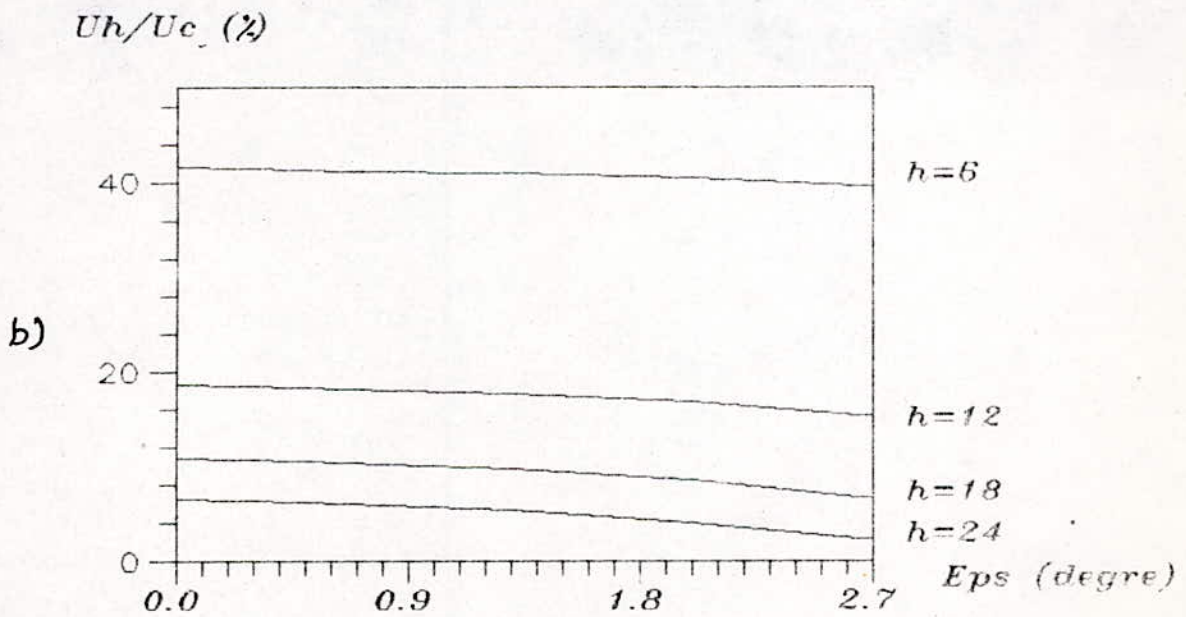
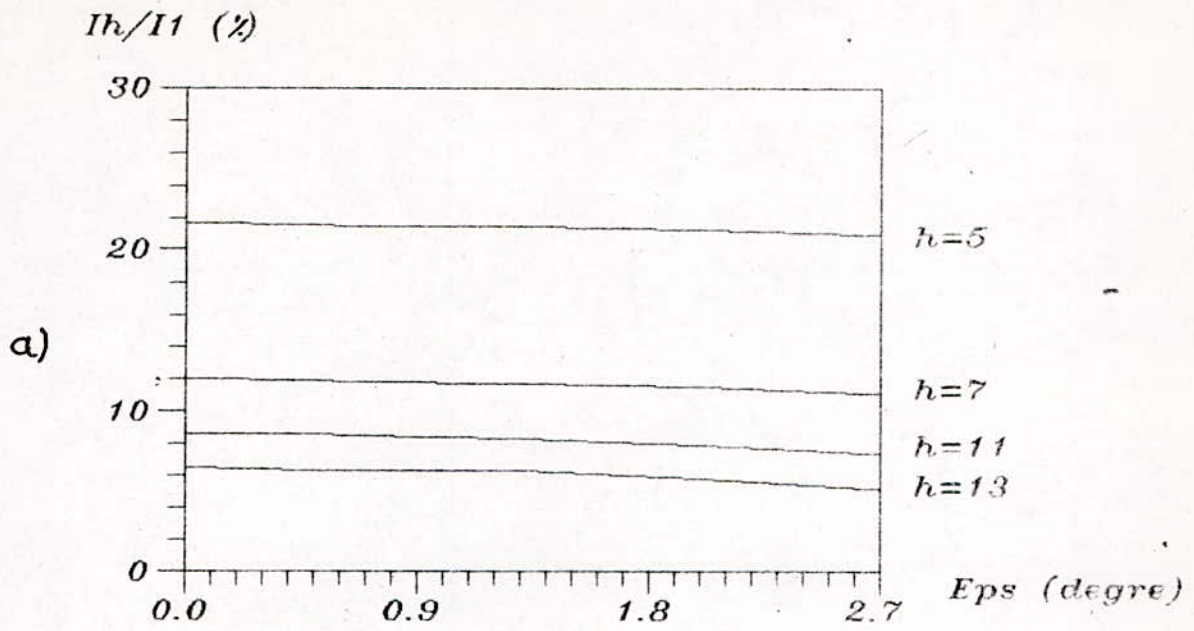


Fig.3.11 effet du retard et de l'avance de l'angle d'allumage a 50 degres respectivement d'un demi-pont et de l'autre

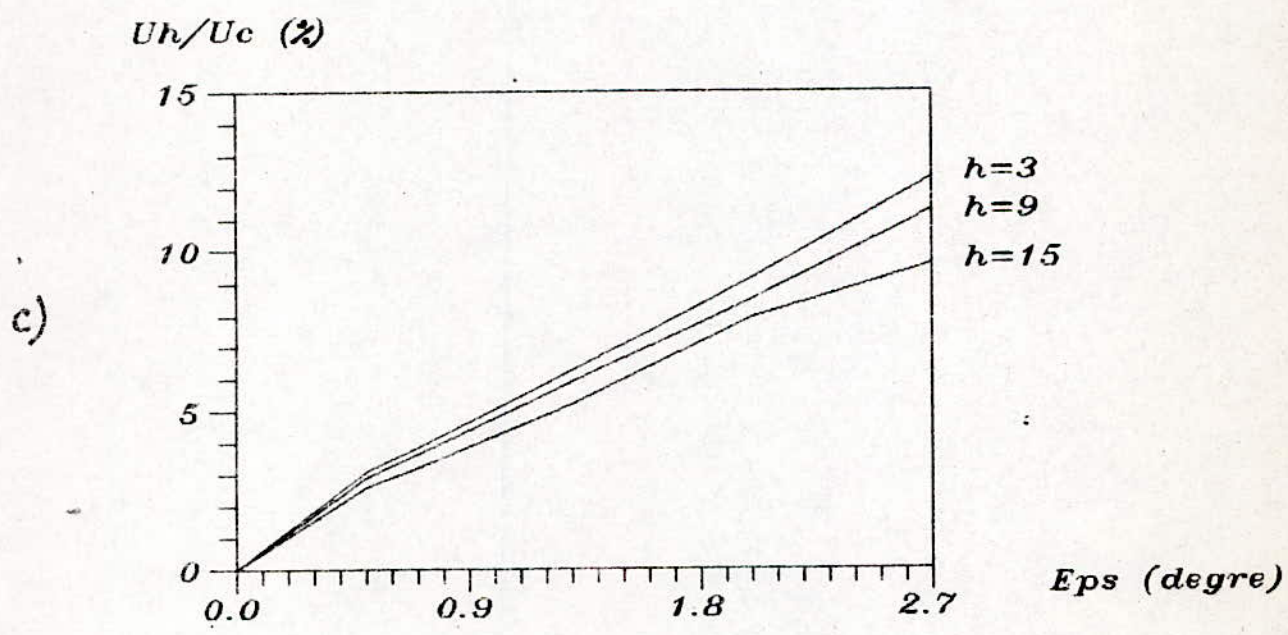
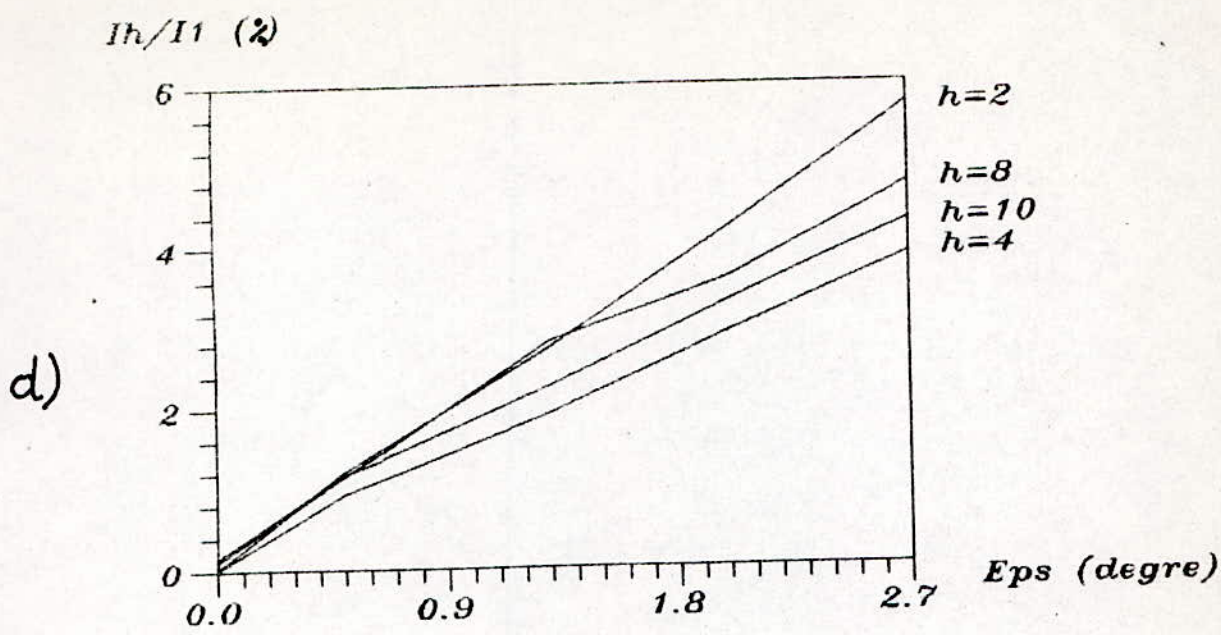


Fig.3.12 effet du retard et de l'avance de l'angle d'allumage respectivement d'un demi-pont et de l'autre sur:
c) les tensions harmoniques impaires
d) les courants harmoniques paires

3.2.1.6 - Conclusion.

Pour un système équilibré, dont le générateur d'impulsion est idéal, les harmoniques non caractérisés sont négligeables devant ceux caractérisés.

Les influences de différents paramètres sont examinées, il est clair que les harmoniques relatifs sont particulièrement sensibles à l'angle d'allumage.

Si l'allumage des thyristors est irrégulier, dû à une défaillance dans le générateur d'impulsion, et, si les formes des courants ne sont pas symétriques, les harmoniques de tous les ordres sont générés |10|.

3.2.2. Cas de tensions déséquilibrées :

Afin d'étudier un système triphasé déséquilibré, de grandeurs sinusoïdales, on applique, le principe de superposition de trois systèmes équilibrés, de grandeurs sinusoïdales direct, inverse et homopolaire, comme il est expliqué dans l'annexe C.

3.2.2.1 - Effet de la composante homopolaire.

Les fig.3.13. et 3.14. montrent que la composante homopolaire n'a aucun effet sur les harmoniques. Ceci peut être expliqué par le fait que le pont ne répond qu'aux tensions entre - phases, alors que les tensions homopolaires entre - phases sont nulles.

3.2.2.2 - Effet de la composante inverse.

Effet du module de la composante inverse ($\theta_i = 0$)

Selon la fig.3.15., il est évident que les harmoniques caractérisés diminuent (à l'exception des courants harmoniques 7 et 13 qui augmentent légèrement) quand le module de la composante inverse E_i augmente. En outre pour un E_i donné, plus la réactance du transformateur X_{ac} augmente, les courants diminuent (à l'exception du septième qui augmente, puis il devient insensible lorsque E_i/E_d dépasse 7%), tandis que les tensions harmoniques augmentent (voir les fig.3.15 jusqu'à 3.23.).

Ce genre de déséquilibre génère aussi des harmoniques non caractérisés, qui augmentent rapidement en fonction du module E_i . Pour E_i/E_d voisin de 10%, la tension harmonique 2, et le courant harmonique 3, pour différents X_{ac} , sont comparables, respectivement, à la tension harmonique 6, et au courant harmonique 3. Si E_i devient important, les harmoniques non caractérisés peuvent diverger, ainsi le système devient instable.

