

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INSTALLATION D'ESSAIS DE TRANSFORMATEURS
DE DISTRIBUTION À SEC

IONEL PISLARIU
DÉPARTEMENT DE GÉNIE ÉLECTRIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE ÉLECTRIQUE)
JUN 2005



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-494-16836-3

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-494-16836-3

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.


Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

INSTALLATION D'ESSAIS DE TRANSFORMATEURS
DE DISTRIBUTION À SEC

Présenté par: IONEL PISLARIU

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. ROY Gilles M.Sc.A, président

M. OLIVIER Guy Ph.D., membre et directeur de recherche

M. PERRACHON Michel, M.Sc.A, membre

À ma femme Doinita,

à mes parents,

et à mon frère Cornel

Remerciements

Je tiens à remercier mon directeur de recherche, M. Guy Olivier pour le temps qu'il a consacré à m'aider afin de bien préparer ce document. Je tiens aussi à le remercier pour l'aide qu'il m'a apporté lorsque je me dirigeais dans une mauvaise direction ou que j'étais pour commettre une erreur.

Egalement je tiens à remercier M. Gilles Roy qui m'a beaucoup encouragé et m'a aidé à trouver des solutions aux problèmes rencontrés lors de ce travail.

Je voudrais aussi remercier le personnel du laboratoire pour tous les conseils et le temps qui m'ont été consacrés au cours de la réalisation des essais dans le laboratoire, spécial merci à M. Marc Charbonneau.

RÉSUMÉ

Depuis plusieurs années, le professeur Guy Olivier du département de génie électrique de l'École Polytechnique effectue des essais de transformateurs de distribution à sec afin de mieux comprendre leur comportement thermique lorsqu'ils alimentent des charges non linéaires tel que des dispositifs utilisant de l'électronique de puissance comme, par exemple, les blocs d'alimentation à découpage des ordinateurs personnels.

Ces charges non linéaires cause un échauffement additionnel des transformateurs. Les phénomènes en jeu sont encore mal compris. Le professeur Olivier a reçu dans le cadre d'une demande FCI (La Fondation canadienne pour l'innovation) des fonds pour réaliser un banc d'essais de transformateurs d'une capacité nominale de 100 kVA pour étudier le comportement thermique des transformateurs soumis à des charges non-linéaires.

Le projet consiste à :

- terminer la conception de détails, faire les analyses et le choix de certaines composantes du banc d'essais incluant l'alimentation électrique, l'instrumentation de mesure ainsi que l'agencement du laboratoire,
- simuler le banc d'essais avec le logiciel MATLAB/SIMULINK pour avoir une vision d'ensemble sur le fonctionnement pour les trois principaux types d'essais
- participer à la mise en route des installations et
- rédiger des procédures d'essais

ABSTRACT

For several years, professor Guy Olivier of the electrical engineering department at Ecole Polytechnic has carried out tests of transformers of dry distribution in order to better understand their thermal behavior when they have a nonlinear load such as apparatus using of the power electronics like the power supply units in personal computers.

These nonlinear loads cause an additional heating of the transformers. The mechanisms concerned are still badly understood. Professor Olivier received from CFI (The Canada Foundation for Innovation) the funds to carry out a test bench of transformers of a nominal capacity of 100 kVA to study the thermal behavior of the transformers subjected to non-linear loads.

The project consists in:

- to finish the design of details, to make the analyses and the choice of certain components of the test bench including the power supply, the instrumentation of measurement as well as the fitting of the laboratory
- simulating the test bench with software MATLAB/SIMULINK to have an overall vision on operation for the three principal types of tests,
- taking part in the startup of the installations
- to write procedures of tests

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	IV
REMERCIEMENTS	V
RÉSUMÉ.....	VI
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	VIII
LISTE DES FIGURES	X
LISTE DES TABLEAUX	XII
LISTE DES SYMBOLES.....	XIII
LISTE DES ANNEXES.....	XV
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 DESCRIPTION DU LABORATOIRE.....	6
1.1 LES ESSAIS POSSIBLES A EFFECTUER	8
1.2 PROCEDURE DE MESURE DES RESISTANCES	12
1.2.1 LA MESURE DE LA TEMPERATURE ET DE LA RESISTANCE A FROID	12
1.2.2 LA MESURE DE LA TEMPERATURE ET DE LA RESISTANCE A CHAUD	14
1.2.3 LA TEMPERATURE MOYENNE DE L'ENROULEMENT	16
1.2.4 FACTEUR DE CORRECTION POUR LA TEMPERATURE AMBIANTE	17
CHAPITRE 2 LES ESSAIS CLASSIQUES.....	18
2.1 ANALYSE THÉORIQUE	18
2.1.1 DÉTERMINATION DU RAPPORT DE TRANSFORMATION.....	18
2.1.2 DÉTERMINATION DES PERTES PAR HYSTÉRÉSIS	19
2.1.3 DÉTERMINATION DE L'EXPOSANT DE STEINMETZ	21
2.2 PROCEDURE D'ESSAI À VIDE.....	22
2.3 SIMULATION	26
2.4 PRÉSENTATION DES RÉSULTATS.....	27
2.4.1 ESSAI À TENSION ET FRÉQUENCE VARIABLE	30
2.4.2 ESSAI À TENSION ET FRÉQUENCE NOMINALE	32

2.5	ANALYSE THÉORIQUE POUR L'ESSAI EN COURT-CIRCUIT	35
2.6	PROCEDURE D'ESSAI EN COURT-CIRCUIT	38
2.7	SIMULATION	42
2.8	PRÉSENTATION DES RÉSULTATS	43
2.9	ANALYSE THÉORIQUE POUR L'ESSAI EN OPPOSITION.....	45
2.10	PROCEDURE D'ESSAI EN OPPOSITION	46
2.11	SIMULATION	47
2.12	PRÉSENTATION DES RÉSULTATS	48
CHAPITRE 3 LES ESSAIS SUR DES CHARGES NON LINÉAIRES		50
3.1	ESSAI SUR TROIS PONTS MONOPHASÉS	50
3.1.1	ANALYSE THÉORIQUE	50
3.1.2	PROCEDURE D'ESSAI EN CHARGE AVEC DES PONT MONOPHASÉ	55
3.1.3	SIMULATION	58
3.1.4	PRÉSENTATION DES RÉSULTATS	59
3.2	ESSAI SUR UN PONT DE GRAËTZ	62
3.2.1	PROCEDURE D'ESSAI EN CHARGE	62
3.2.2	SIMULATION	63
3.2.3	PRÉSENTATION DES RÉSULTATS	64
CHAPITRE 4 CONCEPTION DETAILLÉE.....		67
4.1	TENSION CONTINUE EN RÉGIME DE COURANT DISCONTINU.....	67
4.1.1	ANALYSE THÉORIQUE	67
4.1.2	CALCUL ANALYTIQUE.....	76
4.1.3	SYMULATION	78
4.2	DIMENSIONNEMENT DE CÂBLE ET DE CONDUCTEURS	79
4.3	LISTE DES ÉQUIPEMENTS	94
4.4	ESSAI DE DÉMARRAGE.....	107
CONCLUSION		109
BIBLIOGRAPHIE.....		110
ANNEXES		112

Liste des figures

Figure 1.1 : Schéma électrique monofilaire de laboratoire.....	6
Figure 1.2 : Le circuit de mesure pour la résistance de l'enroulement	13
Figure 1.3 : Les courbes de tension, courant et de la résistance avec le temps	14
Figure 2.1 : Courbe des pertes sur la fréquence dans le noyau en fonction de la fréquence	21
pour E/f constant	
Figure 2.2 : Courbe de P_h en fonction de E à l'échelles logarithmiques.....	22
Figure 2.3 : Schéma d'essai à vide pour un transformateur monophasé	22
Figure 2.4: Le schéma triphasé de l'essai à vide	25
Figure 2.5 : Montage de l'essai à vide en simulation sous SIMULINK	26
Figure 2.6 : Mesure de courant de magnétisation et de courant d'excitation	27
Figure 2.7 : Influence de la courbe d'hystérésis sur la déformation du courant.....	28
de magnétisation	
Figure 2.8 : Le spectre des harmoniques pour le courant de magnétisation.....	29
Figure 2.9: La courbe des pertes sur la fréquence dans le noyau	31
Figure 2.10 : Les courbes des pertes P_h , P_f et P_{fe} en fonction de E	33
Figure 2.11: Courbe caractéristique du courant de fonctionnement à vide	34
Figure 2.12 : Schéma d'essai à vide pour un transformateur monophasé	35
Figure 2.13 : Circuit équivalent d'un transformateur triphasé.....	37
Figure 2.14: Le schéma triphasé de l'essai en court circuit	39
Figure 2.15 : Montage de l'essai en court-circuit en simulation sous SIMULINK.....	43
Figure 2.16 : Mesure de courant, tension et de puissance dans le secondaire du	
transformateur en essai	44
Figure 2.17 : Le schéma triphasé de l'essai en opposition.....	46
Figure 2.18 : Montage de l'essai en opposition en simulation sous SIMULINK.....	47
Figure 3.1 : Source sinusoïdale alimentant une charge non linéaire	52

Figure 3.2 : Le pont monophasé avec un filtre capacitif du côté continu.....	56
Figure 3.3 : Les formes d'ondes (V_d , I_d et v_s).....	56
Figure 3.4 : L'essai en charge avec des ponts monophasés.....	57
Figure 3.5 : Simulation Matlab de l'essai en charge avec des ponts monophasés.....	58
Figure 3.6 : Le courant à l'entrée du pont monophasé et le spectre d'harmoniques.....	59
Figure 3.7 : Le circuit équivalent pour celui de la figure 3.2.....	60
Figure 3.8: Les formes d'onde trouvées pour les tensions V_d , v_s , et le courant I_d	61
Figure 3.9 : L'essai en charge avec le pont triphasé triphasé.....	63
Figure 3.10 : Simulation Matlab de l'essai en charge avec le pont triphasés.....	64
Figure 3.11 : Le courant à l'entrée du pont triphasé et son spectre d'harmoniques.....	65
Figure 4.1 : Concept de base pour le redresseur.....	68
Figure 4.2 : Pont monophasé (a) le circuit, (b) La forme d'onde pour v_s sans C_d	69
Figure 4.3(a) : Les formes d'ondes pour un pont monophasé.....	73
Figure 4.3(b) : la caractéristique $V_d=f(I_d)$	73
Figure 4.4 : Normalisation de I_d par rapport à V_d pour un pont monophasé.....	74
Figure 4.5 : Le pont monophasé avec un filtre capacitif de côté continu.....	75
Figure 4.6 : La distorsion harmonique totale THD, le facteur de déplacement DPF.....	75
Figure 4.7 : Le circuit équivalent pour celui de la figure 6.2.6.....	76
Figure 4.8 : Courant d'appel pour le transformateur en essai de charge.....	80
Figure 4.9 : L'identification des câbles pour les essais de laboratoire.....	83
Figure 4.10 : Transformateur Marcus de 30KVA et 120/240V.....	88
Figure 4.11 : PLAN DE LABORATOIRE.....	106

Liste des tableaux

Tableau 2.1 : Les valeurs de la puissance P_{fe} pour des valeurs de $E/f=10$	30
Tableau 2.2 : Les valeurs de la puissance P_{fe} , P_h et P_f pour des valeurs de $f=ct$	32
Tableau 3.1 : Valeurs expérimentales des harmoniques de courant	59
pont monophasé	
Tableau 3.2 : Valeurs expérimentales des harmoniques de courant	66
pont triphasé	
Tableau 4.1 : Calibre des différents câbles et conducteurs et les caractéristiques	93
Tableau 4.2 : Valeurs expérimentales des harmoniques de courant	108
pont monophasé	

Liste des symboles

Liste des indices

0	à vide
N	valeur nominale ou à la charge nominale
d	courant ou tension continu
i	idéal
L	côté réseau du transformateur
m	maximal
n	ordre d'harmonique

Liste des symboles littéraux

U_d	tension continue (valeur moyenne)
U_{d0}	tension continue à vide conventionnelle
U_{di0}	tension continue fictive à vide (ou idéale)
U_{dN}	tension continue nominale
U_L	tension côté réseau du transformateur, valeur efficace tenant compte des harmoniques.
U_{LN}	tension nominale, côté réseau du transformateur
U_{v0}	tension à vide entre phases, côté transformateur
i_d	courant continu (charge)
I_d	courant continu i_d (valeur moyenne)
I_{dN}	courant continu nominal
I_L	courant côté réseau du transformateur, valeur efficace tenant compte des harmoniques

$\Delta\phi$	flux coupé, en webers
Δt	intervalle de temps, en secondes
f_N	fréquence nominale du réseau
a	rapport de transformation primaire-secondaire
e	tension induite, en volts
f	la fréquence, en hertz
n	rang (ou ordre) des harmoniques
p	indice de pulsation
q	nombre de commutations
ω	pulsation du réseau d'alimentation
A	la section, en mètre carré
N	nombre de spires
P	puissance active (ou réelle)
Q	puissance réactive

Liste des annexes

ANNEXE 1	DÉFINITIONS.....	112
ANNEXE 2	L'ÉLEVATIONS DE LA TEMPÉRATURE DES BOBINAGES.....	118
ANNEXE 3	MODÈLE MATLAB: L'ESSAI À VIDE.....	122
ANNEXE 4	PERTES MAXIMALES POUR LES TRANSFORMATEURS.....	128
ANNEXE 5	MODÈLE MATLAB : L'ESSAI EN COURT-CIRCUIT.....	129
ANNEXE 6	MODÈLE MATLAB : L'ESSAI EN OPPOSITION.....	131
ANNEXE 7	MODÈLE MATLAB : TENSION CONTINUE EN RÉGIME DE COURANT DISCONTINU.....	134
ANNEXE 8	ESSAI EN CHARGE AVEC TROIS PONTS MONOPHASÉS RC.....	138
ANNEXE 9	DÉTERMINER LA VALEUR "POUR LE CONDENSATEUR Cd	143

INTRODUCTION

GÉNÉRALITÉS

La circulation des courants harmoniques dans les réseaux cause diverse problèmes avec des conséquences plus ou moins importantes pour les équipements. On peut citer entre autres l'accroissement des pertes dans les conducteurs et les différentes pièces d'appareillage (interrupteurs, disjoncteurs, fusibles, transformateurs, etc.) véhiculant ces courants.

Parmi les équipements directement affectés par les courants harmoniques les transformateurs subissent les effets des flux parasites, des pertes additionnelles dans le cuivre et du stress supplémentaire sur l'isolation. Cela se traduit alors par une possible résonance entre l'inductance des bobinages du transformateur et les condensateurs du réseau, ou encore par un suréchauffement du transformateur.

Ces pertes ne sont pas seulement dues à l'effet Joule et à l'effet pelliculaire, mais aussi à des courants induits dans les bobinages, le noyau et les pièces métalliques. Les courants induits dans le régime non sinusoïdal accentuent l'effet de proximité et l'effet pelliculaire.

L'écoulement du courant harmonique dans les appareils et composantes électriques produira un suréchauffement non désirable. La chaleur générée provoque une détérioration du diélectrique et donc de l'isolation et ainsi une réduction de la durée de vie du transformateur.

Les applications génératrices d'harmoniques les plus usuelles sont les démarreurs électroniques, les variateurs de vitesse, les convertisseurs de fréquence, les alimentations à découpage, les lampes à décharge, etc....

Afin d'éviter le suréchauffement du transformateur, sa puissance nominale doit être réduite et dans les cas où les courants sont très déformés, cette diminution de puissance peut atteindre 10 à 30 % ou même dans les cas extrêmes 50%. Une

possibilité d'éviter le suréchauffement du transformateur est d'utiliser des transformateurs spécialement conçus pour l'alimentation des charges non linéaires. Ils sont alors dénommés des transformateurs de type K d'après *Underwriters Laboratories et la norme UL 1561* [6]. Le coefficient K est un facteur de déclassement indiquant la capacité d'un transformateur à alimenter des charges génératrices d'harmoniques.

BUT ET PROBLÉMATIQUE

Le projet consiste donc à :

- terminer la conception de détails, faire les analyses et le choix de certaines composantes du banc d'essais incluant l'alimentation électrique, l'instrumentation de mesure ainsi que l'agencement du laboratoire,
- dimensionnement de l'installation d'essai suite à une calcul de d'écoulement de puissance en régime permanent
- simuler le banc d'essais avec le logiciel MATLAB/SIMULINK pour avoir une vision d'ensemble sur le fonctionnement pour les trois principaux types d'essais
- participer à la mise en route des installations et
- rédiger des procédures d'essais

Ces essais permettront à établir la capacité maximale sur ce type de charge conduisant à une limite d'échauffement admissible de ce transformateur.

En premier lieu, il est important que le banc d'essais reproduise les caractéristiques harmoniques que l'on retrouve sur des charges industrielles réelles. Le banc doit ainsi pouvoir véhiculer des courants ayant le spectre harmonique souhaité dans les enroulements du transformateur en essai.

En deuxième lieu, il faut vérifier expérimentalement l'apparition des pertes additionnelles dans les enroulements. Les difficultés principales proviennent du fait que

le transformateur en essai doit être chargé à tension et à courant nominal, i.e. à puissance nominale. Le banc d'essais doit donc être en mesure de manipuler des puissances entre 0 et 200 kVA, Bien entendu, il est impensable dans un laboratoire universitaire de dissiper toute cette énergie. Afin de contourner cette limite, grâce à un montage régénératif, seules les pertes seront fournies par l'alimentation électrique.

OBJECTIFS DU TRAVAIL ET LA SOLUTION MISE DE L'AVANT

Dans le cadre du projet, nous devons faire une étude de l'écoulement de puissance en régime permanent afin de dimensionner les principaux éléments de notre banc d'essai : les câbles, les tableaux de distribution et les protections nécessaires pour toute l'installation électrique.

Cette première étude sera suivie d'une simulation sur le logiciel MATLAB/SIMULINK qui confirmera les calculs initiaux. En fonction des résultats obtenus, les ajustements nécessaires seront faits afin de rencontrer les exigences. Ces simulations permettront d'avoir une vision plus proche des conditions d'essais réelles.

On doit également rédiger les procédures d'essais pour établir les lignes directrices dans la méthodologie d'essais. Nous voulons faciliter le déroulement pour chaque type d'essai en respectant les normes qui donnent des consignes pour tous les essais.

En dernière analyse nous devons vérifier le banc d'essai en effectuant plusieurs essais en charge non linéaire.

Le banc d'essai doit permettre de réaliser les essais exigés par les normes afin de démontrer que les transformateurs fabriqués satisfont les exigences de qualité et de fonctionnement établis par ces normes. Le banc d'essai doit également permettre de valider les spécifications techniques données par le manufacturier.

Dans le cadre de notre étude, la gamme du banc d'essai se limite à des transformateurs de distribution à sec basse tension monophasé et triphasé à

refroidissement naturel d'une puissance nominale de 5 à 50 kVA pour les modèles monophasé et de 15 à 112,5 kVA pour les modèles triphasés.

La solution mise de l'avant consiste à utiliser comme charge non linéaire un ensemble redresseur-onduleur qui va faire circuler la puissance nominale dans le transformateur en essai. Ce montage permet de retourner au réseau d'alimentation près de 85% de l'énergie mise en jeu. La charge réelle vue par l'alimentation est de seulement 15% de la puissance nominale du transformateur.

Pour reproduire les caractéristiques harmoniques le plus souvent retrouvées sur des charges réelles nous avons réalisé plusieurs essais sur deux types de charges:

- trois ponts monophasés avec charges régénératives (LOADSAVERS)
- pont triphasé Graetz avec de charges régénératives (LOADSAVERS)

Pour vérifier l'apparition des pertes additionnelles par les essais non linéaires nous avons vérifié le banc d'essai en effectuant plusieurs essais en charge non linéaire sur les trois ponts monophasés. Nous avons utilisé un transformateur de 75kVA et 600/120V-208Y comme transformateur d'essai.

Liste des normes en vigueur.

Le banc d'essai doit respecter des normes qui régissent la mise en œuvre des essais. Voici donc une liste détaillée des normes sur lesquelles se base notre étude :

Norme CSA-C9-M1981	Dry-type Transformers.
Norme CSA-C802-94	Maximum Losses for Distribution Power and Dry-Type Transformers.
Norme ACNOR C9.1-M1981	Guide de détermination de la charge des transformateurs de distribution et des transformateurs de puissance de type sec.

IEEE Std C57.12.91-2001	IEEE Standard Test Code for Dry-Type distribution and Power Transformers.
IEEE Std C57.12.01-1998IEEE	Standard General Requirement for Dry-Type Distribution and Power Transformers Including those with Solid Cast and/or Resin-Encapsulated Windings.
NEMA Std 20	Dry-Type Transformer for general applications.
IEC 60076	Power Transformers 1978

MÉTHODOLOGIE DE TRAVAIL

Pour bien dimensionner notre banc d'essai nous devons faire un calcul d'écoulement de puissance en respectant le code de l'électricité du Québec. Pour trouver les bonnes dimensions de tous les câbles et les conducteurs nous partons de la prémisse que nous voulons essayer les transformateurs en pleine puissance. Maintenant pour trouver la puissance maximale du transformateur, nous savons que le tableau d'entre peut délivrer un courant maximal de 150A à une tension de 600V. Toutes ces données nous ont permis d'établir les paramètres électriques pour l'équipement de notre banc d'essai.

En suite nous faisons des simulations sur le logiciel MATLAB/SIMULINK qui confirmeront les calculs initiaux.

La dernière étape consiste dans un essai non linéaire de laboratoire, nous avons utilisé un transformateur d'essai de 75kVA à une tension de 600V/120V. L'essai de laboratoire a été fait avec une charge formée de trois ponts monophasés et trois onduleurs.

CHAPITRE 1

DESCRIPTION DU LABORATOIRE ET LES ESSAIS ENVISAGÉS

Dans le cadre de notre étude, la gamme du banc d'essai se limite à des transformateurs de distribution à sec basse tension monophasé et triphasé à refroidissement naturel d'une puissance nominale de 5 à 50 kVA pour les modèles monophasé et de 15 à 112,5 kVA pour les modèles triphasés. Pour l'essai en court-circuit la puissance pour le transformateur en essai peut aller jusqu'à 500kVA.

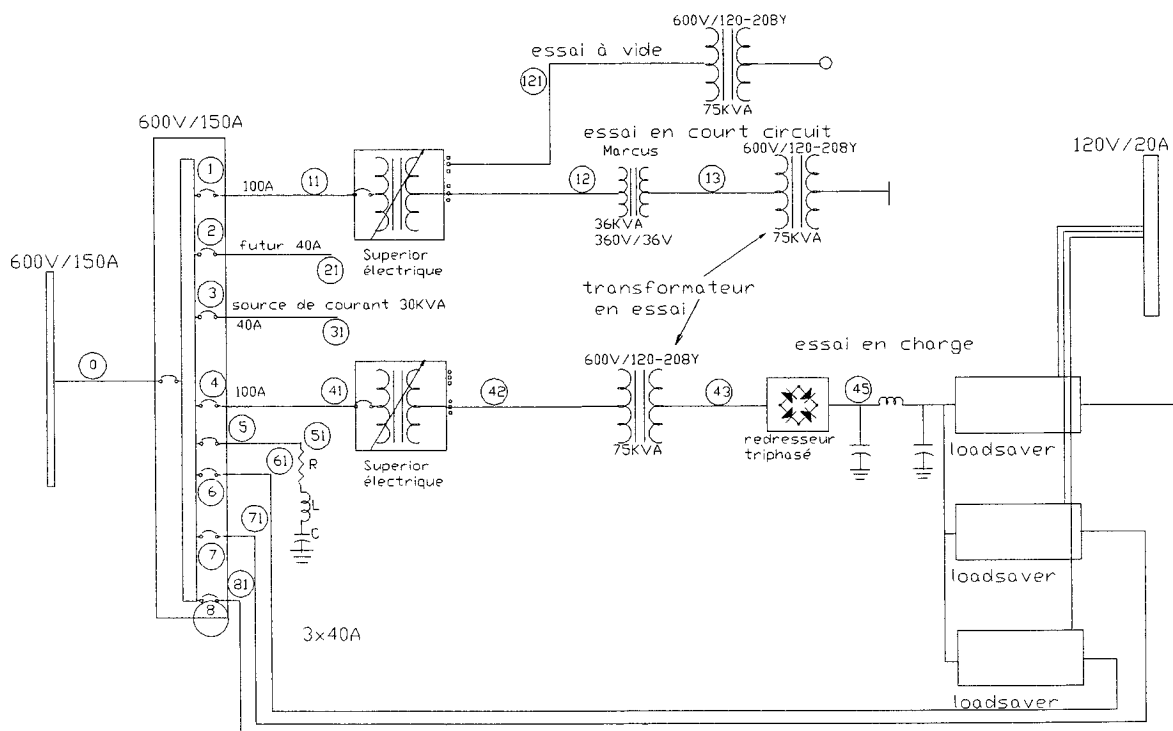


Figure 1.1 : Schéma électrique monofilaire de laboratoire.

Si nous voulons faire une présentation pour notre banc d'essai, nous commençons par le tableau d'entre où nous avons choisi un tableau Siemens de 250A à 600V et 42 circuits compte tenu du nombre de sorties et d'entres utilisés voir la liste des équipements.

Nous utilisons deux sources variables ayant une puissance de 100kVA triphasé qui seront installés en conformité avec le montage présenté à la figure 1.1. Les deux sources permettront de faire tous les essais possibles voire la suite à la fin du chapitre.

Nous avons aussi une source à fréquence variable pour qui nous avons réservé un circuit de 40A.

Nous avons mis un banc de condensateurs d'environ 30000uF pour chaque pont, les condensateurs jouent un rôle d'étouffement pour la tension continue. Les onduleurs (LOADSAVERS) sont considérés comme des charges purement résistive, donc le montage sera considéré de type RC.

Dans le montage de la figure 1.1 nous pouvons voir que, entre le pont et les onduleurs, nous avons un montage en π , condensateur – bobine - condensateur, le bras bobine - condensateur du π de côté onduleur a été intégrée dans le LOADSAVER.

Afin de minimiser les dommages potentiels au transformateur pendant les essais la séquence suivante doit être respectée:

1. la mesure de la résistance à froid et la détermination de la polarité du transformateur,
2. l'essai à vide, la détermination du rapport de transformation, la séparation des pertes par hystérésis et par courants induits dans l'acier et l'identification de l'exposant de Steinmetz
3. l'essai en court circuit,
4. la mesure de la résistance à chaud,
5. l'essai en charge,
6. l'essai diélectrique (l'essai d'isolation).

Quand cette séquence est utilisée, les premiers essais impliquent des tensions et des courants réduits en comparaison aux valeurs normalisées, la tendance étant de minimiser alors les effets nuisibles au transformateur.

1.1 Les essais à effectuer

Essai à vide:

Un transformateur réel ne restitue pas au circuit qu'il alimente toute l'énergie qu'il reçoit. Même s'il n'y a pas de charge branchée au circuit, dans l'enroulement primaire du transformateur il y aura présent un courant de magnétisation qui produira une perte. Perte qui se traduira en chaleur transférée à l'environnement. On notera P_{fe} la puissance associée à ce transfert mesurée lors d'un essai à vide.

L'essai à vide permet de déterminer les paramètres de la branche de magnétisation R_{fe} et X_{ϕ} , et donc d'en déduire les pertes dans le fer. Cet essai s'effectue à tension nominale et de préférence du côté de l'enroulement ayant la plus haute tension. Le montage utilisé pour cet essai permet aussi de connaître le rapport de transformation, de séparer les pertes par hystérésis et par courants induits et de déterminer l'exposant de Steinmetz.

Essai en court-circuit :

Un transformateur réel transfère également de l'énergie à l'environnement à cause de l'effet Joule dont ses enroulements sont les principaux générateurs (c'est pourquoi ces pertes sont souvent appelées pertes cuivre). On notera ici P_j la puissance relative à ce transfert qui dépend de la résistance des enroulements et de l'intensité des courants primaire et secondaire. Celle-ci se mesure par l'essai en court-circuit.

De même, l'essai de court-circuit permet de mesurer l'impédance du transformateur. Les pertes dans la branche de magnétisation étant alors considérées comme négligeables. Le court-circuit se fait de préférence du côté basse tension au

courant nominal et la mesure des résistances à chaud peut être réalisée à la fin de l'essai.

Essai du courant d'appel :

Le courant d'appel représente le courant transitoire, c'est-à-dire la valeur du courant de magnétisation avant que ce dernier soit à son régime permanent. L'amplitude du courant d'appel dépend de l'amplitude de la tension et de la valeur du flux rémanent à l'instant de la mise sous tension ainsi que de la valeur maximale du flux en régime permanent et de l'impédance de la source. Le courant d'appel peut atteindre des valeurs de 8 à 15 fois la valeur du courant nominal et dépend de la puissance du transformateur.

Pour le dimensionnement de la protection en avant, le courant d'appel d'un transformateur est généralement estimé à :

- $8xI_n$, pour les transformateurs triphasés d'une gamme de puissance allant de 500 à 2500kVA,
- $12xI_n$, pour les transformateurs triphasés d'une puissance supérieure à 2500kVA,

et ce pendant une durée de 0,1 seconde.

Essai en charge non linéaire :

Le but de cet essai est d'établir des méthodes uniformes pour déterminer la capacité des transformateurs à fournir des courants aux charges non linéaires.

Ainsi lorsqu'un transformateur alimente une charge non linéaire, les harmoniques circulant dans les enroulements provoquent une augmentation des pertes dans le transformateur et donc un suréchauffement du transformateur.

Les courants harmoniques générés par une charge non linéaire sont quelquefois accompagnés d'une composante continue dans le courant de charge. Cette composante

continue du courant de charge augmente légèrement les pertes dans le noyau du transformateur, mais surtout augmentera d'une façon importante la saturation de ce noyau donc le courant de magnétisation.

Un plus haut taux de courant continu peut réduire la capacité de transformateur et ceci devrait être évité.

Essais diélectriques :

a) Tension appliquée:

L'essai diélectrique permet de tester l'efficacité de l'isolant et se fait en utilisant une tension élevée qui est appliquée dans les cas de connexions particulièrement des enroulements. Pour vérifier si l'isolation entre le primaire et le secondaire, le primaire et le noyau et le secondaire et le noyau sont en bon état ou bien si le test de l'élévation de température l'a endommagée. Ce test est effectué à fréquence nominale pour une tension d'essai normalisée suivante :

Tension d'essai = $(1 + 2U_m)$ kV efficaces avec un minimum de 2,5kV.

où U_m est la tension la plus élevée du réseau

pour une durée de une minute.

Cependant, selon la norme CSA C9-M1981 [10], il n'est pas nécessaire de respecter cette règle; il suffit d'au moins doubler la tension nominale et la fréquence nominale pour exécuter le test. La tension appliquée, commence à zéro et est augmenté rapidement (environ 15 secondes) à la tension désirée. Ensuite, cette tension est maintenue pendant 7200 cycles.

b) Tension induite:

L'essai diélectrique suivant consiste à appliquer une tension sur les bornes d'un enroulement (primaire ou secondaire) égale au double de la tension nominale à une fréquence élevée au moins égale au double de la fréquence nominale. Nous utilisons une fréquence plus élevée pour éviter l'effet de saturation du noyau.

La durée de l'essai est de 7200 cycles pour une fréquence de 120Hz , elle ne doit pas dépassée 60 secondes.

Selon le standard de test de l'IEEE la norme C57.12.91-2001 [1], la formule suivante peut être utilisée pour calculer la tension qui doit être appliquée.

$$E_{test} = \frac{f_{test} * 1.1 * E_{nom}}{f_{nom}}$$

- E_{test} : la tension appliquée,
 f_{test} : la fréquence choisie, dans notre cas 120Hz ,
 E_{nom} : la tension d'alimentation, dans notre cas 600V
 f_{nom} : la fréquence choisie, dans notre cas 60Hz ,

Cependant, selon les normes CSA C9-M1981 [10], il n'est pas nécessaire de respecter cette règle; il suffit d'au moins doubler la tension nominale et la fréquence nominale pour exécuter le test. Tout comme pour le test de la tension appliquée, le potentiel commence à zéro et est augmenté rapidement (environ 15 secondes) à la tension désirée. Ensuite, cette tension est maintenue pendant 7200 cycles, ce qui revient par exemple pour un signal à 400Hz à 18 secondes. Ce test sert à vérifier si l'isolation des enroulements est en bon état.

1.2 PROCEDURE DE MESURE DES RÉSISTANCES POUR LES ENROULEMENTS DU TRANSFORMATEUR

La mesure des résistances pour les enroulements de haute et basse tension est très importante pour déterminer les pertes Joule dans les enroulements. Ces pertes sont dans le cuivre, auxquelles s'ajoutent les pertes vagabondes dans les diverses structures métalliques du transformateur.

La mesure des résistances à chaud se fait après l'essai en court-circuit et la mesure de résistance à froid se fait avant l'essai à vide.

La mesure de la résistance des enroulements permet alors de déterminer la température moyenne de ceux-ci. La mesure des résistances s'effectue pour tous les enroulements de la haute et la basse tension ainsi que pour chaque phase. Lorsqu'on transfère les fils de mesure d'un enroulement à l'autre on doit respecter et maintenir la polarité des enroulements.

1.2.1 La mesure de la température et de la résistance à froid

La mesure de la température à froid doit être aussi rigoureuse que possible pour ne pas entraîner des erreurs dans le calcul de la résistance. Des précautions sont nécessaires afin de relever les mesures de température à l'aide des plusieurs thermocouples qui sont insérés entre les bobines. On doit ainsi s'assurer que le thermocouple ou tous autres capteurs utilisés sont en contact intime avec la surface dont on mesure la température. La méthode utilisée pour fixer le capteur à la surface ne doit pas provoquer de changements de température appréciables.

Nous ne devons pas considérer la température de l'air de l'environnement comme étant la température des enroulements. Cependant, les recommandations suivantes doivent être mises en place avant de commencer à relever les mesures de la température à froid :

- a) toutes les valeurs des températures mesurées par les thermocouples ne doivent pas avoir un écart plus grand que $2^{\circ}C$,

- b) la variation de la température de l'environnement ne doit pas dépasser 3°C dans une intervalle d'au moins 3 heures.

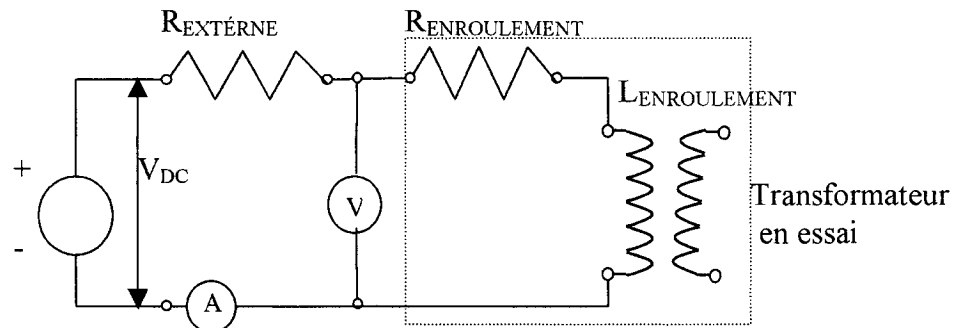


Figure 1.2 : Le circuit de mesure pour la résistance de l'enroulement

La source de tension continue V_{DC} est utilisée pour faire circuler un courant continu dans l'enroulement du transformateur. Les mesures de courant et de tension se font après que le régime transitoire R-L soit dépassé. La résistance apparente est plus grande que la vraie résistance durant la période transitoire et elles s'égaliseront après environ 3 minutes.

$$R_a = \frac{V}{I} = R + \frac{L}{I} \times \frac{dI}{dt}$$

ou :

- R_a la résistance apparente.
- L l'inductance de l'enroulement primaire
- R la résistance de l'enroulement primaire

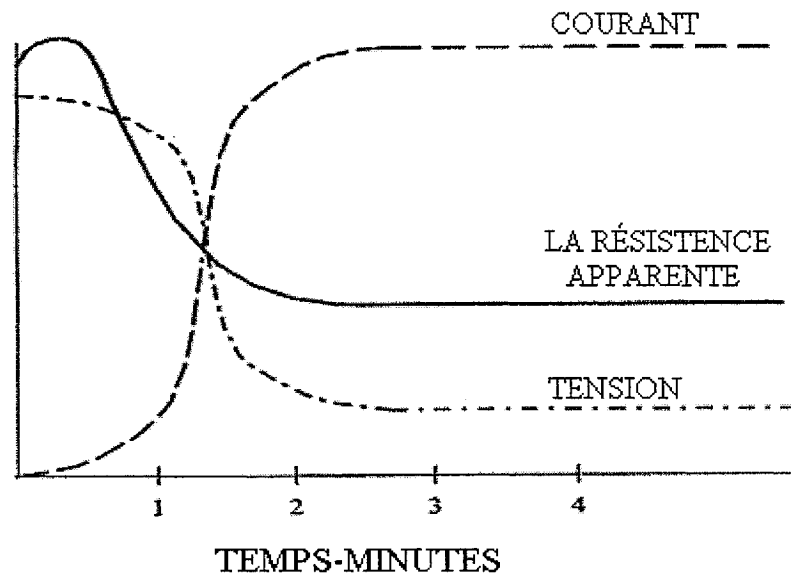


Figure 1.3 : Les courbes de tension, courant et de la résistance avec le temps. Harlow [15]

D'habitude la constante de temps, présenté par le circuit R-L du transformateur, a une grande valeur. Pour réduire le temps de la période transitoire du courant nous avons inséré une résistance externe en série avec la source de tension continue d'une valeur supérieure à l'inductance de l'enroulement du transformateur en essai. Dans ce cas il sera alors nécessaire d'augmenter la tension de source pour compenser la chute de tension dans la résistance externe.

