



Université du Québec
à Rimouski

**ÉTUDE DE SENSIBILITE DE DISTRIBUTION DU COURANT DE FOUCAULT
ET DU PROFIL DE TEMPERATURE DES DISQUES ET D'ENGRENAGES
DROITS EN ACIER AISI-4340 TRAITES PAR INDUCTION EN UTILISANT DES
CONCENTRATEURS DE FLUX**

Mémoire présenté
dans le cadre du programme de maîtrise en ingénierie
en vue de l'obtention du grade de maître ès sciences appliquées (M.Sc.A.)

PAR
© Issamatou Nasser

Mai 2022

Composition du jury :

Abderrazak El Ouafi, président du jury, Université du Québec à Rimouski

Noureddine Barka, directeur de recherche, Université du Québec à Rimouski

Véronique Dassylva-Raymond, professeur, Université du Québec à Rimouski

Alexandre Boudreau, examinateur externe, Innovation maritime

Dépôt initial le 07 février 2022

Dépôt final le 06 mai 2022

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI
Service de la bibliothèque

Avertissement

La diffusion de ce mémoire ou de cette thèse se fait dans le respect des droits de son auteur, qui a signé le formulaire « *Autorisation de reproduire et de diffuser un rapport, un mémoire ou une thèse* ». En signant ce formulaire, l'auteur concède à l'Université du Québec à Rimouski une licence non exclusive d'utilisation et de publication de la totalité ou d'une partie importante de son travail de recherche pour des fins pédagogiques et non commerciales. Plus précisément, l'auteur autorise l'Université du Québec à Rimouski à reproduire, diffuser, prêter, distribuer ou vendre des copies de son travail de recherche à des fins non commerciales sur quelque support que ce soit, y compris Internet. Cette licence et cette autorisation n'entraînent pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits moraux ni à ses droits de propriété intellectuelle. Sauf entente contraire, l'auteur conserve la liberté de diffuser et de commercialiser ou non ce travail dont il possède un exemplaire.

À ma merveilleuse mère

À mon tendre père

À mon oncle

À mon épouse

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de recherche, le professeur Noureddine Barka, un homme plein de courage et de bon cœur qui a fait partie des acteurs bienveillants de ma formation, et pour la confiance qu'il a eue à mon égard lorsqu'il m'a confié ce projet de recherche. Malgré sa charge de travail, il a toujours été présent et à l'écoute. Je ne saurais le remercier suffisamment pour ses précieux conseils et ses méthodes de travail qui m'aident quotidiennement. Je tiens à remercier plus spécialement monsieur Sasan Sattarpanah Karganroudi pour son formidable encouragement, ses conseils précieux et son aide durant toute la période du projet.

Mes plus vifs remerciements s'adressent aussi à tous les corps enseignants du département de mathématique, d'informatique et de génie de l'Université du Québec à Rimouski pour avoir mis à ma disposition leurs moyens techniques et leurs expertises personnelles pour aboutir à des résultats satisfaisants.

Enfin, je remercie sincèrement ma famille, plus particulièrement mes parents pour leurs soutien et encouragement dans les périodes les plus difficiles. Sans oublier mes ami(e)s et toutes les personnes qui ont été toujours présents à mes côtés et qui m'ont encouragé d'aller plus loin tout le long de mon projet de maîtrise.

AVANT-PROPOS

Ce projet de maîtrise en génie de type recherche a été réalisé dans les laboratoires de l'Université du Québec à Rimouski et en coopération avec le département de génie mécanique à l'École de Technologie supérieure à Montréal.

RÉSUMÉ

Le traitement thermique superficiel par induction est un procédé de fabrication qui permet de produire la microstructure martensitique à haute compression à la surface de la pièce traitée afin d'augmenter la dureté superficielle, d'améliorer la résistance de tenue à l'usure et de fatigue et de maintenir le noyau ductile. Ce procédé est purement écologique, sans émission de gaz ou de fumées toxiques dans l'environnement. Néanmoins, le traitement d'une pièce mécanique par induction fait intervenir plusieurs facteurs et paramètres de contrôle du processus, notamment les propriétés du matériau, les paramètres et géométries de la machine et les conditions de chauffage. Afin d'exploiter correctement les ressources de ce procédé, il est nécessaire de développer des stratégies pour contrôler et ajuster les paramètres afin de produire avec précision les caractéristiques souhaitées de la surface durcie sans avoir recours au traditionnel processus d'essais et d'erreurs, long et coûteux. L'objectif du projet consiste à analyser les paramètres machines et géométries sur la distribution finale de températures afin de développer des modèles simples capables de prédire les températures et le profil de dureté avec une bonne précision pour des pièces mécaniques en acier AISI 4340 chauffées par induction en présence de concentrateurs de flux. Pour ce faire, une approche en trois phases a été adoptée.

La première phase a consisté à la modélisation et la simulation par la méthode des éléments finis d'un modèle 2D axisymétrique avec le logiciel COMSOL afin d'analyser les effets de paramètres machines et géométries sur la profondeur de pénétration de courant induit pour un disque. Les paramètres impliqués comprennent la puissance machine, le temps de chauffe, l'écart entre la pièce et l'induction et l'écart entre les concentrateurs de flux et la pièce. Les résultats obtenus de cette étude ont permis d'établir les modèles de prédiction de profondeur de pénétration avec une précision de plus de 96%. La seconde phase a permis de mener une étude de sensibilité sur les profondeurs durcies pour développer les modèles fiables capables de prédire les profils de dureté en fonction de paramètres impliqués d'un disque en utilisant la même approche de la première phase. Les modèles proposés sont validés par des essais expérimentaux. Les résultats de simulation obtenus ont démontré un bon accord avec ceux obtenus par expérimentation. Enfin, la troisième phase a consisté à étudier les effets de variation de paramètres machines sur la distribution finale de température dans un engrenage droit chauffé par induction à doubles fréquences avec concentrateurs de flux. Un modèle 3D a été mis en œuvre par la méthode des éléments finis. Les paramètres machines impliqués sont, la densité de courant imposée dans l'inducteur et le temps de chauffage de deux fréquences (MF et HF). Les résultats obtenus ont conduit à des modèles capables de prédire les températures avec une haute précision dans un engrenage droit.

Mots clés : Traitement thermique par induction, concentrateurs de flux, profil de dureté, acier AISI 4340, ANOVA, modèles de prédiction, méthode des éléments finis (FEM).

ABSTRACT

Surface induction heat treatment is a manufacturing process that produces the high compression martensitic microstructure on the surface of the treated part to increase the surface hardness, improve the wear and fatigue resistance and maintain the ductile core. This process is purely environmentally friendly, with no emission of toxic gases or fumes into the environment. Nevertheless, the treatment of a mechanical part by induction involves several factors and process control parameters, including material properties, machine parameters and geometries and heating conditions. In order to properly exploit the resources of this process, it is necessary to develop strategies to control and adjust the parameters to accurately produce the desired characteristics of the cured surface without resorting to the traditional time-consuming and costly trial and error process.

The objective of the project is to analyze the machine and geometry parameters on the final temperature distribution in order to develop simple models capable of predicting the temperatures and hardness profile with good accuracy for mechanical parts made of AISI 4340 steel heated by induction in the presence of flux concentrators. For this purpose, a three-phase approach was adopted. The first phase consisted in the modeling and simulation by the finite element method of a 2D axisymmetric model with COMSOL software in order to analyze the effects of machine parameters and geometries on the induced current penetration depth for a disk. The parameters involved include, machine power, heating time, part to induction gap and flux concentrator to part gap. The results obtained from this study allowed the establishment of penetration depth prediction models with an accuracy of more than 96%. The second phase conducted a sensitivity study on hardened depths to develop reliable models capable of predicting hardness profiles as a function of involved parameters of a disc using the same approach of the first phase. The proposed models are validated by experimental tests. The simulation results obtained showed a good agreement with those obtained by experimentation. Finally, the third phase consisted in studying the effects of machine parameters variation on the final temperature distribution in a spur gear heated by dual frequency induction with flux concentrators. A 3D model was implemented using the finite element method. The machine parameters involved are, the current density imposed in the inductor and the heating time of two frequencies (MF and HF). The results obtained have led to models capable of predicting temperatures with high accuracy in a spur gear.

Keywords: Induction heat treatment, Flux concentrators, Hardness profile, AISI 4340 steel, ANOVA, Prediction models, Finite element method (FEM).

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	X
AVANT-PROPOS	XII
RÉSUMÉ	XIII
ABSTRACT.....	XV
TABLE DES MATIÈRES	XVII
LISTE DES TABLEAUX	XXI
LISTE DES FIGURES	XXIV
INTRODUCTION GÉNÉRALE	1
0.1 INTRODUCTION	1
0.2 CHAUFFAGE PAR INDUCTION ELECTROMAGNETIQUE	1
0.3 HISTORIQUE DU CHAUFFAGE PAR INDUCTION.....	3
0.4 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT DU CHAUFFAGE PAR INDUCTION	3
0.5 TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION	4
0.5.1 Recuit par induction.....	5
0.5.2 Normalisation par induction	5
0.5.3 Durcissement par induction	6
0.5.4 Revenu par induction	6
0.6 DURCISSEMENT DE SURFACE PAR INDUCTION	7
0.7 EFFETS ELECTROMAGNETIQUES	8
0.7.1 Effet de peau	8
0.7.2 Effet de bord	9
0.7.3 Effet de proximité	10
0.7.4 Effet de fente.....	11

0.8 PROBLÉMATIQUE	12
0.9 OBJECTIFS	16
0.10 METHODOLOGIE.....	17
0.11 ORGANISATION DU MEMOIRE	19
CHAPITRE 1 ÉTUDE DE SENSIBILITÉ DE LA PROFONDEUR DE PÉNÉTRATION D'UN DISQUE EN ACIER AISI 4340 À L'AIDE DES PARAMÈTRES MACHINES ET DES FACTEURS GÉOMÉTRIQUES CHAUFFÉ PAR INDUCTION EN UTILISANT DES CONCENTRATEURS DE FLUX.....	21
1.1 RÉSUMÉ EN FRANÇAIS DU PREMIER ARTICLE	21
1.2 SENSITIVITY STUDY OF THE PENETRATION DEPTH OF AN AISI 4340 STEEL DISC WITH MACHINE PARAMETERS AND GEOMETRIC FACTORS HEATED BY INDUCTION USING FLUX CONCENTRATORS	24
1.2.1 Abstract	24
1.2.2 Introduction	25
1.2.3 Induced current density distribution.....	26
1.2.4 Modeling and simulation.....	28
1.2.5 Results and discussion.....	29
1.2.6 Sensitivity study of penetration depth.....	32
1.2.6.1 Analysis results	33
1.2.6.2 Effects diagrams	34
1.2.6.3 Regression models.....	35
1.2.6.4 Response surface methodology (RSM).....	37
1.2.7 Relationship between penetration depth and temperature.....	38
1.2.8 Relationship between power dissipation and temperature	39
1.2.9 Conclusion.....	40
CHAPITRE 2 ÉTUDE DE SENSIBILITÉ SUR LES PROFONDEURS DURCIS D'UN DISQUE EN ACIER AISI 4340 CHAUFFÉ PAR INDUCTION AVEC CONCENTRATEURS DE FLUX EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINES ET	