D'autre part, si la réactance X_{ac} augmente, pour un module E_i donné, les courants harmoniques non caractérisés diminuent, et les tensions harmoniques non caractérisés augmentent, ainsi elles peuvent diverger en créant une instabilité du système (voir les fig.3.24. jusqu'à 3.31.).

Effet de l'argument de la composante inverse

En augmentant l'argument de la composante inverse, les courants harmoniques caractérisés présentent des ondulations, qui sont d'autant plus importantes avec l'augmentation de E_i . Les tensions harmoniques caractérisées, pour E_i/E_d égal à 2,5% et 5%, sont pratiquement insensibles, alors que pour 7,5%, ces harmoniques, à part la sixième, présentent des ondulations très légères, et sont visibles pour 10% (voir 3.32. jusqu'à 3.35.).

Comme les tensions alternatives sont déséquilibrées, les harmoniques non caractérisés sont générés.

Ces harmoniques présentent des ondulations en fonction de l'argument considéré. Ces ondulations augmentent en fonction de E_i , ainsi les harmoniques non caractérisés peuvent être comparables à ceux caractérisés (voir fig.3.36. et 3.37.).

3.2.2.3 - Effet de la self de lissage sur les harmoniques non caractérisés.

Pour un système déséquilibré, comme il est montré dans la fig.3.38, les harmoniques non caractérisés ne présentent une sensibilité que pour les faibles valeurs de la self de lissage X_{dc} (à l'exception du courant harmonique 3 et de la tension harmonique 2, qui augmentent légèrement avec X_{dc}).

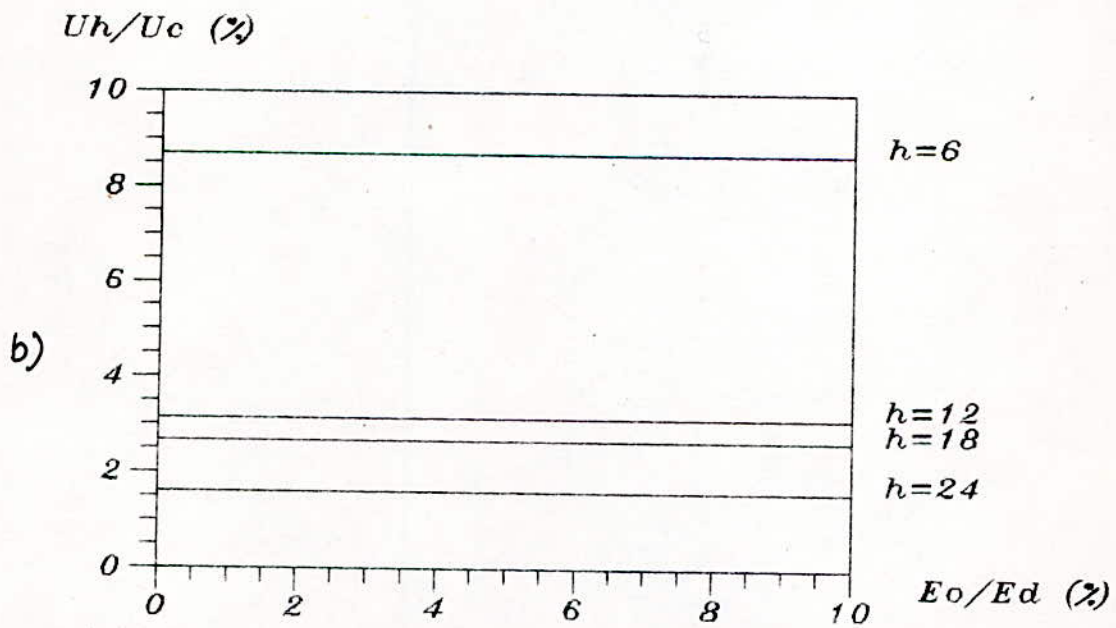
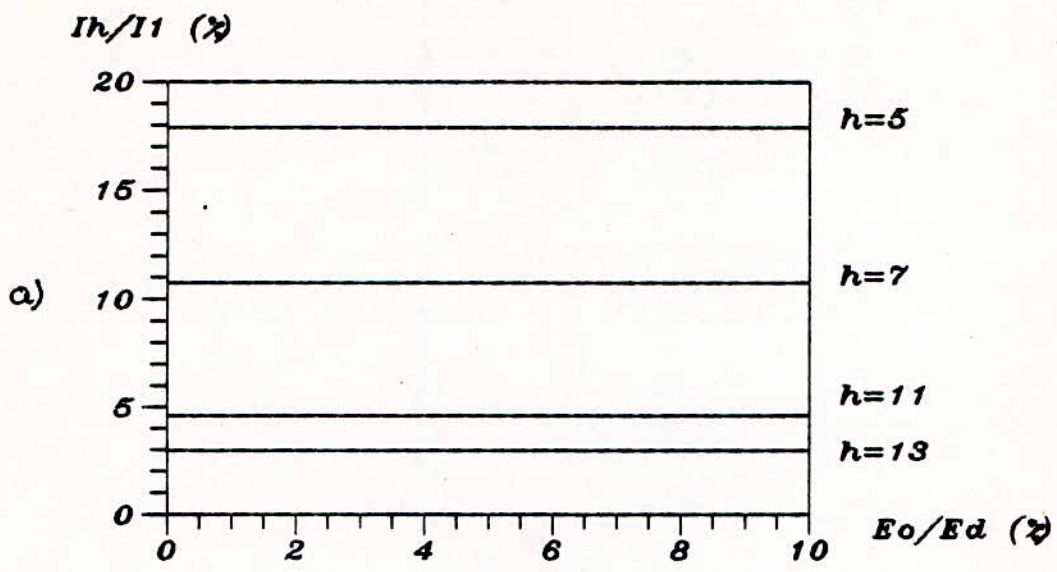


Fig.3.13 Effet du module de la composante homopolaire

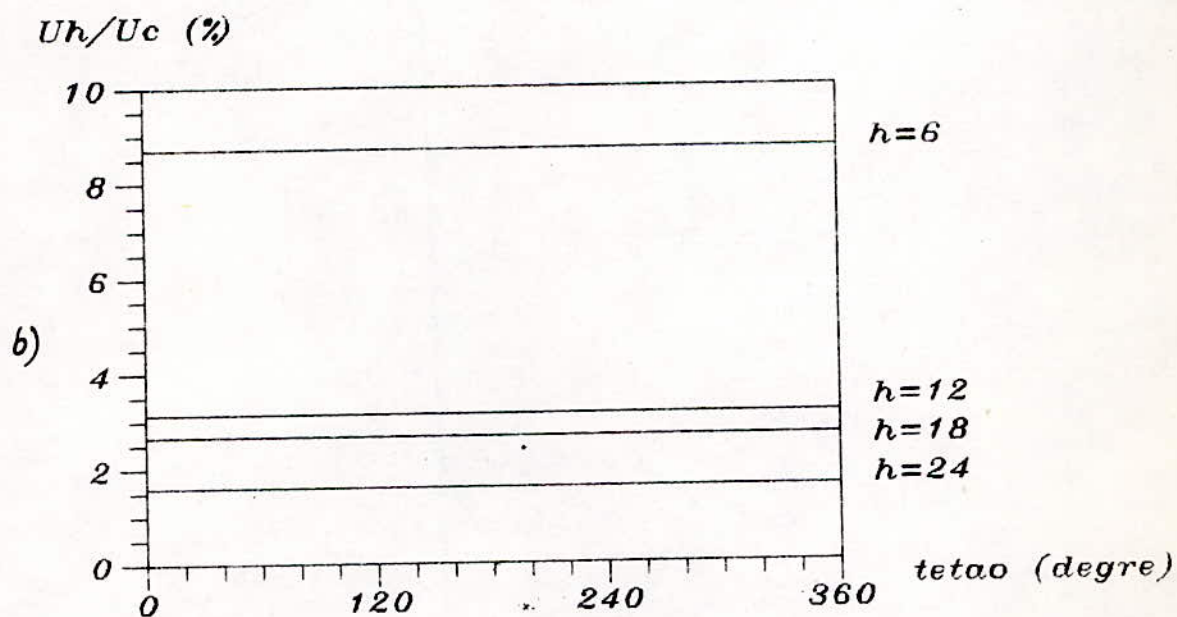
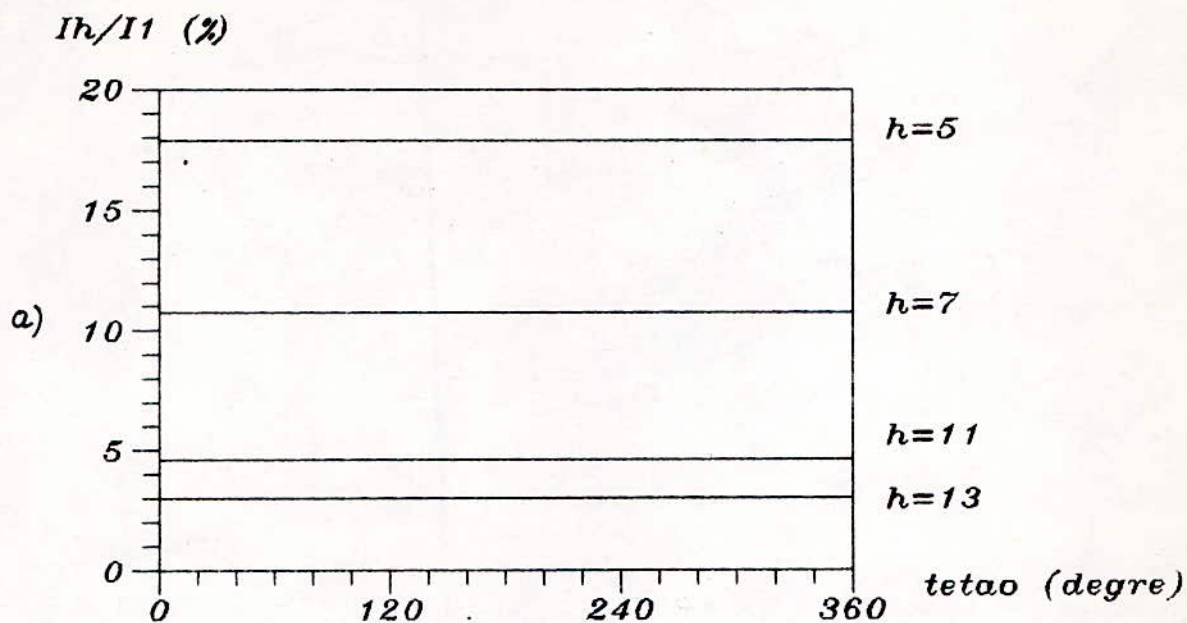