1.2.2 La mesure de la température et de la résistance à chaud

On relève les valeurs de températures après l'essai en court-circuit, en respectant les considérations conformément à la norme ANSI/IEEE C57.12.91-2001 art. 11.5 [1] :

- a) la variation de la température de l'environnement ne doit pas dépasser 2°C dans un intervalle d'au moins 3 heures.
- b) lorsque la hausse de la température s'arrête et que la température devient constante, nous devons stopper l'essai sur le

transformateur et tous les ventilateurs et les climatiseurs doivent être arrêtés.

Les mesures de la résistance pour chaque enroulement du transformateur doivent être faites le plus rapidement possible, mais pas avant d'avoir atteint le régime permanent comme nous l'avons indiqué pour le circuit de la figure 1.3.

On considère que les températures ont atteint les valeurs maximales lorsque trois lectures consécutives sont presque identiques. L'intervalle entre deux lectures consécutives dépend des caractéristiques thermiques de l'appareil. Lorsqu'on vérifie si la température maximale est atteinte, on doit tenir compte des changements de température ambiante.

Nous devons utiliser la séquence recommandée par la norme ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1], pour relever les valeurs de tension et de courant utilisées dans le calcul de la résistance à chaud. Dans le cas du transformateur en essai qui aura la connexion delta-triangle la séquence recommandée sera :

- a) Une mesure de la résistance secondaire pour les trois enroulements secondaires correspondant aux enroulements X1-X2, X2-X3 et X3-X1. Dans le cas de la connexion étoile du secondaire, la mesure de la résistance pour les trois secondaires correspondra aux enroulements X1-X0, X2-X0 et X3-X0.
- b) Une mesure de la résistance primaire pour les trois enroulements primaires correspondant aux enroulements H1-H2, H2-H3 et H3-H1. Dans le cas de la connexion étoile du primaire, la mesure de la résistance pour les trois primaires correspondra aux enroulements H1-H0, H2-H0 et H3-H0.

Trois mesures de la résistance secondaire et une de la résistance primaire doivent être faites dans un intervalle de 6 minutes.

- c) Pour pouvoir tracer la courbe de refroidissement nous devons avoir trois valeurs supplémentaires de la résistance primaire et secondaire du transformateur en essai. Les mesures sont prises à chaque minute après la séquence a) et b).
- d) Des mesures supplémentaires peuvent être prises afin d'avoir une courbe plus précise de la résistance.

Une séquence similaire doit être utilisée pour des transformateurs monophasés ou des transformateurs avec plusieurs enroulements par phase.

1.2.3 La température moyenne de l'enroulement

On doit déterminer la température moyenne des enroulements par la méthode de la variation de résistance conformément à la norme ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1] art. 11.6.

La température moyenne d'un enroulement à la fin d'essai en court circuit se calcule à partir de la résistance R mesurée à chaud et de sa résistance R_0 mesurée à froid.

La température moyenne T est donnée par la formule :

$$T = \frac{R}{R_0} \times (T_k + T_o) - T_k$$

ou

$$T = \frac{(R - R_0)}{R_0} \times (T_k - T_o) + T_o$$

L'échauffement moyen de l'enroulement est donné par la formule :

$$T_r = T - T_a$$

où :

T : température ($^{\circ}C$) correspondante à la résistance à chaud R ,

T_o : température ($^{\circ}C$) correspondante à la résistance à froid R_o ,

T_r : température moyenne ($^{\circ}C$) de l'enroulement,

T_a : température ambiante à la fin d'essai ($^{\circ}C$) correspondante à la résistance à chaud R ,

R_o : la résistance à froid, ohms,

R : la résistance à chaud, ohms,

T_k : 234.5 °C pour le cuivre,

T_k : 225 °C pour l'aluminium.

1.2.4 Facteur de correction pour la température ambiante

Lorsque la température ambiante T_{ra} est autre que 30°C, l'échauffement moyen de l'enroulement, T_r , doit être corrigée de l'équation suivante :

$$T_{cl} = T_r \times \left[\frac{(T_r + T_k + T_{ra})}{(T_r + T_k + T_a)} \right]^n$$

ou :

T_{cl} : température moyenne (°C) de l'enroulement corrigée pour la température ambiante l'autre que 30°C .

T_{ra} : température ambiante à la puissance nominale, normalement 30°C .

n : 0,7 pour les transformateurs non ventilés ou fermés,

0,8 pour les transformateurs ventilés naturellement,

1 pour les transformateurs à ventilation forcée.

CHAPITRE 2

LES ESSAIS CLASSIQUE POUR LES TRANSFORMATEURS DE DISTRIBUTION À SEC

On considère comme essai classique tous les essais où la composante non linéaire est négligeable. Dans notre cas, les essais à vide, en court-circuit et en opposition seront considérés comme étant des essais classiques.

J'ai conçu les chapitres 2 et 3 pour les essais classiques et non linéaires, en quatre parts :

- analyse théorique
- procédures d'essais
- simulation
- présentation des résultats

2.1 ANALYSE THÉORIQUE POUR L'ESSAI À VIDE

2.1.1 Détermination du rapport de transformation

Si on ajoute un voltmètre au circuit de la figure 1.3, du côté du circuit ouvert, la charge introduite par la présence du voltmètre est alors négligeable. Il résulte donc que la lecture sur le voltmètre correspond à la tension induite aux bornes de l'enroulement secondaire.

Le rapport des lectures de tension de côté primaire et secondaire correspond au rapport des tensions induites, autrement dénommé le rapport de transformation.

2.1.2 Détermination des pertes par hystérésis et par courants induits

Guy Olivier [13]

Les pertes par hystérésis sont proportionnelles à la densité de flux à la puissance n , où n s'appelle le coefficient de Steinmetz, et dont la valeur se situe aux environs de 1,8. Pour un circuit magnétique de volume défini, on peut écrire l'équation des pertes par hystérésis et poser :

$$P_h = k_h \times f \times B_m^n$$

Les pertes par courants induits sont proportionnelles au carré de la fréquence et au carré de la densité de flux. Pour un circuit magnétique de volume donné et composé d'un matériau laminé d'une épaisseur bien définie on peut écrire l'équation des pertes par courants induits et poser :

$$P_f = k_f \times f^2 \times B_m^2$$

Ainsi, les pertes totales dans le noyau peuvent donc s'exprimer à l'aide de la relation suivante :

$$P_{fe} = P_h + P_f = k_h \times f \times B_m^n + k_f \times f^2 \times B_m^2$$

où :

- k_h et k_f varient d'un transformateur à l'autre, mais sont des constantes pour un transformateur donné.

- f : la fréquence,

- B_m : la densité de flux maximum.

Si on divise l'équation des pertes totales par la fréquence, on obtient :

$$\frac{P_{fe}}{f} = k_f \times f \times B_m^2 + k_h \times B_m^n$$

À partir des considérations fondamentales, on sait que la tension induite est:

$$e = N \times \frac{d\varphi}{dt} = 2\pi \times N \times f \times \varphi \cos(\omega t)$$

pour $\cos(\omega t) = 1 \Rightarrow E_{\max} = 2 \times \pi \times N \times f \times \varphi_{\max}$

$$E_{\text{eff}} = \frac{E_{\max}}{\sqrt{2}} = \sqrt{2} \times \pi \times N \times f \times \varphi_m = 4.44 N \times f \times A \times B_m$$

on peut poser :

$$E_{\text{eff}} = k \times f \times B_m \quad \text{où} \quad k = 4.44 N \times A \quad \text{et} \quad k' = 1/k$$

et
$$B_m = k' \times \left(\frac{E_{\text{eff}}}{f} \right)$$

où les paramètres N, φ_m et A représentent :

N : nombre de spires,

φ_m : le flux total [wb],

A : section du noyau [m²].

Si on fait varier en même temps E et f de façon à maintenir le rapport constant, la densité du flux demeure la même indépendamment de la fréquence. Donc on peut

remplacer la relation $\frac{P_{fe}}{f}$ par :

$$P_{fe} = k'_f f^2 + k'_h f$$

Si pour fin de calcul on met l'équation sous la forme suivante :

$$\frac{P_{fe}}{f} = k'_f f + k'_h$$

on aura l'équation d'une droite.

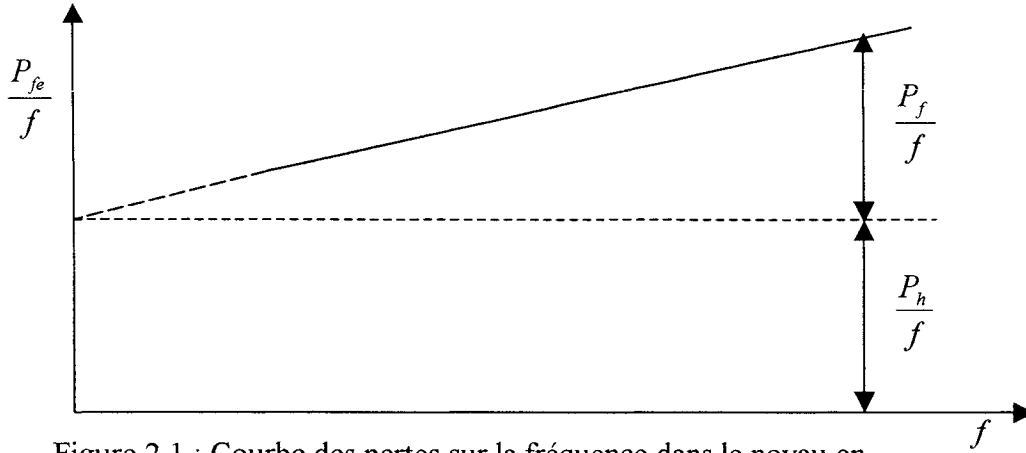


Figure 2.1 : Courbe des pertes sur la fréquence dans le noyau en fonction de la fréquence, pour E/f constant

2.1.3 Détermination de l'exposant de Steinmetz

Guy Olivier [13]

Si dans un deuxième temps on utilise une source à fréquence constante, en ne variant uniquement que la tension, et compte tenu que la densité de flux devient proportionnelle à la tension, on peut écrire :

$$P_{fe} = k_f'' E^2 + k_h'' E^n$$

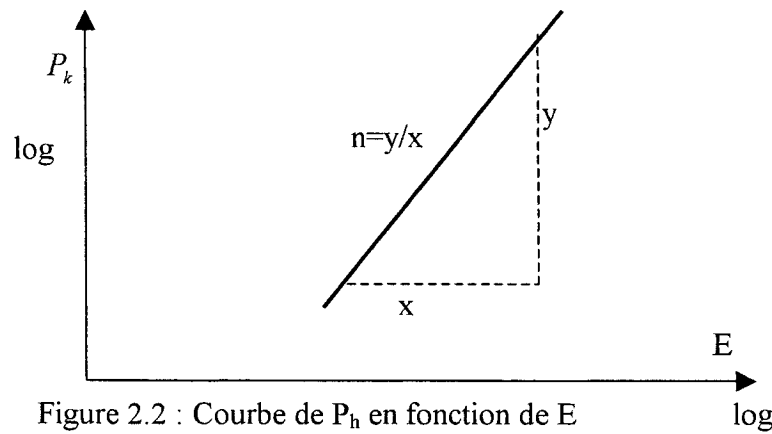
La courbe de la figure 2.1 permet d'obtenir P_f , dont la valeur est égale à $k_f'' E^2$.

Dans ce cas, on peut écrire :

$$P_h = P_{fe} - P_f = k_h'' E^n$$

$$\log P_h = \log k_h'' + n \log E$$

Cette dernière équation correspond à celle d'une droite, dont la pente correspond à l'exposant de Steinmetz recherché. On peut alors directement transposer la valeur de P_h en fonction de E en échelles logarithmiques afin d'obtenir une droite de pente n comme le montre la figure 2.2

Figure 2.2 : Courbe de P_h en fonction de E

2.2 PROCÉDURE D'ESSAI À VIDE ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1]

L'essai en circuit ouvert ou l'essai à vide, c'est-à-dire sans charge raccordée au transformateur, permet de déterminer en premier lieu les valeurs des paramètres de la branche de magnétisation R_{fe} et X_ϕ . Cet essai s'effectue à tension nominale, avec le circuit secondaire ouvert, et de préférence du côté de la plus haute tension.

Dans notre cas, la détermination des pertes à vide se fait en utilisant une source de tension sinusoïdale maximale de 600V, à une fréquence de source maintenue à $60Hz \pm 0.5\%$.

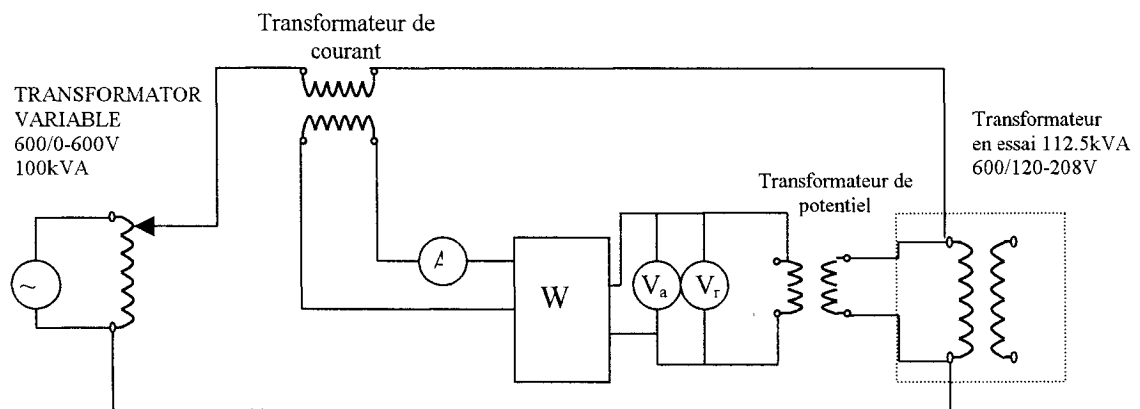


Figure 2.3 : Schéma d'essai à vide pour un transformateur monophasé

Dans la figure 2.3, nous avons les appareils standard de mesure:

- A : ampèremètre,
- W : wattmètre,
- V_a : voltmètre qui nous donne la tension moyennée,
- V_r : voltmètre qui nous donne la vraie tension efficace,

Ensuite, nous avons prévu un transformateur de courant et un transformateur de potentiel, afin de s'assurer que les valeurs mesurées soient inférieures aux valeurs nominales assignées aux appareils de mesure. Le schéma est présenté en version monophasée dans un souci de simplicité de présentation. Cependant le cas triphasé sollicite trois ensembles d'appareils de mesure et, dans le cas où les enroulements excités sont connectés en étoile, la source de tension doit avoir un conducteur de neutre afin de fournir un chemin de retour au courant.

Lorsque la tension lue, du voltmètre V_a, atteint une valeur qui correspond à la tension de l'enroulement excité, dans notre cas 600V, pour la tension primaire, nous relevons les valeurs du courant, de la tension et de la puissance.

Lors de l'essai en circuit ouvert, on alimente le transformateur à sa tension nominale, E_{co} (tension de ligne), on mesure les pertes réelles totales, P_{co}, et le courant de source, I_{co}. Ces mesures permettent de calculer les valeurs de la branche shunt R_{fe} et X_φ.

I_{co} correspond au courant de magnétisation $I_m = I_{fe} - jI_{\varphi}$ et P_{co} correspond aux pertes dans le circuit magnétique P_{fe} étant donné que les pertes cuivres dans l'enroulement primaire sont négligeables vu les faibles valeurs du courant magnétisant. De même, E_{co} correspond à la tension induite qui est la tension de ligne pour le montage triphasé. On obtient alors les relations suivantes :

$$\cos \theta = \frac{P_{co}}{3 \times E_{co} I_{co}}$$

$$R_{fe} = \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \cos \theta}$$

$$X_{\varphi} = \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \sin \theta}$$

où :

θ : angle entre la tension E_{co} et le courant I_{co} .

R_{fe} et X_{φ} : sont la résistance et la réactance de la branche shunt de notre modèle du transformateur.

Nous utilisons deux voltmètres, V_a et V_r , à cause de la présence des harmoniques de tension qui vont générer une déformation de la forme d'onde. La valeur efficace de la tension sera alors différente de la valeur moyenne (le voltmètre est calibré en rms) Harlow [15]. En conséquence les deux voltmètres donneront des valeurs différentes. Dans notre cas, nous utilisons un analyseur de puissance triphasé. Pour corriger la mesure de la puissance, nous utilisons les valeurs lues par les deux voltmètres et la formule suivante :

$$P_c = \frac{P_m}{P_1 + \left(\frac{V_r}{V_a}\right)^2 \times P_2}$$

où :

- P_c : la valeur de la puissance corrigée,
- P_m : la valeur de la puissance mesurée par le wattmètre,
- V_a : voltmètre qui nous donne la tension moyennée,
- V_r : voltmètre qui nous donne la vraie tension efficace,
- P_1 : la valeur des pertes par hystérésis, en p.u. «per unit»,
- P_2 : la valeur des pertes par courants induits, en p.u. «per unit».

En relation avec la norme ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1], si les deux valeurs P_1 et P_2 ne sont pas connues, on va les supposer ayant une valeur de 0.5 p.u. chacune.

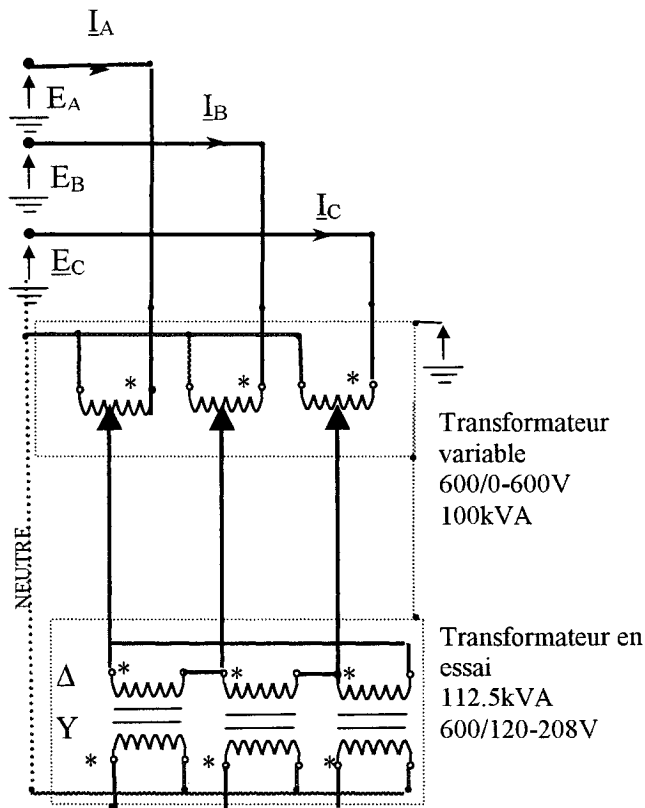


Figure 2.4: Le schéma triphasé de l'essai à vide

Le montage utilisé pour l'essai à vide est montré à la figure 2.4. D'ailleurs, c'est le montage qui sera réalisé en laboratoire. Dans ce montage, on applique la tension nominale de 600V, fournie par un transformateur variable, à l'entrée du primaire, tout en laissant le secondaire en circuit ouvert.

Un courant d'excitation I_φ circule alors dans le primaire du transformateur qui produira un flux magnétique sinusoïdal $\varphi = \varphi_{\max} \sin \omega t$.

Le transformateur en essai aura respectivement les connexions, triangle et étoile pour le primaire et le secondaire, et ne nécessitera donc pas l'utilisation du neutre de la source.

À l'aide d'un analyseur de puissance triphasé, comme le Voltech PM-3000A, branché au primaire on peut mesurer la tension, le courant de magnétisation, la puissance, et le facteur de puissance.

2.3 Simulation

Le logiciel de simulation MATLAB qui utilise l'outil SIMULINK a été utilisé pour simuler les essais. Dans le cas de l'essai à vide, nous avons utilisé une source de tension variable de 0 à 600V et d'une puissance de 100kVA. La même source a été utilisée pour l'essai à fréquence variable pour séparer les pertes par hystérésis de celles par courants induits.

Le montage de la figure 2.5 permet de simuler le circuit magnétique du transformateur en saturation, ensuite l'on peut faire les calculs pour séparer les pertes par hystérésis de celles par courants induits et la visualisation du cycle d'hystérésis pour le transformateur en essai. Nous avons utilisé un modèle de transformateur de la librairie du SimPowerSystem, les paramètres sont donnés en annexe 2.

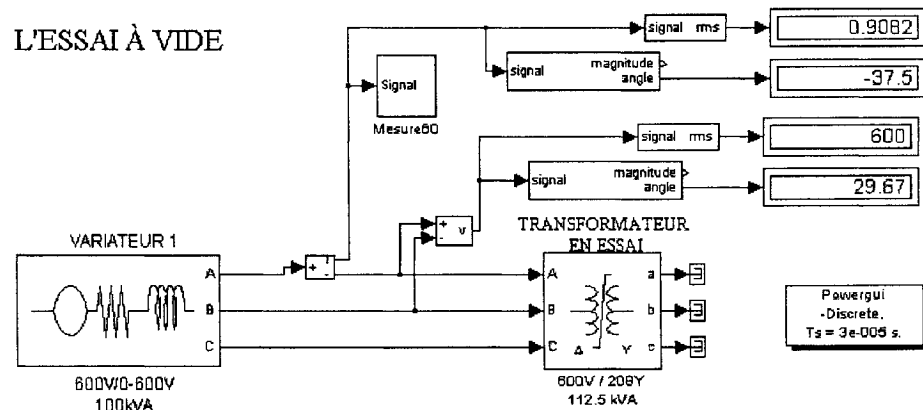


Figure 2.5 : Montage de l'essai à vide en simulation sous SIMULINK

Le transformateur en essai aura une puissance nominale de 112.5KVA et absorbera un courant primaire nominal de :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * E_n} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} * 600V} = 108A = I_{base} = 1p.u.$$

Sachant que le courant de magnétisation d'un transformateur varie généralement de 1% à 5% de son courant nominal, Guy Olivier [13].

$$I_{mag_112.5kVA} = (de_1\% _à _5\%) \times I_n = (de_1\% _à _5\%) \times 108A = de_1A _à _5A$$

2.4 Présentation des résultats

Le rapport de la simulation généré par le Powergui nous a relevé les valeurs suivantes pour le courant de magnétisation et le courant d'excitation :

Modèle : Simulink, qui donne le rapport en annexe 3.

$$I_{mag_A} = 0.004 \text{ p.u.} \times 108A = 0.433 \text{ A} \angle -21^\circ$$

$$I_{exc_A} = 0.54 \text{ A} \angle -7^\circ$$

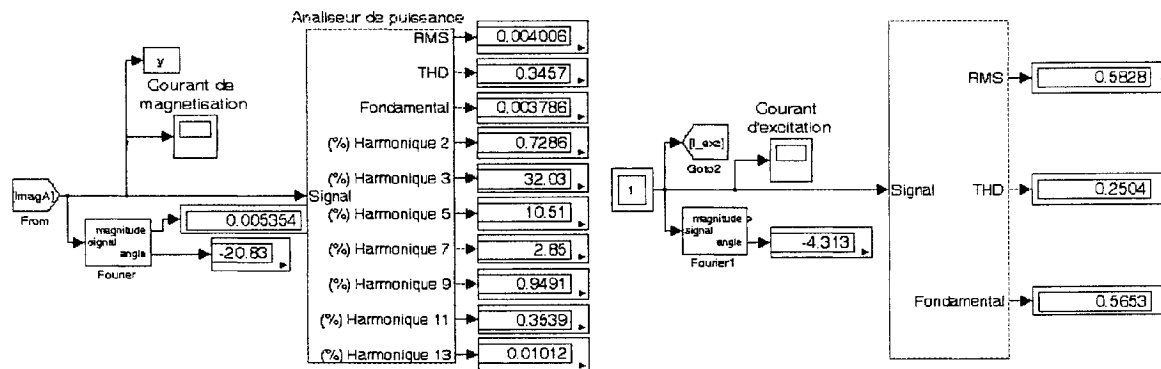


Figure 2.6 : Mesure de courant de magnétisation en p.u. et de courant d'excitation en ampères

Pour produire le flux il nous faudra un courant appelé courant d'excitation et noté I_ϕ dont la valeur dépend du volume du noyau et de la densité de flux.

À ce courant d'excitation s'ajoute une composante résistive I_{fe} dont l'amplitude correspond aux pertes par hystérésis et par effet de Foucault.

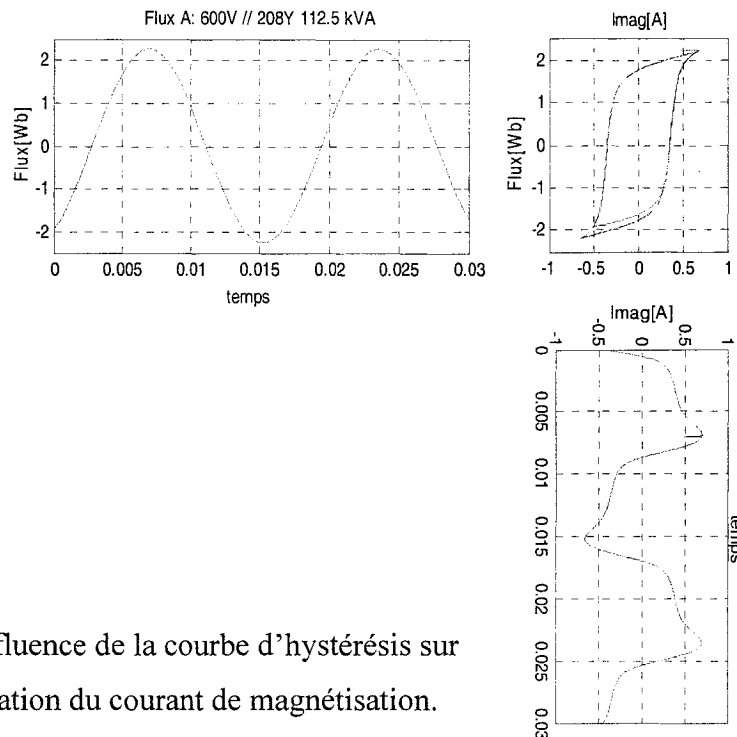


Figure 2.7 : Influence de la courbe d'hystérésis sur la déformation du courant de magnétisation.

Ces pertes s'élèvent habituellement à moins de 1% de la puissance nominale. Ainsi donc, I_{fe} ne dépasse pas 1% du courant nominal.

Le courant d'excitation et le courant I_{fe} forment le courant de magnétisation :

$$I_m = I_{fe} - jI_\varphi$$

La courbe du courant de magnétisation I_{mag} est obtenue graphiquement comme le montre la figure 2.7 associée à un flux sinusoïdal et une courbe d'hystérésis donnée.

On peut représenter cette onde déformée de courant par une série de Fourier comportant une fondamentale et des harmoniques, on remarque qu'ils ne se retrouvent que des harmoniques d'ordre impair. Dans le livre «ÉLECTROTECHNIQUE» de Monsieur Guy Olivier [13] on retrouve les valeurs typiques suivantes :

- 30 à 40% de troisième harmonique;
- 12 à 18% de cinquième harmonique;
- 2 à 4 % de septième harmonique;
- environ 1% de la neuvième;

Dans notre simulation nous avons trouvé des amplitudes d'harmoniques qui sont semblables aux valeurs typiques précédentes, voir la figure 2.8.

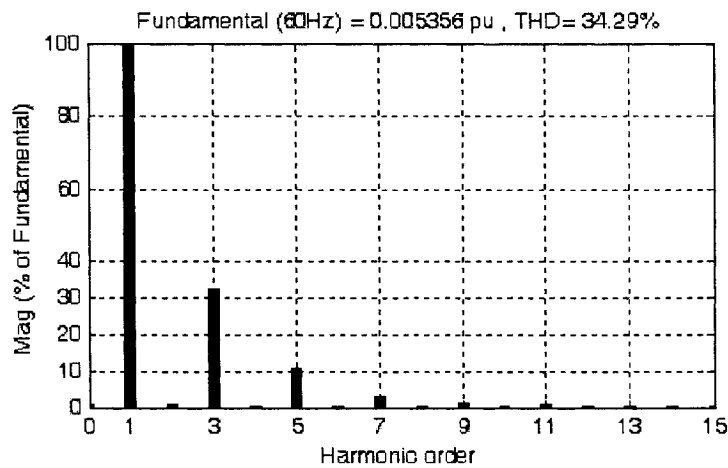


Figure 2.8 : Le spectre des harmoniques pour le courant de magnétisation

Détermination des paramètres de la branche de magnétisation R_{fe} et X_{ϕ}

Pour la simulation que nous avons fait les paramètres suivants sont trouvés:

$$\begin{cases} P_{co} = 633W \\ E_{co} = 600 \angle 30^\circ V \\ I_{co} = 0.91 \angle -37^\circ A \\ \text{et} \\ \theta = 30^\circ - (-37^\circ) = 67^\circ \end{cases} \Rightarrow \begin{aligned} \cos^{-1} \theta &= \frac{P_{co}}{3 \times E_{co} I_{co}} = \frac{633}{3 \times 600 \times 0.91} = 67^\circ \\ R_{fe} &= \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \cos \theta} = \frac{600}{3 \times 0.91 \cos 67^\circ} = 562 \Omega \\ X_{\phi} &= \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \sin \theta} = \frac{600}{3 \times 0.91 \sin 67^\circ} = 238 \Omega \end{aligned}$$

2.4.1 Essai à tension et fréquence variable

Pour cet essai on a maintenu le rapport $E/f = 10$ et on a obtenu les résultats suivants:

$E/f=10$	600/60	500/50	400/40	300/30	200/20	100/10
f	60	50	40	30	20	10
P_{fe}/f	11	9	8	7	6	5
P_{fe}	633	471	330	213	120	48
P_h	219	183	146	110	73	37
P_f	414	289	184	104	47	12
P_h/f	4	4	4	4	4	4

Tableau 2.1: Les valeurs de la puissance P_{fe} pour des valeurs de $E/f=10$

Alors, les pertes totales dans le noyau magnétique peuvent s'exprimer à l'aide de la relation suivante:

$$\frac{P_{fe}}{f} = k_f \times f \times B_m^2 + k_h \times B_m^n.$$

Si on fait varier en même temps E et f de façon à maintenir le rapport constant, (on observe que la densité du flux demeure la même indépendamment de la fréquence), on obtient:

$$\frac{P_{fe}}{f} = k'_f \times f + k'_h = P_f + P_h$$

qui est l'équation d'une droite.

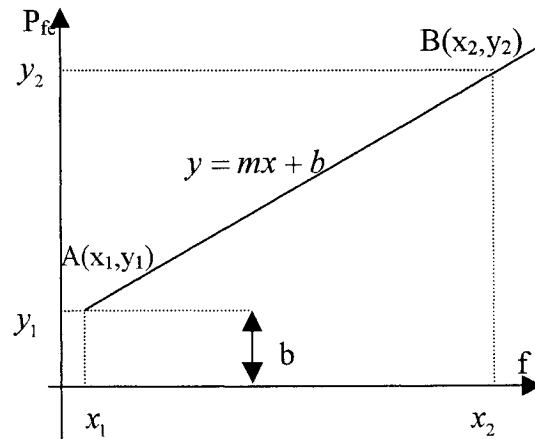
$$y = mx + b$$

$$y = \frac{P_{fe}}{f}$$

où : $m = k'_f$

$$x = f$$

$$b = k'_h$$



et : $k'_f = k_f \times B_m^2$ et $k'_h = k_h \times B_m^n$

$$m = \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1}$$

$$b = y_1 - m \times x_1 = y_1 - \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1} \times x_1$$

Avec les données du tableau 2.2.1 on calcule successivement:

$$x_2 = 60\text{Hz}, x_1 = 10\text{Hz}, \Rightarrow y_1 = \frac{48}{10} = 4,8 \text{ et } y_2 = \frac{633}{60} = 10,55, \text{ on a que:}$$

$$m = \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1} = \frac{10,55 - 4,8}{60 - 10} = 0,115$$

$$b = y_1 - m \times x_1 = 4,8 - 0,115 \times 10 = 3,65$$

L'équation de la droite sera écrite comme suit : $y = 0,115 \times x + 3,65$

Si on calcule cette égalité pour $x = 0$ on obtient $y = 3,65$

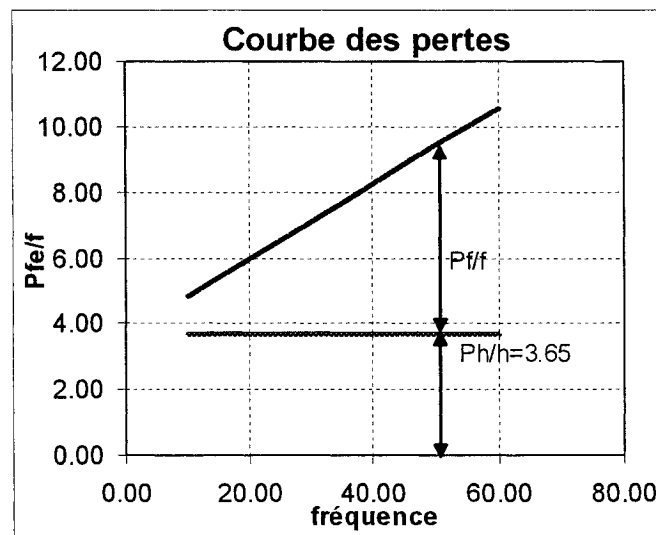


Figure 2.9: La courbe des pertes sur la fréquence dans le noyau en fonction de la fréquence, pour E/f constant.

Donc à une fréquence donnée on peut séparer facilement les pertes par hystérésis et celles par courants induits de celles dans le fer. Par exemple, pour une fréquence de 60Hz on a: $P_h = 3.65 \times 60 = 219W$ et $P_f = P_{fe} - P_h = 633 - 219 = 414W$

2.4.2 Essai à tension variable et fréquence nominale

Dans le cadre du même essai, si on utilise une source à fréquence constante, et en faisant varier seulement la tension dans l'équation ci-dessous, cela nous permet de déterminer l'exposant de Steinmetz dans l'expression des pertes par hystérésis.

$$P_{Fe} = P_f + P_h = k_f f^2 B_m^2 + k_h f B_m^n$$

où,

$$B_m = k' \times \left(\frac{E_{eff}}{f} \right)$$

n = exposant de Steinmetz.

Mais compte tenu du fait que la densité de flux est proportionnelle à la tension on obtient: $P_{Fe} = k_f'' E^2 + k_h'' E^n$.

Les résultats expérimentaux obtenus à l'aide de logiciel Matlab/Simulink sont:

E, f=ct	600	500	400	300	200	100
Pfe	633	566	411	260	131	35
Ph	219	279	227	157	85	24
Pf	414	288	184	104	46	12

Tableau 2.2: Les valeurs de la puissance P_{fe} , P_h et P_f pour des valeurs de f =constant

La courbe de la figure 2.7 permet d'obtenir P_f , dont la valeur est égale à $k_f'' E^2$, pour $f = 60Hz$, nous connaissons la valeur de $P_h = 3.65 \times f = 219W$ et donc la valeur des pertes par courant de Foucault sera $P_f = P_{fe} - P_h = 633 - 219 = 414W$.

$$P_h = P_{Fe} - P_f = k_h'' E^n = 219W$$

$$\log P_h = \log k_h'' + n \log E$$

La dernière équation correspond à celle d'une droite de pente n.

$$n = \frac{\log Ph_{500V} - \log Ph_{100V}}{\log 500 - \log 100} = \frac{1.07}{0.7} = 1,53$$

Nous représentons cette équation à échelles logarithmiques et le résultat est celui de la figure 2.10

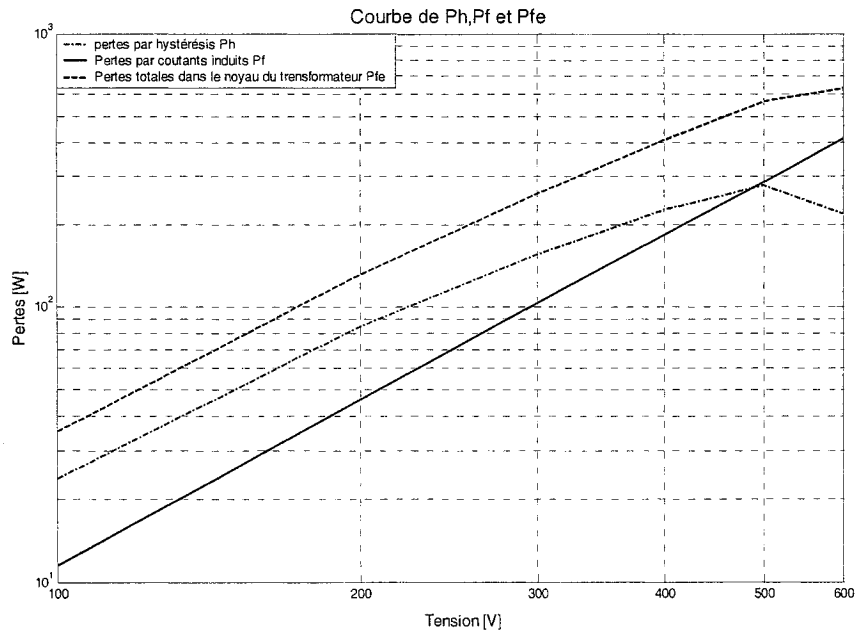


Figure 2.10 : Les courbes des pertes P_h , P_f et P_{fe} en fonction de E (échelles logarithmiques.)

Connaissant les valeurs pour les pertes en fer donnés par la simulation et les pertes par courant induit $P_f = k_f'' E^2$, nous pouvons expliquer pourquoi on a cette cassure après 500V.

Autour du point où on a la tension de 500V nous avons la même valeur pour les deux pertes P_f et P_h , les pertes par hystérésis sont données par l'équation :

$$P_h = P_{Fe} - P_f = P_{Fe} - k_f'' E^2$$

donc après 500V, les pertes P_h vont diminué proportionnellement au carré de la tension.