FACTEURS GÉOMÉTRIQUE– SIMULATION ET VALIDATION EXPÉRIMENTALE.....	42
2.1 RÉSUMÉ EN FRANÇAIS DU DEUXIÈME ARTICLE.....	42
2.2 SENSITIVITY STUDY ON THE HARDENED DEPTHS OF AN AISI 4340 STEEL DISC HEATED BY INDUCTION WITH FLUX CONCENTRATORS AS A FUNCTION OF MACHINE PARAMETERS AND GEOMETRICAL FACTORS - SIMULATION AND EXPERIMENTAL VALIDATION	45
2.2.1 Abstract.....	45
2.2.2 Introduction.....	46
2.2.3 Formulation.....	48
2.2.3.1 Electromagnetic problem.....	48
2.2.3.2 Thermal problem.....	50
2.2.4 Presentation of the model	51
2.2.5 Simulation and results.....	52
2.2.6 Hardness profile through temperature profile.....	54
2.2.7 Experimental design	56
2.2.8 Statistical analysis of surface temperature	57
2.2.8.1 Diagrammatic effects of surface temperature	59
2.2.8.2 Predictive temperature models.....	59
2.2.8.3 Response surface methodology for surface temperature	61
2.2.9 Statistical analysis of hardened depths	62
2.2.9.1 Diagrammatic effects of hardened depths	63
2.2.9.2 Hardened depth prediction models	64
2.2.9.3 Response surface methodology of hardened depth d_H	65
2.2.10 Experimental validation.....	66
2.2.11 Conclusions.....	69
CHAPITRE 3 ÉTUDE DE SENSIBILITÉ DE LA DISTRIBUTION DE TEMPÉRATURE EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINES D'UN ENGRENAGE DROIT CHAUFFÉ PAR INDUCTION AVEC CONCENTRATEURS DE FLUX _ CHAUFFAGE SÉQUENTIEL À DOUBLE FRÉQUENCES	71

3.1 RÉSUMÉ EN FRANÇAIS DU TROISIÈME ARTICLE	71
3.2 SENSITIVITY STUDY OF THE TEMPERATURE DISTRIBUTION AS A FUNCTION OF THE MACHINE PARAMETERS OF AN INDUCTIVELY HEATED SPUR GEAR WITH FLUX CONCENTRATORS _ DOUBLE FREQUENCY SEQUENTIAL HEATING.....	73
3.2.1 Abstract	73
3.2.2 Introduction	74
3.2.3 Induction heating process.....	76
3.2.4 Presentation of model.....	77
3.2.5 Parameters of simulations	77
3.2.6 Simulation and results	79
3.2.7 Statistical analysis	81
3.2.8 Temperature analysis.....	82
3.2.8.1 Temperatures responses at the root	83
3.2.8.2 Temperatures responses at the tip	84
3.2.8.3 Temperature difference	86
3.2.8.4 Effects diagrams	86
3.2.8.5 Synthesis.....	87
3.2.8.6 Regression models.....	88
3.2.8.7 Response surface methodology	91
3.2.9 Conclusion.....	93
CONCLUSION GÉNÉRALE	94
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	99

LISTE DES TABLEAUX

TABLE 0.1 : DONNÉES CHIMIQUES DE L'ACIER AISI 4340.....	18
TABLE 1.1 : SIMULATION PARAMETERS	30
TABLE 1.2 : PARAMETER VALUES AND THEIR CONSECUTIVE LEVELS	33
TABLE 1.3 : MEDIAN ANOVA RESULTS	35
TABLE 1.4 : BOARD ANOVA RESULTS	35
TABLE 1.5 : MODELS SUMMARY	36
TABLE 2.1 : SYSTEM OF MAXWELL EQUATIONS	49
TABLE 2.2 : RELATIONSHIP BETWEEN ELECTROMAGNETIC FIELD AND MATERIAL PROPERTIES.	49
.....	49
TABLE 2.3 : CONDUCTION CURRENT DENSITY.....	50
TABLE 2.4 : HEAT TRANSFER EQUATIONS	51
TABLE 2.5 : CONTROL PARAMETER VALUES.....	53
TABLE 2.6 : DIGITAL HARDENED DEPTHS	55
TABLE 2.7 : PARAMETER VALUES AND THEIR CONSECUTIVE LEVELS	57
TABLE 2.8 : MIDDLE ANOVA RESULTS	58
TABLE 2.9 : EDGE ANOVA RESULTS.....	59
TABLE 2.10 : SURFACE TEMPERATURE PREDICTION MODELS	60
TABLE 2.11 : SUMMARY OF PREDICTIVE MODELS OF SURFACE TEMPERATURE.....	61
TABLE 2.12 : CONTRIBUTIONS OF HARDENED DEPTHS	63
TABLE 2.13 : MODELS FOR PREDICTION OF HARDENED DEPTHS	64
TABLE 2.14 : SUMMARY OF HARDENED DEPTH PREDICTION MODELS	65
TABLE 2.15 : VALUES OF PARAMETERS INVOLVED IN THE EXPERIMENTAL TEST	67
TABLE 2.16 : COMPARATIVE RESULTS	69
TABLE 3. 1 : SIMULATION PARAMETERS	78

TABLE 3. 2 : TEMPERATURES MEASURED IN THE MF AND MF-HF CASES	80
TABLE 3.3 : PARAMETER VALUES AND THEIR CONSECUTIVE LEVELS, MF-HF SEQUENTIAL HEATING.....	82
TABLE 3. 4 : SIMULATION TEMPERATURES OBTAINED ACCORDING TO THE COMBINATIONS ..	83
TABLE 3.5 : ANALYSIS OF VARIANCE FOR T_{RM}	84
TABLE 3.6 : ANALYSIS OF VARIANCE FOR T_{RE}	84
TABLE 3.7 : ANALYSIS OF VARIANCE FOR T_{TM}	85
TABLE 3. 8 : ANALYSIS OF VARIANCE FOR T_{TE}	85
TABLE 3.9 : ANALYSIS OF VARIANCE FOR $DIFF_M$	86
TABLE 3.10 : ANALYSIS OF VARIANCE FOR $DIFF_E$	87
TABLE 3. 11 : COMPARATIVE RESULTS SIMULATION VS. PREDICTION	89
TABLE 3.12 : MODEL SUMMARY	89

LISTE DES FIGURES

FIGURE 0.1: REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DU PROCESSUS DE TRAITEMENT PAR INDUCTION [33].	2
FIGURE 0.2 : PRINCIPE DU CHAUFFAGE PAR INDUCTION	4
FIGURE 0.3 : REPRÉSENTATION DE LA PROFONDEUR DE PEAU [8].....	8
FIGURE 0.4 : EFFET DE BORD SUR LE DISQUE EN ACIER 4340 [9].	9
FIGURE 0.5 : REPRÉSENTATION DE L'EFFET DE PROXIMITÉ [18].	10
FIGURE 0.6 : DISTRIBUTION DE PUISSANCE POUR LE MÊME COURANT DE BOBINE SANS (A) ET AVEC (B) CONCENTRATEURS DE FLUX [24].	11
FIGURE 1.1 : INDUCED CURRENT DENSITY DISTRIBUTION.....	27
FIGURE 1.2 : 2D MODEL ANALYTIC DEVELOPED [39].....	28
FIGURE 1.3 : DISTRIBUTION OF CURENT DENSITIES.....	30
FIGURE 1.4 : INDUCED CURRENT DENSITY AT THE SURFACE AS A FUNCTION OF TIME	30
FIGURE 1.5 : J_M VS DEPTH	31
FIGURE 1.6 : J_E VS DEPTH	31
FIGURE 1.7 : CURRENT DENSITY INDUCED AT THE END OF HEATING.....	32
FIGURE 1.8 : EFFECTS PLAT FOR P_{DM}	36
FIGURE 1.9 : EFFECTS PLAT FOR P_{DE}	36
FIGURE 1.10 : RESPONSE SURFACE METHODOLOGY FOR P_{DM}	37
FIGURE 1.11 : RESPONSE SURFACE METHODOLOGY FOR P_{DE}	37
FIGURE 1.12 : PENETRATION DEPTH VS TEMPERATURE IN MIDDLE	38
FIGURE 1.13 : POWER DENSITY DISSIPATED VS TEMPERATURE	40
FIGURE 2.1 : 2D AXISYMMETRIC MODEL.	52
FIGURE 2.2 : TEMPERATURE DISTRIBUTION IN THE COMPONENTS AFTER HEATING.....	53
FIGURE 2.3 : MAIN DISC TEMPERATURE PROFILES AFTER HEATING.	54
FIGURE 2.4 : TYPICAL HARDNESS PROFILE OF AN INDUCTION HEATED WORKPIECE [4].....	55
FIGURE 2.5 : HARDNESS PROFILES OBTAINED BY SIMULATION	56
FIGURE 2.6 : EFFECTS PLOT FOR T_M	60

FIGURE 2.7 : EFFECTS PLOT FOR T_E	60
FIGURE 2.8 : RESPONSE SURFACE METHODOLOGY FOR T_M	61
FIGURE 2.9 : RESPONSE SURFACE METHODOLOGY FOR T_E	62
FIGURE 2.10 : EFFECTS PLOT FOR D_H MIDDLE	63
FIGURE 2.11 : EFFECTS PLOT FOR D_H EDGE	64
FIGURE 2.12 : RESPONSE SURFACE METHODOLOGY OF D_H IN THE MIDDLE	65
FIGURE 2.13 : RESPONSE SURFACE METHODOLOGY OF D_H AT THE EDGE	66
FIGURE 2.14 : INDUCTION MACHINE [58].....	67
FIGURE 2.15 : EXPERIMENTAL HARDNESS PROFILE	68
FIGURE 2.16 : DIGITAL HARDNESS PROFILE	68
FIGURE 3.1 : SCHEMATIC REPRESENTATION OF THE 3D MODEL WITH FLUX CONCENTRATORS.	
.....	78
FIGURE 3.2 : RESPECTIVE HEATING RESULTS MF (A) AND MF-HF (B).....	79
FIGURE 3.3 : TEMPERATURE MEASUREMENT IN FOUR ZONES [42].....	80
FIGURE 3.4: EFFECTS PLOT FOR T_R	90
FIGURE 3.5: EFFECTS PLOT FOR T_{RE}	90
FIGURE 3.6: EFFECTS PLOT FOR T_{TM}	90
FIGURE 3.7: EFFECTS PLOT FOR T_{TE}	90
FIGURE 3.8: EFFECTS PLOT FOR $DIFF_M$	91
FIGURE 3.9: EFFECTS PLOT FOR $DIFF_E$	91
FIGURE 3.10: RSM OF $DIFF_M$ VS $T_{C2}; J_{E1}$	92
FIGURE 3.11: RSM OF $DIFF_E$ VS $T_{C2}; J_{E1}$	92
FIGURE 3.12: RSM OF $DIFF_M$ VS $T_{C1}; J_{E1}$	92
FIGURE 3.13: RSM OF $DIFF_E$ VS $T_{C1}; J_{E1}$	92

INTRODUCTION GÉNÉRALE

0.1 INTRODUCTION

Le chauffage des matériaux métalliques ayant suivi de l'usure présente la première étape du processus de traitement thermique, grâce auquel des modifications désirées de propriétés métallographiques sont obtenues telles que la dureté, la ductilité et l'endurance des pièces traitées. Le chauffage peut être caractérisé en fonction de la source de chaleur, il doit être efficace et rapide pour permettre de consommer moins d'énergie et atteindre une grande productivité. Diverses manières sont utilisées par les industries manufacturières pour chauffer les composants mécaniques, parmi lesquels on note le chauffage par convection à l'aide de fours, le chauffage résistif électrique direct et le chauffage par laser. De plus, la technique de chauffage des pièces mécaniques la plus populaire durant ces quatre dernières décennies est le chauffage par induction électromagnétique en raison de ses nombreux avantages industriels [1]. Dans ce sens, ce chapitre traite les aspects théoriques et techniques ainsi que les principaux effets électromagnétiques liés au chauffage par induction et ses applications associées spécifiquement au durcissement par induction.