Fig.3A4 Effet de l'argument de la composante homopolaire pour $E_o/E_d=5\%$

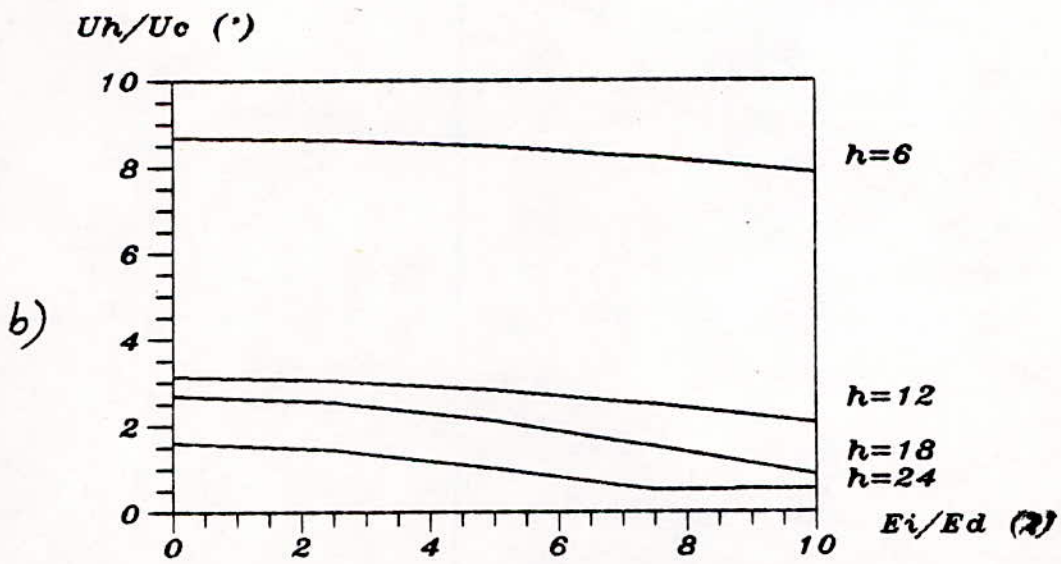
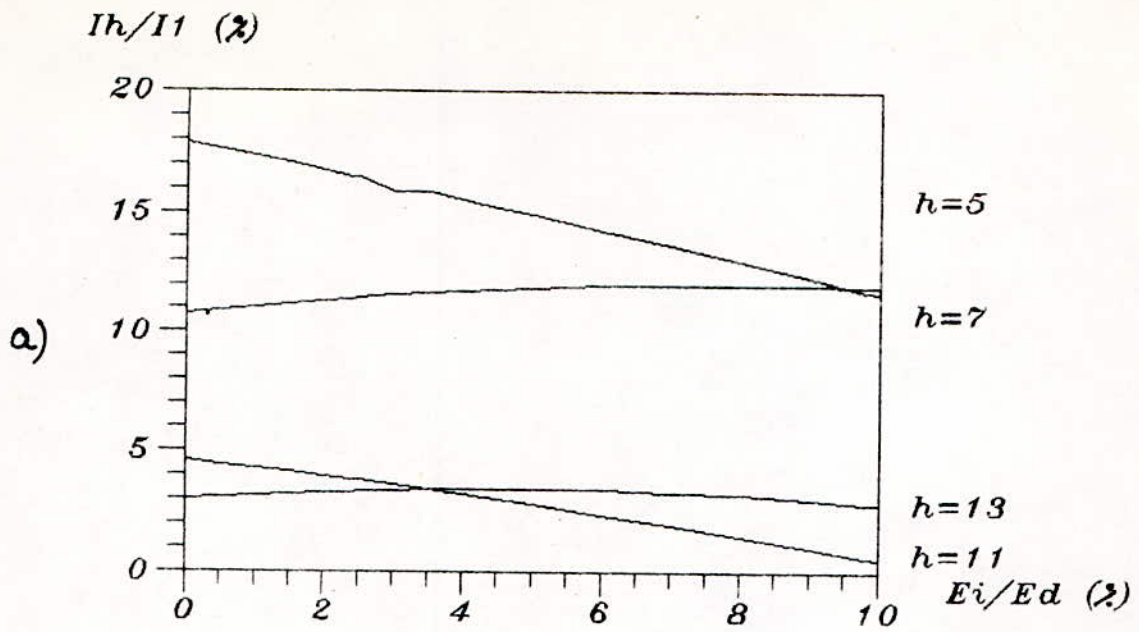


Fig.3.15 Effet du module de la composante inverse

I_3/I_1 (%)

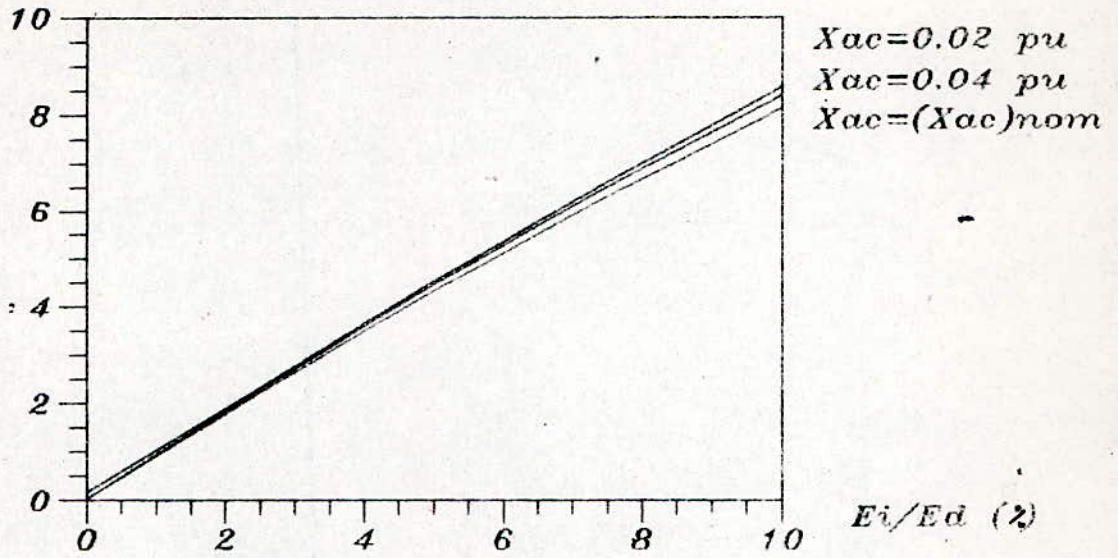


Fig.3.16 Effet du module de la composante inverse sur le courant harmonique 3

U_2/U_c (%)

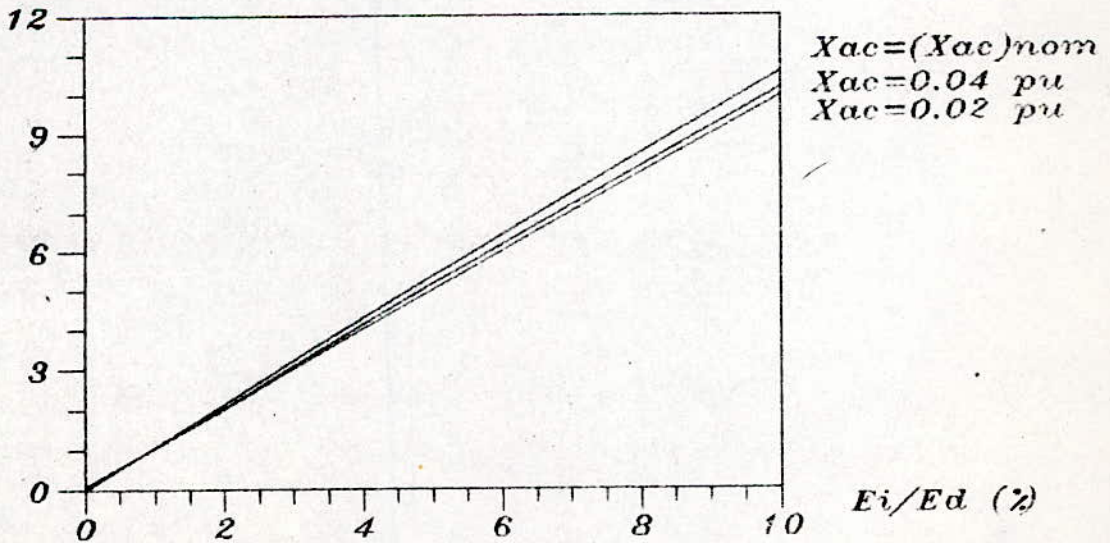


Fig.3.17 Effet du module de la composante inverse sur la tension harmonique 2

19/11 (2)

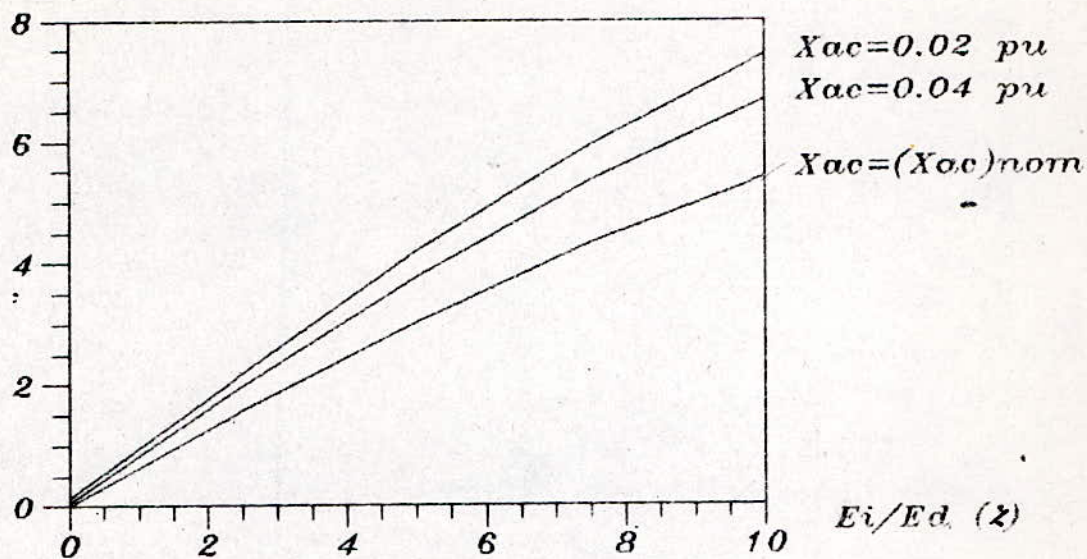


Fig.3.18 Effet du module de la composante inverse sur le courant harmonique 9

U_4/U_c (%)

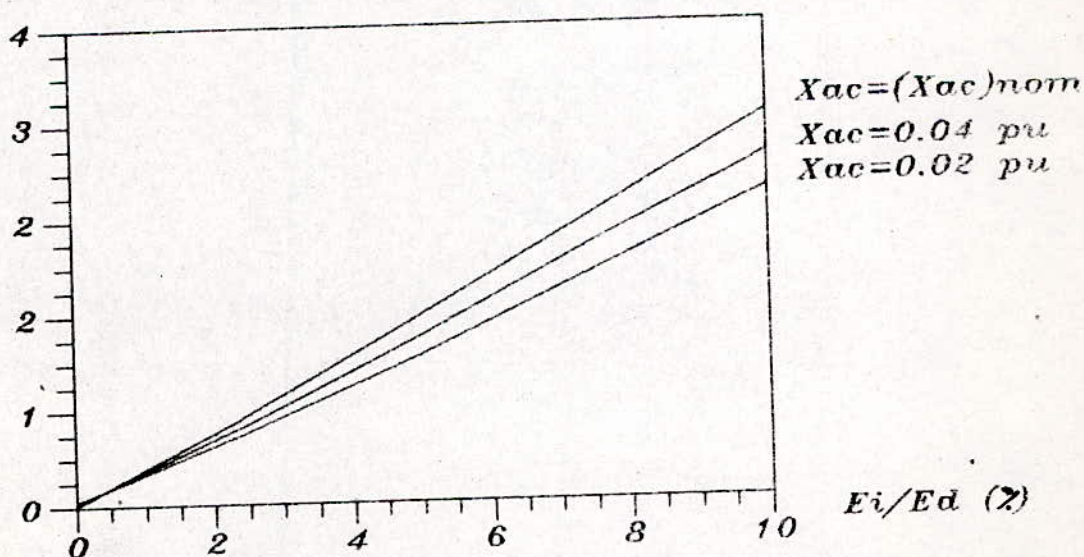


Fig.3.19 Effet du module de la composante inverse sur la tension harmonique 4

115/11 (%)

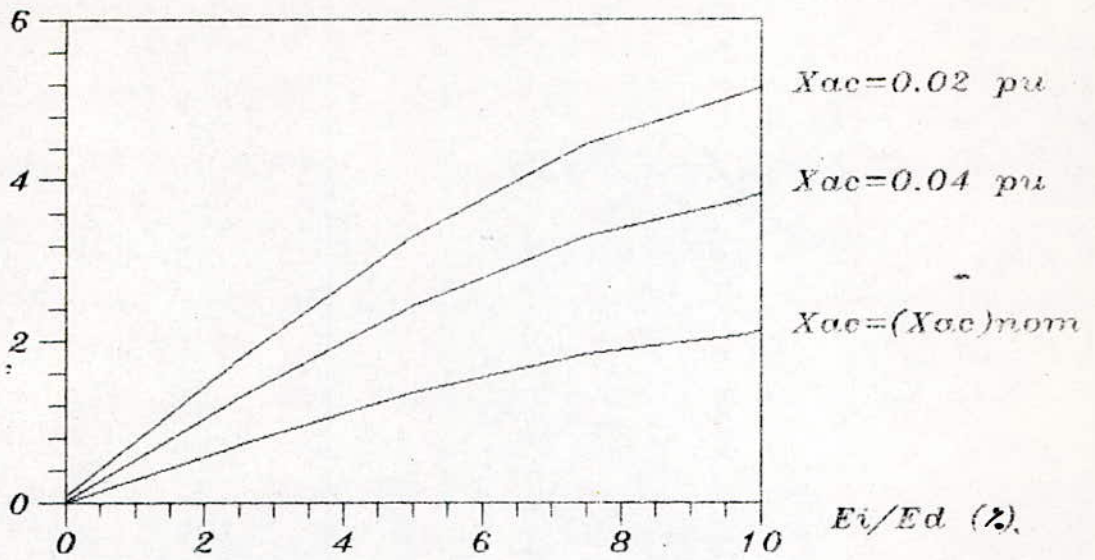


Fig.3.20 Effet du module de la composante inverse sur le courant harmonique 15

U_8/U_c (%)

