



HAL
open science

Impact de la pollution harmonique sur les matériels de réseau

Wilfried Frelin

► **To cite this version:**

Wilfried Frelin. Impact de la pollution harmonique sur les matériels de réseau. Energie électrique. Université Paris Sud - Paris XI, 2009. Français. NNT: . tel-00441877

HAL Id: tel-00441877

<https://theses.hal.science/tel-00441877v1>

Submitted on 17 Dec 2009

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



THÈSE DE DOCTORAT

SPECIALITE : PHYSIQUE

Ecole Doctorale « Sciences et Technologies de l'Information des Télécommunications et des Systèmes »

Présentée par :

Mr Wilfried FRELIN

Sujet :

Impact de la pollution harmonique sur les matériels de réseau

Soutenue ledevant les membres du jury :

M

M

M

M

M

M



Table des matières

LISTE DES FIGURES	5
LISTE DES TABLEAUX	9
INTRODUCTION	11
CHAPITRE 1 IMPACT DE LA POLLUTION HARMONIQUE SUR LES MATERIELS DE RESEAU : ETAT DE L'ART	15
1.1. DEFINITIONS DES HARMONIQUES	17
1.1.1. <i>Les sources d'harmoniques</i>	17
1.1.1.1. Les appareils de production, de transport et de distribution.....	17
1.1.1.2. Les charges industrielles.....	18
1.1.1.3. Les charges domestiques	19
1.1.2. <i>Caractérisation et définitions</i>	20
1.1.3. <i>Harmoniques et composantes symétriques</i>	22
1.1.3.1. Cas de signaux équilibrés	22
1.1.3.2. Cas de signaux déséquilibrés	23
1.2. ANALYSE HARMONIQUE DE CHARGES USUELLES	23
1.2.1. <i>Variateur de vitesse pour machine asynchrone</i>	23
1.2.2. <i>Ordinateur</i>	23
1.2.3. <i>Lampe basse consommation</i>	24
1.3. LES EFFETS RECENSES SUR LES DIFFERENTS MATERIELS	24
1.3.1. <i>Relais de commande statique</i>	25
1.3.2. <i>Banc de capacités</i>	25
1.3.3. <i>Isolants électriques</i>	25
1.3.4. <i>Protections électriques</i>	26
1.3.4.1. Relais de protection	26
1.3.4.2. Les protections différentielles.....	27
1.3.4.3. Disjoncteurs magnétothermiques.....	27
1.3.4.4. Fusibles.....	28
1.3.5. <i>Compteurs électriques</i>	29
1.3.6. <i>Câbles</i>	31
1.3.6.1. Augmentation des pertes Joule	31
1.3.6.2. Augmentation de la température.....	31
1.3.6.3. Influence sur la durée de vie	32

1.3.6.4.	Cas particulier du conducteur de neutre	32
1.3.6.5.	Conclusion	33
1.3.7.	<i>Transformateurs</i>	33
1.3.7.1.	Influence sur les pertes du transformateur	33
1.3.7.2.	Augmentation de la température de fonctionnement	36
1.3.7.3.	Réduction de la durée de vie.....	37
1.3.7.4.	Conclusion	40
1.3.8.	<i>Moteurs à induction</i>	40
1.3.8.1.	Perturbations mécaniques	40
1.3.8.2.	Influence sur les pertes	40
1.3.8.3.	Augmentation de la température de fonctionnement	41
1.3.8.4.	Réduction de la durée de vie.....	42
1.3.8.5.	Conclusion	43
1.4.	CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	44
CHAPITRE 2 IMPACT DE LA POLLUTION HARMONIQUE SUR LES		
CABLES BASSE TENSION		45
2.1.	DESCRIPTION DU MODELE	47
2.1.1.	<i>Equations électromagnétiques</i>	47
2.1.2.	<i>Equation thermique</i>	50
2.2.	ANALYSE PAR ELEMENTS FINIS ET RESULTATS	52
2.2.1.	<i>Description du câble basse tension</i>	52
2.2.2.	<i>Méthode de simulation</i>	53
2.2.3.	<i>Résultats de simulation</i>	55
2.2.3.1.	Résultats des calculs électromagnétiques.....	55
2.2.3.2.	Résultats des calculs thermiques.....	56
2.2.3.3.	Conclusion.....	64
2.3.	MESURES THERMIQUES SUR DES CABLES PARCOURUS PAR DES COURANTS	
HARMONIQUES		65
2.3.1.	<i>Description de la mesure</i>	66
2.3.2.	<i>Résultats de mesures</i>	68
2.3.2.1.	Présentation des cas étudiés	68
2.3.2.2.	Formes d'onde du courant	69
2.3.2.3.	Températures mesurées.....	70
2.3.3.	<i>Comparaison avec le modèle éléments finis</i>	72
2.3.3.1.	Modélisation des câbles basse tension	72
2.3.3.2.	Comparaisons entre les résultats de mesures et de simulations.....	74
2.3.4.	<i>Capacité de transport</i>	77
2.4.	CONCLUSIONS	78

CHAPITRE 3 IMPACT DE LA POLLUTION HARMONIQUE SUR LES TRANSFORMATEURS	79
3.1. CALCUL DES PERTES EN PRESENCE D'HARMONIQUES	81
3.1.1. <i>Approche normative</i>	81
3.1.2. <i>Etat de l'art sur les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs</i>	83
3.1.2.1. Cas d'une plaque placée dans un champ magnétique	85
3.1.2.2. Cas d'une plaque parcourue par un courant.....	85
3.1.2.3. Cas général	85
3.2. APPLICATION DE LA MODELISATION DES PERTES PAR COURANTS DE FOUCAULT AUX ENROULEMENTS D'UN TRANSFORMATEUR	86
3.2.1. <i>Considération théorique</i>	87
3.2.2. <i>Application au transformateur</i>	88
3.2.2.1. Expression des pertes et de la résistance des enroulements	89
3.2.2.2. Application numérique	91
3.2.2.3. Discussion sur le coefficient F_{HL}	94
3.2.2.4. Mesures sur un transformateur 40kVA	97
3.3. IMPACT DES HARMONIQUES SUR LA TEMPERATURE DE FONCTIONNEMENT DES TRANSFORMATEURS	101
3.3.1. <i>Modélisation thermique des transformateurs</i>	101
3.3.1.1. Modèle thermique défini par le guide de charge IEEE C57.91-1995.....	102
3.3.1.2. Modèle thermique défini par le guide de charge CEI 60076-7	103
3.3.1.3. Modélisation par un circuit équivalent.....	106
3.3.2. <i>Applications numériques sur deux transformateurs 100kVA</i>	108
3.3.2.1. Simulations à courant efficace constant.....	110
3.3.2.2. Simulations à courant fondamental constant.....	111
3.3.2.3. Conclusions	112
3.3.3. <i>Mesures thermiques sur un transformateur de distribution 160 kVA</i>	113
3.3.3.1. Description du transformateur et de la plate-forme d'essais	113
3.3.3.2. Modélisation du transformateur considéré.....	115
3.3.3.3. Comportement du transformateur en présence d'harmoniques.....	118
3.4. IMPACT DES HARMONIQUES SUR LA DUREE DE VIE.....	124
3.5. CONCLUSIONS	128
CHAPITRE 4 CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	131
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	137
ANNEXE A CALCUL DE LA PUISSANCE DISSIPEE DANS UNE PLAQUE CONDUCTRICE.....	143

ANNEXE B SCHEMA SIMULINK DES DIFFERENTS MODELES THERMIQUES DU TRANSFORMATEUR	147
ANNEXE C PHOTOGRAPHIES DES ESSAIS THERMIQUES SUR DES CABLES BASSE TENSION	151

Liste des figures

Figure 1-1 : Schéma d'un tube d'éclairage à ballast électronique.....	17
Figure 1-2 : Courbe de saturation d'un transformateur HTA-BT (courant d'enclenchement 13 pu, constante de temps 0,5s).....	18
Figure 1-3 : Tension (rouge) et courant (bleu) absorbés par un variateur 1270V-6kVA pour moteur asynchrone (mesures)	19
Figure 1-4 : Courant absorbé par un écran plat d'ordinateur (mesure)	20
Figure 1-5 : Tension et courant absorbés par une lampe basse consommation 2×15W-230 V (mesures)	20
Figure 1-6 : Circuit magnétique d'un wattmètre à induction	29
Figure 1-7 : Diagramme des pertes d'un transformateur.....	34
Figure 1-8 : Température de l'huile et du point chaud du transformateur	37
Figure 1-9 : Courbes de durée de vie en fonction de la température de fonctionnement [32].....	43
Figure 2-1 : Définition des conditions aux limites utilisées dans la modélisation des câbles basse tension enterrés : conditions aux limites de Dirichlet à la surface de l'élément terre - conditions aux limites de 4 ^{ème} type entre les éléments constitutifs du câble et entre le câble et la terre	52
Figure 2-2 : Structure du câble étudié	53
Figure 2-3 : Processus de simulation.....	55
Figure 2-4 : Répartition de la densité de courant dans l'âme d'un conducteur	56
Figure 2-5 : Distribution de la température (en °C) à l'intérieur du câble basse tension sans harmoniques (cas 1)	58
Figure 2-6 : Distribution de la température (en °C) à l'intérieur du câble basse tension en présence d'harmoniques (cas 2 à 5)	58
Figure 2-7 : Augmentation de température en °C en fonction du taux de distorsion harmonique	59
Figure 2-8 : Répartition de la température au travers des différents éléments constituant le câble (âme, isolant, écran et gaine)	60
Figure 2-9 : Evolution de la température d'âme des différents conducteurs.....	61
Figure 2-10 : Evolution des températures d'âme des différents conducteurs pour les cas explicités dans le Tableau 2-3	62
Figure 2-11 : Impact des harmoniques sur la capacité de transport pour deux sections de neutre différentes.....	64
Figure 2-12 : Photographie des deux câbles basse tension utilisés pour les mesures (à gauche le câble à neutre câblé de 70 mm ² et à droite le câble à neutre massif de 90 mm ²)	66
Figure 2-13 : Configuration du système expérimental	67
Figure 2-14 : Description des câbles basse tension étudiés et positionnement des thermocouples.....	68
Figure 2-15 : Formes d'onde du courant dans la phase 2 pour les différentes configurations de la charge	70

Figure 2-16 : Formes d'onde du courant dans le neutre pour les différentes configurations de la charge	70
Figure 2-17 : Températures de l'âme du conducteur de neutre et de la phase 2 obtenues par mesures et simulations pour les deux structures étudiées (Câble avec neutre massif à gauche - Câble avec neutre câblé à droite).....	75
Figure 2-18 : Températures de la gaine en face du conducteur de neutre et de la phase 2, obtenues par mesures et simulations pour les deux structures étudiées (Câble avec neutre massif à gauche - Câble avec neutre câblé à droite)	75
Figure 2-19 : Distribution de température obtenue pour le cas n°3 (câble à neutre massif à gauche– câble à neutre câblé à droite).....	76
Figure 2-20 : Impact des harmoniques sur la capacité de transport pour les deux câbles de 150mm ² (cas 1- THD _i =0% ; cas 2- THD _i =15,5% cas 3- THD _i =30,5%)	77
Figure 3-1 : Conducteur élémentaire immergé dans un champ magnétique alternatif	84
Figure 3-2 : Plaque conductrice étudiée	84
Figure 3-3 : Evolutions des fonctions $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ et leurs versions simplifiées en fonction du ratio e/δ	87
Figure 3-4 : Erreur relative entre les fonctions $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ et leurs versions simplifiées en fonction du ratio e/δ	88
Figure 3-5 : Equivalence entre conducteurs ronds ou carrés et une plaque	88
Figure 3-6 : Schématisation des enroulements d'un transformateur et des lignes de champ utilisées pour le théorème d'ampère (lignes pointillées)	89
Figure 3-7 : Evolution du rapport R_{ac} / R_{dc} de l'enroulement primaire en fonction de la fréquence	92
Figure 3-8 : Evolution du rapport R_{ac} / R_{dc} de l'enroulement secondaire en fonction de la fréquence (à gauche transformateur n°1 avec des conducteurs rectangulaires - à droite transformateur n°2 avec des feuilles de cuivre)	92
Figure 3-9 : Evolution du rapport R_{ac} / R_{dc} de l'enroulement secondaire en fonction de la fréquence (transformateur n°1 avec des conducteurs rectangulaires de 10 mm d'épaisseur)	94
Figure 3-10 : Evolution des fonctions présentes dans les différentes expressions du coefficient F_{HL} en fonction du rang harmonique h	97
Figure 3-11 : Description de la plateforme d'essais	98
Figure 3-12 : Formes d'onde des courants secondaire du transformateur pour les cas 1, 3 et 5	100
Figure 3-13 : Comparaison entre les pertes mesurées et celles calculées à partir des expressions complètes et simplifiées de la résistance	100
Figure 3-14 : Diagramme thermique d'un transformateur à huile.....	104
Figure 3-15 : Modèle thermique du transfert huile/air ambiant	106
Figure 3-16 : Modèle thermique du transfert enroulement/huile	107
Figure 3-17 : Pertes en charge dans les deux transformateurs, pour un courant efficace constant	110
Figure 3-18 : Température de l'huile (à gauche) et du point chaud (à droite) des 2	

transformateurs, pour un courant efficace constant.....	111
Figure 3-19 : Pertes en charge dans les transformateurs n°1 et 2 pour un courant fondamental constant	112
Figure 3-20 : Température de l'huile (à gauche) et du point chaud (à droite) des 2 transformateurs pour un courant fondamental constant.....	112
Figure 3-21 : Emplacement des fibres optiques (FO) et des thermocouples utilisés pour les mesures de température.....	114
Figure 3-22 : Schéma de câblage des essais.	115
Figure 3-23 : Schéma de principe de l'utilisation du modèle thermique du transformateur.....	117
Figure 3-24 : Température de l'huile mesurée et obtenue avec les différents modèles	117
Figure 3-25 : Température du point chaud de l'enroulement mesurée et obtenue avec les différents modèles	118
Figure 3-26 : Evolution des résistances primaire (à gauche) et secondaire (à droite) des enroulements du transformateur en fonction de la fréquence.....	119
Figure 3-27 : Spectre harmonique des différents cas étudiés.	121
Figure 3-28 : Pertes en charge pour les cas présentés dans le Tableau 3-10.....	122
Figure 3-29 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 1 - $THD_i=3\%$).....	123
Figure 3-30 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 2 - $THD_i=10\%$).....	123
Figure 3-31 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 3 - $THD_i=18\%$).....	124
Figure 3-32 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 4 - $THD_i=62\%$).....	124
Figure 3-33 : Evolution de la vitesse de vieillissement des isolants (améliorés et non améliorés) en fonction de la température du point chaud.....	125
Figure 3-34 : Profil du courant de charge du transformateur sur une semaine	126
Figure 3-35 : Impact des harmoniques sur la durée de vie des transformateurs pour un courant efficace constant et les cas présentés dans le Tableau 3-2.	127
Figure 3-36 : Impact des harmoniques sur la durée de vie des transformateurs pour un courant fondamental constant et les cas présentés dans le Tableau 3-2.....	127
Figure A-1 : Plaque conductrice étudiée	143
Figure B-1 : Schéma Simulink basé sur le guide de charge CEI 60076-7	147
Figure B-2 : Développement du bloc « calcul de la température de l'huile ».....	148
Figure B-3 : Schéma Simulink basé sur le modèle circuit simple.....	148
Figure B-4 : Développement du bloc « Fonction de transfert échauffement huile ».....	148
Figure B-5 : Schéma Simulink basé sur le modèle circuit proposé par Swift.....	149
Figure C-1 : Installation des câbles et des thermocouples.....	151

Figure C-2 : Ponts de diodes monophasés.....	152
Figure C-3 : Système d'acquisition thermique (gauche) et électrique (droite)	152
Figure C-4 : Charges résistives.....	153
Figure C-5 : Charges capacitives.....	154

Liste des tableaux

Tableau 1-1 : Caractéristiques des composantes symétriques des premiers rangs harmoniques, avec d (direct), i (inverse) o (homopolaire)	22
Tableau 1-2 : Spectre harmonique du courant d'un variateur de vitesse.....	23
Tableau 1-3 : Spectre harmonique du courant d'un ordinateur	23
Tableau 1-4 : Spectre harmonique du courant dans une lampe basse consommation.....	24
Tableau 2-1 : Caractéristiques et dimensions du câble.....	53
Tableau 2-2 : Résistance alternative de l'âme d'une phase pour différentes fréquences	56
Tableau 2-3 : Profil harmonique des différents cas étudiés pour un courant fondamental constant	57
Tableau 2-4 : Courant efficace dans les conducteurs de phases et de neutre pour les différents cas	57
Tableau 2-5 : Température d'âme des phases et du neutre pour les différents cas	59
Tableau 2-6 : Profil des courants pour un courant fondamental de 120A, à THD et courant efficace constant dans les conducteurs de phase.	61
Tableau 2-7 : Profil harmonique des différents cas étudiés, à courant efficace constant.....	69
Tableau 2-8 : Valeur efficace du courant dans le conducteur de neutre pour les différents cas.....	69
Tableau 2-9 : Températures d'âmes mesurées (conducteurs de neutre et phase 2)....	71
Tableau 2-10 : Températures de gaine mesurées (conducteurs de neutre et phases) .	71
Tableau 2-11 : Caractéristiques et dimensions du câble	72
Tableau 2-12 : Conductivités thermiques et électriques des différentes parties constituant les câbles	72
Tableau 2-13 : Valeur du coefficient de transfert de chaleur global h pour les différents cas.....	74
Tableau 3-1 : Caractéristiques des transformateurs 100kVA considérés	91
Tableau 3-2 : Profil harmonique pour les différents cas	99
Tableau 3-3 : Caractéristiques des transformateurs 100kVA considérés	108
Tableau 3-4 : Valeurs des différents paramètres du modèle circuit	109
Tableau 3-5 : Caractéristiques électriques et géométriques du transformateur.....	114
Tableau 3-6 : Valeurs des différents paramètres pour le modèle thermique définit le guide de charge CEI 60076-7	116
Tableau 3-7 : Valeurs des différents paramètres du modèle circuit	116
Tableau 3-8 : Valeurs des différents paramètres du modèle circuit avec des résistances thermiques non linéaires [57]	116
Tableau 3-9 : Evolution du rapport R_{ac}/R_{dc} des enroulements primaire et secondaire en fonction du rang harmonique.	119
Tableau 3-10 : Valeur efficace et THD du courant secondaire et puissance de la charge pour les différents cas étudiés	120

Tableau 3-11 : Estimation de F_{HL-STR} et P_{OSL} pour les différents cas présentés dans le Tableau 3-10	121
Tableau 3-12 : Estimation de F_{HL} pour les différents cas présentés dans le Tableau 3-10	121

Introduction

La fourniture du produit électricité est assujettie à une notion de qualité. Le cas idéal correspond à une onde de tension parfaitement sinusoïdale dont le niveau est constant et égal à la valeur contractuelle (par exemple 20 kV en HTA) et dont la fréquence est 50 Hz. Si les écarts de fréquence sont dus aux différences entre production et consommation (charges + pertes), la déformation de l'onde de tension par rapport à la forme idéale dépend principalement des perturbations affectant le réseau de distribution.

Parmi les perturbations affectant la qualité de la tension, citons les creux et coupures de tension, le flicker (variation de l'amplitude de la tension due à des charges telles que les fours à arc) et les harmoniques dus aux courants injectés par les charges non linéaires (ex : convertisseurs). Précisons que des niveaux de perturbations harmoniques admissibles sont fixés par la norme EN 50160 au travers de taux individuels d'harmoniques maximum.

Le maintien de la qualité de l'onde de tension est de la responsabilité du gestionnaire du réseau de distribution (pour les réseaux HTA et BT). Dans les contrats que celui-ci passe avec ses clients, il s'engage à respecter une certaine qualité de l'onde de tension fournie.

Les perturbations harmoniques sont principalement créées par les charges non linéaires connectées au réseau, que ce soit par les industriels avec tous les convertisseurs de puissance (variateurs de vitesse...) ou les particuliers avec les équipements électroniques de grande consommation (téléviseurs, ordinateurs...). Toutes ces charges sont réalisées avec de l'électronique de puissance, le but étant d'augmenter l'efficacité énergétique de ces appareils. Cette amélioration de l'efficacité énergétique se fait au détriment de la qualité de l'énergie puisque même si on alimente ces systèmes avec une tension sinusoïdale, le courant absorbé ne l'est pas. Le nombre de charges non linéaires est en constante augmentation et cela devrait encore continuer, notamment avec les nouvelles directives européennes visant à

remplacer progressivement les ampoules à incandescence par des lampes basse consommation.

Le résultat de cette prolifération de charges non linéaires sur le réseau est l'augmentation des taux de distorsion harmonique. Les courants harmoniques injectés par ces charges « remontent le réseau » et induisent, du fait des impédances, des tensions harmoniques qui vont impacter l'ensemble des consommateurs. La présence plus ou moins importante d'harmoniques sur le réseau peut perturber le fonctionnement de certains appareils comme les appareils qui utilisent le passage à zéro de l'onde de tension pour fonctionner (horloges...). L'augmentation du courant efficace engendré par la présence d'harmoniques peut aussi provoquer le disfonctionnement des protections. De plus, la circulation de ces courants peut provoquer un vieillissement accéléré des éléments du réseau (câbles, transformateurs...) et nécessiter un surdimensionnement de certains équipements, entraînant par conséquent des coûts supplémentaires.

L'objectif de la thèse est de quantifier au mieux l'impact des harmoniques sur les matériels connectés au réseau.

Le premier chapitre délivre les principaux résultats d'une étude bibliographique donnant une liste non exhaustive des problèmes engendrés par la présence d'harmoniques sur différents matériels. Cette étude a permis de définir les deux axes développés dans la suite, à savoir l'étude de l'impact des harmoniques sur les câbles basse tension et sur les transformateurs.

Le second chapitre présente les résultats permettant de quantifier l'impact des harmoniques sur le comportement, notamment thermique, des câbles basse tension en présence d'harmoniques. La particularité des réseaux basse tension avec conducteurs de neutre, permettant la circulation des harmoniques de rangs multiples de 3, a fortement guidé notre choix. Ce chapitre comporte trois parties distinctes :

- Présentation de la modélisation électromagnétique et thermique d'un câble triphasé $3 \times 50 \text{ mm}^2$ avec un conducteur de neutre de 50 mm^2 afin de simuler par éléments finis le comportement de celui-ci en présence d'harmoniques.
- Présentation et analyse des résultats obtenus.

- Mesures thermiques sur 2 topologies de câbles $3 \times 150 \text{ mm}^2$ avec un conducteur de neutre. Ces mesures sont ensuite comparées à la modélisation par éléments finis.

Le troisième chapitre traite de l'impact des harmoniques sur les transformateurs, en se focalisant plus particulièrement sur les transformateurs de distribution HTA/BT qui sont les plus nombreux sur le réseau de distribution public. Après un bref rappel sur la localisation et le calcul des pertes dans les transformateurs, notamment les pertes par courant de Foucault, nous présentons dans ce chapitre :

- Les calculs analytiques qui ont permis d'obtenir une expression simple de la résistance alternative des enroulements d'un transformateur. Celle-ci prend en compte les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs des enroulements et permet d'estimer les pertes en présence d'harmoniques. Cette expression montre une forte influence de la topologie des transformateurs sur leur sensibilité aux harmoniques.
- Des mesures sur un transformateur 40 kVA permettant de valider l'expression précédente.
- L'influence des harmoniques sur la température de fonctionnement des transformateurs. Après une présentation de quelques modèles thermiques utilisés dans la littérature, l'impact des harmoniques est montré dans un premier temps par simulation sur 2 transformateurs 100 kVA, puis dans un second temps par des mesures réalisées sur un transformateur 160 kVA. Les résultats de ces mesures sont comparés aux résultats donnés par des simulations.
- L'impact des harmoniques sur la durée de vie des transformateurs

L'annexe A donne le calcul de la puissance dissipée dans une plaque conductrice parcourue par un courant et soumise à un champ magnétique. Cette expression sert de base à la détermination de la résistance alternative des enroulements d'un transformateur. Les annexes B et C donnent respectivement les schémas Simulink simulant le comportement thermique des transformateurs et un descriptif plus précis de l'installation ayant permis de réaliser les essais sur les câbles basse tension.

Chapitre 1

Impact de la pollution harmonique sur les matériels de réseau : Etat de l'art

Sommaire

1.1. DEFINITIONS DES HARMONIQUES	17
1.1.1. Les sources d'harmoniques.....	17
1.1.2. Caractérisation et définitions.....	20
1.1.3. Harmoniques et composantes symétriques	22
1.2. ANALYSE HARMONIQUE DE CHARGES USUELLES	23
1.2.1. Variateur de vitesse pour machine asynchrone	23
1.2.2. Ordinateur.....	23
1.2.3. Lampe basse consommation.....	24
1.3. LES EFFETS RECENSES SUR LES DIFFERENTS MATERIELS	24
1.3.1. Relais de commande statique	25
1.3.2. Banc de capacités.....	25
1.3.3. Isolants électriques	25
1.3.4. Protections électriques.....	26
1.3.5. Compteurs électriques.....	29
1.3.6. Câbles.....	31
1.3.7. Transformateurs.....	33
1.3.8. Moteurs à induction	40
1.4. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	44

Dans un premier temps, ce premier chapitre a pour but de définir et caractériser la notion d'harmoniques, en précisant les différentes sources génératrices et les équations communément utilisées. La seconde partie de ce chapitre essaie de lister et décrire les différents problèmes que peuvent causer les harmoniques sur les matériels connectés au réseau électrique. Cette liste – non exhaustive – permettra de dégager les différents points étudiés dans la suite.

1.1. Définitions des harmoniques

Une perturbation harmonique est définie comme une déformation de la forme d'onde d'un signal sinusoïdal pur. Sur le réseau électrique, les perturbations de la forme d'onde sont principalement dues à la présence de charges non linéaires. On peut prendre l'exemple des variateurs de vitesse, des ballasts électroniques pour l'éclairage, des matériels informatiques et plus généralement des appareils possédant un étage d'entrée avec des composants d'électronique de puissance (Figure 1-1).

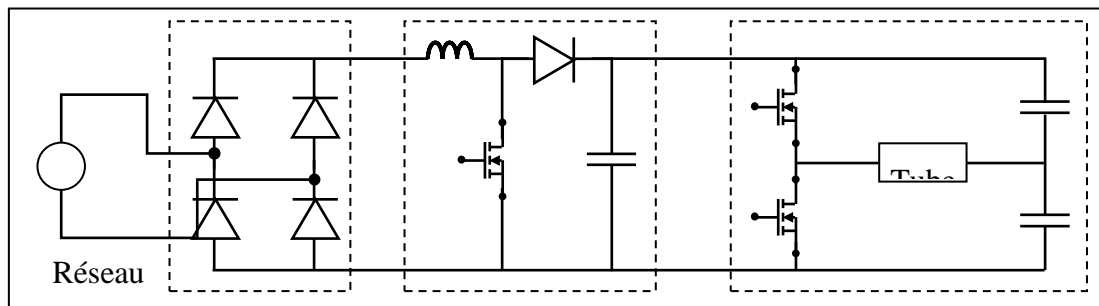


Figure 1-1 : Schéma d'un tube d'éclairage à ballast électronique

1.1.1. Les sources d'harmoniques

Les harmoniques sont des tensions et courants sinusoïdaux dont les fréquences sont des multiples entiers de la fréquence du réseau. Les courants harmoniques sont produits dans de faibles proportions et avec de faibles niveaux de distorsion par les appareils de production, de transport et de distribution de l'électricité. Ce sont les charges domestiques et industrielles qui provoquent la plus grande proportion de courants harmoniques avec des niveaux de distorsion relativement élevés.

1.1.1.1. Les appareils de production, de transport et de distribution

On retrouve dans cette catégorie les alternateurs et les transformateurs. La tension

délivrée par un alternateur ne peut pas être parfaitement sinusoïdale, mais le choix de la distribution des enroulements et du nombre d'encoches par pôle réduit considérablement l'amplitude de ces harmoniques. En ce qui concerne les transformateurs, c'est la saturation du circuit magnétique qui va créer une déformation de la tension secondaire (cas d'une alimentation par le primaire). Avec la courbe de saturation représentée sur la Figure 1-2, inspirée d'un transformateur HTA-BT, et avec une tension primaire égale à 1.2 pu, les taux d'harmoniques de la tension secondaire sont inférieurs à 0,5%. Les harmoniques de tension créés dans ces situations sont donc très faibles.

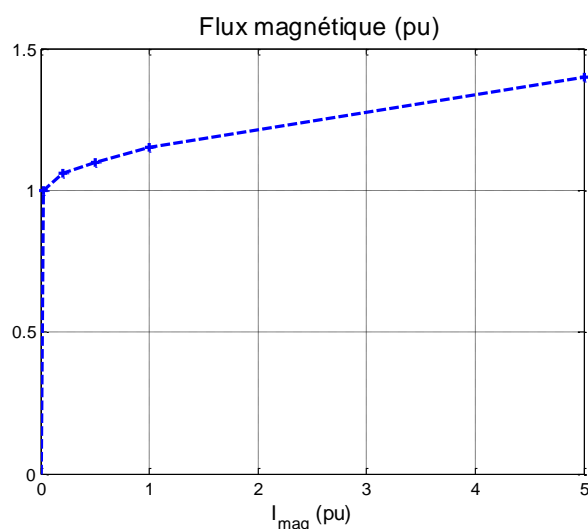


Figure 1-2 : Courbe de saturation d'un transformateur HTA-BT (courant d'enclenchement 13 pu, constante de temps 0,5s).

1.1.1.2. Les charges industrielles

Dans ces charges industrielles, on va retrouver tous les convertisseurs de puissance (redresseur, onduleur), les fours à arc, les fours à induction et d'autres matériels. Les appareils équipés de convertisseurs statiques représentent une part importante de la pollution harmonique générée par les charges industrielles, et ceci est d'autant plus vrai que leur nombre et la puissance installée ne font qu'augmenter (variateur de machine asynchrone, redresseur sur charge RL pour alimenter une machine à courant continu...). La Figure 1-3 montre la tension et le courant absorbés par un variateur pour moteur asynchrone, avec notamment un courant riche en harmoniques.

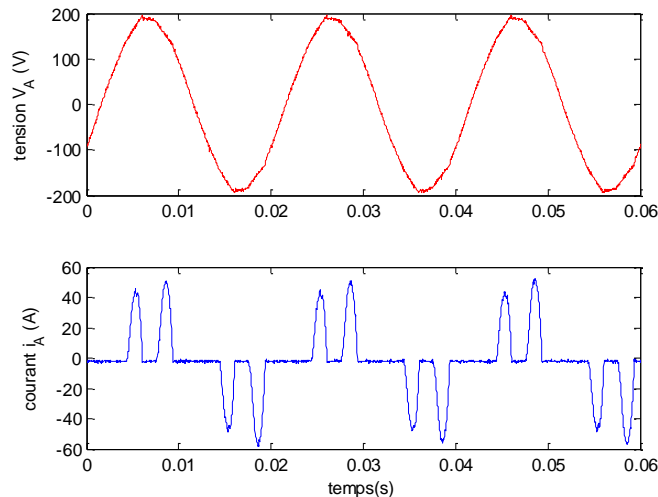


Figure 1-3 : Tension (rouge) et courant (bleu) absorbés par un variateur 1270V-6kVA pour moteur asynchrone (mesures)

1.1.1.3. Les charges domestiques

Les charges domestiques ont des puissances unitaires bien inférieures à celles des charges industrielles. Mais comme elles sont nombreuses et peuvent fonctionner en même temps (le pic observé lors du journal de 20h en est un parfait exemple) pendant une longue durée, elles peuvent fortement perturber les formes d'ondes du courant et de la tension. Les appareils qui contribuent le plus à la distorsion des grandeurs électriques sont les récepteurs de télévision, les ordinateurs, les appareils commandés par des triacs (gradateur de lumière, équipements électroménagers) et les lampes fluorescentes.

Les appareils électroniques grand public et les lampes à ballast sont en général alimentés par des ponts redresseurs à diode avec une forte capacité pour filtrer la tension redressée. Tous les appareils équipés par ces convertisseurs absorbent des courants sous forme d'impulsions de courant (Figure 1-4) qui ont un contenu harmonique riche mais ne sont pas forcément en phase (pont redresseur avec capacité et lampes basse consommation ne fournissent pas des courants en phase). La Figure 1-5 montre la tension et le courant absorbés par une lampe basse consommation.

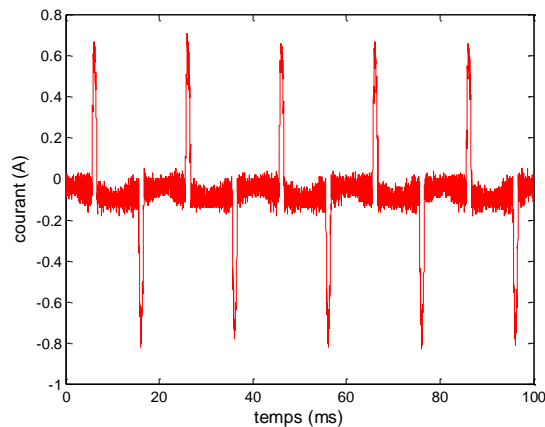


Figure 1-4 : Courant absorbé par un écran plat d'ordinateur (mesure)

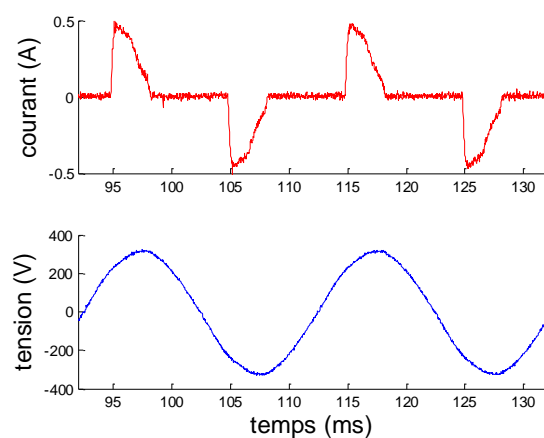


Figure 1-5 : Tension et courant absorbés par une lampe basse consommation 2×15W-230 V (mesures)

1.1.2. Caractérisation et définitions

Le contenu harmonique d'une grandeur peut être calculé en utilisant la décomposition en série de Fourier. Ainsi, nous obtenons pour un signal de période T les coefficients de la décomposition de la façon suivante :

$$i(t) = \sum_{-\infty}^{+\infty} C_h e^{2j\pi h \frac{t}{T}} \quad \text{où} \quad C_h = \frac{1}{T} \int_T i(t) e^{-2j\pi h \frac{t}{T}} dt$$

Ou

$$i(t) = A_0 + \sum_{h=1}^{+\infty} A_h \cos(2\pi h \frac{t}{T}) + B_h \sin(2\pi h \frac{t}{T}) \quad \text{où} \quad \begin{cases} A_0 = \frac{1}{T} \int_T i(t) dt \\ A_h = \frac{2}{T} \int_T i(t) \cos(2\pi h \frac{t}{T}) dt \\ B_h = \frac{2}{T} \int_T i(t) \sin(2\pi h \frac{t}{T}) dt \end{cases}$$

On peut alors exprimer les valeurs efficaces de chacun des rangs harmoniques par les

relations suivantes :

$$I_h = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{A_h^2 + B_h^2} \quad \text{ou} \quad I_h = \sqrt{2C_h C_h^*}$$

L'importance du contenu harmonique d'un signal peut être quantifiée globalement grâce au taux de distorsion harmonique qui est défini par :

$$THD = \frac{\sqrt{I_2^2 + I_3^2 + \dots}}{I_1}$$

La présence d'harmoniques va en fait augmenter la valeur efficace totale I du courant par rapport au signal sinusoïdal pur :

$$I = \sqrt{I_1^2 + I_2^2 + I_3^2 + \dots} = I_1 \sqrt{1 + THD^2}$$

Les harmoniques vont aussi détériorer le facteur de puissance des installations électriques. Ce facteur de puissance est défini comme le rapport de la puissance active transmise sur la puissance apparente. Les différentes puissances en présence d'harmoniques de courant et de tension ont la forme suivante:

- La puissance active totale P :

$$P = \sum_{h=1,2,\dots}^{\infty} V_h I_h \cos \theta_h$$

Où

θ_h est le déphasage entre le courant et la tension de rang h .

V_h est la valeur efficace de la tension pour le rang h .

I_h est la valeur efficace du courant pour le rang h .

- La puissance réactive Q :

$$Q = \sum_{h=1,2,\dots}^{\infty} V_h I_h \sin \theta_h$$

- Le facteur de puissance :

$$F_p = \frac{P}{S}$$

Où

S est la puissance apparente définie par :

$$S = \sqrt{3}UI$$

Avec U et I respectivement les valeurs efficaces de la tension et du courant.

En présence de signaux de courant et/ou de tension non sinusoïdaux, l'égalité $S^2 = P^2 + Q^2$ n'est plus vérifiée. On introduit alors la puissance déformante D , permettant d'exprimer la puissance apparente de la façon suivante :

$$S^2 = P^2 + Q^2 + D^2$$

1.1.3. Harmoniques et composantes symétriques

1.1.3.1. Cas de signaux équilibrés

Si le signal fondamental à 50 Hz constitue un signal triphasé direct lorsque le réseau et les charges sont équilibrés, les harmoniques peuvent comporter des composantes inverses ou homopolaires selon le rang harmonique. En effet un signal équilibré peut s'écrire pour les trois phases :

$$\begin{aligned} s_A(t) &= f(t) \\ s_B(t) &= f(t - T/3) \\ s_C(t) &= f(t + T/3) \end{aligned}$$

La composante de rang h de ce signal s'écrit alors :

$$\begin{aligned} s_A^h(t) &= f_h(ht) \\ s_B^h(t) &= f_h(ht - hT/3) \\ s_C^h(t) &= f_h(ht + hT/3) \end{aligned}$$

Il faut alors discriminer selon que $h = 3p$, ou $h = 3p+1$ ou $h = 3p+2$:

$h = 3p$	$h = 3p+1$	$h = 3p+2$
$s_A^{3p}(t) = f_h(3pt)$	$s_A^{3p+1}(t) = f_h(ht)$	$s_A^{3p+2}(t) = f_h(ht)$
$s_B^{3p}(t) = f_h(3pt)$	$s_B^{3p+1}(t) = f_h(ht - T/3)$	$s_B^{3p+2}(t) = f_h(ht + T/3)$
$s_C^{3p}(t) = f_h(3pt)$	$s_C^{3p+1}(t) = f_h(ht + T/3)$	$s_C^{3p+2}(t) = f_h(ht - T/3)$
système homopolaire	système direct	système inverse

Il s'en suit donc que les caractéristiques des harmoniques en termes de composantes symétriques sont les suivantes :

Tableau 1-1 : Caractéristiques des composantes symétriques des premiers rangs harmoniques, avec d (direct), i (inverse) o (homopolaire)

rang	1	2	3	4	5	6	7	...
composante symétrique	d	i	o	d	i	o	d	...

1.1.3.2. Cas de signaux déséquilibrés

Lorsque les signaux sont déséquilibrés, chaque rang harmonique peut contenir plusieurs de ces composantes symétriques. Par exemple, si les harmoniques de rang $3h$ sont préférentiellement homopolaires, ils peuvent contenir une fraction de composante directe ou inverse.

1.2. Analyse harmonique de charges usuelles

1.2.1. Variateur de vitesse pour machine asynchrone

L'analyse harmonique du courant présenté sur la Figure 1-3 donne le contenu suivant :

Tableau 1-2 : Spectre harmonique du courant d'un variateur de vitesse

Rang k	1	3	5	7	11	13
taux I_k/I_1 (%)	100	11	81	74	35	26

Avec

I_k la valeur efficace du courant harmonique de rang k .

I_1 la valeur efficace du courant fondamental.

Le taux de distorsion harmonique du courant (THD_i) est égal à 120% pour un courant de 20 A efficace, une puissance de 5.3kW et un facteur de puissance égal à 0.63

On peut aussi noter la présence d'harmoniques 3 lié à un léger déséquilibre du variateur.

1.2.2. Ordinateur

L'analyse harmonique du courant présenté sur la Figure 1-4 donne le contenu suivant :

Tableau 1-3 : Spectre harmonique du courant d'un ordinateur

Rang k	1	3	5	7	9	11	13	15	17	19	21
taux I_k/I_1 (%)	100	95	91	82	73	63	52	41	30	20	10

Le taux de distorsion harmonique du courant (THD_i) est égal à 220% pour un courant de 0.2 A efficace. La valeur efficace du fondamental est égale à 80 mA.

1.2.3. Lampe basse consommation

L'analyse harmonique du courant présenté sur la Figure 1-5 donne le contenu suivant :

Tableau 1-4 : Spectre harmonique du courant dans une lampe basse consommation

Rang k	1	3	5	7	9	11	13
taux I_k/I_1 (%)	100	77	42	19	16	12	9

Le taux de distorsion harmonique du courant (THD_i) est égal à 95% pour un courant de 0.2 A efficace, une puissance de 28 W et un facteur de puissance égal à 0.66.

1.3. Les effets recensés sur les différents matériels

Les premiers problèmes causés par la présence d'harmoniques sur un réseau sont, d'une part l'augmentation de la valeur efficace du courant global consommé et, d'autre part, la dégradation du facteur de puissance. De plus, les harmoniques ont des effets néfastes sur les matériels. On peut classer les effets néfastes des harmoniques en deux grandes parties :

- les effets dits à court terme qui sont visibles tout de suite.
- les effets dits à long terme qui eux mettront plus de temps à apparaître et sont plus délicats à quantifier.

Effets à court terme

Le principal effet à court terme des harmoniques sur un réseau est la perturbation du bon fonctionnement des matériels électroniques reliés à ce réseau. La présence d'harmoniques peut faire apparaître des couples pulsatoires qui vont perturber le fonctionnement des appareils et générer des vibrations, ce qui va causer du bruit supplémentaire. La modification de la valeur instantanée du courant due aux harmoniques peut également engendrer des déclenchements intempestifs des relais et dispositifs de protection.

Effets à long terme

Les effets dit à long terme se traduisent par une diminution de la durée de vie des matériels qui sera amenée par :

- Une fatigue mécanique supplémentaire due aux couples pulsatoires et aux

vibrations résultant de champs tournants créés par les harmoniques.

- Un échauffement supplémentaire généré par la circulation d'harmoniques dans les matériels.

1.3.1. Relais de commande statique

Les relais de commande, que l'on peut trouver dans des applications telles que les imprimantes et les photocopieurs, peuvent présenter un dysfonctionnement en présence d'harmoniques. Il a été relevé de nombreux problèmes au niveau des photocopieurs dans des bâtiments pollués par des charges non linéaires, les imprimantes indiquant un problème de température qui pourrait être dû à de mauvaises commutations des relais statiques. Ces relais ont une commutation aux zéro de tension, sensible aux harmoniques, et présentant des défauts de commutation à l'ouverture et à la fermeture. Le pourcentage de mauvais fonctionnement augmente avec l'augmentation du taux de distorsion harmonique en tension. Cependant, il semble difficile de pouvoir généraliser l'impact des harmoniques sur ce type de matériels car chaque relais réagit différemment aux harmoniques [1].

1.3.2. Banc de capacités

Les problèmes rencontrés sur les bancs de capacités sont principalement dus aux résonances créées par la connexion de ces bancs sur le réseau électrique. Les décharges partielles dans les isolants sont une des causes de la dégradation de l'isolation. La présence d'harmoniques et le phénomène de résonance vont augmenter la valeur du courant qui circule dans les capacités, entraînant alors une augmentation de la température. Le stress thermique qui en résulte va diminuer l'immunité de l'isolant. Si ce stress thermique est fort, l'isolant présent dans les bancs de capacités peut subir des décharges partielles qui vont éroder et dégrader l'isolant, pouvant mener à une destruction de la capacité. Une bonne étude lors de l'installation de bancs de capacités et lors de la modification de l'installation électrique évitera sans doute de créer des résonances qui détérioreront les capacités [2-5].