0.2 CHAUFFAGE PAR INDUCTION ÉLECTROMAGNÉTIQUE

Le chauffage par induction électromagnétique est basé sur le principe de génération de chaleur provoquée par les courants induits à l'intérieur de la pièce sous traitement. En effet, l'application du courant alternatif est imposée à la bobine placée autour de la pièce [2]. Le chauffage par induction est un procédé très promoteur qui permet de traiter les composants mécaniques (les métaux et les alliages) particulièrement les aciers de façon propre et homogène. Ce procédé est en plein développement durant la dernière décennie, cela dû à ses avantages industriels par rapport aux méthodes de chauffage standards. Entre autres, on peut citer l'efficacité énergétique, la reproductivité remarquable, la durabilité, le chauffage localisé et contrôlé, la capacité de traiter des pièces métalliques ayant des formes

géométriques complexes ou encore la vitesse de chauffage plus rapide [1]. Cette dernière est liée à la quantité de puissance plus élevée qui peut le fournir. En outre, le procédé ne demande pas beaucoup d'énergie au contraire des autres types de procédés, notamment la thermochimique (la carbonisation ou la nitruration) [4]. Il permet d'atteindre la dureté suffisante sans modifier la microstructure originale et la faible distorsion de pièce usinée. En plus, le procédé par induction est purement écologique, caractérisé par la fabrication verte sans émission de gaz toxiques ou de fumée dans l'environnement. Théoriquement, ce procédé est basé principalement sur trois parties, à savoir l'alimentation électrique en courant alternatif, la bobine de travail (inducteur) qui varie en forme et en taille (dépendent des applications) et la pièce à chauffer, ces trois parties sont indiquées par la **Figure 0.1** [5]. Le chauffage par induction peut être utilisé à diverses applications industrielles, spécifiquement le traitement thermique [6]. Toutes les pièces métalliques électriquement conductrices (par exemple l'acier, la fonte, le cuivre, l'aluminium, le laiton, le bronze, etc.) peuvent être traitées thermiquement par induction [3].

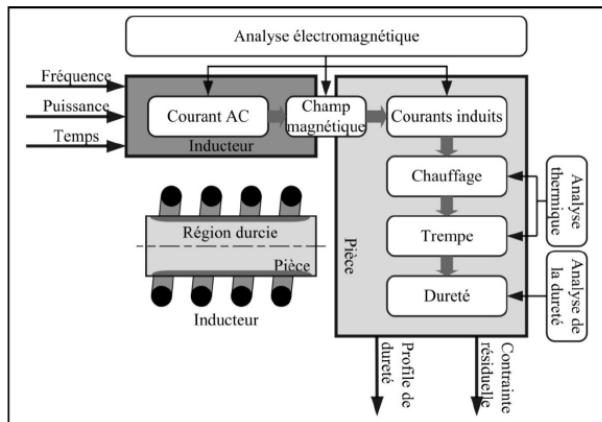


Figure 0.1: Représentation schématique du processus de traitement par induction [33].

0.3 HISTORIQUE DU CHAUFFAGE PAR INDUCTION

Le chauffage par induction électromagnétique est une application directe qui obéit à deux lois de physique : la loi de LENZ (loi de l'induction) et la loi de l'effet Joule. Ce procédé a vu le jour il y a plusieurs années. Le principe de base du chauffage par induction électromagnétique remonte en 1831 par une découverte du physicien anglais Michael

Faraday, qui a fait l'objet que le courant électrique pourrait être produit par un champ magnétique variable dans le temps. Puis, il a fallu attendre 20 ans plus tard, en 1851 plus exactement, lorsque le scientifique français Léon Foucault découvrit les courants induits et les a appelés courants de Foucault. Et, en 1878, il a prouvé que ces courants sont responsables pour le chauffage des pièces conductrices par effets Joule. Depuis, les recherches dans le domaine ont concentré leur énergie sur le développement de machine à l'induction. En effet, les premières applications industrielles du chauffage par induction à haute fréquence HF ont vu le jour au 20^e siècle, plus exactement en 1920 par le développement de groupes électrogènes qui pourraient produire des puissances machines à plusieurs kilowatts. À la fin de 1960, les moteurs de générateurs ont été remplacés par des convertisseurs à semi-conducteurs dans le but d'assurer un chauffage à fréquence moyenne [3].

0.4 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT DU CHAUFFAGE PAR INDUCTION

Le principe du fonctionnement de chauffage par induction consiste à appliquer une tension alternative à une fréquence spécifique aux bornes de la bobine (inducteur), la circulation de courant alternatif dans l'inducteur produit par conséquent le champ électromagnétique variable dans le temps. Ces derniers oscillent à la même fréquence que celle de la tension appliquée. Cependant, toute pièce électriquement conductrice plongée dans ce champ devient le siège de courants induits. Les mouvements de ces courants dissipent la chaleur par l'effet de Joule dans l'endroit où ils ont été concentrés sur la surface de la pièce. D'après la loi de LENZ, le sens de ces courants s'oppose à celui de courant source, mais tous se dirigent dans la même direction. La **Figure 0.2** illustre ce phénomène plus clairement. La densité des courants induits chute exponentiellement le long de l'épaisseur jusqu'au cœur de la pièce [7]. Le chapitre 1 explique de façon approfondie ce phénomène de la distribution de courants induits dans un disque en acier affablement allié ISIA 4340 chauffé par induction. La profondeur de pénétration de courant induit (de surface vers le noyau de la pièce) dépend principalement de la fréquence du courant appliqué, de l'intensité de champ magnétique généré, des propriétés électriques et de la géométrie de la pièce [8].

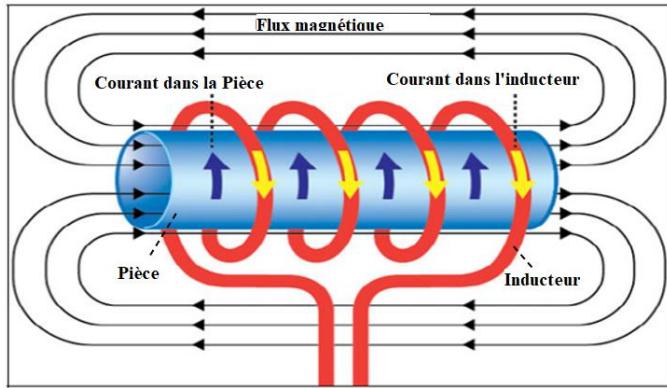


Figure 0.2 : Principe du chauffage par induction

0.5 TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION

De nos jours, un nombre considérablement important des applications industrielles utilisent la technologie du chauffage par induction, notamment, dans le domaine de chimie pour la fusion de verres et d'oxydes et dans le domaine grand public pour des plaques chauffantes à la cuisine [3]. Particulièrement, le procédé est largement répandu dans les domaines métallurgiques et mécaniques pour les applications de fusion, le chauffage avant formage, le brassage, le moulage, le traitement thermique... etc. [6]. Le procédé de traitement thermique par induction est une opération métallurgique fondamentale auquel les composants métalliques sont soumis à l'énergie thermique produite par le champ magnétique puis refroidis dans l'eau, l'huile ou l'air. L'ensemble des opérations consiste à améliorer l'apparence, les performances en fatigue ou les propriétés métalliques des métaux ou des alliages à l'état solide. Parmi les propriétés mécaniques les plus importantes, on note la dureté, la ductilité, la résistance à l'usure, la ténacité et les contraintes résiduelles [9]. Globalement, le traitement thermique par induction comprend essentiellement les paramètres suivants : la température maximale de chauffage, la durée de maintien à la température actuelle, la vitesse de refroidissement et la nature du milieu (atmosphère, bains de sels...etc.). Les valeurs de ces paramètres sont déterminées en fonction de la composition chimique du matériau ainsi que les caractéristiques métalliques recherchées [10]. Le procédé de traitement thermique par induction pourrait être classé en quatre catégories générales, notamment le

recuit, la normalisation, le durcissement et le revenu. Les sections ci-dessous décrivent les objectifs et les techniques d'application de chacun d'entre eux.

0.5.1. Recuit par induction

Le recuit est un traitement adoucissant par lequel les aciers tendent vers leur état ayant la plus grande stabilité thermodynamique [12]. Il a pour objectifs de réduire les caractéristiques de résistance (la dureté, la limite d'électricité...etc.) et d'augmenter les caractéristiques de ductilité (la résilience, la ténacité et l'allongement). Le principe consiste à chauffer la pièce à une température de 90 à 180°C (50 à 100°F) au-dessus de la température de critique inférieure A_1 pour les aciers hypereutectoïdes (acières dont la teneur en carbone est supérieure à 0,80%) et au-dessus de température critique Ac_3 pour les aciers proeutectoïdes (acières dont la teneur en carbone est inférieure à 0,80%) [11].

0.5.2. Normalisation par induction

La normalisation est un autre type de traitement thermique qui pourrait être également effectuer par induction et diffère du recuit, qui ne s'applique qu'aux aciers à haute teneur en carbone. Dans ce traitement, l'acier est chauffé à une température supérieure aux températures Ac_3 ou A_{cm} (55 °C de plus au minimum) et maintenu pendant une courte durée avant de le refroidir lentement dans l'air libre. Ce procédé a pour but de réduire et uniformiser les tailles moyennes de grains de perlite et d'éliminer les contraintes internes qui auraient introduit par soudage, moulage, forgeage, fromage ou usinage. La résistance et la ductilité d'un acier normalisé sont plus élevées par rapport à celles de l'acier recuit. [11, 12].

0.5.3. Durcissement par induction

L'une des applications du chauffage par induction les plus importantes présente le durcissement par induction [13]. En effet, certaines applications industrielles manufacturières exigent les valeurs de propriétés physiques telles que la résistance de traction et la dureté plus élevées qui peuvent être obtenues par le durcissement. Le procédé de durcissement par induction des aciers est le plus couramment utilisé parmi les applications

de traitement thermique par induction [6]. Ce procédé consiste à altérer la configuration de microstructure des aciers afin de croître non seulement leur dureté mais aussi leur force. Il a pour objectif d'augmenter la dureté de l'acier en produisant la microstructure martensitique. Le principe sert à chauffer par induction l'acier grâce aux courants induits à une température de 30 à 50°C au-dessus de la température critique supérieure A_{c3} pour les aciers proeutectoïdes et au-dessus de la température critique inférieure A_{c1} pour les aciers hypereutectoïdes. Généralement, le durcissement est suivi par un autre type de traitement thermique appelé revenu afin de corriger la fragilité, la ductile et les contraintes internes provoquées par le durcissement. [11, 12].

0.5.4. Revenu par induction

Le revenu par induction est une autre forme de traitement thermique plus souvent utilisé après le durcissement. En effet, le processus a pour objectif de corriger les contraintes internes engendrées par le durcissement, améliorer la ductilité et les limites de rupture en minimisant la fragilité de la pièce trempée tout en gardant la dureté suffisante. Ce procédé consiste à chauffer par induction la pièce trempée à une température spécifique en-dessous de la température critique A_{c1} suivi d'un maintien à cette température pendant la durée requise et d'un refroidissement lent généralement à l'air calme jusqu'à la température ambiante, et ce afin d'éviter la provocation de nouvelles contraintes internes. Plus la température de revenu est élevée, plus la suppression de contraintes internes est importante. [14].

0.6 DURCISSEMENT DE SURFACE PAR INDUCTION

Un grand nombre de composants mécaniques ne subissent l'usure qu'à la surface, tels que les engrenages, les arbres, les pignons, etc. Par conséquent, ce type de détérioration exige un traitement de surface ou à des zones proches de la surface. Les traitements superficiels visent à durcir la surface du matériau tout en conservant une bonne résilience à cœur [15]. Le procédé de durcissement de surface présente des avantages industriels par rapport aux procédés de durcissement de masse qui nécessite le chauffage de pièce en entier. Le

durcissement superficiel pourrait être par la modification de composition chimique (le carbone, l'azote ou le bore) de la surface de pièce. Dans ce cas, on retrouve par exemple la nitruration sélective, implantation ionique et mélange de faisceaux d'ions. Mais généralement, certains procédés de durcissement de surface s'effectuent par transformation sans modification de la microstructure (chauffage et trempe) [6]. Ce dernier type consiste à austénitiser et tremper la surface de la pièce pour produire la microstructure martensitique à haute compression contraintes résiduelles à une profondeur spécifique afin d'arrêter la propagation de fissure au cœur du boîtier interface [6], d'augmenter la dureté superficielle suffisante et d'améliorer la résistance [1]. Durcir une pièce superficiellement revient à chauffer sa surface à une température de transformation austénite tout en minimisant le temps de maintien à cette température pour ne pas affecter la couche intérieure de pièce. Le procédé est suivi par un refroidissement à une grande vitesse. La microstructure formée à la surface après le traitement est uniquement la martensite. Plusieurs modes conventionnels de durcissement superficiel des aciers existent, le plus couramment utilisé est le durcissement superficiel par induction à cause de ses immenses avantages industriels tel que la facilité d'intégration dans les lignes automatisées [16]. Le durcissement surfacique par induction est documenté dans plusieurs livres et publications scientifiques. Il s'agit de produire la microstructure martensite dure à une profondeur spécifique de la pièce traité en utilisant le générateur de fréquence à haute fréquence. Le durcissement surfacique par induction est plus généralement effectué sur les aciers qui ont une teneur de carbone moyenne généralement 0.4 ou 0.5% de pourcentage de carbone afin d'avoir une dureté maximale à la surface [11]. Le procédé a une grande efficacité énergétique, car seule la surface est chauffée grâce aux concentrations de courants induits et de chaleur correspondante à une couche mine.