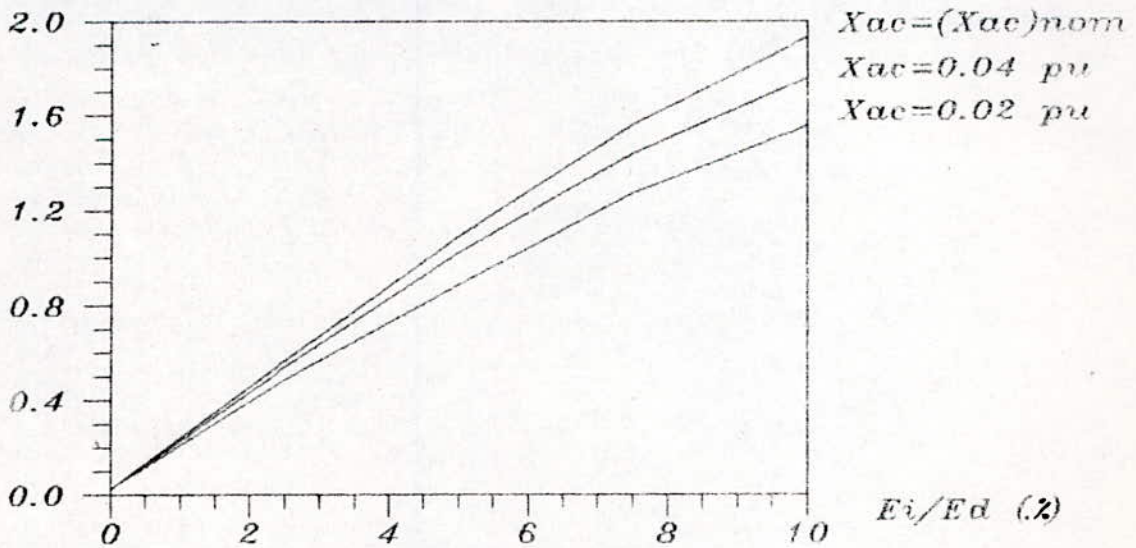


Fig.3.21 Effet du module de la composante inverse sur la tension harmonique 8

121/11 (2)

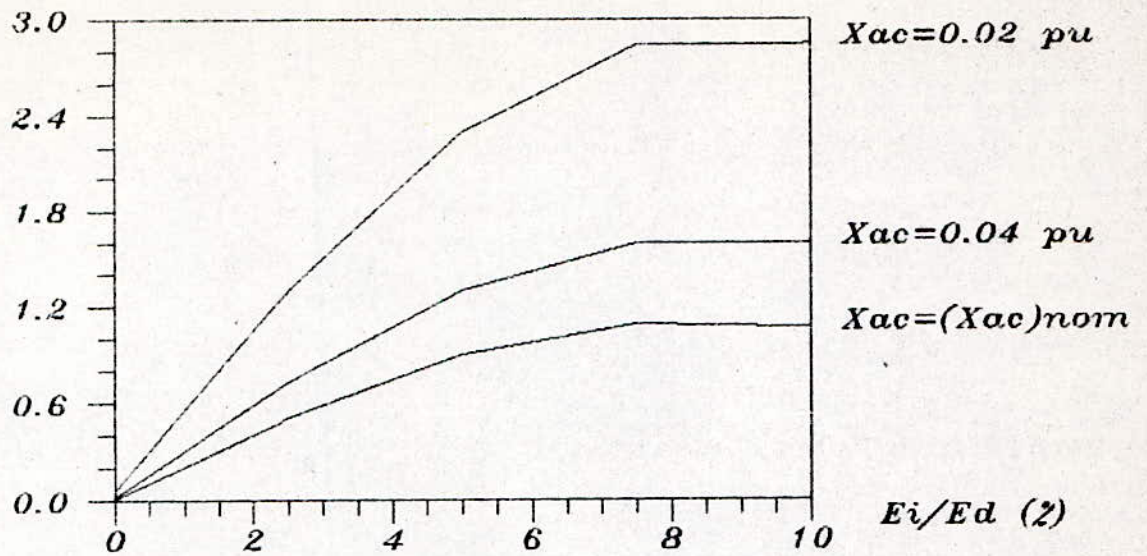


Fig.3.22 Effet du module de la composante inverse sur le courant harmonique 21

U_{10}/U_c (%)

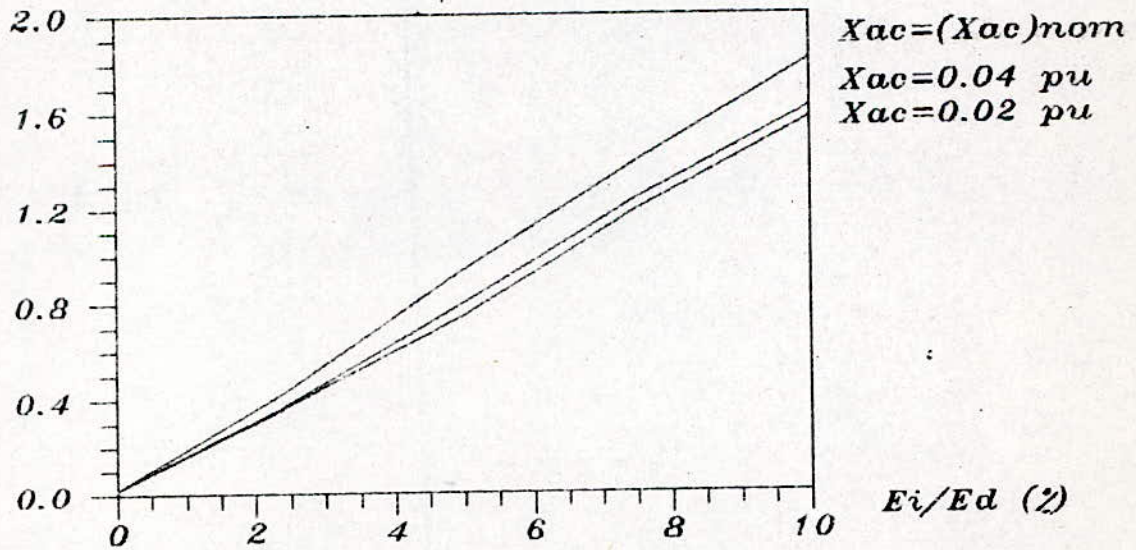


Fig.3.23 Effet du module de la composante inverse sur la tension harmonique 10

15/11 (2)

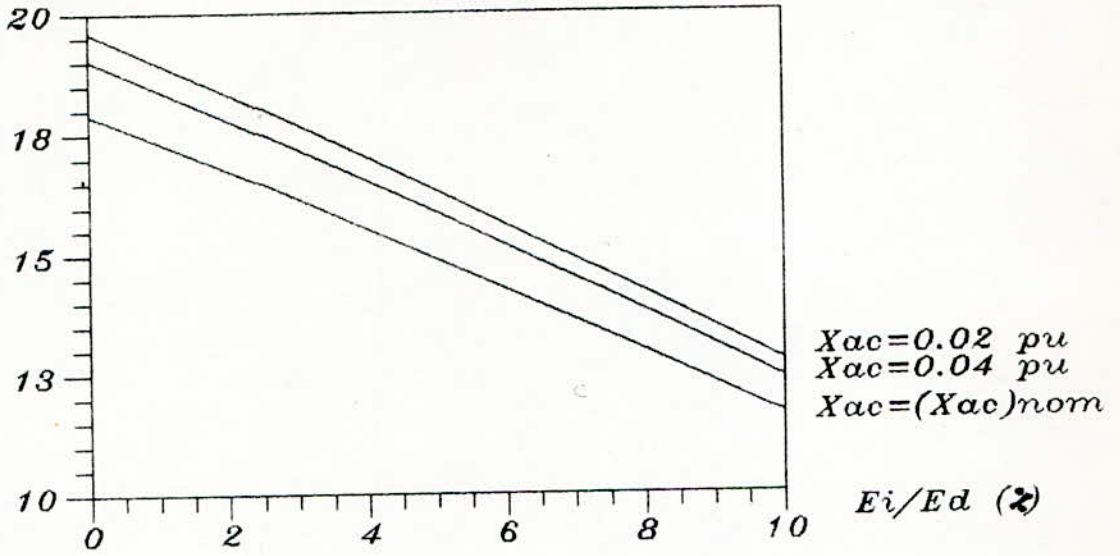


Fig.3.24 Effet du module de la coposante inverse sur le courant harmonique 5

U_6/U_0 (2)

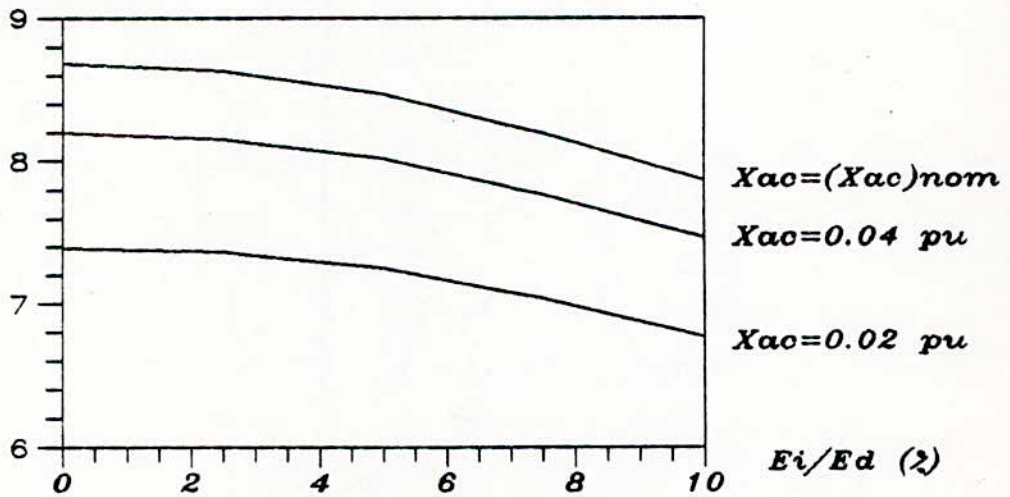


Fig.3.25 Effet du module de la coposante inverse sur la tension harmonique 6

17/11 (2)

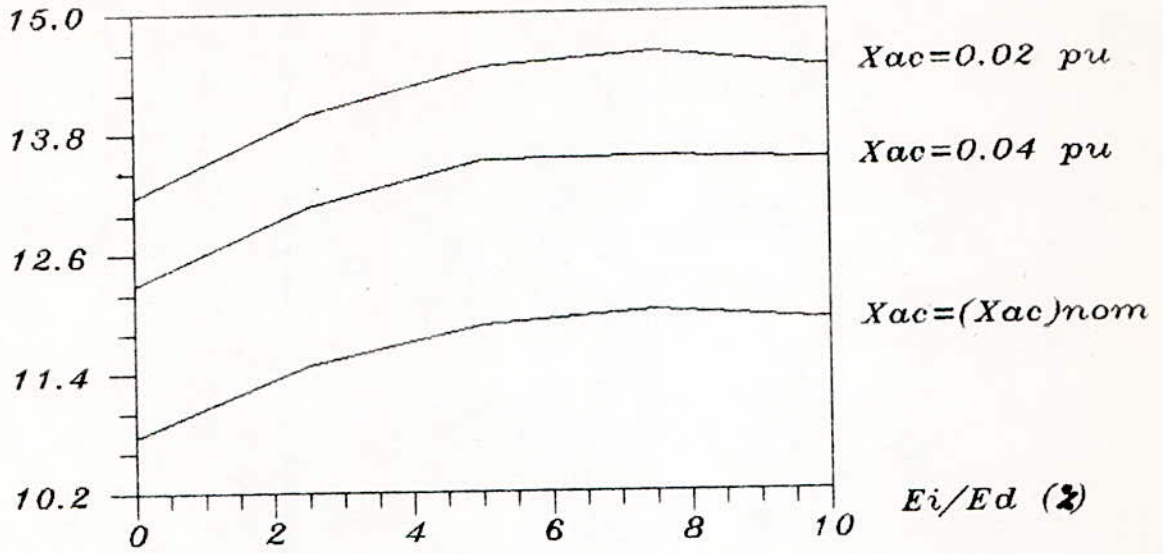


Fig.3.26 Effet du module de la composante inverse sur le courant harmonique 7

U_{12}/U_0 (2)