La quantification plus précise de l'impact des harmoniques sur les bancs de capacités passe par l'analyse du vieillissement des isolants électriques présents dans celles-ci.

1.3.3. Isolants électriques

La qualité de la tension impacte directement la durée de vie des isolants présents

dans les câbles et les condensateurs [6-8]. Les isolants utilisés dans ces éléments sont principalement du polyéthylène (normal ou réticulé chimiquement) pour les câbles de transport d'énergie HTB et du polypropylène dans les condensateurs. Les câbles BT-HTA, sont quant à eux, réalisés avec du polyéthylène réticulé.

Afin de déterminer l'influence de la distorsion de la tension sur la durée de vie des isolants, on utilise les facteurs définis dans l'équation (1-1) :

$$K_p = \frac{V_p}{V_{1p,n}} \quad K_{rms} = \frac{V}{V_{1,n}} \quad K_s = \sqrt{\sum_{h=1}^H h^2 \left(\frac{V_h}{V_{1,n}}\right)^2} \quad (1-1)$$

Avec

V_p la valeur crête de la tension distordue.

$V_{1p,n}$ la valeur crête de la tension fondamentale nominale.

V la valeur efficace de la tension distordue.

$V_{1,n}$ la valeur efficace de la tension fondamentale nominale.

V_h la valeur efficace de la tension harmonique de rang h .

h le rang maximum des harmoniques de tension considérés.

Le coefficient K_p traduit l'effet des harmoniques sur la valeur crête de la tension, K_{rms} traduit l'effet sur la valeur efficace et K_s semble quant à lui traduire l'effet capacitif.

La durée de vie d'un isolant est définie par l'équation (1-2) :

$$\ln(t_f) = \ln(t_{f_0}) - a \ln(K_s) - b \ln(K_p) - c \ln(K_{rms}) \quad (1-2)$$

Avec

t_f la durée de vie.

t_{f_0} la durée de vie nominale.

a , b et c des coefficients propres au type d'isolant considéré.

Les études basées sur les équations (1-1) et (1-2) montrent que la durée de vie peut être fortement réduite lorsque la tension d'alimentation est fortement perturbée [6-8].

Le coefficient K_p est le coefficient qui va avoir le plus fort impact sur la durée de vie des isolants. Cependant les valeurs utilisées dans ces études ne semblent pas être représentatives des valeurs que l'on peut trouver sur le réseau de distribution électrique.

1.3.4. Protections électriques

1.3.4.1. Relais de protection

Les relais de protection présents sur le réseau électrique vont être affectés dans leur bon fonctionnement par la distorsion de la forme d'onde créée par la présence

d'harmoniques. Les relais de protection de mise à la terre, incapables de faire la différence entre les courants homopolaires et les harmoniques multiples de 3 (qui sont en fait homopolaires) peuvent déclencher en présence d'harmoniques [9].

Les relais de surintensité vont quant à eux voir leur performance dégradées par la présence d'harmoniques de courant. Chaque type de relais va avoir une réponse différente vis à vis des harmoniques, ce qui rend difficile une généralisation de l'impact des harmoniques sur ce type de matériels. On peut cependant remarquer que les harmoniques vont agir sur la valeur du seuil de déclenchement du relais ainsi que sur le temps de fonctionnement. Les relais de protection basés sur des technologies numériques ne seront influencés que par l'augmentation du courant efficace et non par les différentes fréquences contenues dans le spectre harmonique du courant [9-11].

1.3.4.2. Les protections différentielles

D'une façon générale, en fonctionnement normal, les protections différentielles sont peu perturbées par les harmoniques de courant qui sont des perturbations de mode différentiel (la somme instantanée des courants de phases et du neutre étant nulle).

La présence d'harmoniques de tension aux bornes des capacités de filtrage va générer des courants de fuite supplémentaires qui vont venir se superposer aux courants de fuite 50Hz et aux phénomènes HF. Ils peuvent alors provoquer des déclenchements intempestifs soit sur ouverture ou fermeture d'un contacteur, soit sur mise sous tension d'éclairage [12].

1.3.4.3. Disjoncteurs magnétothermiques

Les protections magnétothermiques protègent les installations et les matériels contre les surcharges et les surintensités. La partie thermique est composée d'une lame bimétallique (bilame) qui va se déformer en cas de surcharge. La partie magnétique intervient contre les surintensités et les courts-circuits. En service normal, l'induction magnétique produite par la circulation de courant n'est pas suffisante pour attirer l'armature mobile ; le circuit est fermé. Si un défaut apparaît dans le circuit en aval du disjoncteur de canalisation, le courant de court-circuit provoque une violente aimantation de l'armature mobile. Cela a comme conséquence d'ouvrir le circuit aval du disjoncteur en 0,1sec au maximum.

Pour un courant efficace constant, la présence d'harmoniques n'aura pas d'influence

sur la partie thermique car elle est sensible au courant efficace et non à la fréquence. Par contre, la partie magnétique peut déclencher en présence d'harmoniques alors que la valeur du courant ne l'impose pas [13].

On trouve aujourd'hui de plus en plus de relais de protection numériques qui eux ne sont pas influencés par les harmoniques, et ce, même avec des forts taux d'harmoniques [14].

1.3.4.4. Fusibles

Les fusibles peuvent être constitués de trois façons différentes :

- soit de façon verticale
- soit de façon horizontale
- soit en U

L'effet de peau crée une augmentation de la résistance totale et de la puissance dissipée en présence d'harmoniques de courant. Pour les hautes fréquences, il y a donc une nécessité de déclasser et de réduire le courant admissible afin de se prémunir de températures excessives [15].

Il existe deux méthodes de déclassement des fusibles pour des courants sinusoïdaux, la première basée sur la puissance dissipée (F_p) et la deuxième basée sur le courant maximum admissible (F_c), décrites par les équations (1-3) et (1-4) respectivement :

$$F_p = \frac{I_h}{I_n} = \sqrt{\frac{R_n}{R_h}} \quad (1-3)$$

Avec

I_n le courant assigné du fusible à 50Hz (ou 60Hz).

I_h le courant assigné pour des fréquences plus élevées.

R_n la résistance à 50 Hz (ou 60Hz).

R_h la résistance pour des fréquences plus élevées.

$$F_c = \frac{I_h}{I_n} = \frac{W_n}{W_h} \quad (1-4)$$

Avec

W_n le coefficient d'augmentation à 50Hz (égal à 1).

W_h le coefficient d'augmentation pour des fréquences plus élevées.

Ces coefficients montrent que les fusibles sont sensibles à la fréquence quand celle-ci atteint des valeurs supérieures à 1kHz. Comme les profils harmoniques des courants

présents sur le réseau sont composés principalement de composantes basse fréquence (inférieures au kHz), il n'est donc pas nécessaire de déclasser les fusibles qui ne se trouvent pas directement en amont de charges rejetant des harmoniques haute fréquence. Par contre, les harmoniques haute fréquence que l'on va retrouver en aval d'appareils tels que des variateurs, provoqueront un déclassement des fusibles.

1.3.5. Compteurs électriques

La présence d'harmoniques sur le réseau peut perturber la mesure de puissance et introduire des erreurs sur celle-ci. Les compteurs d'énergie électromécanique sont composés d'un circuit magnétique, d'un disque et de bobines (Figure 1-6). La tension et le courant qui vont circuler dans l'appareil vont créer un flux dans le circuit magnétique, ce qui va créer un flux dans l'entrefer du circuit. Ce flux va générer des courants de Foucault dans le disque, et ces courants vont alors créer des forces de Laplace sur ce disque. Ces forces génèrent un couple qui va faire tourner le disque à une certaine vitesse, donnant ainsi l'indication de consommation de puissance.

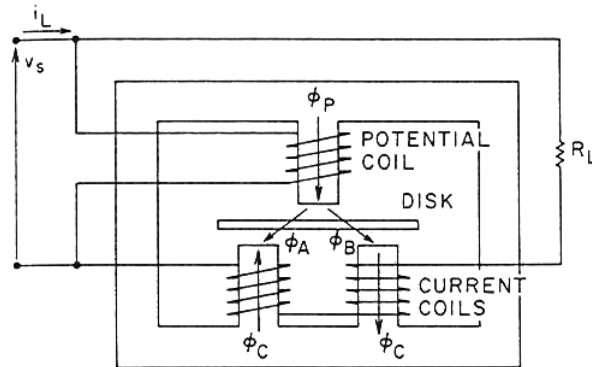


Figure 1-6 : Circuit magnétique d'un wattmètre à induction

Dans le cas d'une perturbation harmonique, on va avoir une augmentation du couple de rotation du disque et donc une erreur sur la mesure de la puissance consommée.

Considérons une tension d'alimentation et un courant de charge de la forme :

$$V_s = \hat{V}_1 \sin(\omega_1 t) + \hat{V}_h \sin(\omega_h t + \phi_{hv}) \quad (1-5)$$

$$I_l = \hat{I}_{L1} \sin(\omega_1 t) + \hat{I}_{Lh} \sin(\omega_h t + \phi_{hi}) \quad (1-6)$$

Cette tension et ce courant vont créer respectivement un flux ϕ_p et ϕ_c . Fuchs donne dans [16] une expression du couple de rotation du disque en présence d'harmoniques.

Cette expression est composée de deux termes : le premier terme de cette équation correspond au couple fourni par le fondamental et le deuxième correspond au couple fourni par les harmoniques. Ce wattmètre à induction indiquera une consommation plus importante en présence d'harmoniques, et le client devra payer pour ces harmoniques. Des essais ont été réalisés par Mr Fuchs en 1987 [16] sur un wattmètre à induction. Ces essais montrent que l'erreur est inférieure à 2%.

Sur le réseau électrique, on va recenser environ 35 à 40 millions de compteurs qui se divisent en 2 catégories : mécaniques et électroniques. Actuellement, on trouve 2/3 de compteurs mécaniques et 1/3 de compteurs électroniques. La classe de ces appareils définit la précision de la mesure. En résidentiel, on trouve des classes 2% et en milieu industriel des compteurs de classe 0.5%. Empiriquement, la présence d'harmoniques ajoute 0.5% d'erreur à la classe du compteur.

Afin de vérifier le bon fonctionnement des compteurs électroniques, le service comptage de la R&D réalise des essais sur ceux-ci. Comme les compteurs mécaniques, l'indication de consommation donnée par les compteurs électroniques prend en compte la puissance fondamentale et la puissance harmonique. L'essai sur les compteurs EDF est réalisé en injectant, en plus du fondamental, un seul rang harmonique avec un niveau de distorsion de 20% sur le courant et la tension. Afin de calculer l'erreur de lecture, on mesure la puissance consommée avec un wattmètre de précision et on la compare à celle donnée par le compteur électronique. L'erreur maximale entre la mesure donnée par le compteur et la mesure du wattmètre de précision, puissance harmonique incluse, est de 0.05% avec un THD en tension et en courant de 20%.

La perturbation des harmoniques sur l'indication de consommation des compteurs d'énergie EDF est faible (inférieure à 0.5% pour les compteurs mécaniques), voire négligeable pour les compteurs électroniques (inférieure à 0.05%). La politique d'EDF, à long terme, est de remplacer les compteurs mécaniques par des compteurs électroniques.

1.3.6. Câbles

1.3.6.1. Augmentation des pertes Joule

La présence d'harmoniques va, pour une même puissance, augmenter la valeur efficace du courant qui circule dans les câbles électriques. En première approximation, les pertes présentes dans un câble sont les pertes par effet Joule, qui sont proportionnelles au carré de la valeur efficace du courant. On comprend bien alors que les harmoniques de courant vont créer des pertes supplémentaires dans les câbles électriques [17-18]. Le calcul des pertes Joule dans les câbles peut être défini de la façon suivante :

$$P_j = \sum_{n=1}^{\infty} R_n I_n^2 = R_1 I_1^2 + \sum_{n=2}^{\infty} R_n I_n^2 = P_1 + P_h \quad (1-7)$$

Le conducteur de neutre des câbles BT va lui aussi être affecté par la présence d'harmoniques de courant sur les réseaux électriques car les composantes homopolaires circulent dans celui-ci. Cette augmentation de pertes, créée par les harmoniques circulant dans les câbles va augmenter la température de fonctionnement du câble.

1.3.6.2. Augmentation de la température

L'augmentation des pertes par effet Joule dans les câbles va faire augmenter la température de ceux-ci, et notamment dans les gaines comportant les 3 phases et le neutre. Dans une installation avec des charges non linéaires générant beaucoup d'harmoniques 3, le courant dans le neutre peut atteindre 1,73 fois celui de la phase alors que le neutre possède souvent la même section ou une section inférieure à la phase.

Dans le cas des installations internes aux clients, la norme NFC 15-100 précise la section du câble de neutre en fonction de la pollution harmonique :

- Section du neutre < Section des phases : Présence de courants harmoniques de rang 3 et multiples de 3 dont le taux est inférieur à 15% (section > 16 mm²).
- Section du neutre = Section des phases : Présence de courants harmoniques de rang 3 et multiples de 3 dont le taux est compris entre 15% et 33%.

- Section du neutre > Section des phases : Présence de courants harmoniques de rang 3 et multiples de 3 dont le taux est supérieur à 33% (section > 16 mm²).

Dans [19-20], on trouve une étude de la température d'un câble basse tension 4*2,5mm². Dans cet article, l'auteur a voulu quantifier l'augmentation de la température due aux harmoniques. Pour cela il a réalisé des simulations par éléments finis ainsi que des calculs analytiques avec les différentes équations de la thermique. Ces résultats de simulation sont comparés à des mesures obtenues en plaçant des thermocouples au centre du câble. Le profil harmonique du courant et de la tension, auquel est soumis le câble, a été choisi pour simuler un profil typique d'alimentation de PC. Les résultats de l'étude montre une augmentation importante de la température de fonctionnement du câble en présence d'harmoniques. Cette augmentation de la température est surtout due à la présence de courants dans le conducteur de neutre qui va en fait agir comme une quatrième source de chaleur et ainsi participer à l'échauffement du câble. L'impact sur des câbles ne possédant pas de conducteur de neutre est moins important.

1.3.6.3. Influence sur la durée de vie

L'augmentation de la température de fonctionnement des câbles va se traduire par un vieillissement prématuré de l'isolant qui entoure l'âme des conducteurs, et donc une réduction de la durée de vie du câble. La loi de vieillissement principalement utilisée est la loi d'Arrhenius décrite par l'équation (1-19). On peut voir dans [21-22] que l'augmentation de température va réduire considérablement la durée de vie théorique du câble (durée de vie réduite de 50% pour un THD_i de 24%). Comme l'étude est menée proche de la température maximale admissible par l'isolant, l'impact des harmoniques sur la durée de vie est important. Il serait aussi judicieux pour ce type de matériel de prendre en compte le taux de charge du câble dans le calcul de la durée de vie.

1.3.6.4. Cas particulier du conducteur de neutre

La présence de plus en plus importante sur le réseau électrique de charges non linéaires monophasées avec une forte composante d'harmoniques 3 va entraîner des problèmes au niveau du conducteur de neutre. En régime équilibré, avec des charges

linéaires connectées au réseau triphasé, le courant dans le neutre est nul. Mais actuellement, du fait des nombreuses charges non linéaires (ordinateurs, téléviseurs, lampes basses consommations...), le contenu harmonique du courant est riche [23-25]. La particularité des harmoniques de rang $3k$ est qu'ils s'additionnent arithmétiquement dans le neutre. La valeur efficace du courant dans le neutre peut atteindre, dans le pire des cas, 1,73 fois la valeur efficace du courant dans la phase. Ces charges non linéaires peuvent alors créer un excès de courant dans le neutre qui pourrait conduire dans le pire des cas à un incendie.

Au niveau CEM, on peut voir apparaître des perturbations conduites en mode commun. L'une des manifestations des perturbations conduites en mode commun, dans un système triphasé, est la différence de tension entre le neutre et la terre. La combinaison d'un fort courant harmonique avec l'impédance du neutre à la fréquence de cet harmonique va causer une chute de tension dans le neutre et donc une différence de potentiel entre le neutre et la terre. Par exemple, les constructeurs d'ordinateurs préconisent que cette tension soit inférieure à une valeur comprise entre 0.5 et 3 volts efficace, en fonction de la fréquence [23].

1.3.6.5. Conclusion

La circulation d'harmoniques de courant dans les câbles d'alimentation électrique va augmenter la valeur efficace du courant ce qui va avoir pour effet d'augmenter les pertes Joule dans les câbles, et donc par la même occasion, la température de l'âme et des isolants des conducteurs. L'impact des harmoniques sera encore plus fort sur des structures de câble possédant un conducteur de neutre, celui-ci se comportant comme une quatrième source de chaleur. Cette augmentation de température va directement impacter la durée de vie du câble.

1.3.7. Transformateurs

1.3.7.1. Influence sur les pertes du transformateur

Les pertes dans les transformateurs sont généralement définies comme la somme des pertes en charge et des pertes à vide comme indiqué sur la Figure 1-7.

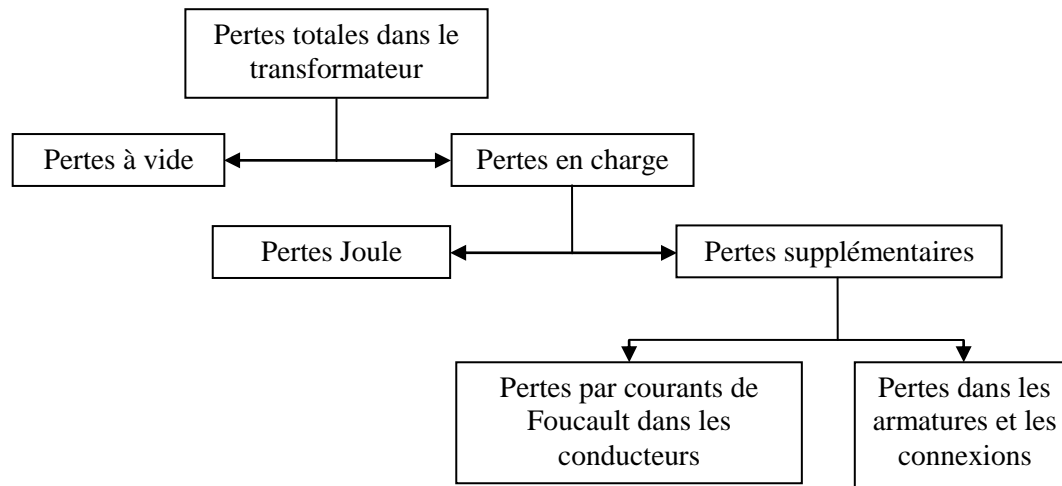


Figure 1-7 : Diagramme des pertes d'un transformateur

Les pertes totales d'un transformateur peuvent alors s'exprimer comme présentées dans l'équation (1-8).

$$P_{total} = P_{nl} + P_{ll} \quad (1-8)$$

Avec,
 P_{total} les pertes totales,
 P_{nl} les pertes à vide,
 P_{ll} les pertes en charge.

Les pertes dites à vide correspondent à la magnétisation du transformateur et les pertes en charge correspondent aux pertes dues à la circulation d'un courant dans les enroulements du transformateur. On retrouve dans ces pertes en charge un terme représentant les pertes Joule dans les conducteurs du transformateur et un terme qui représente les « pertes supplémentaires ». Ces dernières pertes peuvent être définies comme les pertes créées dans les matériaux conducteurs (enroulements, écran, structure....) par les flux de fuites présents dans le transformateur. Ces pertes peuvent être séparées en deux parties, l'une représentant les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs et l'autre les pertes dans les matériaux conducteurs autres que les enroulements. Les pertes en charge peuvent alors s'écrire de la façon suivante :

$$P_{ll} = P_j + P_{ec} + P_{osl} \quad (1-9)$$

Avec
 P_j les pertes Joule dans les enroulements créées par le courant de charge et la résistance en continue,
 P_{ec} les pertes par courants de Foucault dans les enroulements,
 P_{osl} les pertes par courants de Foucault dans les matériaux conducteurs autres que les enroulements.

La présence d'harmoniques sur les courants aux bornes du transformateur va avoir un impact direct sur les pertes de celui-ci. En ce qui concerne les pertes Joule dues à la résistance en continu, elles vont varier avec l'augmentation de la valeur efficace du courant. D'autre part pour les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs, il est généralement considéré qu'elles évoluent avec le carré du courant et le carré de la fréquence (ou du rang harmonique h) [26]. Ces pertes peuvent alors s'écrire de la façon suivante :

$$P_{ec} = P_{ec-r} \sum_{h=1}^{h=\max} h^2 \left(\frac{I_h}{I_R} \right)^2 \quad (1-10)$$

Avec

P_{ec} les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs,

P_{ec-r} les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs sous régime nominal (courant à 50 Hz),

h le rang harmonique,

I_h la valeur efficace du courant de rang h ,

I_R le courant efficace sous les conditions nominales de charge et de fréquence.

Les autres pertes dues aux flux de fuite dans le transformateur vont elles aussi être impactées par la présence d'harmoniques de courant. Il est généralement considéré que ces pertes évoluent avec le carré du courant et avec la fréquence à la puissance 0,8 [26]. On obtient alors des pertes qui, en présence d'harmoniques, s'écrivent de la manière suivante :

$$P_{osl} = P_{osl-r} \sum_{h=1}^{h=\max} h^{0,8} \left(\frac{I_h}{I_R} \right)^2 \quad (1-11)$$

Avec

P_{osl} les pertes créées dans les parties structurelles autres que les conducteurs,

P_{osl-r} les pertes créées dans les parties structurelles autres que les conducteurs sous conditions nominales (courant à 50 Hz).

[27] montre que dans le cas d'un transformateur de 50 kVA, les pertes supplémentaires créées par les harmoniques de courant étaient de l'ordre de 6%. Cette estimation des pertes supplémentaires a été réalisée par des calculs par éléments finis et pour un courant possédant un THD de 21,5%. Les rangs 5, 7 et 11 étaient ceux qui contribuaient le plus à cette augmentation des pertes du fait de leur poids plus important dans le courant.

Dans [17], on trouve une étude des pertes harmoniques et de leur coût, dans un transformateur de 112 kVA. Les calculs montrent une augmentation de 206% pour

les pertes en charge dans le transformateur. Cela peut s'expliquer par la valeur excessive du THD en courant (ici 99%), qui n'est pas représentative de ce que l'on pourrait trouver sur les réseaux de distribution. Les calculs des pertes Joule et des pertes par courants de Foucault dans les conducteurs ont été faites à partir d'estimations des pertes à 50Hz, ce qui rend le calcul encore moins précis.

En conclusion, on peut remarquer que la présence d'harmoniques dans les transformateurs va augmenter, de façon parfois considérable, les pertes dans le transformateur. Cependant, il semble que l'estimation des pertes en présence d'harmoniques passe par la connaissance des pertes par courants de Foucault à 50Hz et des autres pertes P_{osl} sous régime nominal comme le montrent les équations (1-10) et (1-11).

1.3.7.2. Augmentation de la température de fonctionnement

La circulation d'harmoniques dans un transformateur va augmenter les pertes dans celui-ci, comme nous l'avons vu précédemment. Cette augmentation de pertes va avoir comme effet d'augmenter la température de fonctionnement dans ce même transformateur. Dans [28], l'auteur a simulé l'évolution de la température d'un transformateur 31,5MVA 115kV/6,3kV de type ONAF (Circulation naturelle d'huile/Circulation forcée d'air). La modélisation thermique du transformateur et le calcul des pertes ont été réalisés grâce aux équations définies dans [26]. La simulation a été faite sur une période de 24h avec la prise en compte de la variation de la température ambiante et du taux de charge du transformateur au cours de la journée. Trois simulations ont été réalisées : une sans harmoniques, une avec un THD de 10% et une dernière avec un THD de 22%.

On peut voir sur la Figure 1-8 l'évolution de la température de l'huile et de la température du point chaud du transformateur. Dans cette étude, le taux de charge du transformateur varie au cours de la journée (autour de 60% la nuit, et proche de 100% en milieu d'après midi). Cela explique d'une part que l'augmentation de température engendrée par les harmoniques ne soit pas uniforme au cours de la journée et d'autre part que la température du point chaud dépasse les 120°C, définie comme étant la température maximale en régime de surcharge du point chaud par le guide de charge CEI 60076-7.

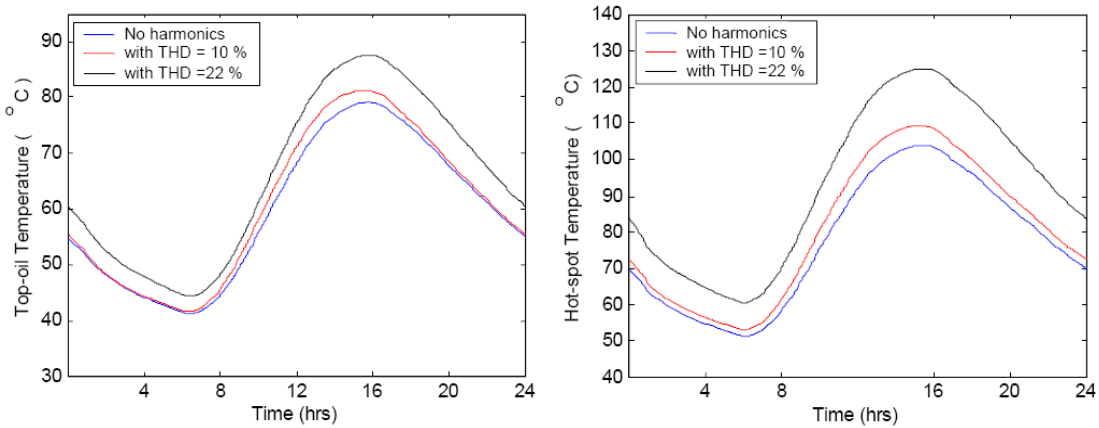


Figure 1-8 : Température de l'huile et du point chaud du transformateur

Les pertes par courants de Foucault étant importantes pour ce type de transformateur, la présence d'harmoniques va augmenter ces pertes de manière considérable, ce qui se traduit sur les températures du transformateur.

L'estimation précise et chiffrée de l'impact des harmoniques à partir des différentes études menées est assez difficile car il manque souvent des informations permettant de conclure. Dans les études menées par simulation, il manque une comparaison avec des mesures [26], et inversement [30]. Lorsque la comparaison est faite il manque alors un essai sur charge linéaire permettant de quantifier le delta de température dû aux harmoniques [29].

1.3.7.3. Réduction de la durée de vie

La durée de vie d'un transformateur peut être ramenée à la durée de vie des isolants autour des conducteurs. On trouve dans les guides de charge CEI 60076-7 [30] et IEEE C57.91/1995 [32], une approche traitant de la durée de vie des isolants dans un transformateur. On peut alors exprimer la durée de vie d'un transformateur grâce à la relation (1-12), tirée de la loi d'Arrhenius :

$$\text{per unit life} = A \exp\left(\frac{B}{\theta_h + 273}\right) \quad (1-12)$$

Avec

θ_h la température maximale au niveau des enroulements,

A et B des constantes.

D'après [30] et [32], la méthode pour calculer la durée de vie d'un transformateur immergé dans un diélectrique de type huile minérale commence par le calcul de la vitesse de vieillissement F_{aa} (ou V suivant le guide de charge). Les équations (1-13)

et (1-14) donnent respectivement la loi permettant de calculer la vitesse de vieillissement pour les isolants papiers thermiquement améliorés et non améliorés.

$$F_{aa} = \exp\left(\frac{15000}{273+110} - \frac{15000}{\theta_h + 273}\right) \quad (1-13)$$

$$\text{où } \theta_h = \theta_{to} + \theta_g + \theta_a$$

Avec

θ_{to} l'augmentation de température maximale de l'huile au dessus de la température ambiante,

θ_g l'augmentation de température maximale du point chaud du bobinage au dessus, de la température maximale de l'huile,

θ_a la température ambiante.

$$V = 2^{(\theta_h - 98)/6} \quad (1-14)$$

Ainsi, en considérant la charge constante, la perte de durée de vie s'exprime de la façon suivante :

$$LOL\% = \frac{F_{aa} * t * 100}{\text{durée de vie normale de l'isolation}} \quad (1-15)$$

Avec

t la durée d'utilisation,

LOL la perte de durée de vie

La définition de la durée de vie présentée par le guide de charge IEEE C57.110/1998 [26] donne en fait un pourcentage de consommation de la durée de vie du transformateur.

La présence d'harmoniques va avoir un impact sur la durée de vie par l'intermédiaire de la montée en température du point chaud des enroulements du transformateur. Ainsi, en présence d'harmoniques, l'estimation de la durée de vie de l'isolant des enroulements se fera toujours grâce aux équations (1-13) et (1-15), l'estimation de la température de l'huile et du point chaud se faisant avec les équations (1-16) et (1-17) [26]

$$\theta_{to} = \theta_{to-r} \left(\frac{P_{ll} + P_{nl}}{P_{ll-r} + P_{nl}} \right)^{0.8} \quad (1-16)$$

$$\theta_g = \theta_{g-r} \left(\frac{1 + F_{HL} \cdot P_{ec-r}(pu)}{1 + P_{ec-r}(pu)} \right)^{0.8} \quad (1-17)$$

$$F_{HL} = \frac{\sum_{h=1}^{h=h_{\max}} I_h^2 h^2}{\sum_{h=1}^{h=h_{\max}} I_h^2} \quad (1-18)$$

Avec

θ_{to-r} la valeur de θ_{to} au point nominal,

θ_{g-r} la valeur de θ_g au point nominal,

I_h la valeur efficace du courant pour le rang h ,

h le rang harmonique.

Le guide de charge CEI 60076-7 de 2005, traitant du transformateur de puissance, précise qu'au delà d'une température de 140°C pour le point chaud, des bulles de gaz peuvent apparaître, ce qui pourrait compromettre la rigidité diélectrique du transformateur. Ce phénomène constitue le risque principal pour les défaillances à court terme. Il est aussi à noter que l'augmentation de température dans les transformateurs va dégrader temporairement les propriétés mécaniques de celui-ci, ce qui peut réduire la tenue au court-circuit. De plus la dilatation de l'huile peut aussi provoquer un débordement de l'huile dans le conservateur. Tous ces événements peuvent se produire lorsqu'on fonctionne au-dessus des valeurs indiquées sur la plaque signalétique.

Les équations (1-13) et (1-15) montrent que la durée de vie du transformateur va être directement liée à la température du point chaud de l'enroulement. La présence d'harmoniques de courant va augmenter les pertes dans les enroulements, et donc augmenter la température. On peut voir grâce aux équations (1-13) et (1-14) que la température de référence pour le calcul de la durée de vie est 110°C pour les isolants papiers thermiquement améliorés et 98°C pour les isolants papiers thermiquement non améliorés. Plus le point de fonctionnement du transformateur sera élevé, plus l'impact des harmoniques sur la durée de vie sera importante. Ce qui signifie que l'impact des harmoniques et le taux de charge du transformateur sont à prendre en considération simultanément pour le calcul de la durée de vie. En d'autres termes, un THD en courant de 50% pour un taux de charge du transformateur de 30% sera moins néfaste pour la durée de vie qu'un THD de 50% avec un taux de charge de 90% [33-34].

1.3.7.4. Conclusion

Les transformateurs sont sensibles aux harmoniques de courant qui vont augmenter leurs pertes en charge, et ainsi contribuer à l'augmentation de la température de fonctionnement de ceux-ci. L'estimation des pertes en présence d'harmoniques passe par la connaissance des pertes par courants de Foucault dans les conducteurs, information difficile à trouver si l'on n'est pas constructeur du transformateur. Plus le transformateur sera chargé, plus l'augmentation de la température en sera importante. La proportion d'harmoniques de courant et le taux de charge du transformateur auront donc tous les deux un impact sur le comportement thermique du transformateur. En ce qui concerne la notion de durée de vie, il est important de bien définir le cas référence. Car si l'on suit les équations (1-13) ou (1-14), tant que la température du point chaud est inférieure à 110°C ou 98°C la présence d'harmoniques ne réduira pas la durée de vie du transformateur.

1.3.8. Moteurs à induction

1.3.8.1. Perturbations mécaniques

La présence d'harmoniques dans l'alimentation va engendrer la création de couples harmoniques dans la machine. Ces couples harmoniques se superposent au couple fondamental et augmentent les vibrations mécaniques subies par la machine, ce qui va augmenter plus rapidement la fatigue mécanique du moteur. Des résultats de simulation montrent des oscillations importantes sur le couple de la machine, et ce, avec une tension d'alimentation ayant un THD de 6,2% [35]. La suppression de certains rangs harmoniques, comme le rang 5 ou 7, dans le contenu harmonique permet de diminuer l'ondulation du couple de la machine [36]. L'utilisation d'onduleurs MLI pour alimenter les machines asynchrones crée aussi des vibrations mécaniques supplémentaires, mais on ne s'intéresse ici qu'aux moteurs alimentés directement par le réseau [37].

1.3.8.2. Influence sur les pertes

Lorsque l'alimentation de la machine est perturbée par la présence d'harmoniques, les pertes à l'intérieur de celle-ci vont augmenter. Les pertes dans une machine à induction peuvent être séparées en trois termes : les pertes Joule, les pertes fer et les pertes mécaniques. A 50Hz, nous pouvons négliger les pertes fer rotoriques car elles

sont fonction de la fréquence rotorique, égale à g fois la fréquence statorique. Ces pertes, pour le régime harmonique, ne sont plus négligeables.

En présence d'harmoniques, la résistance des conducteurs du rotor va augmenter du fait de l'effet de peau. Au niveau du rotor, le glissement très fort pour les composantes harmoniques crée des phénomènes induits qui vont augmenter le courant rotorique (le courant est tout de même limité par l'inductance de fuite du rotor). L'augmentation de la résistance et du courant rotorique vont ainsi faire croître les pertes Joule rotoriques.

La quantification précise des pertes supplémentaires générées par les harmoniques de tension basse fréquence a été peu étudiée. La plupart des études portent sur des associations onduleur MLI et machine où les composantes présentes dans le contenu harmoniques sont plutôt haute fréquence. L'objectif de la thèse étant de quantifier l'impact des harmoniques présents sur le réseau, nous ne nous intéresserons ici qu'au machines alimentées directement par le réseau de distribution.

Des études [38-39] qui se sont penchées sur l'impact des harmoniques sur des moteurs asynchrones monophasés 1,5 kW montrent une augmentation des pertes dans ceux-ci. Lorsque l'on injecte, en plus du fondamental, un seul rang harmonique à hauteur de 10%, on remarque une augmentation des pertes qui peut aller jusqu'à 10% suivant le rang concerné. La présence d'un condensateur de démarrage sur ce type de moteur peut engendrer une résonance qui peut par conséquent augmenter les pertes dues à un rang donné.

1.3.8.3. Augmentation de la température de fonctionnement

Nous avons vu dans la partie précédente que la présence d'harmoniques cause des pertes supplémentaires dans les machines à induction. Ces pertes vont avoir comme effet d'augmenter la température de la machine asynchrone.

Ching-Yin Lee a étudié l'influence d'harmoniques de tension sur le fonctionnement des machines à induction en injectant en plus du fondamental un rang harmonique n à hauteur de 10% ($2 < h < 13$) [40-42]. Le moteur étudié a une puissance de 2,2kW et possède une classe E d'isolement. Les essais ont montré que la présence d'harmoniques entraînait une diminution de 2% du rendement du moteur. Cette diminution du rendement traduit une augmentation des pertes dans la machine et donc une augmentation de sa température. On peut voir dans ces essais que les

harmoniques les plus contraignants sont les harmoniques de rang pair, mais ceux-ci ne sont pas fréquents sur un réseau électrique de distribution. Pour un THD en tension de 10%, l'augmentation de température est comprise entre 5 et 10% pour les rangs harmoniques impairs.

Olivio C.N. Souto dans [43] a aussi étudié l'influence des harmoniques sur la température et la durée de vie des machines à induction grâce à des simulations. L'auteur donne une augmentation de température de 3,9°C (environ 3,3%) pour un taux de distorsion harmonique de 20%. Cette valeur est trop grande pour être représentative de ce que l'on peut trouver sur un réseau électrique. La simulation a été faite à 100% de charge mais on n'a aucune information sur le profil harmonique qui a été injecté.

1.3.8.4. Réduction de la durée de vie

Cette augmentation de température dans les machines à induction va entraîner une diminution de la durée de vie des machines. Comme le définit Brancato dans [44], le vieillissement thermique des isolants dans les matériels électrotechniques est régi par la loi d'Arrhenius décrite par l'équation (1-19) :

$$\frac{d\rho}{dt} = A \exp\left(-\frac{E}{k\theta}\right) \quad (1-19)$$

Avec

$\frac{d\rho}{dt}$ la vitesse de réduction de la durée de vie,

A une constante fonction de l'isolant,

E l'énergie nécessaire à un changement de niveau,

k la constante de Boltzmann,

θ la température.

On peut, à partir de cette équation, tracer la courbe représentant la durée de vie d'une machine en fonction de sa température de fonctionnement, et ce pour les différentes classes d'isolation des moteurs (Figure 1-9).

Dans les différentes études menées sur la durée de vie des machines alimentées par des tensions non sinusoïdales, on peut remarquer une diminution plus ou moins importante suivant les taux d'harmoniques ou le point de fonctionnement de la machine. Dans [45-46], on peut voir que la réduction de durée de vie peut aller jusqu'à 50% pour des taux d'harmoniques que l'on peut retrouver sur les réseaux de

distribution. Cependant la présence d'un déséquilibre de 1% ne nous permet pas de quantifier, dans ce cas, l'impact réel des composantes harmoniques sur la durée de vie des machines à induction.

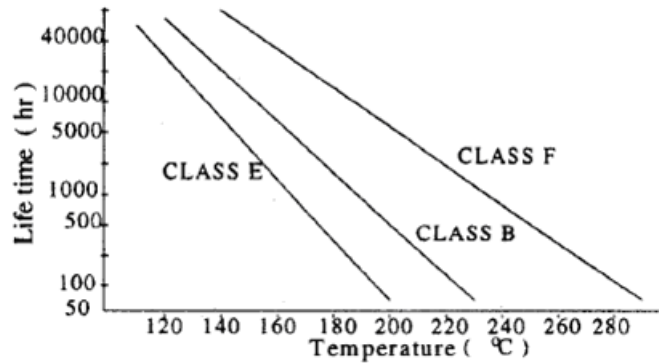


Figure 1-9 : Courbes de durée de vie en fonction de la température de fonctionnement [32]

La durée de vie d'une machine à induction est une chose difficile à quantifier puisqu'elle dépend de sa constitution (type d'isolants, de refroidissement, topologie) et de l'utilisation que l'on en fait (taux de charge). On peut noter qu'une augmentation de température aura des effets plus importants si la température de fonctionnement est proche de la température maximale définie par la classe du moteur [43].

1.3.8.5. Conclusion

La présence d'harmoniques sur la tension d'alimentation des moteurs à induction peut avoir des effets visibles sur son fonctionnement. Les harmoniques vont générer un couple oscillant sur la machine, ce qui va perturber le fonctionnement des processus sensibles, comme pour l'industrie du papier. Ces couples oscillants vont aussi avoir tendance à accentuer la fatigue mécanique des machines, mais la part de la fatigue mécanique due aux harmoniques reste difficilement quantifiable. La présence d'harmoniques de tension sur l'alimentation de la machine va aussi avoir un impact direct sur les pertes de la machine. Les études portant sur l'impact des harmoniques sur les pertes dans les machines à induction ciblent des machines monophasées et montrent une augmentation pouvant aller jusqu'à 10%. Cette augmentation des pertes va augmenter de quelques degrés la température de fonctionnement, ce qui peut réduire considérablement la durée de vie des machines à induction. Si la machine fonctionne au voisinage de sa température maximale, l'augmentation de température générée par les harmoniques sera plus contraignante vis-à-vis de sa durée de vie. De ce fait, il serait judicieux de prendre en compte le taux de charge du

moteur dans le calcul de la durée de vie, car l'impact d'une augmentation de température sur la durée de vie ne sera pas le même suivant que l'on est à 20% ou 90% de la charge nominale.

1.4. Conclusions et perspectives

La présence d'harmoniques sur les réseaux de distribution va impacter les matériels de réseau et ceux qui sont connectés sur celui-ci. Les systèmes de protection présents sur les réseaux électriques ainsi que les compteurs d'énergie semblent relativement bien immunisés contre les harmoniques de tension et de courant. Les différents problèmes sur les bancs de capacités relevés en présence d'harmoniques semblent être dus, dans la grande majorité, des cas à des phénomènes de résonance plutôt qu'à un vieillissement prématuré causé par les harmoniques. Que ce soit pour les moteurs, les câbles ou les transformateurs, on retrouve les mêmes problématiques en présence d'harmoniques : une augmentation des pertes dans ces matériels qui entraîne une augmentation de la température de fonctionnement pouvant à long terme diminuer la durée de vie. Les différentes études menées sur les câbles électriques ont été effectuées sur des conducteurs de trop petites sections, avec des taux de distorsion trop grands. En ce qui concerne les transformateurs, la plupart des études portent sur des transformateurs de transport de fortes puissances qui sont très peu nombreux par rapport aux transformateurs de distribution. L'objectif de la thèse est de quantifier l'impact des harmoniques sur les matériels connectés aux réseaux de distribution. Dans cette optique nous avons choisi de porter nos études sur les transformateurs de distribution HTA/BT de 100 à 1000 kVA, ainsi que sur les câbles de distribution BT avec conducteur de neutre. Cette thèse ne comporte pas de travaux sur les machines à induction, mais il aurait été intéressant d'étudier l'impact des harmoniques sur les moteurs de petites puissances connectés directement sur le réseau.

Chapitre 2

Impact de la pollution harmonique sur les câbles basse tension

Sommaire

2.1. DESCRIPTION DU MODELE.....	47
2.1.1. Equations électromagnétiques.....	47
2.1.2. Equation thermique.....	50
2.2. ANALYSE PAR ELEMENTS FINIS ET RESULTATS.....	52
2.2.1. Description du câble basse tension.....	52
2.2.2. Méthode de simulation.....	53
2.2.3. Résultats de simulation.....	55
2.3. MESURES THERMIQUES SUR DES CABLES PARCOURUS PAR DES COURANTS HARMONIQUES.....	65
2.3.1. Description de la mesure.....	66
2.3.2. Résultats de mesures.....	68
2.3.3. Comparaison avec le modèle éléments finis.....	72
2.3.4. Capacité de transport.....	77
2.4. CONCLUSIONS.....	78

Nous avons vu dans le chapitre précédent que la circulation d'harmoniques de courant dans un câble a un impact sur son comportement thermique. Si l'on regarde les taux d'harmoniques généralement présents sur le réseau haute, moyenne et basse tension, on s'aperçoit que ces taux seront relativement faibles en HTA et HTB mais assez importants en basse tension. Les taux de distorsion harmonique en courant présents sur la partie moyenne et haute tension étant faibles, l'augmentation du courant efficace engendrée par ces harmoniques devraient avoir un impact minime sur la température de fonctionnement des câbles. Par contre, au niveau de la basse tension, la présence d'un conducteur de neutre dans les câbles qui permet la circulation de tous les harmoniques de rang $3k$ peut avoir un impact important.

Nous avons donc décidé d'étudier dans ce chapitre des structures différentes de câble basse tension avec un conducteur de neutre. Dans un premier temps, nous avons étudié l'impact des harmoniques sur le comportement thermique d'un câble triphasé basse tension en utilisant des calculs par éléments finis. Dans un second temps, nous avons réalisé des essais thermiques sur des câbles basse tension afin de valider notre modélisation et nos simulations.