0.7 EFFETS ÉLECTROMAGNÉTIQUES

Pendant le procédé par induction, le champ électromagnétique est produit pour transférer l'énergie thermique à la pièce sous traitement. Il est impérativement important de mentionner que les phénomènes électromagnétiques ont un impact significatif sur le comportement du procédé de traitement thermique par induction. Ces phénomènes

expliquent aussi la distribution de courants induits et donc de température dans une pièce traitée par induction. Nous présentons une brève description de quelques-uns de ces phénomènes à la section ci-dessous.

0.7.1. Effet de peau

L'effet de peau, aussi appelé effet Kelvin, sera présent dans une pièce située à l'intérieur d'une bobine d'induction. A fréquence élevée, ce phénomène d'origine électromagnétique favorise la concentration des courants de Foucault dans la couche superficielle de la pièce. Cependant, la densité du courant décroît de manière casi-exponentielle en allant vers le centre de la pièce. Il en résulte une augmentation de la résistance du conducteur, ce qui conduit alors à des pertes par effet Joule plus importantes. L'épaisseur dans laquelle se concentre 64 % de densité des courants induits et 87% de la puissance est appelée profondeur de peau. Par conséquent, l'effet de peau est caractérisé par la profondeur de pénétration notée δ , qui est un facteur qui dépend non seulement des propriétés de matériau tels que la résistivité électrique et la perméabilité magnétique et de la géométrie, mais aussi de la fréquence du courant source. Cette dernière est inversement proportionnelle à la profondeur de pénétration [8]. Le chapitre 1 met l'accent de façon plus profonde sur ce phénomène, spécifiquement la façon dont la profondeur de pénétration change en fonction de paramètres du processus.

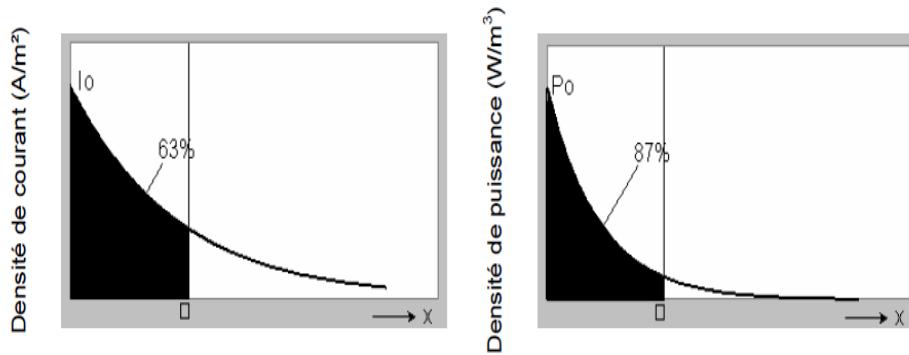


Figure 0.3 : Représentation de la profondeur de peau [8].

0.7.2. Effet de bord

L'effet de bord est responsable de la distribution de température non uniforme à la surface des pièces traitées par induction à haute fréquence. Cet effet électromagnétique est dû à la distorsion des lignes de champs électromagnétiques à l'extrémité de la bobine [1]. Ces courbures de champs entraîneront une forte concentration de densité de puissance aux bords de la pièce traitée caractérisée par l'effet de bord. La **Figure 04** illustre clairement l'effet de bord sur le disque en acier AISI 4340 traité par induction à une fréquence de 200 kHz. Il est bien clair que les profondeurs durcies sont plus profondes aux bords par rapport au milieu d'où un profil de dureté non uniforme causée par la distribution indésirable de température.

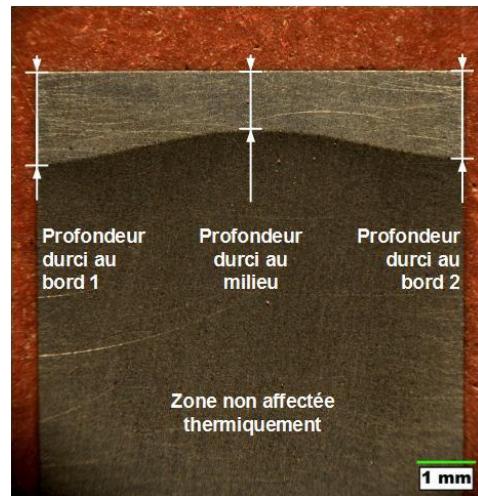


Figure 0.4 : Effet de bord sur le disque en acier 4340 [9].

0.7.3. Effet de proximité

L'effet de proximité est un phénomène qui se produit lorsque plusieurs conducteurs se trouvent à proximité du premier conducteur dans lequel circule le courant alternatif. Les champs magnétiques générés par ces derniers engendrent en retour les courants de Foucault qui seront induits dans les pièces électriquement conductrices proches de lui. Ces courants induits peuvent s'opposer ou s'additionner aux courants qui leurs donnent naissance. Le

Le système de chauffage par induction est composé essentiellement d'au moins deux conducteurs, le premier s'agissant de l'inducteur dans lequel circule les courants alternatifs et le second étant la pièce à traiter située près de l'inducteur dans laquelle circulent les courants induits. D'après la loi de Faraday, lorsque les courants circulent dans le sens opposé, cela provoquera une intensité de champ magnétique dans la zone séparant les conducteurs. Cependant, lorsque les courants circulent dans la même direction, les champs magnétiques générés par ces courants n'auront pas la même direction et ils auront tendance à s'annuler, comme on peut remarquer visuellement dans la **Figure 05**. Tel que mentionné auparavant, dans un système typique de chauffage par induction, les courants induits dans la pièce sous traitement ont une direction opposée par rapport aux courants de source. Par conséquent, ces derniers produisent les champs magnétiques qui progressent dans la même direction. L'effet de proximité est un phénomène qui permet un mode de chauffage requis (la redistribution de champ magnétique et la densité de courant) et le contrôle de la profondeur de pénétration, ce qui rend ce facteur bénéfique pour les modes de chauffage sélectif tel que le durcissement de surface [1, 18].

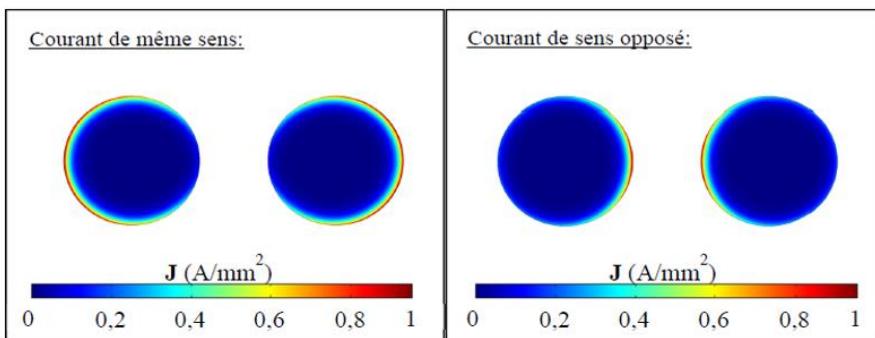


Figure 0.5 : Représentation de l'effet de proximité [18].

0.7.4. Effet de fente

L'effet de fente électromagnétique est un phénomène qui se réalise lorsqu'on applique un concentrateur de flux de champ magnétique externe à l'inducteur afin de concentrer les champs magnétiques dans la surface faisant face à la pièce, ce qui engendre au retour une forte concentration de densité de courant dans cette zone. L'effet de fente électromagnétique

est beaucoup plus appliquée dans le chauffage de zones sélectives. Il permet l'amélioration de couplage électromagnétique de pièce-inducteur d'où l'amélioration de l'efficacité électrique du système de chauffage par induction. L'effet de fente électromagnétique, comme l'effet de proximité, joue un rôle capital dans la redistribution du courant dans la pièce à usiner [1].

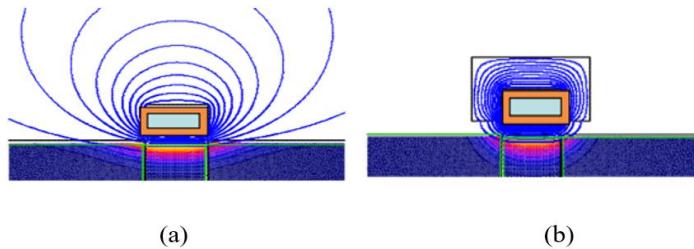


Figure 0.6 : Distribution de puissance pour le même courant de bobine sans (a) et avec (b) concentrateurs de flux [24].

0.8 PROBLÉMATIQUE

La méthode du chauffage par induction est caractérisée par un chauffage rapide et propre sans problèmes de distorsions ni de fissures à des pièces traitées. Le procédé est reconnu dans les secteurs industriels grâce à ses redoutables capacités de grande précision dimensionnelle (chauffage sélectif) et d'efficacité énergétique au détriment des méthodes de chauffage conventionnelles, par exemple le chauffage dans le four. Néanmoins, le chauffage par induction est assez complexe, car il comprend une combinaison de trois différents phénomènes de physique, à savoir l'électromagnétisme, le transfert de chaleur et les métallurgiques. En effet, ces derniers sont étroitement liés de façon non linéaire l'un à l'autre dû à la dépendance des propriétés des matériaux avec l'intensité du champ magnétique, la température et la fréquence du courant actuel [4, 9]. Il est indispensable de prendre en considération ces trois phénomènes lors d'un traitement thermique par induction, tant en expérimental qu'en simulation numérique. De plus, les propriétés électromagnétiques et thermiques de matériau changent pendant le cycle de chauffage et la vitesse du chauffage extrêmement grande, qui peut aller jusqu'à 5000°C/s [4], sont aussi des facteurs préoccupants qui rendent ce procédé aussi compliqué qu'il est. En conséquence, l'analyse du comportement des courants et de la distribution de température seraient très difficiles à

effectuer. Par ailleurs, parmi les applications importantes du chauffage par induction, on note le durcissement de surface [3]. Ce type de traitement thermique est plus souvent effectué à des matériaux conducteurs de formes complexe tels que les engrenages ayant suivis de l'usine à la surface en utilisant la puissance à haute fréquence HF.