Le courant de fonctionnement à vide reste, jusqu'à l'entrée en saturation magnétique, relativement faible, de l'ordre de 1 à 10% du courant nominal. Il augmente proportionnellement à la tension appliquée. À l'entrée en saturation du circuit magnétique, le courant de fonctionnement hors charge croît fortement (figure 2.10).

Tension [V]	I magnétisation [A]
100	0.49
200	0.572
300	0.643
400	0.711
500	0.788
600	0.91
650	1.026
700	1.208
720	1.302
740	1.44
760	1.614
780	1.812

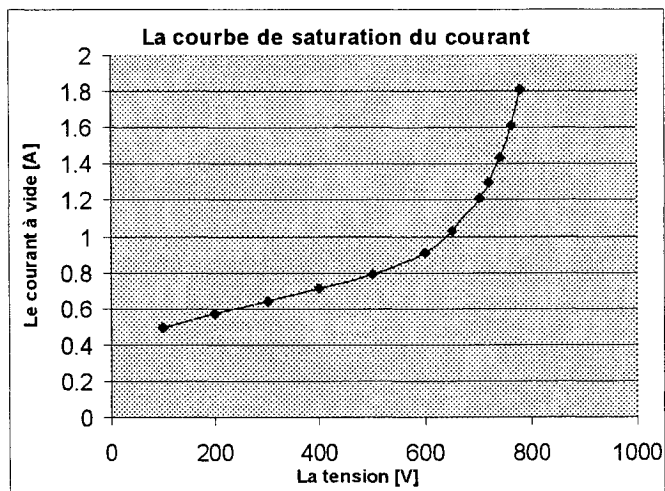


Figure 2.11: Courbe caractéristique du courant de fonctionnement à vide.

2.5 ANALYSE THÉORIQUE POUR L'ESSAI EN COURT-CIRCUIT

Guy Olivier [13]

De même façon que l'essai en circuit ouvert, l'essai en court-circuit peut se faire indifféremment d'un côté ou de l'autre. A partir de l'essai en court-circuit nous déterminons l'impédance équivalente d'un transformateur (figure 2.12) aussi que les pertes par effet Joule qui sont les pertes dans le cuivre. En fonctionnement normal, les courants primaires et secondaires sont à l'origine de pertes par effet Joule. Les pertes générées représentent environ 1 à 2 % de la puissance nominale du transformateur.

On peut reporter l'impédance équivalente trouvée d'un côté à l'autre en tenant compte du carré du rapport de transformation.

Pour limiter le courant dans les enroulements à une valeur acceptable, habituellement près de la valeur nominale, on doit procéder à l'essai en court-circuit à tension réduite. Ce faisant, on diminue fortement le courant de magnétisation de même que les pertes par hystérésis et par courants induits. D'ailleurs, on peut en pratique les considérer comme négligeables par rapport au courant nominal et à la puissance dissipée dans la résistance équivalente.

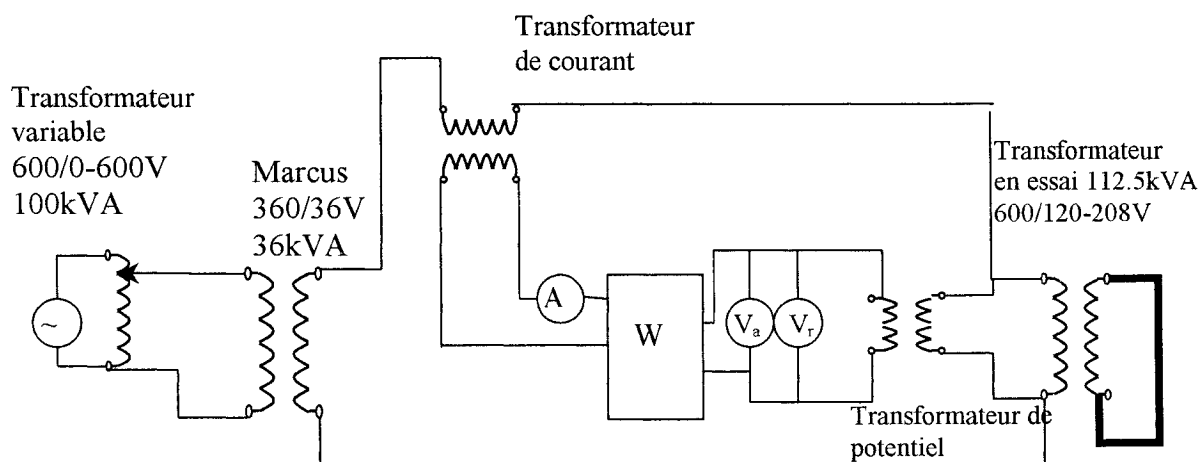


Figure 2.12 : Schéma d'essai à vide pour un transformateur monophasé

Les pertes dues à la charge sont les pertes dans un transformateur qui alimente une charge. Nous classifions ces pertes comme:

- les pertes par effet Joule dans les enroulements causées par la charge,
- les pertes vagabondes générées par les flux vagabonds dans la cuve, les attaches et les autres parties métalliques du transformateur

Le schéma est présenté en monophasé, cependant le cas triphasé sollicite trois ensembles d'appareils de mesure, et dans le cas où les enroulements excités sont connectés en étoile la source de tension doit avoir un conducteur de neutre afin de fournir un chemin de retour au courant.

Si on considère que:

Z_{eq} =impédance équivalente

R_{eq} =résistance équivalente

X_{eq} =réactance équivalente

E_{cc} =tension réduite lors de l'essai en court-circuit

I_{cc} =courant lors de l'essai en court-circuit

P_{cc} =puissance lors de l'essai en court-circuit

on peut écrire les relations suivantes pour les circuits:

Monophasé

et

Triphasé

$$Z_{eq} = \frac{E_{cc}}{I_{cc}}$$

$$Z_{eq} = \frac{E_{cc}}{\sqrt{3} \times I_{cc}}$$

$$R_{eq} = \frac{P_{cc}}{I_{cc}^2} = Z_{eq} \frac{P_{cc}}{E_{cc} I_{cc}}$$

$$R_{eq} = \frac{P_{cc}}{3 \times I_{cc}^2}$$

$$X_{eq} = \sqrt{Z_{eq}^2 - R_{eq}^2}$$

$$X_{eq} = \sqrt{Z_{eq}^2 - R_{eq}^2}$$

Dans le chapitre 1, nous avons décrit la méthode de mesure en courant continu pour la résistance des enroulements primaire et secondaire (R_1 et R_2).

Dans le cas idéal nous aurons un rapport de proportionnalité entre R_1 et R_2 ,

$$R_1 = m^2 R_2.$$

En effet, l'impédance R_1 a une valeur entre 0,4 et 0,6

Ce n'est toutefois pas le cas en pratique. En fait, il est plus exact de considérer que R_1 et R_2 sont, en courant alternatif, dans le même rapport qu'en courant continu. Nous avons alors les relations suivantes :

$$\frac{R_{2ca}}{R_{1ca}} = \frac{R_{2cc}}{R_{1cc}} = \frac{R_2}{R_1}$$

$$R_{\acute{e}q} = R_1 + m^2 R_2 = R_1 + m^2 R_1 \left(\frac{R_{2cc}}{R_{1cc}} \right)$$

$$R_1 = \frac{R_{\acute{e}q}}{1 + m^2 \left(\frac{R_{2cc}}{R_{1cc}} \right)}$$

Pour les transformateurs à enroulements concentriques, la réactance de fuite est commune au primaire et au secondaire, donc on peut considérer :

$$X_1 = X_2' = \frac{1}{2} X_{\acute{e}q}$$

De plus, il est important de noter que le circuit équivalent demeure le même quelle que soit la connexion du transformateur. (voir la figure 2.13)

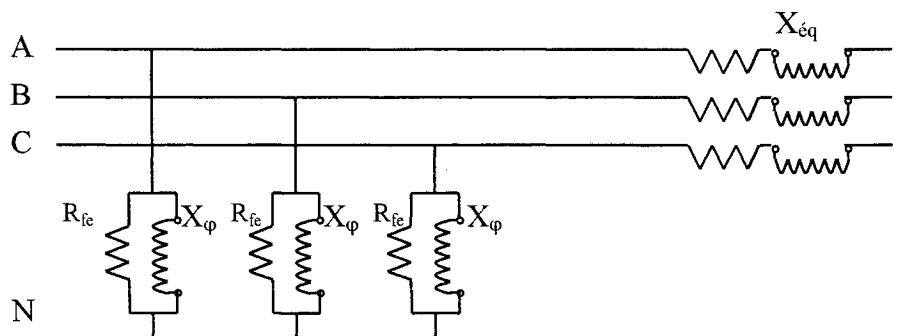


Figure 2.13 : Circuit équivalent d'un transformateur triphasé (Guy Olivier [13])

On peut exprimer la valeur des impédances en valeurs unitaires. L'impédance de base Z_b , se définit comme l'impédance qu'il faut raccorder au secondaire entre chacune des phases et le neutre pour que le transformateur fournisse sa puissance nominale, S_{nom} .

On peut exprimer Z_b en fonction soit des tensions de phases, E_{ph} , soit des tensions de ligne, E_l :

$$Z_b = \frac{3 \times E_{ph}^2}{S_{nom}}$$

$$Z_b = \frac{E_l^2}{S_{nom}}$$

2.6 PROCÉDURE D'ESSAI EN COURT-CIRCUIT ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1]

Dans le cas de l'essai en court-circuit, nous mettons en court-circuit le circuit secondaire du transformateur en essai. Ceci permet de déterminer l'impédance équivalente du transformateur en essai et les pertes par effet Joule.

Les pertes par effet Joule sont données par le produit entre le carré du courant de charge et les résistances des différents enroulements du transformateur :

$$P_J = RI^2$$

La détermination des pertes par effet Joule, se fait en utilisant une source de tension sinusoïdale comme montre la figure 2.14. Pour ça nous utilisons trois transformateurs monophasés Marcus (abaisseurs de tensions) d'une puissance de 36kVA et 360/36V, la fréquence de source doit avoir $60Hz \pm 0.5\%$.

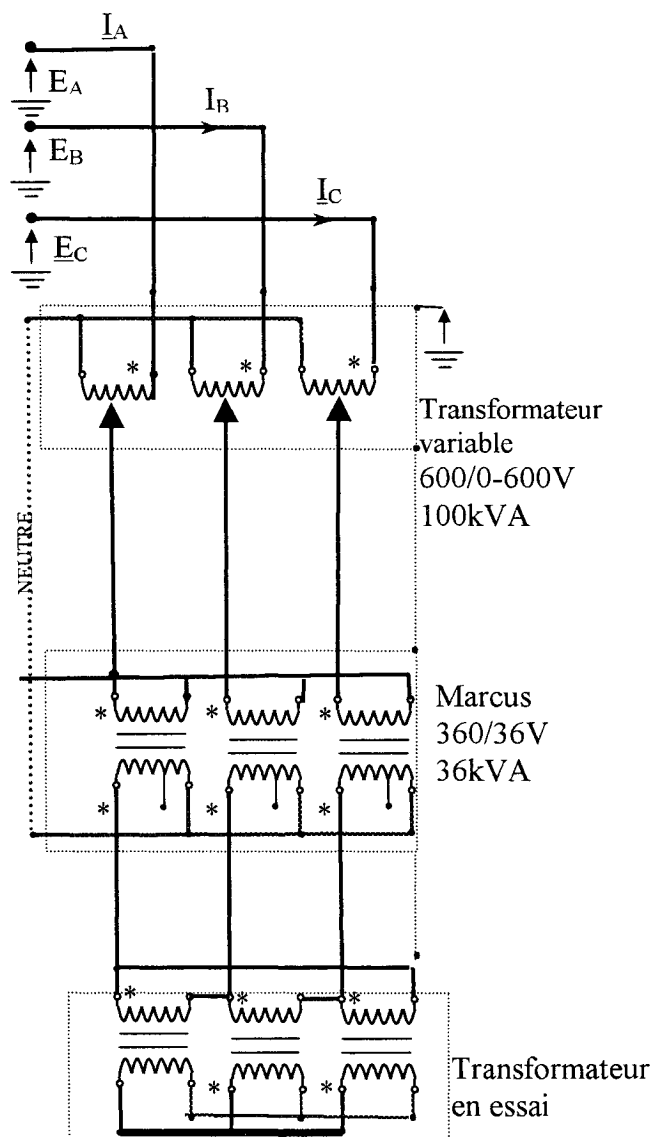


Figure 2.14: Le schéma triphasé de l'essai en court circuit

Le secondaire étant court-circuité, la tension d'alimentation du primaire est ajustée pour que l'intensité I_{cc} dans le secondaire soit égale à l'intensité nominale I_n .

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * E_n} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} * 600V} = 108A$$

La tension primaire est alors beaucoup plus faible que la tension nominale si bien que les pertes dans le fer lors de cet essai en court-circuit sont négligeables à celles correspondant au fonctionnement en charge.

Étant donné que cet essai se fait à courant nominal, il faut s'assurer à quelques reprises au cours de l'essai que le courant est toujours bel et bien à sa valeur nominale. Dans le cas contraire, il faut le réajuster avec le transformateur variable. L'analyseur de puissance est, entre autre, utile à cet égard, il est toujours branché sur le secondaire du transformateur en essai. De cette façon, le branchement de l'analyseur de puissance est le même peu importe le type de connexion du transformateur en test.

Il est à noter qu'au sujet de cet analyseur de puissance, trois transformateurs de courant sont utilisés pour réduire le courant à une valeur acceptable pour l'analyseur dont le maximum est de 30A.

Étant donné que les mesures d'échauffement sont prises aussi en court-circuit, il faut prévoir un système d'acquisition de données qui permet d'analyser les données des thermocouples utilisés pour connaître les températures aux points critiques, tels que décrits par les normes. Les variations de température dans les enroulements des transformateurs ne doivent pas excéder les variations tolérées par la ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1]. Les thermocouples choisis ont été sélectionnés pour respecter la norme UL 1561 [6] ; selon ces critères, la grosseur du fil ne doit pas être plus grosse que le fil numéro AWG24 et pas plus petite que le fil numéro AWG30.

Les variations de température de la pièce doivent aussi être contrôlées au cours de cet essai. (Voir le détail à la page 12)

L'impédance du transformateur, les pertes par effet Joule et les pertes vagabondes sont déterminées en fonction du température ambiante donc, il y aura besoin d'une correction pour ces valeurs par rapport à une température de référence selon la norme ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1].

Au cours de l'essai, on relève les valeurs des paramètres électriques à des intervalles égaux et puis nous déterminons la température moyenne des enroulements

par la méthode de variation de résistance conformément à la norme ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1].

Les pertes RI^2 , $P_r(T_m)$, pour un transformateur sont calculées en partant de la résistance mesurée (la correction de la résistance pour la température T_m à laquelle nous faisons l'essai en court-circuit) et le courant primaire mesuré pour l'essai en court-circuit.

$$P_s(T_m) = P(T_m) - P_r(T_m)$$

où :

- $P_s(T_m)$: les pertes vagabondes calculées à une température T_m , en watts,
- $P(T_m)$: les pertes dues à la charge, en watts,
- $P_r(T_m)$: les pertes par effet Joule du transformateur calculées à une température T_m , en watts.

La composante des pertes par effet Joule RI^2 croît avec l'augmentation de la température. La composante des pertes vagabondes décroît avec l'augmentation de la température.

Toutefois, lorsque nous voulons trouver les pertes dues à la charge à une température T différente de la température T_m , nous faisons la correction pour les deux pertes (P_s et P_r) individuellement.

Donc les relations de conversion pour les pertes seront :

$$P_r(T) = P_r(T_m) \frac{(T_k + T)}{(T_k + T_m)}$$

$$P_s(T) = P_s(T_m) \frac{(T_k + T_m)}{(T_k + T)}$$

et

$$P(T) = P_r(T) + P_s(T)$$

où :

- $P_r(T_m)$: les pertes par effet Joule du transformateur à une température T , en watts,

- $P_s(T_m)$: les pertes vagabondes à une température T , en watts,
 $P(T_m)$: les pertes dues à la charge, corrigées à une température T , en watts,
 T_k : 234.5 °C pour le cuivre,
 T_k : 225 °C pour aluminium.

En relation avec la norme ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1], quelques mesures préparatoires doivent être respectées :

- a) afin de déterminer la température des enroulements avec précision les conditions suivantes sont nécessaires :
 - 1) la température des enroulements doit être stabilisée,
 - 2) la température des enroulements doit être prise tout de suite avant et après l'essai de la même façon que celle décrite à la page 25. La moyenne entre les deux valeurs étant la vraie valeur pour la température des enroulements,
 - 3) la différence entre la température avant et après l'essai ne doit pas dépasser 5° ,
- b) les conducteurs utilisés pour court-circuiter le secondaire doit avoir la section d'au moins la même dimension que les câbles utilisés pour raccorder les enroulements secondaires du transformateur,
- c) la fréquence de la source utilisée pour mesurer les pertes dues à la charge doit avoir une incertitude de $\pm 5\%$.

2.7 Simulation

Le logiciel de simulation MATLAB qui utilise l'outil SIMULINK a été employé pour simuler les modèles d'essais. Dans le cas d'essai en court-circuit, nous avons utilisé une source de tension variable de 0 à 600V et d'une puissance de 100kVA et trois transformateurs monophasés Marcus d'une puissance de 36kVA, 360/36V pour alimenter directement le transformateur en essai.

BANC D'ESSAI DE TRANSFORMATEURS À SEC L'ESSAI EN COURT-CIRCUIT

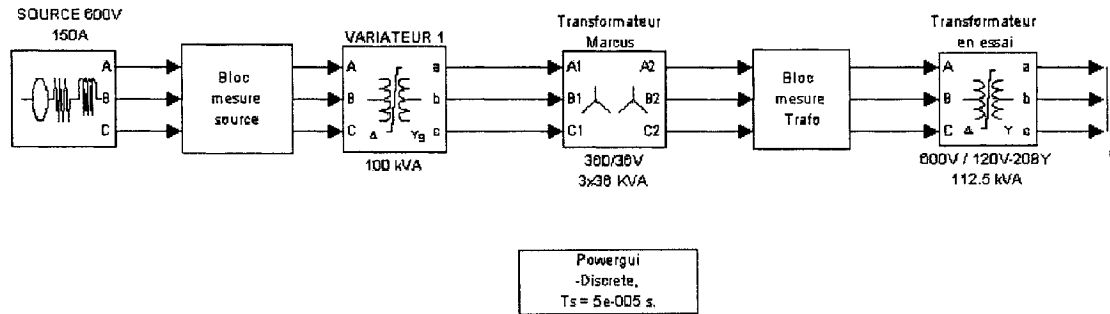


Figure 2.15 : Montage de l'essai en court-circuit en simulation sous SIMULINK

Le transformateur en essai est alimenté du côté primaire sous une tension réduite, dans notre cas 36V, par l'intermédiaire d'un autotransformateur (VARIATEUR 1), puis d'un transformateur abaisseur de tension (MARCUS) réalisé à partir de trois transformateurs monophasés utilisant une connexion étoile-étoile avec neutre pour le primaire et le secondaire.

2.8 Présentation des résultats

Les mesures sont faites du côté haut tension en utilisant une tension d'alimentation réduite, de façon à limiter le courant à une valeur admissible dans les enroulements. Pour cet essai il faut donc limiter le courant à la valeur nominale du transformateur en essai, soit:

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * E_n} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} * 600V} = 108A.$$

On a établi pour notre transformateur un courant $I_{cc} = 108A$ et on a obtenu après la simulation les valeurs suivantes :

Bloc de mesure secondaire TRAFO/Courant = I_{cc} 106.5 A $\angle -23.11^\circ$

Bloc de mesure secondaire TRAFO/Tension = E_{cc} 59.04 V $\angle 60.02^\circ$

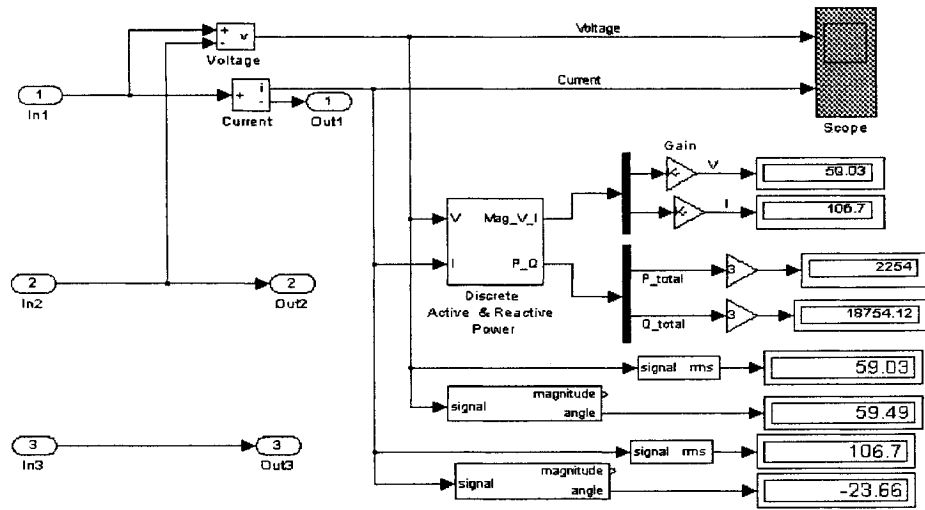


Figure 2.16 : Mesure de courant, tension et de puissance dans le secondaire du transformateur en essai

$$\varphi = 60^\circ - (-23^\circ) = 83^\circ$$

et $\cos \varphi = 0.122$

La puissance de court-circuit P_{cc} , est donnée par la relation suivante:

$$P_{cc} = 3 \times E_{ll} \times I_{ll} \times \cos \varphi = 3 \times 59 \times 107 \times 0.122 = 2300W$$

$$Q_{cc} = 3 \times E_{ll} \times I_{ll} \times \sin \varphi = 3 \times 59 \times 107 \times 0.99 = 18800 \text{ var}$$

$$S_{cc} = \sqrt{P_{cc}^2 + Q_{cc}^2} = 18940VA$$

On peut alors déterminer l'impédance équivalente du transformateur:

$$R_{eq} = \frac{P_{cc}}{3 \times I_{cc}^2} = \frac{2300}{3 \times 107^2} = \frac{2300}{34347} = 0,067\Omega$$

$$Z_{eq} = \frac{E_{cc}}{\sqrt{3} \times I_{cc}} = \frac{59}{\sqrt{3} \times 107} = 0,32\Omega$$

$$X_{eq} = \sqrt{Z_{eq}^2 - R_{eq}^2} = \sqrt{0,32^2 - 0,067^2} = 0,31\Omega$$

2.9 ANALYSE THÉORIQUE POUR L'ESSAIS EN OPPOSITION

Guy Olivier [13]

Dans le cas de l'essai en opposition nous avons besoin de deux transformateurs identiques. Une caractéristique importante de l'essai en opposition avec des transformateurs identiques, est qu'il donne à la fois les pertes associées à l'essai en court-circuit, et à l'essai en circuit ouvert. Ainsi l'essai en opposition fait fonctionner les deux transformateurs dans leurs conditions nominales de tension et de courant sans avoir à raccorder de charge. Pour les deux transformateurs on fournit seulement la puissance correspondante aux pertes dans le cuivre et dans l'acier.

Nous pouvons utiliser deux transformateurs qui n'ont pas les mêmes caractéristiques (les mêmes tensions, la même puissance et la même impédance de court-circuit), mais dans ce cas nous ne pouvons pas séparer les pertes dans le cuivre de celles dans l'acier.

Il est intéressant toutefois d'utiliser l'essai en opposition pour faire des essais d'échauffement sur des gros transformateurs qui nécessiteraient autrement une charge bien trop importante.

Nous mesurons l'élévation de température de façon à s'assurer que les points les plus chauds ne dépassent pas la température admise par le type d'isolant utilisé dans la construction du transformateur.

Du côté de l'essai en court-circuit, nous avons deux transformateurs en série ce qui donnera les résultats suivants :

- I_1 -courant nominal
- E_1 -tension réduite mais en double
- P_1 -pertes dans le cuivre en double

Du côté de l'essai en circuit ouvert, nous avons deux transformateurs en parallèle ce qui donnera les résultats suivants :

- E_2 -tension nominale
- I_2 -courant de magnétisation en double
- P_2 -pertes dans le fer en double

2.10 PROCÉDURE D'ESSAI EN OPPOSITION ANSI/IEEE C57.12.91-2001 [1]

La figure 2.17 schématise la méthode appliquée et réalisée au laboratoire. Les deux transformateurs en essai ont les enroulements de haute tension connectée en triangle et sont alimentés par la source 1.

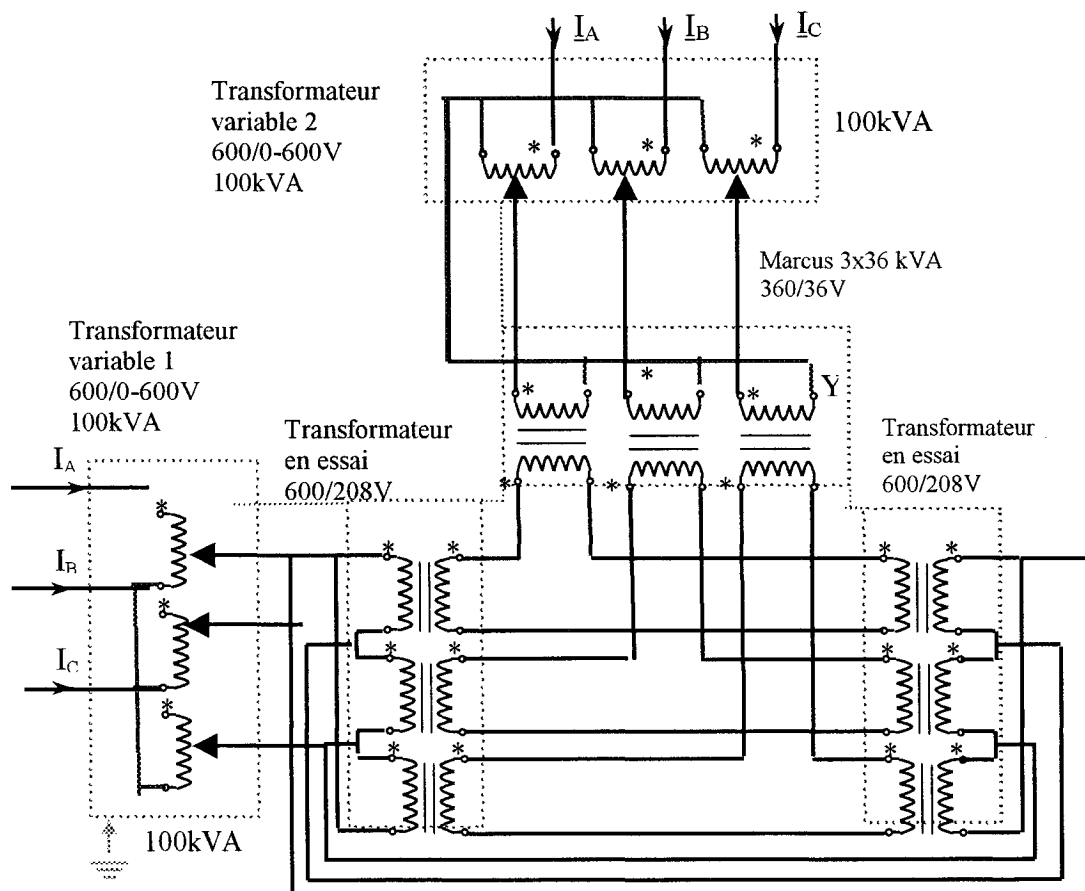


Figure 2.17 : Le schéma triphasé de l'essai en opposition

La deuxième source variable sert à alimenter le transformateur triphasé Marcus 36kVA et les tensions 360V/36V qui a le primaire connecté en étoile, et ces enroulements secondaires alimenteront les six enroulements secondaires pour les deux transformateurs en essai.

Le rôle du transformateur Marcus 36kVA dans le montage d'essai en opposition est de faire circuler un courant dans les enroulements secondaires de transformateurs en essai.

2.11 Simulation

Le logiciel de simulation MATLAB qui utilise l'outil SIMULINK a été employé pour simuler les modèles d'essais. Dans le cas d'essai en opposition nous avons utilisé deux sources de tension variable de 0 à 600V et d'une puissance de 100kVA chacune et trois transformateurs monophasés Marcus d'une puissance de 36kVA chacune et les tensions 360/36V.

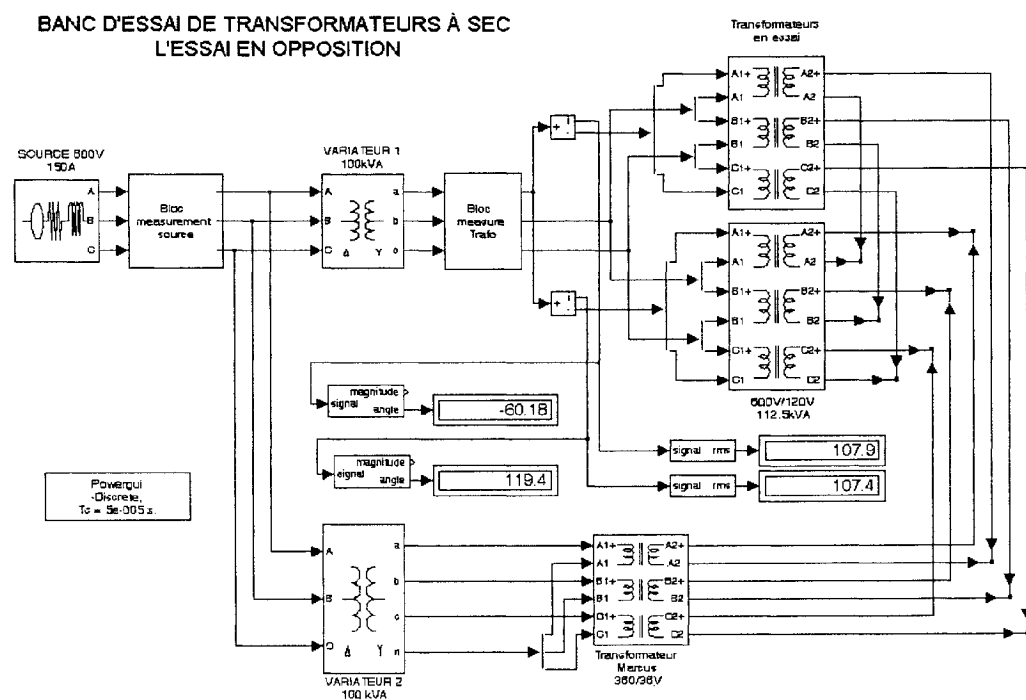


Figure 2.18 : Montage de l'essai en opposition en simulation sous SIMULINK

Nous avons utilisé deux transformateurs identiques d'une puissance de 112.5kVA pour pouvoir séparer les pertes dans le cuivre de celles dans l'acier.

Le bloc Powergui permet de visualiser les formes d'onde pour le courant et la tension et de générer des rapports de mesure pour tous les équipements du montage.

2.12 Présentation des résultats

Pour l'essai en opposition le courant qui circule au secondaire de transformateurs en essai a la valeur nominale:

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * E_H} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} * 208V} = 312A.$$

Nous avons obtenu après la simulation les valeurs suivantes :

Bloc mesure primaire $I_o = 0.89 \text{ eff} / -4^\circ$

Bloc mesure primaire $E_{co} = 600 \text{ eff} / 59.2^\circ$

L'essai en opposition permet de calculer les valeurs de la branche shunt R_{fe} et X_ϕ . de la même manière que l'essai en circuit ouvert, on alimente le transformateur à sa tension nominale, E_{co} (tension de ligne), on mesure le courant de source, I_{co} et on fait le calcul pour les pertes réelles totales, P_{co} .

$$\left\{ \begin{array}{l} P_{co} = 3 \times 600 \times 0.89 \times \cos(63.2) = 722W \\ E_{co} = 600 \angle 59.2^\circ V \\ I_{co} = 0.89 \angle -4^\circ A \\ \text{et} \\ \theta = 59.2^\circ - (-4^\circ) = 63.2^\circ \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \cos^{-1} \theta = \frac{P_{co}}{3 \times E_{co} I_{co}} = \frac{722}{3 \times 600 \times 0.89} = 63.2^\circ \\ \Rightarrow R_{fe} = \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \cos \theta} = \frac{600}{3 \times 0.89 \cos 63.2^\circ} = 500\Omega \\ X_\phi = \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \sin \theta} = \frac{600}{3 \times 0.89 \sin 63.2^\circ} = 250\Omega \end{array}$$

θ : Angle entre la tension E_{co} et le courant I_{co} .

R_{fe} et X_ϕ sont la résistance et la réactance de la branche shunt de notre modèle du transformateur.

Si on compare les valeurs calculées dans le cas de la simulation à vide nous trouvons de petites différences :

$$\left\{ \begin{array}{l} P_{co} = 633W \\ E_{co} = 600 \angle 30^\circ V \\ I_{co} = 0.91 \angle -37^\circ A \\ \text{et} \\ \theta = 30^\circ - (-37^\circ) = 67^\circ \end{array} \right. \Rightarrow \begin{array}{l} \cos^{-1} \theta = \frac{P_{co}}{3 \times E_{co} I_{co}} = \frac{633}{3 \times 600 \times 0.91} = 67^\circ \\ R_{fe} = \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \cos \theta} = \frac{600}{3 \times 0.91 \cos 67^\circ} = 562 \Omega \\ X_\phi = \frac{E_{co}}{3 \times I_{co} \sin \theta} = \frac{600}{3 \times 0.91 \sin 67^\circ} = 238 \Omega \end{array}$$

Dans le cas où on veut déterminer l'impédance équivalente du transformateur on suit les étapes de l'essai en court-circuit. Les mesures sont faites du côté basse tension en utilisant une tension d'alimentation réduite dans notre cas étant de 36 V, de façon à faire circuler le courant nominal dans les enroulements secondaires. Pour cet essai il faut donc limiter le courant secondaire à la valeur nominale du transformateur en essai:

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * E_{ll}} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} * 208V} = 312A.$$

Nous nous assurons que la source 1 qui alimente directement le primaire des transformateurs en essai reste hors tension. Nous utilisons le variateur 2 pour alimenter le transformateur Marcus 360V/36V ce qui permettra d'obtenir après la simulation les valeurs suivantes :

$$\text{Bloc mesure secondaire courant} = I_{cc} \quad 311 A \quad \angle -30.4^\circ$$

$$\text{Bloc mesure secondaire tension} = E_{cc} \quad 16 V \quad \angle -150.6^\circ$$

La puissance de court-circuit P_{cc} , est donnée par la relation suivante:

$$P_{cc} = 3 \times E_{ll} \times I_{ll} \times \cos \varphi = 3 \times 33 \times 311 \times \cos(29.3 - (-30.4))^\circ = 15534W$$

On peut alors déterminer l'impédance équivalente du transformateur:

$$R_{eq} = \frac{P_{cc}}{3 \times I_{cc}^2} = \frac{15534}{3 \times 311^2} = 0.054 \Omega \quad Z_{eq} = \frac{E_{cc}}{\sqrt{3} \times I_{cc}} = \frac{33}{\sqrt{3} \times 311} = 0.062 \Omega$$

$$X_{eq} = \sqrt{Z_{eq}^2 - R_{eq}^2} = \sqrt{0.062^2 - 0.026^2} = 0.03 \Omega$$

CHAPITRE 3

LES ESSAIS SUR DES CHARGES NON LINÉAIRES

3.1 ESSAI EN CHARGE AVEC DES PONTS MONOPHASÉS

3.1.1 ANALYSE THÉORIQUE

Une charge est dite "non linéaire" si le courant absorbé n'est pas sinusoïdal lorsqu'elle est alimentée par une tension sinusoïdale, il en résulte donc un courant contenant des harmoniques.

Les charges non linéaires les plus courantes sont :

- les convertisseurs de fréquence,
- les onduleurs,
- l'alimentation à découpage qu'on retrouve dans les appareils électroniques,
- les variateurs de vitesse,
- les lampes à décharge,
- les ordinateurs, téléviseurs, etc. ...

Les blocs d'alimentation comportent en général des redresseurs à diodes et des condensateurs qui déforment la forme d'onde du courant d'alimentation.

Nous avons réalisé plusieurs essais sur des charges non linéaires, ces charges sont les suivantes:

- trois ponts monophasés avec charges régénératives, figure 3.4
- pont triphasé Graetz avec de charges régénératives, figure 3.9

Un transformateur alimentant des charges non linéaires doit être dimensionné de façon à tenir en considération des pertes additionnelles dues au courant de charge

non sinusoïdal qui génère un niveau spécifique de distorsion harmonique. Ces pertes causent un surchauffement excessif.

D'après la norme UL 1561[6], un facteur K optionnel peut être appliqué à un transformateur pour indiquer son aptitude à alimenter des charges non linéaires. Ce facteur est donné

par :

$$K = \sum_{n=1}^{\infty} I_n^2 n^2$$

où : n = rang de l'harmonique.

I_n = courant à la fréquence n exprimé comme une fraction du courant efficace de la charge ou du courant nominal du transformateur.

Le facteur K peut prendre les valeurs typiques suivantes : 4, 9, 13, 20, 30, Plusieurs méthodes peuvent être appliquées pour tester l'échauffement du transformateur sous ces conditions (essai en court-circuit, en opposition,...). Mais ces méthodes supposent une connaissance préalable du facteur K du transformateur fixé en usine. Dans notre cas, comme on ignore le facteur K du transformateur, on va procéder à une série d'essais sur différentes charges non linéaires.

Le facteur de puissance dans un convertisseur est très important parce que il détermine la quantité de courant qui va circuler dans le circuit d'alimentation du convertisseur. Pour un kilowatt de charge donné, plus le facteur de puissance est faible plus le courant dans le circuit d'alimentation est grand et les dimensions des conducteurs et des transformateurs sont grandes. Donc on veut garder un facteur de puissance le plus grand possible pour minimiser le coût de notre installation.