2.1. Description du modèle

La modélisation du comportement thermique des câbles basse tension, lorsque ceux-ci sont parcourus par des courants harmoniques, a été réalisée avec des simulations numériques par éléments finis. Ce modèle est composé d'une modélisation électrique couplée à une modélisation thermique permettant de visualiser la répartition de la température dans le câble en présence d'harmoniques. Cette partie est consacrée à la présentation des différentes équations régissant les comportements électriques et thermiques du câble.

2.1.1. Equations électromagnétiques

Dans un câble triphasé avec un conducteur de neutre, les courants dans les phases et le conducteur de neutre en régime linéaire (sans harmoniques) et non linéaire (avec harmoniques) peuvent être exprimés avec les équations (2-1) et (2-2).

Régime linéaire (2-1)	Régime non linéaire (2-2)
$\begin{cases} I_A = I_1 \sqrt{2} \cos(\omega t) \\ I_B = I_2 \sqrt{2} \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \\ I_C = I_3 \sqrt{2} \cos\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \\ I_N = 0 \end{cases}$	$\begin{cases} I_A = \sum_{h=1}^{\infty} I_{1h} \sqrt{2} \cos(h\omega t + \varphi_h) \\ I_B = \sum_{h=1}^{\infty} I_{2h} \sqrt{2} \cos\left(h\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) + \varphi_h\right) \\ I_C = \sum_{h=1}^{\infty} I_{3h} \sqrt{2} \cos\left(h\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) + \varphi_h\right) \\ I_N = 3 \cdot \sum_{h=1}^{\infty} I_{Nh} \sqrt{2} \cos(3h\omega t + \varphi_{Nh}) \end{cases}$

Le but principal de la modélisation électromagnétique des câbles est de fournir au modèle thermique la quantité de chaleur dissipée dans les câbles. Les pertes Joule dans les conducteurs des câbles basse tension sont calculées à partir des équations (2-3) et (2-4), respectivement en mode linéaire et non linéaire.

$$P_j = R_1 I_1^2 + R_2 I_2^2 + R_3 I_3^2 \quad (2-3)$$

$$P_j = \sum_{h=1}^{\infty} (R_{1h} I_{1h}^2 + R_{2h} I_{2h}^2 + R_{3h} I_{3h}^2 + R_{Nh} I_{Nh}^2) \quad (2-4)$$

Avec

R_1, R_2, R_3 les résistances des conducteurs (respectivement pour la phase 1, 2 et 3) pour la fréquence fondamentale.

I_1, I_2, I_3 les courants fondamentaux dans la phase 1, 2 et 3.

$R_{1h}, R_{2h}, R_{3h}, R_{Nh}$ les résistances pour le rang harmonique h (respectivement pour les phases 1, 2, 3 et pour le conducteur de neutre).

$I_{1h}, I_{2h}, I_{3h}, I_{Nh}$ les courants pour le rang harmonique h (respectivement pour les phases 1, 2, 3 et pour le conducteur de neutre).

Les équations fondamentales qui régissent la distribution des champs électromagnétiques sont les équations de Maxwell définies par :

$$\nabla \wedge E = -\frac{\partial B}{\partial t} \quad (2-5)$$

$$\nabla \wedge H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \quad (2-6)$$

$$\nabla \cdot B = 0 \quad (2-7)$$

Avec

$$E = -\nabla V - \frac{\partial A}{\partial t} \quad (2-8)$$

$$B = \nabla \wedge A \quad (2-9)$$

Où

E est le champ électrique.

B est l'induction magnétique.

H est le champ magnétique.

J est la densité de courant.

D est le déplacement électrique.

V est le potentiel scalaire.

A est le potentiel vecteur.

∇ l'opérateur nabla défini par

$$\nabla = \begin{pmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} \end{pmatrix}$$

Les interactions entre le champ magnétique, l'induction magnétique, la densité de courant, le champ électrique et le déplacement électrique sont définies par les équations suivantes :

$$B = \mu_0 \mu_r H \quad (2-10)$$

$$J = \sigma E \quad (2-11)$$

$$D = \varepsilon_0 \varepsilon_r E \quad (2-12)$$

Avec

ε_0 la permittivité du vide.

ε_r la permittivité relative.

μ_0 la perméabilité du vide.

μ_r la perméabilité relative.

σ la conductivité électrique.

Pour des corps suffisamment conducteurs et pour les fréquences considérées (inférieures à 10kHz), le courant de déplacement présent dans l'équation (2-6) est généralement négligé ($\sigma \gg \omega \varepsilon$). En combinant les équations (2-6) et (2-9), les phénomènes électromagnétiques peuvent être décrits par :

$$\nabla \wedge \left(\frac{1}{\mu} \nabla \wedge A \right) = J \quad (2-13)$$

La combinaison des équations (2-8) et (2-11) permet d'obtenir l'expression de la densité de courant suivante :

$$J = -\sigma \frac{\partial A}{\partial t} - \sigma \nabla V \quad (2-14)$$

L'équation (2-13) devient alors :

$$\nabla \wedge \left(\frac{1}{\mu} \nabla \wedge A \right) + \sigma \frac{\partial A}{\partial t} = -\sigma \nabla V \quad (2-15)$$

En considérant le gradient de V uniforme le long du câble dans la direction z et nul dans les autres directions, le potentiel scalaire V peut être simplifié et utilisé pour décrire le courant à l'intérieur d'un conducteur. L'équation (2-15) devient :

$$\nabla \wedge \left(\frac{1}{\mu} \nabla \wedge A_z \right) + \sigma \frac{\partial A_z}{\partial t} = -\sigma \frac{V}{L} \quad (2-16)$$

Avec L la longueur du câble.

Dans le domaine fréquentiel et en considérant que :

$$\left\{ \frac{\partial}{\partial t} A_z = i\omega A_z \right. \quad (2-17)$$

L'équation (2-16) peut s'écrire sous la forme :

$$i\omega\sigma\mu_0\mu_r A_z + \nabla \wedge (\nabla \wedge A_z) = -\frac{\mu_0\mu_r\sigma V}{L} \quad (2-18)$$

Cette équation est résolue par éléments finis. le courant dans chaque conducteur est obtenu en imposant le potentiel scalaire V aux bornes du conducteur considéré.

2.1.2. Equation thermique

Le transfert thermique est un processus complexe qui est réalisé par la superposition de trois modes fondamentaux : conduction, convection et rayonnement. C'est l'environnement où se trouve le système étudié qui va fixer le mode de transfert thermique. Les câbles triphasés que nous allons étudier dans la suite sont principalement utilisés dans des configurations enterrées, nous pouvons alors considérer que le transfert thermique s'effectue seulement par conduction.

La conduction représente le processus de propagation de chaleur par le contact direct entre les particules d'un corps ou entre des corps ayant des températures différentes, suite au mouvement de ces particules élémentaires. La théorie de la conduction repose sur l'hypothèse de Fourier : *la densité de flux est proportionnelle au gradient de température.*

$$\varphi = -\lambda S \text{grad}(T) \quad (2-19)$$

Avec

φ le flux de chaleur transmis par conduction.

λ la conductivité thermique du milieu.

S l'aire de la section de passage du flux de chaleur.

T la température.

Le transfert de chaleur par conduction est défini par l'équation de la chaleur :

$$\lambda \nabla^2 T + Q = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2-20)$$

Avec
 Q la source interne de chaleur.
 C_p la chaleur massique.
 ρ la masse volumique.

Cette équation peut se simplifier en fonction du régime dans lequel le phénomène de conduction a lieu :

- Conduction non stationnaire ($\partial T / \partial t \neq 0$).
- Conduction stationnaire ($\partial T / \partial t = 0$).
- Conduction avec source interne ($Q \neq 0$).
- Conduction sans source interne ($Q = 0$).

Pour des câbles triphasés utilisés dans des configurations enterrées, nous pouvons considérer que le transfert thermique est réalisé par conduction stationnaire avec une source de chaleur interne (les pertes Joule). L'équation (2-20) peut donc s'écrire sous la forme simplifiée suivante :

$$-\nabla \cdot (\lambda \nabla T) = Q \quad (2-21)$$

L'équation aux dérivées partielles de la conduction a été établie à partir d'un principe général de conservation de l'énergie. Pour déterminer le champ de températures dans le corps étudié, il est nécessaire de compléter cette équation par un certain nombre d'informations, notamment les conditions aux limites qui caractérisent l'interaction du corps étudié avec son milieu extérieur.

En ce qui concerne la configuration de câbles enterrés dans le sol, nous utilisons les conditions aux limites de 4^{ème} type et de Dirichlet. Les conditions aux limites de 4^{ème} type correspondent au cas d'un transfert thermique par conduction à travers l'interface de deux solides 1 et 2, de conductivités thermiques différentes, en contact supposé parfait. L'équation de conservation du flux donne la relation suivante :

$$\lambda_1 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_1 = \lambda_2 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_2 \quad (2-22)$$

Nous utilisons les conditions aux limites de 4^{ème} type pour les transferts thermiques entre les différents éléments constituant le câble et pour le transfert thermique entre

la surface du câble et le sol. Les conditions aux limites de Dirichlet fixent la température T_s à la surface du corps étudié à chaque instant. Nous utilisons cette condition pour fixer la température à la surface de la terre. Les différentes conditions aux limites utilisées sont présentées sur la Figure 2-1 .

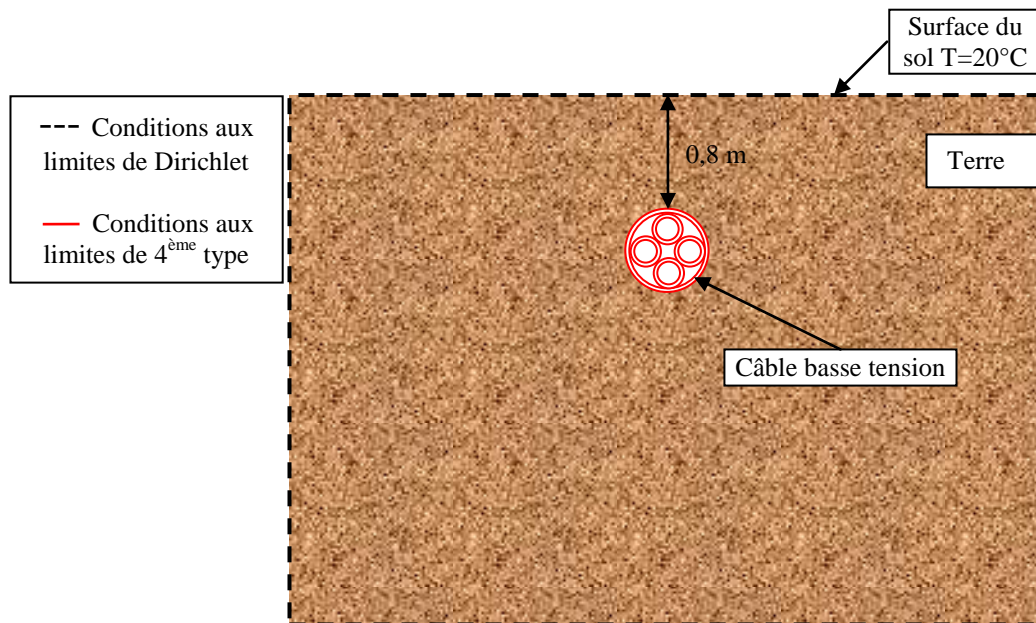


Figure 2-1 : Définition des conditions aux limites utilisées dans la modélisation des câbles basse tension enterrés : conditions aux limites de Dirichlet à la surface de l'élément terre - conditions aux limites de 4^{ème} type entre les éléments constitutifs du câble et entre le câble et la terre

2.2. Analyse par éléments finis et résultats

Afin d'étudier le comportement thermique de câbles basse tension en présence d'harmoniques, nous avons choisi de modéliser un câble triphasé $3 \times 50 \text{ mm}^2$ avec un conducteur de neutre de 50 mm^2 . Ce type de câble est présent sur le réseau de distribution et est principalement utilisé dans des conditions enterrées.

2.2.1. Description du câble basse tension

La géométrie des câbles basse tension peut se présenter sous deux formes différentes :

- Pour des sections inférieures ou égales à 50 mm^2 , l'âme des conducteurs de phase est circulaire.
- Pour des sections supérieures à 50 mm^2 , l'âme des conducteurs de phase est sectorale.

Nous allons dans la suite étudier le comportement thermique d'un câble triphasé basse tension d'une section de 50 mm² avec un conducteur de neutre ayant une section de 50 mm². La Figure 2-2 présente ce câble et les différents éléments constitutifs. Le Tableau 2-1 donne les caractéristiques dimensionnelles et les matériaux qui composent ce type de câble basse tension.

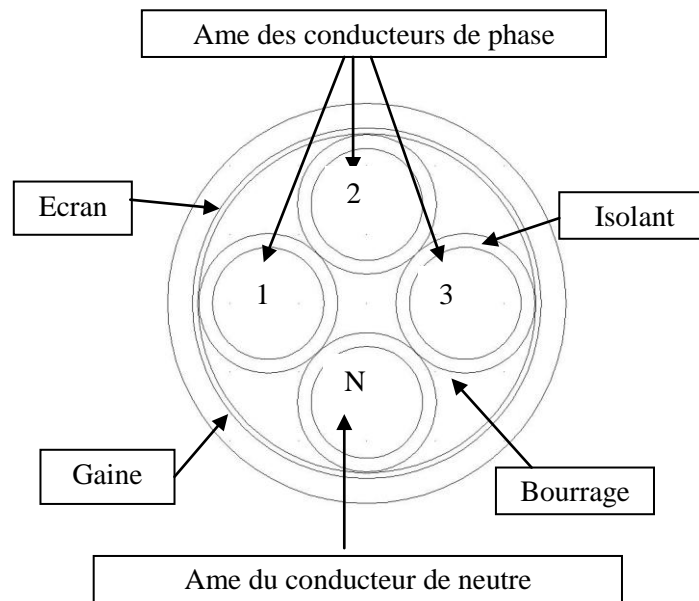


Figure 2-2 : Structure du câble étudié

Tableau 2-1 : Caractéristiques et dimensions du câble

	Ame	Isolant	Bourrage	Ecran	Gaine
Matériau	Al	PE	PVC	acier	PVC
Epaisseur (mm)	/	1,00	/	0,40	1,80
Diamètre extérieur (mm)	8,14	10,14	/	25,48	29,10

Aluminium (Al) - Polyéthylène réticulé (PE) – Polychlorure de vinyle (PVC)

2.2.2. Méthode de simulation

Afin d'étudier le comportement thermique du câble présenté sur la Figure 2-2, nous avons modélisé celui-ci avec le logiciel COMSOL version 3.4. Les dimensions utilisées sont celles décrites dans le Tableau 2-1. Comme ce type de câble est principalement utilisé sous terre, celui-ci sera étudié enterré à une profondeur de 0,8m comme défini dans la norme. Afin d'étudier le comportement de ce câble dans les conditions les plus défavorables, nous avons fixé la température à la surface de la terre à 20°C. Cette température est celle de la surface de la terre en été, définie par la

norme CEI 60287-3-1 [47].

La complexité et le temps de calcul engendrés par une modélisation 3-D ne se justifiant pas, nous avons réalisé une modélisation 2-D du câble basse tension. Les courants dans les conducteurs de phase et de neutre sont définis en imposant la tension aux bornes de ceux-ci, comme le montre l'équation (2-18). Les tensions imposées dans les phases, et donc par conséquent les courants, sont déphasés de 120° . La valeur de la tension aux bornes de chaque conducteur est ajustée afin que les courants dans les phases soient les mêmes. Nous avons considéré que les charges alimentées par le câble basse tension étaient équilibrées, et donc que les courants dans les phases étaient eux aussi équilibrés. Nous avons également imposé la tension aux bornes du conducteur de neutre afin de fixer la valeur des courants harmoniques multiples de 3 circulant dans le neutre.

La conductivité des matériaux conducteurs varie avec la température comme le montre l'équation (2-23). Afin de tenir compte de ce paramètre dans les simulations réalisées, nous avons choisi de découpler les calculs électromagnétiques et thermiques.

$$\sigma_{(T)} = \frac{\sigma_{20}}{1 + \alpha(T - 20)} \quad (2-23)$$

Avec

σ la conductivité électrique.

α le coefficient de température.

σ_{20} la conductivité électrique à 20°C .

T la température

Dans un premier temps, nous effectuons les calculs électromagnétiques avec une valeur initiale de la conductivité (nous avons choisi la valeur de la conductivité à 20°C) et vérifions que la valeur du courant est celle souhaitée et que les courants sont bien équilibrés. Ce calcul nous donne alors les pertes, et donc la quantité de chaleur Q , dissipées dans les phases et le neutre. La partie thermique du modèle nous donne la distribution de température dans le câble, les pertes associées étant celles calculées avec la conductivité à 20°C . La conductivité est alors mise à jour, en prenant en compte la nouvelle distribution de température, et les calculs électromagnétiques et thermiques sont effectués une nouvelle fois avec une valeur de conductivité mise à jour. Les calculs s'arrêtent lorsque la distribution de la température n'évolue plus. La

Figure 2-3 résume le processus de simulation explicité ci-dessus.

Le but de cette modélisation est de montrer l'impact des harmoniques sur le comportement thermique d'un câble triphasé. La modélisation du câble sans harmoniques est composée de deux modes d'application intitulés dans le logiciel : *Courants induits perpendiculaires, potentiel vecteur* pour la modélisation électromagnétique et *Transfert de chaleur par conduction* pour la modélisation thermique. Nous avons choisi pour l'étude du câble avec harmoniques de ne considérer que les rangs harmoniques 3, 5, 7 et 9 car au dessus de ces rangs harmoniques la contribution en termes de pertes est faible. La modélisation du câble avec harmoniques est donc composée de 6 modes d'application intitulés dans le logiciel : 5 modes *Courants induits perpendiculaires, potentiels vecteur* (un mode pour chaque fréquence) pour la modélisation électromagnétique et un mode *Transfert de chaleur par conduction* pour la modélisation thermique.

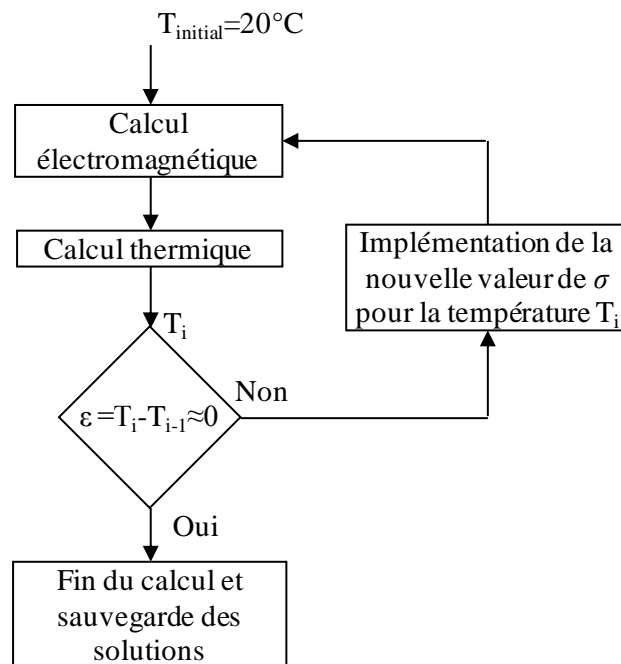


Figure 2-3 : Processus de simulation

2.2.3. Résultats de simulation

2.2.3.1. Résultats des calculs électromagnétiques

Nous avons choisi d'étudier le comportement des câbles basse tension en ne

considérant que les premiers rangs harmoniques (jusqu'à 450 Hz). Or pour ces fréquences, la profondeur de peau prend des valeurs supérieures ou proches du rayon de l'âme des conducteurs. Cela revient à dire que nous pouvons considérer la répartition du courant comme étant uniforme dans l'âme des conducteurs. La Figure 2-4 montre la répartition du courant dans une phase du câble considéré pour une fréquence de 450 Hz. On peut vérifier ici que l'effet de peau modifie peu la répartition du courant.

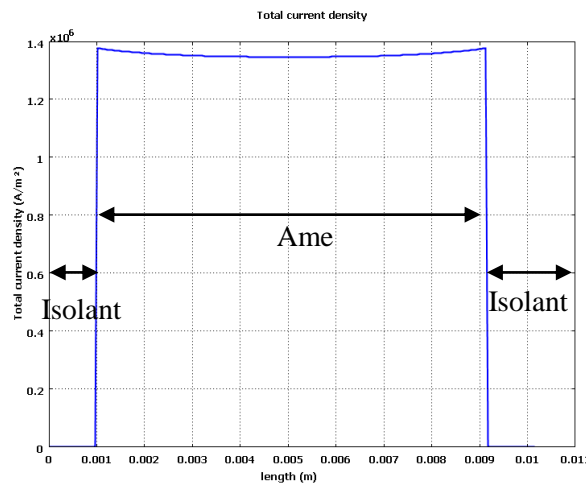


Figure 2-4 : Répartition de la densité de courant dans l'âme d'un conducteur (fréquence de 450 Hz)

Le Tableau 2-2 montre l'évolution de la résistance alternative d'une phase R_{ac} et l'évolution du ratio R_{ac}/R_{dc} d'une phase en fonction de la fréquence. Ces résultats ont été obtenus à partir de simulations par éléments finis. Comme l'évolution de la résistance alternative en fonction de la fréquence est faible, nous pouvons considérer que les pertes additionnelles engendrées par l'effet de peau sont négligeables.

Tableau 2-2 : Résistance alternative de l'âme d'une phase pour différentes fréquences

F(Hz)	50	150	250	350	450
$R_{ac}(m\Omega)$	0.647	0.649	0.654	0.66	0.667
R_{ac}/R_{dc}	1.002	1.005	1.013	1.023	1.033

2.2.3.2. Résultats des calculs thermiques

2.2.3.2.1. Simulation à courant fondamental constant

Afin de quantifier l'impact des harmoniques de courant sur le câble triphasé présenté sur la Figure 2-2, nous avons simulé les cinq cas décrits dans le Tableau 2-3. En

considérant que la puissance dans un système de charges triphasées est principalement véhiculée par la composante fondamentale (les harmoniques de tension sont très faibles), fonctionner à puissance constante revient en réalité à fonctionner à courant fondamental constant. Nous avons choisi de nous placer dans cette configuration, et par conséquent les différentes simulations ont été réalisées à courant fondamental constant.

Tableau 2-3 : Profil harmonique des différents cas étudiés pour un courant fondamental constant

		I_1/I_1	I_3/I_1	I_5/I_1	I_7/I_1	I_9/I_1	THD
linéaire	Cas 1	100%	/	/	/	/	0%
non linéaire	Cas 2	100%	13%	6.5%	5%	2%	15.5%
	Cas 3	100%	22%	11%	7%	4%	25.9%
	Cas 4	100%	39%	20%	15%	6%	46.7%
	Cas 5	100%	52%	26%	20%	8%	62%

Le premier cas décrit dans le Tableau 2-3 servira de référence pour les comparaisons. Les cas 2 et 3 correspondent à des profils harmoniques que l'on peut trouver régulièrement sur le réseau électrique et les deux derniers cas donnent des profils harmoniques « extrêmes » rarement présents sur le réseau électrique. La valeur efficace du courant fondamental est fixée à 120A. Le Tableau 2-4 donne la valeur efficace des courants dans les différents conducteurs (phases et neutre). Ce tableau montre une augmentation de la valeur efficace du courant dans les phases et dans le neutre, le courant dans le conducteur de neutre devenant même supérieur au courant dans les phases (cas 4 et 5).

Tableau 2-4 : Courant efficace dans les conducteurs de phases et de neutre pour les différents cas

Courant efficace (A)	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5
Phase	120	121.4	124	132	141
Neutre	0	47.5	80.6	142	189.5

La Figure 2-5 montre la distribution de la température dans le câble basse tension sans harmoniques (cas 1). La température sur l'âme du conducteur de neutre est plus faible que la température sur l'âme des phases dans ce cas. La phase 2 est un peu plus chaude que les autres phases car les phases 1 et 3 contribuent à son

échauffement. La Figure 2-6 donne la distribution de la température dans le câble basse tension lorsque celui-ci est parcouru par des harmoniques, les profils étant ceux définis dans le Tableau 2-3.

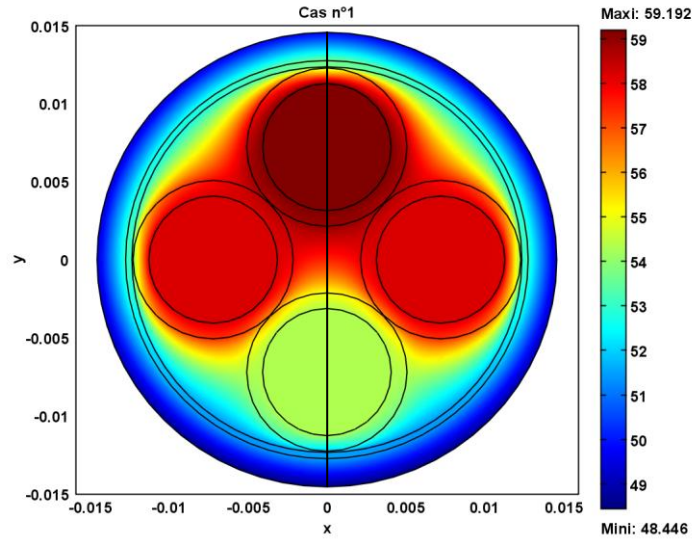


Figure 2-5 : Distribution de la température (en °C) à l'intérieur du câble basse tension sans harmoniques (cas 1)

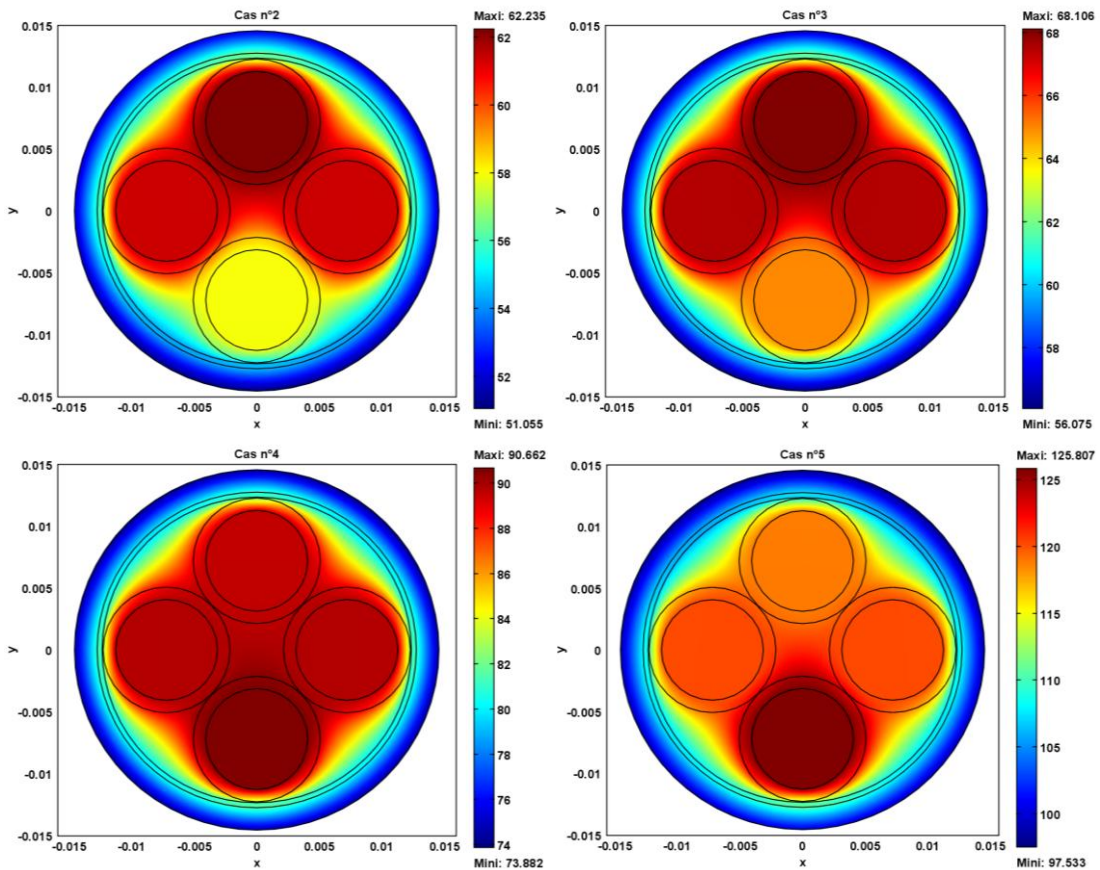


Figure 2-6 : Distribution de la température (en °C) à l'intérieur du câble basse tension en présence d'harmoniques (cas 2 à 5)

Le Tableau 2-5 donne les températures d'âme des différents conducteurs composant le câble (phases et neutre) pour les différents cas traités. La conductivité thermique de l'aluminium étant élevée, les températures d'âme sont uniformes dans un conducteur. La Figure 2-6 montre qu'en présence d'harmoniques, la température sur les différentes parties constituant le câble basse tension a augmenté. Dans un régime triphasé avec un conducteur de neutre, les composantes de rang $3k$ ($k=1, \dots, \infty$) du courant vont s'additionner et circuler dans le conducteur de neutre. Le spectre harmonique des courants simulés comprenant des rangs harmoniques multiples de 3, ceux-ci vont circuler dans le conducteur de neutre. Le conducteur de neutre va alors agir comme une quatrième source de chaleur et augmenter la température de fonctionnement.

Tableau 2-5 : Température d'âme des phases et du neutre pour les différents cas

	Température (°C)			
	Phase 1	Phase 2	Phase 3	Neutre
Cas 1	58.2	59.2	58.2	54.3
Cas 2	61.4	62.2	61.4	58
Cas 3	67.5	68.1	67.5	65
Cas 4	89.8	89.5	89.8	90.6
Cas 5	120.2	119	120.2	125.8

La Figure 2-7 montre l'augmentation de température en °C due à la présence d'harmoniques en fonction du taux de distorsion harmonique, pour les conducteurs des trois phases et de neutre.

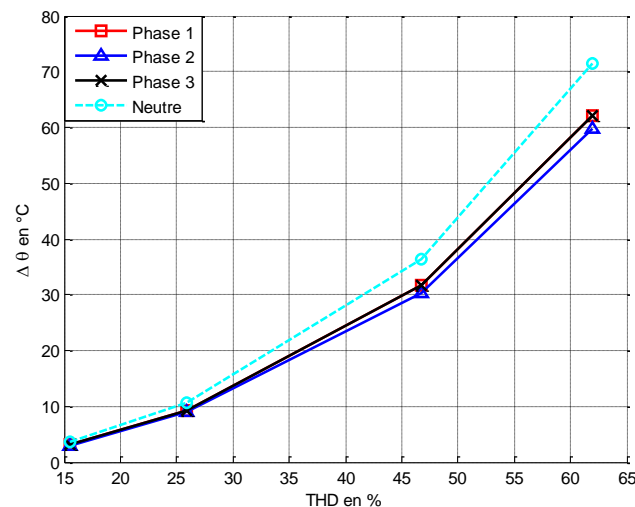


Figure 2-7 : Augmentation de température en °C en fonction du taux de distorsion harmonique

La répartition de la température dans les différents éléments constituant le câble basse tension (âme de la phase et du neutre, isolant, écran et gaine) est représentée sur la Figure 2-8. La section utilisée pour obtenir ce graphique est tracée sur la Figure 2-5, la section étant parcourue de bas en haut. La température augmente doucement tant que la valeur efficace du courant dans le neutre reste inférieure au courant dans la phase (cas 1 à 3). A partir du moment où le courant dans le neutre devient supérieur à celui de la phase, on observe une augmentation plus rapide de la température.

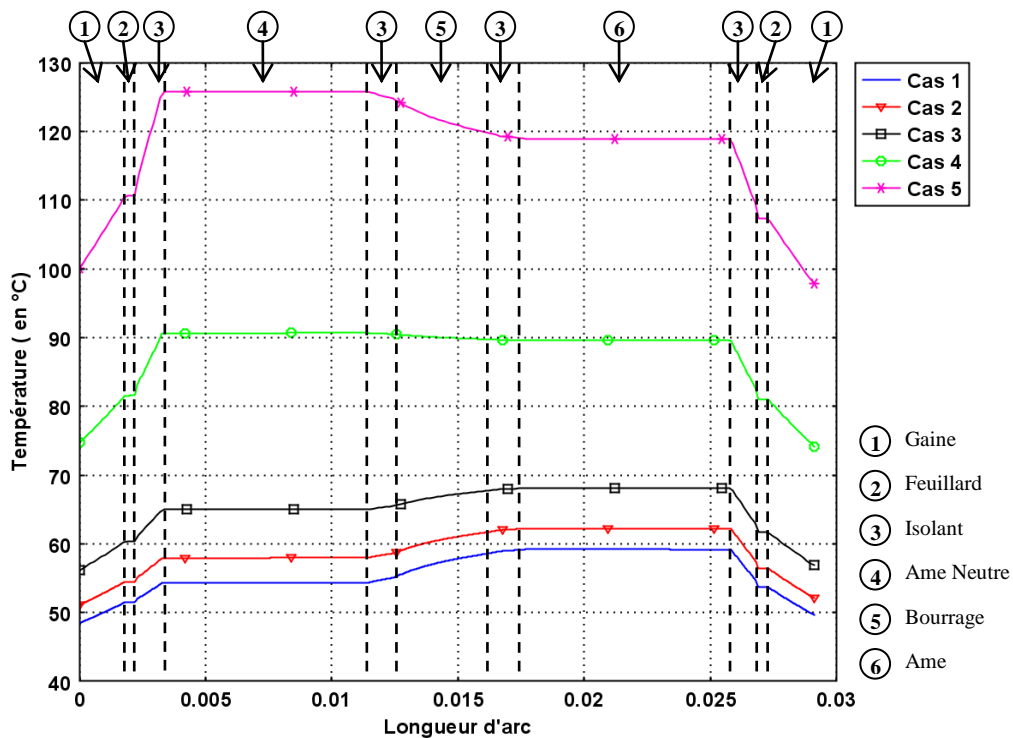


Figure 2-8 : Répartition de la température au travers des différents éléments constituant le câble (âme, isolant, écran et gaine)

Afin d'éviter un vieillissement prématuré du câble, la température sur l'isolant des conducteurs de phases et de neutre ne doit pas dépasser 90°C. Par conséquent, il sera nécessaire, dans le dernier cas par exemple, de réduire la valeur du courant fondamental circulant dans le câble afin de ne pas détériorer celui-ci. Ceci reviendrait par exemple à réduire le nombre de charges pouvant être connectées sur le tronçon alimenté par ce câble basse tension.

2.2.3.2.2. Impact des harmoniques multiples de 3

L'augmentation de la température en présence d'harmoniques dans les cas précédemment étudiés est due à la circulation des courants de rang 3k dans le

conducteur de neutre d'une part, et à l'augmentation de la valeur efficace du courant d'autre part. Afin de séparer ces deux contributions, nous avons simulé les deux cas présentés dans le Tableau 2-6. Le courant fondamental est toujours égal à 120A, le THD et la valeur efficace du courant de phase restent inchangés pour les cas 3 et 3 bis (124A pour le courant efficace et 25,9% pour le THD du courant).

Tableau 2-6 : Profil des courants pour un courant fondamental de 120A, à THD et courant efficace constant dans les conducteurs de phase.

	I_1/I_1	I_3/I_1	I_5/I_1	I_7/I_1	I_9/I_1
Cas 3	100%	22%	11%	7%	4%
Cas 3 bis	100%	/	22%	14%	/

La Figure 2-9 montre l'impact du profil harmonique sur l'augmentation de température d'âme des différents conducteurs, le cas sans harmoniques ayant été reporté à titre de comparaison. L'augmentation de température due au changement de la valeur efficace du courant est, selon cette figure, de 3,1°C. L'augmentation totale de température dans le cas n°3 est de 8,9°C, ce qui permet de dire que la circulation d'harmoniques dans le neutre contribue plus fortement à l'augmentation de température dans le câble que l'augmentation de la valeur efficace.

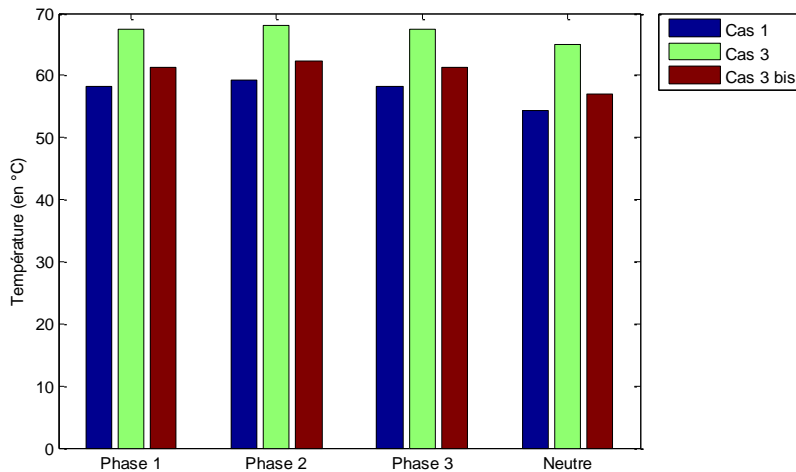


Figure 2-9 : Evolution de la température d'âme des différents conducteurs

2.2.3.2.3. Impact de la section du conducteur de neutre.

Nous avons étudié précédemment un câble triphasé avec un conducteur de neutre ayant la même section que les conducteurs de phase. Suivant le pays ou le régime de

neutre considéré, les câbles auront un conducteur de neutre ayant une section égale ou inférieure à la section des conducteurs de phases (généralement divisée par 2), ce qui va influencer le comportement thermique du câble basse tension en présence d'harmoniques. Afin de montrer l'influence de la section du conducteur de neutre, nous allons étudier le comportement du câble basse tension défini par la Figure 2-2 avec une section du neutre réduite à 25 mm² (au lieu de 50 mm² précédemment). Les profils harmoniques des courants sont les mêmes que pour les simulations précédentes (Tableau 2-3), le courant fondamental étant toujours de 120A.

Les résultats obtenus par simulation lorsque la section du conducteur de neutre est divisée par deux sont présentés sur la Figure 2-10. Les résultats de simulation obtenus pour une section de 50 mm² ont été reportés à titre de comparaison. Le comportement des deux structures, câble avec un neutre de 50 mm² et câble avec un neutre de 25mm², est quasiment le même lorsque la charge est linéaire (sans harmoniques). Le petit écart que l'on peut observer est simplement dû au supplément de bourrage introduit dans le câble avec un conducteur de neutre plus petit.

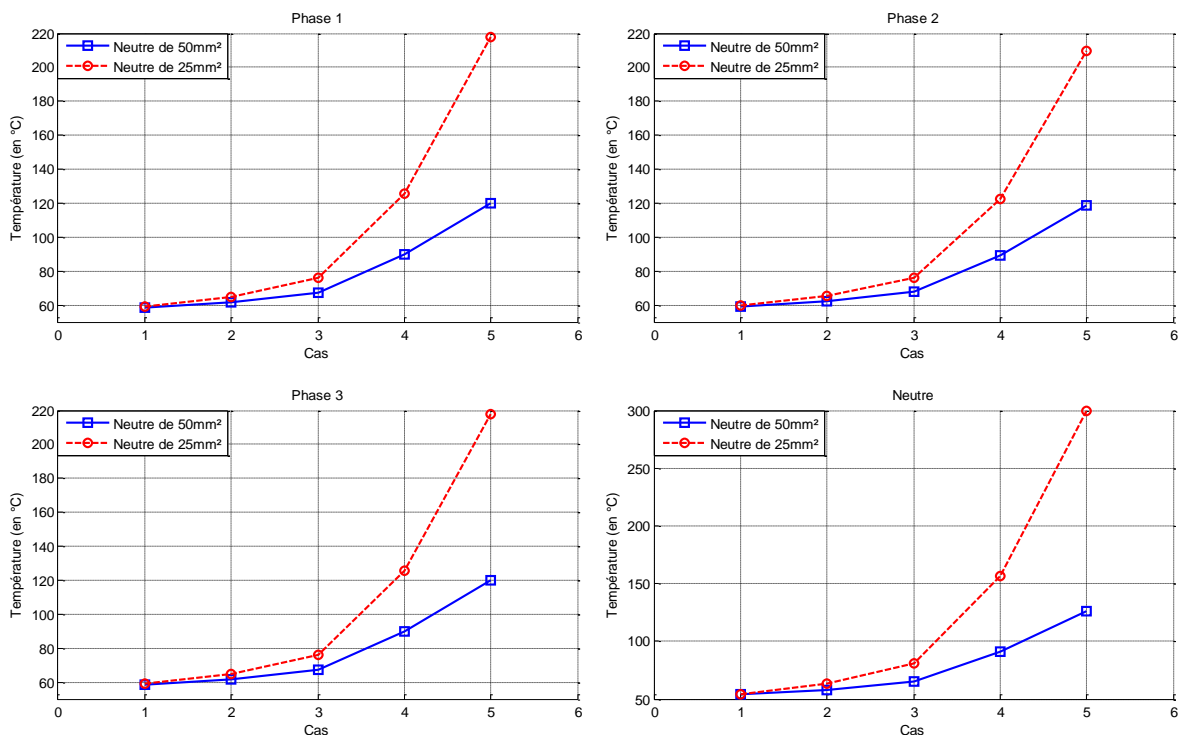


Figure 2-10 : Evolution des températures d'âme des différents conducteurs pour les cas explicités dans le Tableau 2-3

La Figure 2-10 met en évidence que l'augmentation de température causée par les harmoniques va être beaucoup plus importante avec un conducteur de neutre plus petit. Comme la section du conducteur de neutre est plus petite, la résistance du

conducteur de neutre est plus grande et donc les pertes sont plus grandes contribuant ainsi à un échauffement plus rapide du câble. Les câbles basse tension ayant un conducteur de neutre plus petit que les conducteurs de phase seront donc plus sensibles aux harmoniques, en particulier lorsque le contenu spectral sera riche en harmoniques multiples de 3.

2.2.3.2.4. Impact sur la capacité de transport

Les simulations précédentes ont montré qu'en présence d'harmoniques, la température pouvait atteindre des valeurs critiques pour certains matériaux, en particulier les isolants des phases et du neutre. La température limite sans dégradation du polyéthylène réticulé, utilisé dans la réalisation des isolants, est de 90°C, or dans certaines simulations celle-ci a été dépassée. En considérant que la puissance est principalement transmise par la composante fondamentale du courant (harmoniques de tension faibles) et que la température sur l'isolant des conducteurs ne doit pas dépasser 90°C, la présence d'harmoniques va réduire le courant fondamental que peut véhiculer ce câble basse tension. Ce courant fondamental maximal pouvant circuler dans le câble est plus communément appelé capacité de transport.

Afin de quantifier l'impact des harmoniques de courant sur la capacité de transport, nous avons estimé la valeur du courant pour laquelle une température de 90°C est atteinte sur l'un des quatre conducteurs. Les calculs ont été réalisés avec les profils harmoniques définis par le Tableau 2-3 et nous avons considéré les deux sections de neutre, 25 mm² et 50 mm².

La Figure 2-11 donne le courant fondamental maximal (courant donnant une température de 90°C sur l'un des conducteurs) pouvant transiter dans le câble basse tension, en considérant les profils harmoniques définis dans le Tableau 2-3. On s'aperçoit que la présence d'harmoniques réduit la capacité de transport, et ce, quelque soit la section du conducteur de neutre. Par conséquent, si le contenu harmonique du courant circulant dans le câble augmente, il faudra réduire le nombre de charges connectées afin de respecter la limite en température. La Figure 2-11 montre aussi qu'une section réduite du conducteur de neutre va amplifier la diminution de la capacité de transport.