Cette dernière permet aux courants de Foucault de se concentrer à la surface externe de l'échantillon en raison de l'effet de peau. Le procédé est caractérisé par une couche fine de dureté et des contraintes résiduelles de compression bénéfiques pour la fatigue de contact [18, 19]. Pourtant, l'application de puissance à haute fréquence HF conduit à des résultats indésirables, tels que l'obtention de profil de dureté non uniforme du composant mécanique traité. Cette non-uniformité de profil de dureté présentée par la Figure 0.4 est généralement causée par les effets électromagnétiques, plus particulièrement les effets d'extrémité et de bord électromagnétique occasionnés par la distorsion du champ magnétique et la courbure du courant induit dans les régions de bord de la pièce [19]. Ces effets d'origine électromagnétique favorisent une forte concentration de température autant aux bords qu'au plan médian de la charge, provoquant une différence de température dans la surface chauffée. Par conséquent, les régions proches de bords seront rapidement transformées en microstructures austénitiques par rapport au plan médian, ce qui conduit finalement à l'obtention d'un profil de dureté non uniforme après le cycle de refroidissement. En outre, la distribution indésirable du champ magnétique, de courants induits et de température dans la charge est le principal inconvénient du système de chauffage par induction [20, 21]. Pour qu'un durcissement par induction soit reçu sur toute la surface de la pièce et cela de façon uniforme, il est primordial d'envisager des solutions pratiques et adéquates qui permettent de contrôler l'effet de bord électromagnétique qui serait provoqué par l'application de courant à la haute fréquence HF. Un système de chauffage par induction a plusieurs restrictions pour obtenir une répartition uniforme de l'énergie électrothermique. Il nécessite un contrôle précis de plusieurs paramètres machines et géométries, principalement la fréquence de courant actuelle, de l'intensité du champ magnétique, des propriétés électromagnétiques et de la géométrie de matériau [1], afin d'obtenir un changement métallurgique désiré et prévenir les défauts de procédé tels que les effets de bords électromagnétiques [22]. Une étude

approfondie de paramètres du champ électromagnétique joue un rôle extrêmement important dans les aspects de sécurité, d'optimisation et de contrôle de chauffage par induction. De nombreux travaux de recherches utilisant des simulations numériques et des expérimentations réalisés durant ces dernières décennies ont permis une meilleure compréhension des effets électromagnétiques et apporté des solutions qui permettent de réduire l'effet de bords, parmi lesquels le travail mené par Stefanov G. et al dans [23] a démontré que l'effet de bord électromagnétique peut être corrigé ou contourner en utilisant correctement un concentrateur de flux magnétique de la forme C autour de l'inducteur. Les concentrateurs de flux magnétique de ce type sont appelés également les contrôleurs de flux et sont fabriqués à partir des matériaux à haute perméabilité et à faible perte de puissance. Ils sont couramment utilisés dans le durcissement par induction [24]. Ils ont pour fonction de permettre un chauffage des zones spécifiques (la concentration des lignes de flux magnétique), d'accélérer le cycle de chauffe [25], d'améliorer le rendement électrique du processus (diminution de consommation) et de canaliser l'écoulement de champ magnétique vers la zone extérieure de l'inducteur (appelé effet de fente tel que mentionné précédemment) pour éviter l'échauffement indésirable dans certains endroits de pièce.

Des études sur l'utilisation de concentrateurs de flux de ce type ont été conduites depuis que la technique du chauffage par induction a vu le jour jusqu'aujourd'hui [21]. Le travail réalisé par Vladimir. A. Bukanin [26] a présenté l'analyse sur les effets négatifs du champ électromagnétique, à savoir l'effet de d'extrémité et de bord de la pièce et de l'inducteur dans le modèle de chauffage par induction à flux transverse plan (TFIH). Les résultats de ce travail indiquent que l'effet de d'extrémité et de bord peut être évité pour obtenir une distribution uniforme en ajoutant une couche de bobine de plus dans le système existant afin de concentrer le flux de champ dans les endroits spécifiques. Une distribution uniforme de puissance et d'énergie thermique dans la zone chauffée a été obtenue. L'étude réalisée par Hamdan F. Sabeeh et al [25] a comparé les résultats de simulations du procédé de durcissement de surface par induction des engrenages en acier au carbone CK-45 avec et sans concentrateur de flux de type C employé sur l'inducteur, afin de concentrer des lignes de flux magnétique sur la zone de chauffe souhaitée. Il a été indiqué que l'utilisation de ce type de concentrateur

a augmenté la productivité du procédé en diminuant la fréquence à 50% et la puissance requise à 30% par rapport à l'inducteur sans concentrateur de flux. Tianxing Zhu and Panshang Feng [27] ont analysé l'effet du concentrateur de flux magnétique à l'aide d'un modèle analytique 2D avec validation expérimentale.

Les résultats ont indiqué que, lorsqu'un concentrateur de flux de forme C est appliqué, pratiquement tous les courants dans la bobine seront convergés vers la surface ouverte de la bobine, ce qui permettra la redistribution et le contrôle de l'écoulement de champ magnétique dans des régions spécifiques. Malgré ses avantages nombreux, le contracteur de flux de ce type présente plusieurs inconvénients, notamment le coût élevé de fabrication de la bobine, la conception sur mesure, la diminution de sa capacité magnétique avec le temps par la dégradation des particules magnétiques et de rouille [21, 24]. De plus, la densité du courant plus élevée peut être générée sur certaines zones de la bobine. En conséquence, l'apparition de la fissuration sous contrainte pourrait être accélérée sur la bobine [21, 24]. Grâce à des connaissances avancées liées au contrôle efficace de l'extrémité électromagnétique, la distribution des champs électromagnétiques à la surface des pièces traitées peut être contrôlée avec d'autres configurations possibles. Les travaux réalisés dans [28, 29] ont démontré que la géométrie de l'inducteur présente un paramètre indispensable dans la distribution de courants induits, et que les effets de bords pourraient être réduits en ayant une conception optimale de la bobine de travail [5].

En effet, l'écoulement de champ électromagnétique à la surface de la pièce pourrait être maîtrisée avec le bon choix de paramètres machines et/ou géométries [9, 30, 31]. Le contrôle précis de ces paramètres conduit à un chauffage efficace et à l'obtention d'un profil de température uniforme, donc un profil de dureté uniforme. Tout récemment, Barka et al [32] ont développé une nouvelle approche simple et efficace dans le but de réduire l'effet de bord sur le profil de dureté pour les engrenages. La technique consiste à mettre l'engrenage principal entre deux engrenages identiques de forme et géométrie avec un certain écart axial agissant comme des concentrateurs de flux. Cette approche a été utilisée dans les travaux réalisés dans [16, 18, 19] pour étudier certains paramètres machines et géométriques du

système par induction en présence de ces types de concentrateurs de flux. À la suite de l'analyse de plusieurs travaux précédents, les modèles développés par le biais de simulations numériques ont grandement facilité la meilleure compréhension du procédé par induction et la prédiction de certains paramètres très difficiles à mesurer directement, tels que le champ de courants induits et l'énergie thermique correspondante dans une pièce métallique pendant le cycle de chauffage, tout étant donnant une approximation de profil de dureté.

0.9 OBJECTIFS

Ce présent projet de recherche est centré sur l'étude exhaustive de sensibilité et d'optimisation de procédé du chauffage par induction, tout en accordant une attention particulière à l'effet de bord électromagnétique. L'objectif principal de ce travail est de quantifier qualitativement les effets de paramètres de contrôle à partir de résultats d'analyses statistiques afin de développer des modèles robustes et fiables capables de prédire la profondeur de pénétration de courant induit, le profil de température et de dureté des pièces mécaniques chauffées par induction avec concentrateurs de flux magnétique, en se basant sur les simulations numériques et les validations expérimentales. Dans ce sens, cette étude vise trois sous objectifs, à savoir :

- Le premier sous objectif consiste premièrement à développer un modèle bidimensionnel 2D axisymétrique d'un échantillon cylindrique (géométrie simple) en acier faiblement allié AISI 4340 avec concentrateurs de flux magnétique. Dans un deuxième temps, mener une étude de sensibilité sur la distribution et la pénétration de champ de courants induits dans la pièce principale en fonction de paramètres de contrôle, notamment la puissance machine, le temps de chauffe, le gap radial (l'écart entre la pièce et l'inducteur) et le gap axial (l'écart entre la pièce et les concentrateurs de flux). Enfin, de développer les modèles mathématiques robustes et fiables qui permettent de prédire avec une assez bonne précision la profondeur de pénétration en fonction de paramètres impliqués ;

- Le deuxième sous objectif consiste à analyser statiquement les effets de paramètres sur le profil de température et de dureté d'un disque en acier 4340 chauffé par induction en utilisant la même approche du travail précédent, dans le but de développer les modèles de prédiction fiables de profil de dureté en fonction de paramètres impliqués. Ces modèles seront validés par un nombre de tests expérimentaux sur la machine à l'induction afin d'identifier les écarts entre les résultats obtenus par la simulation et ceux obtenus par l'expérimentation ;
- Finalement, le troisième sous objectif consiste à étudier la sensibilité du profil de température à l'aide de paramètres machines dans un engrenage droit en acier 4340 chauffé par induction avec concentrateurs de flux magnétique. Les paramètres à analyser dans cette partie seront la densité de courant source et le temps de chauffage dans le cas de chauffage à deux étages de fréquences séquentielles MF-HF. Ce dernier permettra de chauffer à la fois la pointe et la racine de denture. Les résultats de cette étude seront obtenus par les efforts de simulations numériques avec un modèle analytique 3D utilisant la méthode des éléments finis FEM. À l'issu de ces résultats, les équations prédictives de profil de température en fonction de paramètres statiquement significatifs seront développées et valider par des essais expérimentaux.

0.10 MÉTHODOLOGIE

Afin d'atteindre les objectifs de ce mémoire fixés ci-haut, la méthodologie adaptée s'articule principalement autour de trois grandes parties à savoir la modélisation et la simulation de procédé du chauffage par induction à l'aide d'un logiciel informatique, la calibration et la validation de modèles analytiques et l'analyse statistique des effets de paramètres de contrôle. En effet, les modèles analytiques 2D axisymétrie et 3D mise en place dans l'ensemble de travaux de simulations réalisés dans ce document sont développés par la méthode des éléments finis (FEM) à l'aide du logiciel de simulation multiphysique COMSOL en utilisant le couplage de champ électromagnétique et transfert de chaleur. Ces modèles

prennent en considération le comportement non-linéaire des propriétés du matériau en fonction de la température et du champ magnétique. La température ambiante réglée à 293 K (20°C). Les principaux composants sont entourés d'un environnement diélectrique qui est magnétiquement isolé avec permittivité et perméabilité au vide ($\mu_r = 1$ et $\epsilon_r = 1$). La convection est censée être équivalente à la conduction dans l'air à l'interface et la perte de chaleur par rayonnement est négligée en raison d'un temps de chauffage très court. Une étude de convergence est menée en fonction de résultats de sorties telles que la densité de courants induits et la température à la surface de pièce chauffée afin de fournir les résultats stables avec un maillage optimisé. Les valeurs de paramètres du système sont calculées en fonction des courants induits et des températures dans la pièce à chauffer. Dans le cadre de ce travail de recherche, l'inducteur est fabriqué en cuivre à cause de ses bonnes propriétés électriques et les pièces mécaniques étudiées sont fabriquées en acier faiblement allié AISI-4340 considérés comme homogènes et isotropes avec la densité du matériau supposée fixe (7800 kg.m^{-3}) [33]. L'utilisation de ce type de matériau est largement répandue dans les industries d'automobile et d'aéronautique en raison de ses propriétés particulières, notamment la bonne résistance mécanique à la fatigue et la bonne ductilité. Les données chimiques de l'acier AISI 4340 sont résumées dans le **Tableau 0.1**. Les modèles analytiques développés sont calibrés en effectuant la comparaison entre le profil de dureté de simulation déduite en fonction de la distribution finale de température et celui obtenu par l'essai expérimental sur la machine à l'induction. Cette machine est située au laboratoire de traitement thermique par induction à l'École de technologie supérieure (ETS) de Montréal, Canada. Elle dispose deux générateurs de puissance. Le premier utilise la technologie audiofréquence (AF) qui opère à une fréquence moyenne de 10 kHz et capable de fournir une puissance maximale de 550 kW. Le second s'agit d'un générateur radiofréquence à thyristors (RF) à une haute fréquence de 200 kHz et fournissant une puissance maximale de 450 kW. Cette machine a la capacité de moduler les deux fréquences en utilisant le concept de chauffage à doubles fréquences séquentielles et simultanées. Une bonne concordance entre les résultats de simulations 2D et ceux des essais expérimentaux est obtenue. L'étude de sensibilité sur les différentes réponses en fonction de paramètres de contrôle est réalisée par

les efforts de simulations numériques. Les modèles analytiques développés 2D axisymétrique et 3D sont utilisés pour mener une campagne de simulations définies par le plan d'expérience. Les résultats obtenus issus de simulations sont exportés pour effectuer l'analyse de variance (ANOVA) à l'aide d'un logiciel informatique appelé MINITAB. Cette analyse statistique a permis de déterminer les effets paramétriques sur la variabilité globale des différentes réponses. En se servant aussi des résultats obtenus, les modèles de prédiction sont développés.