En plus d'être non sinusoïdaux, les courants produits par les convertisseurs présentent des déphasages plus ou moins prononcés par rapport à la tension; ces déphasages proviennent de l'angle de retard à l'allumage des thyristors. Ainsi, les phénomènes combinés de distorsion et de déphasage du courant vont affecter sérieusement le facteur de puissance à la source.

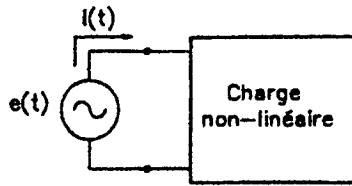


Figure 3.1 : Source sinusoïdale alimentant une charge non linéaire

Le cas d'une charge non linéaire

Soit une source de tension sinusoïdale, $e(t)$, appliquée à une charge non linéaire, comme au schéma de la figure 3.1. Dans ce cas, le courant $i(t)$ est périodique, mais non sinusoïdal; on peut exprimer ce courant à l'aide d'un développement en série de Fourier. On peut donc poser les expressions suivantes pour la tension et le courant:

$$e(t) = e\sqrt{2} \cos(\omega t)$$

$$i(t) = \sum_{n=1}^{+\infty} I_n \sqrt{2} \sin(n\omega t - \varphi_n)$$

La puissance active, fournie par la source, est calculée comme suit:

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T e(t) i(t) dt$$

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T \sum_{n=1}^{+\infty} 2EI_n \sin(\omega t) \sin(n\omega t - \varphi_n) dt = \frac{2E}{T} \sum_{n=1}^{+\infty} \int_0^T I_n \sin(\omega t) \sin(n\omega t - \varphi_n) dt$$

or, comme les fonctions sinusoïdales sont orthogonales, les seuls produits non nuls de ces fonctions surviennent aux fréquences identiques; dans le cas présent, le seul produit à la même fréquence est celui associé au fondamental; donc, l'expression se réduit à

$$P = \frac{2EI_1}{T} \int_0^T \sin(\omega t) \sin(\omega t - \varphi_1) dt \quad \text{qui se réduit à}$$

$$P = EI_1 \cos \varphi_1$$

La puissance réactive se définit, dans le cas d'une excitation purement sinusoïdale, par le calcul du produit de $i(t)$ avec une composante en quadrature de tension identique en amplitude à celle de $e(t)$; on pose donc

$$Q = \frac{1}{T} \int_0^T i(t) \left[E\sqrt{2} \sin(\omega t - \frac{\pi}{2}) \right] dt$$

On montre que, similairement au cas du calcul de la puissance réelle, la puissance réactive se réduit à

$$Q = EI_1 \sin \varphi_1$$

La puissance apparente au niveau de la source est par définition le produit des valeurs efficaces de tension par le courant:

$$S = EI = E \left(\sum_{n=1}^{\infty} I_n^2 \right)^{1/2}$$

Le facteur de puissance est:

$$\lambda = \frac{P}{S} = \frac{EI_1 \cos \varphi_1}{EI} = \frac{I_1}{I} \cos \varphi_1 = FP$$

En conformité avec la norme IEEE Std. 519-1992

Le maximum théorique du facteur de puissance pour un convertisseur à diode est donné par la relation :

$$\text{Total } FP = \frac{q}{\pi} \sin\left(\frac{\pi}{q}\right)$$

$q \neq 1$ et (π/q) = angle en radians

Le rapport $\frac{I_1}{I}$ est appelé facteur de distorsion qui est noté λ_δ . Le terme $\cos \varphi_1$ est appelé facteur de déplacement qui est noté λ_φ ;

Alors la relation de facteur de puissance peut se formuler finalement comme suit:

$$\lambda = \lambda_{\delta} \lambda_{\varphi}$$

Associée au fondamental, la valeur scalaire de la puissance apparente (S_1) est ainsi calculée:

$$S_1^2 = P^2 + Q^2 = (EI_1 \cos \varphi_1)^2 + (EI_1 \sin \varphi_1)^2 = E^2 I_1^2$$

Pour sa part, la puissance apparente totale (S) est donnée par l'équation :

$$S^2 = P^2 + Q^2 ; \text{ en terme scalaire, on peut aussi écrire}$$

$$S^2 = E^2 I^2 = E^2 \sum_{n=1}^{+\infty} I_n^2$$

où chaque I_n représente la valeur efficace associée à l'harmonique de courant de rang "n". La relation précédente peut alors se décomposer comme suit

$$S^2 = E^2 I_1^2 + E^2 \sum_{n=2}^{+\infty} I_n^2 = S_1^2 + E^2 \sum_{n=2}^{+\infty} I_n^2 = P^2 + Q^2 + D^2$$

$$\text{avec } D^2 = E^2 \left(\sum_{n=2}^{+\infty} I_n^2 \right)$$

Le terme "D" représente les voltampères associés à la distorsion harmonique. En pratique la détermination de "D" s'obtient plus facilement à l'aide du calcul faisant intervenir les valeurs efficaces du courant total (I) et du fondamental (I_1) :

$$D^2 = S^2 - S_1^2 = E^2 I^2 - E^2 I_1^2 = E^2 (I^2 - I_1^2)$$

Dans le cas d'une source monophasé, l'expression est $D = E(I^2 - I_1^2)^{1/2}$

Où E est la tension efficace de phase.

Dans le cas triphasé et si la charge est équilibrée, on a : $D = \sqrt{3}E_{ll}(I^2 - I_1^2)^{1/2}$

Où E_{ll} est la tension efficace de ligne.

$$\text{Taux de distorsion harmonique du courant} = \frac{(I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)^{1/2}}{(I_1^2 + I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)^{1/2}}$$

$$\text{Taux d'harmonique du courant} = \frac{(I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)^{1/2}}{I_1(\text{fondamentale})}$$

Et le taux total d'harmoniques de distorsions (THD)

$$\%THD = \sqrt{\frac{\text{La somme d'amplitudes carré de toutes harmoniques} - I_1^2}{I_1^2}} \times 100$$

3.1.2 PROCÉDURE D'ESSAI EN CHARGE AVEC DES PONTS MONOPHASÉS

La figure 3.4 schématise la méthode appliquée et réalisée au laboratoire. Le transformateur en essai a les enroulements de haute tension connectée en triangle et il est alimenté par un transformateur variable 600/0-600 V.

Le fonctionnement nominal du transformateur en essai se réalise en alimentant le pont monophasé par un transformateur d'isolement ayant le primaire connecté en étoile et le secondaire laissé avec les enroulements isolés les uns des autres. Ainsi le pont sera alimenté à la tension nominale secondaire du transformateur (240 V).

À partir de ces valeurs nominales (240 V), on peut calculer la tension redressée E_0 à la sortie du pont monophasé:

Un redresseur en pont monophasé est montré dans la Figure 3.2. Un condensateur de filtrage d'une grande valeur est connecté sur le côté continu.

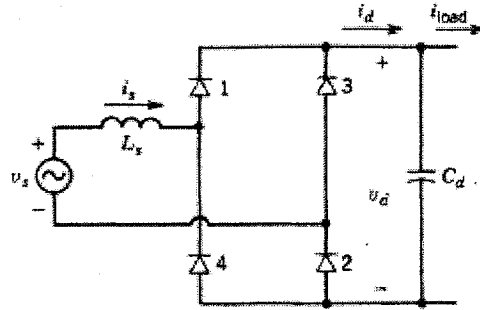


Figure 3.2 : Le pont monophasé avec un filtre capacitif du côté continu.

Du côté de la source d'alimentation nous avons une source de tension en série avec son impédance interne qui est dans notre cas L_s , et qui, en pratique, est principalement inductive.

Ainsi le pont peut alimenter une charge de puissance maximale égale à : $P_{01\max} = 25 \text{ kW}$ par unité de charge régénérative.

Au lieu de dériver une expression analytique compliquée, une méthode graphique pour calculer V_d est présentée dans le chapitre 4. Dans cette méthode, une valeur est supposée pour V_d et un courant I_d correspondant est calculé. En traçant le graphique de V_d en fonction de I_d , la valeur de V_d est obtenue correspondant à une valeur spécifique de I_d (= courant de charge).

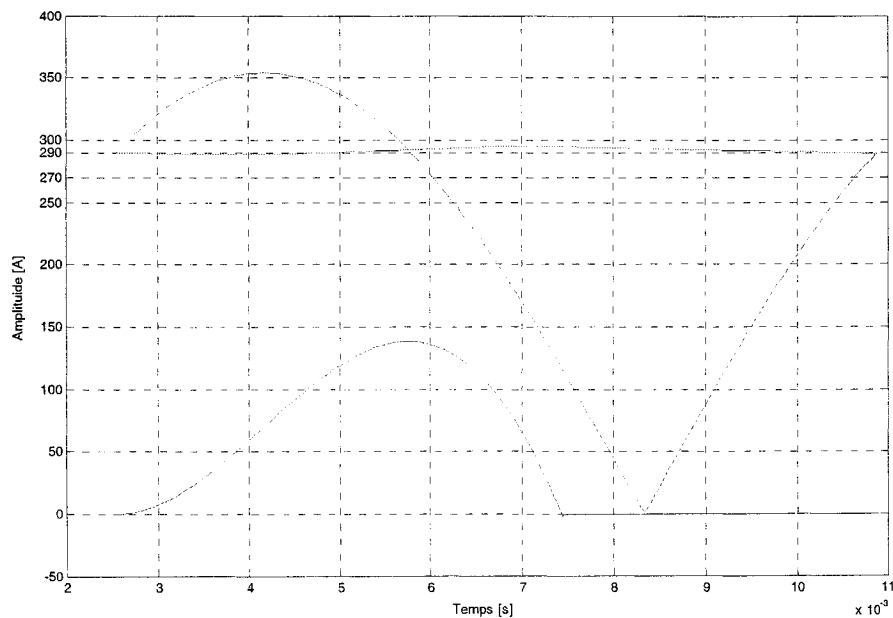


Figure 3.3 : Les formes d'ondes (V_d , I_d et v_s) obtenues à l'aide du PROGRAMME MATLAB

Pour une tension $V_d = 295V$, le courant qui circule aura la valeur maximale de :

$I_{0max} = P_{01max} / E_0 = 25000W / 295V = 85A$ ce qui donnera le courant maximal de la charge.

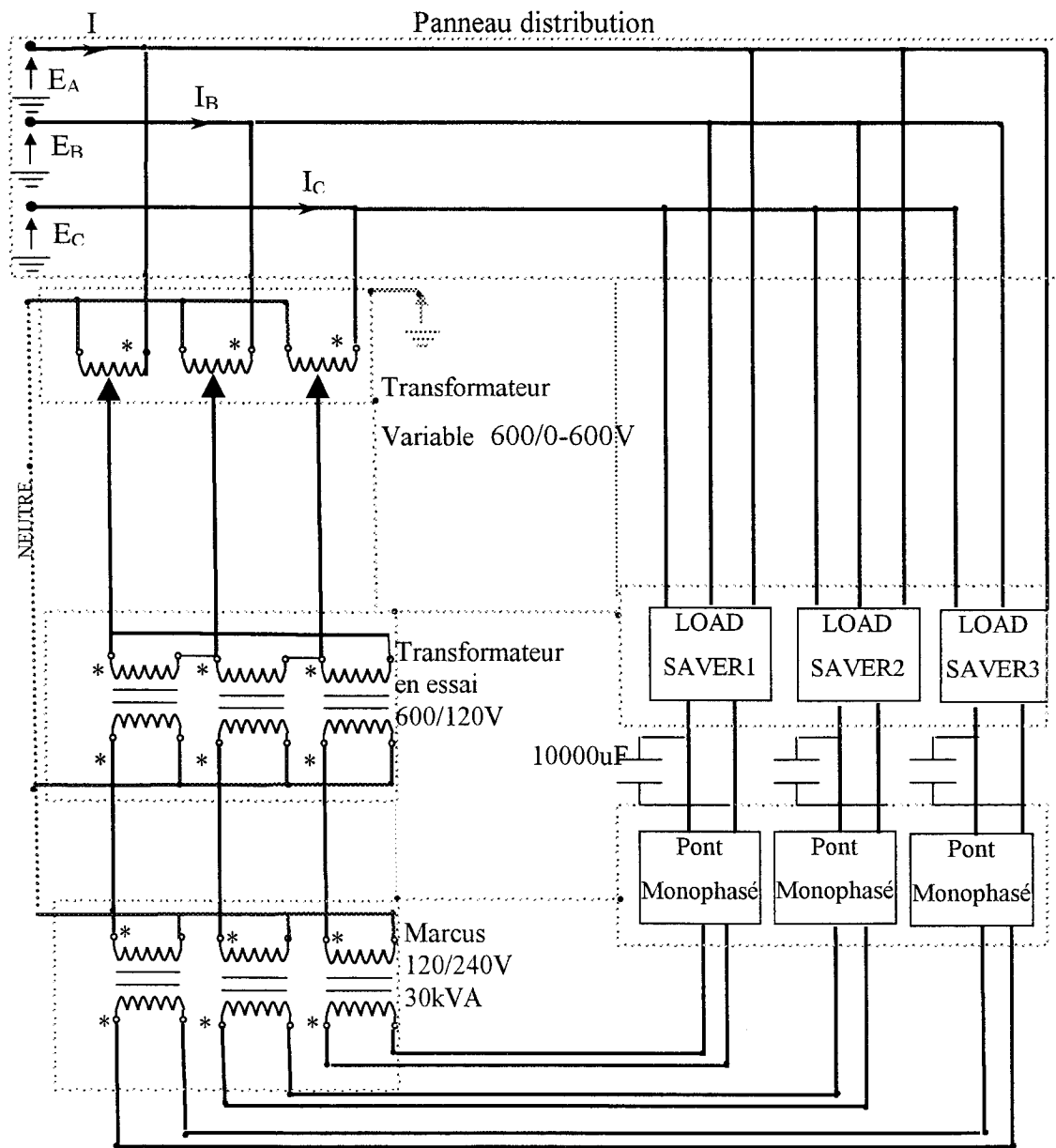


Figure 3.4 : L'essai en charge avec des ponts monophasés

3.1.3 Simulation

Le logiciel de simulation MATLAB qui utilise l'outil SIMULINK a été employé pour simuler les modèles d'essais. Dans le cas d'essai en charge avec des ponts monophasés nous avons utilisé une source de tension variable de 0 à 600V et d'une puissance de 100kVA et trois transformateurs d'isolement monophasés Marcus 120/240V d'une puissance de 30kVA chacun.

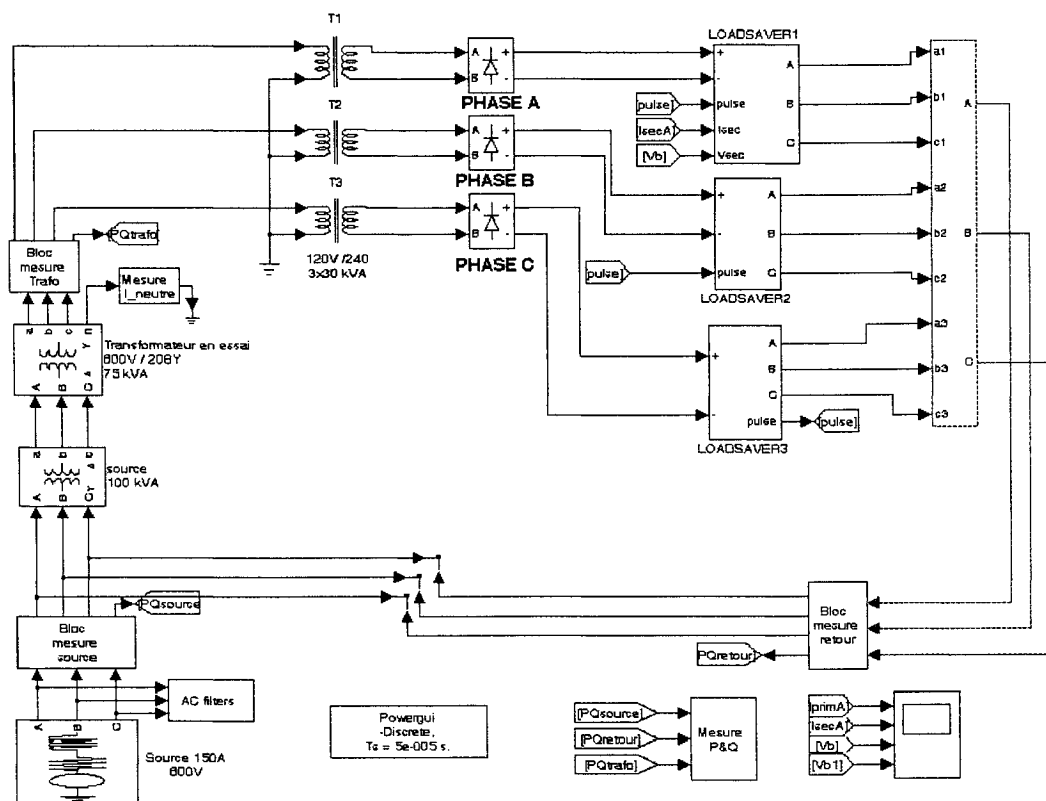


Figure 3.5 : Simulation Matlab de l'essai en charge avec des ponts monophasés

Les paramètres électriques tirées de la simulation sont les suivantes (par phase):

$$I_{\text{oeff}} = 87\text{A}$$

$$E_o = 295\text{V}$$

$$P_o = 25670\text{W}$$

3.1.4 Présentation des résultats

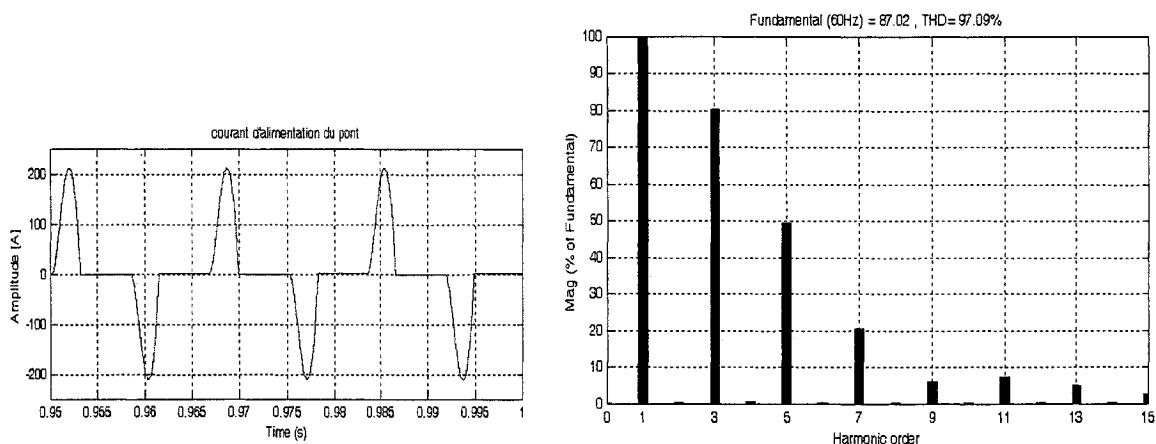


Figure 3.6 : Le courant à l'entrée du pont monophasé et le spectre d'harmoniques
Les valeurs pour les harmoniques de courant tirées de l'essai sont données dans le tableau 3.1.

Tableau 3.1 : Valeurs expérimentales des harmoniques de courant lors de l'essai en charge sur le pont monophasé

Harmonique	Valeur (%) en simulation	Valeur (%) théorique
1	100	100
3	80	81
5	49	52
7	21	23
9	6	3
11	8	8
13	5	7

Les valeur théorique sont prises du livre d'Électrotechnique de monsieur Guy Olivier professeur à l'École Polytechnique de Montréal.

Nous pouvons constater que les valeurs obtenues pour les harmoniques sont presque les mêmes que celles théoriques. Toutefois, nous essayons approcher la simulation du cas réel, cas où normalement nous pouvons faire une comparaison qui pourra confirmer la théorie.

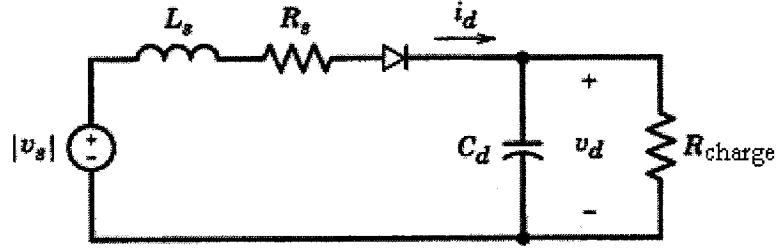


Figure 3.7 : Le circuit équivalent pour celui de la figure 3.2.

Parce que dans la simulation nous avons choisir pour les transformateurs d'isolement des valeurs pour l'inductance $L_s=0.001\text{pu}$ et pour la résistance $R_s=0.01\text{pu}$.

$$Z_{base} = \frac{(V_{base})^2}{S_{base}} = \frac{(240)^2}{30000} = 1.92\Omega$$

$$R_s = R_{s_pu} \times Z_{base} = 0.01 \times 1.92\Omega = 0.02\Omega$$

$$L_{s_base} = \frac{Z_{base}}{\omega} = \frac{1.92}{377} = 0.005H$$

$$L_s = L_{s_pu} \times L_{s_base} = 0.001 \times 0.005 = 5\mu H$$

On a trouvé des valeurs qui ne correspondent pas aux vraies valeurs pour un transformateur de 30kVA. Donc pour rencontrer les valeurs théoriques d'harmoniques nous devons avoir une source de tension presque idéale.

Les formes d'onde trouvées pour les tensions V_d , v_s , et le courant I_d , correspondent en partie avec celles trouvées dans la théorie pour le cas du courant discontinu.

La valeur du condensateur C_d est déterminée en faisant des essais successifs et les valeurs sont montrées dans l'annexe 9.

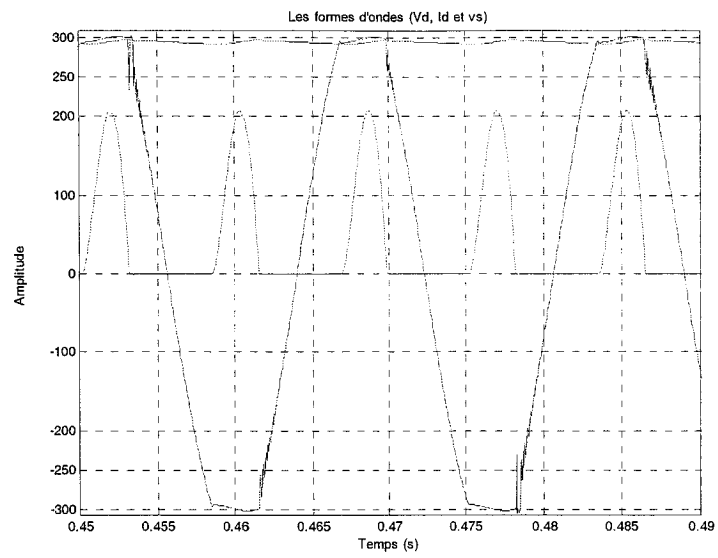


Figure 3.8. : Les formes d'onde trouvées pour les tensions V_d , v_s , et le courant I_d

3.2 ESSAI EN CHARGE SUR UN PONT DE GRAËTZ

3.2.1 PROCÉDURE D'ESSAI EN CHARGE SUR UN PONT DE GRAËTZ

La figure 3.9 schématise la méthode appliquée et réalisée au laboratoire. Le transformateur en essai ont les enroulements de haute tension connectés en triangle et sont alimentés par la source 1.

Le fonctionnement nominal du transformateur se réalise en alimentant le pont triphasé par le secondaire du transformateur connecté en étoile. Ainsi le pont sera alimenté à la tension nominale secondaire du transformateur en essai (208 V).

À partir de ces valeurs nominales (208 V), on peut calculer la tension redressée E_0 à la sortie du pont triphasé:

$$E_0 = \frac{2q}{\pi} E \sqrt{2} \sin(\pi/3) = \frac{3}{\pi} \sqrt{3} E_{ll} = 1.35 E_{ll} = 1.35 * 208 = 280.8 \text{ V}$$

Où

E_{ll} est la tension de ligne.

Ainsi le pont doit alimenter une charge de puissance maximale égale à :

$P_{01\max} = 25 \text{ kW}$ par unité de la charge régénérative (LOADSAVER) et comme on a trois unités en parallèle $P_{0\max} = 75 \text{ kW}$.

$$P_0 = I_0 E_0 \text{ donc } I_{0\max} = P_0 / E_0 = 75000 / 280.8 = 267 \text{ A}$$

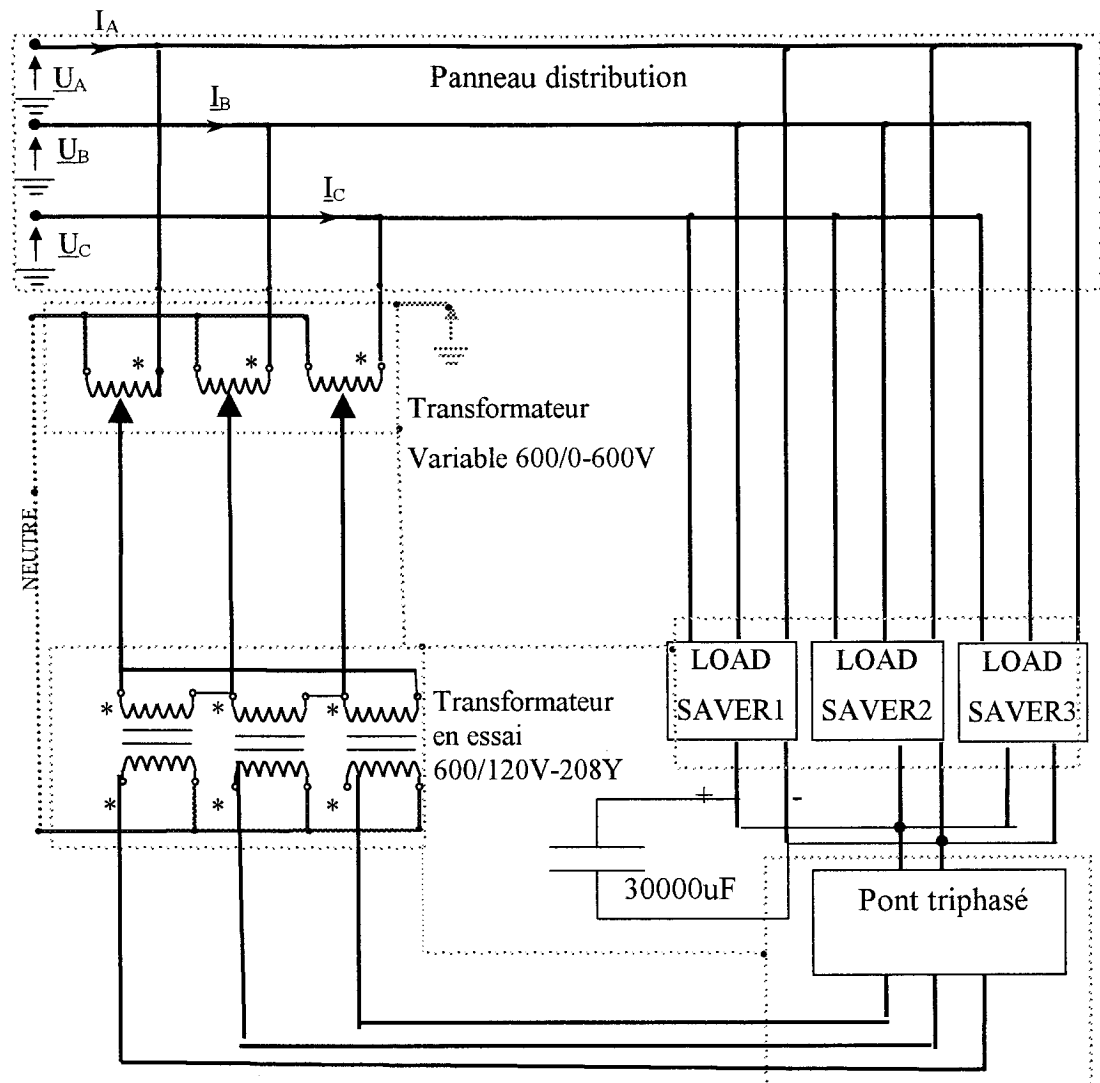


Figure 3.9 : L'essai en charge avec le pont triphasé

3.2.2 Simulation

Le logiciel MATLAB qui utilise l'outil SIMULINK a été employé pour simuler les modèles d'essais. Dans le cas d'essai en charge avec un pont triphasé nous avons utilisé une source de tension variable de 0 à 600V et d'une puissance de 100kVA.

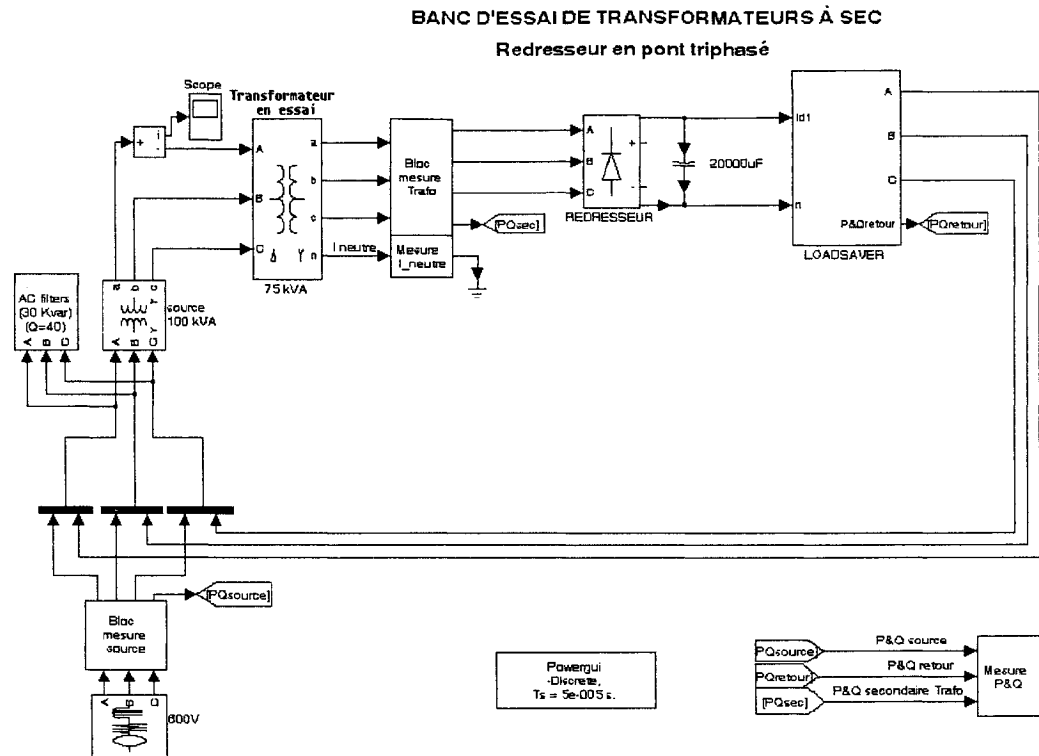


Figure 3.10 : Simulation Matlab de l'essai en charge avec le pont triphasé

3.2.3 Présentation des résultats

Nous avons obtenu après la simulation les valeurs suivantes :

Bloc mesure secondaire TRAFO/Courant = $I_{\text{sec}} = 218 \text{ A}$

Bloc mesure secondaire TRAFO/tension = $E_{\text{sec}} = 207 \text{ V}$

Bloc mesure pont = $I_{\text{d eff}} = 266 \text{ A}$

Bloc mesure pont = $E_o = 282 \text{ V}$

Donc la puissance transmise aux charges est de 75kW et comme les charge nous donnent deux contraintes :

- 1) $I_{\text{max}} = 100 \text{ A}$ / unité de charge et une puissance maximale de 25 kW / unité de charge et
- 2) une tension maximale de 400V et une puissance maximale de 25 kW / unité de charge.

Nous avons choisi une tension continue de 285 V ce qui nous donnera un courant maximal de $I_{\max} = \frac{P_{\max}}{E} = \frac{25000}{285} = 88A$

Si on remplace les valeurs par celles de la simulation on aura une puissance transitée de ;

$$P = \frac{I_{d-eff}}{3} \times E_0 = \frac{266}{3} \times 282 = 88.7 \times 282 = 25004W$$

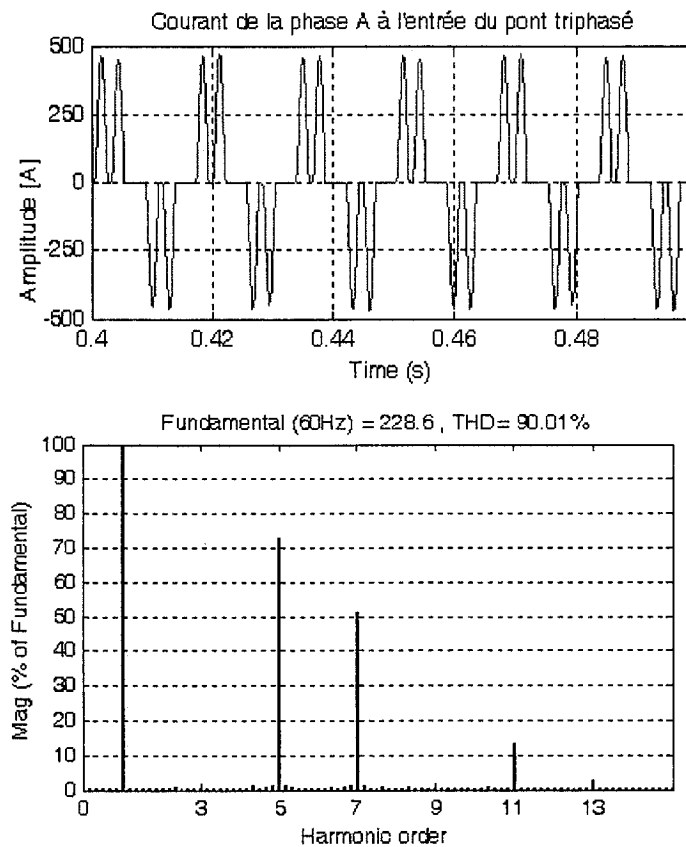


Figure 3.11 : Le courant à l'entrée du pont triphasé et son spectre d'harmoniques

Les valeurs pour les harmoniques de courant tirées de l'essai sont données au tableau 3.2.

Harmoniques	Valeurs (%) en simulation	Valeurs (%) théoriques
1	100	100
5	73	76
7	52	56
11	14	19
13	3	5
17	5	5

Tableau 3.2 : Valeurs expérimentales des harmoniques de courant lors de l'essai en charge sur le pont triphasé

Les valeurs théoriques sont prises du livre d'Électrotechnique écrit par M. Guy Olivier[13].

CHAPITRE 4

CONCEPTION DETAILLÉE

4.1 TENSION CONTINUE EN RÉGIME DE COURANT DISCONTINU

Ned Mohan [17]

4.1.1 ANALYSE THÉORIQUE

Analyse et calcul pour la tension continue V_d d'un pont monophasé dans l'hypothèse d'une grande discontinuité pour le courant I_d suivie d'une simulation sous environnement Matlab et SimPowerSystems

Les concepts de base pour le redresseur.

Pour illustrer les concepts de base nous considérons le circuit de la figure 4.1-a, où v_s est une tension sinusoïdale de source en série avec une diode et une résistance de charge. Le courant circule dans la diode seulement pendant le demi cycle positif de la tension v_s .

Avec R et L présentes, la tension v_r (qui est linéairement proportionnelle au courant de diode) est tracée dans la figure 4.1-a.