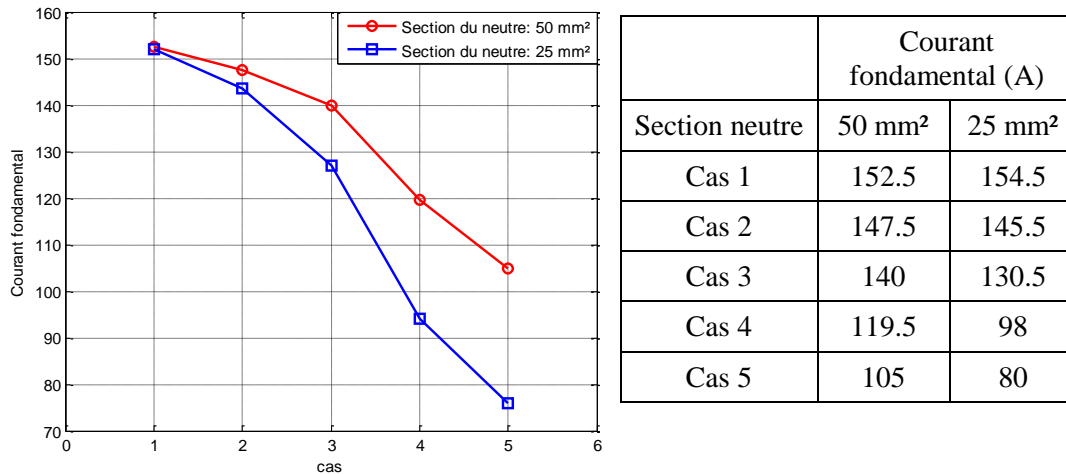


Figure 2-11 : Impact des harmoniques sur la capacité de transport pour deux sections de neutre différentes

2.2.3.3. Conclusion

Afin d'étudier le comportement de câbles basse tension en présence d'harmoniques, nous avons réalisé la modélisation d'un câble triphasé basse tension composé de trois phases et d'un conducteur de neutre. Le choix s'est porté sur ce type de structure car la multiplication des charges non linéaires sur le réseau basse tension a tendance à augmenter les taux d'harmoniques de courant circulant dans ces câbles. La particularité des distributions avec conducteur de neutre est la circulation des harmoniques de rang $3k$ dans ce conducteur de neutre. Ces harmoniques étant en phase, ils s'additionnent directement et sont donc trois fois supérieurs à la composante circulant dans une phase.

Afin de quantifier le comportement thermique du câble en présence d'harmoniques, nous avons réalisé la modélisation d'un câble triphasé basse tension ayant une section de 50 mm^2 sur le logiciel COMSOL. Nous avons réalisé un couplage électromagnétisme - thermique afin de prendre en considération la dépendance à la température de la conductivité électrique

Les différentes simulations réalisées à courant fondamental constant et présentées précédemment montrent une augmentation de la température due, d'une part à l'augmentation de la valeur efficace du courant, et d'autre part à la circulation des courants harmoniques multiples de 3 dans le conducteur de neutre. Ce conducteur va alors agir comme une quatrième source de chaleur et aura un poids plus important

dans l'augmentation de la température. Nous avons aussi montré que la section du conducteur de neutre va avoir un fort impact sur le comportement thermique. Les câbles basse tension ayant une section du conducteur de neutre réduite vis-à-vis de celles des phases vont être plus sensibles aux harmoniques, à cause d'une augmentation de température plus importante.

En prenant en considération les limites thermiques des isolants, nous avons ensuite montré que la présence d'harmoniques allait réduire la capacité de transport des câbles. En conséquence, le nombre de charges connectées au câble devra être réduit pour ne pas vieillir prématurément le câble.

2.3. Mesures thermiques sur des câbles parcourus par des courants harmoniques

Les simulations présentées précédemment montrent que la présence d'harmoniques de courant augmente la température de fonctionnement du câble, d'une part à cause de l'augmentation du courant efficace, et d'autre part à cause de la circulation des harmoniques multiples de trois dans le conducteur de neutre.

Afin de valider notre modèle électrothermique du câble basse tension, nous avons réalisé des mesures thermiques sur deux câbles triphasés basse tension de 150 mm².

Les deux câbles possèdent des conducteurs de phase ayant une forme sectoriale et une section de 150 mm². La différence de conception se trouve sur le conducteur de neutre. Le premier câble basse tension possède un conducteur de neutre à âme « câblée », c'est-à-dire composée de plusieurs brins et entourée d'une gaine en plomb. Ce type de câble est celui que l'on peut trouver actuellement sur le réseau. Le deuxième câble est constitué d'un conducteur de neutre sans gaine et d'une âme massive. Ce dernier câble représente la nouvelle génération de câble basse tension sans gaine qui supprime le matériau nocif qu'est le plomb. La section de l'âme du conducteur de neutre est de 70 mm² pour la première structure (âme câblée) et 90 mm² pour la seconde (âme massive). La Figure 2-12 montre une photographie des deux câbles étudiés dans la suite, avec à gauche le câble ayant une gaine de plomb autour du neutre et à droite le câble avec un neutre massif.

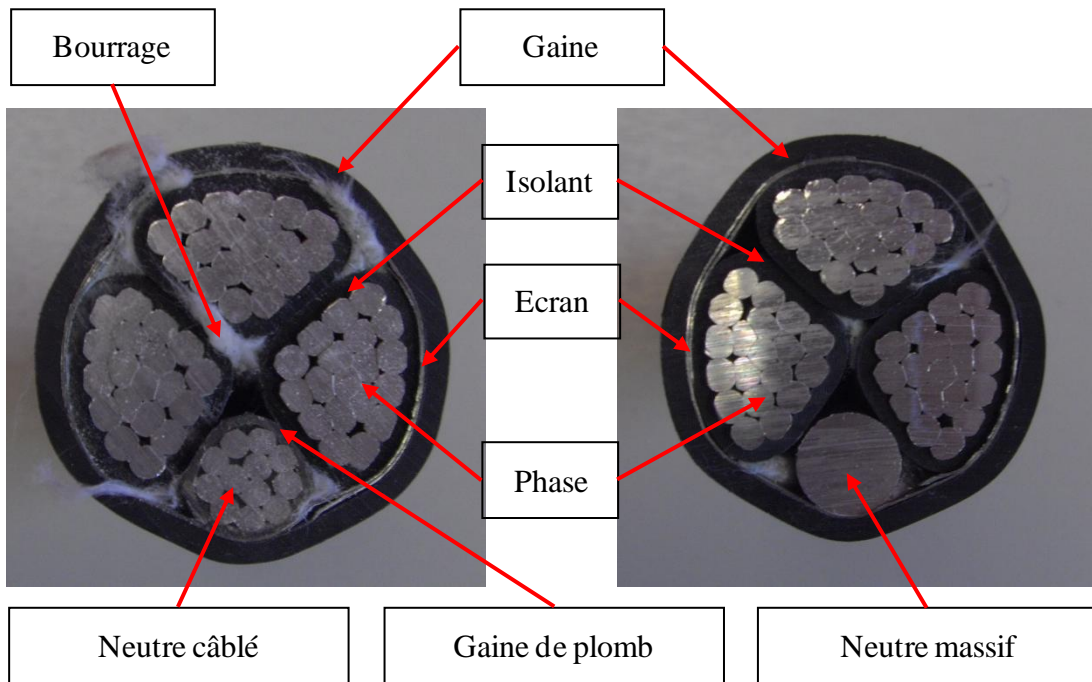


Figure 2-12 : Photographie des deux câbles basse tension utilisés pour les mesures (à gauche le câble à neutre câblé de 70 mm² et à droite le câble à neutre massif de 90 mm²)

2.3.1. Description de la mesure

Le but de ces essais sur deux câbles basse tension ayant une constitution différente est de mesurer l'augmentation de température générée par les harmoniques de courant. Ces câbles sont conçus pour des réseaux 400V. Notre tableau d'alimentation étant limité en puissance (230V-160A), nous avons fait les essais sous tension réduite afin d'avoir suffisamment de courant circulant dans les câbles. La Figure 2-13 décrit la configuration du système expérimental qui nous a permis de réaliser ces mesures. Il est composé de trois parties :

(1) le réseau triphasé 230V alimente un transformateur triphasé 40 kVA 230V/70V auquel est connecté le câble basse tension étudié. Le câble alimente des charges constituées de ponts de diodes monophasés débitant sur des rhéostats pour l'essai sans harmoniques ou sur des rhéostats et des condensateurs pour les essais avec harmoniques. Avec cette dernière configuration, les harmoniques multiples de trois circuleront dans le conducteur de neutre. Les rhéostats utilisés peuvent débiter jusqu'à 120 A sous 70V, nous avons donc câblé 3 rhéostat par phase. Afin de respecter cette contrainte en tension, le secondaire du transformateur a été modifié pour que la tension aux bornes du rhéostat ne dépasse pas 70V. Les forts courants qui

sont amenés à circuler dans les condensateurs nous ont contraints à mettre plusieurs condensateurs en séries et en parallèles afin de respecter les limitations en courant des capacités. La structure des charges capacitatives est décrite dans l'annexe C.

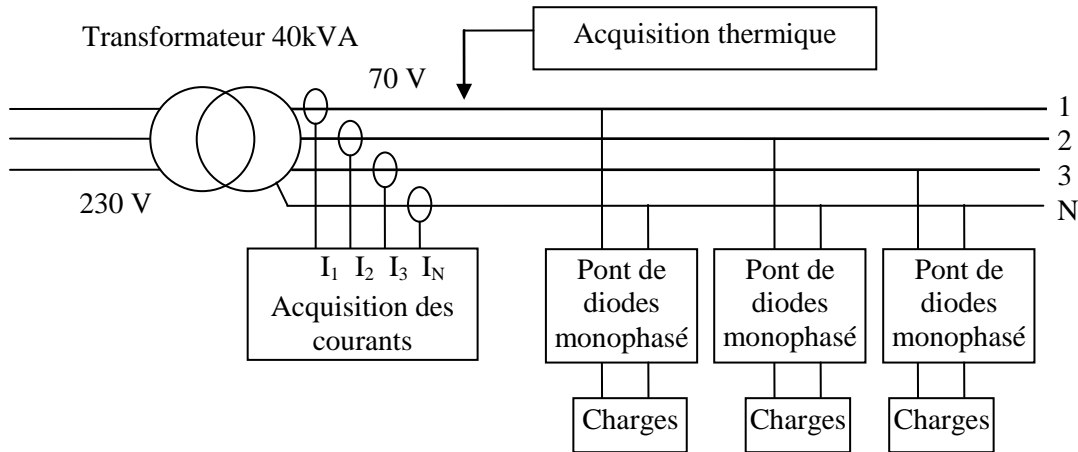


Figure 2-13 : Configuration du système expérimental

(2) Un système d'acquisition des mesures thermiques constitué de thermocouples, de multimètres numériques et d'une centrale d'acquisition a été utilisé. Chaque câble est équipé de :

- Neuf thermocouples mesurant les températures sur la gaine externe et positionnés en face des conducteurs de phase et de neutre.
- Quatre thermocouples mesurant les températures d'âmes et positionnés sur les âmes du neutre et de la phase 2, donnant ainsi deux mesures d'âme pour le neutre et la phase 2.

La position des thermocouples mesurant les températures sur gaine et sur âme est représentée sur la Figure 2-14. Les mesures de température sur la gaine sont enregistrées dans un fichier texte par l'intermédiaire d'une centrale d'acquisition. La centrale ne supportant pas que l'on ramène le potentiel de 70V à ces bornes, l'acquisition des températures d'âmes s'effectue grâce à des multimètres capables de convertir l'information délivrée par les thermocouples en températures.

(3) Un système d'acquisition des mesures électriques qui permet d'enregistrer les différentes formes d'ondes et d'effectuer des calculs d'harmoniques. Ce système d'acquisition est configuré pour enregistrer les formes d'ondes des courants dans les phases et le neutre. L'enregistrement est synchronisé grâce au programme Labview. En plus de gérer l'enregistrement des formes d'ondes, le programme calcule en continu la valeur efficace des courants et donne la décomposition harmonique rang

par rang des signaux enregistrés (du fondamental au rang 50). La mesure des courants est réalisée grâce à des pinces de courant ayant une précision de 5%.

La conformité de la mesure des thermocouples a été vérifiée en plaçant tous les thermocouples dans de l'eau portée à ébullition. Les thermocouples donnant une mesure éloignée de 100°C ont été écartés. Cette méthode n'est pas la meilleure pour étalonner des thermocouples mais nous n'avons pas la possibilité de faire un étalonnage plus précis. La pose des thermocouples a été réalisée par un technicien travaillant sur les essais thermiques de câbles au sein d'EDF. Son expérience et son savoir faire dans la mise en place des essais thermiques a permis de minimiser les erreurs de mesure. Des photographies des différents éléments sont présentées en annexe C.

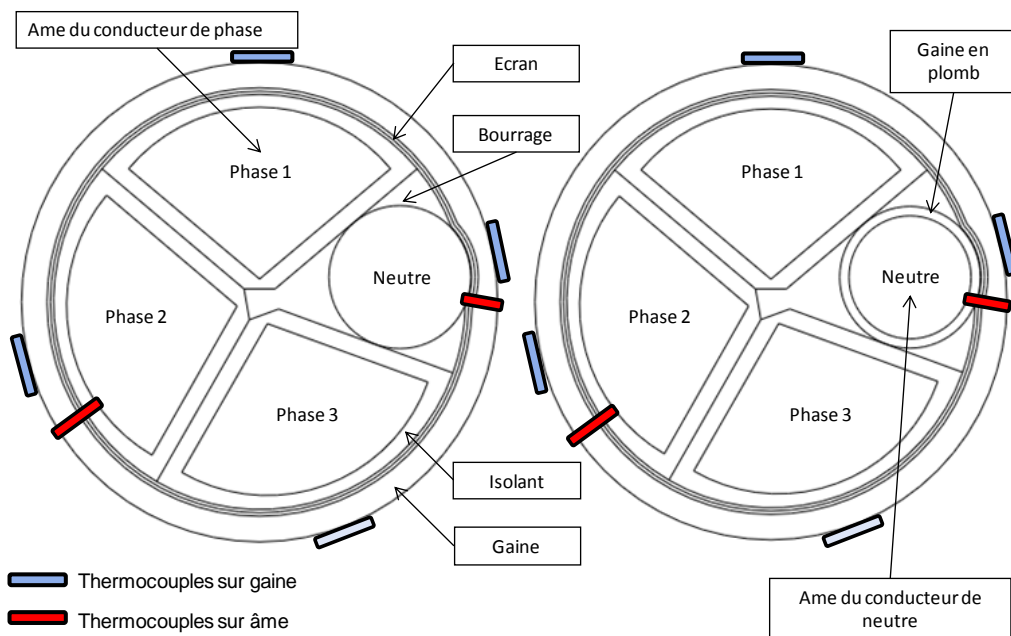


Figure 2-14 : Description des câbles basse tension étudiés et positionnement des thermocouples

2.3.2. Résultats de mesures

2.3.2.1. Présentation des cas étudiés

Les mesures de température sur les deux câbles ont été réalisées en considérant les 3 cas présentés dans le Tableau 2-7. Dans le premier cas, les ponts de diodes monophasés débitent sur des charges purement résistives, ce cas constitue le cas de référence. Dans les deux autres cas, la charge est constituée de rhéostats et de capacités, ce qui va générer des harmoniques de courant. En jouant sur la valeur de la capacité, nous avons pu modifier la valeur du taux de distorsion harmonique en

courant. Tous les essais ont été réalisés avec un courant efficace constant dans les phases et les charges ont été réglées afin d’avoir des courants équilibrés dans les phases. Le matériel à notre disposition nous permettait de faire circuler dans les câbles basse tension un courant maximal de 210 A. Nous avons donc réalisé tous les essais avec cette valeur de courant. Le Tableau 2-8 donne la valeur efficace du courant dans le conducteur de neutre pour les différents cas.

Tableau 2-7 : Profil harmonique des différents cas étudiés, à courant efficace constant

		I_1/I_1	I_3/I_1	I_5/I_1	I_7/I_1	I_9/I_1	I_{11}/I_1	I_{13}/I_1	THD	$I_1(A)$
Linéaire	Cas 1	100%	/	/	/	/		/	0%	210
non linéaire	Cas 2	100%	8.3%	7.4%	6.8%	3.4%	1%	1.3%	13.5%	205.5
	Cas 3	100%	26.2%	14.2%	6%	2%	2%	1%	30.5%	201

Tableau 2-8 : Valeur efficace du courant dans le conducteur de neutre pour les différents cas

	Cas 1	Cas 2	Cas 3
$I_N (A)$	/	56	164

Dans un premier temps, nous avons choisi d’envelopper les câbles basse tension dans un matériau calorifuge afin de protéger les mesures thermiques des conditions extérieures. En effet, au vu des puissances dissipées dans les rhéostats, nous étions dans l’obligation d’entrouvrir les fenêtres pour éviter que la température ambiante ne monte trop haut. L’analyse des mesures a montré que le matériau calorifuge était trop « bon » et lissait les différentes températures. Nous avons donc décidé de recommencer les essais en enlevant ce calorifuge et en plaçant un écran à proximité des mesures de température afin de protéger les thermocouples des courants d’air.

2.3.2.2. Formes d’onde du courant

La forme d’onde des courants dans les phases est donnée par la Figure 2-15, pour les 3 cas traités. La Figure 2-16 donne la forme d’onde du courant dans le conducteur de neutre pour les différents cas.

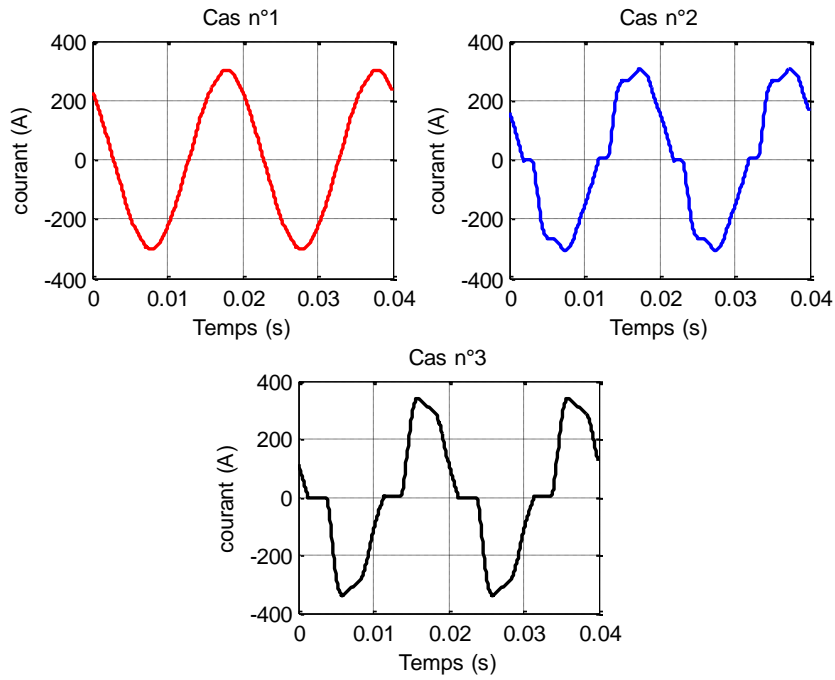


Figure 2-15 : Formes d'onde du courant dans la phase 2 pour les différentes configurations de la charge

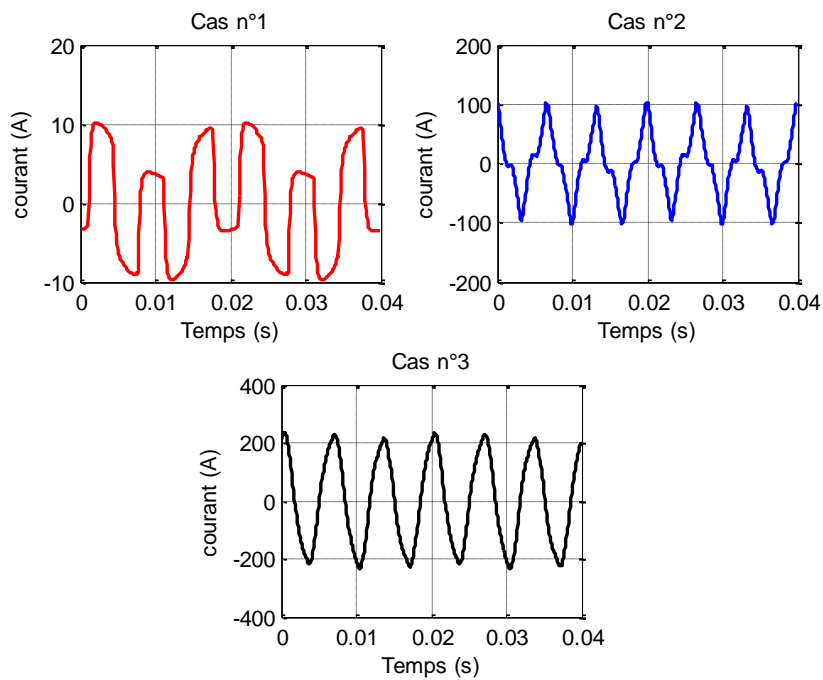


Figure 2-16 : Formes d'onde du courant dans le neutre pour les différentes configurations de la charge

2.3.2.3. Températures mesurées

Le Tableau 2-9 et le Tableau 2-10 donnent respectivement les températures d'âmes et sur les gaines obtenues par mesure, pour les deux câbles basse tension étudiés. Les

mesures sur le câble avec un neutre massif ne présentent qu'une seule valeur pour les cas 2 et 3 car les deuxièmes thermocouples, branchés sur la phase 2 et le neutre, donnaient une valeur fautive. Ces tableaux montrent d'une part que la présence d'harmoniques de courant augmente la température de fonctionnement pour les deux structures de câble basse tension. Les différents points de fonctionnement étant réalisés à courant efficace constant, cette augmentation est créée par le courant circulant dans le neutre. D'autre part, le câble basse tension à neutre massif semble être moins sensible aux harmoniques de courant. La section du conducteur de neutre étant plus importante, la résistance du conducteur de neutre est plus petite, ce qui va diminuer les pertes dans celui-ci. L'échauffement produit par les courants circulant dans le neutre sera alors moins important. L'écart entre les valeurs données par les différents thermocouples peut trouver une explication dans la difficulté de réaliser des mesures de température, notamment dans la difficulté de poser correctement les thermocouples. L'ouverture des fenêtres, permettant l'évacuation de la chaleur dégagée par les rhéostats, peut aussi avoir perturbé les mesures, créant ainsi cet écart.

Tableau 2-9 : Températures d'âmes mesurées (conducteurs de neutre et phase 2)

Température âme - Résultats de Mesure				
	Câble neutre câblé		Câble neutre massif	
	Phase 2	Neutre	Phase 2	Neutre
Cas 1	52,1/52,5	50 /48,3	48,4 / 50,3	46,3 / 48,3
Cas 2	53,4/55,5	51,3/52,3	51	49,3
Cas 3	62,1/63,3	63,3/60	55,8	55,1

Tableau 2-10 : Températures de gaine mesurées (conducteurs de neutre et phases)

		Câble neutre câblé			
		Phase 1	Phase 2	Phase 3	Neutre
Température gaine - Résultats de Mesure	Cas 1	46,9/48	48,1/46,6/44,5	48,7/46	46,9/47
	Cas 2	49,3/49,6	49,8/48,1/46,3	50,8/47,8	49,3/49
	Cas 3	56,5/57,5	57/55/52,5	58,9/55,2	58,3/57,9
		Câble neutre massif			
		Phase 1	Phase 2	Phase 3	Neutre
	Cas 1	45,4/47,1	45,8/45/46,2	47,3/46	46,5/45,2
	Cas 2	45,5/47,2	45,8/45,2/46,2	47,4/46,1	46,6/45,4
	Cas 3	48,9/51	48,8/48,4/49,7	51,4/49,2	51,5/50,3

Nous allons dans la suite comparer ces mesures aux résultats donnés par une modélisation des câbles basse tension analogue à celle réalisée précédemment. Une petite adaptation du modèle sera nécessaire pour prendre en compte les conditions dans lesquelles ont été réalisées les mesures.

2.3.3. Comparaison avec le modèle éléments finis

2.3.3.1. Modélisation des câbles basse tension

La modélisation des deux câbles 150 mm² utilisés dans la partie expérimentale a été réalisée avec le logiciel COMSOL version 3.5. La modélisation du câble 50 mm² a été prise comme support et adaptée aux 2 structures de câbles étudiées lors des essais. Le principe de simulation reste le même, celui-ci étant décrit sur la Figure 2-3. Les caractéristiques géométriques des câbles basse tension et les matériaux qui les composent sont décrits dans le Tableau 2-11.

Tableau 2-11 : Caractéristiques et dimensions du câble

		Ame	Isolant phase	Bourrage	Ecran	Gaine	Gaine neutre
Câble neutre câblé	Matériau	Al	PE	PVC	acier	PVC	Plomb
	Epaisseur (mm)	/	1,33	/	0,20	1,95	0,9
Câble neutre massif	Matériau	Al	PE	PVC	acier	PVC	/
	Epaisseur (mm)	/	1,33	/	0,20	1,95	/

Aluminium (Al) - Polyéthylène réticulé (PE) – Polychlorure de vinyle (PVC)

Le transfert thermique à l'intérieur des câbles s'effectue toujours par conduction et la répartition de la température dans chaque domaine peut être calculée en résolvant l'équation de Poisson (équation (2-21)). Le Tableau 2-12 donne les différentes valeurs des conductivités électriques et thermiques utilisées lors de la modélisation.

Tableau 2-12 : Conductivités thermiques et électriques des différentes parties constituant les câbles

	Ame	Isolant	Bourrage	Ecran	Gaine	Gaine neutre
λ (W/K.m)	160	0.25	0.16	26	0.2	
σ (S.m ⁻¹)	3.10^7	10^{-7}	10^{-15}	$1.8.10^6$	10^{-15}	

Comme les câbles sont étudiés dans l'air, sans refroidissement externe, le transfert de chaleur à la surface des câbles s'effectue par convection naturelle et par rayonnement thermique. Nous avons donc une condition aux limites de Fourier à la surface du câble et le flux φ à travers une surface S est donné par la loi de Newton :

$$\varphi = (h_c + h_r)S\Delta T = hS\Delta T \quad (2-24)$$

Avec

φ le flux de chaleur à travers la surface S .

h_c le coefficient de transfert de chaleur par convection.

h_r le coefficient de transfert de, chaleur dû au rayonnement thermique.

ΔT la différence de température.

Pour la convection naturelle, le coefficient de transfert de chaleur h_c peut se calculer grâce à l'expression :

$$h_c = \frac{Nu \lambda}{D} \quad (2-25)$$

Avec

λ le coefficient de conductivité thermique.

D le diamètre extérieur du câble et

Nu le nombre de Nusselt.

Il existe plusieurs expressions permettant d'estimer ce nombre de Nusselt pour des configurations classiques, notamment pour un cylindre horizontal chaud, ce nombre est calculé à partir de [50] :

$$Nu = 0,53Ra^{0,25} \quad \text{et} \quad Ra = \frac{g\beta(\Delta T)D^3}{\nu a} \quad (2-26)$$

Avec

Ra le nombre de Rayleigh.

g l'accélération gravitationnelle.

β le coefficient d'expansion de l'air.

ν la viscosité cinématique de l'air.

a la diffusivité thermique.

De façon générale, le flux de chaleur φ_r dissipé par rayonnement entre deux surfaces S_1 et S_2 , respectivement à la température T_1 et T_2 , peut être calculé par S_2 [49]. En considérant la surface S_1 petite devant la surface, l'expression de φ_r peut être simplifiée et exprimée par :

$$\varphi_r = \sigma_b \varepsilon S (T_1^4 - T_2^4) \quad (2-27)$$

Avec

σ_b la constante de Boltzmann.

ε l'émissivité thermique de la gaine.

T_1 et T_2 les températures en Kelvin et $S=S_1$.

Dans notre modélisation, T_1 et S_1 représentent respectivement la température sur la gaine du câble basse tension et la surface d'échange de la gaine. La surface S_2 correspond à la surface des murs de la salle, qui peut être considérée comme grande devant la surface d'échange du câble. La pièce peut être considérée comme infinie au regard des dimensions des câbles basse tension. Nous avons donc estimé que la température T_2 était égale à la température ambiante à proximité du câble. La température T_1 , représentant la température à la surface de la gaine, est obtenue grâce aux mesures du Tableau 2-10.

En introduisant un coefficient de transfert de chaleur équivalent h_r , l'équation (2-27) peut se mettre sous la forme :

$$\phi_r = h_r S \Delta T \quad \text{avec} \quad h_r = \sigma_b \varepsilon (T_1^2 + T_2^2)(T_1 + T_2) \quad (2-28)$$

Le coefficient de transfert de chaleur global h à la surface du câble est par conséquent la somme du coefficient de transfert de chaleur par convection h_c , dû à la convection naturelle, et du coefficient transfert de chaleur équivalent h_r , dû au rayonnement thermique. Le Tableau 2-13 donne la valeur du coefficient de transfert de chaleur h pour les différents cas étudiés, en prenant l'émissivité thermique de la gaine égale à 0.9 et la température ambiante à 24°C.

Tableau 2-13 : Valeur du coefficient de transfert de chaleur global h pour les différents cas

Valeur du coefficient h		
	Câble neutre câblé	Câble neutre massif
Cas 1	12,9	12,8
Cas 2	13,1	12,8
Cas 3	13,9	13,2

2.3.3.2. Comparaisons entre les résultats de mesures et de simulations

La Figure 2-17 présente une comparaison entre les températures sur l'âme du conducteur de neutre et de la phase 2, obtenues par mesures et simulations, avec à gauche le câble à neutre massif et à droite le câble à neutre câblé. Les résultats obtenus par simulation sont proches des mesures effectuées lors des essais.

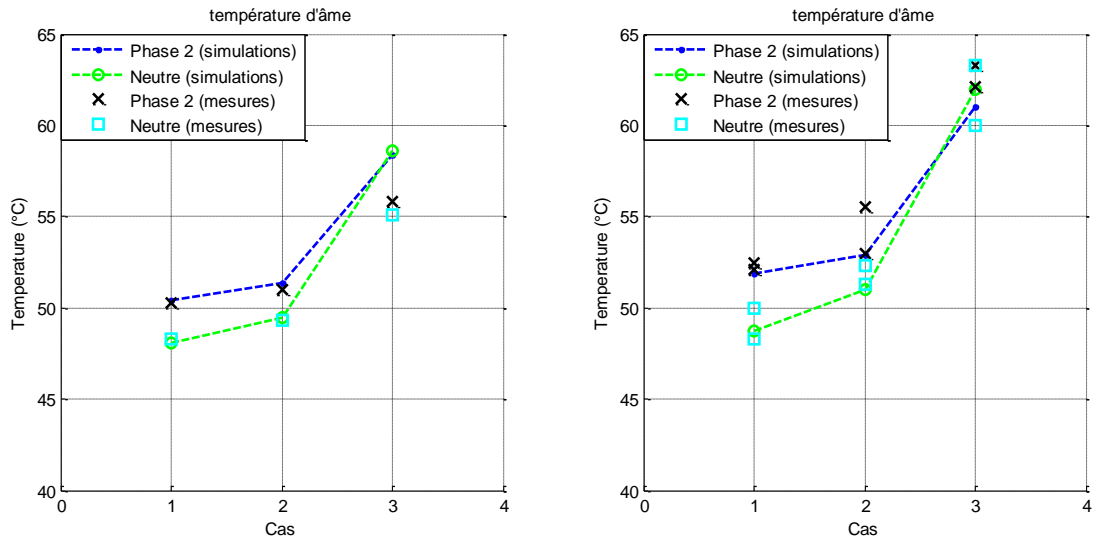


Figure 2-17 : Températures de l'âme du conducteur de neutre et de la phase 2 obtenues par mesures et simulations pour les deux structures étudiées (Câble avec neutre massif à gauche - Câble avec neutre câblé à droite)

La Figure 2-18 montre quant à elle les résultats de mesures et de simulations pour la température sur la gaine des câbles basse tension, avec à gauche le câble à neutre massif et à droite le câble à neutre câblé. La distribution de la température à l'intérieur du câble, pour les deux types de géométries, est représentée sur la Figure 2-19 avec à gauche le câble à neutre massif et à droite le câble avec un neutre câblé.

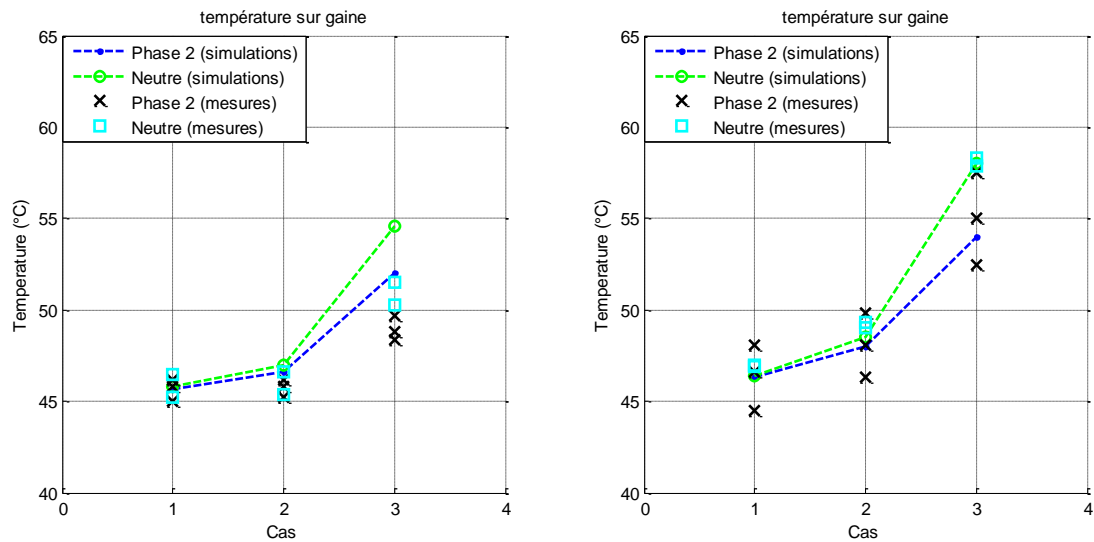


Figure 2-18 : Températures de la gaine en face du conducteur de neutre et de la phase 2, obtenues par mesures et simulations pour les deux structures étudiées (Câble avec neutre massif à gauche - Câble avec neutre câblé à droite)

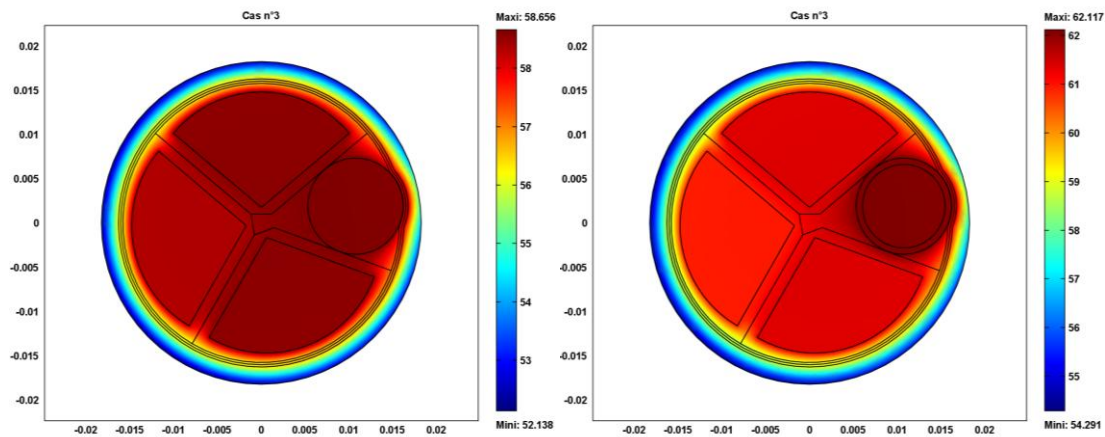


Figure 2-19 : Distribution de température obtenue pour le cas n°3 (câble à neutre massif à gauche– câble à neutre câblé à droite)

En l'absence d'harmoniques de courant, le comportement thermique des deux géométries est le même car les pertes sont localisées dans les phases qui sont identiques. En présence d'harmoniques, et notamment d'harmoniques multiples de 3, un courant va circuler dans le conducteur de neutre. La conséquence de ce courant circulant dans le neutre est une augmentation de la température de fonctionnement du câble. On peut cependant remarquer que pour des courants dans les phases et le neutre identiques, l'augmentation de température est moins importante dans le câble avec un neutre massif. La section du conducteur de neutre massif étant plus élevée, les pertes dans ce conducteur seront plus faibles à courant dans le neutre égal. Ceci explique que le comportement thermique des deux géométries diffèrent en présence d'harmoniques. Il n'en reste pas moins que la présence d'harmoniques va, pour les deux géométries, augmenter la température. Les résultats donnés par le modèle à éléments finis du câble basse tension sont en accord avec les mesures. Les courbes précédentes montrent néanmoins qu'il y a un petit écart entre les résultats de simulations et de mesures, ce qui peut se justifier par les remarques suivantes :

- Afin de mesurer les températures d'âme de la phase 2 et du neutre, nous avons dû percer la gaine et les isolants mais le contact entre l'âme et le thermocouple n'était peut-être pas parfait.
- La qualité du contact entre les thermocouples et la gaine peut différer suivant le thermocouple considéré, expliquant ainsi les différences au niveau des mesures.
- Au vu des puissances engagées, la quantité de chaleur rejetée par les rhéostats

était importante. Nous avons donc été dans l'obligation d'ouvrir les fenêtres pour évacuer la chaleur, ce qui a pu perturber un peu les différentes mesures. Nous avons cependant essayé de maintenir une température ambiante constante lors des différents essais et de protéger les thermocouples contre les courants d'air.

- La température ambiante, nécessaire pour régler la condition à la limite de la surface du câble et pour le calcul du coefficient de transfert de chaleur h , a été considérée comme constante et égale à 24°C dans les différentes simulations.

2.3.4. Capacité de transport

Nous avons réalisé les mesures sur des câbles placés dans l'air, soumis à des harmoniques de courant, afin de quantifier l'impact des harmoniques sur les câbles basse tension. Ces essais ont été réalisés dans ces conditions car nous n'avions pas la possibilité de faire les essais sur des câbles enterrés. Nous nous sommes ensuite placés dans une situation où les câbles sont sous terre, à 0,8m de profondeur, et estimés la capacité de transport lorsque les deux câbles de 150 mm² sont parcourus par des harmoniques de courant. Nous avons adapté le modèle en ajoutant un domaine autour du câble qui représente le sol, et en changeant les conditions aux limites. Les simulations ont été réalisées avec une température à la surface de la terre égale à 20°C, ce qui correspond à des conditions obtenues en été. La Figure 2-20 montre la capacité de transport des deux câbles 150 mm², en considérant les profils harmoniques du Tableau 2-7.

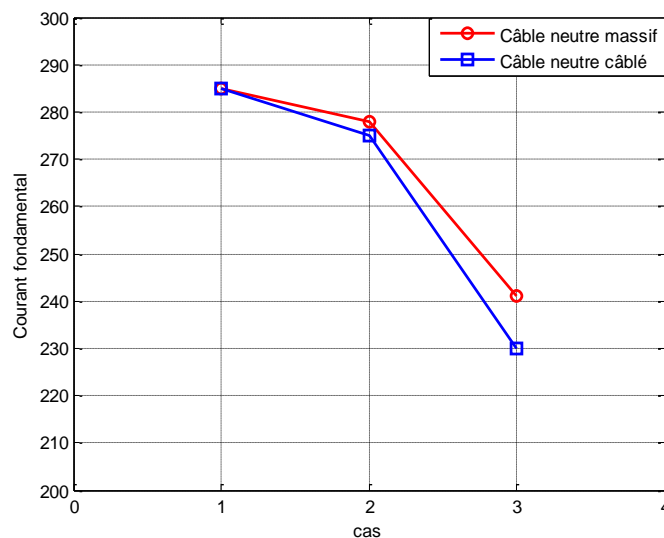


Figure 2-20 : Impact des harmoniques sur la capacité de transport pour les deux câbles de 150mm² (cas 1- THDi=0% ; cas 2- THDi=15,5% cas 3- THDi=30,5%)

Cette figure montre que la présence d'harmoniques va diminuer le courant fondamental maximal pouvant circuler dans les câbles. On peut noter que la structure à neutre massif est moins sensible aux harmoniques que la structure à neutre câblé.

2.4. Conclusions

Nous avons proposé dans ce chapitre une modélisation par éléments finis de câbles basse tension, basée sur les équations classiques de l'électromagnétisme et de la thermique. Les résultats de simulation ont été, dans un second temps, comparés à des mesures sur deux structures différentes.

L'augmentation de température observée dans les simulations est due, d'une part à l'augmentation de la valeur du courant efficace, et d'autre part à la circulation des harmoniques de rang 3k dans le conducteur de neutre. Les simulations réalisées sur un câble ayant une section du conducteur de neutre réduite par rapport à la phase ont montré que ce dernier était plus sensible aux harmoniques qu'un câble ayant une section du conducteur de neutre égale à celle des phases. Si l'on raisonne en termes de capacité de transport, les simulations montrent que la présence d'harmoniques va diminuer le courant fondamental qui pourra circuler dans les phases.

Les mesures réalisées sur deux types de câbles 150 mm² (neutre câblé avec une gaine de plomb et neutre massif sans gaine de plomb) donnent des résultats satisfaisants lorsqu'on les compare aux résultats obtenus par simulation. L'écart entre les mesures et les simulations peut se justifier par la difficulté de réaliser de bonnes mesures thermiques (qualité des thermocouples, de la pose et du contact avec le câble) et de déterminer précisément le coefficient de transfert de chaleur à la surface de la gaine h . Les mesures et les simulations sur les deux géométries de câbles 150mm² montrent que les nouveaux câbles sans gaine de plomb seront moins sensibles aux harmoniques.

Chapitre 3

Impact de la pollution harmonique sur les transformateurs

Sommaire

3.1. CALCUL DES PERTES EN PRESENCE D'HARMONIQUES	81
3.1.1. Approche normative	81
3.1.2. Etat de l'art sur les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs.....	83
3.2. APPLICATION DE LA MODELISATION DES PERTES PAR COURANTS DE FOUCAULT AUX ENROULEMENTS D'UN TRANSFORMATEUR.....	86
3.2.1. Considération théorique.....	87
3.2.2. Application au transformateur	88
3.3. IMPACT DES HARMONIQUES SUR LA TEMPERATURE DE FONCTIONNEMENT DES TRANSFORMATEURS	101
3.3.1. Modélisation thermique des transformateurs.....	101
3.3.2. Applications numériques sur deux transformateurs 100kVA.....	108
3.3.3. Mesures thermiques sur un transformateur de distribution 160 kVA ..	113
3.4. IMPACT DES HARMONIQUES SUR LA DUREE DE VIE	124
3.5. CONCLUSIONS	128

Après un court rappel détaillant la méthode prescrite par le guide de charge IEEE C57.110/1998 permettant de calculer les pertes dans un transformateur en présence d'harmoniques, nous détaillerons le calcul qui nous a permis d'exprimer la résistance des enroulements, montrant ainsi l'influence de la géométrie des transformateurs sur le comportement fréquentiel de la résistance des enroulements. Après validation de cette expression sur des mesures effectuées sur un transformateur 40 kVA, nous nous intéresserons à l'impact des harmoniques sur la température des transformateurs. Cette phase se décomposera en deux parties : dans un premier temps la présentation de différents modèles thermiques du transformateur, et dans un second temps la réalisation de mesures sur un transformateur de distribution de 160 kVA.