Table 0.1 : Données chimiques de l'acier AISI 4340

Élément	Poids en %
Carbone	0.38-0.43
Manganèse	0.60-0.80
Phosphore	0.035 (max)
Soufre	0.04 (max)
Silicium	0.15-0.30
Chrome	0.70-0.90
Nickel	1.75-1.90
Molybdène	0.20-0.30

0.11 ORGANISATION DU MEMOIRE

Les résultats issus des objectifs spécifiques définis font l'objet des trois articles qui composent ce mémoire de maîtrise. Le mémoire se divise en quatre parties, tout d'abord dans une première partie une introduction générale présentant des notions générales théoriques et pratiques sur le procédé du chauffage par induction, spécifiquement le durcissement par

induction, la problématique, les objectifs et la méthodologie. Les trois autres parties du mémoire, en guise de chapitres 2, 3 et 4 sont présenté sous forme d'articles. Le premier article est intitulé « *Étude de sensibilité de la profondeur de pénétration d'un disque en acier AISI-4340 à l'aide des paramètres machines et des facteurs géométriques chauffé par induction en utilisant des concentrateurs de flux.* ». Le deuxième article est intitulé « *Étude de sensibilité sur les profondeurs durcis d'un disque en acier AISI-4340 chauffé par induction avec concentrateurs de flux en fonction des paramètres machines et facteurs géométrique-simulation et validation expérimentale.* ». Le troisième article est intitulé « *Étude de sensibilité de la distribution de température en fonction des paramètres machines d'un engrenage droit chauffé par induction avec concentrateurs de flux _chauffage séquentiel à double fréquences.* ». Finalement, la dernière partie présente une conclusion générale qui rappelle les principaux résultats de la recherche et ouvre les horizons vers de futurs travaux.

CHAPITRE 1

ÉTUDE DE SENSIBILITÉ DE LA PROFONDEUR DE PÉNÉTRATION D'UN DISQUE EN ACIER AISI 4340 À L'AIDE DES PARAMÈTRES MACHINES ET DES FACTEURS GÉOMÉTRIQUES CHAUFFÉ PAR INDUCTION EN UTILISANT DES CONCENTRATEURS DE FLUX.

1.1 RÉSUMÉ EN FRANÇAIS DU PREMIER ARTICLE

Le comportement du courant induit dans des pièces métalliques est un aspect extrêmement important pour le procédé du chauffage par induction. En effet, celui-ci permet d'évaluer la distribution de l'énergie thermique et le profil de dureté en conséquence. Cet article présente les résultats de simulation numérique d'une étude de sensibilité sur la profondeur de pénétration de courant induit d'un disque d'acier faiblement alliés AISI 4340 chauffé par induction en présence de concentrateurs de flux. Cette étude est principalement concentrée sur l'analyse des effets de certains paramètres machines et des facteurs géométriques notamment, la puissance machine, le temps de chauffage, l'écart entre le disque principal et l'inducteur et l'écart entre le disque principal et les concentrateurs de flux sur la profondeur de pénétration et par conséquent, développer des modèles numériques capables de prédire la profondeur de pénétration en fonction de paramètres de contrôle. Pour ce faire, un modèle numérique 2D axisymétrique est développé avec le logiciel multiphysique COMSOL.

Chacun des paramètres impliqués possède trois niveaux de variation et le design d'expérience choisi est basé sur un plan factoriel complet entièrement aléatoire. 81 simulations ont été effectuées selon les combinaisons possibles proposées par le design d'expérience à travers une fonction intégrée directement dans le logiciel appelée étude paramétrique. L'analyse de variance ANOVA a démontré une très grande capacité et rapidité

dans l'estimation de profondeur de pénétration en fonction des paramètres de contrôle. Par la suite, l'effet de la température sur la puissance dissipée et la profondeur de pénétration a été évaluée et a permis de bien comprendre le comportement et la distribution de température en fonction des caractéristiques mécaniques de la pièce traitée.

Mots clés : Chauffage par induction, concentrateurs de flux, courant induit, profondeur de pénétration, étude de sensibilité, ANOVA.

Ce premier article, intitulé « *Sensitivity study on the penetration depth of an AISI 4340 steel disc as a function of machine parameters and geometrical factors heated by induction with flux concentrators* », fut corédigé par moi-même ainsi que par le professeur Noureddine Barka. Il fut soumis pour révision et publication dans sa version initiale en **29 avril 2022** par les éditeurs de la revue « **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** ». En tant que premier auteur, ma contribution était la recherche sur l'état de l'art, le développement de la méthode, la création des modèles de simulation et de prédiction, la gestion des données et résultats et la rédaction d'article. Le professeur Noureddine Barka a fourni l'idée originale et a aidé à la recherche sur l'état de l'art, au développement de la méthode ainsi que la révision de l'article.

The International Journal of Advanced Manufacturing Technology
Sensitivity study of the penetration depth of an aisi 4340 steel disc with machine parameters and geometric factors heated by induction using flux concentrators
--Manuscript Draft--

Manuscript Number:	JAMT-D-22-01786
Full Title:	Sensitivity study of the penetration depth of an aisi 4340 steel disc with machine parameters and geometric factors heated by induction using flux concentrators
Article Type:	Original Research
Keywords:	Induction heating; flux concentrators; induced current; penetration depth; sensitivity study; ANOVA
Corresponding Author:	Issamatou Nasser, M.D Université du Québec à Rimouski: Universite du Quebec a Rimouski Rimouski, QC CANADA
Corresponding Author Secondary Information:	
Corresponding Author's Institution:	Université du Québec à Rimouski: Universite du Quebec a Rimouski
Corresponding Author's Secondary Institution:	
First Author:	Issamatou Nasser, M.D
First Author Secondary Information:	
Order of Authors:	Issamatou Nasser, M.D Noureddine Barka

1.2 SENSITIVITY STUDY OF THE PENETRATION DEPTH OF AN AISI 4340 STEEL DISC WITH MACHINE PARAMETERS AND GEOMETRIC FACTORS HEATED BY INDUCTION USING FLUX CONCENTRATORS.

1.2.1 Abstract

The eddy, or induced current behaviour, in metal parts is a very important component of the induction heating process. It gives an idea of the thermal energy distribution and the resulting hardness profile. This paper presents the results of a numerical simulation of a sensitivity study on the depth of the induced current penetration of an inductively heated AISI 4340 low-alloy steel disk in the presence of flux concentrators. The study focuses mainly on an analysis of the effects of some machine parameters and geometrical factors, such as the machine power, the heating time, the gap between the main disc and the inductor and the gap between the main disk and the flux concentrators, on the penetration depth. Ultimately, the goal is to develop numerical models capable of predicting the penetration depth as a function of control parameters. To this end, a 2D axisymmetric numerical model is developed with the Multiphysics software, COMSOL. Each of the parameters involved has three levels and the experimental design chosen is based on a full entirely randomised factorial design. 81 simulations were performed according to the possible combinations proposed by the experimental design through a function integrated directly into the software called the *parametric study*. An ANOVA showed a very high capacity and speed in terms of estimating the penetration depth as a function of control parameters. Subsequently, the effect of temperature on dissipated power and penetration depth was evaluated and provided a good understanding of the behaviour and temperature distribution as a function of the mechanical characteristics of the treated part.

Keywords: Induction heating, flux concentrators, induced current, penetration depth, sensitivity study, ANOVA.

1.2.2 Introduction

There are many ways to heat a metallic material specifically by electromagnetic induction [1], which stands out among the many heating techniques used in industrial sectors [50, 52], and which has been known and studied for years. The basic principle of induction heating dates back to 1831 [34], when the English physicist Michael Faraday discovered that an electric current could be produced by a magnetic field that varied with time. It was not until 20 years later, in 1851 specifically, that the French scientist Léon Foucault discovered induced currents and called them Foucault currents. In 1878, he proved that these currents are responsible for the heating of conductive parts by Joule effects [16]. The first industrial applications of induction heating were developed in 1920 [35]. The technique is used in many industrial applications, including surface hardening [39, 42, 52]. It can be used to correct or improve the appearance and mechanical properties of machined parts [39, 53]. Because of its important advantages such as speed, precision, efficiency, and automatic control [38], over conventional heating techniques [53], induction heating is widely used in the automotive and aerospace industries [16, 39]. Electromagnetic induction heating consists in applying an alternating voltage of specific frequency across the coil (inductor). As a result, intense magnetic fields varying in time are generated around the inductor, allowing the induction of currents in the part under treatment. The induced currents dissipate heat to the exposed part by the Joule effect [51]. The thermal energy produced is proportional to the square of the current and the resistance of the material (I^2R) [43]. The actual frequency of the current depends on the size of the part, the type of material, the coupling between the inductor and the part to be heated, and especially, the depth of penetration [48, 49]. However, induction heating is an extremely complex process due to its Multiphysics nature [33, 44]. Industries are increasingly turning to numerical simulation to explain, demonstrate and predict the sensitivity of a complicated process such as in the induction heating system. Few works in the literature have addressed the subject of induced current behavior in an inductively heated part. In particular, the research work done in [41, 45, 46] using the 3D finite element method.

However, this method has some drawbacks in terms of simulation time and memory occupation [47].

The 2D axisymmetric finite element method was proposed in [44] to analyse the induced current field distribution in parts with complex geometries with respect to the produced temperature. The topic of induced current analysis has never been completely covered; it remains relevant in the field of induction heating. The present work aims to analyze the behavior, distribution and penetration of induced currents and resulting thermal energy in an inductively heated low-alloy 4340 steel disk in the presence of flux concentrators, the latter being used to control the magnetic field flux to minimize the edge effect. Then, to study the sensitivity of the penetration depth as a function of the control parameters and to develop numerical models capable of predicting this region.

1.2.3 Induced current density distribution

The electrical characteristics of induction heating can be summarised in two physical quantities, namely, the skin effect, also called the penetration depth, which characterises the distribution of induced currents in the part, and the dissipated power in the part, which characterises the electrical phenomenon [36]. The distribution of the induced current can depend closely on electromagnetic, geometrical, and/or current frequency properties [37]. Thus, in electrically conductive materials, such as steels, this distribution may be determined rigorously using the governing equations of electromagnetism (Maxwell equations). In a first approximation, the induced current density decreases exponentially from the periphery of the part to its core [37]. Assuming homogeneous electromagnetic properties [1], the induced current density is described as follows:

$$J_i = J_0 e^{-x/\delta} \quad (1.1)$$

where J_i is the induced current density at the distance x from the surface (in A.m^{-2}); J_0 is the induced current density at the surface of the part (in A.m^{-2}); x is the distance from the surface to the core (in mm), and δ is the penetration depth (in mm), where about 64% of the induced

current density and 86% of the power transformed into heat by the Joule effect is concentrated [36]. In other words, the penetration depth defines the point where the induced current density J_i reaches about 37%, i.e., it experiences a decrease of $1/e$ of its value from the surface. Therefore, for a radius of the cylindrical part larger than δ , the definition of the penetration depth δ could be given by equation (1.2) [43]:

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \sigma \mu}} \quad (1.2)$$

with f being the frequency of the current flowing through the inductor in [Hz].