La tension v_L de l'inductance, est égale à $v_s - v_r$ pendant $i > 0$, ce qui montre que le courant continue à circuler pour un intervalle de temps même après que v_s soit devenu négative. Une fois que le courant $v_L = 0$, la tension v_s apparaît comme une tension inverse pour la diode. L'intervalle de temps pendant que le courant circule est

donné par une fonction de la tension de la bobine v_L , l'intégrale de la tension v_L sur une période T doit être nulle en régime permanent comme indiqué ci-dessous :

Pendant cet intervalle de temps entre t_1 arbitraire et $t_1 + T$, t_1 est choisi comme l'instant zéro pour la source de tension v_s (voir la figure 4.1-b)

$$di = \frac{1}{L} v_L \times dt \quad (1-1)$$

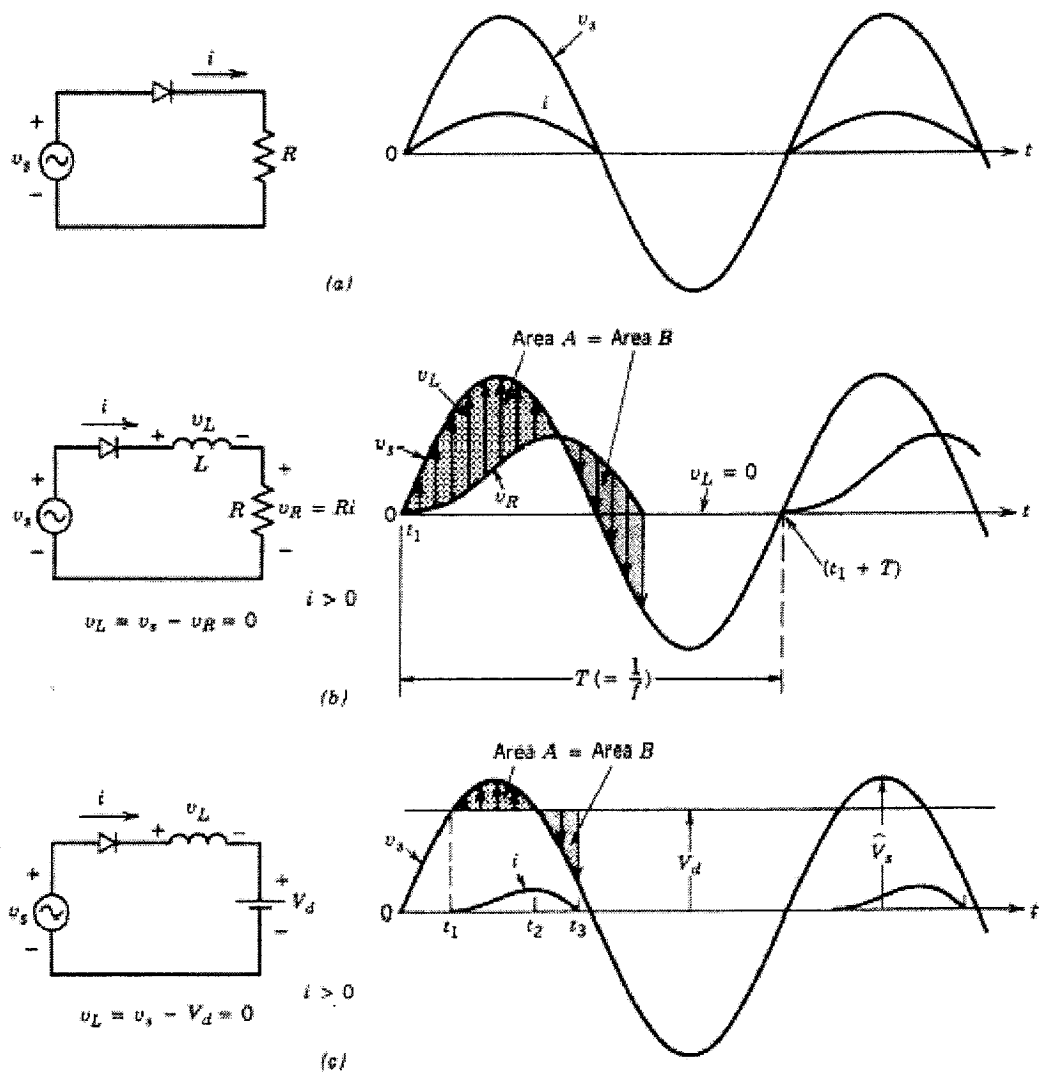


Figure 4.1 : Concept de base pour le redresseur. Ned Mohan [17]

Si on intègre les deux parties de l'équation $i_L = f(v_L)$ pour le temps t_1 et t_1+T nous avons la relation :

$$I(t_1 + T) - I(t_1) = \frac{1}{T} \int_{t_1}^{t_1+T} v_L dt \quad (1-2)$$

Mais pour le régime permanent, $I(t_1+T)$ sera toujours égale à $I(t_1)$. Cela conduit à la relation :

$$\int_{t_1}^{t_1+T} v_L dt = 0, \quad (1-3)$$

ce qui nous donne la relation d'égalité pour les deux aires A et B (voir la figure 4.1-b). Si l'inductance L est prise en considération selon la figure 4.1-c, où $v_d(t) = V_d$, la diode commence à conduire à t_1 quand v_s dépasse la valeur maximale établie pour v_d . Le courant atteint son maximum à t_2 et la valeur zéro à t_3 , avec t_3 déterminé par la condition des aires égales (l'aire A égale à l'aire B).

Le redresseur monophasé, Ned Mohan [17]

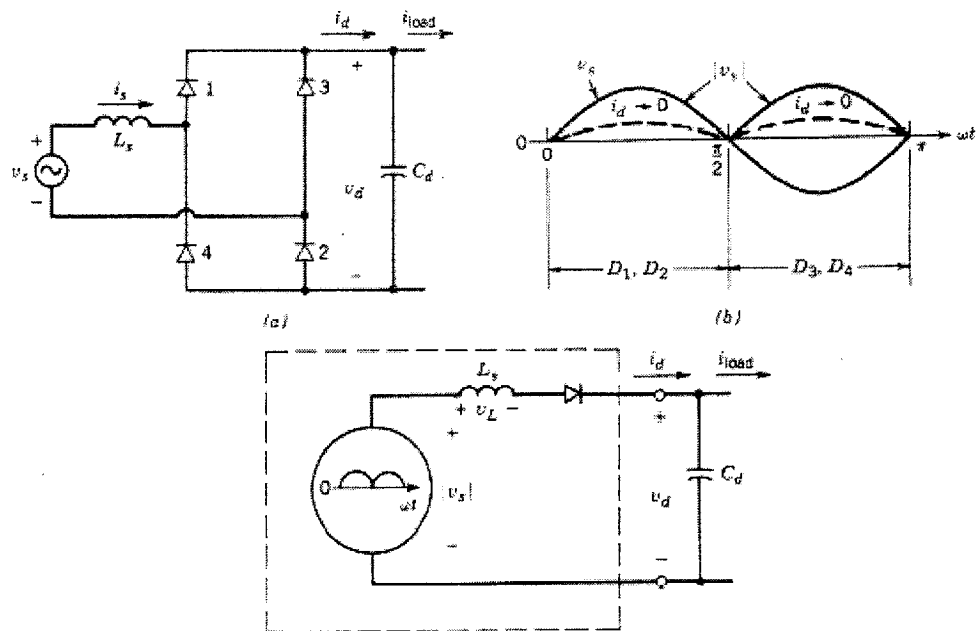


Figure 4.2 : Pont monophasé (a) le circuit, (b) la forme d'onde pour v_s sans C_d et $i_d \rightarrow 0$, le circuit équivalent

Un redresseur en pont monophasé est montré dans la Figure 4.2-a. Un condensateur d'une grande valeur pour filtrage est connecté sur le côté continu. Du côté de la source d'alimentation nous avons une source de tension en série avec son impédance interne qui est dans notre cas L_s , et dans la pratique est principalement inductive. Pour améliorer la forme d'onde pour le courant, un filtre série peut-être ajouté sur le côté alternatif.

Afin d'obtenir la forme d'onde de v_d , il est souhaitable d'obtenir un circuit équivalent simple du redresseur, vu du côté continu. Ceci peut être obtenu à partir d'une tension continue à la sortie en circuit ouvert. Cela serait équivalent à la condition où une résistance R_d connectée à la sortie, avec le condensateur C_d débranché, la valeur du courant étant pratiquement nulle pour de grandes valeurs de R_d . La figure 4.2-b montre la forme d'onde pour le redresseur. Pendant le demi-cycle positif de v_s , D1 et D2 conduisent et $v_d = v_s$. Pendant le demi cycle négatif de v_s , D3 et D4 conduisent et $v_d = -v_s$.

Ceci suggère que :

$$v_d(t) = |v_s| \quad (1-4)$$

La diode dans le circuit équivalent assure que le courant ne peut pas être inversé. Ce circuit équivalent, qui est montré à la Figure 4.2-c, est valide seulement pour une grande discontinuité qui est habituellement le cas.

La caractéristique du redresseur, Ned Mohan [17]

Dans l'analyse pour le circuit de la figure 4.2-a, on fait les hypothèses suivantes :

1. Puisque L_s et C_d , figure 4.2-a, forme un filtre passe-bas et en supposant que C_d est suffisamment grand, la fonction $v_d(t)$ est sera continue, c'est-à-dire :

$$v_d(t) = V_d \quad (1-5)$$

2. En supposant une valeur suffisamment grande pour C_d , le courant est extrêmement discontinu et va s'annuler avant que v_s aille à zéro pour chaque moitié de cycle. Ceci permet au circuit équivalent de la figure 4.2-c d'être utilisé.
3. La valeur du condensateur C_d étant grande, il sera vu comme un circuit ouvert pour le courant de charge i_{load} . La valeur moyenne du courant I_d de redresseur est égale à la valeur moyenne du courant de la charge i_{load} , puisque dans l'état permanent la valeur du courant moyen dans le condensateur C_d est nulle.

Dans l'étape de conception, il est utile d'estimer V_d comme une fonction de I_{load} pour des valeurs données de tension de source V_s et de l'inductance L_s . Pour cela au lieu de dériver une expression analytique compliquée, une méthode graphique pour calculer V_d sera utilisée. Dans cette méthode, on choisit une valeur pour V_d et un courant I_d correspondant est calculé. En traçant le graphique de V_d en fonction de I_d , la valeur de V_d est obtenue pour une valeur spécifique de I_d (= courant de charge). Les étapes impliquées sont les suivantes :

1. Choisir une valeur pour V_d légèrement en dessous du maximum de la valeur V_s de la tension alternative qui alimente le pont. Le courant commence à circuler à θ_b (voir la figure 4.3-a), et il peut être calculé en sachant que :

$$V_d = \sqrt{2}V_s \sin \theta_b \quad (1-6)$$

2. La tension de l'inductance L_s dans la figure 4.2-c est :

$$v_L = L_s \frac{di_d}{dt} = \sqrt{2}V_s \sin \omega t - V_d \quad (1-7)$$

Ceci est valable pour la durée de conduction de la diode en utilisant la relation suivante :

$di = \frac{1}{L} v_L \times dt$ en figure 4.3-a on a que :

$$L_s i_d(\omega t) = \frac{1}{\omega} \int_{\theta_b}^{\omega t} v_L d(\omega t), \quad \theta_b < \omega t < \theta_f \quad (1-8)$$

$$\omega L_s \int_{\theta_b}^{\theta} di_d = \int_{\theta_b}^{\theta} (\sqrt{2} V_s \sin \omega t - V_d) d(\omega t) \quad (1-9)$$

où $\theta > \theta_b$, connaissant que i_d pour $\omega t = \theta_b$ est zéro, donc l'équation 1-9 devient :

$$i_d(\theta) = \frac{1}{\omega L_s} \int_{\theta_b}^{\theta} (\sqrt{2} V_s \sin \omega t - V_d) d(\omega t) \quad (1-10)$$

3. L'équation 1-6 permet de calculer θ_f comme valeur fonction de ωt lorsque i_d est nul et sur la figure 4.3-a pour la condition d'égalité des aire A et B.

$$0 = \int_{\theta_b}^{\theta_f} (\sqrt{2} V_s \sin \omega t - V_d) d(\omega t) \quad (1-11)$$

Si la valeur de θ_f devienne plus grande que π , on doit choisir une autre valeur plus grande dans l'étape 1 pour V_d .

4. Sachant θ_f , $L_s I_d$ peut-être calculé en partant de la valeur moyenne de $L_s i_d(\omega t)$, donné de relation 1-8 pour des valeurs de θ entre $\omega t = 0$ et π :

$$L_s I_d = \frac{1}{\pi} \int_{\theta_b}^{\theta_f} L_s i_d(\omega t) d(\omega t) \quad (1-12)$$

En utilisant cette procédure on peut tracer V_d en fonction de $L_s I_d$ comme cela est montré dans la figure 4.3-b

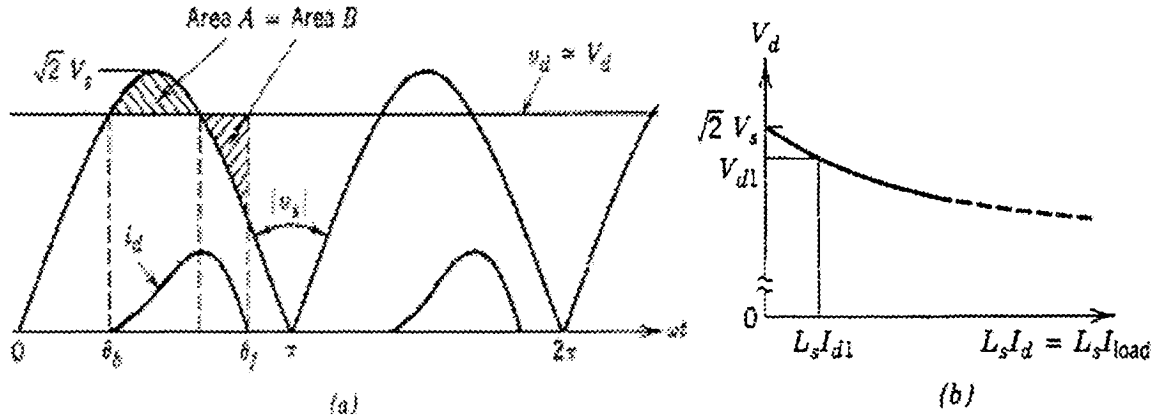


Figure 4.3 : (a) Les formes d'ondes pour un pont monophasé,
(b) la caractéristique $V_d = f(L_s I_d)$,
Ned Mohan [17]

5. La valeur moyenne de I_d pour le courant continu est obtenue en intégrant $i_d(\theta)$ dans l'intervalle θ_b à θ_f et après en divisant le tout par π :

$$I_d = \frac{\int_{\theta_b}^{\theta_f} i_d(\theta) d(\theta)}{\pi} \quad (1-13)$$

Il est évident que pour des paramètres de circuit donné, I_d dépendra de la valeur V_d et réciproque. Pour présenter la relation entre les deux paramètres, nous allons normaliser V_d étant V_{d0} et I_d étant $I_{\text{court-circuit}}$, où :

$$I_{\text{court-circuit}} = \frac{V_s}{\omega L_s} \quad (1-14)$$

$I_{\text{court-circuit}}$ est le courant qui va circuler dans le circuit si on court-circuite la source avec la bobine L_s , on utilise la figure 4.4 pour trouver la valeur de I_d . Si le courant

$I_{court-circuit}$ est le courant qui va circuler dans le circuit si on court circuit la source avec la bobine L_s , on utilise la figure 4.4 pour trouver la valeur de I_d . Si le courant

$I_d=0$, V_d atteint une valeur très proche de la valeur maximale de la tension d'alimentation $V_s(rms)$.

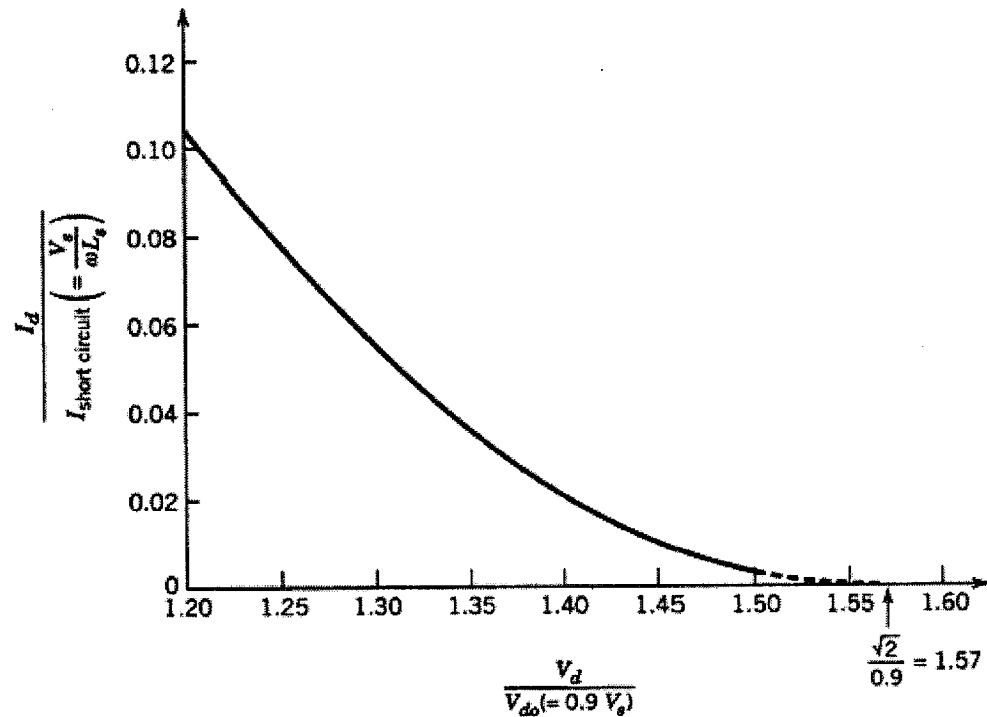


Figure 4.4 : Normalisation de I_d par rapport à V_d pour un pont monophasé, dans l'hypothèse de $V_d=constante$. Le condensateur aura une valeur suffisamment grande. Ned Mohan [17]

En remplaçant la charge par une résistance R_{charge} (voir la figure 4.5), la constante de temps $\tau = C_d R_{charge}$ sera plus grande que la constante de temps du circuit, qui dans notre cas est de $50\mu s$ (ex : pour une valeur de $C_d=30000\mu F$ et $R_{charge}=20\Omega$, on obtient $\tau = C_d R_{charge} = 0.6s$), ce qui nous donne une très petite variation pour la forme d'onde de la tension V_d .

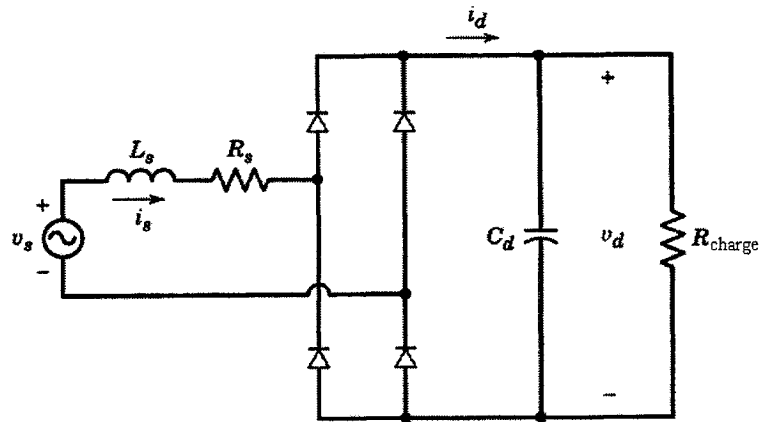


Figure 4.5 : Le pont monophasé avec un filtre capacitif de côté continu.

Dans la figure 4.6 il y a des paramètres normalisés qui sont tracés en fonction du courant I_d , en respectant la relation 1-14 pour le courant de court circuit $I_{\text{court circuit}}$,

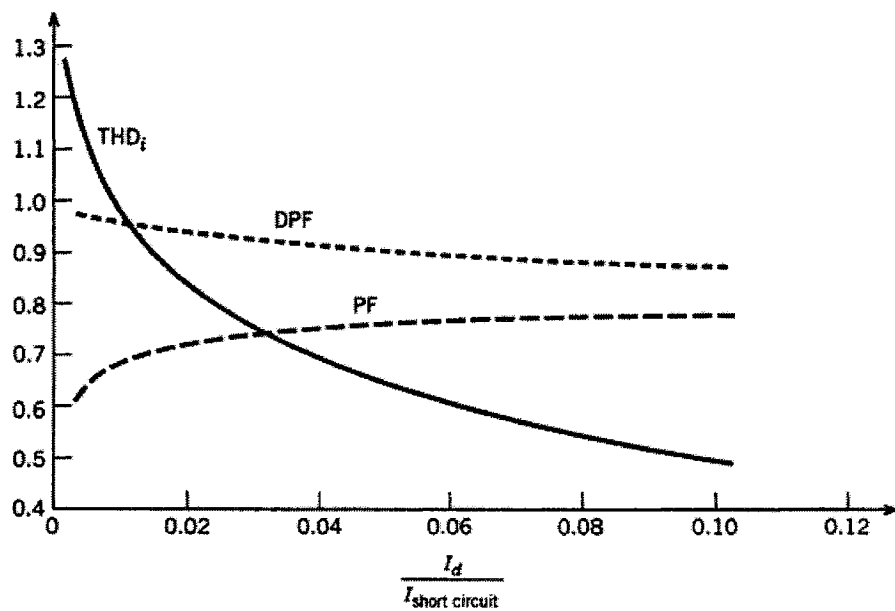


Figure 4.6 : La distorsion harmonique totale THD, le facteur de déplacement DPF, et le facteur de puissance PF, pour le pont monophasé en condition d'une tension V_d constante. Ned Mohan [17]

En regardant la figure 4.6 on pourrait constater que si on augmente la valeur de L_s , on obtient une forme d'onde améliorée pour le courant i_s , une valeur petite pour le THD et un meilleur facteur de puissance.

4.1.2 CALCUL ANALYTIQUE

Calcul analytique et simulation sous environnement MATLAB pour les grandes discontinuités de courant i_d d'un pont monophasé. Ned Mohan [17]

Pour décrire le montage de la figure 4.7, on choisit les variables d'état pour le courant i_d de l'inducteur et v_d pour la capacitance. Durant chaque demi cycle de la tension d'alimentation v_s , il y a deux intervalles distincts comme le montre la figure 4.3-a,

(où $t_b = \frac{\theta_b}{\omega}$ et $t_f = \frac{\theta_f}{\omega}$) ;

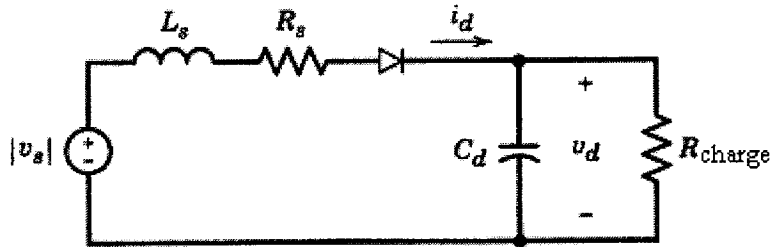


Figure 4.7 : Le circuit équivalent pour celui de la figure 4.6.

(a) $t_b < t < t_f$

Pour le circuit de la figure 4.7, pendant cet intervalle les équations suivantes vont décrire le fonctionnement pour chaque demi cycle de la tension d'alimentation v_s , où t_b est le début de la conduction de t_f est le final de la conduction.

$$|v_s| = R_s i_d + L_s \frac{di_d}{dt} + v_d \quad (1-15)$$

$$i_d = C_d \frac{dv_d}{dt} + \frac{v_d}{R_{charge}} \quad (1-16)$$

Conforme à la loi de Kirchhoff pour la tension et le courant, si on fait un arrangement matriciel pour les deux équations 1-15 et 1-16 pour l'intervalle $t_b \prec t \prec t_f$

$$\begin{bmatrix} \frac{di_d}{dt} \\ \frac{dv_d}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & -\frac{1}{L_s} \\ \frac{1}{C_d} & -\frac{1}{C_d R_{charge}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ v_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} \\ 0 \end{bmatrix} |v_s| \quad (1-17)$$

on peut récrire cette équation:

$$\frac{dx(t)}{dt} = Ax(t) + bg(t) \quad (1-18)$$

où $x(t)$ est le vecteur variable d'état et $g(t)$ est la fonction initiale d'entre :

$$x(t) = \begin{bmatrix} i_L \\ v_c \end{bmatrix} \text{ et } g(t) = v_{oi}$$

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_s} & -\frac{1}{L_s} \\ \frac{1}{C_d} & -\frac{1}{C_d R_{charge}} \end{bmatrix} \quad (1-19)$$

et

$$b = \begin{bmatrix} \frac{1}{L_s} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (1-20)$$

En utilisant la méthode trapézoïdale d'intégration on trouve que :

$$x(t) = Mx(t - \Delta t) + N[|v_s| - |v_s(t - \Delta t)|] \quad (1-21)$$

où

$$M = \left[I \quad -\frac{\Delta t}{2} A \right]^{-1} \times \left[I \quad +\frac{\Delta t}{2} A \right] \quad (1-22)$$

$$N = \left[I \quad -\frac{\Delta t}{2} A \right]^{-1} \times \frac{\Delta t}{2} b$$

$$(b) \quad t_f < t < t_b + \frac{1}{2}T$$

quand le pont de diode ne conduit pas le courant $i_d=0$

et

$$\frac{dv_d}{dt} = -\frac{1}{C_d R_{charge}} v_d \quad (1-23)$$

la solution pour l'équation 1-23 sera :

$$v_d(t) = v_d(t_f) e^{-(t-t_f)/(C_d R_{charge})} \quad (1-24)$$

Dans la solution qui résulte des équations 1-21 et 1-24, nous avons besoin de l'instant t_b , temps où commence la conduction, mais il est difficile de le connaître, donc on fait une estimation. La valeur exacte de t_b pour le début du courant de conduction sera connue avec un retard d'un demi cycle.

Pour cela il faut vérifier la précision de la première estimation pour t_b et petit à petit en incrémentant t_b de la première estimation jusqu'à la valeur exacte dans une petite limite de l'incertitude.

4.1.3 Simulation

En simulant notre montage en pont monophasé avec une temps d'échantillonnage $\Delta t = 50 \mu s$ et les paramètres suivantes : $V_s = 340V = \sqrt{2} \times 240V$ à 60Hz, $L_s = 1 \text{ mH}$, $R_s = 1 \text{ m}\Omega$, $C_d = 50000 \mu F$ et $R_{charge} = 6 \Omega$

Le modèle fait sous **environnement Matlab** est montré dans l'annexe 7.

4.2 DIMENSIONNEMENT DES CÂBLES ET DES CONDUCTEURS

Le courant d'appel pour notre transformateur

Au moment de la mise sous tension, dans les premiers cycles, le courant d'appel peut dans certains cas dépasser 8 fois le courant nominal du transformateur. Ce fort courant d'appel a une grande importance, pour établir la marge de fonctionnement de relais de protection du transformateur.

Pour fin de protection, le courant d'appel d'un transformateur est généralement estimé à :

- $8xI_n$, pour les transformateurs triphasés de 500 à 2500 kVA,
- $12xI_n$, pour les transformateurs triphasés supérieurs à 2500 kVA,

et ce, pendant 0,1 seconde.

Ainsi, dans notre cas pour un transformateur triphasé de 75 kVA on a estimé que le courant d'appel ne dépasse pas $8xI_n$, donc le relais qui protège le transformateur doit laisser passer un courant de 8 fois le courant nominal du transformateur pendant une période de 0,1 seconde.

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{75000VA}{\sqrt{3} * 600V} = 72,2A$$

Si on tient compte que le courant d'appel est de 8 fois le I_n ça fait 577.6 A, on observe qu'en simulation nous avons à peu près la même valeur, et on arrondit vers 650A, qui sera le seuil maximal pour notre relais.

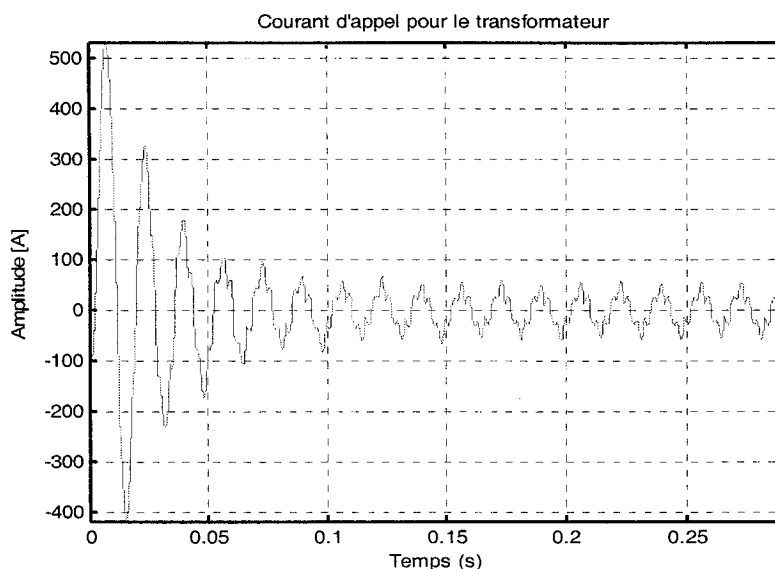


Figure 4.8 : Courant d'appel pour le transformateur en essai de charge

Dispositifs de protection

En conformité à l'article 14-100 du code de l'électricité du Québec C22.10-99, pour les dispositifs de protection contre les surintensités exigées, chaque conducteur non mis à la terre doit être muni d'un dispositif de protection contre les surintensités au point où il reçoit son alimentation et à chaque point où la grosseur du conducteur est diminuée. Toutefois, il est permis d'omettre ces dispositifs :

- a) lorsque le dispositif de protection contre les surintensités d'un conducteur plus gros protège adéquatement le conducteur plus petit;
- b) lorsque le plus petit conducteur :
 - (i) à un courant admissible non inférieur à l'intensité de la somme des charges calculées des circuits alimentés par le plus petit conducteur et non inférieur à l'intensité nominale du tableau de contrôle, du panneau ou du dispositif de commande alimenté par le plus petit conducteur;
 - (ii) ne dépasse pas 3 m de longueur;
 - (iii) ne se prolonge pas au-delà du tableau de contrôle, du panneau ou du dispositif de commande qu'il alimente;

- c) lorsque le plus petit conducteur :
 - (i) a un courant admissible non inférieur au tiers de celui du plus gros conducteur par lequel il est alimenté; et
 - (ii) qu'il est convenablement protégé de l'endommagement mécanique, qu'il n'a pas plus de 7,5 m de longueur et qu'il aboutit dans un seul dispositif de protection contre les surintensités dont les caractéristiques nominales ou le réglage ne sont pas supérieures à la valeur du courant admissible du conducteur;
- d) e) ne s'appliquent pas dans notre situation
- f) lorsque le plus petit conducteur alimente un transformateur et :
 - (i) que le conducteur alimentant le primaire du transformateur a un courant admissible non inférieur au tiers de celui du plus gros conducteur;
 - (ii) que le conducteur alimenté par le secondaire du transformateur a un courant admissible non inférieur à celui du conducteur primaire, multiplié par le rapport de la tension primaire à la tension secondaire;
 - (iii) que la longueur d'un conducteur primaire plus celle d'un conducteur secondaire (le plus long s'il y a plus de un enroulement), à l'exclusion de toute partie du conducteur primaire qui est protégé en fonction de son propre courant admissible, ne dépasse pas 7,5m ;
 - (iv) que les conducteurs primaires et secondaires sont protégés de l'endommagement mécanique; et
 - (v) que le conducteur secondaire aboutit à un seul dispositif de protection contre les surintensités dont les caractéristiques nominales ou le réglage ne sont pas supérieurs à la valeur de son courant admissible;

- g) lorsque le plus petit conducteur et :
 - (i) est alimenté par un circuit d'une tension maximale de 750V;
 - (ii) est alimenté par un circuit aérien ou souterrain et fait partie d'un câblage aérien ou souterrain sauf aux endroits où pénètre dans un bâtiment;
 - (iii) est installé conformément à la section 6 ; et
 - (iv) se termine dans l'appareillage de branchement, conformément à la section 6.

En conformité à l'article 14-104 du code de l'électricité du Québec C22.10-99 [7], pour les dispositifs de protection le courant nominal contre les surintensités ne doit pas être supérieur au courant admissible des conducteurs qu'ils protègent, sauf :

- a) lorsqu'on ne peut se procurer un fusible ou disjoncteur ayant un courant nominal ou un réglage égal à la valeur du courant admissible du conducteur. Dans ce cas, il est permis de s'en tenir aux valeurs inférieures au maximum de 600A répertoriées au tableau 13;
- b) dans le cas de fils d'appareillage, de cordons souples de grosseurs 16, 18, et 20 AWG en cuivre, où un dispositif de protection de 15A suffit; ou
- c) dans les cas prévus aux autres articles du code.

Grosueur des câbles pour transformateurs

En conformité à l'article 26-258 du code de l'électricité du Québec C22.10-99 les conducteurs qui alimentent des transformateurs doivent avoir un courant admissible au moins à 125% du courant nominal du primaire du transformateur, en supposant qu'il s'agit d'un seul transformateur.

Les conducteurs du secondaire, connectés au transformateur, doivent avoir un courant admissible, au moins égal à 125% du courant nominal du secondaire du

transformateur s'il s'agit d'un seul transformateur. Il est permis que les conducteurs du primaire et du secondaire aient un courant admissible au moins égal à celui requis par la charge de demande, à condition qu'ils soient protégés conformément aux articles 14-100 et 14-104.

Les deux circuits 1 et 4 de la figure 4.9, ont la même valeur pour le courant maximal supporté par les disjoncteurs qui sera de 100A, et les dimensions des câbles 11 et 41 seront les mêmes si on veut inter changer les deux montages entre eux.

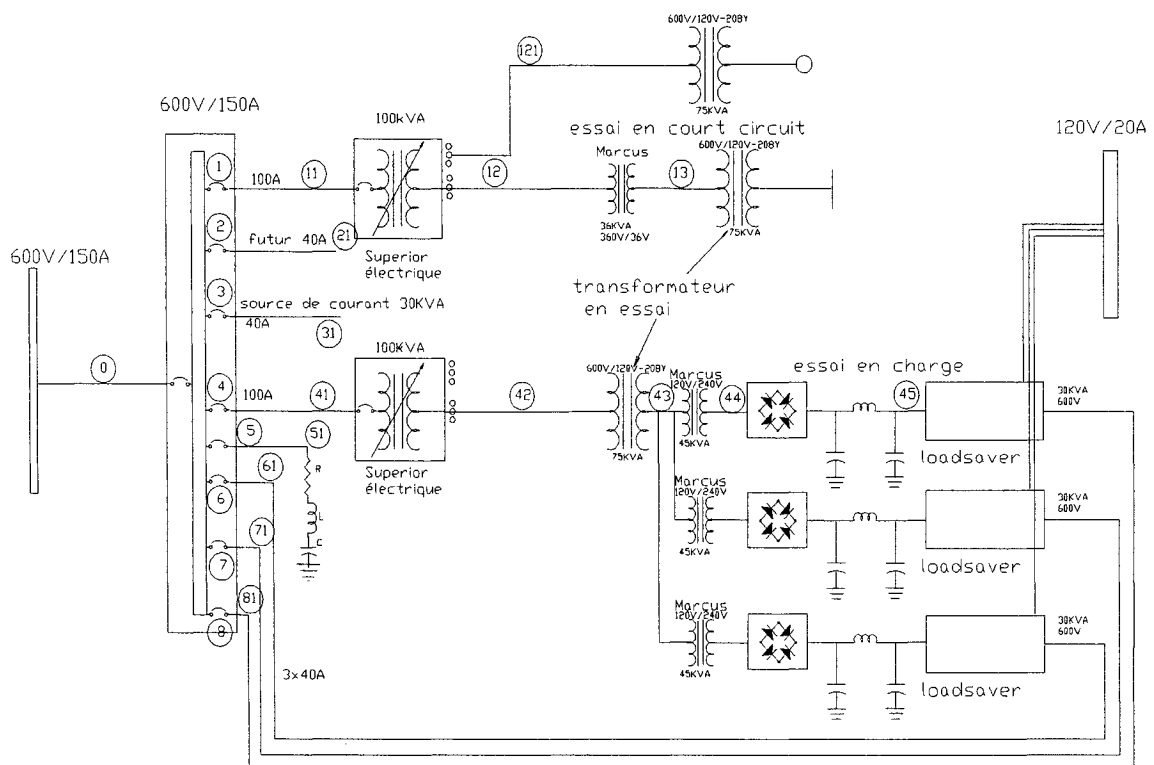


Figure 4.9 : L'identification des câbles pour les essais de laboratoire.

Essai à vide et en court circuit

Le transformateur en essai, pour les cas de l'essai à vide et l'essai en court circuit, aura la puissance maximale $S_n = 1000\text{KVA}$.

Le courant primaire nominal sera :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{1000000\text{VA}}{\sqrt{3} * 600\text{V}} = 962\text{A}, \text{ les mono conducteurs parcourus de ce}$$

courant sont identifiés par le numéro 13.

Au lieu d'utiliser des mono conducteurs nous utilisons des barres dimensionnées en conséquence.

Toutefois si on veut essayer des transformateurs d'au plus 112.5kVA, le courant primaire nominal sera :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{112500\text{VA}}{\sqrt{3} * 600\text{V}} = 108\text{A}, \text{ courant qui sera la charge maximale pour les}$$

câbles qu'on veut dimensionner.

Les mono conducteurs parcourus de ce courant de charge sont identifiés par le numéro 13. Les conducteurs du primaire connectés au transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du transformateur (en conformité à l'article 26-258 du code de l'électricité du Québec C22.10-99) donc :

$$I_{adm} = 125\% * 108\text{A} = 135\text{A}.$$

Nous utilisons cette valeur pour choisir la grosseur standardisée de 4 AWG et le type de câble sera WELDING, ce qui est conforme au tableau 12A du code C22.10-99.

Pour le transformateur Marcus 36kVA le courant secondaire nominal sera:

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{36000\text{VA}}{\sqrt{3} * 12\text{V}} = 1732\text{A}$$

Le secondaire peut donc supporter le courant primaire nominal du transformateur de 1000kVA (962A) et ça pour la prise secondaire de 12V.

En cas d'utilisation de la prise de 36V, une mesure supplémentaire de précaution doit être mise en pratique afin que la prise soit utilisée pour les transformateurs d'au plus de 500kVA. Ainsi, on utilisera la prise de 12V pour les transformateurs au-dessus de 500kVA.

Le courant primaire du transformateur Marcus 36kVA sera :

$$V_{prim} * I_{prim} = V_{sec} * I_{sec}$$

En conséquence on obtient le courant maximal du primaire suivant pour la prise de 12V:

$$I_{prim} = \frac{V_{sec} * I_{sec}}{V_{prim}} = \frac{12V * 1732A}{360V} = 58A$$

Ce courant sera supporté d'un câble triphasé identifié par le numéro 12. Les conducteurs connectés au secondaire du transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du transformateur :

$$I_{adm} = 125\% * 58A = 73A$$

Pour uniformiser les valeurs des câbles 12 et 42, nous choisissons la grosseur standardisée de 4 AWG et le type de câble sera WELDING, similaire que celle du mono conducteur 42.

Les mono conducteurs 121 utilisés pour alimenter l'essai à vide, supporteront un courant maximal de 5% de la valeur du courant primaire du plus gros transformateur (1000kVA), $I = 962 \times 0.05 = 48A$

En sachant que les conducteurs connectés au primaire du transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du primaire du transformateur :

$$I_{adm} = 125\% * 48A = 60A .$$

Le mono conducteur 121 aura la grosseur standardisée de 8 AWG et le type de câble sera WELDING.