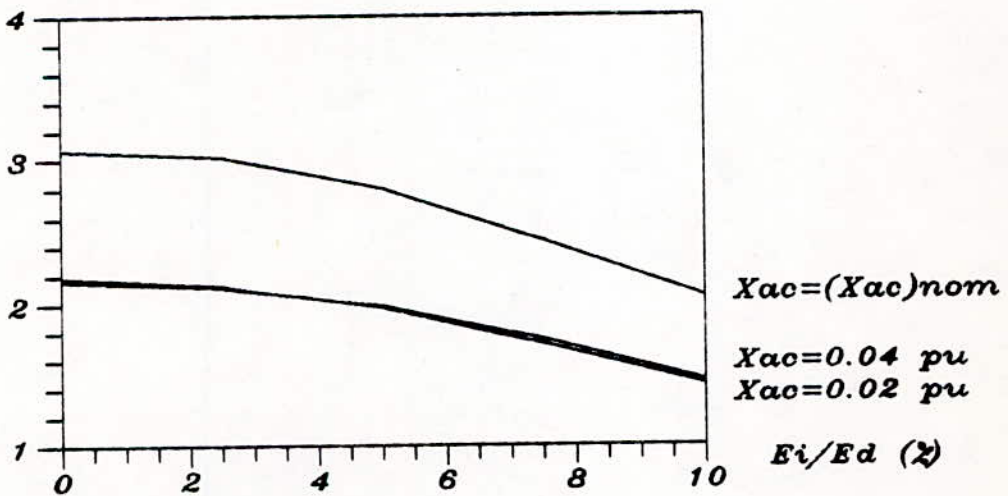


Fig.3.27 Effet du module de la composante inverse sur la tension harmonique 12

I11/I1 (2)

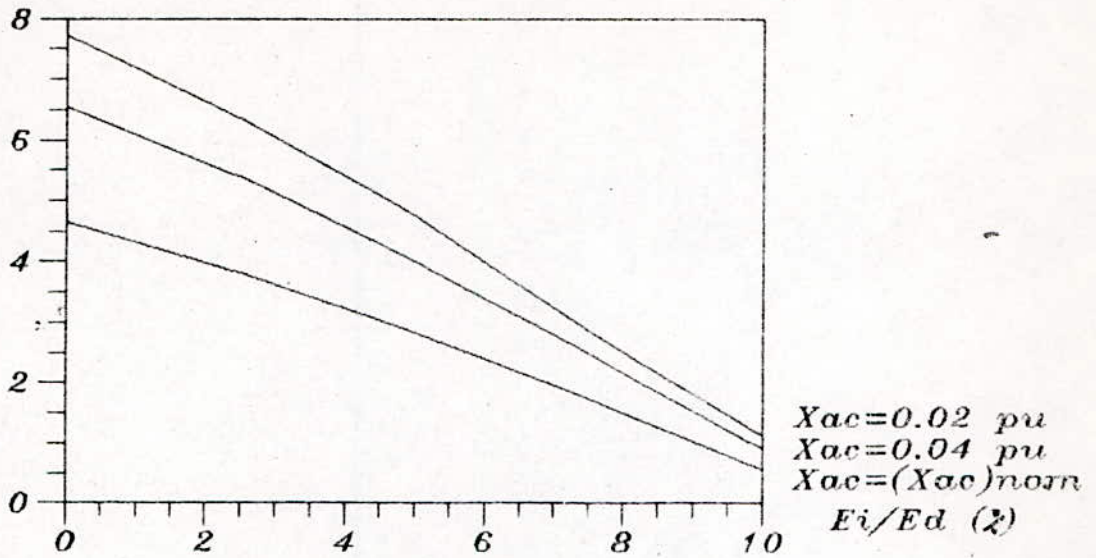


Fig.3.28 Effet du module de la composante inverse sur le courant harmonique 11

U18/Uc (2)

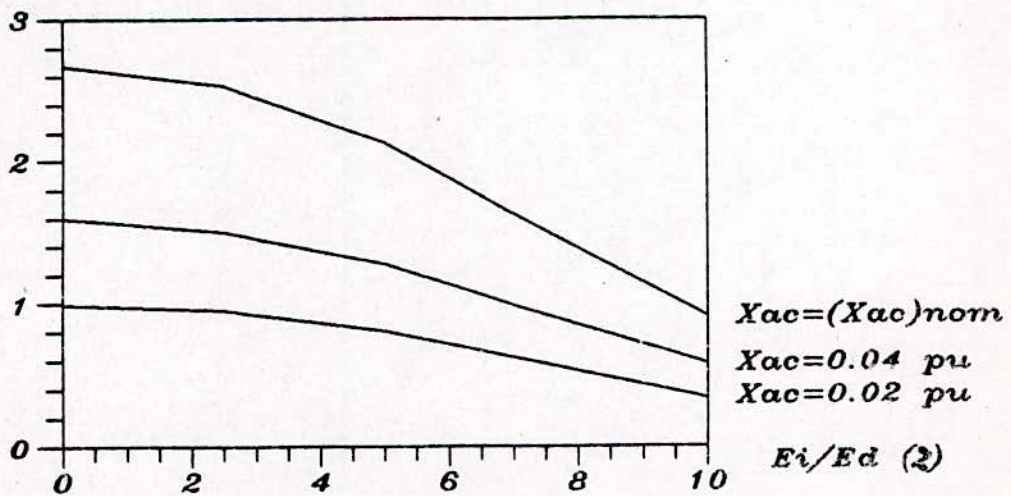


Fig.3.29 Effet du module de la composante inverse sur la tension harmonique 18

113/11 (2)

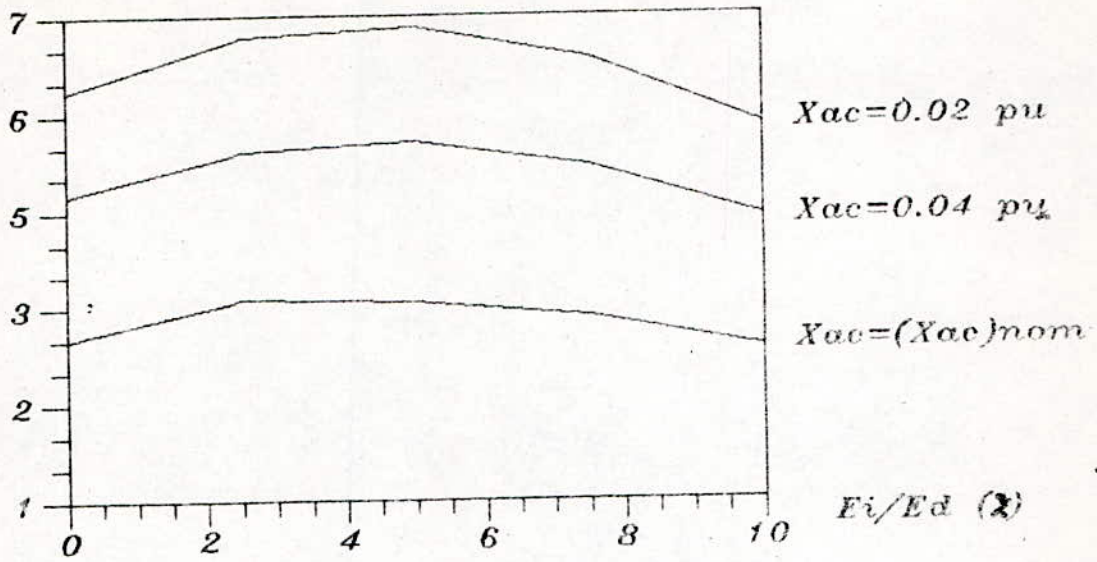


Fig.3.30 Effet du module de la composante inverse sur le courant harmonique 13

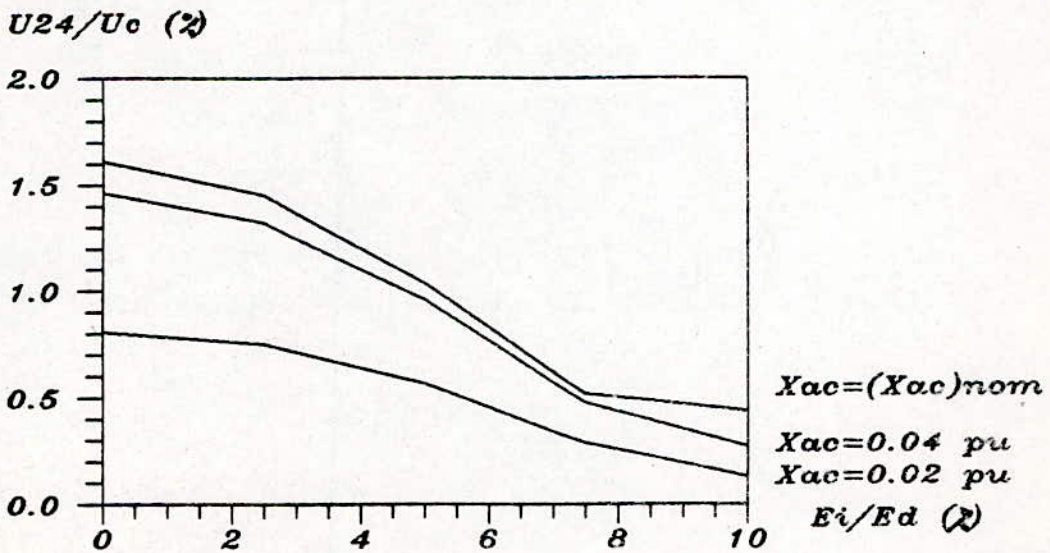


Fig.3.31 Effet du module de la composante inverse sur la tension harmonique 24

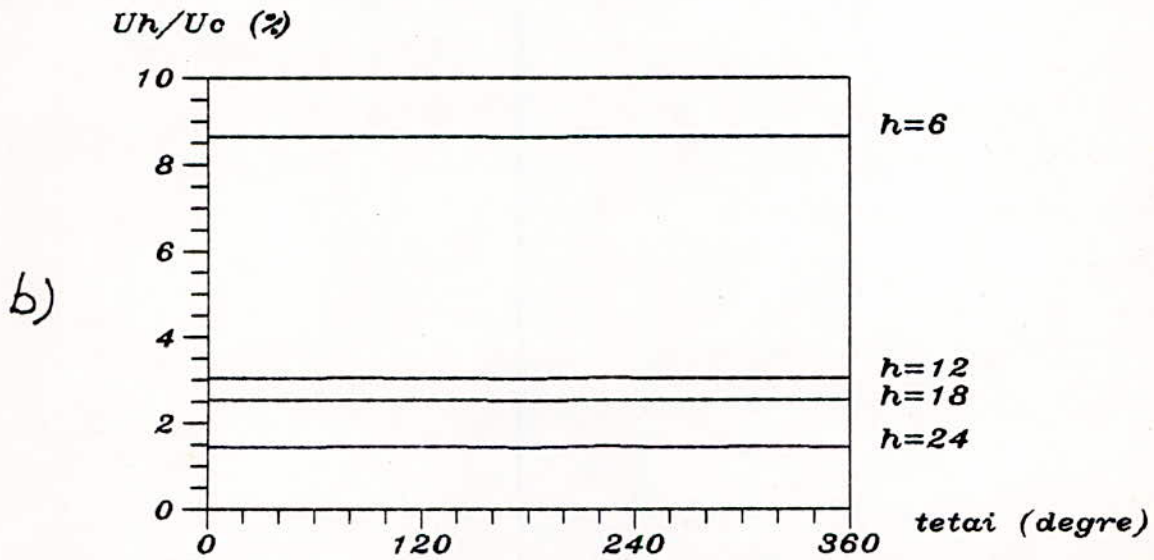
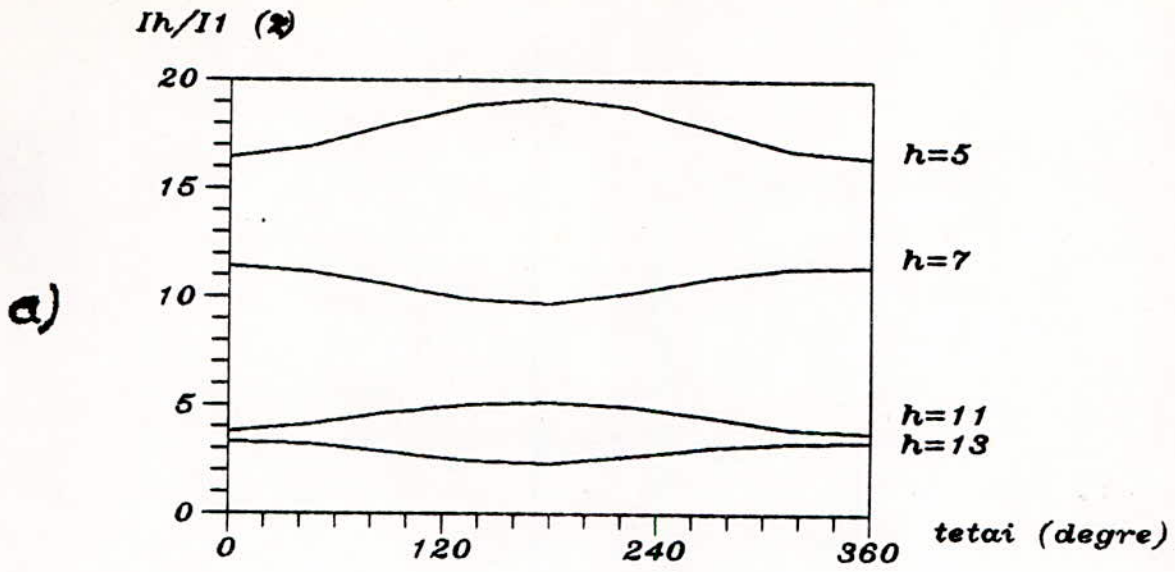