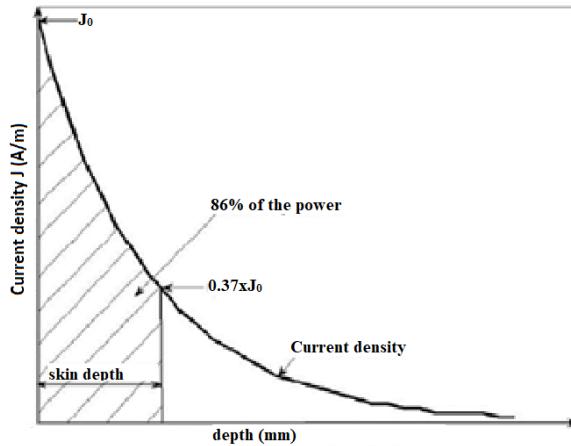


Figure 1.1: Induced current density distribution

As can be seen from equation (1.2), the penetration depth is a quantity that depends not only on the properties and geometry of the material, but also on the machine parameters. Furthermore, the penetration depth can be seen as a function that is inversely proportional to the square root of the relative magnetic permeability, the electrical resistivity and the frequency of the AC current applied to the inductor. In conclusion, these crucial parameters can control the current penetration and the heat dissipation inside the part and choose the best adapted heating. Indeed, a high frequency will allow to obtain a thin penetration depth while a low frequency favours a greater penetration depth [36]. It should be mentioned that the penetration depth is not constant during the induction heating process.

1.2.4 Modeling and simulation

A major drawback of a typical induction heat treatment application such as high frequency HF surface heating is the non-uniform distribution of electrothermal energy in the heated part. This is due to electromagnetic edge effects [39, 42]. To achieve a favourable temperature distribution in a high frequency induction heated part, a new simple and practical approach has been proposed by Barka et al. [38], which applies two identical parts as flux concentrators that sandwich the main part while leaving a gap between them. The model developed in this work is inspired by that proposal and aims to reduce the effect of electromagnetic edges in a low-alloy steel (AISI-4340) disk heated by induction. As presented in **Figure 1.2**, the 2D axisymmetric model developed by the FEM finite element method essentially consists of three 4340 steel disks considered homogeneous and isotropic with a diameter of 105.2 mm and a thickness of 6.5 mm, spaced by a certain axial gap (G_a). The 8×8 mm working coil is spaced with the main disk by a certain radial gap (G_r).

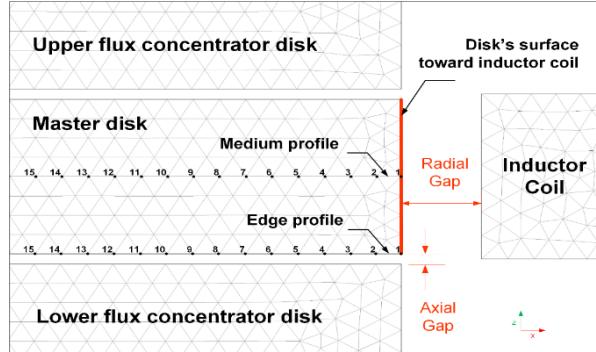


Figure 1.2: 2D model analytic developed [39]

This model considers the nonlinear behaviour of the material properties as a function of the temperature and magnetic field. The ambient temperature is set to 293 K (20 °C), and the main components are surrounded by a dielectric environment which is magnetically isolated with permittivity and vacuum permeability. Convection is assumed to be equivalent to conduction in air at the interface and heat loss by radiation is neglected due to very short heating times [40, 51, 53].

1.2.5 Results and discussion

The analysis of an induced current field and its distribution in a mechanical part is very interesting for a typical induction hardening process. The present analysis will allow to clearly explain how the induced current varies with the control parameters along the thickness of the part, from the peripheral to the core. The analytical model implemented is simulated considering the machine parameter and geometry values listed in **Table 1.1**. These parameters are adjusted to provide a surface heating without affecting the core of the part and minimising the edge effect. The imposed current density (J_e) is replaced by the actual machine power using the approximate ratio developed by Barka et al. [38]. The applied triangular mesh is very dense to the main disk surface and at the inductor peripherals. **Figure 1.3** shows the induced current density distribution in the components after heating. As can be noted, the current density is much more intense at the ends than in the middle of the inductor. This is due to the edge effect, but the shape of the inductor could also be a valid cause [5]. However, the current distribution in the main disk appears to be uniform. For more precision, measurements of the induced current density as a function of heating time evolution were performed at two disk locations such as on the median plane (J_M) and at the edges (J_E), but only one side of edges was considered due to symmetry. The data collected is presented in **Figure 1.4**, which shows that the values of the induced current density on the median plane are double those at the edge. They decrease drastically at the start of the process, going from $13.1 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ to $7.93 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ on the median plane and from $5.02 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ to $3.10 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ at the edge, and then continue to decrease steadily with time. Indeed, after a heating time of 0.4 s the values of the induced current density became constant until the end of the heating, at the turn of $2 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ on the median plane and $1 \times 10^8 \text{ A.m}^{-2}$ on the edge. This does not mean that the middle region is the hottest in the part. The high current density on the median plane could be explained by the effect of the flux concentrators, which try to bring the magnetic field back to the middle of the part.

Table 1.1 : Simulation parameters

Frequency (kHz)	Time (s)	Power (kW)	Radial Gap (mm)	Axial gap (mm)	Mesh pitch (mm)
200	0.55	100	2.75	0.7	0.2

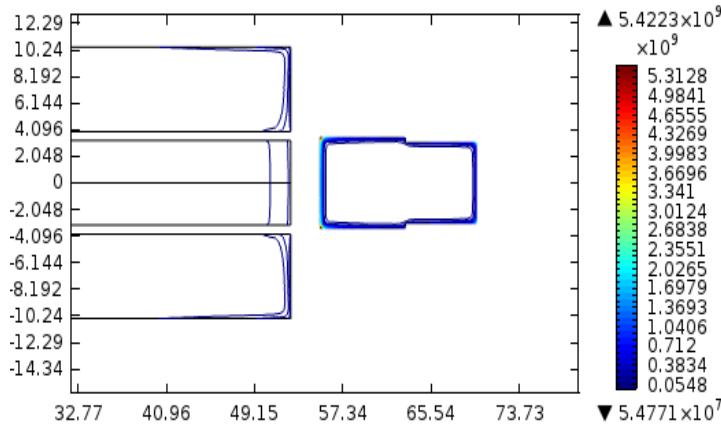


Figure 1.3: Distribution of current densities

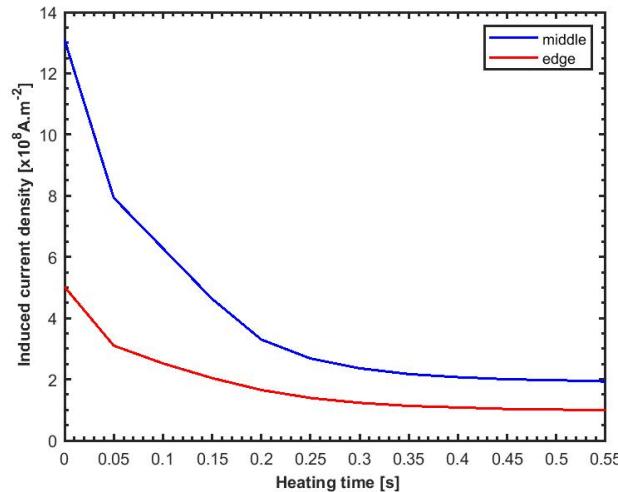


Figure 1.4: Induced current density at the surface as a function of time

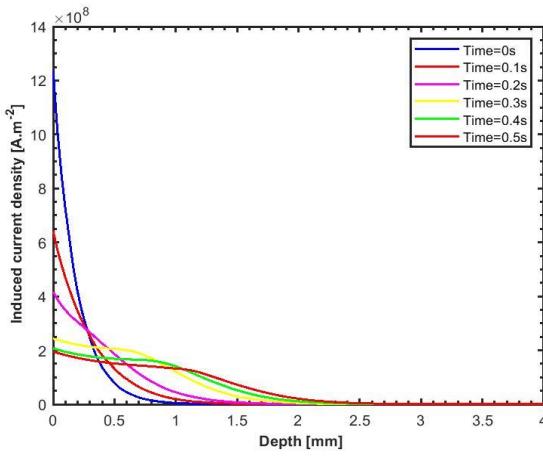


Figure 1.5: J_M vs. depth

Figures 1.5 and 1.6 show the respective induced current density distributions, J_M and J_E , as a function of workpiece depth and heating time. Their values weaken slightly in a quasi-exponential way along the depth. On the median plane, the current distribution seems to be disturbed just after a heating time of 0.3s, which could be explained by the variation of electromagnetic and thermal properties of the material during the heating cycle. It should be noted that at the end of the heating, the maximum current density values at the surface are lower weaker and decrease further with the depth.

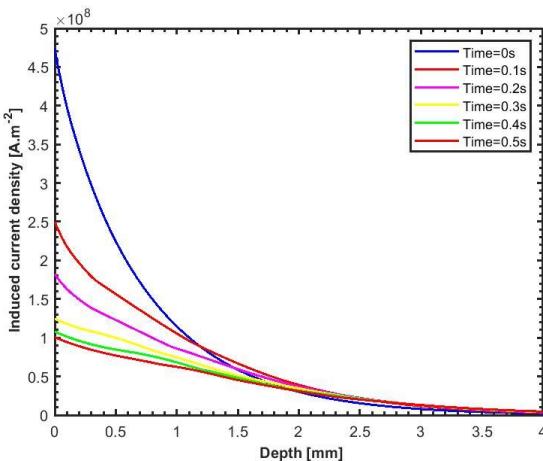


Figure 1.6: J_E vs. depth

From the start to the end of the heating, a high current density is recorded on the median plane, but with a shallower penetration than on the disk edge. **Figure 1.7** illustrates the current distribution along the depth at the end of the heating. As can be seen, the current density is almost zero at a depth of about 3 mm on the median plane, and 6 mm at the edge. It is clear that the penetration depth is shallower on the median plane ($P_{dM} = 1.7505$ mm) than at the edge ($P_{dE} = 1.9102$ mm). It can be pointed out that low induced currents penetrate more exponentially without affecting the properties of an inductively heated material.

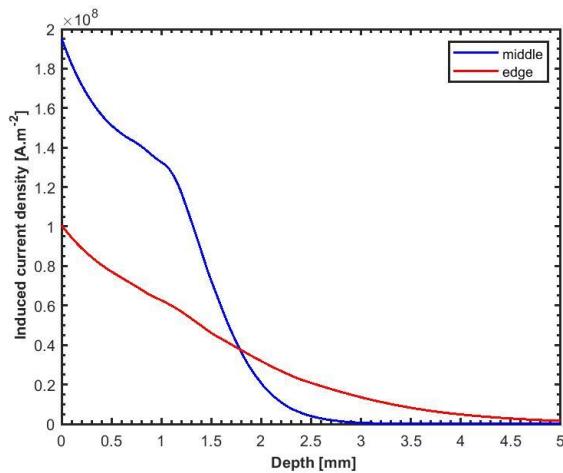


Figure 1.7: Current density induced at the end of heating

1.2.6 Sensitivity study of penetration depth

To ensure a precise induction process without affecting the original structure of the part, it is absolutely necessary to choose the right control parameter values. A sensitivity study based on control parameters will allow to quantify their influence on responses and to find the optimal values needed for efficient heating and to make the process reliable and safe. In this section, the sensitivity study is performed on the penetration depth as a function of two machine parameters (machine power and heating time) and two geometrical parameters (radial gap and axial gap). These parameters are varied simultaneously around their initial values, as shown in **Table 1.1**, and include three levels each. The machine power P_m is varied by ± 10 kW around 100 kW, the heating time T_h is varied by ± 0.05 s around 0.55 s, the radial

gap (G_r) is varied by ± 0.15 mm around 2.6 mm and the axial gap (G_a) is varied by ± 0.5 mm around 0.7 mm. The pitches are chosen according to practical possible configurations. **Table 1.2** gathers the four parameters and their respective levels, giving 81 possible combinations. The experimental design used in this problem is a full randomised factorial design of 3^4 . This design allows the simultaneous analysis of the effects of all possible combinations on the overall variation of a response [54]. Due to the high number of simulations to be performed, a parametric analysis function in COMSOL is used to allow running all the different possible combinations automatically and efficiently to reduce the time and effort required for the simulations. Once the simulations are completed, the results are collected from each trial in randomised order defined by the experimental design. Then, an analysis of variance (ANOVA) study is used to qualitatively quantify the effects of each principal parameter and their interactions on the overall variability of the responses. The results were analyzed statically based on two indices, namely, P-value and percentage contribution provided by the ANOVA summary tables. The precise regression models related to the significant terms are then developed.