Pour les câbles 11 et 41, 4Φ qui alimentent les variateurs Supérieur Électrique, le courant de charge sera le courant primaire nominal du transformateur Supérieur électrique :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{100000VA}{\sqrt{3} * 600V} = 96.2A$$

Les câbles connectés au primaire du transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du primaire du transformateur :

$$I_{adm} = 125\% * 96.2A = 120A$$

Le courant de charge qui circule à travers les câbles triphasés 11 et 41 aura la valeur maximale entre celles qui circulent à travers les conducteurs 12 et 42. Alors, la valeur pour le courant de charge sera de $85A$, ainsi $I_{charge} < 96.2 = I_n$ ce qui nous permet d'effectuer les essais à pleine puissance. Compte tenu de numéro des conducteurs dans le même câble, 4 dans notre cas, nous utilisons le tableau 5C et nous appliquons un facteur de correction de 0.8 au tableau 2. La grosseur standardisée sera de 0 AWG et le type de câble sera RW-90 XLPE.

Pour les câbles 111 et 411, 4Φ , qui alimentent les variateurs Supérieur Électrique, le courant de charge sera le même courant primaire nominal du transformateur Supérieur électrique. Les câbles auront la grosseur standardisée de 2 AWG et le type de câble sera WELDING.

ESSAI EN CHARGE

Cas du pont monophasé

Dans le cas de pont monophasé le courant secondaire nominal pour le transformateur en essai de 112.5kVA Marcus sera :

$$I_{n_sec} = \frac{S_n}{\sqrt{3} \times U_n} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} \times 208V} = 312A$$

Puisque l'onduleur 'LOADSAVER' demande un courant continu maximal de 100A, le courant efficace secondaire dans le transformateur de 30kVA sera égal au courant continu $I_{dmax}=100A=I_{sec}$.

Le courant secondaire nominal de transformateur de 30kVA sera :

$$I_n = \frac{S_n}{U_n} = \frac{30000VA}{240V} = 125A, \text{ et comment } I_{sec} < I_n \text{ notre transformateur est bien choisi.}$$

Le courant supporté par le mono-conducteur 44 a la valeur $I_{sec} = 100A$:

Les conducteurs connectés au secondaire du transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du transformateur:

$$I_{adm} = 125\% * 125A = 156A.$$

Le mono conducteur 44 aura la grosseur standardisée de 2 AWG et le type de câble sera WELDING ce qui est conforme au tableau 12A du code C22.10-99.

Le courant de charge vu en primaire sera :

$$V_{prim} * I_{charge} = V_{sec} * I_{sec}$$

$$I_{charge} = \frac{V_{sec} * I_{sec}}{V_{prim}} = \frac{270V * 100A}{110V} = 245A.$$

Le courant primaire nominal de transformateur de 30kVA sera :

$$I_n = \frac{S_n}{U_n} = \frac{30000VA}{120V} = 250A, \text{ et comment } I_{charge} < I_n \text{ nos prises du transformateur sont}$$

bien choisies.

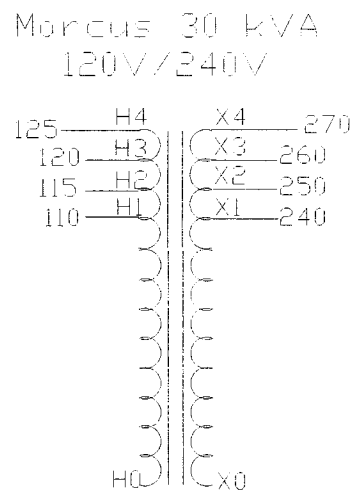


Figure 4.10 : Transformateur Marcus de 30kVA et 120/240V.

Le courant secondaire nominal du transformateur en essai sera :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} * 208V} = 312A, \text{ et comment } I_{charge} = 245A < I_n \text{ notre transformateur}$$

est bien choisi.

Étant donné que la charge est non linéaire, nous ne pouvons pas charger le transformateur en essai à la pleine puissance. Nous devons prendre en considération un facteur de « sous charge » d'au moins 20% de la puissance du transformateur.

$$I_n = (100 - 20)\% * 312A = 250A$$

Ainsi $I_{charge} = 245 < I_n$, ce qui nous permet d'effectuer l'essai en charge à pleine puissance mais ceci est vraiment à la limite. Les mono conducteurs parcourus de ce courant de charge sont identifiés par le numéro 43.

Les conducteurs connectés au primaire du transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du transformateur, donc le courant sera :

$$I_{adm} = 125\% * 250A = 313A$$

Nous utilisons cette valeur pour choisir la grosseur standardisée de 3/0 AWG et le type de câble sera WELDING.

Cas du pont triphasé

Dans le cas de pont triphasé le courant secondaire nominal pour le transformateur de 112.5kVA Marcus sera :

$$I_{n_sec} = \frac{S_n}{\sqrt{3} \times U_n} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} \times 208V} = 312A$$

Puisque les onduleurs 'LOADSAVER' demandent un courant continu maximal de 300A, le courant efficace secondaire dans le transformateur en essai sera

$$I_{sec} = 0.816I_{d_max} = 0.816 \times 300 = 245A = I_{charge},$$

Étant donné que la charge est non linéaire, nous ne pouvons pas charger le transformateur en essai à la pleine puissance. Nous devons prendre en considération un facteur de « sous charge » de au moins 20% de la puissance du transformateur.

$$I_n = (100 - 20)\% * 312A = 250A$$

Ainsi $I_{charge} = 245 < I_n$, ce qui nous permet d'effectuer l'essai en charge à pleine puissance mais ceci est vraiment à la limite.

Les mono conducteurs parcourus de ce courant de charge sont identifiés par le numéro 43.

Les conducteurs connectés au primaire du transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du transformateur, donc le courant sera :

$$I_{adm} = 125\% * 250A = 313A$$

Nous utilisons cette valeur pour choisir la grosseur standardisée de 3/0 AWG et le type de câble sera WELDING.

Le courant primaire nominal pour le transformateur en essai sera :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{112500VA}{\sqrt{3} * 600V} = 108A,$$

Le courant de charge vu en primaire sera :

$$V_{prim} * I_{charge} = V_{sec} * I_{sec}$$

$$I_{charge} = \frac{V_{sec} * I_{sec}}{V_{prim}} = \frac{600V * 245A}{208V} = 85A.$$

Les mono conducteurs parcourus de ce courant sont identifiés par le numéro 42 les conducteurs du primaire connectés au transformateur doivent avoir un courant admissible au moins égal à 125% du courant nominal du transformateur donc :

$$I_{adm} = 125\% * 108A = 135A.$$

Nous utilisons cette valeur pour choisir la grosseur standardisée, la prochaine dimension standardisée après 135A sera 4 AWG et le type de câble sera WELDING.

Pour les câbles 21, 31, 61, 71 et 81 la charge maximale sera de 30kVA à 600V ce qui donne un courant nominal de :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{30000VA}{\sqrt{3} * 600V} = 30A, \text{ Compte tenu de numéro des conducteurs dans le}$$

même câble, 4 dans notre cas, nous utilisons le tableau 5C et nous appliquons un facteur

de correction de 0.8 au tableau 2. Ce qui donnera une valeur standardisée pour le courant du câble de $45A \times 81\% = 36A$, mais parce que nous utilisons des prises de 60A on passe à la prochaine valeur de $65A \times 80\% = 52A$. Ainsi donc, nous choisissons la grosseur standardisée de 6 AWG et le type de câble sera RW-90 XLPE.

Pour les câbles 311, 611, 711 et 811 la charge maximale sera de 30kVA à 600V ce qui donne un courant nominal de :

$$I_n = \frac{S_n}{\sqrt{3} * U_n} = \frac{30000VA}{\sqrt{3} * 600V} = 30A$$

Compte tenu du numéro des conducteurs dans le même câble, 4 dans notre cas, nous utilisons le tableau 12A. Mais parce que nous utilisons des prises de 60A, on passe de 44 A à la valeur de 59 A. Ainsi donc, nous choisissons la grosseur standardisée de 8 AWG et le type de câble sera WELDING.

Le mono conducteur 32, situé à la sortie de la source de courant, aura un courant maxime admissible de 100A et donc il aura la grosseur standardisée de 6 AWG et le type de câble sera WELDING.

Le mono conducteur 45 situé entre le redresseur et le LOADSAVER a un courant maxime admissible de 100A pour le total de la charge par phase (les quatre modules du LOADSAVER) donc il aura la grosseur standardisée de 6 AWG et le type de câble sera WELDING.

La capacité du câble 0, 4Φ qui aliment le panneau électrique d'entrée et auquel nous appliquons un facteur de demande de 125% aura la valeur de $150 \times 125\% = 188A$. Compte tenu de numéro des conducteurs dans le même câble, 4 dans notre cas, nous utilisons le tableau 5C et nous appliquons un facteur de correction de 0.8 au tableau 2. En conséquence, nous choisissons la dimension standardisée de 4/0 AWG et le type de câble de RW-90 XLPE.

Pour le câble 51 nous faisons une analogie avec les filtres homopolaires qui sont traités à la section 26-266 du code. La capacité du câble 51, 4Φ qui branche le filtre au panneau électrique on va la considérer ayant un facteur de demande de 125%, elle aura donc la valeur de $45A \times 125\% = 56A$. En conséquence, nous choisissons la dimension standardisée de 6 AWG et le type de câble de RW-90 XLPE.

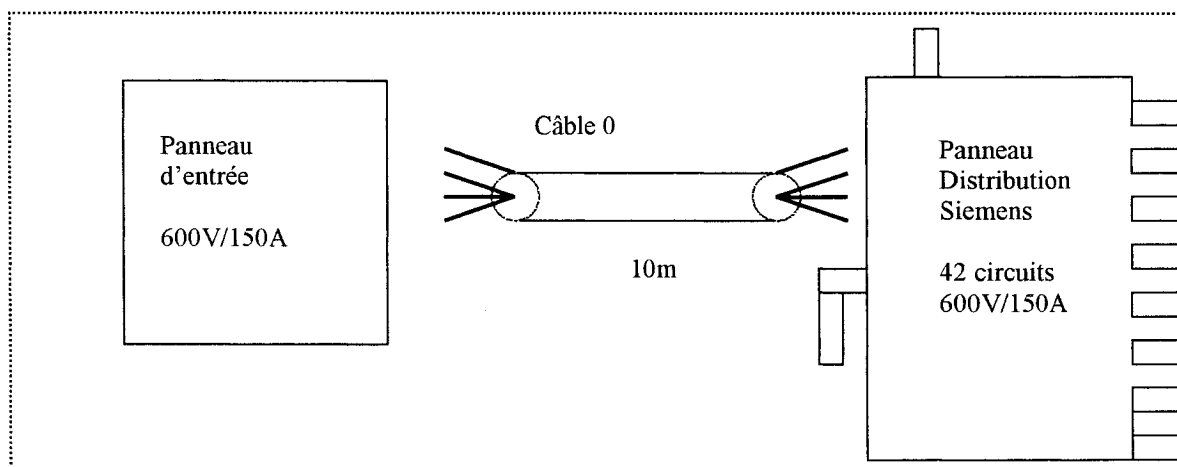
Tableau 4.1 : Calibre des différents câbles et conducteurs et les caractéristiques

	S_{nom}	V_{nom}	I_{nom}	I_{charge}	I_{adm}	Tableau 2 ou 12A	câble	câble
	(kVA)	(V)	(A)		(A)	(A)	Calibre	TYPE
Câble 11 et 41, 4Φ	100	600	96	85	120	150x80%=124	0 AWG	XLPE
Câble 111 et 411, 4Φ	100	600	96	85	120	134	2 AWG	WELDING
Câble 21, 31, 61, 71 et 81, 4Φ	30	600	30	30	30	65x80%=52	6 AWG	XLPE
Câble 311, 611, 711 et 811, 4Φ	30	600	30	30	30	59	8 AWG	WELDING
Mono conducteur 32	112.5	600	108	100	125	140	4 AWG	WELDING
Câbles 12, 4Φ	100	600	96	58	73	140	4 AWG	WELDING
Câble 121, 4Φ	1000	600	962	5%=48	60	80	8 AWG	WELDING
Mono conducteur 43	112.5	208	312	245	313	350	3/0 AWG	WELDING
Mono conducteur 13	112.5	36/12	108	108	135	140	4 AWG	WELDING
Barre 13	1000				962		-	BARRE
Câbles 42, 4Φ	112.5	600	108	85	135	140	4 AWG	WELDING
Mono conducteur 45	25kw			100	100	105	6 AWG	WELDING
Câble 0,	156	600	150	150	188	235 × 80% = 188	3/0 AWG	XLPE
Câble 51, 4Φ		600		45	56	65	6 AWG	XLPE
Mono conducteur 44	30	240	125	100	125	140	4 AWG	WELDING
Mono conducteur 32	30			100	125	140	4 AWG	WELDING

4.3 LISTE DES ÉQUIPEMENTS

LISTE DÉTAILLÉE POUR LES APPAREILLAGES LES Câbles ET LES CONNECTEURS UTILISÉS

Panneau Siemens



2^{ème} OPTION : Panneau c/a « main breaker » c/a « shunt trip » c/a disjoncteur standard

Description : Panneau S3 42 circuits surface 347/600V 3PH 4 fils 250A

Comprenant : Disjoncteur principal FD6 3pôles 150A, c/a 1 shunt trip
plus 1 aux.SW + alarme SW.

Aussi inclus :

5) ED6 3 pôles 40A = 15 circuits (la source de courant+3x le retour+futur)

2) ED6 3 pôles 100A = 6 circuits (alimentation pour les deux variateurs)

1) ED6 3 pôles = 3 circuits (le filtre)

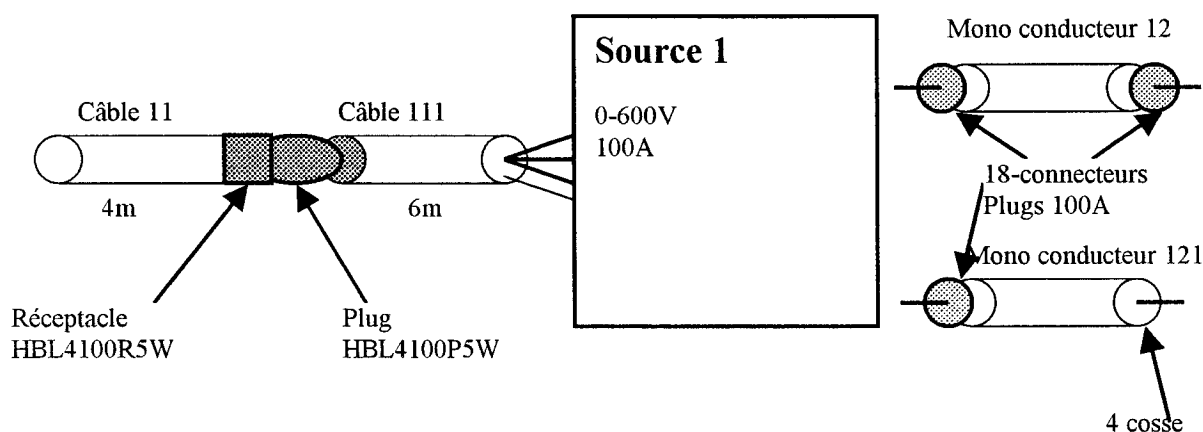
6) ED6 3 pôles = 18 circuits (libres)

TOTAL = 42 circuits

EEMAC1 standard bus barre 44 connections

Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Câble 4 Φ de 3/0 AWG, <u>RW-90 XLPE</u> $I_{charge}=150A$ $I_{adm}=188A$ $I_{3/0\ AWG}=235A \times 80\% = 188A$	0	0	1	10m

Source 1 AC 600V, 100KVA, essai à vide et en court circuit



Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Câble 4 Φ de 0 AWG, <u>RW-90 XLPE</u> $I_{charge}=85A$ $I_{adm}=120A$ $I_{0\ AWG}=150A \times 80\% = 124A$	11	0	1	4m
Câble 4 Φ de 2 AWG, WELDING $I_{charge}=85A$ $I_{adm}=120A$ $I_{2\ AWG}=134A$	111	0	1	6m
Mono conducteurs de 8 AWG, WELDING $I_{charge}=48A$ $I_{adm}=60A$ $I_{8\ AWG}=80A$	121	1-PS100GB 1-PS100GR 1-PS100GBL 1-PS100GWT 4 cosses	1-noire 1-rouge 1-bleu 1-blanc	6m chacun
Mono conducteurs de 4 AWG, WELDING $I_{charge}=58A$ $I_{adm}=73A$	12	4-PS100GB 4-PS100GR 4-PS100GBL 2-PS100GWT	2-noire 2-rouge 2-bleu 1-blanc	4m chacun

I ₄ AWG=140A		
-------------------------	--	--

PS= SOCKET PLUG

GB=Noire

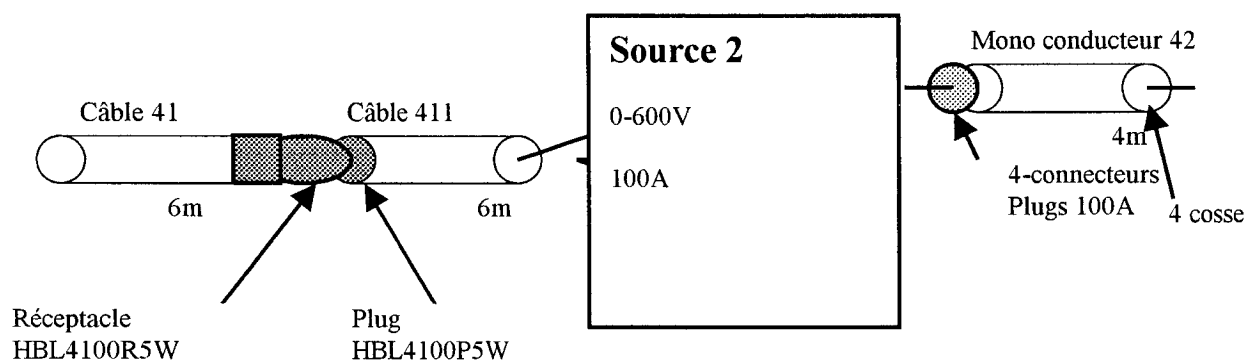
GR=Rouge

GBL=Bleu

GWT=Blanche

Une Prise de 100A à 600V et 3 pôles à 4 fils	Un réceptacle de type Réceptacle HBL4100R5W
	Un connecteur de type Plug HBL4100P5W

Source 2 AC 600V, 100kVA, essai en charge



Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Câble 4 Φ de 0 AWG, <u>RW-90 XLPE</u> I _{charge} =85A I _{adm} =120A I ₀ AWG=150A $\times$ 80% = 124A	41	0	1	6m
Câble 4 Φ de 2 AWG, WELDING I _{charge} =85A I _{adm} =120A I ₂ AWG=134A	411	0	1	6m
Mono conducteurs de 4 AWG, WELDING I _{charge} =85A I _{adm} =135A I ₄ AWG=140A	42	1-PS100GB 1-PS100GR 1-PS100GBL 1-PS100GWT 4 cosses	1-noire 1-rouge 1-bleu 1-blanc	4m chacun

PS= SOCKET PLUG

GB=Noire

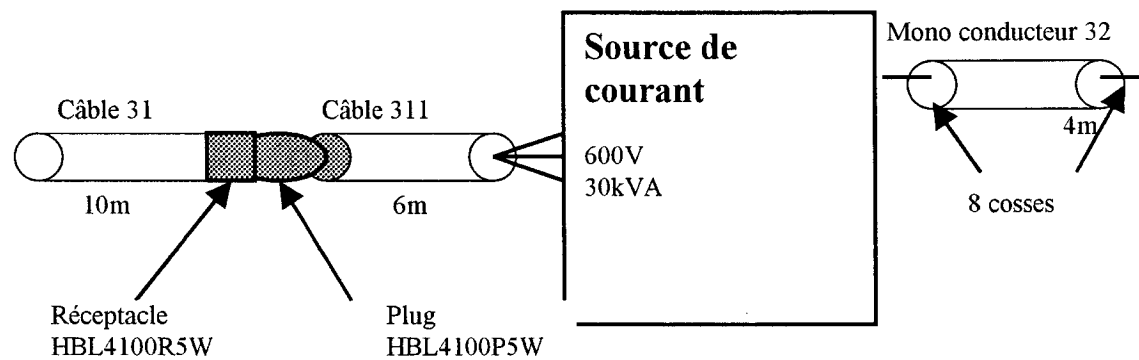
GR=Rouge

GBL=Bleu

GWT=Blanche

Une Prise de 100A à 600V et 3 pôles à 4 fils	Un réceptacle de type Réceptacle HBL4100R5W
	Un connecteur de type Plug HBL4100P5W

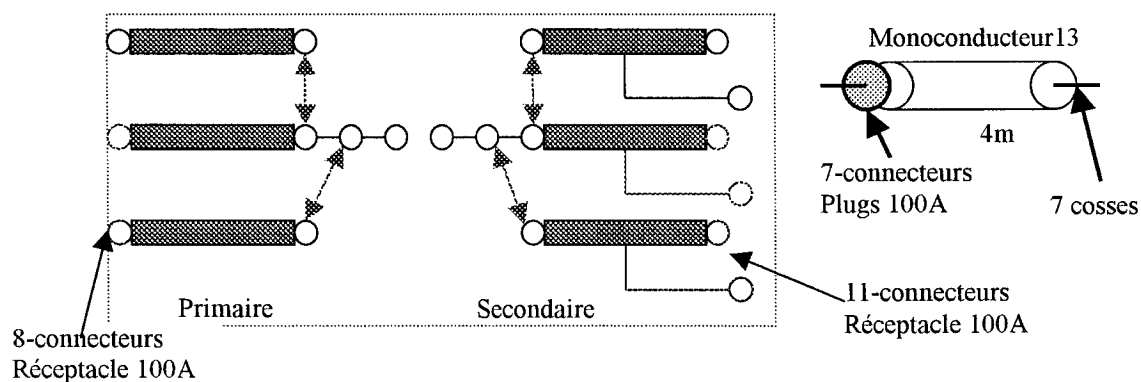
Source de courant 600V, 30kVA



Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Câble 4 Φ de 6 AWG, <u>RW-90 XLPE</u> $I_{charge}=30A$ $I_{adm}=30A$ $I_{6\text{ AWG}}=65A \times 80\% = 52A$	31	0	1	10m
Câble 4 Φ de 8 AWG, <u>WELDING</u> $I_{charge}=30A$ $I_{adm}=30A$ $I_{8\text{ AWG}}=59A$	311	0	1	6m
Mono conducteurs de 4 AWG, <u>WELDING</u> $I_{charge}=100A$ $I_{adm}=125A$ $I_{4\text{ AWG}}=140A$	32	0 8 cosses	1-noire 1-rouge 1-bleu 1-blanc	4m chacun

Une prise de 100A à 600V et 3 pôles à 4 fils	Un réceptacle de type Réceptacle HBL4100R5W
	Un connecteur de type Plug HBL4100P5W

TRANSFORMATEURS MARCUS 360/36V, 36kVA



Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Mono conducteurs de 4 AWG, WELDING $I_{charge}=108A$ $I_{adm}=135A$ $I_{4\ AWG}=140$	13	2-PS100GB 2-PS100GR 2-PS100GBL 1-PS100GWT 7 cosses	2-noire 2-rouge 2-bleu 1-blanc	4m
Mono conducteurs de 4 AWG, WELDING pour la réalisation de la connexion étoile	—	8-PS100GGN	4-vert	1.5m chacun

19 connecteurs de type : PIN RECEPTACLE
TRANSFORMATEUR
36/12V à 100A

3-RP100GB
3-RP100GR
3-RP100GBL
10-RP100GWT

PS= SOCKET PLUG

RP= PIN RECEPTACLE

GB=Noire

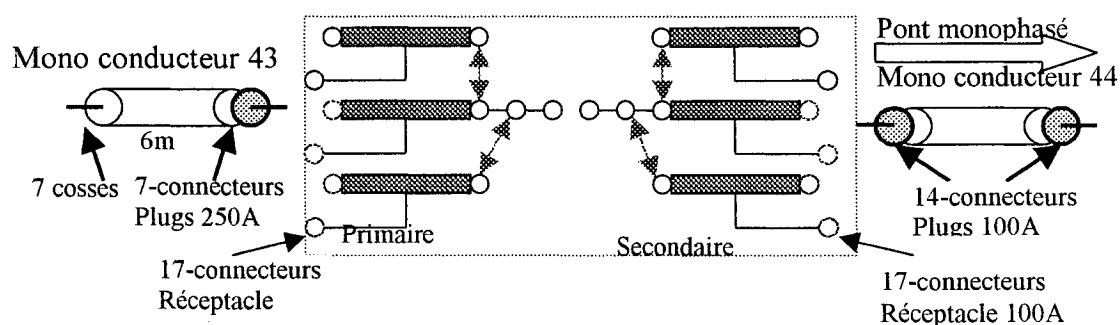
GR=Rouge

GBL=Bleu

GWT=Blanche

GGN=Vert (pour la réalisation de la connexion étoile)

TRANSFORMATEURS MARCUS 120/240V, 30kVA



Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Mono conducteurs de 3/0 AWG, WELDING $I_{charge}=245A$ $I_{adm}=313A$ $I_{3/0 AWG}=350A$	43	2-PS250GB 2-PS250GR 2-PS250GBL 1-PS250GWT 7 cosses	2-noire 2-rouge 2-bleu 1-blanc	5m
Mono conducteurs de 4 AWG, WELDING $I_{charge}=100A$ $I_{adm}=125A$ $I_{4 AWG}=140A$	44	2-PS100GB 2-PS100GR 2-S100GBL 1-PS100GWT	1-noire 1-rouge 1-bleu 1-blanc	2m
Mono conducteurs de 3/0 AWG, WELDING Mono conducteurs de 4 AWG, WELDING pour la réalisation de la connexion étoile	—	4-PS250GGN 4-PS100GGN	4-vert	1.5m chacun

17 connecteurs de type : PIN RÉCEPTACLE

4-RP250GB

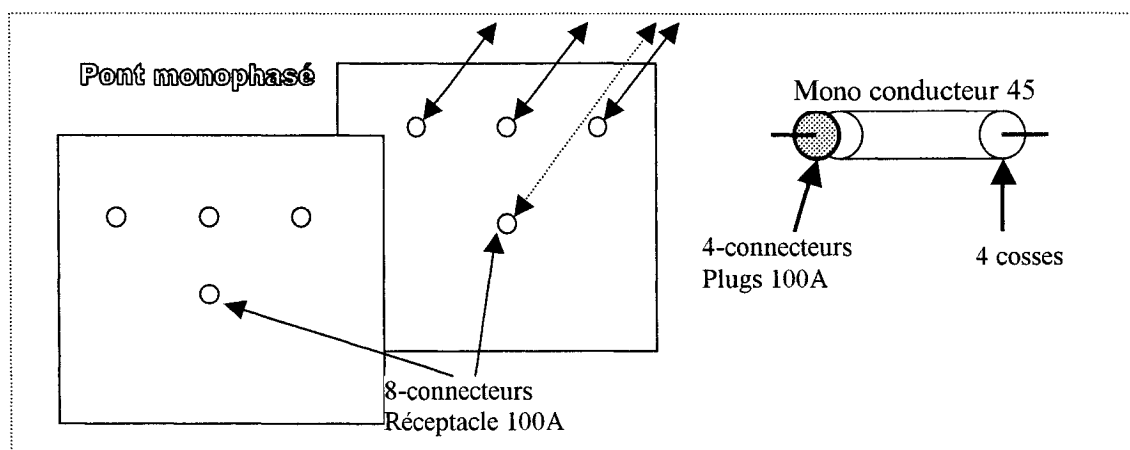
TRANSFORMATEUR
120/240V à 250A

4-RP250GR
4-RP250GBL
5-RP250GWT

17 connecteurs de type : PIN RÉCEPTACLE
TRANSFORMATEUR
120/240V à 100A

4-RP100GB
4-RP100GR
4-RP100GBL
5-RP100GWT

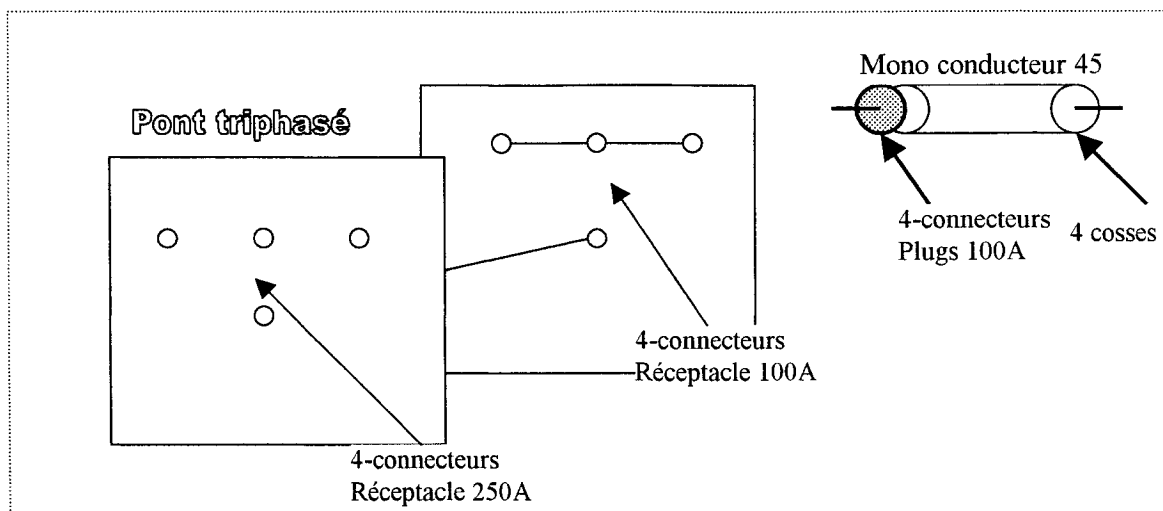
BOÎTE PONT MONOPHASÉ ET LE FILTRE CONTINU



Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Mono conducteurs de 6 AWG, WELDING $I_{charge}=100A$ $I_{adm}=100A$ $I_{4\text{ AWG}}=105A$	45	1-PS100GB 1-PS100GR 1-PS100GBL 1-PS100GWT 4-cosses	1-noire 1-rouge 1-bleu 1-blanc	4m

- 8 connecteurs de type : PIN RECEPTACLE 2-RP100GB
BOÎTE 2-RP100GR
 2-RP100GBL
 2-RP100GWT

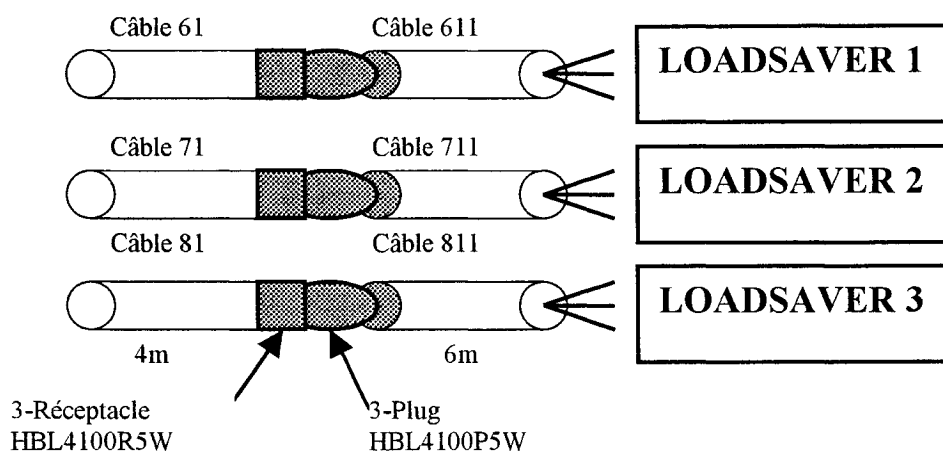
BOÎTE PONT TRIPHASÉ ET LE FILTRE CONTINU



- 4 connecteurs de type : PIN RECEPTACLE 1-RP250GB
BOÎTE 1-RP250GR
 1-RP250GBL
 1-RP250GWT

- 4 connecteurs de type : PIN RECEPTACLE 1-RP100GB
BOÎTE 1-RP100GR
 1-RP100GBL
 1-RP100GWT

LOADSAVERS



Câble [Type]	No.	Connecteur	Quantité	Dimension
Câbles 4 Φ de 6 AWG, <u>RW-90 XLPE</u> $I_{charge}=30A$ $I_{adm}=30A$ $I_{6 AWG}=65A \times 80\% = 52A$	61	0	1	10m
	71		1	10.5m
	81		1	11m
Câbles 4 Φ de 8 AWG, <u>WELDING</u> $I_{charge}=30A$ $I_{adm}=30A$ $I_{8 AWG}=59A$	611	0	1	3m
	711		1	3m
	811		1	3m

Trois Prises de 60A à 600V et 3 pôles à 4 fils	Trois réceptacles de type Réceptacle HBL460R5W
	Trois connecteurs de type Plug HBL460P5W

TOTAL CÂBLES ET CONDUCTEURS

Câble et conducteur [Type]	Couleur	Dimension
Câble 4 Φ de 6 AWG, RW-90 XLPE	-	42
Câble 4 Φ de 0 AWG, RW-90 XLPE	-	10
Câble 4 Φ de 3/0 AWG, RW-90 XLPE	-	10
Câble 4 Φ de 8 AWG, WELDING	-	15
Câble 4 Φ de 2 AWG, WELDING	-	12
Mono conducteurs de 8 AWG, WELDING	noire	6
	rouge	6
	bleu	6
	blanc	6
Mono conducteurs de 6 AWG, WELDING	noire	4
	rouge	4
	bleu	4
	blanc	4
Mono conducteurs de 4 AWG, WELDING	noire	26
	rouge	26
	bleu	26
	blanc	26
	vert	9
Mono conducteurs de 3/0 AWG, WELDING	noire	10
	rouge	10
	bleu	10
	blanc	5
	vert	3

TOTAL CONNECTEURS ET COSSES

Connecteurs et cosses [Type]	Couleur	Quantité
PS100GB	GB=Noire	11
PS100GR	GR=Rouge	11
PS100GBL	GBL=Bleu	11
PS100GWT	GWT=Blanche	7
PS100GGN	GGN=Vert	20
Cosses 100A	-	27
PS250GB	GB=Noire	2
PS250GR	GR=Rouge	2
PS250GBL	GBL=Bleu	2
PS250GWT	GWT=Blanche	1
PS250GGN	GGN=Vert	4
Cosses 250A	-	7
RP100GB	GB=Noire	10
RP100GR	GR=Rouge	10
RP100GBL	GBL=Bleu	10
RP100GWT	GWT=Blanche	18
RP250GB	GB=Noire	5
RP250GR	GR=Rouge	5
RP250GBL	GBL=Bleu	5
RP250GWT	GWT=Blanche	6

PS= SOCKET PLUG

RP= PIN RECEPTACLE

GB=Noire

GR=Rouge

GBL=Bleu

GWT=Blanche

GGN=Vert (pour la réalisation de la connexion étoile)

PRISES

Quatre Prises de 60A à 600V et 3 pôles à 4 fils	Quatre réceptacles de type Réceptacle HBL460R5W
	Quatre connecteurs de type Plug HBL460P5W
Deux Prises de 100A à 600V et 3 pôles à 4 fils	Deux réceptacles de type Réceptacle HBL460R5W
	Deux connecteurs de type Plug HBL460P5W

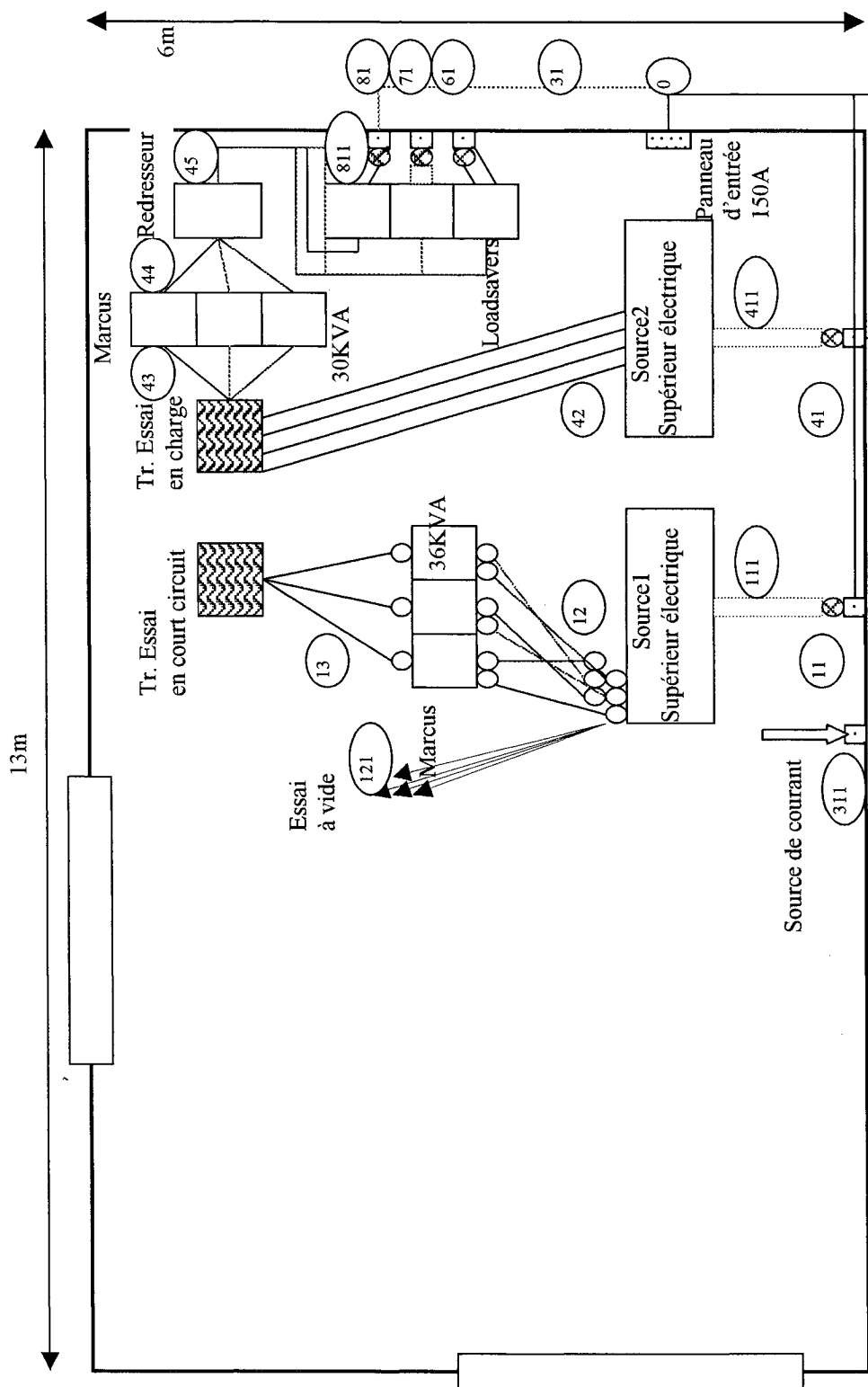


Figure 4.11 : PLAN DE LABORATOIRE

4.4 ESSAI DE DÉMARRAGE

Nous avons fait un seul essai de démarrage, parce que les équipements sont arrivés très tard ce qui nous a permis de faire seulement un seul essai. Nous avons choisi l'essai non linéaire avec des ponts monophasés de type RC.