Fig.3.32 Effet de l'argument de la composante inverse ($E_i/E_d=2.5$ %)

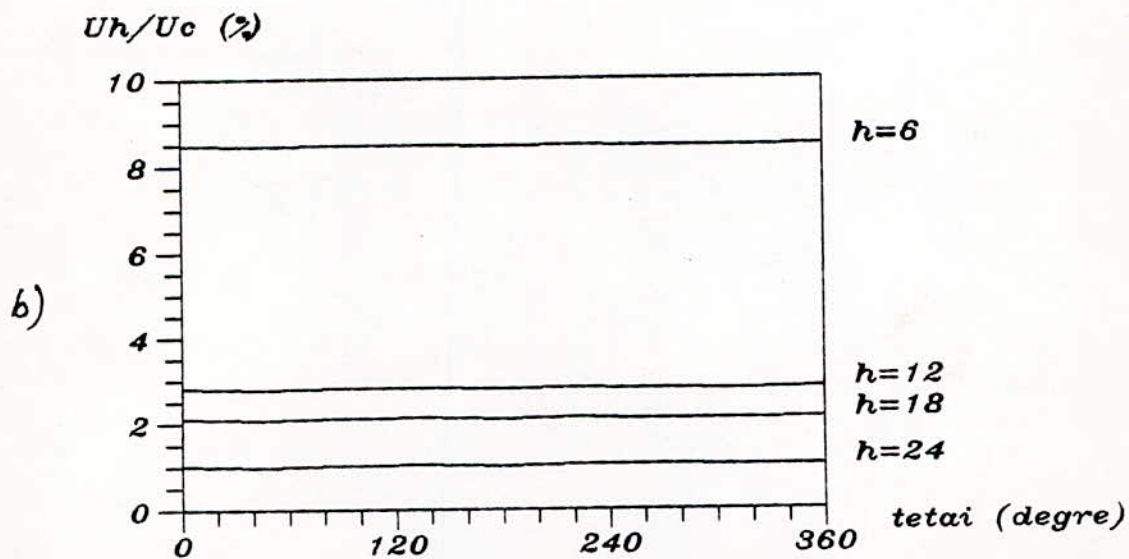
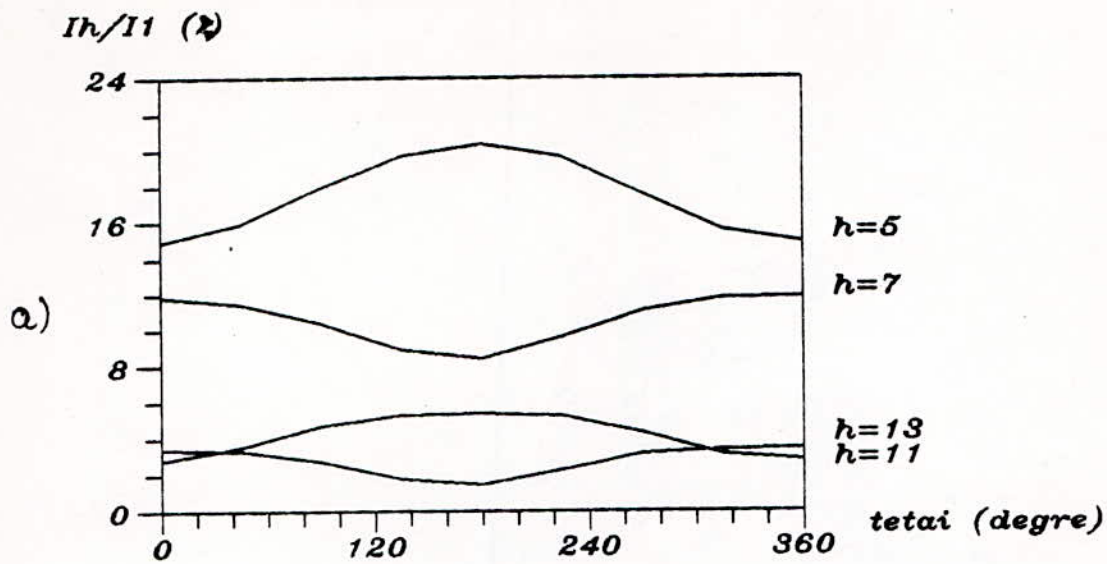


Fig.3.33 Effet de l'argument de la composante inverse ($E_i/E_d=5\%$)

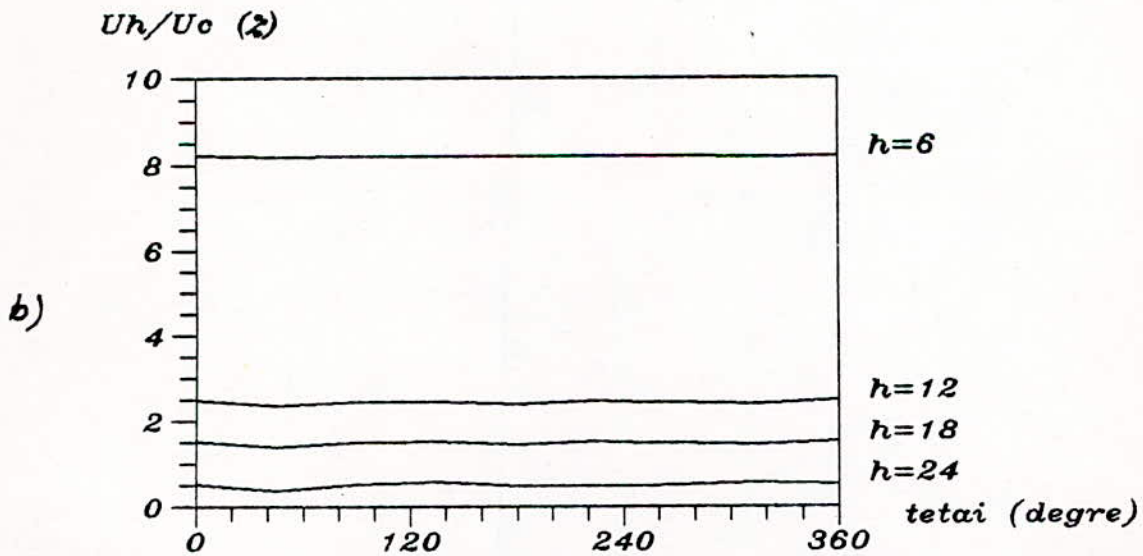
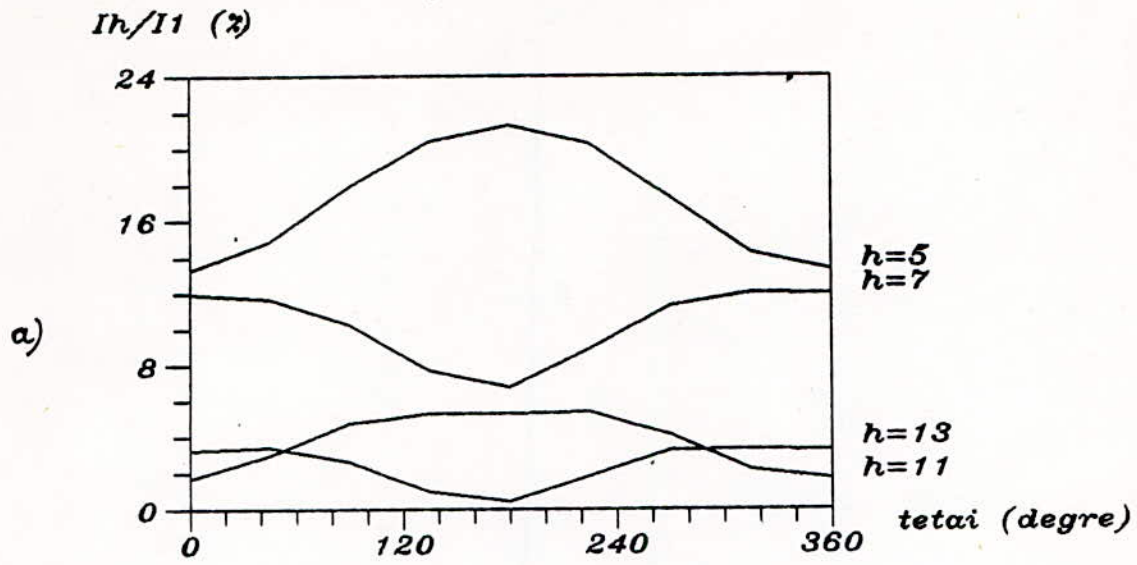


Fig.334 Effet de l'argument de la composante inverse ($E_i/E_d=7.5\%$)