Nous avons choisi ici d'étudier des transformateurs de distribution de faible puissance car les différentes études publiées sont le plus souvent réalisées sur des transformateurs de fortes puissances. Or, si nous raisonnons en termes de quantité, les transformateurs de distribution sont les plus nombreux sur le réseau. Enfin le réseau de distribution est celui qui est le plus impacté par les harmoniques.

3.1. Calcul des pertes en présence d'harmoniques

3.1.1. Approche normative

Généralement, les pertes dans un transformateur peuvent être séparées en deux parties avec d'un côté les pertes à vide et de l'autre les pertes en charge. Lors de la description plus précise des pertes en charge dans la section 1.3.7.1, nous avons montré que les harmoniques de courant ont un impact sur les pertes Joule P_j dues à la résistance en continu de l'enroulement, sur les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs P_{ec} et sur les pertes par courants de Foucault dans les matériaux conducteurs autres que les enroulements P_{osl} . Ainsi, le guide de charge IEEE Std C57.110-1998 [26] donne une méthode permettant de calculer ces différentes pertes en présence d'harmoniques, basée sur les équations suivantes :

$$P_j = R_{dc} \sum_{h=1}^{h=\max} (I_h)^2 \quad (3-1)$$

Avec

P_j les pertes Joule,

R_{dc} la résistance en continu des enroulements du transformateur,

h le rang harmonique.

$$P_{ec} = P_{ec-r} \sum_{h=1}^{h=\max} h^2 \left(\frac{I_h}{I_R} \right)^2 \quad (3-2)$$

Avec

P_{ec} les pertes par courants de Foucault dans les enroulements, créées par le courant non sinusoïdal (fondamental et harmoniques),

P_{ec-r} les pertes par courants de Foucault dans les enroulements sous régime nominal (courant sinusoïdal 50Hz),

I_h la valeur efficace du courant de rang h,

I_R le courant efficace sous les conditions nominales de charge et de fréquence.

$$P_{osl} = P_{osl-r} \sum_{h=1}^{h=\max} h^{0.8} \left(\frac{I_h}{I_R} \right)^2 \quad (3-3)$$

Avec

P_{osl} les pertes créées dans les parties structurales par le courant non sinusoïdal,

P_{osl-r} les pertes créées dans les parties structurales sous conditions nominales.

Afin de pouvoir calculer les pertes par courants de Foucault dans les enroulements P_{ec} et les pertes par courants de Foucault dans les éléments conducteurs autres que les enroulements P_{osl} , il est nécessaire de connaître ces pertes à 50 Hz. On trouve dans [26] deux coefficients F_{HL} et F_{HL-STR} qui permettent respectivement d'estimer les pertes par courants de Foucault dans les enroulements P_{ec} et les pertes dans les autres éléments conducteurs P_{osl} en présence d'harmoniques. Il est cependant nécessaire là aussi de connaître les pertes à 50 Hz avec un courant I donné.

$$P_{ec} = P_{ec-o} \cdot F_{HL} \quad (3-4)$$

$$F_{HL} = \frac{\sum_{h=1}^{h=\max} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2 \cdot h^2}{\sum_{h=1}^{h=\max} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2} = \frac{\sum_{h=1}^{h=\max} I_h^2 \cdot h^2}{I^2} \quad (3-5)$$

Avec

P_{ec-o} les pertes par courants de Foucault dans les enroulements à 50 Hz, pour un courant I donné.

$$P_{osl} = P_{osl-r} \cdot F_{HL-STR} \quad (3-6)$$

Avec

P_{osl} les pertes créées dans les parties structurales par le courant non sinusoïdal.

P_{osl-r} les pertes créées dans les parties structurales à 50 Hz, pour un courant I donné.

$$F_{HL-STR} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2 \cdot h^{0,8}}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_h^2 \cdot h^{0,8}}{I^2} \quad (3-7)$$

Il existe un autre coefficient permettant d'estimer les pertes par courants de Foucault dans les enroulements, appelé *K-Factor* et défini comme suit :

$$K - Factor = \sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_R} \right)^2 \cdot h^2 \quad (3-8)$$

Le coefficient F_{HL} et le coefficient *K-Factor* permettent tous les deux d'estimer les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs. La différence est que le premier est appliqué aux pertes à 50 Hz pour un courant I donné, alors que le second doit être appliqué directement aux pertes par 50 Hz pour le courant nominal.

3.1.2. Etat de l'art sur les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs

Lorsqu'un matériau conducteur est placé dans un environnement où l'induction magnétique varie avec le temps, il va apparaître dans ce matériau ce que l'on appelle des courants de Foucault. Les pertes par courants de Foucault dans un conducteur élémentaire, tel que celui de la Figure 3-1, placé dans un champ magnétique alternatif, peuvent être estimées de façon approximative par l'équation (3-9) [51]. Cette équation reste valable tant que l'épaisseur du conducteur est petite devant l'épaisseur de peau.

$$P_{ec} \approx \frac{\pi f^2 e^2 \mu^2 H^2}{3\rho} \quad (3-9)$$

Avec
 P_{ec} les pertes volumiques par courants de Foucault,
 f la fréquence,
 e l'épaisseur du conducteur,
 μ perméabilité du conducteur,
 ρ résistivité du conducteur,
 H valeur efficace du champ magnétique.

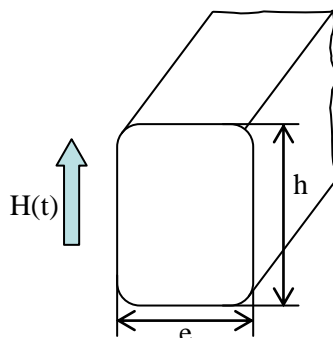


Figure 3-1 : Conducteur élémentaire immergé dans un champ magnétique alternatif

Ces deux équations montrent que les pertes par courants de Foucault sont proportionnelles au carré de la fréquence. Cette hypothèse permet d'estimer les pertes avec une bonne précision pour les transformateurs possédant des petits conducteurs (< 3 mm de large) mais donnera une estimation des pertes supérieure à la réalité lorsque le transformateur sera conçu avec des conducteurs plus larges [52-53].

Le calcul des pertes par courants de Foucault dans les matériaux conducteurs est un sujet qui a été étudié à maintes reprises, et l'on trouve dans la littérature des expressions analytiques permettant de calculer les pertes par courants de Foucault de façon plus précise.

Considérons une plaque d'épaisseur e , infinie selon les axes y et z , parcourue par un courant suivant l'axe y et placée dans un champ magnétique comme décrit sur la Figure 3-2. Les valeurs H_1 et H_2 représentent sur cette figure les conditions des champs magnétiques aux limites de la plaque.

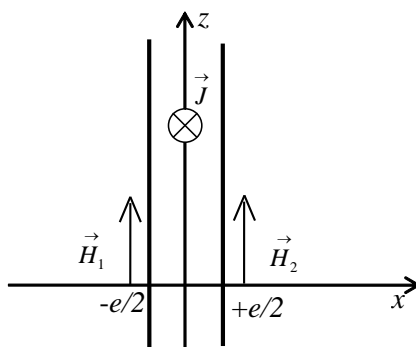


Figure 3-2 : Plaque conductrice étudiée

3.1.2.1. Cas d'une plaque placée dans un champ magnétique

Davies et Simpson [54] calculent la puissance surfacique dissipée dans une plaque de largeur e , placée dans un champ magnétique, en considérant que le champ magnétique de part et d'autre de la plaque est le même. L'expression de la puissance surfacique est alors la suivante :

$$P = \frac{H_m^2}{\sigma \delta} \left[\frac{\sinh(e/\delta) - \sin(e/\delta)}{\cosh(e/\delta) + \cos(e/\delta)} \right] \quad (3-10)$$

Avec

H_m la valeur crête du champ magnétique sinusoïdal.

σ la conductivité électrique.

e l'épaisseur de la plaque.

δ l'épaisseur de peau définie par :

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \mu \sigma}} \quad (3-11)$$

3.1.2.2. Cas d'une plaque parcourue par un courant

Lammeraner et Stafl [55] effectuent un calcul similaire pour déterminer les pertes surfaciques dans une plaque parcourue par un courant. La valeur du champ magnétique de part et d'autre de la plaque est ici de signe contraire. La puissance surfacique s'exprime alors :

$$P = \frac{H_m^2}{\sigma \delta} \left[\frac{\sinh(e/\delta) + \sin(e/\delta)}{\cosh(e/\delta) - \cos(e/\delta)} \right] \quad (3-12)$$

3.1.2.3. Cas général

De façon plus générale, Vandelac et Ziogas [56] donnent une expression de la puissance surfacique dissipée en considérant que le rapport des champs magnétiques de part et d'autre de la plaque est égal à α . En prenant les conditions de champ surfacique définies pour le calcul des deux expressions précédentes et en les injectant dans l'équation (3-13), on retrouve les expressions (3-10) et (3-12). Le détail de ce calcul est présenté dans l'annexe A.

$$P = \frac{H_{2m}^2}{2\sigma\delta} \left[(1 + \alpha^2) \cdot f_1(\varphi) - 4\alpha \cdot f_2(\varphi) \right] \quad (3-13)$$

Avec

$$\varphi = \frac{e}{\delta}$$

$$\alpha = \frac{H_{1m}}{H_{2m}}$$

$$f_1(\varphi) = \frac{\sinh(2\varphi) + \sin(2\varphi)}{\cosh(2\varphi) - \cos(2\varphi)} \quad (3-14)$$

$$f_2(\varphi) = \frac{\cosh(\varphi) \cdot \sin(\varphi) + \sinh(\varphi) \cdot \cos(\varphi)}{\cosh(2\varphi) - \cos(2\varphi)} \quad (3-15)$$

Avec

H_{1m} et H_{2m} les valeurs crêtes des champs magnétiques H_1 et H_2 , respectivement à gauche et à droite de la plaque.

En considérant que les champs magnétiques de chaque côté de la plaque sont égaux, l'équation (3-10) donne les pertes par courants de Foucault lorsque le conducteur est soumis à un champ sans circulation de courant. En considérant que les champs magnétiques de chaque côté de la plaque sont égaux mais de signes opposés, l'équation (3-12) donne les pertes par courants de Foucault dans un conducteur traversé par un courant et soumis seulement au champ créé par ce courant. L'équation (3-13) donne les pertes dans un conducteur traversé par un courant et placé dans un champ magnétique quelconque.

3.2. Application de la modélisation des pertes par courants de Foucault aux enroulements d'un transformateur

Les expressions décrites dans la section 3.1.1, permettant de calculer les pertes dans un transformateur parcouru par des courants harmoniques, nécessitent la connaissance des pertes à 50 Hz. Généralement, les documents constructeurs fournissent la valeur des pertes à vide et en charge mais ne donnent pas la décomposition des pertes en charge (pertes Joule dues à la résistance en continu, pertes par courants de Foucault dans les enroulements et pertes par courants de Foucault dans les matériaux conducteurs autres que les enroulements). Nous allons dans la suite détailler une méthode analytique permettant d'estimer simplement la résistance des enroulements en courant alternatif. Cette expression permettra

d'estimer les pertes Joule et les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs à 50 Hz, mais aussi pour d'autres fréquences.

3.2.1. Considération théorique

Les pertes dans un conducteur parcouru par un courant et soumis à un champ magnétique peuvent être calculées à partir de l'équation (3-13). La présence dans cette équation de la profondeur de peau δ , définie par l'équation (3-11), montre que les pertes varient en fonction de la fréquence. Pour des conducteurs dont l'épaisseur est faible devant l'épaisseur de peau, les fonctions $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ peuvent être approximées -en utilisant des développements limités- par les fonctions $g_1(\varphi)$ et $g_2(\varphi)$.

$$f_1(\varphi) \approx g_1(\varphi) = \frac{1}{\varphi} \left[1 + \frac{4}{45} \cdot \varphi^4 + \varepsilon(\varphi^8) \right] \quad (3-16)$$

$$f_2(\varphi) \approx g_2(\varphi) = \frac{1}{2\varphi} \left[1 - \frac{7}{90} \cdot \varphi^4 + \varepsilon(\varphi^8) \right] \quad (3-17)$$

La Figure 3-3 montre l'évolution des fonctions $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ et de leurs expressions simplifiées $g_1(\varphi)$ et $g_2(\varphi)$ en fonction du ratio e/δ . L'erreur faite en utilisant les expressions simplifiées $g_1(\varphi)$ et $g_2(\varphi)$ est inférieure à 5% lorsque le ratio e/δ est inférieur à 1,4 (Figure 3-4).

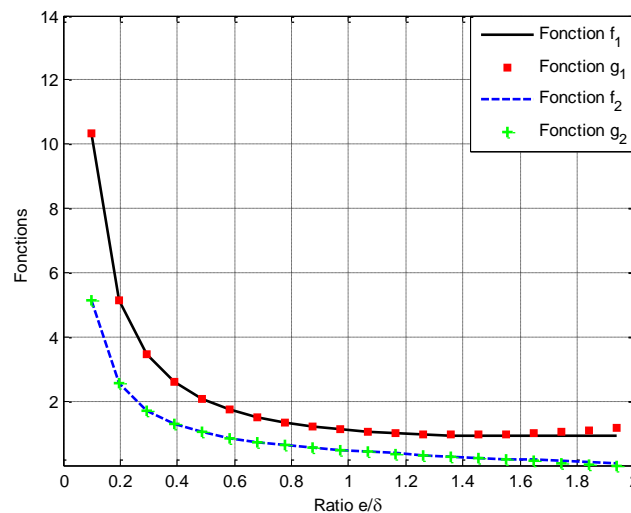


Figure 3-3 : Evolutions des fonctions $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ et leurs versions simplifiées en fonction du ratio e/δ

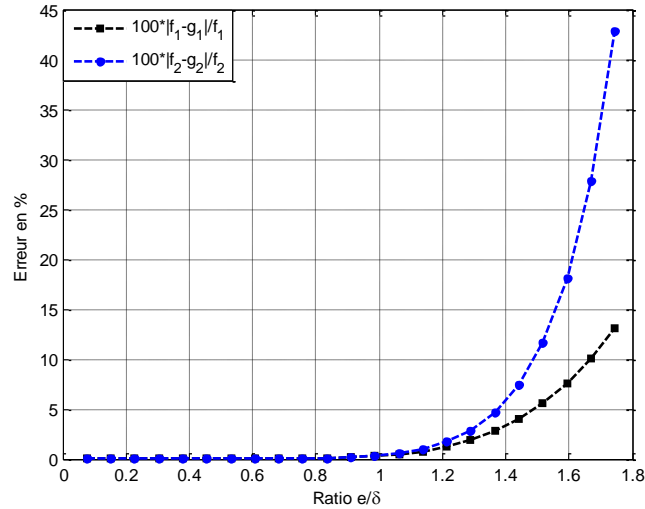


Figure 3-4 : Erreur relative entre les fonctions $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ et leurs versions simplifiées en fonction du ratio e/δ

L'équation (3-13) peut alors être réécrite en remplaçant les fonctions $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ par leurs expressions simplifiées :

$$P = \frac{H_{2m}^2}{2e\sigma} \left\{ (1-\alpha)^2 + \left(\frac{e}{\delta}\right)^4 \left(\frac{4(1+\alpha^2) + 7\alpha}{45} \right) \right\} \quad (3-18)$$

3.2.2. Application au transformateur

Le bobinage des transformateurs de distribution HTA/BT est généralement réalisé avec des petits conducteurs ronds ($\Phi < 4\text{mm}$) côté primaire et avec des conducteurs rectangulaires ou des feuilles au niveau du secondaire. Les conducteurs ronds composant une couche d'une bobine de transformateurs peuvent être assimilés à des conducteurs carrés, l'ensemble de ces conducteurs carrés pouvant être assimilé à une plaque comme sur la Figure 3-5 [56].

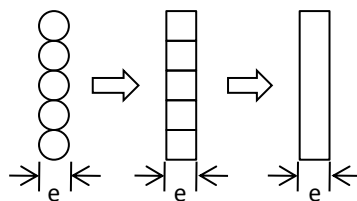


Figure 3-5 : Equivalence entre conducteurs ronds ou carrés et une plaque

Les conducteurs ronds constituant le primaire du transformateur sont approximés par des conducteurs carrés, de telle façon que la résistance du conducteur reste la même. Nous avons donc introduit une conductivité équivalente telle que :

$$\sigma_{plaque} = \frac{\pi}{4} \sigma_{rond} \quad (3-19)$$

3.2.2.1. Expression des pertes et de la résistance des enroulements

En faisant l'hypothèse que les enroulements primaire et secondaire d'un transformateur peuvent être assimilés à une superposition de plusieurs plaques conductrices (on néglige les effets de bord), les bobinages primaire et secondaire du transformateur peuvent alors être représentés comme sur la Figure 3-6.

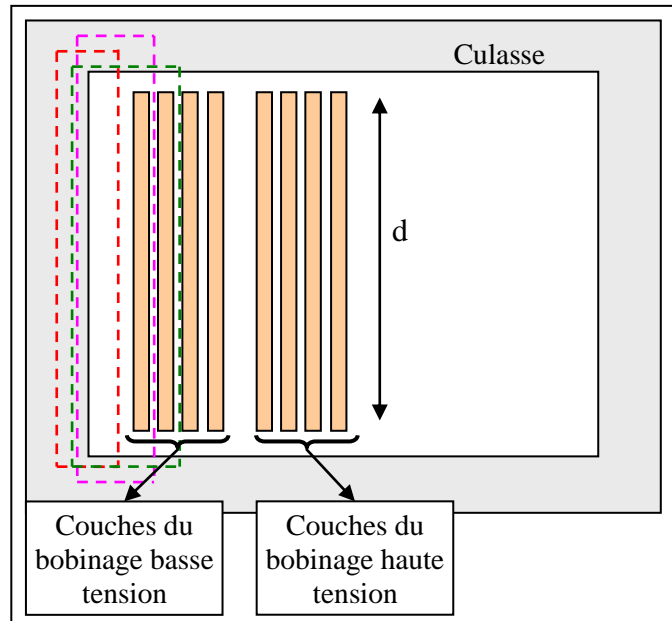


Figure 3-6 : Schématisation des enroulements d'un transformateur et des lignes de champ utilisées pour le théorème d'ampère (lignes pointillées)

Le champ magnétique entre chaque couche est alors différent et peut être déterminé à partir du théorème d'Ampère. Les lignes de champ utilisées pour l'application du théorème d'Ampère sont décrites sur la Figure 3-6. Ainsi, pour la première couche, les champs magnétiques H_1 et H_2 , respectivement à gauche et à droite de la couche prennent les valeurs suivantes :

$$\begin{cases} H_{1m} = 0 \\ H_{2m} = \frac{\hat{i}_{couche}}{d} \end{cases}$$

Avec

$$\hat{i}_{couche} = \left(\frac{N}{n} \right) \hat{i}$$

Où

\hat{i}_{couche} est la valeur crête du courant dans une couche,

\hat{i} est la valeur crête du courant dans une spire,

N est le nombre total de spires,

n est le nombre de couches.

Pour la deuxième couche, le couple H_1 et H_2 prend les valeurs suivantes :

$$\begin{cases} H_{1m} = \frac{\hat{i}_{couche}}{d} \\ H_{2m} = \frac{2\hat{i}_{couche}}{d} \end{cases}$$

De façon plus générale, les champs magnétiques H_{1m} et H_{2m} , respectivement à gauche et à droite de la couche m , ont pour expression :

$$H_{1m} = (m-1) \cdot \left(\frac{N}{n}\right) \frac{\hat{i}}{d} \text{ et } H_{2m} = m \cdot \left(\frac{N}{n}\right) \frac{\hat{i}}{d} \quad (3-20)$$

La puissance linéique dissipée dans la couche m s'exprime en combinant l'équation (3-18) et (3-20) :

$$P_m = \left(\frac{N}{n}\right)^2 \cdot I^2 \cdot \frac{1}{\sigma \cdot e \cdot d} \left[1 + \left(\frac{e}{\delta}\right)^4 \left(\frac{m^2}{3} - \frac{m}{3} + \frac{4}{45} \right) \right] \quad (3-21)$$

La puissance linéique totale dissipée dans les couches d'un enroulement du transformateur se déduit de (3-21) en faisant la somme sur les n couches composant l'enroulement :

$$P = \sum_{m=1}^n P_m = \left(\frac{N}{n}\right)^2 \cdot I^2 \cdot \frac{1}{\sigma \cdot e \cdot d} \left[n + \left(\frac{e}{\delta}\right)^4 \frac{5n^3 - n}{45} \right] \quad (3-22)$$

L'expression de la résistance linéique en alternatif d'un enroulement se déduit de (3-22) :

$$P = R_{ac} \cdot I^2 \quad \text{avec} \quad R_{ac} = R_{dc} \left[1 + \left(\frac{e}{\delta}\right)^4 \left(\frac{n^2}{9} - \frac{1}{45} \right) \right] \quad (3-23)$$

Où R_{dc} est la résistance linéique en continu de l'enroulement définie par :

$$R_{dc} = \frac{n}{de\sigma} \cdot \left(\frac{N}{n}\right)^2 \quad (3-24)$$

L'expression de la résistance alternative peut être séparée en deux termes : le premier représentant les pertes Joule dues à la résistance continue R_{dc} et le deuxième

représentant les pertes par courants de Foucault R_{ec} .

$$R_{ac} = R_{dc} + R_{ec} \quad \text{avec} \quad R_{ec} = R_{dc} \left(\frac{e}{\delta} \right)^4 \left(\frac{n^2}{9} - \frac{1}{45} \right) \quad (3-25)$$

On peut voir à partir de cette expression simplifiée que la proportion des pertes par courants de Foucault dans les enroulements d'un transformateur va dépendre du nombre de couches composant les enroulements primaire et secondaire et de l'épaisseur des conducteurs. Cette expression montre aussi que les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs varient avec le carré de la fréquence.

3.2.2.2. Application numérique

D'après l'équation (3-25), les caractéristiques de construction des enroulements d'un transformateur ont un impact sur la proportion de pertes par courants de Foucault dans les conducteurs. Afin de montrer l'impact de la géométrie des enroulements sur les pertes par courant de Foucault, nous allons appliquer l'équation analytique (3-25) aux deux différentes structures décrites dans le Tableau 3-1. Ce sont des transformateurs HTA/BT 20kV/410V d'une puissance de 100kVA. Cependant l'enroulement secondaire du premier est constitué de conducteurs rectangulaires de 3,75*10 mm disposés de façon radiale en une seule couche (l'épaisseur du conducteur est de 10 mm) alors que l'enroulement secondaire du deuxième est constitué de 51 couches de feuilles de cuivre de 0,2mm d'épaisseur.

Tableau 3-1 : Caractéristiques des transformateurs 100kVA considérés

	Primaire (HTA)	Secondaire (BT)
Transformateur 1	Cuivre, conducteur rond Ø 0.8 mm 21 couches, 5400 spires	Cuivre, conducteur rectangulaire 3.75*10 mm 64 spires, 1 couches
Transformateur 2	Cuivre, conducteur rond Ø .75 mm 19 couches, 4417 spires	Feuille de cuivre 210*0.2 mm 51 couches, 51 spires

L'évolution du ratio R_{ac}/R_{dc} des enroulements primaires et la des enroulements secondaires sont présentées respectivement sur la Figure 3-7 et la Figure 3-8, pour les deux structures décrites dans le Tableau 3-1. Comme le montre la Figure 3-7, l'évolution du ratio pour les enroulements primaires est sensiblement la même puisque leurs caractéristiques sont très proches. Par contre, pour le secondaire, la valeur du ratio R_{ac}/R_{dc} à 50 Hz est de 1.078 pour le transformateur n°1 et de 1.0007

pour le transformateur n°2 (Figure 3-8), ce qui montre que le bobinage réalisé avec des feuilles de cuivre aura moins de pertes par courant de Foucault, à 50 Hz, que celui réalisé avec des conducteurs rectangulaires. D'autre part, on voit aussi que l'augmentation de la résistance de l'enroulement avec la fréquence est moins importante avec des bobinages type feuilles de cuivre.

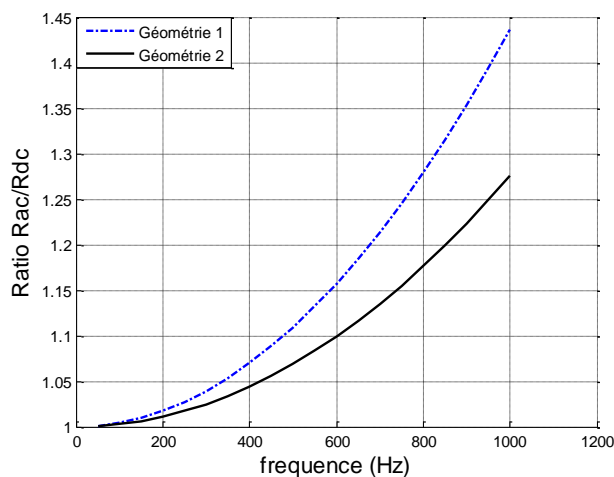


Figure 3-7 : Evolution du rapport R_{ac} / R_{dc} de l'enroulement primaire en fonction de la fréquence

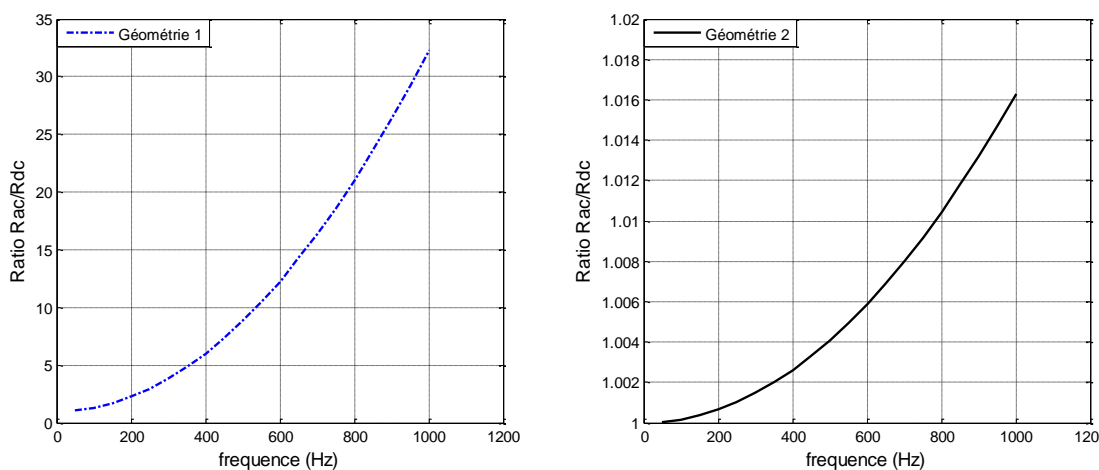


Figure 3-8 : Evolution du rapport R_{ac} / R_{dc} de l'enroulement secondaire en fonction de la fréquence (à gauche transformateur n°1 avec des conducteurs rectangulaires - à droite transformateur n°2 avec des feuilles de cuivre)

L'application numérique réalisée sur le secondaire du transformateur avec des conducteurs rectangulaires montre une forte augmentation de la résistance alternative avec la fréquence. Cependant, celle-ci est supérieure à l'augmentation réelle de la

résistance puisque la condition sur le rapport épaisseur du conducteur sur épaisseur de peau ($e/\delta < 1,4$) n'est plus respectée. En effet, pour le secondaire du transformateur n°1, la condition $e/\delta < 1,4$ est respectée si la fréquence est inférieure à 100 Hz. Concernant le secondaire du transformateur n°2, la condition $e/\delta < 1,4$ est respectée si la fréquence est inférieure à 250 000 Hz.

Il est possible de tracer l'évolution de la résistance des enroulements sur toute la gamme de fréquences et pour toutes les tailles de conducteurs en repartant de l'équation (3-13) avec les fonctions non simplifiées. En calculant la puissance dissipée dans une plaque avec les expressions de champs magnétiques décrites par l'équation (3-20) puis en faisant la somme sur les n plaques, on obtient la puissance linéique dissipée dans l'enroulement :

$$P = R_{dc} I^2 \frac{e}{\delta} \left[\frac{2n^2 + 1}{3} f_1(\varphi) - \frac{4n^2 - 4}{3} f_2(\varphi) \right] \quad (3-26)$$

La puissance linéique dissipée dans les enroulements étant la somme des pertes Joule créées par la résistance R_{dc} et des pertes par courant de Foucault, la résistance alternative R_{ac} devient :

$$R_{ac} = R_{dc} \frac{e}{\delta} \left[\frac{2n^2 + 1}{3} f_1(\varphi) - \frac{4n^2 - 4}{3} f_2(\varphi) \right] \quad (3-27)$$

D'où

$$R_{ec} = R_{dc} \left[\left(\frac{2n^2 + 1}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta} \right) f_1(\varphi) - \left(\frac{4n^2 - 4}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta} \right) f_2(\varphi) - 1 \right] \quad (3-28)$$

La Figure 3-9 montre l'évolution du ratio R_{ac}/R_{dc} calculé avec les formules simplifiées et complètes, pour l'enroulement secondaire du transformateur n°1 décrit dans le Tableau 3-1.

Ces courbes confirment que l'estimation des pertes avec l'expression simplifiée, basée sur les fonctions $g_1(\varphi)$ et $g_2(\varphi)$, donnera des pertes dans les enroulements supérieures aux pertes réelles à partir du moment où $e/\delta > 1,4$.

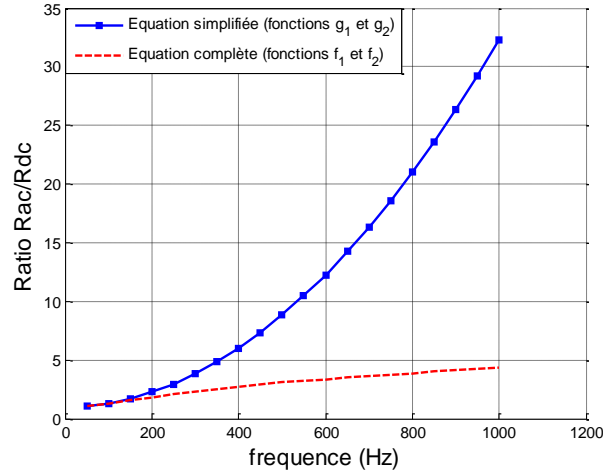


Figure 3-9 : Evolution du rapport R_{ac} / R_{dc} de l'enroulement secondaire en fonction de la fréquence (transformateur n°1 avec des conducteurs rectangulaires de 10 mm d'épaisseur)

3.2.2.3. Discussion sur le coefficient F_{HL}

Le coefficient F_{HL} décrit dans [26] par l'équation (3-5) permet de quantifier l'impact des harmoniques de courant sur les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs. Ce coefficient montre que les pertes par courants de Foucault sont proportionnelles au carré de la fréquence et du courant. Cependant cette approximation conduit à une surestimation des pertes lorsque le ratio e/δ est supérieur à 1,4, comme le montre la Figure 3-4.

On trouve dans la littérature plusieurs coefficients F_{HL} « améliorés » qui permettent de définir plus précisément les pertes par courants de Foucault dans les enroulements d'un transformateur. Makarov et Emanuel proposent dans [52] un coefficient F_{HL} amélioré permettant d'estimer plus précisément les pertes en présence d'harmoniques à partir des pertes à 50 Hz.

$$F_{HL_{Makarov}} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} h \left(\frac{F(\varphi_h)}{F(\varphi_R)} \right) \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} h \left(\frac{F(\varphi_h)}{F(\varphi_R)} \right) (I_h)^2}{I^2} \quad (3-29)$$

Avec

$$F(\varphi) = \frac{1 \sinh(\varphi) - \sin(\varphi)}{\varphi \cosh(\varphi) + \cos(\varphi)} \quad (3-30)$$

Où

$\varphi_R = \frac{e}{\delta_R}$ et $\varphi_h = \frac{e}{\delta_h}$ représentent le ratio entre l'épaisseur du conducteur et

l'épaisseur de peau, respectivement à 50 Hz et pour le rang harmonique h .

$\delta_R = \sqrt{1/\pi f \mu \sigma}$ est l'épaisseur de peau à 50 Hz.

$\delta_h = \sqrt{1/\pi h f \mu \sigma} = \delta_R / \sqrt{h}$ est l'épaisseur de peau pour le rang harmonique h .

Elmoudi, Lehtonen et Nordman dans [53] utilisent une expression des pertes par courants de Foucault différente afin d'obtenir un coefficient F_{HL} plus précis, permettant de calculer plus précisément les pertes en présence d'harmoniques.

$$F_{HL_{Elmoudi}} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} h^2 \left(\frac{F'(\varphi_h)}{F'(\varphi_R)} \right) \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} h^2 \left(\frac{F'(\varphi_h)}{F'(\varphi_R)} \right) (I_h)^2}{I^2} \quad (3-31)$$

Avec

$$F'(\varphi) = \frac{3 \sinh(\varphi) - \sin(\varphi)}{\varphi \cosh(\varphi) - \cos(\varphi)} \quad (3-32)$$

Nous allons maintenant essayer d'exprimer le coefficient F_{HL} en partant :

- dans un premier temps de l'expression de la résistance alternative obtenue avec les fonctions simplifiées $g_1(\varphi)$ et $g_2(\varphi)$ décrites par l'équation (3-25).
- dans un second temps de l'expression de la résistance alternative obtenue avec les fonctions complètes $f_1(\varphi)$ et $f_2(\varphi)$ décrites par l'équation (3-28).

En présence d'harmoniques, les pertes par courants de Foucault calculées à partir de l'expression simplifiée (équation (3-25)) de la résistance sont données par :

$$P_{ec} = \sum_{h=1}^{h_{\max}} R_{dc} \left(\frac{e}{\delta_h} \right)^4 \left(\frac{n^2}{9} - \frac{1}{45} \right) I_h^2 \quad (3-33)$$

Les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs, P_{ec-o} , à 50 Hz et pour un courant I donné, sont définies par l'équation (3-34) :

$$P_{ec-o} = R_{dc} \left(\frac{e}{\delta_R} \right)^4 \left(\frac{n^2}{9} - \frac{1}{45} \right) I^2 \quad (3-34)$$

En considérant que la valeur efficace pour un courant non sinusoïdal est donnée par :

$$I = \sqrt{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_h^2} \quad (3-35)$$

Le coefficient F_{HL} , déterminé par le rapport entre P_{ec} et P_{ec-o} , calculés à partir des équations simplifiées (3-33) et (3-34) donne le même résultat que l'équation (3-5) :

$$F_{HL} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2 \cdot h^2}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_h^2 \cdot h^2}{I^2} \quad (3-36)$$

Ce calcul permet de montrer qu'en présence d'harmoniques, les pertes calculées avec les équations (3-4) et (3-33) donneront un résultat identique. Dans le premier cas il sera nécessaire de connaître les pertes par courants de Foucault à 50 Hz ; dans l'autre cas, l'épaisseur des conducteurs et le nombre de couches devront être connus.

En partant de l'expression complète de la résistance décrite par l'équation (3-28), les pertes par courants de Foucault s'expriment avec :

$$P_{ec} = \sum_{h=1}^{h_{\max}} R_{dc} \left[\left(\frac{2n^2 + 1}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta_h} \right) f_1(\varphi_h) - \left(\frac{4n^2 - 4}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta_h} \right) f_2(\varphi_h) - 1 \right] I_h^2 \quad (3-37)$$

Les pertes par courants de Foucault dans les conducteurs, P_{ec-o} , à 50 Hz sont définies par :

$$P_{ec-o} = R_{dc} \left[\left(\frac{2n^2 + 1}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta_R} \right) f_1(\varphi_R) - \left(\frac{4n^2 - 4}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta_R} \right) f_2(\varphi_R) - 1 \right] I^2 \quad (3-38)$$

Le coefficient F_{HL} est alors défini par :

$$F_{HL} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{G(\varphi_h)}{G(\varphi_R)} \right) \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{I_h}{I_1} \right)^2} = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} \left(\frac{G(\varphi_h)}{G(\varphi_R)} \right) (I_h)^2}{I^2} \quad (3-39)$$

Avec

$$G(\varphi) = \left[\left(\frac{2n^2 + 1}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta} \right) f_1(\varphi) - \left(\frac{4n^2 - 4}{3} \right) \left(\frac{e}{\delta} \right) f_2(\varphi) - 1 \right] \quad (3-40)$$

Afin de comparer les différentes expressions du coefficient F_{HL} , décrites par les expressions (3-29), (3-31), (3-36) et (3-39), nous avons comparé les coefficients suivants : $h.F(\varphi_h)/F(\varphi_R)$, $h^2.F'(\varphi_h)/F'(\varphi_R)$, $G(\varphi_h)/G(\varphi_R)$ et h^2 . L'évolution de ces coefficients en fonction du rang harmonique h est présentée sur la Figure 3-10. La courbe de gauche montre l'évolution des coefficients pour un conducteur ayant une épaisseur de 0,2 mm et la courbe de droite montre l'évolution pour un conducteur de 10 mm d'épaisseur.

Ces courbes démontrent que les formulations décrites par les équations (3-31) et (3-36) vont surestimer les pertes lorsque la condition sur le ratio e/δ n'est plus respectée. La forme simplifiée de la résistance, qui montre une augmentation des pertes par courants de Foucault avec le carré de la fréquence, surestimera donc aussi les pertes lorsque le ratio e/δ sera supérieur à 1.4. Néanmoins, cette expression permettra encore d'estimer les pertes pas courants de Foucault à 50 Hz, et ce même pour de gros conducteurs.

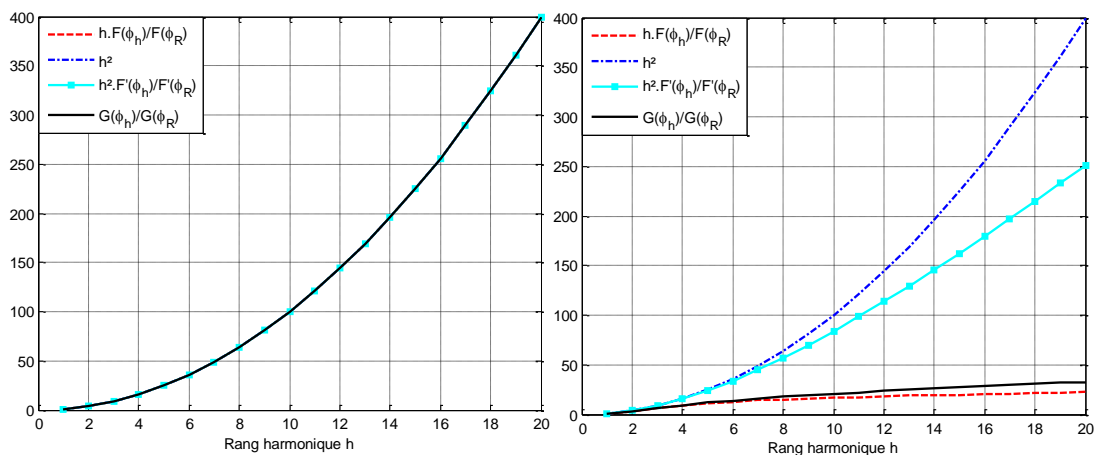


Figure 3-10 : Evolution des fonctions présentes dans les différentes expressions du coefficient F_{HL} en fonction du rang harmonique h

3.2.2.4. Mesures sur un transformateur 40kVA

Afin de quantifier l'impact des harmoniques sur les pertes d'un transformateur mais aussi dans le but de valider les expressions exprimées dans la partie précédente, nous avons testé un transformateur triphasé 40 kVA Dy11 220V/70V en présence d'harmoniques. Ce transformateur est en fait celui qui a été utilisé dans les essais sur les câbles basse tension. Les enroulements primaires et secondaires sont tous les deux réalisés avec des conducteurs rectangulaires de 4,9 mm d'épaisseur et 8 mm de hauteur. L'enroulement primaire est réalisé sur 2 couches alors que l'enroulement

secondaire est bobiné sur 4 couches. La Figure 3-11 montre le schéma de câblage réalisé pour ces mesures. L'acquisition des courants primaires et secondaires est réalisée grâce à des pinces de courant ayant une précision inférieure à 5%. L'acquisition des tensions composées primaire et secondaires est faite avec des conditionneurs de tension ayant une précision inférieure à 1%. Les conditionneurs de courant et tension fournissent respectivement un signal de sortie 0-5V et 0-10V. Les signaux sont enregistrés sur un PC possédant une carte d'acquisition, l'enregistrement étant géré grâce au logiciel LABVIEW. Le programme enregistre les formes d'onde sur 1 minute et effectue les calculs de valeur efficace sur des fenêtres de 1 minute et 200 ms. Le programme effectue aussi un calcul de FFT sur des fenêtres de 200 ms et 1 minute, et cela jusqu'au rang 50 (2,5 kHz). La charge est composée de 3 ponts de diodes monophasés qui débitent sur une charge R ou RC. L'essai sur charge résistive permet d'obtenir le point de référence sans harmoniques alors que les essais sur une charge RC nous donneront les résultats avec harmoniques. Les différents points de mesure sont réalisés à courant efficace secondaire constant et égal à 220 A.

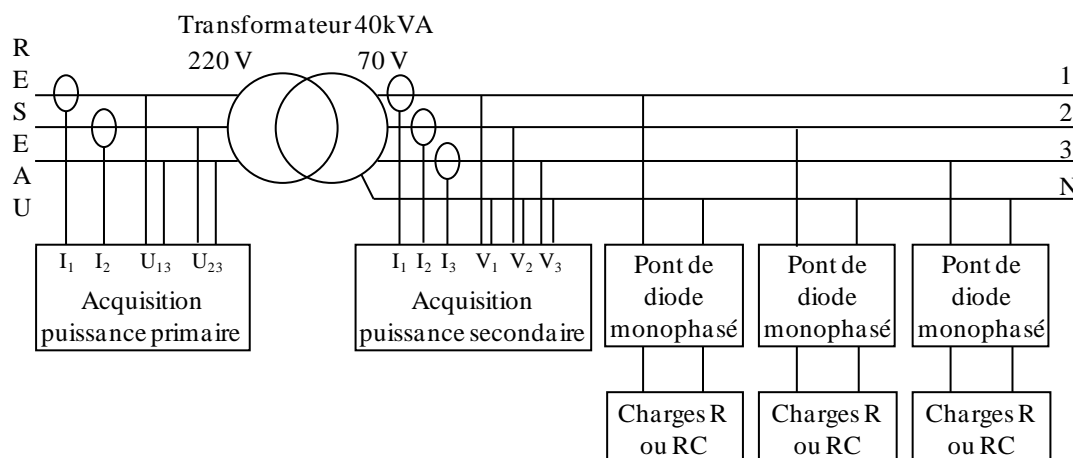


Figure 3-11 : Description de la plateforme d'essais

La mesure des pertes dans le transformateur est obtenue en faisant la différence entre les puissances primaire et secondaire mesurées. Les pertes par courants de Foucault dans les parties conductrices autres que les conducteurs sont négligées dans ce transformateur car la carcasse de celui-ci a été enlevée pour les mesures. De plus, la distorsion de la tension primaire étant faible ($<1,5\%$), les pertes fer sont simplement calculées à partir de la valeur efficace de la tension. Les pertes dans les conducteurs sont alors obtenues en soustrayant les pertes fer à la différence entre la puissance secondaire et la puissance primaire.