Nous avons voulu vérifier le montage pour le pire cas possible ce qui nous a permis d'évaluer les possibilités techniques de notre banc d'essai. Compte tenu de ce qui précède nous pouvons dire que le banc d'essai fonctionne très bien. En conséquence, la conception et le dimensionnement sont bien faits donc les objectifs du projet sont atteints.

Les résultats pour l'essai de démarrage sont présentés en annexe no 8. L'instrumentation de mesure utilisé pour l'essai de démarrage a été : deux analyseurs de puissance Voltech PM-3000A, un oscilloscope LeCroy 9304, -2 sondes Hall de courant, LEM PR430, du type ampèremètre à pinces sortie analogique de 10mV/A sur le calibre de 400A.

Nous avons analysé la circulation de puissance et relever les mesures pour les courants harmoniques de ligne primaire et secondaire du transformateur en essai ($I_0, I_1, I_3, I_5, I_7, I_9$ et I_{11}) et le taux de distorsion harmonique (THD).

Nous avons pu constater que le taux des harmoniques en essai est différent de ces théorique. Le fait que les harmoniques soient moins élevés dans le cas réel peut avoir deux explications :

- une grande valeur pour l'impédance du transformateur en essai auquel s'ajoute celle du transformateur d'adaptation
- le montage triphasé, pour notre essai, a une charge symétrique

Tableau 4.2 : Valeurs expérimentales en essai pour les harmoniques de courant lors de l'essai en charge sur le pont monophasé

Harmonique	Valeur (%) en essai	Valeur (%) théorique
1	100	100
3	48.5	81
5	8.1	52
7	7.6	23
9	3.1	3
11	2.6	8
13	1.8	7

CONCLUSION

Suite à notre dernière vérification en laboratoire nous pouvons conclure que la réalisation du projet a été une réussite. Nous avons atteint les objectifs du projet, le bon dimensionnement a été prouvé suite à l'analyse de l'écoulement de puissance en régime permanent. Nous avons dimensionné les principaux éléments de notre banc d'essai : les câbles, les tableaux de distribution et les protections nécessaires pour toute l'installation électrique.

Le banc d'essai permet de réaliser les essais exigés par les normes afin de démontrer que les transformateurs fabriqués satisfont les exigences de qualité et de fonctionnement établis par ces normes. Le banc d'essai permet de valider les spécifications techniques données par le manufacturier.

La solution mise de l'avant pour faire circuler la puissance nominale dans le transformateur en essai a pu être vérifiée avec de bons résultats.

On peut constater que les retombées économiques sont importantes. Le montage permet de retourner au réseau d'alimentation près de 85% de l'énergie utilisée. La charge réelle vue par l'alimentation est de seulement 15% de la puissance nominale du transformateur.

Pour des fins pédagogiques nous pouvons utiliser le banc pour des études de modélisation de transformateurs de distribution à sec.

Il reste à faire :

- l'implantation d'un filtre AC pour diminuer le taux d'harmoniques
- résoudre les problèmes avec la source ELGAR et les charges SCHAFFNER
- concevoir une armoire pour faciliter les connexions aux ponts et aux bancs des condensateurs

BIBLIOGRAPHIE

Norme ANSI

- [1] ANSI / IEEE C57.12.91 - 2001, Standard Test Code For Dry Type Distribution And Power Transformers.
- [2] ANSI / IEEE C57.12.01 - 1998, Standard General Requirements for Dry Type Distribution Power Transformers.
- [3] ANSI / IEEE C57.110-1998, Recommended Practice For Establishing Transformer Capability When Supplying Non-Sinusoidal Load Currents.
- [4] IEEE Std. 519, Guide to Harmonic Control and Reactive Compensation of Static Power Converters
- [5] NEMA Std. 20, Dry-Type Transformer for general applications.
- [6] Underwriters Laboratories UL 1561, Dry-Type General Purpose and Power Transformers

Normes CSA

- [7] CSA-C22.10-99 – Code canadien de l'électricité, première partie (18^e édition) et modification du Québec 1999
- [8] CSA-C802-94 Maximum Losses for Distribution Power and Dry-Type Transformers.
- [9] CSA C9.1-M1981, Guide de détermination de la charge des Transformateurs de distribution et des transformateurs de puissance de type sec
- [10] CSA C9-M1981, Dry Type Transformer,

Normes IEC

- [11] IEC 60076 Power Transformers 1978

- [12] AUSTEN STIGAN, S. et FRANKLIN, A.C., The JSP Transformer Book, pp. 268 –309, 1973.
- [13] BOUCHARD, R.P., et OLIVIER GUY, ÉLECTROTECHNIQUE Deuxième édition, 1999.
- [14] BÜHLER H.Électronique de puissance. Suisse : Editions Georgi, 1978, ch 14-16.
- [15] HARLOW H., *Electric Power Transformer Engineering*, ch.3.6
- [16] HEYDT G.T., “Electric Power Quality” première édition 1991
- [17] NED MOHAN, Tore M. Undeland, William P. Robbins, POWER ELECTRONICS, 2003
- [18] ROY, G., Electronique industrielle : Notes de cours. Montréal : École Polytechnique. 1995. ch.5,6, et 10.
- [19] THEODORE R. BOSELA, Electrical Systems Design, 2003
- [20] X.D.DO et L.X.BUI. Transport d’énergie et installations industrielles en courant continu. Montréal : École Polytechnique. 1991.

ANNEXE 1

Définitions

ANN.	Code désignant un transformateur à sec, à refroidissement naturel.
CSA (ACNOR):	Canadian Standards Association,
UL:	Underwriters Laboratories,
ANSI-IEEE:	The institute of electrical and electronics Engineers,
IEC:	International Electrotechnical Commission.
RMS	Root mean square (la valeur effective)

Capacité d'étouffement côté courant continu. Ensemble de capacités connecté entre la ligne à courant continu et la terre de la station (directement ou indirectement) dont la fonction principale est de réduire l'amplitude et le gradient des surtensions de foudre appliquées à l'équipement de la station.

Chemin de shuntage – Chemin de faible résistance entre les bornes de courant continu d'un ou plusieurs ponts excluant le circuit à courant alternatif

Circuit d'amortissement côté courant continu

Combinaison d'éléments de circuits qui servent à réduire l'amplitude des tensions transitoires et (ou) modifier les conditions de résonance sur la ligne à courant continu.

Classes d'isolant électrique

Les définitions suivantes sont reprises de l'édition précédente de la norme. En ce qui a trait à la deuxième partie du Code [7], l'expression « expériences ou essais acceptés » utilisée dans ces définitions renvoie à des données conformes à l'esprit de la norme ANSI / IEEE 1.

Classes 90°C

(classes 0)

Matières ou combinaison de matières comme le coton, la soie et le papier, sans imprégnation. D'autres matières ou combinaison de matières peuvent être comprises dans cette classe si, par expérience ou des essais acceptés, on peut en démontrer l'aptitude à la fonction prévue à 90°C.

105° C
(classes A)

Matières ou combinaisons de matières comme le coton, la soie et le papier, lorsqu'elles sont convenablement imprégnées ou enduites, ou encore lorsqu'elles sont immergées dans un liquide diélectrique tel que l'huile. D'autres matières ou combinaisons de matières peuvent être comprises dans cette class si, par expérience ou des essais acceptés, on peut en démontrer l'aptitudes à la fonction prévue à 105⁰ C.

130°C
(classes B)

Matières ou combinaison de matières comme le mica, la fibre de verre, l'amiante, etc. avec des substances adhérentes appropriées. D'autres matières ou combinaisons de matières, qui ne sont pas nécessairement inorganiques, peuvent être comprises dans cette classe si, par expérience ou des essais acceptés, on peut en démontrer l'aptitude à la fonction prévue à 130⁰ C.

155°C
(classes F)

Matières ou combinaisons de matières comme le mica, la fibre de verre, l'amiante, etc. avec des substances adhérentes appropriées. D'autres matières ou combinaisons de matières, qui ne sont pas nécessairement inorganiques, peuvent être comprises dans cette classe si, par expérience ou des essais acceptés, on peut en démontrer l'aptitude à la fonction prévue à 155⁰C.

180°C
(classes H)

Matières ou combinaisons de matières comme l'élastomère au silicone, le mica, la fibre de verre, l'amiante, etc. avec des substances adhérentes appropriées telles que des résines au silicone convenables. D'autres matières ou combinaisons de matières peuvent être comprises dans cette classe si, par expérience ou des essais acceptés, on peut en démontrer l'aptitude à la fonction prévue à 180⁰ C.

220°C
(Classe C)

Matières ou combinaisons de matières dont on peut, par expérience ou des essais acceptés, en démontrer l'aptitude à la fonction prévue à 220⁰ C.

Plus de 220°C

Isolant constitué entièrement de mica, porcelaine, verre, quartz et matières peuvent être comprises dans cette classe si, par expérience ou des essais acceptés, on peut en démontrer l'aptitude à la fonction prévue à des températures supérieures à 220⁰ C.

Courant

Discontinu. Se dit d'un courant qui apparaît pendant la période de mesure.

Distorsion. Racine carrée de la somme des valeurs efficaces au carré des composantes harmoniques, à l'exclusion de la fondamentale.

Fondamentale. Composante d'ordre 1 d'une série de Fourier caractéristique d'un courant périodique.

Harmonique. Composante d'ordre n d'une série de Fourier caractéristique d'un courant périodique (où n est un nombre entier plus grand que 1)

Non harmonique. Composante qui n'est pas une harmonique de la fondamentale.

Pointe. Courant de courte durée qui apparaît notamment à la mise sous tension d'un appareil.

Stationnaire. Se dit d'un courant dont la valeur efficace ne varie pas sensiblement pendant la période de mesure.

Transitoire. Se dit d'un courant de plus longue durée qu'un courant de pointe, dont on ne tient compte dans la mesure des courants harmonique que s'il est présent pendant plus de 10% de toute période d'observation de 2.5 min.

Variable. Se dit d'un courant dont la valeur efficace varie sensiblement pendant la période de mesure.

Conversion - transfert de la puissance de courant alternatif en courant continu ou vice versa, ou une combinaison de ces opérations

Convertisseur - Ensemble opérationnel utilisé pour conversion.

Filtre côté réseau alternatif. Filtre destiné à réduire les courants harmoniques circulant dans le réseau à courant alternatif associé.

Filtre côté courant continu. Filtre dont la fonction principale est de diminuer les ondulations (de courant ou de tension) sur la ligne à courant continu, en association avec l'inductance de lissage et la capacité d'étouffement côté courant continu si elle existe.

Harmonique. Composante d'ordre n d'une série de Fourier caractéristique d'un courant périodique (où n est un nombre entier plus grand que 1)

Impédance

Impédance de base. Impédance calculée en divisant la tension nominale par le courant nominal du circuit d'alimentation auquel l'appareil est branché.

Impédance interne. Impédance d'une source d'énergie aux bornes d'entrée d'un appareil ou d'un réseau.

Inductance de lissage. Inductance connectée en série avec une ou plusieurs unités de conversion du côté courant continu dont le but principal est de lisser le courant continu et de réduire les transitoires de courant.

Inductance de commutation – Inductance résultante qui intervient au cours de la commutation dans le circuit composé des deux bras commutants et de la source de tension de commutation.

Indice de commutation q - Nombre de commutations qui se produisent d'un bras de convertisseur à un autre au cours d'une période de la tension alternative dans chaque groupe commutant.

Indice de pulsation p - Caractéristique d'un schéma de convertisseur, exprimée par le nombre de commutations symétrique non simultanées qui se produisent au cours d'une période de la tension alternative du réseau.

Rendement. Valeur calculée en tenant compte des pertes spécifiées du transformateur. Le rendement s'exprime sous forme d'un pourcentage arrondi à la deuxième décimale.

Note : Ce nombre correspond au rapport de la puissance de sortie du transformateur à la puissance de sortie plus les pertes, multiplié par 100. Il peut aussi être définie en fonction d'une charge par unité précise et d'une température de référence précise.

Rendement en essai. Rendement d'un transformateur calculé à partir des pertes mesurées, tel qu'il est indiqué dans le chapitre de pertes.

Schéma convertisseur en pont (abrégé en «pont») - schéma double alternance comprenant trois paires de bras de convertisseur, s'est le pont triphasé ou pour deux paires de bras de convertisseur qui est le pont monophasé.

Taux de distorsion. Rapport entre la distorsion et la valeur efficace du courant périodique (toutes les harmoniques, y compris la fondamentale).

$$\text{Taux de distorsion} = \frac{\left(I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots \right)^{1/2}}{\left(I_1^2 + I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots \right)^{1/2}}$$

Taux d'harmonique. Rapport entre la distorsion harmonique et la valeur efficace de la fondamentale.

$$\text{Taux d'harmonique} = \frac{\left(I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots \right)^{1/2}}{I_1(\text{fondamentale})}$$

Note. En conformité avec le ANSI C84.1-1989 le système de tension est représenté par la tension effective phase à la phase pour une portion du circuit de courant alternatif. Le voltage de chaque système se rapporte à une portion du système et il est limité par les transformateurs où les appareils utilisés. (Tous les tensions sont donnés en valeurs effectives phase à la phase où phase à la terre).

Tension de court-circuit. Tension requise pour faire circuler le courant nominal dans un enroulement du transformateur alors que l'enroulement correspondant est mis en court-circuit, les deux enroulements étant pour le fonctionnement à la tension nominale.

Note. Cette tension est généralement exprimée en fraction ou en pourcentage de la tension nominale de l'enroulement en cause.

Tension de tenue au choc. Indice d'isolement exprimé en kilovolts et représentant la valeur de crête d'une onde de choc normalisée.

Transformateur à sec. Transformateur à air de type ANN, d'une puissance nominale ne dépassant pas 7500 kVA, d'une tension au choc de 150 kV ou moins, conçu pour fonctionner à 60Hz et conforme au chapitre 1 de la norme CSA C9-M1981 [10].

ANNEXE 2

L'élévation maximale permissive de la température des bobinages pour les transformateurs de distribution à sec non ventilé en fonction de la classe.

Classes d'isolant électrique °C	L'élévation maximale permise de la température des bobinages pour une température ambiante de 30°C pour une période de 24 heures et une température ambiante maximale de 40°C n'importe quand durant la journée.		La température °C maximale permissive des bobinages
	Élévation moyenne de la température °C nominale des bobinages	Température °C moyenne au point le plus chaud	
Classe 105	55	65	105
Classe 150	80	110	150
Classe 185	115	145	185
Classe 220	150	180	220

Note Il ne faut pas dépassé l'altitude de 1000m.

Conforme la norme ACNOR C9.1-M1981 [9]

Impédances typique basse tension pour les transformateurs à sec

MONOPHASÉ

kVA	% Impédance	X/R Ratio
3	4.4	0.41
5	3.8	0.74
7.5	2.5	0.66
10	2.5	0.62
15	5.2	0.71
25	6.0	0.99
37.5	6.5	1.29
50	5.2	1.06
75	6.1	1.66
100	6.5	1.75
167	7.0	2.22

TRIPHASÉ

kVA	% Impédance	X/R Ratio
15	5.0	0.75
30	5.5	0.72
45	5.7	0.93
75	5.2	1.39
112.5	6.9	1.67
150	6.7	1.90
225	6.6	2.00
300	3.7	1.72
500	6.2	2.27
750	5.0	1.98
1000	5.8	2.38

[19] Theodore R. Bosela, *Electrical Systems Design*, 2003

Généralement, nous choisissons les valeurs nominales du transformateur moyenne – basse tension, soit :

$$S_{base} = 1000kVA = 1pu.$$

$$E_{base} = 600V = 1pu$$

$$I_{base} = \frac{S_{base}}{\sqrt{3} \times E_{base}} = \frac{1000kVA}{\sqrt{3} \times 600V} = 962,3A$$

$$Z_{base} = \frac{E_{base}}{\sqrt{3} \times I_{base}} = \frac{600V}{\sqrt{3} \times 962,3A} = 0,36\Omega = 1pu.$$

Ebase	Sbase	Ibase	Zbase
600 V	1 000 kVA	962,3 A	0,36 Ω

Convertir les impédances en p.u.

L'impédance des transformateurs:

Transformateur de 112.5kVA triphasé

Nous pouvons considérer l'impédance $Z=6.9\%$ et un ratio X/R pour ce transformateur de 1.67, naturellement, il est toujours préférable d'utiliser la "vraie" valeur lorsqu'elle est disponible.

$$S_{100kVA} pu = \frac{S_{100kVA}}{S_{base}} \quad \text{et} \quad S_{base} = 1000kVA = 1pu.$$

$$S_{112.5kVA} pu = \frac{112.5kVA}{1000kVA} = 0,113 pu$$

$$Z_{112.5kVA} pu = \frac{Z(\%)}{100} \times \frac{S_{base}}{S_{112.5kVA}} = 0.069 \times \frac{1000kVA}{112.5kVA} = 0,614 pu$$

$$Z_{112.5kVA}^2 pu = R_{112.5kVA}^2 pu + 2.79 \times R_{112.5kVA}^2 pu$$

$$R_{112.5kVA} pu = \sqrt{\frac{Z_{112.5kVA}^2 pu}{3.79}} = 0,32 pu$$

$$R_{112.5kVA} = 0,12 \Omega$$

$$X_{112.5kVA} pu = 0,524 pu$$

$$X_{112.5kVA} = 0,19 \Omega$$

Calcul de l'impédance pour la source:

Calcul de l'impédance pour la source:

$$Z_{base} = \frac{E_{base}}{\sqrt{3} \times I_{base}} = \frac{600V}{\sqrt{3} \times 962,3A} = 0,36\Omega$$

En considérant que l'impédance de source ayant la même valeur que l'impédance de base nous faisons le calcul suivante;

$$R_{source} pu = \sqrt{\frac{Z_{source}^2 pu}{101}} = 0,1 pu$$

$$Z_{source} = R_{source} + jX_{source}$$

$$R_{source} = 0,036\Omega$$

Dans nos essais nous avons considéré pour la source un rapport de $\frac{X}{R} = 10$

Donc la réactance X de la source, sera :

$$X_{source} pu = 10 \times 0,1 pu = 1 pu$$

$$X_{source} = 0,36\Omega$$

ANNEXE 3

Modèle MATLAB: L'ESSAI À VIDE

SimPowerSystems Report.

generated by powergui,

28-Jul-2004 12:58:39

Modèle : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_À_VIDE\essai_a_vide_Imag.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

States at 60 Hz :

Imag1 = 0.004pu*108.25A=0.433 A -21°

Imag2 = 0.004pu*108.25A=0.433 A -140°

Imag3 = 0.004pu*108.25A=0.433 A 99°

Measurements at 60 Hz :

Uab_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 600 V 30.00°

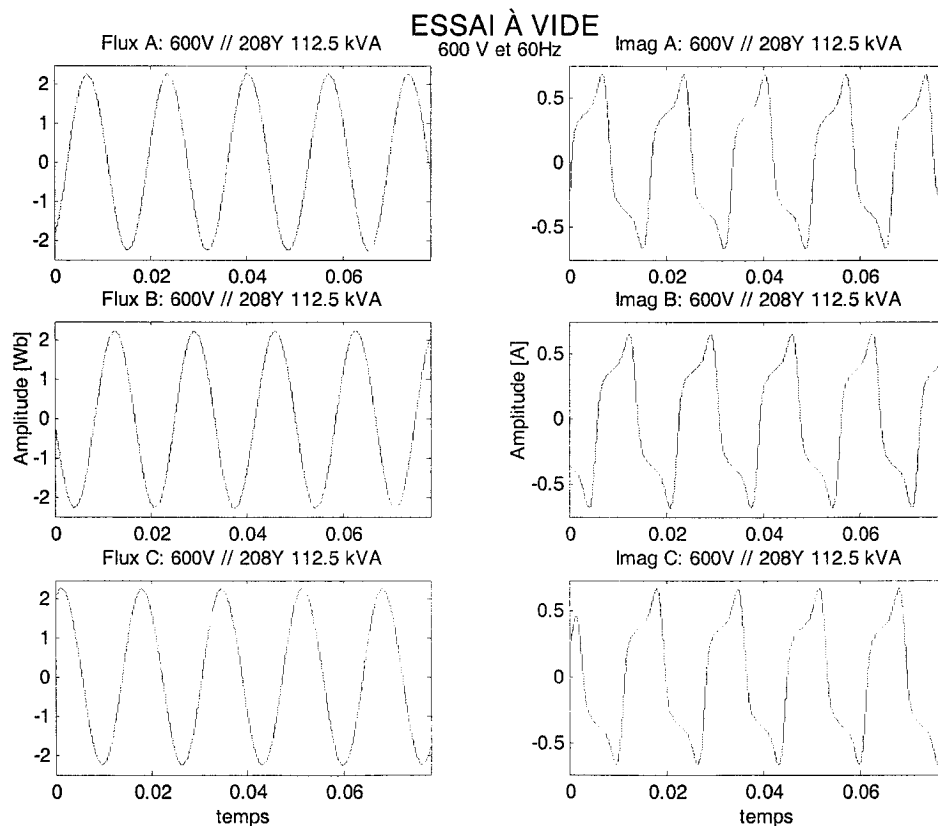
Ubc_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 600 V -90.00°

Uca_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 600 V 150.00°

Uan_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 120 V 29.90°

Ubn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 120 V -90.10°

Ucn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 120 V 149.90°



SimPowerSystems Report.

generated by powergui,

28-Jul-2004 12:57:08

Modèle : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_À_VIDE\essai_a_vide_Imag.mdl.

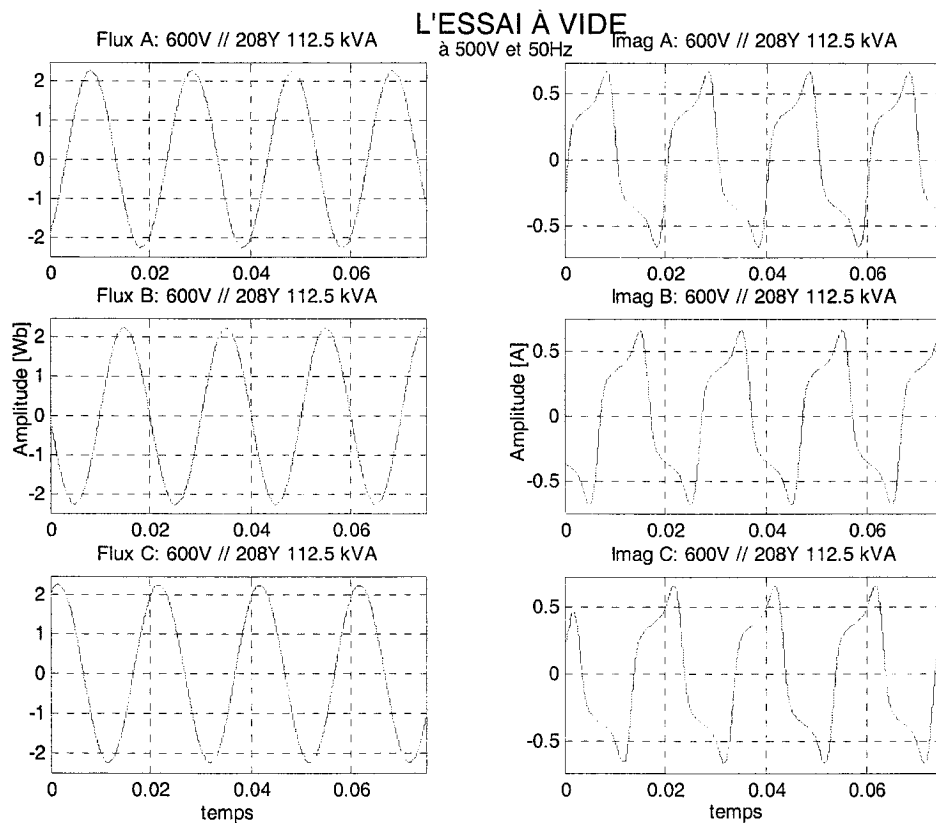
[1] Steady-State voltages and currents:

States at 50 Hz :

Imag1 = 0.0033pu*108.25A=0.36 A -21°
 Imag2 = 0.0033pu*108.25A=0.36 A -140°
 Imag3 = 0.0033pu*108.25A=0.36 A 99°

Measurements at 50 Hz :

Uab_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 500 V 30.00°
 Ubc_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 500 V -90.00°
 Uca_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 500 V 150.00°
 Uan_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 99.97 V 29.92°
 Ubn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 99.97 V -90.08°
 Ucn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 99.97 V 149.92°



SimPowerSystems Report.

generated by powergui,

28-Jul-2004 12:55:51

Modèle : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_À_VIDE\essai_a_vide_Imag.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

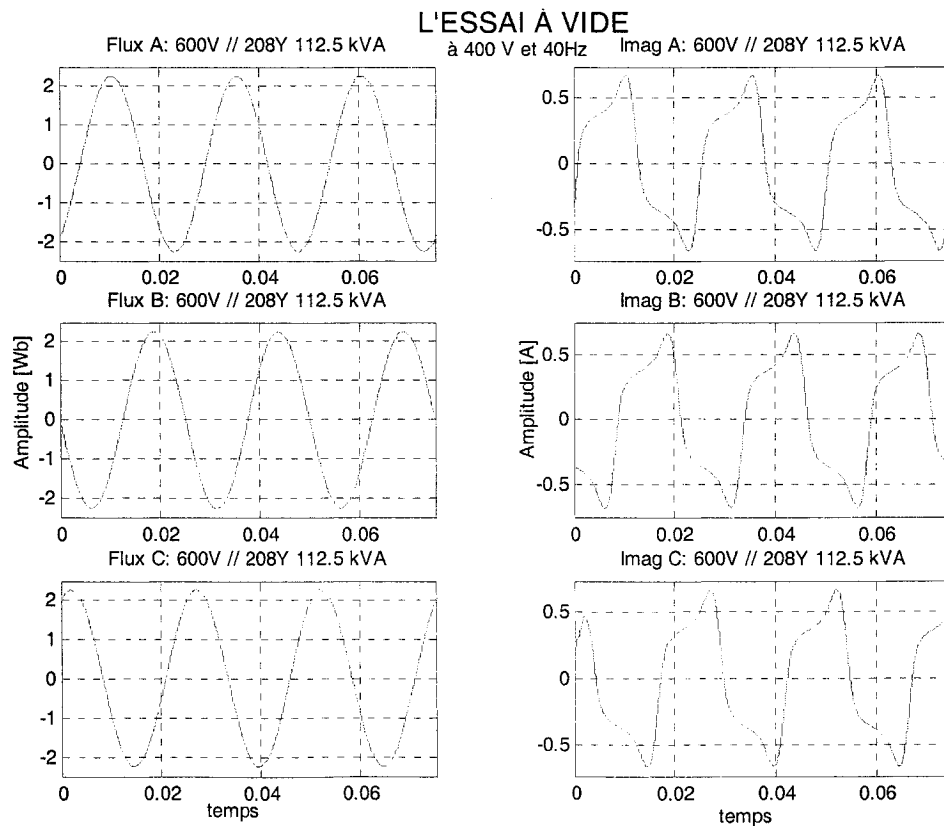
States at 40 Hz :

Imag1 = 0.00267pu*108.25A=0.29 A -21°
 Imag2 = 0.00267pu*108.25A=0.29 A -140°
 Imag3 = 0.00267pu*108.25A=0.29 A 99°

Measurements at 40 Hz :

Uab_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 400 V 30.00°
 Ubc_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 400 V -90.00°
 Uca_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 400 V 150.00°
 Uan_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 79.97 V 29.93°
 Ubn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 79.97 V -90.07°
 Ucn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 79.97 V 149.93°

Sources at 40 Hz :



SimPowerSystems Report.

generated by powergui,

28-Jul-2004 12:54:30

Modèle : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_À_VIDE\essai_a_vide_Imag.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

States at 30 Hz :

Imag1 = 0.002pu*108.25A=0.22 A -21°

Imag2 = 0.002pu*108.25A=0.22 A -140°

Imag3 = 0.002pu*108.25A=0.22 A 99°

Measurements at 30 Hz :

Uab_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 300 V 30.00°

Ubc_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 300 V -90.00°

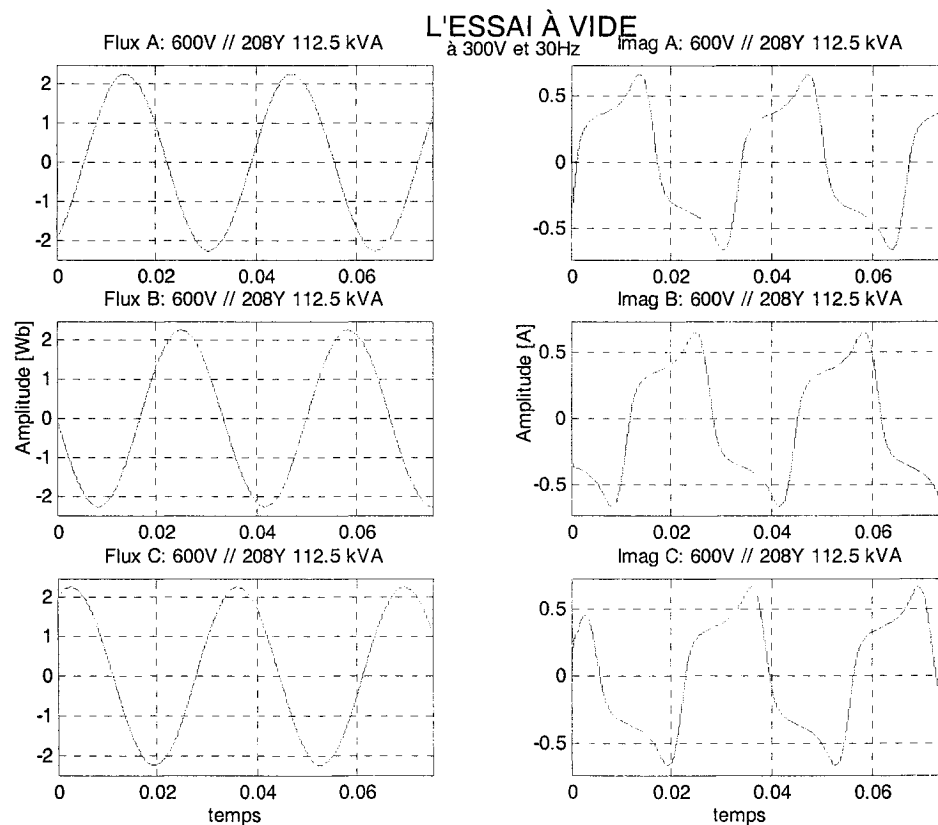
Uca_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 300 V 150.00°

Uan_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 59.98 V 29.95°

Ubn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 59.98 V -90.05°

Ucn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 59.98 V 149.95°

Sources at 30 Hz :



SimPowerSystems Report.

generated by powergui,

28-Jul-2004 12:53:23

Modèle : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_À_VIDE\essai_a_vidé_Imag.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

States at 20 Hz :

Imag1 = 0.00134pu*108.25A=0.145 A -21°

Imag2 = 0.00134pu*108.25A=0.145 A -140°

Imag3 = 0.00134pu*108.25A=0.145 A 99°

Measurements at 20 Hz :

Uab_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 200 V 30.00°

Ubc_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 200 V -90.00°

Uca_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 200 V 150.00°

Uan_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 39.99 V 29.96°

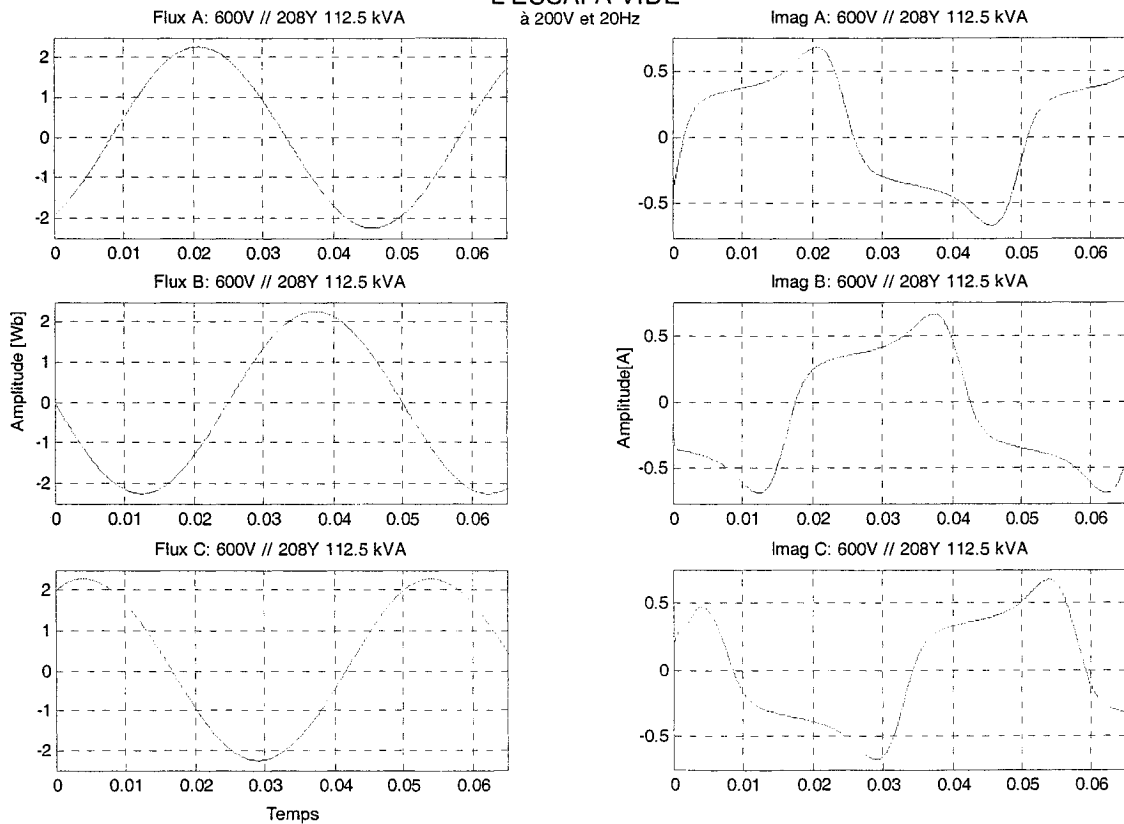
Ubn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 39.99 V -90.04°

Ucn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 39.99 V 149.96°

Sources at 20 Hz :

L'ESSAI A VIDE

à 200V et 20Hz



SimPowerSystems Report.

generated by powergui,

28-Jul-2004 12:52:19

Modèle : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_À_VIDE\essai_a_vide_Imag.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

States at 10 Hz :

Imag1 = 0.00067pu*108.25A=0.073 A -21°

Imag2 = 0.00067pu*108.25A=0.073 A -140°

Imag3 = 0.00067pu*108.25A=0.073 A 99°

Measurements at 10 Hz :

Uab_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 100 V 30.00°

Ubc_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 100 V -90.00°

Uca_w1: 600V // 208Y 112.5 kVA = 100 V 150.00°

Uan_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 19.99 V 29.98°

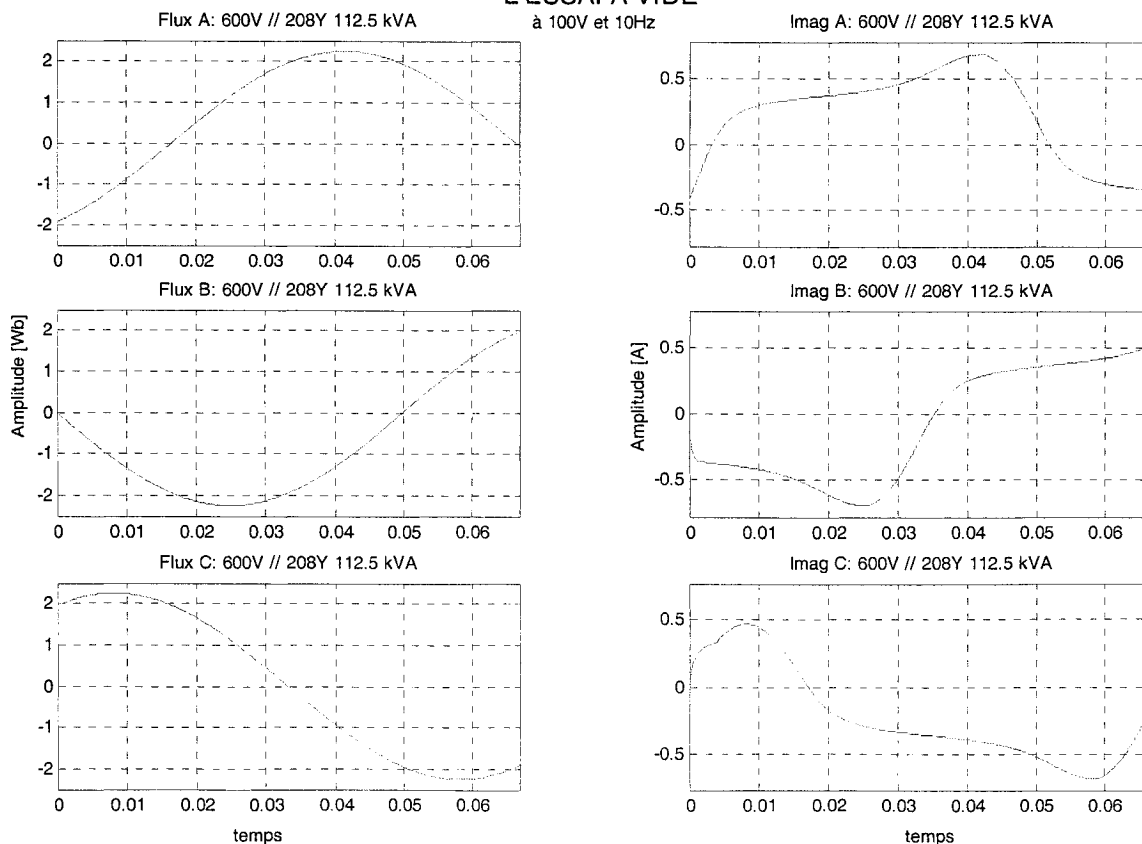
Ubn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 19.99 V -90.02°

Ucn_w2: 600V // 208Y 112.5 kVA = 19.99 V 149.98°

Sources at 10 Hz :

L'ESSAI A VIDE

à 100V et 10Hz



ANNEXE 4

Pertes maximales pour les transformateurs à sec monophasés

Conforme à la norme CAN/CSA-C802-94 [8]

Puissance nominale, kVA	À vide (PV), W	En charge (PC), W
25	150	900
37.5	200	1200
50	250	1600
75	350	1900
100	400	2600
167	650	4400

Pertes maximales pour les transformateurs à sec triphasés

Conforme à la norme CAN/CSA-C802-94 [8]

Puissance nominale, kVA	Classe d'isolant BIL* 1,2 kV	
	(PV), W À vide	(PC), W En charge
30	250	1300
45	300	1800
75	400	2400
112.5	600	3 400
150	700	4 500
225	900	5 300
300	1 100	6 300

Perte maximale, classe d'isolant 1,2 kV

* L'indice BIL s'applique à l'enroulement haut tension.