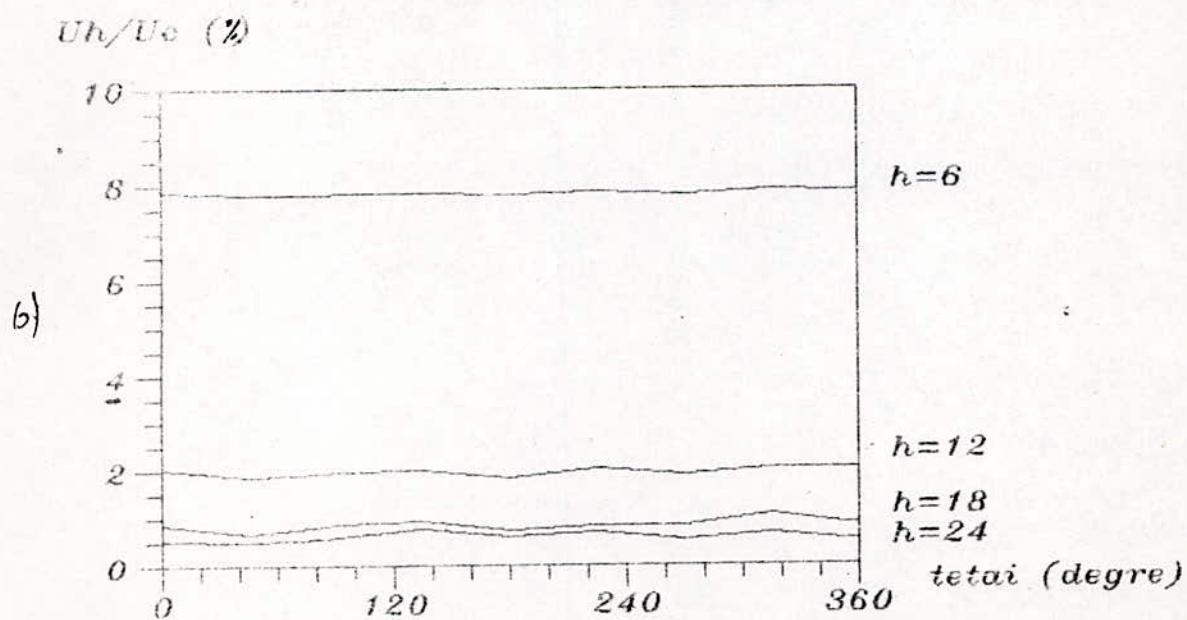
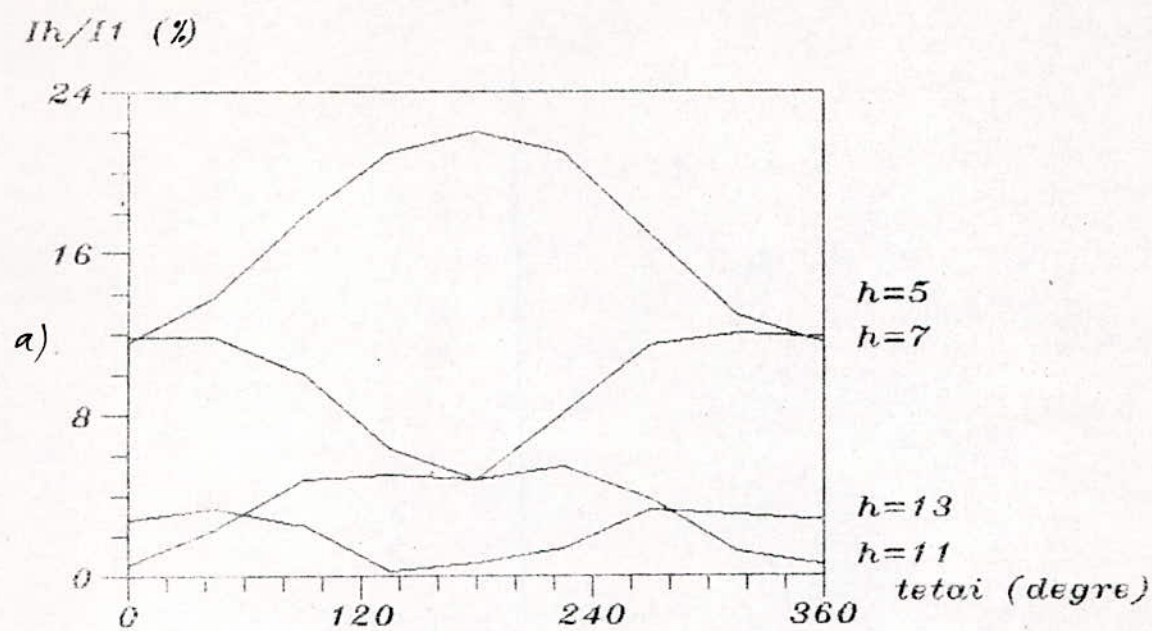
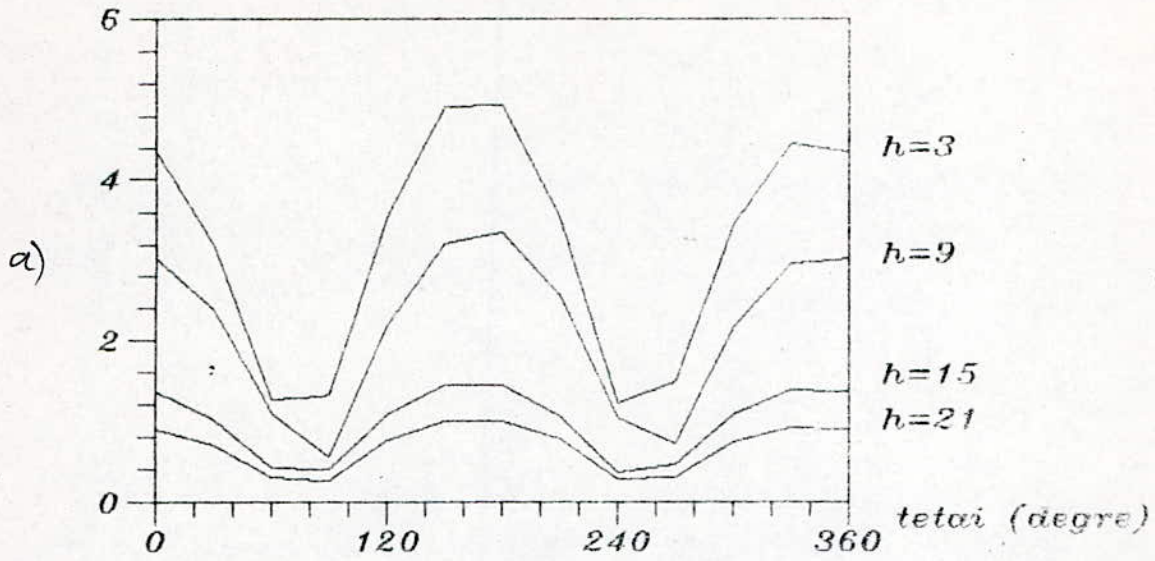


Fig.3.35 Effct de l'argument de la composante inverse($E_i/E_d=10\%$)

I_h/I_1 (%)



U_h/U_c (%)

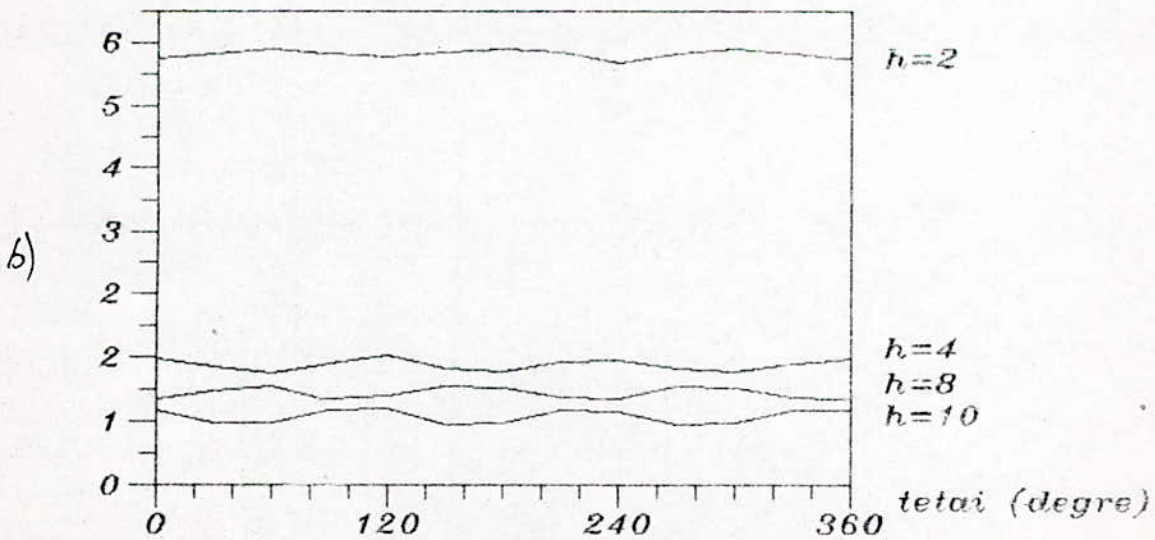
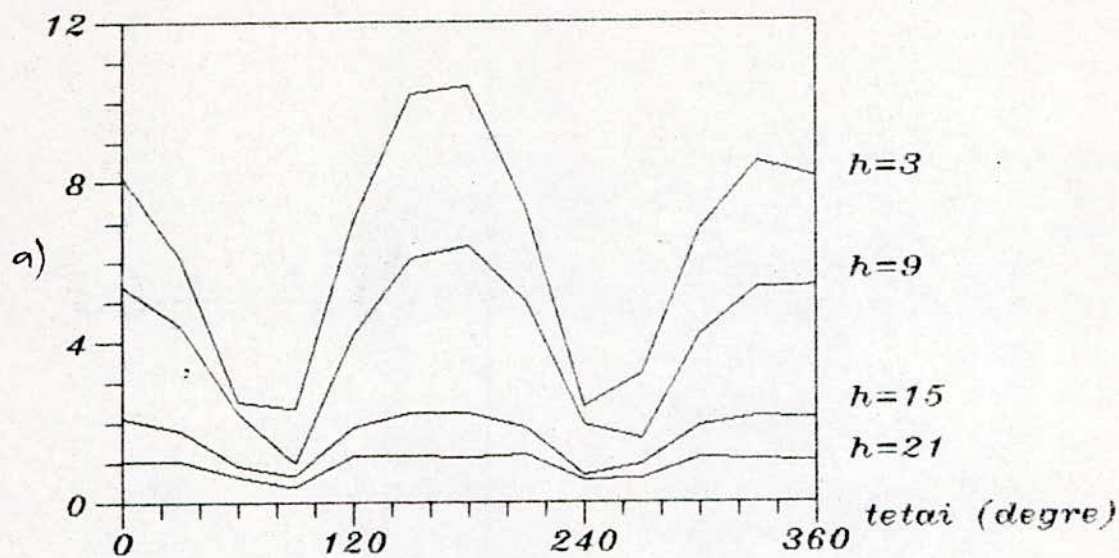


Fig.3.36 effet de l'argument de la composante inverse ($E_i/E_d=5$)

I_h/I_1 (%)



U_h/U_c (%)

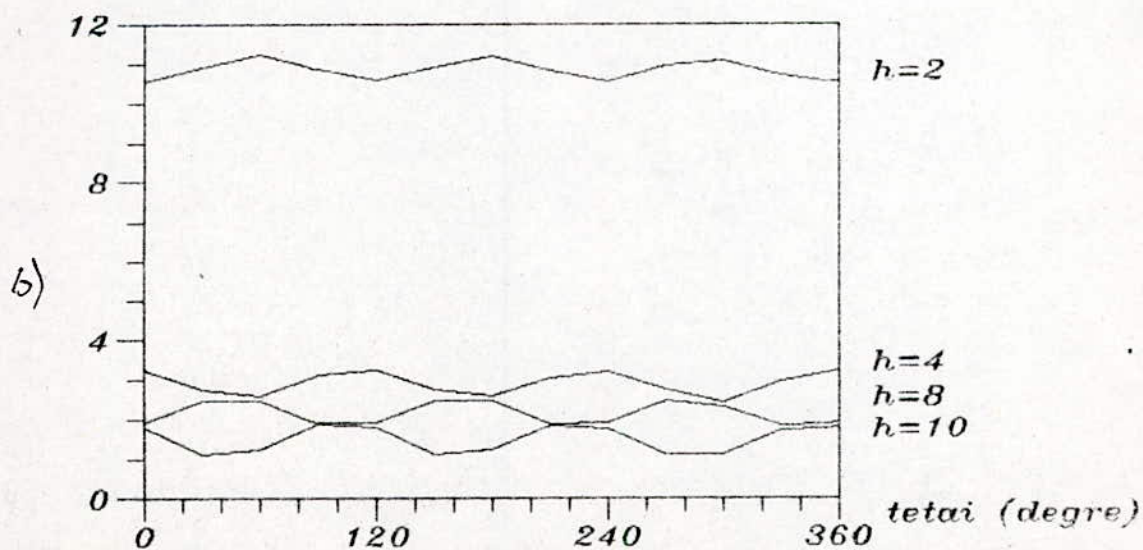


Fig.3.37 effet de l'argument de la composante inverse ($E_i/E_d=10\%$)