En présence d'harmoniques, le calcul analytique des pertes dans les enroulements est effectué à partir de :

$$P = 3 \sum_{h=1}^{h_{\max}} R_{ac_1}(h) \cdot I_{1h}^2 + 3 \sum_{h=1}^{h_{\max}} R_{ac_2}(h) \cdot I_{2h}^2 \quad (3-41)$$

Avec

$R_{ac_1}(h)$ et $R_{ac_2}(h)$ les résistances alternatives respectivement pour le primaire et le secondaires, pour le rang harmonique h ,

I_{1h} et I_{2h} les courants efficaces respectivement primaire et secondaire pour le rang harmonique h .

La valeur de la résistance alternative utilisée dans (3-41) est celle donnée par l'équation (3-23), pour un calcul avec l'expression approchée, ou par l'équation (3-27) pour un calcul avec l'expression complète.

Le Tableau 3-2 décrit le profil harmonique du courant secondaire pour les différents cas, ainsi que le taux de distorsion harmonique du courant secondaire. Le cas n°1 correspond à l'essai avec une charge résistive et sert donc de référence.

Tableau 3-2 : Profil harmonique pour les différents cas

	I_1/I_1 (%)	I_3/I_1 (%)	I_5/I_1 (%)	I_7/I_1 (%)	I_9/I_1 (%)	I_{11}/I_1 (%)	I_{13}/I_1 (%)	THD _{i2} (%)
Cas 1	100	1	0.8	0.8	0.2	0.2	0.2	1.6
Cas 2	100	2.7	2.7	2.9	1.8	1.3	1.3	5.6
Cas 3	100	6.9	7.8	6.4	3.2	1.2	1	12.8
Cas 4	100	14.3	13.2	7.4	2.1	0.8	1	21.1
Cas 5	100	24	14.2	6.1	1.9	1.8	1.2	29

La Figure 3-12 montre l'allure du courant secondaire dans la phase 1 pour les cas 1, 3 et 5. La Figure 3-13 présente un comparatif entre les pertes mesurées, les pertes calculées à partir de l'expression simplifiée et les pertes calculées à partir de l'expression complète. La courbe des pertes mesurées a été réalisée à partir des points 200 ms, ce qui donne plus de 4000 points par cas. Le point central sur le graphique représente la valeur moyenne des pertes sur la durée totale de l'enregistrement, à laquelle nous avons ajouté une barre d'erreur égale à 2 fois l'écart type. La Figure 3-13 démontre que les pertes estimées à partir de l'expression de la résistance alternative, simplifiée ou complète, sont proches des pertes mesurées. Les pertes augmentent en moyenne de plus 170 W pour un taux de distorsion proche de 30%, ce qui représente une augmentation d'un peu plus de 15%. L'erreur entre les

pertes estimées à partir de la résistance simplifiée et les pertes calculées avec l'expression complète est quant à elle de 0.9%. La Figure 3-13 montre que les pertes dans les transformateurs ont tendances à augmenter en présence d'harmoniques.

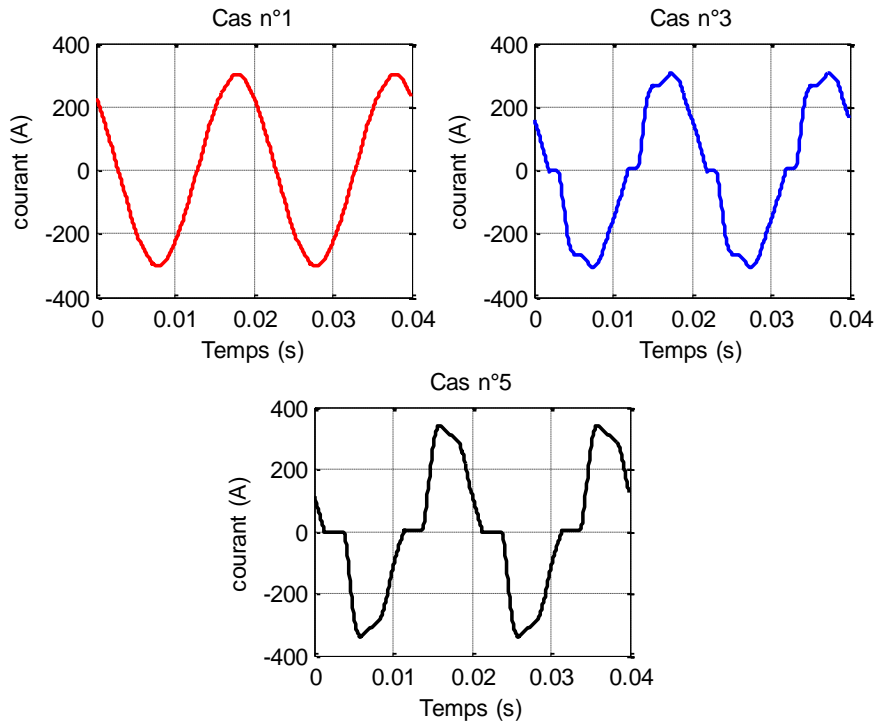


Figure 3-12 : Formes d'onde des courants secondaire du transformateur pour les cas 1, 3 et 5

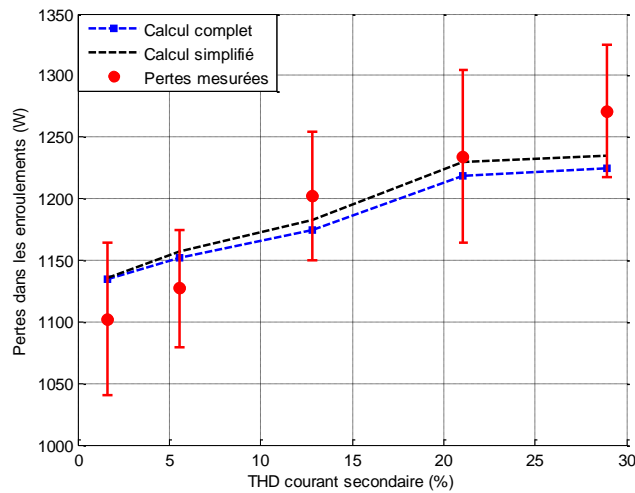


Figure 3-13 : Comparaison entre les pertes mesurées et celles calculées à partir des expressions complètes et simplifiées de la résistance

3.3. Impact des harmoniques sur la température de fonctionnement des transformateurs

La circulation d'harmoniques de courant dans les transformateurs peut augmenter les pertes dans ceux-ci, ce qui se traduira par une augmentation de la température de fonctionnement. Après une présentation de quelques modèles thermiques d'un transformateur, nous réaliserons des simulations sur deux transformateurs de 100kVA (Tableau 3-1) afin de quantifier l'augmentation de température due aux harmoniques. Enfin, nous comparerons les résultats donnés par la modélisation à des mesures thermiques réalisées sur un transformateur de distribution de 160 kVA.

3.3.1. Modélisation thermique des transformateurs

La durée de vie des transformateurs est directement liée à la température de fonctionnement de ceux-ci. La température caractéristique utilisée dans le calcul de la durée de vie est celle dite du point chaud, qui se trouve généralement en haut des enroulements. Plus précisément, ce point chaud se trouvera généralement sur les enroulements BT [32]. Cette localisation du point chaud sur les enroulements BT peut s'expliquer par le fait que les lignes de champ auront plutôt tendance à se reboucler par un chemin présentant une faible réluctance, donc par le noyau magnétique. De plus, le point chaud se situera plutôt en haut des enroulements car c'est à ce niveau que la densité de flux est la plus importante. D'autre part, la composante radiale du flux va créer des courants de Foucault dans les conducteurs, mais à travers la hauteur du conducteur généralement 3 à 5 fois supérieure à son épaisseur (pour des conducteurs rectangulaires).

Il n'existe pas aujourd'hui de modèles thermiques universels permettant de traduire le comportement thermique des transformateurs. La modélisation thermique des transformateurs, généralement utilisée pour calculer les températures de l'huile et du point chaud, est décrite dans les guides de charge CEI 60 076-7 [31] et IEEE C57.91-1995 [32]. Il existe aussi des modèles thermiques basés sur l'analogie thermique/électrique qui permettent de calculer la température du point chaud [57].

Le but de cette partie est de lister quelques-unes des modélisations existantes, afin de réaliser la modélisation thermique d'un transformateur. Ceci nous permettra d'étudier le comportement thermique du transformateur en présence d'harmoniques.

3.3.1.1. Modèle thermique défini par le guide de charge IEEE C57.91-1995

L'augmentation de la température de l'huile par rapport à la température ambiante lors d'un échelon de charge est définie par une équation du premier ordre soumis à :

$$\tau_{TO} \frac{d\Delta\theta_{TO}}{dt} + \Delta\theta_{TO} = \Delta\theta_{TO,U} \quad (3-42)$$

dont la solution est :

$$\Delta\theta_{TO} = (\Delta\theta_{TO,U} - \Delta\theta_{TO,i}) \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_{TO}}} \right) + \Delta\theta_{TO,i} \quad (3-43)$$

Avec

$$\Delta\theta_{TO,U} = \Delta\theta_{TO,R} \left[\frac{1 + K^2 R}{1 + R} \right]^n \quad (3-44)$$

Avec

$\Delta\theta_{TO}$ l'échauffement de l'huile supérieure,

$\Delta\theta_{TO,U}$ l'échauffement de l'huile supérieure en régime permanent pour la charge considérée,

$\Delta\theta_{TO,R}$ l'échauffement de l'huile supérieure en régime permanent pour la charge nominale,

$\Delta\theta_{TO,i}$ l'échauffement initial de l'huile supérieure,

τ_{TO} la constante de temps de l'huile,

K le facteur de charge (ratio du courant de charge sur le courant nominal),

n un exposant empirique dépendant du mode de refroidissement,

R le ratio des pertes en charge sur les pertes à vide aux conditions nominales.

L'échauffement du point chaud est défini par une équation similaire :

$$\tau_w \frac{d\Delta\theta_H}{dt} + \Delta\theta_H = \Delta\theta_{H,U} \quad (3-45)$$

dont la solution est :

$$\Delta\theta_H = (\Delta\theta_{H,U} - \Delta\theta_{H,i}) \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_w}} \right) + \Delta\theta_{H,i} \quad (3-46)$$

Avec

$$\Delta\theta_{H,U} = \Delta\theta_{H,R} K^{2m} \quad (3-47)$$

Avec

$\Delta\theta_H$ l'échauffement du point chaud de l'enroulement par rapport à l'huile supérieure,

$\Delta\theta_{H,U}$ l'échauffement du point chaud de l'enroulement par rapport à l'huile, supérieure en régime permanent pour la charge considérée,

$\Delta\theta_{H,R}$ l'échauffement du point chaud de l'enroulement par rapport à l'huile, supérieure en régime permanent pour la charge nominale,

$\Delta\theta_{H,i}$ l'échauffement initial du point chaud de l'enroulement par rapport à l'huile supérieure,

τ_w la constante de temps des enroulements,

K le facteur de charge (ratio du courant de charge sur le courant nominal),

m un coefficient empirique appliqué au ratio du courant de charge sur le courant nominal K .

La température du point chaud de l'enroulement se calcule avec :

$$\theta_H = \theta_A + \Delta\theta_{TO} + \Delta\theta_H \quad (3-48)$$

Avec

θ_A la température ambiante,

θ_H la température du point chaud.

Ce modèle ne tient pas compte de l'évolution de la température ambiante dans le temps, ce qui le rend moins précis pour une modélisation dynamique de la température du transformateur.

3.3.1.2. Modèle thermique défini par le guide de charge CEI 60076-7

Le guide de charge pour transformateurs immergés dans l'huile (CEI 60076-7) donne un diagramme thermique, simplification d'une distribution plus complexe, illustré par la Figure 3-14. Les hypothèses faites pour cette simplification sont les suivantes :

- La température de l'huile à l'intérieur de la cuve croît linéairement depuis le bas jusqu'au sommet, quelque soit le mode de refroidissement.
- Comme première approximation, l'échauffement du conducteur le long de la hauteur de l'enroulement est supposé augmenter linéairement, parallèlement à l'échauffement de l'huile, avec une différence g_r constante entre les deux droites.
- L'échauffement du point chaud de l'enroulement est supérieur à la température du conducteur au sommet de l'enroulement.

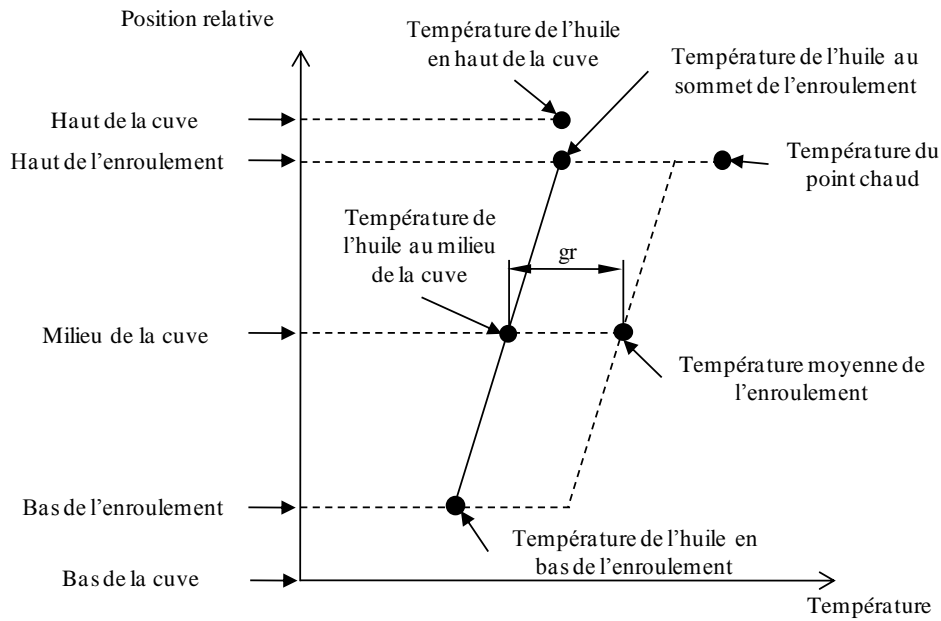


Figure 3-14 : Diagramme thermique d'un transformateur à huile

Le guide fournit deux méthodes permettant de déterminer les températures de l'huile et du point chaud pour un courant de charge variable. La première est appropriée à une variation de charge de type échelon et est particulièrement adaptée pour la détermination des paramètres de transfert thermique. La seconde est, quant à elle, utilisée dans les cas où le facteur de charge varie arbitrairement avec le temps et où la température ambiante est variable. Nous allons dans la suite nous intéresser à la seconde méthode qui sera plus adaptée à notre problématique.

La température de l'huile supérieure est calculée à partir de l'équation différentielle :

$$\left[\frac{1 + K^2 R}{1 + R} \right]^x \times (\Delta\theta_{or}) = k_{11} \tau_o \times \frac{d\theta_o}{dt} + [\theta_o - \theta_a] \quad (3-49)$$

Avec

θ_o la température de l'huile supérieure à la charge considérée,

$\Delta\theta_{or}$ l'échauffement de l'huile supérieure par rapport à la température ambiante en régime nominal,

θ_a la température ambiante,

τ_o la constante de temps de l'huile en minutes,

R le ratio des pertes en charge sur les pertes à vide,

K le facteur de charge (ratio de l'intensité en charge sur l'intensité en régime nominal),

x une puissance exponentielle des pertes totales dans le calcul de l'échauffement de l'huile supérieure,

k_{11} une constante du modèle thermique.

La température du point chaud est estimée à partir de la connaissance de la température de l'huile supérieure et du calcul de l'augmentation de la température du point chaud par rapport à l'huile supérieure.

$$\theta_h = \theta_0 + \Delta\theta_h \quad (3-50)$$

Avec

θ_h la température du point chaud à la charge considérée,

$\Delta\theta_h$ l'échauffement du point chaud par rapport à la température de l'huile supérieure pour la charge considérée.

L'échauffement du point chaud par rapport à l'huile supérieure est calculé avec les équations suivantes :

$$\Delta\theta_h = \Delta\theta_{h1} - \Delta\theta_{h2} \quad (3-51)$$

Avec

$$k_{21} \times K^y \times (\Delta\theta_{hr}) = k_{22} \times \tau_w \times \frac{d\Delta\theta_{h1}}{dt} + \Delta\theta_{h1} \quad (3-52)$$

Et

$$(k_{21} - 1) \times K^y \times (\Delta\theta_{hr}) = (\tau_o / k_{22}) \times \frac{d\Delta\theta_{h2}}{dt} + \Delta\theta_{h2} \quad (3-53)$$

Avec

$\Delta\theta_{hr}$ l'échauffement du point chaud par rapport à l'huile supérieure en régime assigné,

k_{21} une constante du modèle thermique,

k_{22} une constante du modèle thermique,

τ_w la constante de temps des enroulements en minutes,

y une puissance appliquée au ratio K .

Le calcul de l'échauffement dans les enroulements est scindé en deux parties : la première représente l'apport de température généré par les pertes dans les enroulements et la deuxième introduit une notion de retard sur l'échauffement de ces enroulements. Du fait de la circulation de l'huile, il y a une certaine inertie mécanique, en plus de l'inertie thermique, qui contribue à ce retard. L'effet est plus important avec un refroidissement naturelle dans l'huile, légèrement moins important avec un refroidissement d'huile pompée à flux non dirigé et négligeable avec un refroidissement d'huile pompée à flux dirigé. L'effet est également négligeable pour les transformateurs de distribution.

3.3.1.3. Modélisation par un circuit équivalent

Il existe une certaine analogie entre les lois de transfert thermique et d'électrocinétique. Il est donc possible de décrire les phénomènes de conduction thermique par des schémas électriques équivalents. Ainsi le courant électrique devient une puissance, la potentiel électrique est assimilée à une température et la résistance électrique devient une résistance thermique et la capacité électrique devient une capacité thermique. Les transferts thermiques huile/air et enroulement/huile peuvent donc se mettre sous la forme de circuits électriques (Figure 3-15 et Figure 3-16).

Equation de l'huile :

L'équation différentielle associée à la Figure 3-15 est :

$$P_{ll} + P_{nl} = C_{th2} \frac{d\theta_0}{dt} + \left(\frac{\theta_0 - \theta_a}{R_{th2}} \right) \quad (3-54)$$

Avec

P_{ll} les pertes en charge,

P_{nl} les pertes à vide,

θ_o la température de l'huile supérieure à la charge considérée,

θ_a la température ambiante,

C_{th2} et R_{th2} respectivement la capacité thermique et la résistance thermique du transfert de chaleur huile/ambiant.

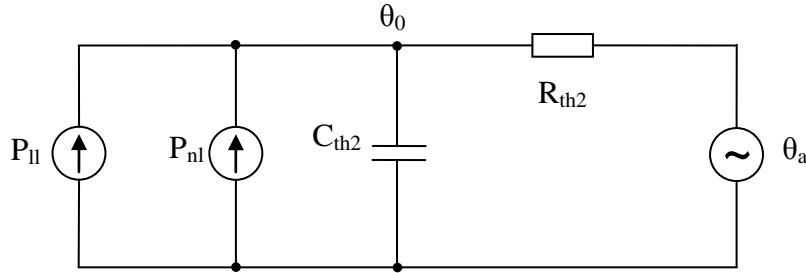


Figure 3-15 : Modèle thermique du transfert huile/air ambiant

En régime permanent et pour le point nominal, on peut écrire :

$$R_{th2} \cdot (P_{ll-R} + P_{nl-R}) = (\theta_{0-R} - \theta_a) = \Delta\theta_{0R} \Rightarrow R_{th2} = \frac{\Delta\theta_{0R}}{(P_{ll-R} + P_{nl-R})} \quad (3-55)$$

On obtient alors :

$$\frac{(P_{ll} + P_{nl})}{(P_{ll-R} + P_{nl-R})} \Delta\theta_{0R} = R_{th2} C_{th2} \frac{d\theta_0}{dt} + (\theta_0 - \theta_a) \quad (3-56)$$

Avec

$\Delta\theta_{oR}$ l'échauffement de l'huile supérieure par rapport à la température ambiante en

régime nominal,
 θ_{o-R} la température de l'huile supérieure en régime nominal,
 P_{ll-R} les pertes en charge sous conditions nominales (courant à 50 Hz),
 P_{nl-R} les pertes à vide sous conditions nominales (courant à 50 Hz).

Equation du point chaud :

L'équation différentielle associée à la Figure 3-16 est :

$$P_{nl} + P_{ll} = C_{th1} \frac{d\theta_h}{dt} + \left(\frac{\theta_h - \theta_0}{R_{th1}} \right) \quad (3-57)$$

Avec
 θ_h la température du point chaud à la charge considérée,
 C_{th1} et R_{th1} respectivement la capacité thermique et la résistance thermique du transfert de chaleur enroulement/huile.

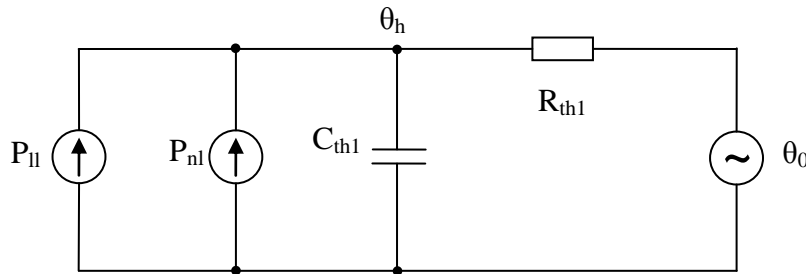


Figure 3-16 : Modèle thermique du transfert enroulement/huile

En régime permanent et pour le point nominal, on peut écrire :

$$(P_{nl-R} + P_{ll-R}) \cdot R_{th1} = \Delta\theta_{hR} \Rightarrow R_{th1} = \frac{\Delta\theta_{hR}}{P_{ll-R} + P_{nl-R}} \quad (3-58)$$

On obtient alors :

$$\frac{P_{nl} + P_{ll}}{P_{nl-R} + P_{ll-R}} \Delta\theta_{hR} = R_{th1} C_{th1} \frac{d\theta_h}{dt} + \Delta\theta_h \quad (3-59)$$

Avec
 $\Delta\theta_h$ l'échauffement du point chaud par rapport à la température de l'huile supérieure pour la charge considérée.
 $\Delta\theta_{hr}$ l'échauffement du point chaud par rapport à l'huile supérieure en régime assigné,
 P_{ll-R} les pertes en charge sous conditions nominales (courant à 50 Hz),
 P_{nl-R} les pertes à vide sous conditions nominales (courant à 50 Hz).

Une approche plus précise de la modélisation des transferts thermiques consiste à considérer les résistances thermiques huile/air et enroulements/huile comme étant non linéaires [57]. Les équations (3-56) et (3-59) peuvent alors se réécrire sous la forme :

$$\frac{(P_{ll} + P_{nl})}{(P_{ll-R} + P_{nl-R})} [\Delta\theta_{0R}]^{1/n} = R_{th_2} C_{th_2} \frac{d\theta_0}{dt} + [\theta_0 - \theta_a]^{1/n} \quad (3-60)$$

$$\frac{P_{ll}}{P_{ll-R}} [\Delta\theta_{hR}]^{1/m} = R_{th_1} C_{th_1} \frac{d\Delta\theta_h}{dt} + [\Delta\theta_h]^{1/m} \quad (3-61)$$

Avec
 m et n deux coefficient.

3.3.2. Applications numériques sur deux transformateurs 100kVA

Nous allons, dans cette partie, montrer l'impact des harmoniques sur la température de fonctionnement des transformateurs en utilisant la modélisation type circuit présentée précédemment. Cette modélisation n'est pas plus précise que les autres mais elle a l'avantage d'être simple à mettre en œuvre.

Nous allons simuler les températures de deux transformateurs 100 kVA, dont les caractéristiques sont présentées dans le Tableau 3-3, avec et sans harmoniques. Ces transformateurs diffèrent de part la géométrie de leurs enroulements, le premier transformateur est réalisé avec des conducteurs secondaires rectangulaires alors que le second transformateur est constitué de feuilles de cuivre.

Tableau 3-3 : Caractéristiques des transformateurs 100kVA considérés

	Transformateur 1	Transformateur 2
Puissance apparente	100 kVA	100 kVA
Mode de refroidissement	ONAN	ONAN
Tension primaire nominale	20 kV	20 kV
Tension secondaire nominale	410 V	410 V
Courant primaire nominal	2,9 A	2,9 A
Courant secondaire nominal	141A	141 A
Pertes à vide	210 W	320 W
Pertes en charge à 75°C	2150 W	1750 W
Réalisation des enroulements primaire (HTA)	Cuivre, conducteur rond Ø 0,8 mm 21 couches, 5400 spires	Cuivre, conducteur rond Ø 0,75 mm 19 couches, 4417 spires
Résistance continue des enroulements primaire à 20°C	109 Ω	63 Ω
Réalisation des enroulements secondaire (BT)	Cuivre, conducteur rectangulaire 3,75*10 mm 64 spires, 1 couche	Feuille de cuivre 210*0,2 mm 51 couches, 51 spires
Résistance continue des enroulements secondaire à 20°C	12,8 mΩ	11 mΩ

Les applications numériques réalisées précédemment ont montré que l'augmentation de la résistance alternative des enroulements avec la fréquence était moins importante avec des conducteurs réalisés avec des feuilles de cuivre. Ce type de transformateur sera donc moins sensible aux harmoniques, ce qui devrait se traduire au niveau thermique.

Pour cela, nous proposons d'étudier le comportement de ces transformateurs, dans un premier temps, avec un courant efficace constant dans les enroulements, celui-ci étant fixé à 141 A, et dans un second temps, à courant fondamental constant. Le courant fondamental sera lui aussi fixé à 141 A. Les profils harmoniques des différents cas considérés sont présentés dans le Tableau 3-2.

Le modèle utilisé pour obtenir les températures de l'huile et du point chaud est le modèle circuit simple basé sur les équations (3-56) et (3-59). Le Tableau 3-4 donne les valeurs numériques des différents paramètres du modèle. La température ambiante est fixée à 25°C pour toutes les simulations.

Tableau 3-4 : Valeurs des différents paramètres du modèle circuit

$\Delta\theta_{oR}$	55 °C
$\Delta\theta_{hR}$	23 °C
θ_A	25 °C
Constante de temps de l'huile	180 min
Constante de temps de l'enroulement	4 min

La résistance des enroulements primaire et secondaire du transformateur n°2 est estimée à partir de l'expression simplifiée (3-23) donnant la résistance alternative d'un enroulement. La résistance de l'enroulement primaire du transformateur n°1 est aussi estimée avec cette expression. Par contre, comme l'épaisseur des conducteurs de l'enroulement secondaire du transformateur n°2 est grande, la condition sur le ratio e/δ n'est pas respectée pour les fréquences supérieures à 50 Hz. L'estimation de la résistance des enroulements secondaires du transformateur n°1 est donc réalisée avec l'expression (3-27) dans ce cas.

Le calcul des pertes dans les enroulements est ensuite réalisé avec la résistance globale ramenée au secondaire :

$$P = 3 \cdot \sum_{h=1}^{h_{\max}} R_s(h) \cdot I_s^2(h) \quad (3-62)$$

Avec
 $R_s(h)$ la résistance des enroulements primaire et secondaire, ramenée au secondaire, pour le rang h .
 $I_s(h)$ la valeur efficace du courant secondaire dans une phase, pour le rang h .

3.3.2.1. Simulations à courant efficace constant

La Figure 3-17 donne les pertes en charge dans les enroulements, calculées à partir de l'expression (3-62), pour les 5 cas décrits dans le Tableau 3-2 et les deux géométries de transformateurs.

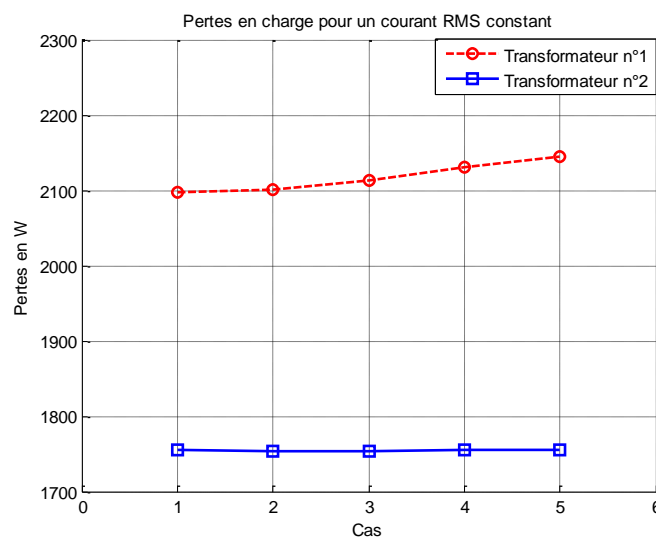


Figure 3-17 : Pertes en charge dans les deux transformateurs, pour un courant efficace constant

Comme attendu, à courant efficace constant, les pertes dans le transformateur n°2 réalisé avec des feuilles de cuivre au secondaire restent constantes en présence d'harmoniques. Alors que dans le cas du transformateur avec des enroulements rectangulaires, les pertes augmentent en présence d'harmoniques. L'augmentation entre les deux cas extrêmes est de 50 W, uniquement due à l'augmentation des pertes par courants de Foucault dans les enroulements des transformateurs.

La Figure 3-18 donne la température de l'huile (à gauche) et celle du point chaud (à droite) des deux transformateurs obtenues par simulation pour les 5 cas considérés. L'augmentation des pertes pour le transformateur n°1 se traduit par une augmentation de la température de l'huile et du point chaud.

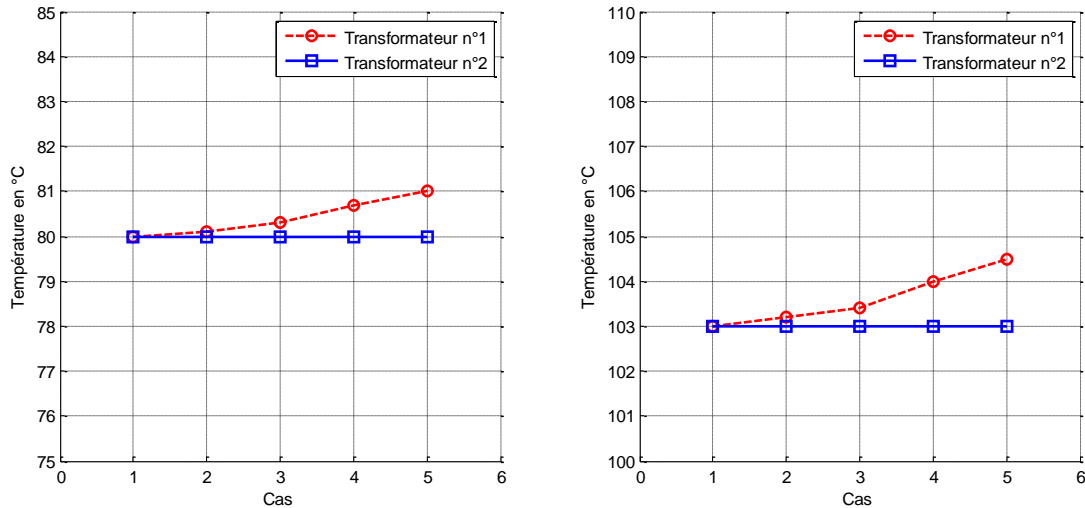


Figure 3-18 : Température de l’huile (à gauche) et du point chaud (à droite) des 2 transformateurs, pour un courant efficace constant

3.3.2.2. Simulations à courant fondamental constant

Les pertes estimées par simulation dans les enroulements des deux transformateurs, à courant fondamental constant sont présentées sur la Figure 3-19. Les simulations montrent une augmentation des pertes dans les enroulements pour les deux géométries considérées. La différence entre les deux cas extrêmes est de 227W pour le transformateur n°1 et de 150 W pour le transformateur n°2. Ceci s’explique par le fait que, dans le cas du transformateur n°2, l’augmentation des pertes est due uniquement à l’augmentation de la valeur efficace du courant alors que pour le transformateur n° 1, l’augmentation est due à l’augmentation des pertes par courants de Foucault dans les enroulements mais aussi à l’augmentation de la valeur efficace du courant.

La Figure 3-20 donne les températures de l’huile (à gauche) et du point chaud (à droite) des deux transformateurs, obtenues par simulation, pour les 5 cas considérés. En corrélation avec l’augmentation des pertes, l’augmentation de température est un peu plus importante sur le transformateur n°1 (5,4°C pour l’huile et 7,6°C pour le point chaud) que sur le transformateur n°2 (4°C pour l’huile et 5,6°C pour le point chaud).

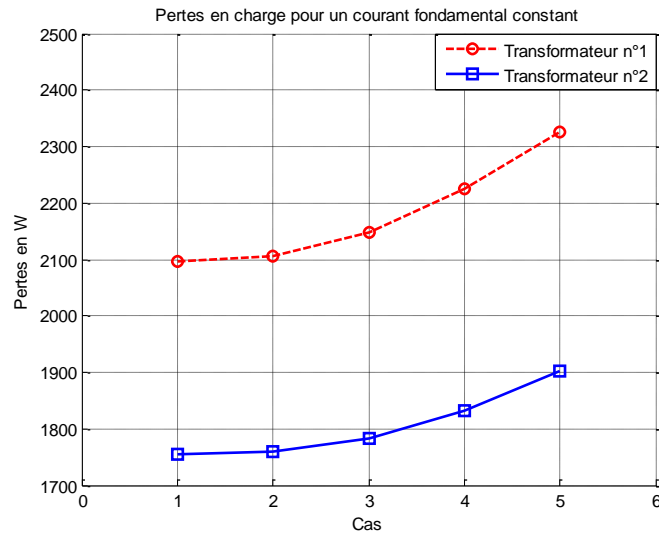


Figure 3-19 : Pertes en charge dans les transformateurs n°1 et 2 pour un courant fondamental constant

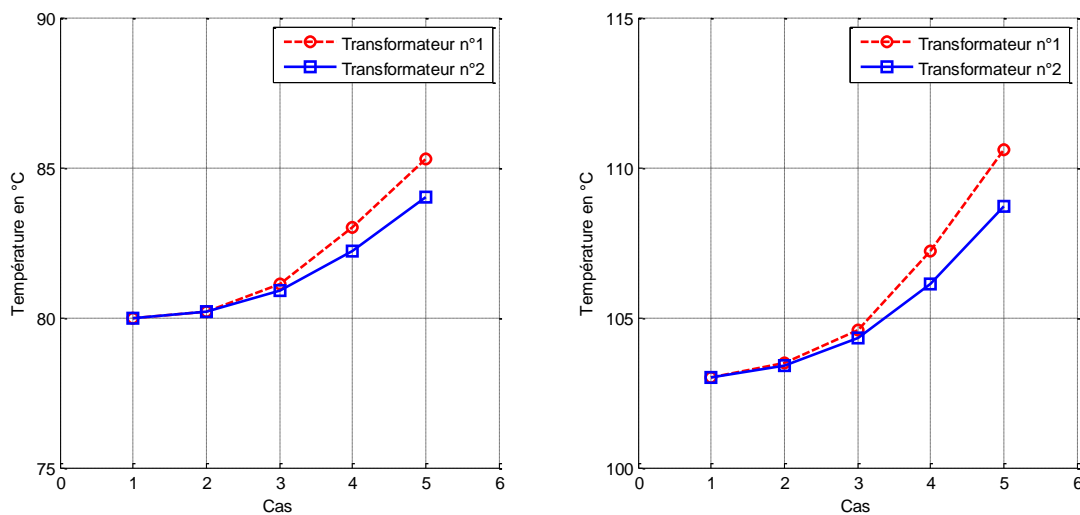


Figure 3-20 : Température de l'huile (à gauche) et du point chaud (à droite) des 2 transformateurs pour un courant fondamental constant

3.3.2.3. Conclusions

Les différentes simulations présentées précédemment montrent que les transformateurs réalisés avec des feuilles de cuivre ou d'aluminium au niveau du secondaire seront moins sensibles aux harmoniques.

En raisonnant à courant efficace constant, l'augmentation de température est même nulle sur le transformateur avec des feuilles de cuivre au secondaire, alors que le taux de distorsion harmonique est de 30%. L'augmentation de température sur les transformateurs avec des conducteurs rectangulaires au secondaire est, elle,

inférieure à 2°C. Si le transformateur fonctionne déjà à température élevée, cette faible augmentation peut néanmoins avoir un impact important sur la durée de vie.

Les courbes tracées pour un courant fondamental constant montrent une augmentation des pertes et des différentes températures quelque soit la géométrie. Cependant, pour les transformateurs à feuilles, l'augmentation est seulement créée par l'augmentation de la valeur efficace du courant. Pour les transformateurs avec des conducteurs secondaires épais, tels que les enroulements rectangulaires du transformateur n°1, l'augmentation est due à l'augmentation de la valeur efficace du courant et à l'augmentation des pertes par courant de Foucault.

Nous allons dans la suite réaliser des mesures sur un transformateur 160 kVA afin de vérifier le comportement thermique du transformateur et de valider ces simulations.

3.3.3. Mesures thermiques sur un transformateur de distribution 160 kVA

3.3.3.1. Description du transformateur et de la plateforme d'essais

Nous allons, dans cette partie, étudier le comportement thermique d'un transformateur 160 kVA type cabine 20kV/410V, le refroidissement étant de type ONAN. Le transformateur est installé dans un poste de distribution publique de type « PSS ». Le Tableau 3-5 donne les caractéristiques électriques et géométriques du transformateur.

Ce transformateur est équipé de fibres optiques permettant de mesurer la température au niveau des enroulements et dans l'huile. Ce transformateur est aussi équipé de thermocouples permettant de mesurer la température sur les ailettes de refroidissement, dans le poste, ainsi qu'à l'extérieur du poste. La Figure 3-21 montre l'emplacement des différents capteurs de température (fibres optiques FO et thermocouples). Nous obtenons alors les températures de l'huile en haut et en bas de la cuve, ainsi qu'en entrée et en sortie des bobines. Nous obtenons aussi les températures inférieures et supérieures des enroulements BT (basse tension) et HT (haute tension). Le poste est équipé d'un système d'acquisition qui centralise toutes les mesures et les stocke dans un fichier.

Tableau 3-5 : Caractéristiques électriques et géométriques du transformateur

Puissance apparente	160 kVA
Mode de refroidissement	ONAN
Tension primaire nominale	20 kV
Tension secondaire nominale	410 V
Courant primaire nominal	4,6 A
Courant secondaire nominal	225,3 A
Pertes à vide	381 W
Pertes Joule BT à 75°C	1230 W
Pertes en charge HTA à 75°C	1615 W
P_{OSL}	60 W
Conducteurs primaire	Rond diamètre 1 mm
Nombre de couches primaire	16
Résistance continue des enroulements primaire	75 Ω
Conducteurs secondaire	Feuilles d'aluminium e= 0.35 mm
Nombre de couches secondaire	46
Résistance continue des enroulements secondaire	7,7 m Ω

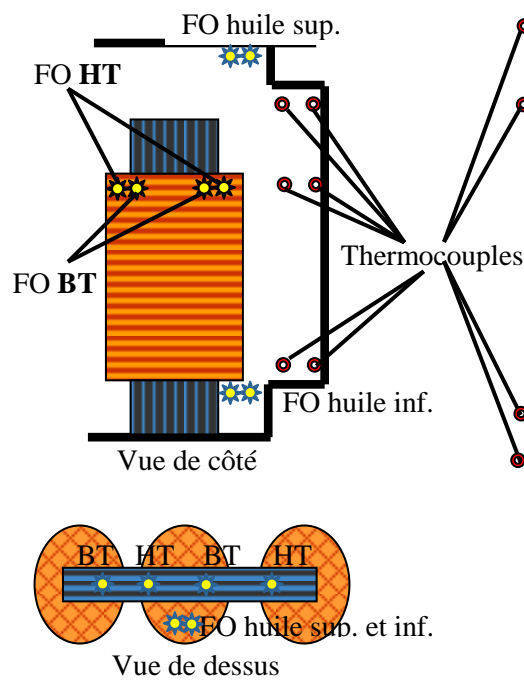


Figure 3-21 : Emplacement des fibres optiques (FO) et des thermocouples utilisés pour les mesures de température.

Le schéma de câblage permettant d'estimer l'impact des harmoniques sur la température de fonctionnement est défini sur la Figure 3-22. Afin de générer des harmoniques, nous avons placé en sortie du transformateur un gradateur triphasé débitant sur une charge résistive réglable par pas de 5 kVA, la capacité maximale étant de 605 kVA. Nous obtiendrons l'essai de référence en réglant l'angle d'amorçage du gradateur à 0° . Ensuite, les essais avec harmoniques sont obtenus en faisant varier l'angle d'amorçage et la charge résistive. Les essais ont été réalisés à courant efficace secondaire constant, ce qui explique que nous fassions varier la puissance de la charge avec l'angle d'amorçage. L'acquisition des courants est réalisée avec des pinces de Rogowski et l'acquisition des tensions simples est réalisée à partir de boîtiers différentiels. Les signaux sont enregistrés sur un PC possédant une carte d'acquisition, l'enregistrement étant géré grâce au logiciel Labview. Le programme enregistre les formes d'ondes sur 1 minute et effectue les calculs de valeurs efficaces sur des fenêtres de 1 minute et 200 ms. Le programme effectue aussi un calcul de FFT sur des fenêtres de 200 ms et 1 minute, et cela jusqu'au rang 50 (2,5kHz).

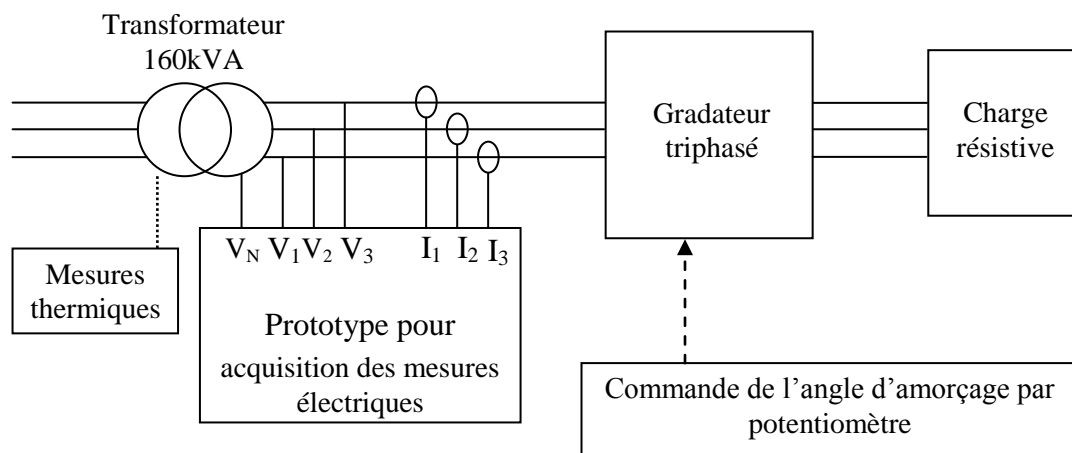


Figure 3-22 : Schéma de câblage des essais.

3.3.3.2. Modélisation du transformateur considéré

Dans un premier temps, nous allons comparer les résultats des trois modèles thermiques décrits dans la section précédente sur le transformateur 160 kVA (modèle CEI, modèle circuit avec résistances thermiques linéaires et modèle circuit avec résistances thermiques non linéaires [57]). Le Tableau 3-6 décrit les valeurs numériques des différents paramètres utilisés dans la modélisation décrite par le guide de charge CEI 60076-7. Les élévations de température sont extraites du rapport

d'essais du transformateur, les constantes de temps sont données par le constructeur et les autres coefficients sont extraits de l'annexe E du guide de charge CEI 60076-7. Le Tableau 3-7 donne les valeurs numériques des constantes de temps et des résistances thermiques utilisées dans les équations (3-56) et (3-59). Le calcul des résistances thermiques a été réalisé en se plaçant en régime permanent, les pertes et les différences de température enroulement/huile et air /huile étant connues. Le Tableau 3-8 présente les valeurs numériques correspondant au modèle circuit avec des résistances thermiques non linéaires [57].