ANNEXE 5

Modèle MATLAB: L'ESSAI EN COURT-CIRCUIT

SimPowerSystems Report.
generated by powergui,
03-Sep-2004 18:08:47

Model : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_CC\essai_en_courtccircuit.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

States at 60 Hz :

Il_Lm 360//36V 36KVA/T1	=	1.756 A	-59.98°
Il_Lm 360//36V 36KVA/T2	=	1.756 A	-179.98°
Il_Lm 360//36V 36KVA/T3	=	1.756 A	60.02°

Il_100 kVA	=	7.688 A	-20.50°
Il_100 kVA	=	7.688 A	-140.50°
Il_100 kVA	=	7.688 A	99.50°

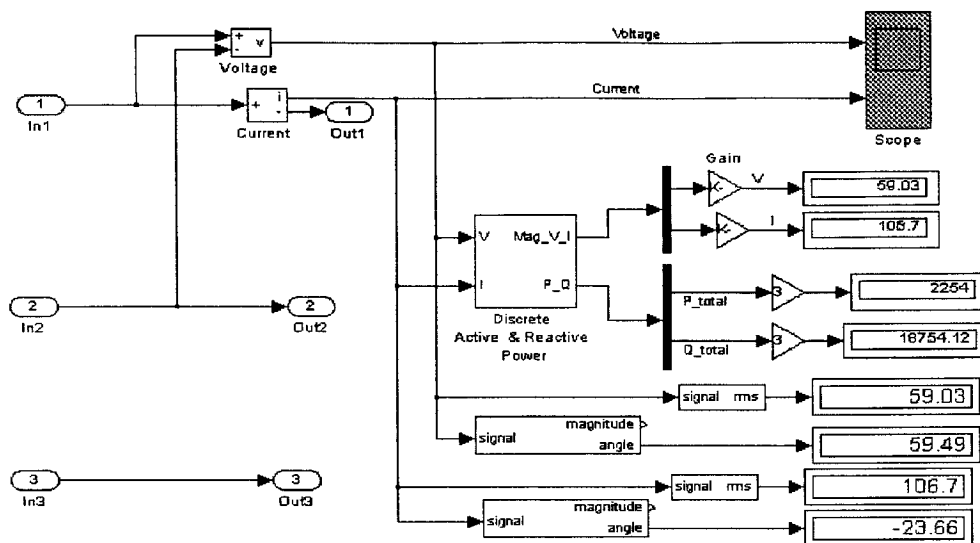
Il_600V // 120V-208Y 112.5 kVA	=	61.5 A	6.89°
Il_600V // 120V-208Y 112.5 kVA	=	61.5 A	-113.11°
Il_600V // 120V-208Y 112.5 kVA	=	61.5 A	126.89°

Measurements at 60 Hz :

Bloc measurement secondaire TRAFO/Voltage	=	59.04 V	60.02°
Bloc measurement secondaire TRAFO1/Voltage	=	592.3 V	60.03°
Bloc measurement source/Voltage	=	599.3 V	29.96°
Bloc measurement secondaire TRAFO/Current	=	106.5 A	-23.11°
Bloc measurement source/Current	=	13.32 A	-50.50°

Sources at 60 Hz :

600V	=	346.4 V	0.00°
600V	=	346.4 V	-120.00°
600V	=	346.4 V	120.00°



Bloc mesure simulink

ANNEXE 6

Modèle MATLAB : L'ESSAI EN OPPOSITION

SimPowerSystems Report.
generated by powergui,
28-Sep-2004 10:38:22

Model : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_CC\essai_en_opposition.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

Sources at 60 Hz :

VARIATEUR 1&2

600V =	346.4 V	0.00°
600V =	346.4 V	-120.00°
600V =	346.4 V	120.00°

TRANSFORMATEUR MARCUS

360/12V

States at 60 Hz :

Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T1	=	17.13 A	154.88°
Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T2	=	17.13 A	34.88°
Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T3	=	17.13 A	-85.12°
Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T1	=	86.8 A	155.51°
Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T2	=	86.8 A	35.51°
Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T3	=	86.8 A	-84.49°
Il_100 kVA2	=	1.39 A	-21.83°
Il_100 kVA2	=	0.1849 A	-60.00°
Il_100 kVA2	=	1.39 A	-141.83°
Il_100 kVA2	=	1.887 A	36.60°
Il_100 kVA2	=	0.1849 A	180.00°
Il_100 kVA2	=	1.39 A	98.17°
Il_100 kVA2	=	1.887 A	-83.40°
Il_100 kVA2	=	0.1849 A	60.00°

Measurements at 60 Hz :

Bloc measurement source/Voltage	=	599.8 V	29.99°
Voltage	=	6.881 V	29.97°

Bloc mesurement secondaire TRAFO/Current = 1.019 A -15.01°
 Bloc mesurement source/Current = 3.874 A -49.24°
 Current = 86.8 A 155.51°

SimPowerSystems Report.
 generated by powergui,
 28-Sep-2004 10:35:13

Model : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_CC\essai_en_opposition.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

Sources at 60 Hz :

VARIATEUR 1&2

600V = 346.4 V 0.00°
 600V = 346.4 V -120.00°
 600V = 346.4 V 120.00°

TRANSFORMATEUR MARCUS

360/24V

States at 60 Hz :

Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T1 = 33.87 A 155.15°
 Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T2 = 33.87 A 35.15°
 Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T3 = 33.87 A -84.85°
 Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T1 = 170.5 A 155.47°
 Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T2 = 170.5 A 35.47°
 Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T3 = 170.5 A -84.53°
 Il_100 kVA2 = 4.323 A -23.68°
 Il_100 kVA2 = 0.1844 A -60.00°
 Il_100 kVA2 = 4.323 A -143.68°
 Il_100 kVA2 = 6.781 A 35.77°
 Il_100 kVA2 = 0.1844 A -180.00°
 Il_100 kVA2 = 4.323 A 96.32°
 Il_100 kVA2 = 6.781 A -84.23°
 Il_100 kVA2 = 0.1844 A 60.00°

Measurements at 60 Hz :

Bloc mesurement source/Voltage = 599.5 V 29.98°
 Voltage = 13.52 V 29.93°
 Bloc mesurement secondaire TRAFO/Current = 1.018 A -15.03°
 Bloc mesurement source/Current = 8.944 A -52.26°
 Current = 170.5 A rms 155.47°

SimPowerSystems Report.
 generated by powergui,
 28-Sep-2004 10:32:34

Modèle : D:\NewFolder1\Projet1\MODEL_TRAFO_CC\essai_en_opposition.mdl.

[1] Steady-State voltages and currents:

Sources at 60 Hz :

VARIATEUR 1&2

600V =	346.4 V	0.00°
600V =	346.4 V	-120.00°
600V =	346.4 V	120.00°

TRANSFORMATEUR MARCUS
 360/36V

States at 60 Hz :

Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T1	=	49.45 A	155.18°
Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T2	=	49.45 A	35.18°
Il_winding1 3-Phase Transformer 12-terminals1/T3	=	49.45 A	-84.82°
Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T1	=	248.4 A	155.40°
Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T2	=	248.4 A	35.40°
Il_winding2 3-Phase Transformer 12-terminals2/T3	=	248.4 A	-84.60°
Il_100 kVA2	=	8.987 A	-24.19°
Il_100 kVA2	=	0.1836 A	-59.98°
Il_100 kVA2	=	8.987 A	-144.19°
Il_100 kVA2	=	14.56 A	35.54°
Il_100 kVA2	=	0.1836 A	-179.98°
Il_100 kVA2	=	8.987 A	95.81°
Il_100 kVA2	=	14.56 A	-84.46°
Il_100 kVA2	=	0.1836 A	60.02°

Measurements at 60 Hz :

Bloc measurement source/Voltage	=	599 V	29.96°
Voltage	=	19.69 V	29.86°
Bloc measurement secondaire TRAFO/Current	=	1.018 A	-15.05°
Bloc measurement source/Current	=	17.02 A	-53.41°
Current	=	248.4 A	155.40°

ANNEXE 7

Modèle Matlab :

TENSION CONTINUE EN RÉGIME DE COURANT DISCONTINU

PROGRAMME MATLAB,

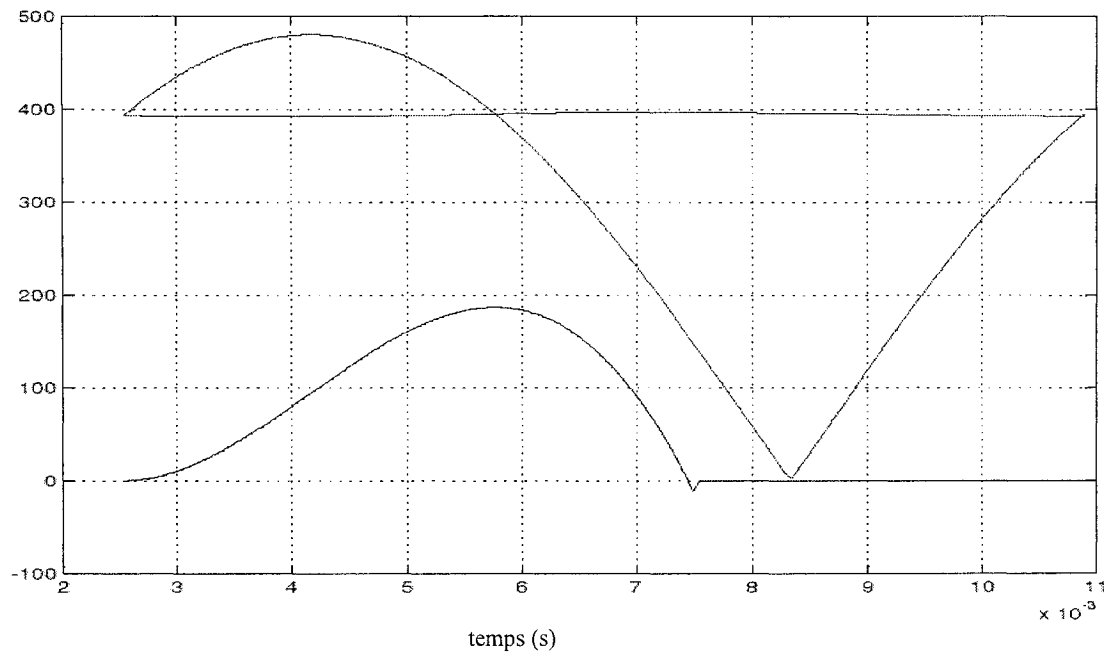
Ned Mohan [19]

```
% Pont de diode monophasé ( pont_mono.m )
clc, clg, clear
%Data
ls=1e-3; rs=0.001; cd=50000e-6; rload=6; deltat=50e-6;
freq=60; thalf=1/(2*freq); ampl=480; w=2*pi*freq;
%Matrice A; voire Eq 1-19
A=[-rs/ls -1/ls; 1/cd -1/(cd*rload)];
% Vector b, voire Eq.1-20
b=[1/ls;0];
%
M=inv(eye(2)-deltat/2*A)*(eye(2)+deltat/2*A); % voire Eq.1-22
N=deltat/2*inv(eye(2)-deltat/2*A)*b; % voire Eq.1-22
%
for alfa0=55:0.5:75
    alfa0
    % Conditions initiales
    vc0=ampl*sin(alfa0*pi/180);
    il0=0; k=1; time(1)=alfa0/(360*freq);
    il(1)=il0; vc(1)=vc0; vs(1)=vc0;
    x=[il(1) vc(1)]';
    %
    while il(k)>=0
```

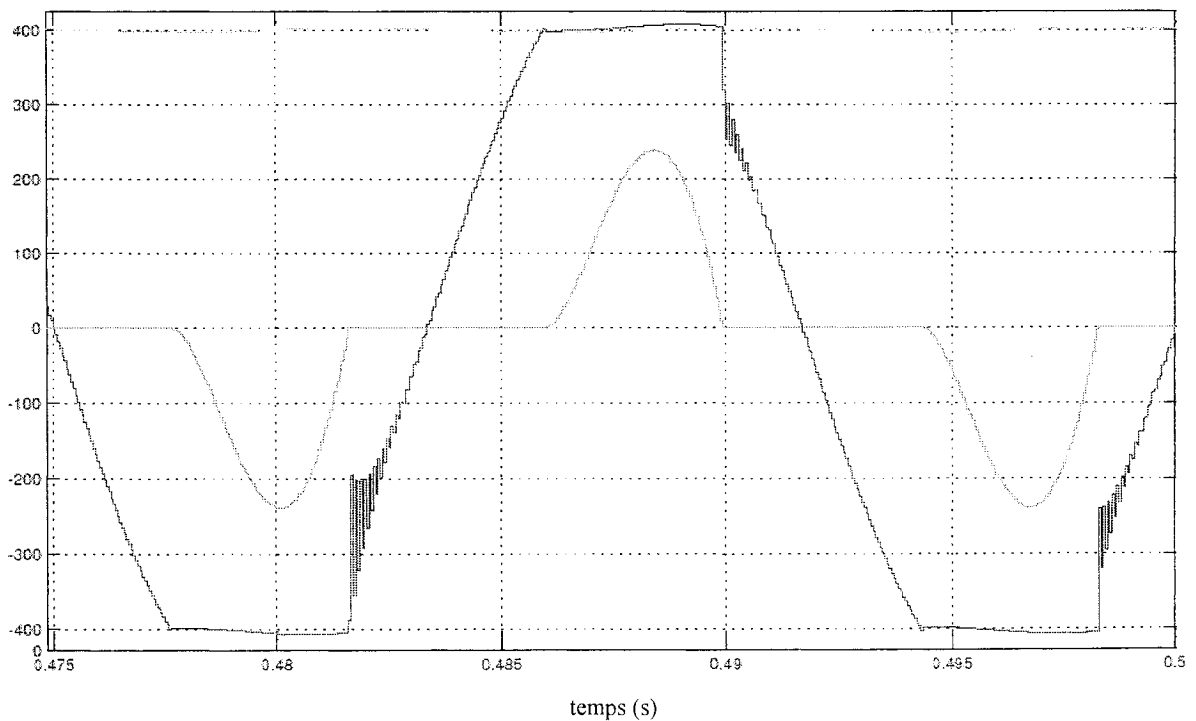
```

k=k+1;
time(k)=time(k-1)+deltat;
y=M*x+N*(ampl*sin(w*time(k))+ampl*sin(w*time(k-1))); % see Eq.1-21
il(k)=y(1);
vc(k)=y(2);
vs(k)=ampl*sin(w*time(k));
x=y;
end
%
time1=time(k);
il1=0;
vc1=vc(k);
%
while vc(k)>ampl*abs(sin(w*time(k)))
    k=k+1
    time(k)=time(k-1)+deltat;
    vc(k)=vc1*exp(-(time(k)-time1)/(cd*rload)); % see Eq.1-24
    vs(k)=ampl*abs(sin(w*time(k)));
    il(k)=0;
end
if(abs(time(k)-thalf-time(1))<=2*deltat), break, end
end
plot(time(1:k), il(1:k), time(1:k), vs(1:k), time(1:k), vc(1:k))
grid on

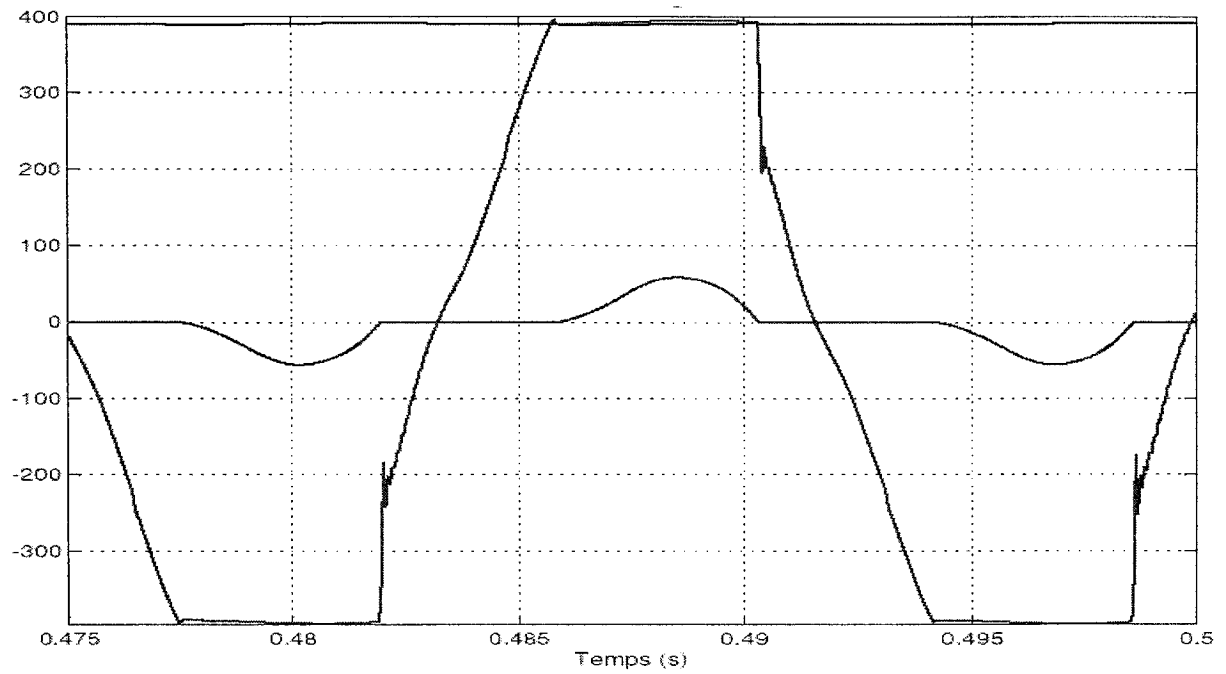
```



Les formes d'ondes (i_d [A], v_d [V], et v_s [V]) , obtenues à l'aide du PROGRAMME
MATLAB



Les formes d'ondes (i_d [A], v_d [V], et v_s [V]) obtenues à l'aide du
SimPowerSystems (PSB) pont monophasé simulation de la figure 6.5
courant_discontinu.mdl)



Les formes d'ondes (i_d [A], v_d [V], et v_s [V]) obtenues à l'aide du SimPowerSystems (PSB), pont monophasé

ANNEXE 8

ESSAI EN CHARGE AVEC TROIS PONTS MONOPHASÉS, RC TRANSFORMATEUR EN ESSAI DE 75kVA, ENROULEMENTS EN CUIVRE

Courants harmoniques secondaires

	Bleu		Rouge		Noire		
	Ia	phase a	Ib	phase b	Ic	phase c	
I _{eff}	209.9	-22.3	209.3	-262	209.5	-143.9	V _{pk} =200
H1 [A]	188.3	-22.3	188.1	-262	187.8	-143.9	A _{pk} =10
H3 [%]	48.5	-249.6	48	-248.6	48.3	-255.8	
H5 [%]	8.1	-174.2	7.8	-294.7	9.8	-66	
H7 [%]	7.6	-131.8	7.56	-12	7.8	-255.5	
H9 [%]	3.1	-98.9	3	-95.9	3	-107.8	
H11[%]	2.6	-32.4	2.5	-155.9	2.4	-290.7	
H13[%]	1.8	-355.6	1.7	-244.4	1.9	-142.9	
H15[%]	1.1	-311.5	1.2	-314.6	1.3	-331	
H17[%]	1.1	-268.5	1	-26	1.1	-165.5	
THD[%]	49.9		49.4		50		

Courants harmoniques primaires

	Bleu		Rouge		Noire		
	IA	phase A	IB	phase B	IC	phase C	
I _{eff}	64.3	-25	63.8	-263.9	63	-145	V _{pk} =1000
H1 [A]	63.3	-25	0.34	-263.9	61.9	-145	A _{pk} =2
H3 [%]	2.9	-255	0.34	-230.8	3.34	-71.7	
H5 [%]	8	-5.5	7.7	-115.8	9.1	-238.8	
H7 [%]	7.6	-315	7.3	-194.1	7.4	-77	
H9 [%]	.	.	.	.	.	.	
H11[%]	2.2	-41.6	2.5	-158.1	2.6	-286	
H13[%]	2	-16	1.7	-246	1.6	-141	
H15[%]	.	.	.	.	.	.	
H17[%]	1	-100	1	-218	1	-343.5	
THD[%]	12.2		11.2		12.8		

Courants harmoniques neutre

	I _{neutre}	phase
I _{eff}	269.9	
H1 [A]	6	-225
H3 [%]	4600	-251.3
H5 [%]	86	-111
H7 [%]	.	.
H9 [%]	290	-104.7
H11[%]	.	.
H13[%]	.	.
H15[%]	.	.
THD[%]	4550	

V_{pk}=200
A_{pk}=10

	I[A]	E[V]	P[W]
Load_00(noire)	73.9	250	18475
Load_01(rouge)	74	251	18574
Load_02(bleu)	74.1	256	18969.6

Courant à l'entre des ponts	I(bleu)[A]	I(rouge)[A]	I(noire)[A]
	91	90.5	91

VOLTECH PRIMAIRE

Efficace	Bleu		Rouge		Noire	
	A	phase A	B	phase B	C	phase C
E[V]	356.6	0	358.8	-239.1	354	-119.4
I[A]	64.42	-25	63.84	-263.8	63.08	-144.9
P[W]	20720		20720		20040	
Q[Var]	10040		9860		9915	
S[VA]	23020		22910		22310	
cos(phi)	0.899		0.902		0.896	
THD[A]	11.67		10.85		14.4	
THD[E]	2.6		2.5		2.65	

	Bleu		Rouge		Noire	
Fondamental	A		B		C	
P[W]	20690		20660		20010	
Q[Var]	9703		9555		9570	
S[VA]	22920		22810		22200	

Sum	E[V]	I[A]	cos(phi)	P[W]	Q[Vars]	S[VA]
	619	63.77	0.899	61380	29770	68250

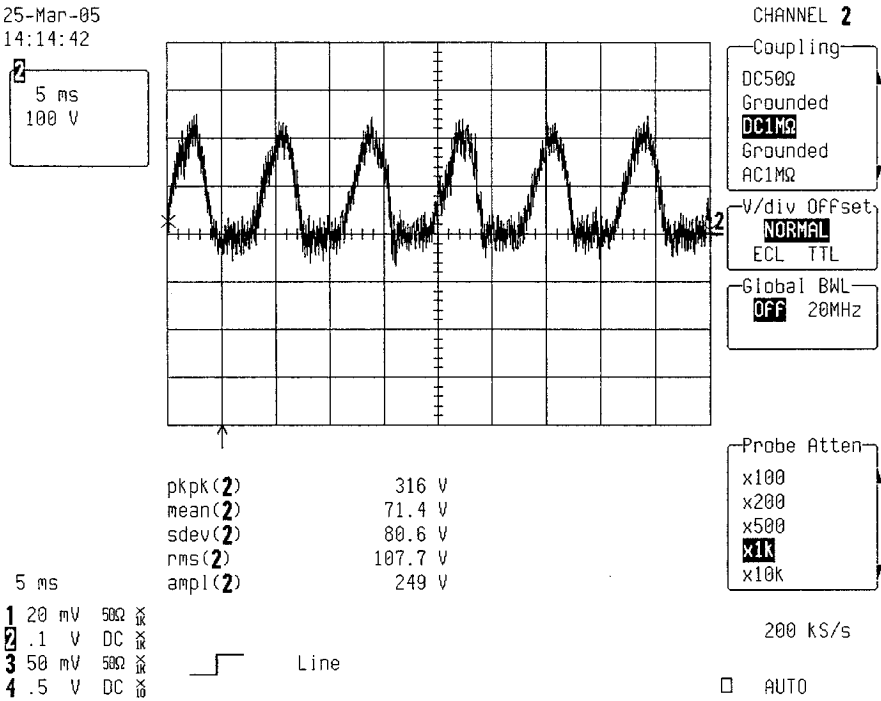
VOLTECH SECONDAIRE

Efficace	Bleu		Rouge		Noire	
	a	phase a	b	phase b	c	phase c
E[V]	114.5	0	112.7	-239	112.3	-120.2
I[A]	209.9	-22.3	209.2	-262	209.2	-144
P[W]	19620		19290		19180	
Q[Var]	13800		13620		13670	
S[VA]	23980		23620		23550	
cos(phi)	0.818		0.817		0.814	
THD[A]	49.35		48.85		49.49	
THD[E]	7.2		6.8		6.9	

	Bleu		Rouge		Noire
Fondamental	a		b		c
P[W]	19780		19460		19220
Q[Var]	8120		8130		8477
S[VA]	21450		21160		21060

Sum	E[V]	I[A]	cos(phi)	P[W]	Q[Vars]	S[VA]
	197	209.5	0.816	57900	40970	71100

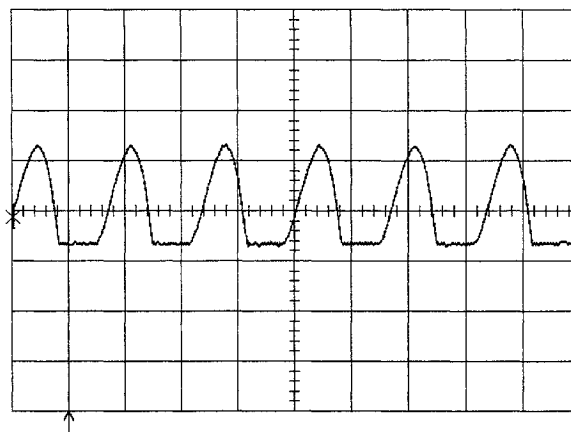
Temp	T1	T2	T3	T4	
	étagere	à la porte	en boîte	entre les deux sources	
	28	27.3	27.6	27.5	



Courant Idc avant le condensateur prise avec la sonde de courant de 400A

25-Mar-05
14:24:32

2
5 ms
10.0 V



pkpk(2) 20.6 V
mean(2) 0.33 V
sdev(2) 7.48 V
rms(2) 7.48 V
ampl(2) 19.4 V

5 ms

1 20 mV 50Ω
2 1 V DC
3 50 mV 50Ω
4 .2 V DC

Line

CHANNEL 2

Coupling

DC50Ω

Grounded

DC1MΩ

Grounded

AC1MΩ

V/div Offset

NORMAL

ECL TTL

Global BWL

OFF

20MHz

Probe Atten

x2

x5

x10

x20

x25

200 kS/s

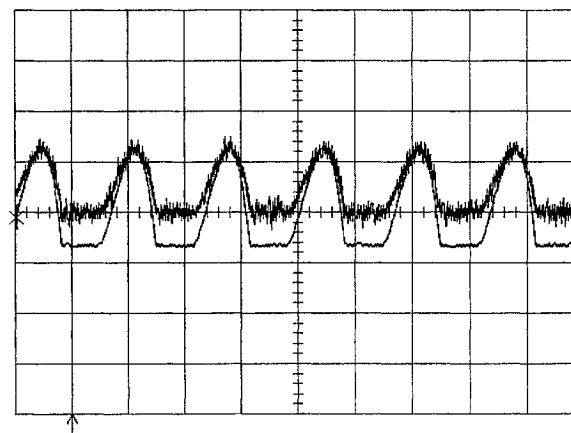
☐ AUTO

Courant dans le condensateur prise avec la sonde de courant de 20A

25-Mar-05
14:27:30

2
5 ms
10.0 V

3
5 ms
50 V



pkpk(2) 20.6 V
mean(2) 0.32 V
sdev(2) 7.47 V
rms(2) 7.47 V
ampl(2) 19.2 V

5 ms

1 20 mV 50Ω
2 1 V DC
3 50 mV 50Ω
4 .2 V DC

Line

CHANNEL 3

Coupling

DC50Ω

Grounded

DC1MΩ

Grounded

AC1MΩ

V/div Offset

NORMAL

ECL TTL

Global BWL

OFF

20MHz

Probe Atten

x100

x200

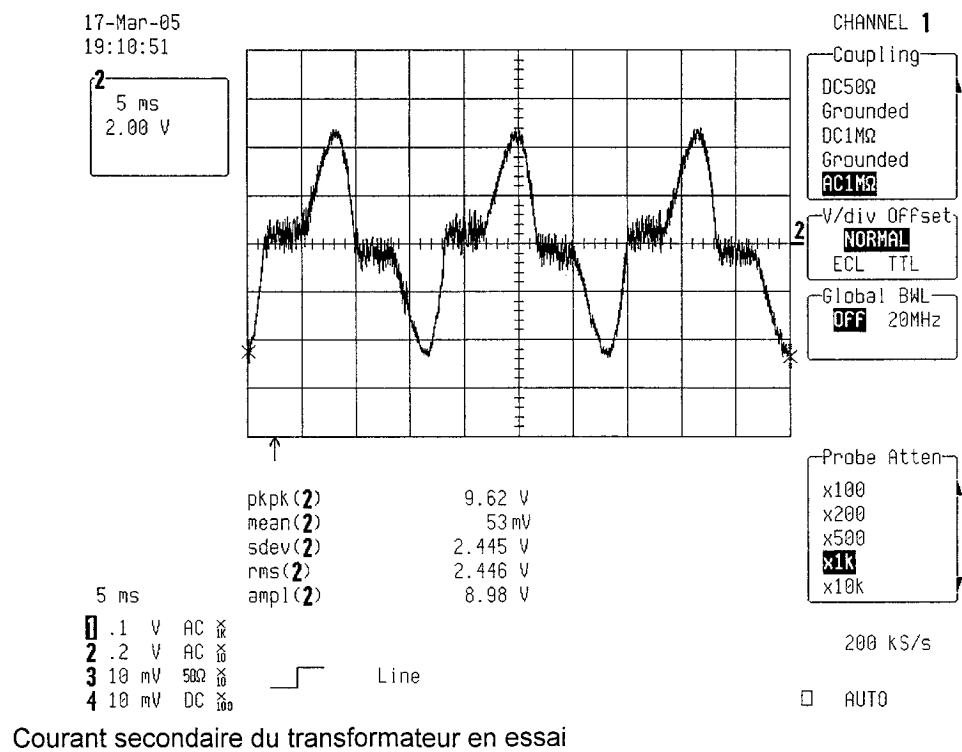
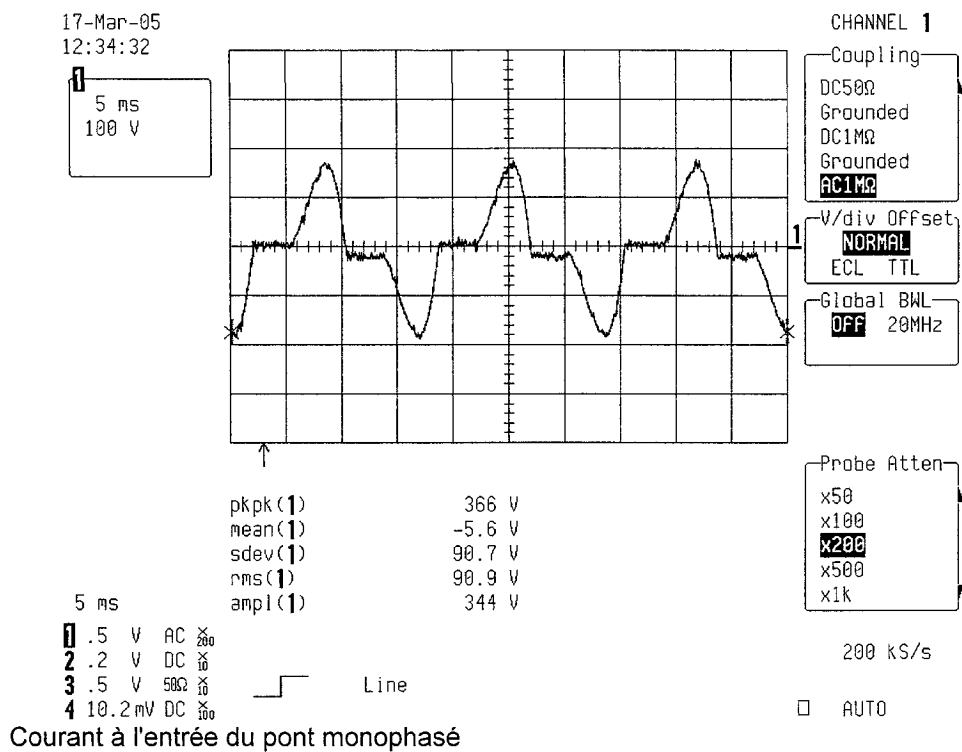
x500

x1k

x10k

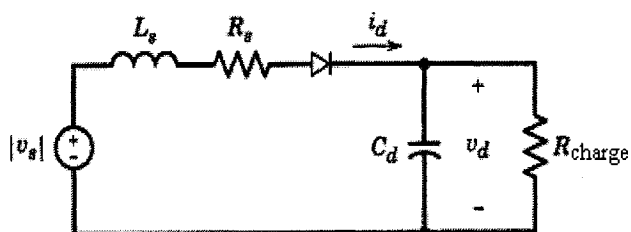
200 kS/s

☐ AUTO



ANNEXE 9

**Déterminer les valeurs pour le condensateur Cd,
à l'aide du programme MATLAB**



$$R_s = R_{s_pu} \times Z_{base} = 0.01 \times 1.92 \Omega = 0.02 \Omega$$

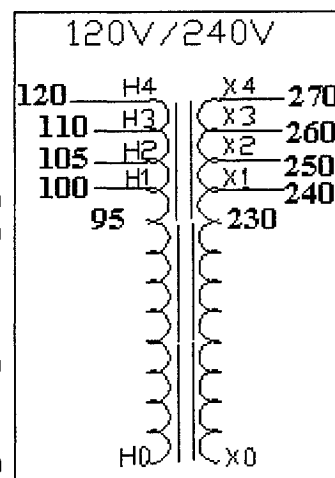
$$Z_{base} = \frac{(V_{base})^2}{S_{base}} = \frac{(240)^2}{30000} = 1.92 \Omega$$

$$L_{s_base} = \frac{Z_{base}}{\omega} = \frac{1.92}{377} = 0.005 H$$

$$L_s = L_{s_pu} \times L_{s_base} = 0.001 \times 0.005 = 5 \mu H$$

Cd=50000uF

Rcharge [ohms]	Eprim/Esec=Vs	Ed [V]	Id=id [A]	P [W]	Remarques
3	120/240	276	92	25392	
4	120/240	284	72	20448	
4	110/240	310	77	23870	
4	110/250	322	80	25760	
5	120/240	291	58	16878	
5	110/260	340	67	22780	Oscillation
5	100/260	373	75	27975	Oscillation
5	100/250	362	73	26426	
5	105/250	344	69	23736	
6	100/250	367	61	22387	
6	100/260	380	64	24320	Oscillation
6	95/250	387	65	25155	
7	95/250	391	56	21896	
7	95/260	404	58	23432	Oscillation
7	95/255	398	57	22686	



Le transformateur
d'adaptation

Cd=30000uF

Rcharge [ohms]	Eprim/Esec=Vs	Ed [V]	Id [A]	P [W]	Remarques
3	120/240	277	92	25484	
4	120/240	285	72	20520	
4	110/240	312	78	24336	
4	110/250	323	80	25840	
5	120/240	291	58	16878	
5	110/260	340	67	22780	Ok
5	105/260	356	71	25276	Ok
5	100/260	374	75	28050	Ok
5	100/250	362	73	26426	
5	105/250	344	69	23736	
6	100/250	367	61	22387	
6	100/260	380	64	24320	Ok
6	95/250	387	65	25155	
7	95/250	391	56	21896	
7	95/260	405	58	23490	Ok
7	95/255	398	57	22686	
10	100/270	407	41	16687	

Cd=40000uF

6	100/270	391	65	25415	
---	---------	-----	----	-------	--