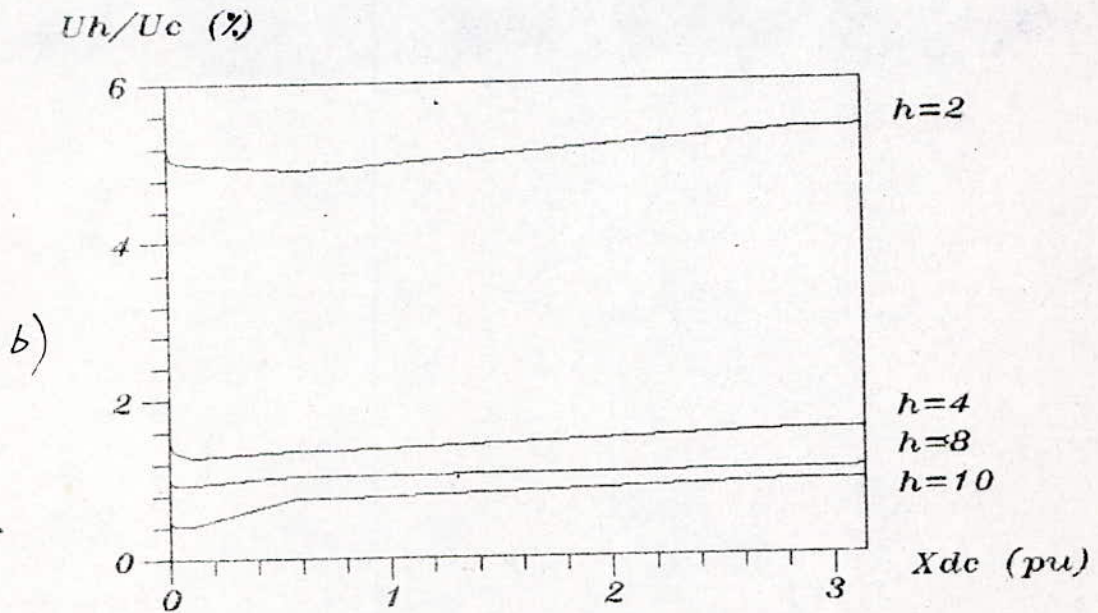
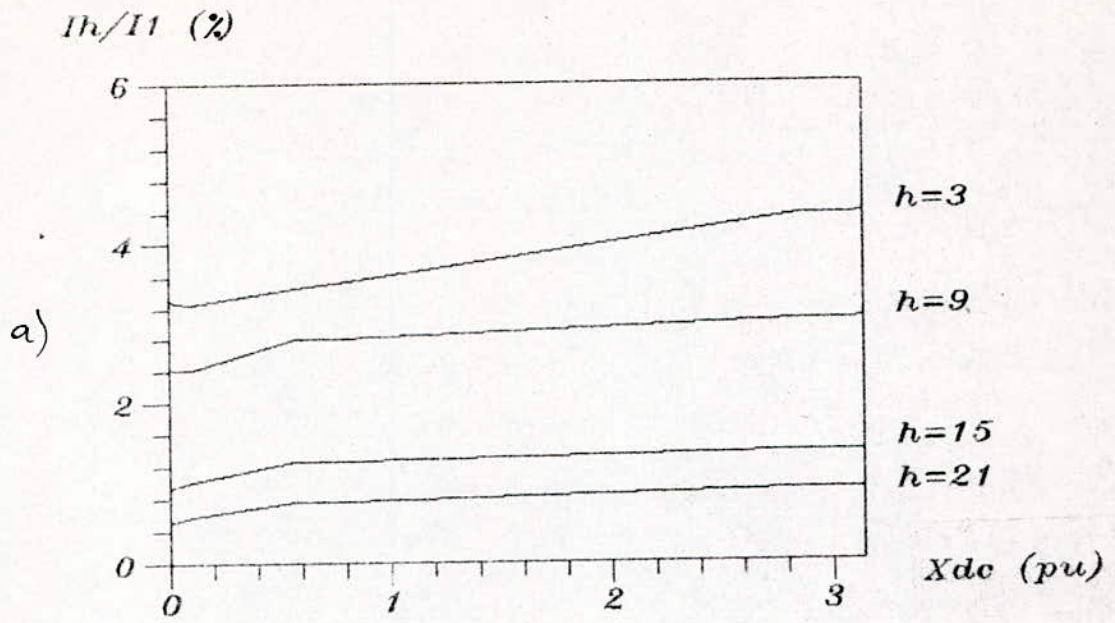


Fig. 3.38 Effet de la self de lissage ($E_i/E_d=5\%$)

3.2.2.4 - Conclusion.

Dans la pratique, et si on peut assumer que l'angle d'allumage demeure régulier, les tensions alternatives ne sont pas parfaitement équilibrées, et donc les harmoniques ^{non} caractérisés sont générés, et sont additionnées à ceux caractérisés [11].

Si, le déséquilibre est important, ou bien, si une erreur importante est introduite sur l'angle d'allumage, les harmoniques non caractérisés sont importants. Ainsi ce phénomène est appelé : Phénomène d'amplification des harmoniques non caractérisés [2].

Conclusion

La méthode des tenseurs proposée pour la simulation du pont redresseur, présente une souplesse que celles basées sur autres approches. Elle est flexible, donc facilement applicable pour de larges systèmes. Ainsi, elle peut être étendue pour les ponts redresseurs multiples (Ponts en parallèle ou en série).

La présence permanente des harmoniques dans les systèmes de puissances, nécessite des méthodes analytiques plus développées. En effet, dans l'absence d'une méthode précise, il est très difficile de prédire les niveaux de distorsion avec exactitude.

Les résultats concernant les harmoniques obtenus par notre étude, sont vérifiés par certaines méthodes numériques. Entre autres, la méthode basée sur l'injection du courant, [13].

Enfin, il est souhaitable que cette étude soit reprise pour une simulation plus complète ; en introduisant les filtres servant à l'atténuation des harmoniques en tenant compte de la saturation du transformateur.

Annexes

ANNEXE A.

Matrice impédance des mailles Z_m .

En arrageant les équations des mailles pour le pont considéré, la matrice impédance est symétrique et carrée, de dimension 5 X 5, dont le éléments sont donnés comme suit :

$$Z_{11} = Z_a + Z_c + Z_3 + Z_1$$

$$Z_{12} = Z_c + Z_3$$

$$Z_{13} = - Z_a - Z_c$$

$$Z_{14} = - Z_3$$

$$Z_{15} = Z_3$$

$$Z_{22} = Z_b + Z_c + Z_2 + Z_3$$

$$Z_{23} = - Z_c$$

$$Z_{24} = - Z_b - Z_c$$

$$Z_{25} = - Z_3$$

$$Z_{33} = Z_a + Z_c + Z_4 + Z_6$$

$$Z_{34} = Z_c + Z_6$$

$$Z_{35} = - Z_6$$

$$Z_{44} = Z_b + Z_c + Z_5 + Z_6$$

$$Z_{45} = - Z_6$$

$$Z_{55} = Z_3 + Z_6 + Z_{dc}$$

où Z_a , Z_b et Z_c représentent les impédances des trois phases du transformateur (dans notre cas elles sont

égales à Z_{ac})

Z_i ($i = 1, 6$) représentent les impédances des valves.

et

$$Z_{dc} = R_{dc} + j X_{dc} \quad \text{où :}$$

R_{dc} représente la charge vue du pont (côté continu).

X_{dc} représente la self de lissage.

ANNEXE B.

=====

Généralisation de la matrice incidente C_n .

Le diagramme des mailles pour un pont à six valves est montré dans la fig.2.2. L'arbre montré, par des traits forts, est arbitrairement sélectionné. Le circuit peut-être entièrement représenté par cinq courants des mailles correspondant à cinq chaînons dans la fig.2.2.

La logique déclaration "Link (i)" correspondant au chaînon "i" est égale à 1 (true), lorsque le chaînon existe dans le modèle réduit, et 0 (false) lorsqu'il est éliminé du circuit. Semblablement, la logique variable "X(i)" est définie pour être égale à 1 (true), lorsque la valve "i" est conductrice, et 0 (false) lorsqu'elle est bloquée.

En utilisant l'algèbre de BOOLE, une expression peut être tirée pour chaque chaînon, par la considération des différents modèles de conduction, et par conséquent :

Link (1) existe lorsque $X(1) X(2) + X(1) X(3) = 1$
autrement dit :

$$\text{Link (1)} = X(1) X(2) + X(1) X(3)$$

par une méthode analogue, on obtient :

$$\text{Link (2)} = X(2) X(3)$$

$$\text{Link (3)} = X(4) X(6) + X(4) X(5)$$

$$\text{Link (4)} = X(5) X(6)$$

$$\text{Link (5)} = X(1) + X(2) + X(3).$$

Notons que, Link (5) existe toujours dans le modèle réduit. Pour généraliser C_n , commençant avec une matrice d'identité de dimension 5×5 , les colonnes correspondant à l'inexistence des chaînons (donc des Link) sont directement éliminées. Etant donné que, l'arbre est sélectionné dans la fig.2.2., contenant trois branches correspondant à trois valves conductrices, si dans une topologie du circuit particulier, l'une de ces valves

se bloque, la branche correspondant est éliminée, et par conséquent, une autre devrait être sélectionnée.

Par exemple, si la conduction 3 cesse de conduire, soit le chaînon 1 ou 2 devienne une branche. Une analyse simple des mailles montre que si Link (1) devient une branche, l'élément C_{15} dans C_n doit être changé à 1, et si Link (2) devient une branche, l'élément C_{25} dans C_n doit être égal à 1, et C_{12} à -1 si la colonne une existe.

Par méthode analogue, si le conducteur 6 cesse de conduire, et si le Link (3) devient une branche, l'élément C_{34} doit être égal à 1, et si le Link (4) devient une branche, l'élément C_{45} doit être égal à 1, et C_{34} à -1 si la colonne 3 existe.

N.B./ Si l'une des valves 3 ou 6 est conductrice, elle est considérée obligatoirement comme branche dans l'arbre correspondant.

ANNEXE C.

Les tensions instantanées entre phase et neutre de la source sont données comme suit :

$$e_a = e_{ad} + e_{ai} + e_{ao}$$

$$e_b = e_{bd} + e_{bc} + e_{bo}$$

$$e_c = e_{cd} + e_{ci} + e_{co}$$

où

e_{ad} , e_{bd} et e_{cd} représentent les tensions directes

tel que :

$$e_{ad} = E_d \cdot \sin (wt)$$

$$e_{bd} = E_d \cdot \sin (wt - 2\pi/3)$$

$$e_{cd} = E_d \cdot \sin (wt + 2\pi/3)$$

et

e_{ai} , e_{bi} et e_{ci} représentent les tensions inverses.

tel que :

$$e_{ai} = E_i \cdot \sin (wt + \theta_i)$$

$$e_{bi} = E_i \cdot \sin (wt + \theta_i + 2\pi/3)$$

$$e_{ci} = E_i \cdot \sin (wt + \theta_i + 2\pi/3)$$

et

e_{ao} , e_{bo} et e_{co} représentent les tensions homopolaires.

tel que :

$$e_{ao} = e_{bo} = e_{co} = E_o \cdot \sin (wt + \theta_o).$$

Bibliographie

- [11] G. Segulier, " Les convertisseurs de l'électronique de puissance " T I, Alternatif-continue 1984
- [12] E. W. Kimbark, "Direct Current Transmission Vol 1 " Wiley -International, New York 1971
- [13] " Reseaux de Distribution D 648-9-13 " Techniques de l'Ingenieur
- [14] M. Boutaleb, " Analyse de Certains Problemes des reseaux Aiterbatif-Continu inter 'connectés " T. M. S. C. A Departement Genie Electrique Ecole Nationale Polythecnique D'alger Sep 1987
- [15] Alireza Hamzer-Nejad, C. M. Ong, " Dynamic Studies of Multi-terminal DC-AC systems " TR-EE 84-45, Dec 1984 School of Electrical Engineering Purdue University, INDIANA, USA
- [16] B. Metallaoui, " Production et effets des harmoniques sur les reseaux electiques M.T et H.T :moyen d'atténuation " G. Electrique E. N. P. A Sep 1977
- [17] A. Moulfi et S. Rili, " Modèle mathématique d'un systeme de transport d'énergie en courant continu a haute tension " T. F. E G. Electrique E. N. P. A Juin 1974
- [18] J. Miliias-Argitis, G. Giannakopoulos et G. Galanos " Dynamic simulation For multiterminal H V D C systems " Departement of Elictrical Engineering University of Pataras, Pataras, Grece Fév 1977

- [11] G. Segulier, " Les convertisseurs de l'électronique de puissance " T I, Alternatif-continue 1984
- [12] E. W. Kimbark, "Direct Current Transmission Vol 1 " Wiley -International, New York 1971
- [13] " Reseaux de Distribution D 648-9-13 " Techniques de l'Ingenieur
- [14] M. Boutaleb, " Analyse de Certains Problemes des reseaux Alterbatif-Continu inter connectés " T. M. S. C. A Departement Genie Electrique Ecole Nationale Polytechnique D'alger Sep 1987
- [15] Alireza Hamzer-Nejad, C. M. Ong, " Dynamic Studies of Multi-terminal DC-AC systems " TR-EE 84-45, Dec 1984 School of Electrical Engineering Purdue University, INDIANA, USA
- [16] B. Metallaoui, " Production et effets des harmoniques sur les reseaux electiques M.T et H.T :moyen d'attenuation " G. Electrique E. N. P. A Sep 1977
- [17] A. Moulfi et S. Rili, " Modèle mathématique d'un système de transport d'énergie en courant continu a haute tension " T. F. E G. Electrique E. N. P. A Juin 1974
- [18] J. Miliadis-Argitis, G. Giannakopoulos et G. Galanos " Dynamic simulation For multiterminal H V D C systems " Departement of Elictrical Engineering University of Pataras, Pataras, Grece Fév 1977