Tableau 3-6 : Valeurs des différents paramètres pour le modèle thermique défini le guide de charge CEI 60076-7

$\Delta\theta_{or}$	50,4 °C	k_{22}	2
$\Delta\theta_{hr}$	19 °C	k_{11}	1
τ_o	120 min	x	0,8
τ_w	4 min	y	1,6
k_{21}	1		

Tableau 3-7 : Valeurs des différents paramètres du modèle circuit

Constante de temps de l'huile	120 min
Constante de temps de l'enroulement	4 min
Résistance thermique huile/air ambiant	0,0167 °C/W
Résistance thermique enroulement/huile	0,0062 °C/W

Tableau 3-8 : Valeurs des différents paramètres du modèle circuit avec des résistances thermiques non linéaires [57]

$\Delta\theta_{or}$	50,4 °C
$\Delta\theta_{hr}$	19 °C
Constante de temps de l'huile	120 min
Constante de temps de l'enroulement	4 min
m	0,9
n	0,8

Nous avons programmé ces trois modèles sous Matlab/Simulink et comparé leur comportement à une mesure réalisée en imposant un échelon de charge de 190 A au secondaire. Le schéma de principe simplifié, valable pour les trois modèles, est

présenté sur la Figure 3-23, les schémas Simulink des différentes modélisations étant détaillés dans l'annexe B.

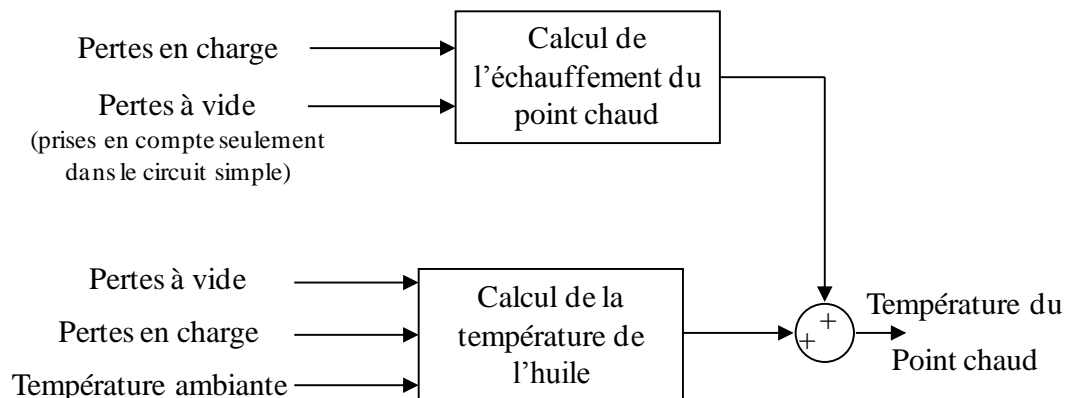


Figure 3-23 : Schéma de principe de l'utilisation du modèle thermique du transformateur

La température ambiante mesurée par un thermocouple à l'intérieur de l'enceinte contenant le transformateur. Les pertes en charge sont calculées à partir de la mesure du courant secondaire du transformateur et des valeurs des résistances des enroulements primaire et secondaire. L'estimation de la résistance des enroulements est réalisée avec l'équation (3-23), la résistance primaire étant ensuite ramenée au secondaire.

Les résultats des simulations et les mesures sont présentés sur la Figure 3-24 pour la température de l'huile et sur la Figure 3-25 pour la température du point chaud de l'enroulement.

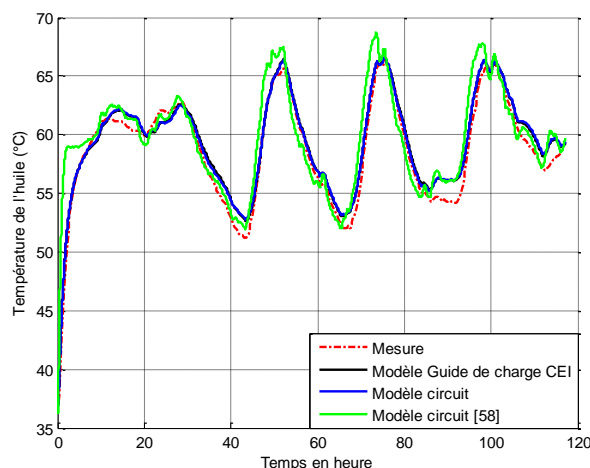


Figure 3-24 : Température de l'huile mesurée et obtenue avec les différents modèles

On peut voir grâce à ces courbes que les trois modélisations donnent des résultats similaires et satisfaisants par rapport aux mesures. Dans la suite, nous n'utiliserons donc que le modèle circuit « simple », avec les résistances linéaires. Les ondulations

visibles sur ces courbes proviennent des variations de la température ambiante constatées dans le poste entre le jour et la nuit.

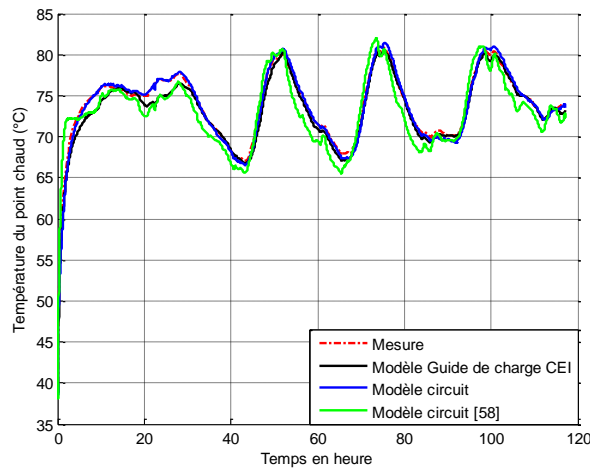


Figure 3-25 : Température du point chaud de l'enroulement mesurée et obtenue avec les différents modèles

3.3.3.3. Comportement du transformateur en présence d'harmoniques

Nous allons, dans cette partie, étudier le comportement du transformateur de distribution 160 kVA, dont les caractéristiques sont décrites dans le Tableau 3-5. La Figure 3-26 montre l'évolution des résistances primaires et secondaires en fonction de la fréquence. Ces courbes sont obtenues en utilisant l'expression de la résistance des enroulements décrite par l'équation (3-23) et les données du Tableau 3-5. Le Tableau 3-9 montre l'évolution du ratio R_{ac}/R_{dc} des enroulements primaire et secondaire pour les premiers rangs harmoniques. On peut en déduire une estimation des pertes par courants de Foucault à 50 Hz :

- elles seraient de l'ordre de 0,15% des pertes Joule primaire pour les enroulements primaires soit 2,4 W.
- elles seraient de l'ordre de 0,01% des pertes Joule secondaire pour les enroulements secondaires soit 0,12 W.

Ainsi, nous pouvons d'ores et déjà remarquer que les pertes par courants de Foucault sur ce type de transformateur sont faibles, du fait de la réalisation des enroulements secondaires avec de fines feuilles d'aluminium. A courant efficace constant, la présence d'harmoniques n'augmentera donc pas les pertes de façon suffisamment

importante pour qu'il y ait une augmentation de la température de fonctionnement. Nous allons donc essayer de vérifier cela en effectuant des mesures sur ce transformateur, avec le montage décrit par la Figure 3-22.

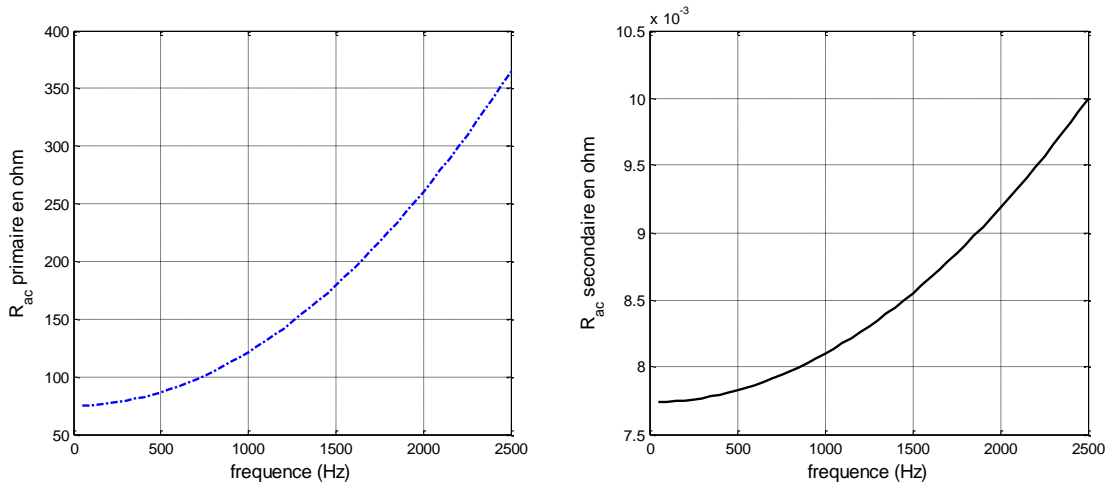


Figure 3-26 : Evolution des résistances primaire (à gauche) et secondaire (à droite) des enroulements du transformateur en fonction de la fréquence

Tableau 3-9 : Evolution du rapport R_{ac}/R_{dc} des enroulements primaire et secondaire en fonction du rang harmonique.

Rang harmonique		1	3	5	7	9	11
Ratio R_{ac}/R_{dc}	Primaire	1.0015	1.0139	1.0386	1.0757	1.1251	1.1869
	Secondaire	1.0001	1.0011	1.0029	1.0057	1.0095	1.0141

Des calculs préliminaires ont été effectués afin de déterminer différents points de mesure à courant efficace constant et avec des contenus spectraux différents. Chaque point est enregistré pendant une période de 2 jours et demi (soit environ 60 heures) afin d'être sûr d'arriver au régime permanent, mais aussi pour visualiser l'évolution de la température pendant le jour et la nuit.

Les mesures de courant et tension sont enregistrées sur un PC muni d'une carte d'acquisition. Les fichiers enregistrés sont composés des formes d'ondes, des valeurs efficaces des tensions et courants sur 200 ms et sur 1 minute, ainsi que la FFT de chaque signal (courants et tensions) sur 200 ms. Les mesures thermiques données par les thermocouples et les fibres optiques sont envoyées par GSM vers un ordinateur et enregistrées dans un fichier Excel. Les points de mesures thermiques sont enregistrés par pas de 15 min.

Initialement, nous avons prévu de faire 4 points de mesure par palier, avec des paliers à 80%, 90% et 100% de charge. Toutefois, lors de l'analyse des mesures effectuées par le système d'acquisition des mesures électriques, nous nous sommes aperçus que les pinces de courant installées présentaient un défaut de fabrication au niveau de l'électronique conditionnant le signal. En fait, lorsque le signal comportait un palier à zéro, l'électronique traitant le signal introduisait un offset aléatoire modifiant ainsi l'allure du signal. De ce fait, les formes d'ondes enregistrées étaient fausses. Comme les calculs de toutes les valeurs efficaces et de toutes les FFT étaient réalisés à partir des formes d'ondes enregistrées, les informations étaient erronées.

Le fichier des mesures thermiques comportait aussi une mesure de courant efficace à partir d'un transformateur de courant placé au secondaire du transformateur. Après étude des différents fichiers, il s'est avéré qu'une série de points à courant efficace constant égal à 240 A était utilisable. Les points sont présentés dans le Tableau 3-10, avec notamment la valeur du THD du courant secondaire.

Tableau 3-10 : Valeur efficace et THD du courant secondaire et puissance de la charge pour les différents cas étudiés

	Valeur efficace du courant mesurée	THD du courant secondaire	Puissance de la charge (sans gradateur)
Cas 1	240 A	3 %	170 kVA
Cas 2	236 A	10 %	175 kVA
Cas 3	236 A	18 %	180 kVA
Cas 4	243 A	62 %	520 kVA

Afin d'obtenir une décomposition harmonique des courants, nous avons simulé le schéma de la Figure 3-22 avec le logiciel Simulink. Ainsi avec la mesure de courant efficace fournie par le transformateur de courant placé au secondaire et le spectre harmonique calculé à partir des simulations, nous avons pu reconstruire le profil harmonique des points du Tableau 3-10. Le spectre harmonique des différents cas étudiés est présenté sur la Figure 3-27.

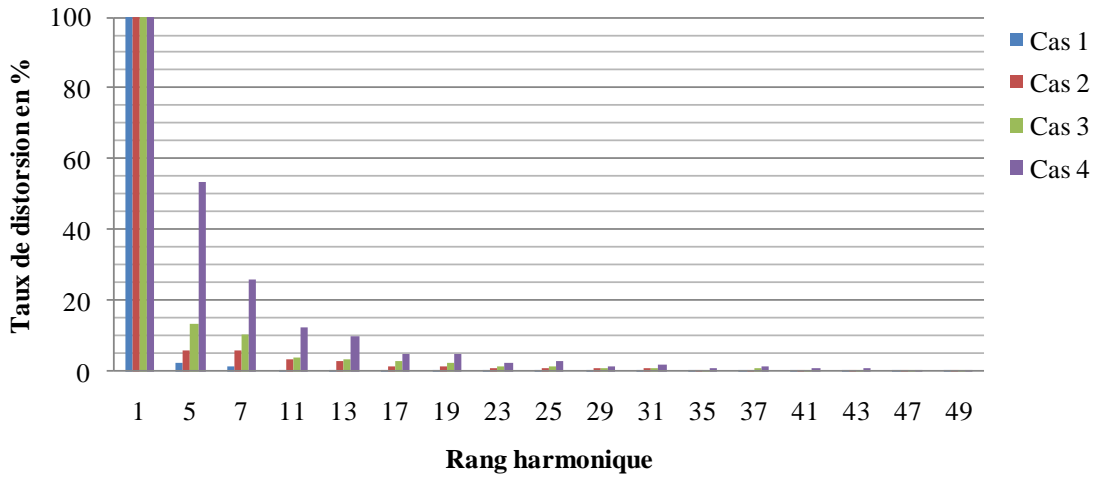


Figure 3-27 : Spectre harmonique des différents cas étudiés.

Le calcul des pertes est réalisé avec les courants secondaires reconstruits et les valeurs des résistances primaire et secondaire estimées à partir de l'équation (3-23). L'expression des pertes dans les enroulements, en présence d'harmoniques, est :

$$P = 3 \sum_{h=1}^{h_{\max}} R_s(h) I_s^2(h) \quad (3-63)$$

Avec

$R_s(h)$ la résistance des enroulements primaires et secondaires, ramenée au secondaire, pour le rang h .

$I_s(h)$ la valeur efficace des courants secondaires, pour le rang h , respectivement pour la phase 1, 2 et 3.

Les pertes dans les matériaux conducteurs autres que les enroulements, dénommées P_{osl} , vont aussi être impactées par la présence d'harmoniques de courant. Le calcul de ces pertes, basé sur les équations (3-6) et (3-7), est présenté dans le Tableau 3-11.

Tableau 3-11 : Estimation de F_{HL-STR} et P_{OSL} pour les différents cas présentés dans le Tableau 3-10

	Cas1	Cas 2	Cas 3	Cas 4
F_{HL-STR}	1	1,04	1,12	1,9
P_{OSL}	66 W	68,6 W	74,2 W	126W

La valeur, pour les différents cas considérés, du coefficient F_{HL} défini par l'équation (3-5) est donnée dans le Tableau 3-12.

Tableau 3-12 : Estimation de F_{HL} pour les différents cas présentés dans le Tableau 3-10

	Cas1	Cas 2	Cas 3	Cas 4
F_{HL}	1,02	2,1	3,61	13,6

La Figure 3-28 présente l'évolution des pertes en charge définies par l'équation (3-64) pour les cas présentés dans le Tableau 3-10.

$$P_{ll} = P_j + P_{ec} + P_{osl} \quad (3-64)$$

Il apparaît sur cette courbe que les pertes en charge sont relativement proches, la différence étant seulement due à un courant un peu plus élevé entre les cas 1 et 4.

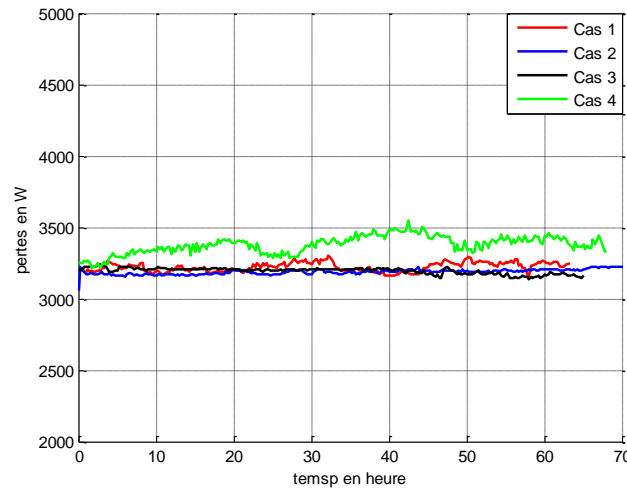


Figure 3-28 : Pertes en charge pour les cas présentés dans le Tableau 3-10

L'évolution de la température de l'huile et du point chaud de l'enroulement lorsque la charge est linéaire apparaît sur la Figure 3-29. De même, l'évolution de la température de l'huile et du point chaud de l'enroulement pour un THD de 10 % au niveau du courant secondaire est présentée sur la Figure 3-30. La Figure 3-31 et la Figure 3-32 montrent l'évolution de la température de l'huile et du point chaud de l'enroulement respectivement pour un THD de 18 % et pour un THD de 62 %.

Ces figures démontrent dans un premier temps que les températures estimées à partir du modèle thermique type circuit sont proches des températures mesurées. Ceci confirme que l'estimation des pertes dans les conducteurs avec l'expression de la résistance des enroulements et les courants mesurés est correcte. Le calcul des pertes dans les enroulements a montré que pour ce type de géométrie (secondaire type feuille), l'impact des harmoniques à courant efficace constant sur les pertes dans les enroulements était très faible. Nous constatons également cela sur les mesures thermiques puisque les températures de l'huile et du point chaud de l'enroulement sont quasiment constantes sur les différents essais. L'augmentation de la température de l'huile par rapport à la température ambiante est d'environ 60°C alors que l'augmentation de la température du point chaud par rapport à la température

ambiante est d'environ 85°C.

Les simulations de la température du point chaud ont été réalisées en prenant comme entrée la température de l'huile mesurée en haut de la cuve. Ceci explique que les différences entre mesures et simulations visibles sur les différentes courbes montrant l'évolution de la température de l'huile ne se retrouvent pas sur les courbes montrant l'évolution de la température du point chaud. La partie de la modélisation thermique donnant la température de l'huile semble moins précise que la partie donnant la température du point chaud. Le comportement thermique de l'huile et ses échanges avec l'extérieur sont plus difficiles à modéliser.

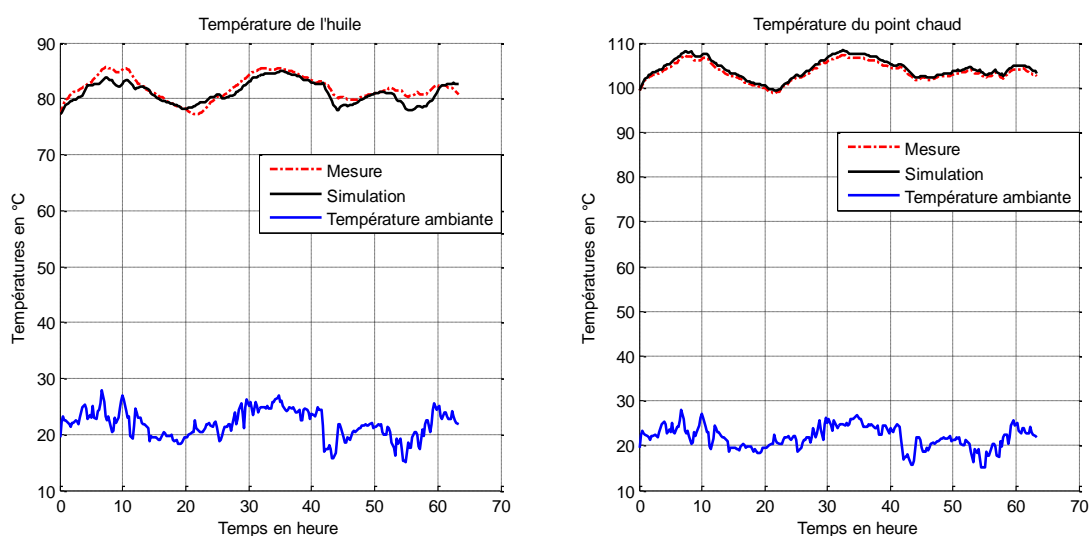


Figure 3-29 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 1 - $THD_i=3\%$)

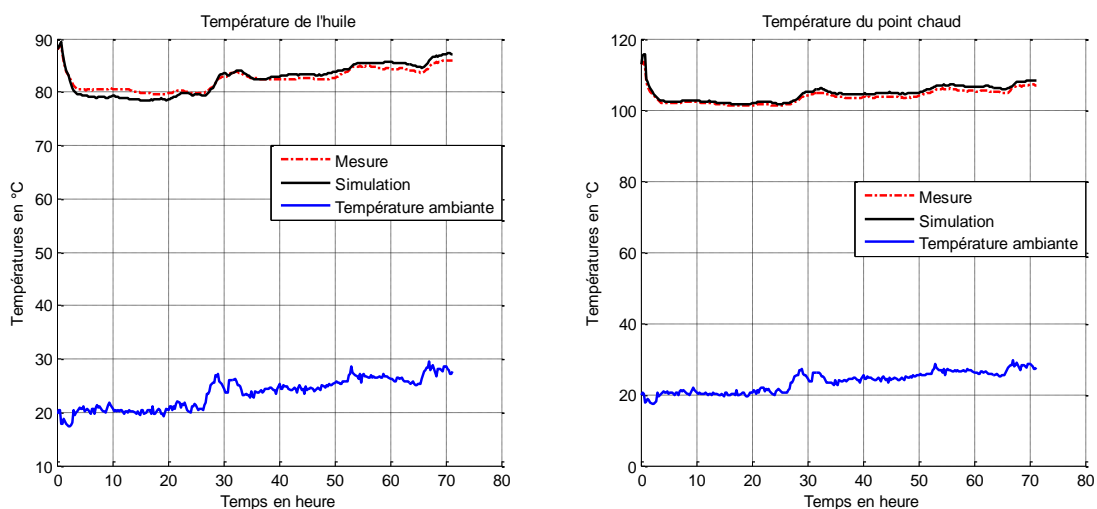


Figure 3-30 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 2 - $THD_i=10\%$)

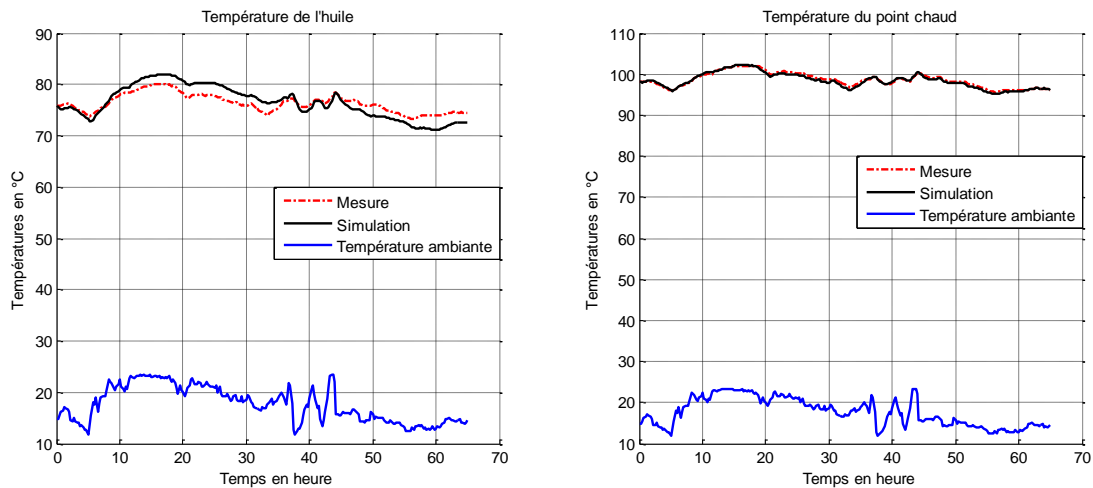


Figure 3-31 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 3 - $THD_i=18\%$)

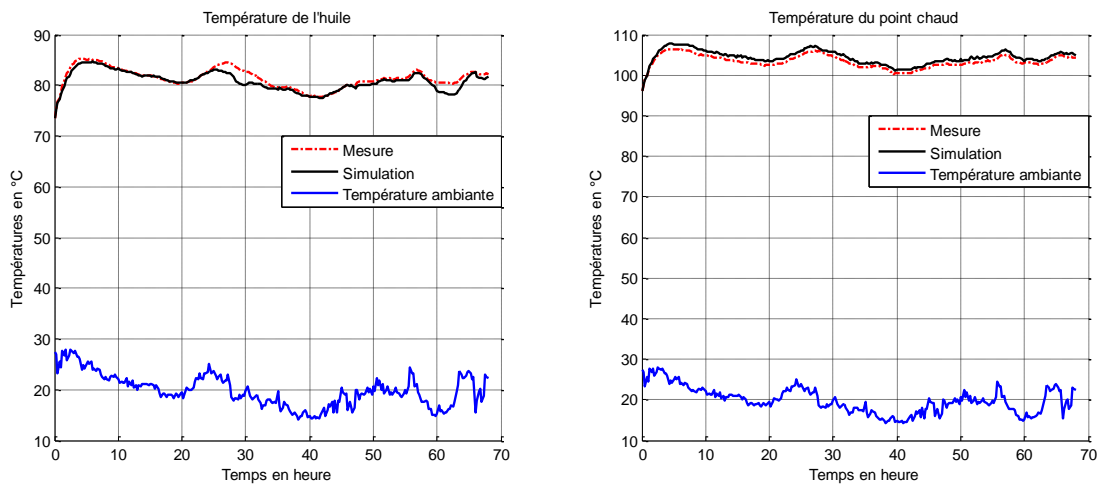


Figure 3-32 : Température ambiante, température mesurée et simulée de l'huile (à gauche) et du point chaud de l'enroulement (à droite) en fonction du temps (cas 4 - $THD_i=62\%$)

3.4. Impact des harmoniques sur la durée de vie

Il n'existe pas de lois simples permettant d'estimer la durée de vie restante d'un transformateur. Or l'estimation de la durée de vie restante est un paramètre important du point de vue de l'utilisateur afin de pouvoir anticiper l'apparition de défaillances ou le remplacement d'un transformateur. Les différents guides de charge [31-32] proposent de se concentrer sur le vieillissement de l'isolation afin d'estimer la durée de vie. Ces lois de vieillissement sont basées sur les températures des isolants bien que des paramètres tels que l'oxygène ou la teneur en humidité aient un impact sur le vieillissement.

En considérant que la partie la plus chaude des enroulements subira le plus de détérioration, les équations (3-65) et (3-66) donnent respectivement la vitesse de vieillissement V pour le papier d'isolation non amélioré et pour le papier d'isolation amélioré [31]. Elles sont basées sur la température du point chaud. La température donnant une vitesse de vieillissement unitaire est de 98°C pour le papier d'isolation non amélioré et de 110°C pour le papier d'isolation amélioré.

$$V = 2^{(\theta_h - 98)/6} \quad (3-65)$$

$$V = \exp\left(\frac{15000}{273+110} - \frac{15000}{\theta_h + 273}\right) \quad (3-66)$$

L'évolution de la vitesse de vieillissement des isolants (améliorés et non améliorés) en fonction de la température du point chaud est présentée sur la Figure 3-33. Celle-ci montre que la vitesse de vieillissement du transformateur augmente très vite au-delà des températures de référence (98°C pour le papier non amélioré et 110°C pour le papier amélioré).

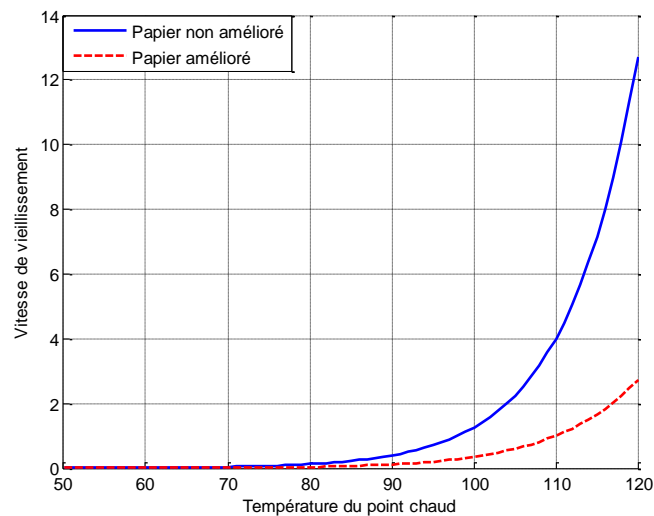


Figure 3-33 : Evolution de la vitesse de vieillissement des isolants (améliorés et non améliorés) en fonction de la température du point chaud.

La consommation de la durée de vie peut alors être calculée avec [31] :

$$L = \int_{t_1}^{t_2} V dt \quad \text{ou} \quad L \approx \sum_{n=1}^N V_n \times t_n \quad (3-67)$$

Avec

V_n la vitesse de vieillissement relative pendant l'intervalle n ,

t_n la durée du $n^{\text{ième}}$ intervalle de temps,

n le numéro de chaque intervalle de temps,

N le nombre total d'intervalles pendant la période considérée

En présence d'harmoniques, il semblerait donc que la durée de vie des transformateurs soit réduite puisque les harmoniques vont augmenter la température du point chaud. Cependant, il faut bien prendre en compte que ceci sera vrai surtout si le transformateur est proche de la température de référence (98°C ou 110°C). En effet, si le transformateur est peu chargé, l'augmentation de température sera très faible et les conséquences sur la durée de vie ne seront pas visibles.

Afin d'étudier l'impact des harmoniques sur la durée de vie des transformateurs, nous allons étudier les deux transformateurs 100 kVA déjà étudiés précédemment dont les caractéristiques sont rappelées dans le Tableau 3-5. Les profils harmoniques des courants utilisés pour l'étude sont présentés dans le Tableau 3-2. L'estimation des températures du point chaud pour les différents cas est réalisée à partir du modèle circuit, dont les caractéristiques sont décrites dans le Tableau 3-4.

Le profil du courant de charge du transformateur utilisé pour effectuer les simulations est présenté sur la Figure 3-34. La courbe, avec des points toutes les 10 minutes, commence le lundi à minuit et fini une semaine plus tard. La valeur du courant est ajustée pour les 2 transformateurs en multipliant le profil de charge de la Figure 3-34, afin que la durée de vie sans harmoniques soit de 30 ans. Comme les deux transformateurs sont construits avec des isolants type papier non amélioré, la loi de vieillissement considérée est celle décrite par l'équation (3-65).

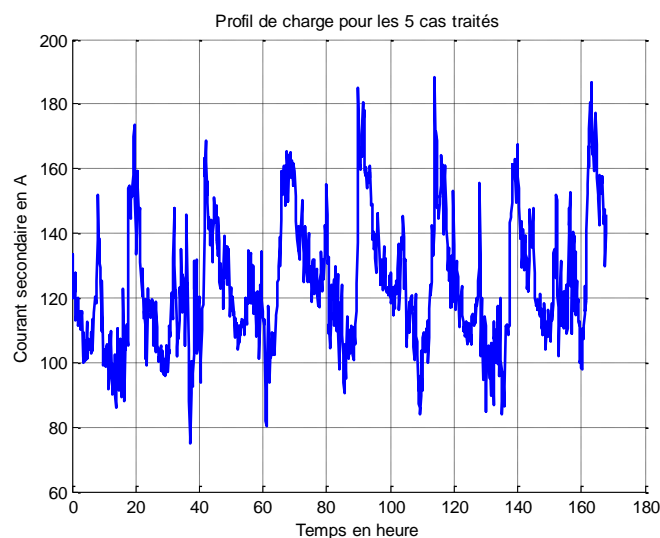


Figure 3-34 : Profil du courant de charge du transformateur sur une semaine

La Figure 3-35 donne l'évolution de la durée de vie pour les différents cas étudiés lorsque le courant efficace reste constant, ce qui a pour conséquence de diminuer la valeur du fondamental. On peut voir que seul le transformateur réalisé avec des conducteurs rectangulaires au secondaire voit sa durée de vie diminuer. Ceci est dû à l'augmentation des pertes par courants de Foucault qui sont assez importante sur ce type de transformateur et qui vont venir augmenter la température de fonctionnement.

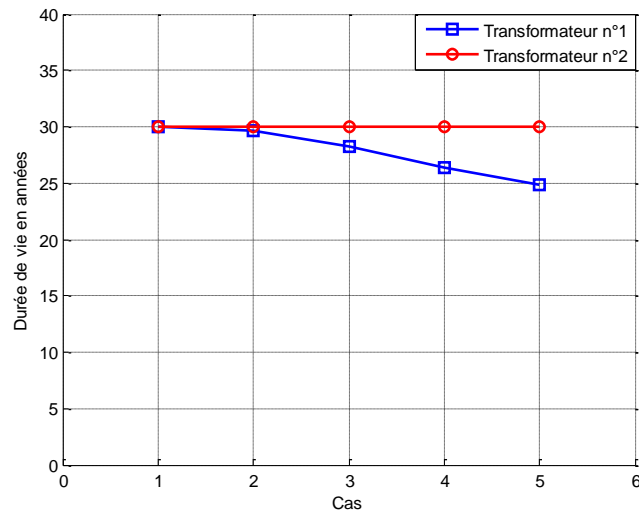


Figure 3-35 : Impact des harmoniques sur la durée de vie des transformateurs pour un courant efficace constant et les cas présentés dans le Tableau 3-2

La Figure 3-36 montre l'évolution de la durée de vie pour les différents cas étudiés lorsque le courant fondamental reste constant.

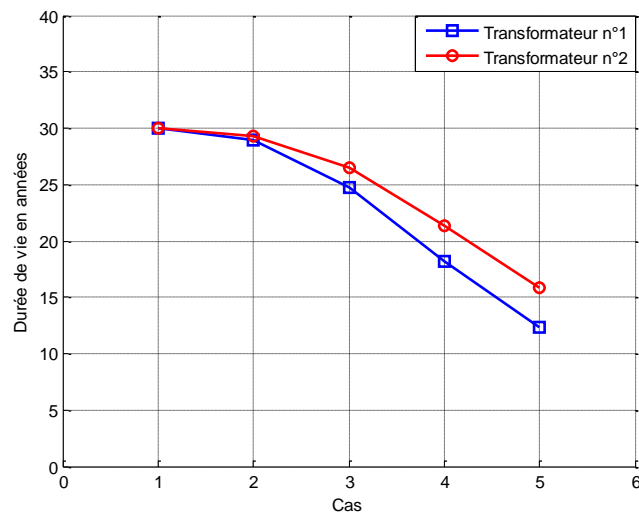


Figure 3-36 : Impact des harmoniques sur la durée de vie des transformateurs pour un courant fondamental constant et les cas présentés dans le Tableau 3-2

On peut alors voir que la durée de vie va fortement diminuer en présence d'harmoniques, et ce, même avec le transformateur avec des feuilles de cuivre au secondaire. C'est l'augmentation de la valeur efficace du courant qui engendre cette forte baisse de la durée de vie. La décroissance de la durée de vie du transformateur n°1 est un peu plus forte à cause des pertes par courants de Foucault à 50 Hz qui sont plus importantes sur ce type de transformateur. On peut remarquer que le transformateur est en surcharge à certains moments de la journée (Figure 3-34). Dans ce cas une petite variation du courant dans le transformateur entraîne une grosse variation de la durée de vie.

3.5. Conclusions

Le guide de charge IEEE Std C57.110-1998 [26] donne une méthode permettant de calculer les pertes en présence d'harmoniques. La détermination des pertes par courants de Foucault dans les enroulements est basée sur la connaissance des pertes à 50 Hz, mais celles-ci sont difficiles à estimer. Nous avons donc proposé une modélisation analytique de la résistance des enroulements permettant d'estimer les pertes dans les enroulements à 50 Hz. Cette expression nous permet notamment d'estimer les pertes par courants de Foucault dans les enroulements à 50 Hz, mais peut aussi être utilisée pour calculer les pertes dans les enroulements en présence d'harmoniques.

Cette expression analytique montre l'importance de la géométrie des enroulements sur le comportement du transformateur en présence d'harmoniques. Ainsi, les transformateurs réalisés avec des conducteurs type feuilles seront moins sensibles aux harmoniques que les transformateurs réalisés avec des conducteurs rectangulaires épais. Les mesures réalisées sur un transformateur avec des conducteurs rectangulaires ont montré que la présence d'harmoniques allait augmenter les pertes dans les enroulements. L'estimation des pertes basée sur l'expression des pertes proposée précédemment donne des résultats proches des mesures.

Une augmentation des pertes dans le transformateur se traduit irrémédiablement par une augmentation de la température de fonctionnement de celui-ci. Les mesures

thermiques effectuées à courant efficace constant sur un transformateur dont les enroulements secondaires sont réalisés avec des feuilles d'aluminium ont permis de vérifier que la présence d'harmoniques sur ce type de transformateurs n'influe pas sur la température.

L'application des lois de vieillissement extraites des guides de charge montre dans certains cas une dégradation de la durée de vie des transformateurs en présence d'harmoniques corrélée à l'augmentation de la température de fonctionnement.

A courant fondamental constant il y a une dégradation assez importante de la durée de vie, et ce pour des transformateurs avec des conducteurs rectangulaires épais ou avec des feuilles. La réduction de la durée de vie constatée est cependant plus prononcée dans le cas des conducteurs épais car à l'augmentation de la valeur efficace du courant s'ajoute l'augmentation des pertes par courants de Foucault.

A courant efficace constant, on peut voir que la réduction de durée de vie en présence d'harmoniques est plus faible pour le cas des transformateurs à conducteurs épais et même nulle pour les géométries d'enroulements type feuilles. Ceci est dû aux très faibles pertes par courants de Foucault dans ce type de transformateurs.

Chapitre 4

Conclusions et perspectives

L'utilisation toujours croissante de l'électronique de puissance contribue fortement à l'augmentation des taux d'harmoniques présents sur les réseaux de distribution électrique. Ces harmoniques de courant ou de tension vont venir impacter les matériels connectés au réseau, que ce soit en termes de fonctionnement ou de vieillissement. Il semblait intéressant au vu de l'étude bibliographique d'étudier, d'une part l'impact des harmoniques sur les transformateurs en se focalisant plus particulièrement sur les transformateurs de distribution, et d'autre part l'impact des harmoniques sur les câbles basse tension avec un conducteur de neutre.

La particularité des câbles basse tension avec un conducteur de neutre réside dans la circulation des harmoniques de rang $3k$ dans celui-ci, avec un niveau trois fois supérieur à celui d'une phase. Nous avons réalisé la modélisation des câbles en réalisant un couplage électrique-thermique sous le logiciel *Comsol Multiphysics*. Les simulations par éléments finis ont montré une augmentation de la température des câbles en présence d'harmoniques. Les différentes simulations étant réalisées à courant fondamental constant, l'augmentation de la température est créée, d'une part par l'augmentation de la valeur efficace du courant, et d'autre part par la circulation des harmoniques de rang $3k$ dans le conducteur de neutre.

Les différentes simulations ont aussi révélé l'influence de la section du conducteur de neutre sur le comportement thermique des câbles en présence d'harmoniques. Les câbles avec une section du conducteur de neutre réduite par rapport à celle des conducteurs de phase vont être plus sensibles aux harmoniques.

Enfin, en considérant que la température d'un câble ne peut pas dépasser une certaine valeur, nous avons montré que la présence d'harmoniques allait réduire la capacité de transport de ceux-ci. Cette diminution de la capacité de transport va dépendre du contenu spectral (avec un rôle plus important pour les harmoniques de rang $3k$) et de la structure du câble basse tension. Pour un des câbles étudiés et un THD de 25.9%, la réduction de la capacité de transport est de l'ordre de 8% (section 2.2.3.2.4)

Afin de valider les résultats de simulation, nous avons réalisé des mesures thermiques sur deux câbles triphasés basse tension ayant des géométries différentes. Après une adaptation de la modélisation des câbles aux conditions d'essais, les différentes mesures et simulations réalisées ont donné des résultats très proches. Les résultats de cette étude ont montré d'une part que la présence d'harmoniques allait augmenter la température dans les éléments constitutifs du câble et d'autre part que

les câbles « nouvelle génération », avec un conducteur de neutre de plus grande section, étaient un peu moins sensibles. La méthodologie utilisée pour quantifier l'impact des harmoniques sur les câbles basse tension par simulation pourrait être appliquée facilement à d'autres cas et à d'autres structures de câbles.

Afin de quantifier l'impact des harmoniques sur les transformateurs de distribution, nous avons proposé une modélisation analytique de la résistance des enroulements. Cette expression analytique montre l'importance de la géométrie des enroulements sur le comportement fréquentiel de la résistance alternative des enroulements d'un transformateur. Les transformateurs réalisés avec des conducteurs type feuilles sont moins sensibles aux harmoniques, car leurs pertes par courants de Foucault dans les conducteurs sont plus faibles. Des mesures réalisées sur un transformateur de 40 kVA ont permis de confirmer l'augmentation des pertes en présence d'harmoniques suggérée par la modélisation de la résistance alternative des enroulements

Cette augmentation des pertes se traduisant par une augmentation de la température dans le transformateur, nous avons proposé une modélisation simple basée sur l'analogie entre les lois de transferts thermiques et de l'électrocinétique. Les différentes simulations ont démontré que l'impact des harmoniques sur les températures était moins important sur les transformateurs type feuilles, du fait de leurs faibles pertes par courants de Foucault à 50 Hz.

Afin de confirmer ces résultats, nous avons réalisé des mesures thermiques sur un transformateur de distribution 160 kVA en gardant lors de tous les essais un courant efficace constant. Pour ce transformateur réalisé avec de fines feuilles au secondaire, les différentes mesures ont montré que les échauffements par rapport à la température ambiante restaient constants même avec de forts taux de distorsion harmonique. Nous n'avons pas pu réaliser de mesures sur un transformateur réalisé avec de gros conducteurs au secondaire, ce qui aurait été très intéressant.

Du point de vue de la durée de vie, les différentes simulations montrent que la présence d'harmoniques peut réduire de façon importante la durée de vie des transformateurs. Pour réaliser les simulations, nous avons calé le courant fondamental du transformateur afin d'obtenir une durée de vie de 30 ans sans harmoniques. A courant fondamental constant et pour un THD de 29%, la durée de vie est réduite de 14 ans pour un transformateur avec des enroulements type feuilles et de 18 ans pour un transformateur avec des enroulements secondaires épais. La durée de vie est fortement réduite dans les cas étudiés du fait du taux de charges

important du transformateur qui nous a permis d'avoir une durée de vie initiale sans harmoniques de 30 ans. Lorsque le transformateur fonctionne à son courant dimensionnant ou en surcharge, une petite variation du courant efficace due aux harmoniques entraîne une forte diminution de la durée de vie. De façon générale, on constate que les transformateurs avec des conducteurs épais verront leur durée de vie plus fortement réduite en présence d'harmoniques que les transformateurs réalisés avec des feuilles.

Les différentes études menées sur les transformateurs ont montré que les transformateurs avec des enroulements secondaires type feuille étaient moins sensibles aux harmoniques. De ce fait, il serait intéressant de prendre en compte, lors du choix d'un transformateur, le profil des courants traversant le transformateur. Le choix du type d'enroulements constituant les transformateurs deviendrait alors un critère de sélection parmi d'autres.

La question qui peut se poser maintenant est : peut-on définir une valeur limite de THD ? Au vu des éléments étudiés dans cette thèse, il est difficile de donner une limite de THD valable dans tous les cas. En effet, l'impact des harmoniques dans les câbles et les transformateurs se traduit surtout par une augmentation des pertes, ce qui entraîne une augmentation de la température dans les matériels. La durée de vie des matériels étant directement liée à leur température de fonctionnement, la présence d'harmoniques va donc réduire cette durée de vie. Ainsi, le taux de charge des câbles et des transformateurs est une donnée importante à prendre en considération. L'impact des harmoniques sera d'autant plus important que le taux de charge du transformateur ou du câble sera élevé. Pour des matériels fonctionnant à des taux de charge faibles (20-30% par exemple), l'impact des harmoniques sur la température ne sera pas significatif. Par ailleurs, la constitution des matériels est une donnée importante, les transformateurs avec des conducteurs fins type feuilles seront moins impactés que les transformateurs avec des gros conducteurs. De même, les câbles pour lesquels le conducteur de neutre a une section réduite par rapport à celle des phases seront plus sensibles aux harmoniques. Tous ces exemples montrent combien il est difficile de généraliser l'effet des harmoniques sur un type de matériel, et que chaque matériel avec ses caractéristiques physiques, géométriques et son taux de charge aura un comportement différent vis-à-vis des harmoniques.

Au-delà de ce travail, il reste à traiter l'aspect coût des harmoniques. Nous pourrions alors évaluer le surcoût lié à un surdimensionnement du transformateur et le comparer au coût que représenterait un changement prématuré d'un transformateur qui n'aurait pas été surdimensionné. En prenant en compte le type de charge alimenté par les transformateurs et le taux de charge de ceux-ci au moment du dimensionnement, le surcoût engendré par un surdimensionnement pourrait être comparé au coût d'un transformateur avec des enroulements type feuilles.

Une étude plus complète sur les coûts pourrait intégrer le coût des solutions de filtrage à mettre en place sur le réseau et l'économie réalisée sur les pertes en présence d'harmoniques avec les transformateurs possédant des enroulements fins de types feuilles. Avec environ 700 000 transformateurs de distribution public connectés au réseau, les données statistiques sur les taux de charges des transformateurs ainsi que sur la constitution des enroulements des transformateurs seraient à prendre en compte dans cette approche. Ainsi, une étude de coût devrait être abordée de manière statistique.

Références bibliographiques

- [1] Adly A. Girgis, Joseph W. Nims, John Jacomino, John G. Dalton and Anthony Bishop, *Effect of voltage harmonics on the operation of solid-state relays in the industrial applications*, IEEE transactions on industry applications, vol.28, n°5, September/October 1992.
- [2] N.K. Medora and A. Kusko, *Power harmonic problems at a plastics extrusion plant*, Thirtieth IAS Annual Meeting, vol 3, 8-12 Oct 1995, pp 2726-2733.
- [3] Guy Lemieux, *Power system harmonic resonance-A documented case*, IEEE Transactions on industry applications, Vol.26, N°3, mai/juin 1990.
- [4] Thomas M. Blooming, *Capacitor failure analysis: a troubleshooting case study*, IEEE, 2005.
- [5] C. Bonnseng, C. Chompoo-inwai, V. Kinnares, K. Nakawiwat and P. Apiratikul, *Failure analysis of dielectric of low voltage power capacitors due to related harmonic resonance effects*, IEEE, 2001.
- [6] G. C. Montanari and D. Fabiani, *The effect of non-sinusoidal aging of cable and capacitor insulating materials*, IEEE Transactions on dielectrics and electrical insulation, Vol.6 n°6, December 1999.
- [7] A. Cavalini, I. Ghinello, G. Mazzanti and G.C. Montanari, *Accelerated capacitor degradation due to nonsinusoidal voltage supply and reliability of insulation systems*, IEEE, 1998.
- [8] A. Cavalini, D. Fabiani, G. Mazzanti, G.C. Montanari and A. Contin, *Voltage endurance of electrical components supplied by distorted voltage waveforms*, Conference records of the 2000 IEEE International Symposium on electrical insulation, Anaheim CA USA, April 2-5, 2000.
- [9] A.R. Al-Zyoud, A. Khraiwish, M. Shakarchi, *Protective relays performance in a harmonic environment*, Proceeding of the 41st international universities power engineering conference, 6-8 Sept. 2006.
- [10] M.A.S. Masoum, S.M. Islam, K. Tan and N.X. Tung, *Impact of harmonics on tripping time of overcurrent relays*, Australasian Universities Power Engineering Conference AUPEC 2007, 9-12 Dec. 2007.
- [11] W. A. Elmore, C. A. Kramer and S. E. Zocholl, *Effect of waveform distortion*

- on protective relays*, IEEE Transactions on Industry Applications, Vo. 29, Issue 2, pp 404-411, Mar/Apr 1993.
- [12] Intersections, *La protection différentielle dans les installations électriques basse tension*, le magazine Schneider Electric de l'enseignement technologique et professionnel, juin 2001.
- [13] J. Desmet, G. Vanalme and K. Stockman, *Analysis of the behaviour of fusing systems in the presence of non linear loads*, Power Electronics machines and drives, conference publication n°487, 16-18 April 2002.
- [14] A. Medina and F. Martinez-Cardenas, *Analysis of the harmonic distortion impact on the operation of digital protections systems*, IEEE, 2005.
- [15] R. Wilkins, J.F de Palma and C. Mulertt, *Effect of harmonic currents on semiconductor fuse rating*, IEEE, 2001.
- [16] Fuchs E.F., *Sensitivity of electrical appliances to harmonics and fractional harmonics of the power system's voltage. Part II: television sets, induction watt-hours meters and universal machines*, IEEE transactions on Power Delivery, Vol PWRD-2,N°2,Avril 1987.
- [17] F.L. Tofoli, S.M. R. Sanhueza and A. de Oliveira, *On the study of losses in cables and transformers in non sinusoidal conditions*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.21, N°2, Avril 2006.
- [18] F.L. Tofoli, A.S. morais, C.A. Gallo, S.M. R. Sanhueza and A. de Oliveira, *Analysis of losses in cables and transformers under power quality related issues*, IEEE, 2004.
- [19] J. Desmet, D. Putman, F. D'hulster and R. Belmans, *Thermal analysis of the influence of nonlinear, unbalanced and asymmetric loads on current conducting capacity of LV-cables*, IEEE Bologna PowerTech Conference, Juin 2003.
- [20] J. Desmet, D.J. Putman, G.M. Vanalme and R.J. Belmans, *Modelling and sensitivity analysis of the thermal behaviour of LV-cables for different current conditions*, 11th International conference on harmonics and quality of power, 2004.
- [21] Claudio R. Pacheco, José C. de Olivera and Anderson L.A. Vilaca, *Power quality impact on thermal behaviour and life expectancy of insulated cables*, IEEE, 2000.

- [22] Claudio R. Pacheco, José C. de Olivera and Anderson L.A. Vilaca, *Insulated cable thermal and life expectancy estimation under non sinusoidal operating conditions*, IEEE, 2000.
- [23] Thomas M. Gruz, *A survey of neutral currents in three-phase computer power systems*, IEEE transactions on industry Applications, Vol.26, N°4, Juillet/ août.
- [24] J. Desmet, I. Sweertvaegher, G. Vanalme, K. Stockman, R. Belmans, *Analysis of the neutral conductor current in a three phase supplied network with non-linear single phase loads*, IEEE Transactions on Industry applications, Vol. 39, N°3, Mai/Juin 2003.
- [25] J.C. Balda, A.R. Olivia, D.W. McNabband R.D. Richardson, *Measurements of neutral currents and voltages on a distribution feeder*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.12, N°4, October 1997
- [26] IEEE std. C57.110-1998, *IEEE practice for establishing transformer capability when supplying nonsinusoidal load currents*.
- [27] M.B.B. Sharifan, J. Faiz, S.A. Fakheri and A. Zraatparvar, *Derating of distribution transformers for non-sinusoidal load currents using finite element method*, IEEE, 2003.
- [28] A. Elmoudi, M. Lehtonen, Hasse Nordman, *effect of harmonics on transformers loss of life*, Conference record of the IEEE International Symposium on Electrical Insulation, 2006.
- [29] C. Thammarat, B.Suechoey, S.Tadsuan, V. Kinnares et S. Bunjongjit, *An analysis of temperature of oil-immersed transformer under non linear load*, International conference on power system technology POWERCON 2004, November 2004.
- [30] M.T. Bishop, J.F. Baranowski, D. Heath and S.J. Benna, *Evaluating harmonic-induced transformer heating*, IEEE Transactions on power delivery, Vol. 11, n°1, January 1996.
- [31] CEI 60076-7:2005, *Guide de charge pour les transformateurs immerges dans l'huile*, décembre 2005
- [32] IEEE std. C57.91-1995, *IEEE guide for loading mineral-oil-immersed transformers*.
- [33] L. Pierrat, M.José Resende and J. Santana, *Power Transformers life Expectancy under distorting power electronic loads*.

- [34] Mehdi Radmehr, Shahrokh Farhangi et Adel Nasiri, *Effects of power quality distortions on electrical drives and transformer life in paper industries: Simulations and real time measurements*, Conference record of the 2006 IEEE Pulp and Paper Conference.
- [35] Ricardo Carvalho, *Dynamic performance of induction motor under non sinusoidal conditions*, 10th International Conference on Harmonics and Quality of Power. Proceedings, p 122-6 vol.1, 2002.
- [36] J.Policarpo G. Abreu, Jocélio S. de Sa et Claudio C. Prado 3, *Harmonic torques in three-Phase induction motors supplied by non-sinusoidal voltages*, 11th International Conference on Harmonics and Quality of power, p652- 657, 12-15 Sept. 2004.
- [37] Alfredo Munoz, Gonzalo Nahmias, *mechanical vibration of three-phase induction motors fed by nonsinusoidal currents*, Technical Proceedings. CIEP '94., 3rd International , p166-172, 21-25 Aug 1994.
- [38] D. Lin, T. Batan, E.F. Fuchs et W.M. Grady, *Harmonic losses of single phase induction motors under nonsinusoidal voltages*, IEEE Transactions on energy conversion, Vol. 11,N°2,June 1996.
- [39] Fuchs, E F; Stensland, T; Grady, W M; Doyle, M, *Measurement of harmonic losses of pole transformers and single-phase induction motors*, CONF REC IAS ANNU MEET, Vol. 1, pp. 128-134, 1994.
- [40] Ching-Yin Lee, Wei-jen Lee, Yen-Nien Wang et Jyh-cherng gu, *Effects of voltage harmonic on the electrical and mechanical performance of a three-phase induction motor*, Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference, 1998 IEEE, p.88-94, 3-8 May 1998.
- [41] Ching-Yin Lee, Wei-jen Lee, *Effects of nonsinusoidal voltage on the operation of a three-phase induction motor*, IEEE transactions on energy conversion, p193-201 vol. 14, Jun 1999
- [42] Ching-Yin Lee, Yuan-jui lin et Chao-Rong chen, *The effect of harmonic phase angle on the operation performance of a three-phase induction motor*, Power Engineering Society Summer Meeting, 2000. IEEE, p.2499-2505 vol. 4, july 2000.
- [43] Olivio C. N. Souto, José C.de Oliveira et Luciano M. Neto, *Induction motors behaviour and life expectancy under non ideal supply conditions*, Ninth

- International Conference on Harmonics and Quality of Power. Proceedings, p 899-904 vol.3, 2000.
- [44] Emanuel L. Brancato, *Estimation of lifetime expectancies of motors*, IEEE Electrical insulation magazine, mai/juin 1992.
- [45] José Policarpo G. de Abreu et Eigeles Emanuel, *Induction motors loss of life due to voltage imbalance and harmonics: a preliminary study*, Harmonics and Quality of Power, 2000. Proceedings. Ninth International Conference on, p.75-80 vol.1, 2000.
- [46] José Policarpo G. de Abreu et Eigeles Emanuel, *Induction motor thermal aging caused by voltage distorsion and imbalance : loss of useful life an dits estimated cost*, 2001 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference. Conference Record, p 105-14, 2001.
- [47] CEI 60287-3-1 *Câbles électriques-Calcul du courant admissible. Partie 3-1 : Sections concernant les conditions de fonctionnement- Conditions de fonctionnement de référence et sélection du type de câble*, Mai 1999.
- [48] A. M. Bianchi, Y. Fautrelle and J. Etay, *Transfert Thermique*, Presses polytechniques et universitaires romandes, 2004
- [49] Y. Jannot, *Transfert thermique*, Cours de l'Ecole des Mines de Nancy, 2008.
- [50] Ana-Maria Bianchi, Yves Fautrelle et Jacqueline Etay, *Transfert thermique*, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2004
- [51] G. Fournet, *Electromagnétisme*, Edition MASSON, 1979.
- [52] Sergey N. Makarov and Alexander E. Emanuel, *Corrected Harmonic Loss Factor for Transformers supplying Nonsinusoidal Load currents*, Proc. of the 9th International conferences on harmonics and Power Quality, vol. 1, pp. 87-90, 2000.
- [53] A.Elmoudi, M. Lehtonen and H. Nordman, *Corrected Winding Eddy-current Harmonic Loss Factor for transformers Subject to Nonsinusoidal*, IEEE Powertech, Russia, June 2005.
- [54] E.J. Davies and P. Simpson, *Induction heating handbook*.London:McGraw-Hill, 1979, p.321.
- [55] J. Lammeraner and M. Stafel, *Eddy currents*. London:Iliffe, 1966, p.33.
- [56] J.P. Vandelaac and P. D. Ziogas, “ *A novel Approach for Minimising High-Frequency Transformer Copper Losses*”, IEEE Transactions on power

electronics, vol.3, no.3, july 1988.

- [57] G. Swift, T.S. Molinski and W. Lehn, *A fundamental approach to transformer thermal modeling-Part I: Theory and equivalent circuit*, IEEE transactions on power delivery, vol.16, no. 2, April 2001

Annexe A

Calcul de la puissance dissipée dans une plaque conductrice

Nous allons détailler dans cette partie le calcul menant à l'expression de la puissance dissipée dans une plaque décrite par l'équation (3-13), lorsque celle-ci est parcourue par un courant et soumise à un champ magnétique.

Nous considérons une plaque conductrice placée dans un champ magnétique et traversée par un courant sinusoïdal suivant l'axe y . L'origine O de l'axe (Ox) , axe perpendiculaire aux grandes faces de la plaque (Figure A-1), est choisie de sorte que la plaque, d'épaisseur $2a$, occupe l'espace $-a \leq x \leq a$. On suppose qu'à l'extérieur de la plaque il existe un champ magnétique sinusoïdal d'amplitude constante h_1 et h_2 suivant l'axe (Oz) . L'axe (Oy) complète le trièdre.

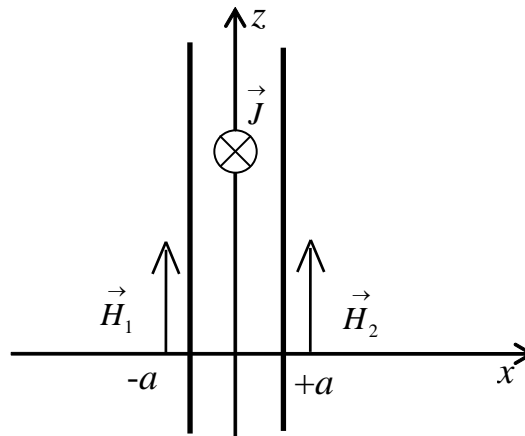


Figure A-1 : Plaque conductrice étudiée

Pour simplifier le problème, nous considérons que la plaque, de dimensions infinies suivant les axes (Oz) et (Oy) , est seule dans l'espace. Dans ces conditions, toutes les dérivées par rapport à y et z sont nulles, les phénomènes ne dépendent donc que de x et t .

Calcul de la densité de courant

Les équations régissant la distribution du champ sont les suivantes :

$$\begin{aligned}\vec{B} &= \mu_0 \mu_r \vec{H} \text{ et } \vec{J} = \sigma \vec{E} \\ r \vec{\text{rot}} \vec{H} &= \vec{J} \\ r \vec{\text{rot}} \vec{E} &= -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}\end{aligned}$$

Avec
 B l'induction magnétique,
 E le champ électrique,
 H le champ magnétique,
 J la densité de courant,
 μ_0 la perméabilité du vide,
 μ_r la perméabilité relative,
 σ la conductivité électrique.

En tenant compte des simplifications dues à la géométrie, seules les composantes du champ magnétique sur l'axe Oz et du champ électrique sur l'axe Oy interviennent.

On obtient le système de deux équations aux dérivées partielles suivant :

$$-\frac{\partial H_z}{\partial x} = \sigma E_y \quad (\text{A-1})$$

$$\frac{\partial E_y}{\partial x} = -\mu \frac{\partial H_z}{\partial t} \quad (\text{A-2})$$

Avec μ la perméabilité magnétique.

Par combinaison, l'équation permettant le calcul du champ électromagnétique peut se mettre sous la forme :

$$\frac{\partial^2 H_z}{\partial x^2} = \mu \sigma \frac{\partial H_z}{\partial t} \quad (\text{A-3})$$

Nous considérons l'équation dans le cas d'un régime sinusoïdal permanent imposé par les conditions d'excitation. Les solutions recherchées sont donc de la forme suivante :

$$H_z = \Re [h(x) e^{i\omega t}] \quad (\text{A-4})$$

L'équation (A-3) peut alors se mettre sous la forme suivante :

$$\frac{d^2 h(x)}{dx^2} + k^2 h(x) = 0 \quad (\text{A-5})$$

Avec :

$$k^2 = -i\omega\mu\sigma$$

Avec
 i le nombre complexe,
 ω la pulsation.

Les solutions recherchées seront de la forme :

$$h(x) = a_1 e^{ikx} + a_2 e^{-ikx} \quad (\text{A-6})$$

Les conditions aux limites sur h définissent les deux constantes complexes a_1 et a_2 :

$$\begin{cases} h(a) = h_2 = a_1 e^{ika} + a_2 e^{-ika} \\ h(-a) = h_1 = a_1 e^{-ika} + a_2 e^{ika} \end{cases} \quad (\text{A-7})$$

On déduit de ce système les composantes a_1 et a_2 :

$$\begin{cases} a_1 = \frac{h_2 e^{ika} - h_1 e^{-ika}}{e^{2ika} - e^{-2ika}} \\ a_2 = \frac{h_1 e^{ika} - h_2 e^{-ika}}{e^{2ika} - e^{-2ika}} \end{cases} \quad (\text{A-8})$$

L'expression du champ est donc :

$$h(x) = \frac{-h_1 \cdot \sinh[ik(x-a)] + h_2 \cdot \sinh[ik(x+a)]}{\sinh(i2ka)} \quad (\text{A-9})$$

La densité de courant dans le conducteur est directement déduite du champ électrique grâce à :

$$J_y = -\frac{\partial H_z}{\partial x} \quad (\text{A-10})$$

Une solution de cette équation est de la forme $J_y = \text{Re}(j(x)e^{j\omega t})$, l'équation (A-10) peut donc se mettre sous la forme :

$$j(x) = -\frac{dh(x)}{dx} \quad (\text{A-11})$$

L'expression de la densité de courant est donc :

$$j(x) = \frac{ik}{\sinh(i2ka)} \{h_1 \cdot \cosh[ik(x-a)] - h_2 \cdot \cosh[ik(x+a)]\} \quad (\text{A-12})$$

Calcul de la puissance dissipée P_{ds}

Nous pouvons calculer maintenant la puissance moyenne dissipée par unité de surface P_{ds} , sous l'action des courants de densité $j(x)$, par l'expression :

$$P_{ds} = \frac{1}{2} \rho \int_{-a}^{+a} |j(x)|^2 dx \quad (\text{A-13})$$

On obtient alors l'expression de la puissance dissipée par mètre carré donnée par :

$$P_{ds} = \frac{\sqrt{\omega\mu\sigma}}{\sigma} \left\{ \frac{h_1^2 + h_2^2}{2\sqrt{2}} f_1(\varphi) - \frac{2h_1h_2}{\sqrt{2}} f_2(\varphi) \right\} \quad (\text{A-14})$$

Avec :

$$\varphi = 2a/\delta \quad \text{et} \quad \delta = \sqrt{\frac{2}{\omega\mu\sigma}}$$

$$f_1(\varphi) = \frac{\sinh(2\varphi) + \sin(2\varphi)}{\cosh(2\varphi) - \cos(2\varphi)} \quad (\text{A-15})$$

$$f_2(\varphi) = \frac{\cosh(\varphi) \cdot \sin(\varphi) + \sinh(\varphi) \cdot \cos(\varphi)}{\cosh(2\varphi) - \cos(2\varphi)} \quad (\text{A-16})$$

On peut exprimer P_{ds} en faisant apparaître l'épaisseur de peau δ :

$$P_{ds} = \frac{h_2^2}{2\sigma\delta} \left\{ \left(1 + \frac{h_1^2}{h_2^2}\right) \cdot f_1(\varphi) - 4 \frac{h_1}{h_2} \cdot f_2(\varphi) \right\} \quad (\text{A-17})$$

De plus, en introduisant $\alpha = \frac{h_1}{h_2}$, il reste :

$$P_{ds} = \frac{h_2^2}{2\sigma\delta} \left\{ (1 + \alpha^2) \cdot f_1(\varphi) - 4\alpha \cdot f_2(\varphi) \right\} \quad (\text{A-18})$$

En prenant le cas d'un champ $h_1=h_2$, $e=2a$ et après simplification on retrouve l'expression de Davies et Simpson [54].

$$P = \frac{H_m^2}{\sigma\delta} \left[\frac{\sinh(e/\delta) - \sin(e/\delta)}{\cosh(e/\delta) + \cos(e/\delta)} \right] \quad (\text{A-19})$$

Annexe B

Schéma Simulink des différents modèles thermiques du transformateur

Guide de charge CEI 60076-7

La Figure B-1 montre la réalisation sous Simulink des équations du guide de charge. Ce modèle est basé sur les équations (3-49), (3-50), (3-51), (3-52) et (3-53). La Figure B-2 montre le contenu du bloc « calcul de la température de l'huile » permettant de calculer la température de l'huile à partir des pertes en charge nominales, des pertes en charge au point considéré, des pertes à vide et de la température ambiante. L'intervalle de temps entre deux changements de valeur est de 15 min pour la température ambiante et de 1 min pour les grandeurs électriques (pertes à vide et en charge).

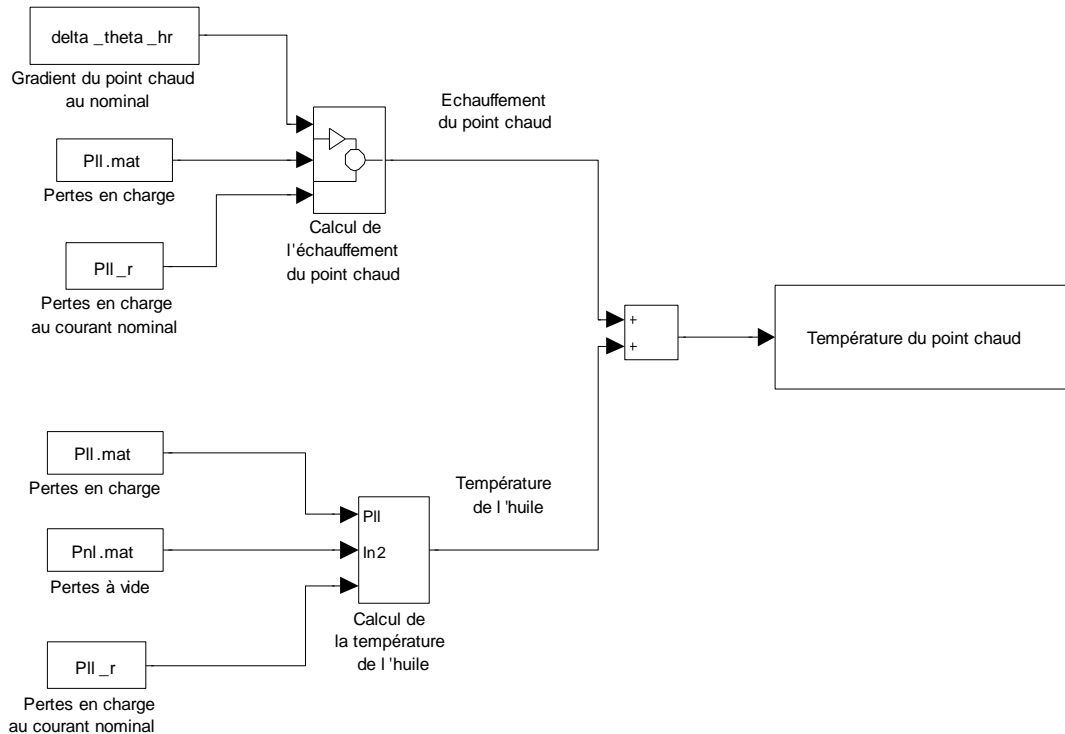


Figure B-1 : Schéma Simulink basé sur le guide de charge CEI 60076-7

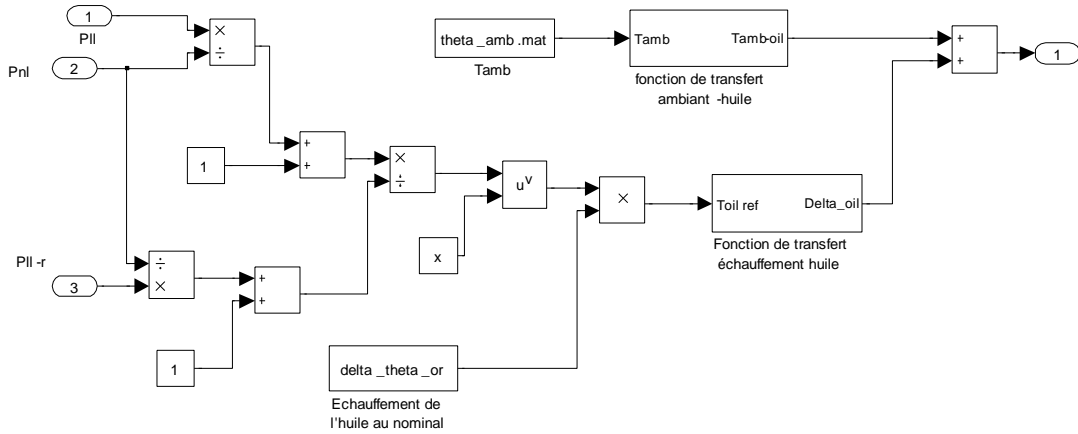


Figure B-2 : Développement du bloc « calcul de la température de l'huile »

Modèle circuit simple

La Figure B-3 présente le schéma Simulink du modèle circuit simple décrit par les équations (3-54) et (3-57). La Figure B-4 montre le contenu du bloc « fonction de transfert échauffement huile ».

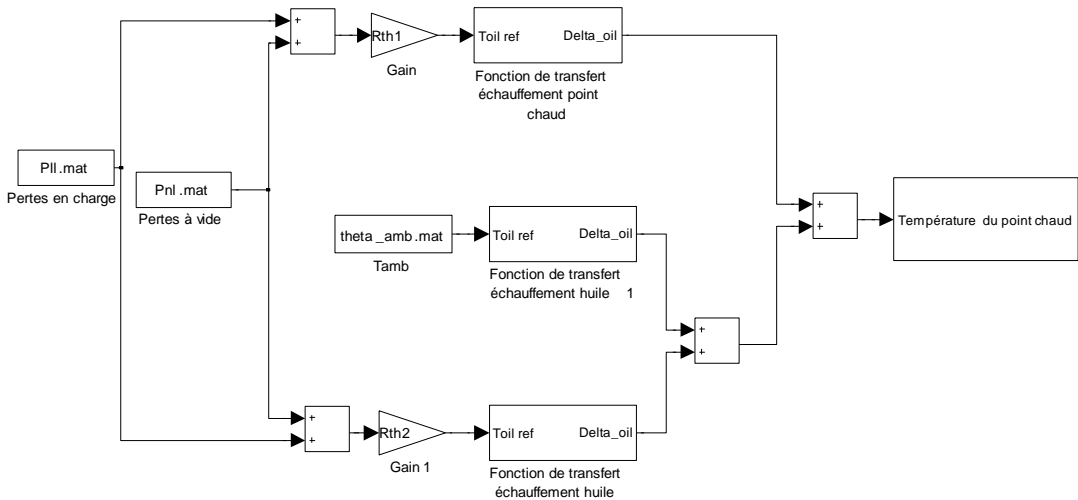


Figure B-3 : Schéma Simulink basé sur le modèle circuit simple

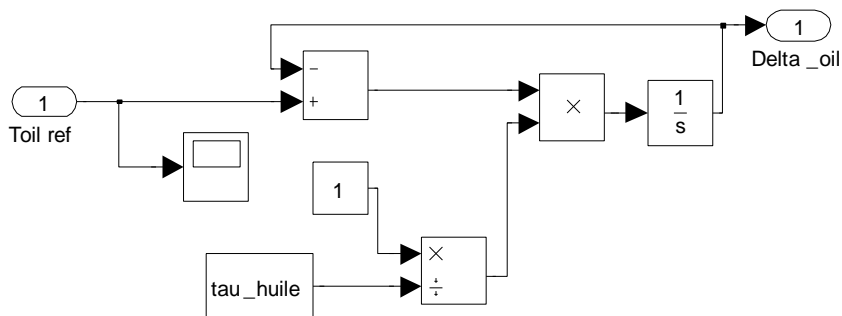


Figure B-4 : Développement du bloc « Fonction de transfert échauffement huile »

Modèle circuit avec des résistances thermiques non linéaires

La Figure B-5 présente la modélisation sous Simulink des équations (3-60) et (3-61) décrites dans [57].

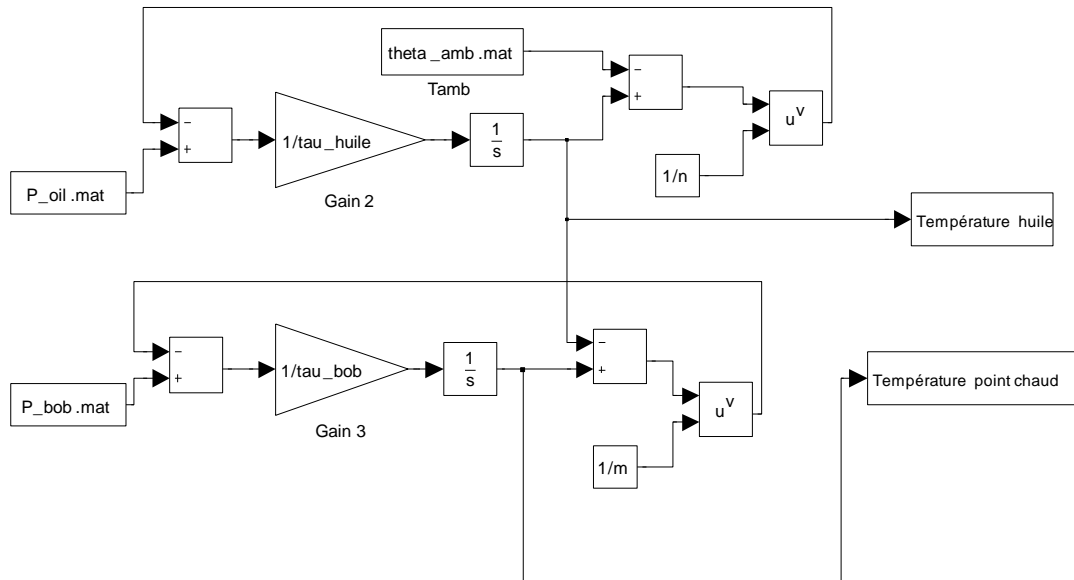


Figure B-5 : Schéma Simulink basé sur le modèle circuit proposé par Swift

Annexe C

Photographies des essais thermiques sur des câbles basse tension

La Figure C-1 montre le positionnement des deux câbles basse tension, posés sur des tables mises à l'envers pour éviter les courants induits dans l'armature de celles-ci. On peut voir aussi sur cette figure les nombreux thermocouples permettant l'acquisition des températures. Sur cette figure, les câbles basse tension sont enroulés dans un matériau calorifuge afin de protéger les thermocouples des conditions extérieures. Cependant, les essais avec calorifuge ont donné des résultats peu concluants. Les essais présentés dans cette thèse ont été réalisés sans le matériau calorifuge.

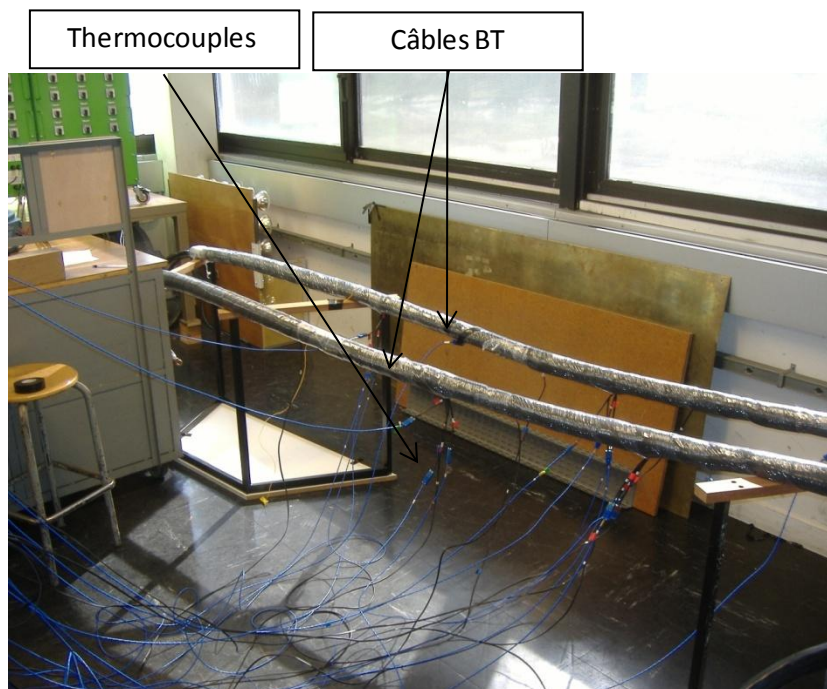


Figure C-1 : Installation des câbles et des thermocouples

La Figure C-2 montre les 3 ponts de diodes monophasés utilisés lors des essais. Ces ponts de diodes ont été dimensionnés pour fonctionner sous une tension de 70V et un courant de 300A. Ceux-ci ont été réalisés par une société extérieure.

La Figure C-3 montre les systèmes d'acquisition thermique (à gauche) et électrique (à droite). Les thermocouples sont connectés à la centrale d'acquisition, celle-ci étant

reliée à un ordinateur. L'acquisition et l'enregistrement des données sont réalisés grâce au logiciel Logidat.

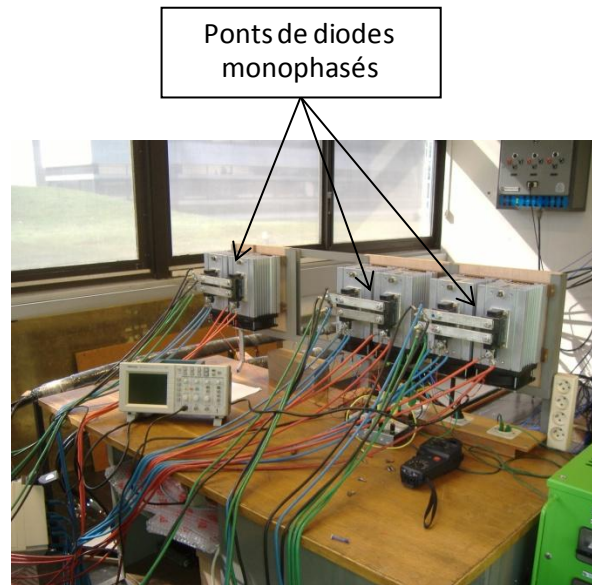


Figure C-2 : Ponts de diodes monophasés

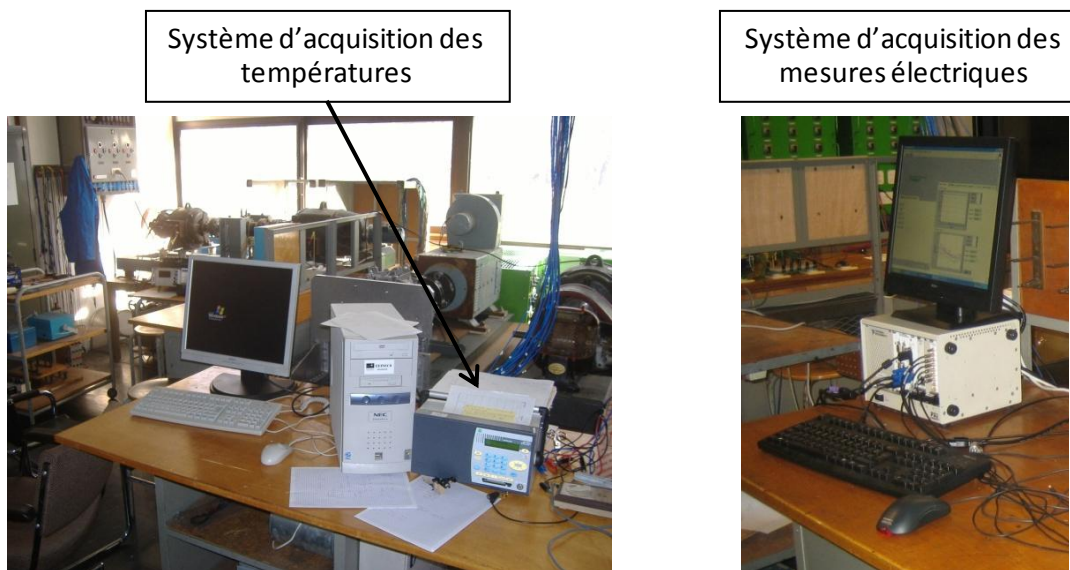


Figure C-3 : Système d'acquisition thermique (gauche) et électrique (droite)

Le système d'acquisition électrique permet d'enregistrer les différentes formes d'ondes. Le châssis (boîtier blanc) permet de faire l'acquisition de 6 signaux, généralement 3 tensions simples et 3 courants. L'acquisition et l'enregistrement des données sont gérés par le logiciel Labview. Dans une configuration avec 3 tensions simples et 3 courants enregistrés, le programme développé permet de calculer les valeurs efficaces des différentes données enregistrées, les puissances actives et réactives phase par phase ainsi que les puissances actives et réactives triphasées. Ces

différents calculs sont effectués sur des fenêtres de 200ms et 1 minute puis enregistrés dans des dossiers sur le disque dur. Les formes d'ondes sont aussi enregistrées dans un autre dossier.

De plus, le programme calcule et donne la décomposition en série de Fourier des différents signaux enregistrés, et ce jusqu'au rang 50. Cette décomposition est aussi calculée sur des fenêtres de 200 ms et 1 minute. La décomposition sur 200 ms est mise sous la forme $a+jb$ (j étant le nombre complexe) pour chaque rang, alors que la décomposition sur 1 minute donne la valeur efficace du module rang par rang du signal décomposé. Les informations sont là aussi enregistrées sur le disque dur.

Pour les essais thermiques des câbles basse tension, nous avons enregistré les 3 courants au secondaire du transformateur ainsi que le courant dans le neutre. La mesure des courants est réalisée avec des pinces de courant.

La Figure C-4 montre les charges résistives branchées en sortie des ponts de diodes monophasés. On peut aussi voir que les températures d'âme n'étaient pas lues et enregistrées par la centrale d'acquisition mais qu'elles étaient en lecture directe sur des multimètres numériques. Nous avons utilisé cette méthode pour lire les températures sur âme car la centrale d'acquisition n'aurait pas supporté le potentiel ramené par les thermocouples (70V).

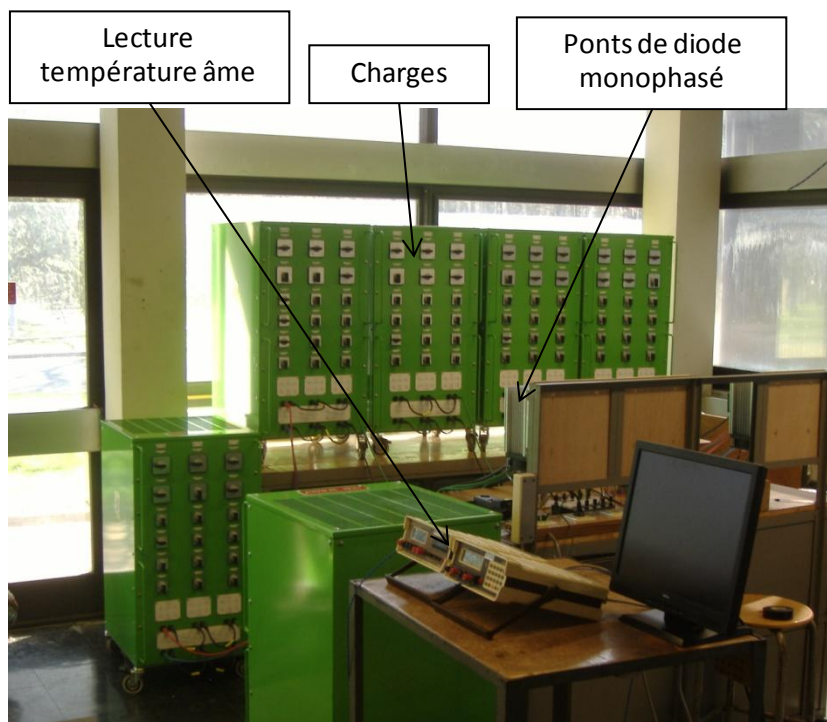


Figure C-4 : Charges résistives

La Figure C-5 montre les condensateurs utilisés afin d'obtenir une charge RC en sortie des ponts de diodes et ainsi faire circuler des harmoniques dans les câbles. Les simulations réalisées préalablement ont montré que les courants qui circulaient dans les condensateurs étaient élevés (plus de 100A dans le cas maximal). Nous devons pour les différents essais mettre des capacités de 2,2 μ F, 4,4 μ F, 6,6 μ F et 8,8 μ F en parallèle avec les charges résistives. Les condensateurs 2.2 μ F ne supportant que 5,4A à 85°C, nous avons recréé une cellule élémentaire de 2,2 μ F en mettant deux condensateurs en série et en parallèle avec deux autres (comme sur la Figure C-5). Nous avons aussi installé des petits ventilateurs afin de refroidir les condensateurs, ce qui nous a permis de réaliser les essais sans claquage de condensateurs.

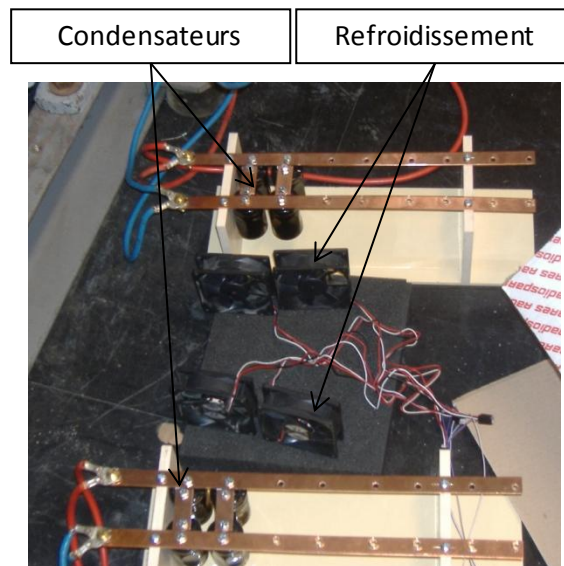


Figure C-5 : Charges capacitives