Table 1.1 : Parameter values and their consecutive levels

#	Input parameters	Units	Parameter levels		
1	P_m	(kW)	90	100	110
2	T_h	(s)	0.5	0.55	0.6
3	G_r	(mm)	2.6	2.7	2.9
4	G_a	(mm)	0.2	0.7	1.2

1.2.6.1 Analysis results

Tables 1.3 and **1.4** summarize the results of the analysis of variance (ANOVA) of the respective middle (P_{dM}) and edge (P_{dE}) penetration depths. These tables indicate that the p-value being below the α level of significance of 0.05 for the principal parameters and $P_m \cdot G_r$ and $T_h \cdot G_a$ interactions for the P_{dM} response as well as $P_m \cdot G_a$ and $T_h \cdot G_a$ interactions for the

P_{dE} response. Therefore, they are statically significant and contribute differently to the variation of the penetration depth. According to **Table 1.3**, the machine power P_m is the most important parameter and contributes about 80%, the heating time T_h contributes 9.16%, the radial deflection G_r contributes about 5% and the axial deflection G_a less than 2%. Similarly, **Table 1.4** shows that the most influential parameter is the axial gap G_a , with a contribution rate of more than 80%, the machine power P_m contributes only 8.33%, the heating time and the radial gap G_r contribute less than 1% each. However, the interactions are less significant, and the errors are very small, each accounting for less than 3%.

1.2.6.2 Effects diagrams

Figures 1.8 and 1.9 show the graphical representation of the average effect of the main parameters on the respective P_{dM} and P_{dE} penetration depths. Each of these parameters has its own degree of influence. Indeed, the machine power P_m varies the P_{dM} response by about ± 0.2 mm and the P_{dE} response by about ± 0.15 mm, the heating time T_h varies the P_{dM} response by about ± 0.07 mm and has no significant influence on the P_{dE} response, radial deviation G_r causes the same stirring of about ± 0.05 mm for both responses, and axial deviation G_a varies the P_{dM} response by about ± 0.03 mm and the P_{dE} response by about ± 0.37 mm. It is important to note that about 80% of the variation in penetration depth is explained by the machine power at the middle (P_{dM}) and the axial gap at the edge (P_{dE}). Therefore, the penetration depth could be better controlled by paying special attention to these two control parameters. This will lead to desirable responses.

1.2.6.3 Regression models

The regression models are given by equations 1.3 and 1.4. These allow to determine the approximate penetration depth values on the median plane and at the edge of a 4340-steel disc, depending on the parameters involved. The summary models obtained by ANOVA are summarised in **Table 1.5**, which indicates that the R^2 values are sufficiently high (over 97%). In other words, these models are extremely well fitted to the data and generate accurate

predictions. The standard deviation of the P_{PM} response prediction is about 0.04 mm and that of P_{PE} is 0.06 mm.

Table 1.2 : Median ANOVA results

Source	DF	Sum of squares	Contribution (%)	F-Value	P-Value
P_m	1	2,05828	79,22	11,40	0,001
T_h	1	0,23796	9,16	13,68	0,000
G_r	1	0,12854	4,95	39,08	0,000
G_a	1	0,04671	1,80	16,49	0,000
$P_m * G_r$	1	0,02971	1,14	28,77	0,000
$T_h * G_a$	1	0,02158	0,83	20,90	0,000
Error	73	0,07538	2,90		
Total	79	2,59815	100,00		

Table 1.3 : board ANOVA results

Source	DF	Sum of squares	Contribution (%)	F-Value	P-Value
P_m	1	0,71423	8,32	274,22	0,000
T_h	1	0,00344	0,04	6,20	0,015
G_r	1	0,08176	0,95	34,66	0,000
G_a	1	7,41847	86,38	113,77	0,000
$P_m * G_a$	1	0,18719	2,18	79,34	0,000
$T_h * G_a$	1	0,01118	0,13	4,74	0,033
Error	73	0,17223	2,01		
Total	79	8,58851	100,00		

$$P_{dM} = 5,56 - 0,03371 \times P_m + 0,642 \times T_h - 2,268 \times G_r - 0,480 \times G_a + 0,01944 \times P_m \times G_r + 0,979 \times T_h \times G_a \quad (1.3)$$

$$P_{dE} = -0,456 + 0,02178 \times P_m + 0,653 \times T_h - 0,2619 \times G_r + 2,571 \times G_a - 0,01442 \times P_m \times G_a - 0,705 \times T_h \times G_a \quad (1.4)$$

Table 1.4 : Models Summary

Depth	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)	S
P_{dM}	97,10%	96,86%	96,43%	0.032 mm
P_{dE}	97,99%	97,83%	97,52%	0.048 mm

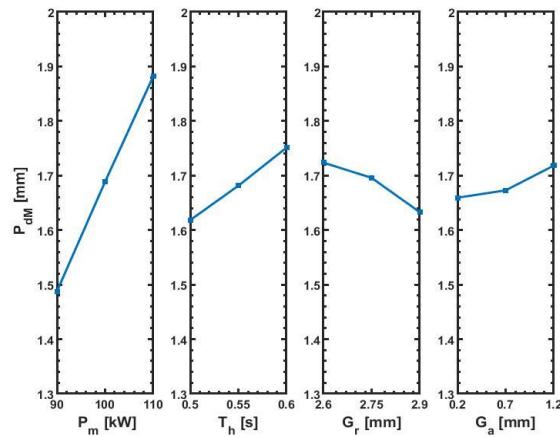


Figure 1.8 : Effects of principal parameters for P_{dM}

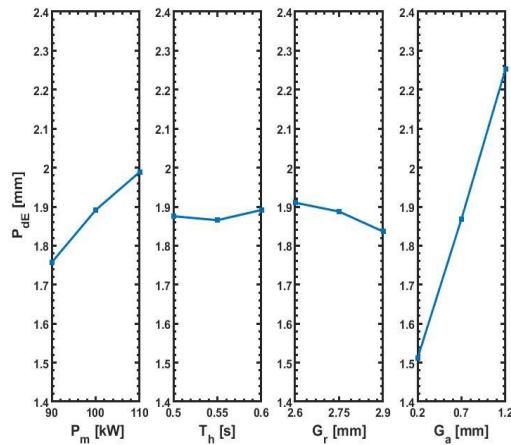


Figure 1.9 : Effects of principal parameters for P_{dE}

1.2.6.4 Response surface methodology (RSM)

The P_{dM} and P_{dE} consecutive regression models are used to graphically represent the traces of the response surface or RSM on the two-dimensional plane as a function of the highly significant parameters. This allows to very quickly determine the optimal values of a response. It is relevant to note that the significant interaction effect is a form of curvature in the response surface model, as shown by **Figures 1.10 and 1.11**.

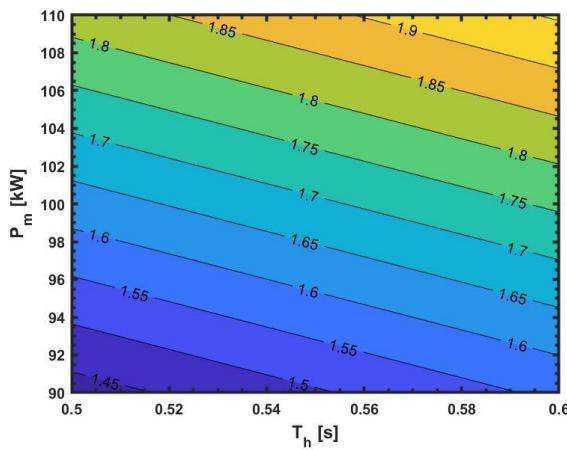


Figure 1.10 : Response surface methodology for P_{dM}

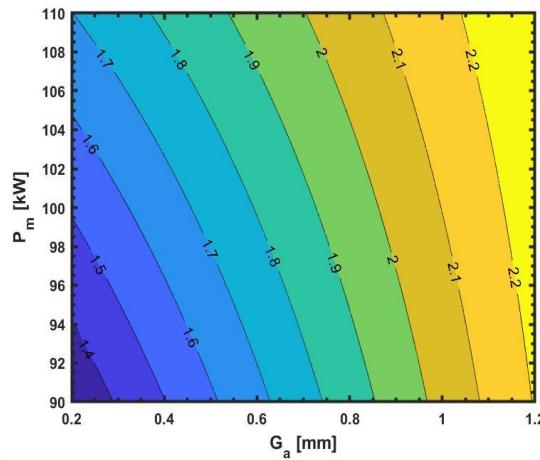


Figure 1.11 : Response surface methodology for P_{dE}

1.2.7 Relationship between penetration depth and temperature

As previously mentioned, the penetration depth is a function of the source current frequency in the inductor and of the mechanical characteristics of the part, especially the electrical conductivity σ , and more particularly, the relative permeability μ_r . The latter themselves depend on the temperature [1]. In other words, for a fixed generator frequency, the penetration depth can be highly dependent on the heating temperature. **Figure 1.12** shows the effect of temperature on the penetration depth δ of a 4340-steel disk. Initially, the penetration depth increases steadily with temperature. This is due to the increase in resistivity ρ and the decrease in μ_r [1]. After reaching the Curie temperature A_2 (about 700 °C), the relative permeability suddenly becomes $\mu_r = 1$, as the steel becomes nonmagnetic, which leads to a sharp increase in penetration depth. Then, the penetration depth increases slightly due to the increase of ρ with temperature. In comparing the results obtained, it is important to note that below the austenitization start temperature (estimated as $T_0 = 640$ °C), the penetration depth at the edge is twice as deep as on the middle plane. However, above T_0 , the penetration depths are of the same order at two locations for the same configuration. It is particularly important to take this phenomenon into account for a typical induction heating application.

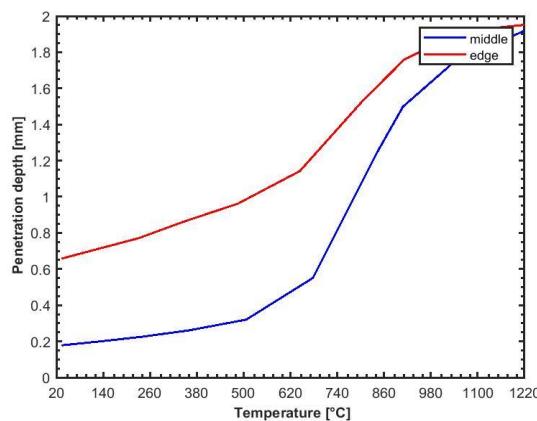


Figure 1.12 : Penetration depth vs temperature in middle

1.2.8 Relationship between power dissipation and temperature

As explained in the previous section, the induced current density is a function that decreases quasi-exponentially from the periphery to the core of the cylindrical part according to equation (1.1). According to Joule's Law of Heating Effect, the power dissipated to generate heat in an electrically conductive material of resistance R is proportional to the square of the induced current. The simplified expression of the power dissipation is given by equation (1.5). For most induction heating applications, the power dissipation cannot be easily determined because of the non-uniformity of the magnetic field distribution [43]. This complexity can be explained by several factors, with the main ones being the mechanical characteristics of the material that change during the heating cycle and the machine characteristics or geometry. However, equation (1.5) cannot be used to calculate the power dissipated in an inductively heated part. Nevertheless, in typical induction heating practice, the total power dissipation could be described by equation (1.6) [46, 65].

$$P = R \cdot I^2 \quad (1.5)$$

$$P = \pi \cdot d \cdot h \cdot H^2 \cdot \sqrt{\pi \cdot \rho \cdot \mu \cdot f} \cdot C \cdot F \quad (1.6)$$

where d is the diameter of the cylinder [m], h is the height of the cylinder [m], H is the magnetic flux intensity [A/m], ρ is the resistivity [$\Omega \cdot \text{m}$], μ is the magnetic permeability [H/m], f is the frequency [Hz], C is the Coupling factor between the inductor part, and F is the power transmission factor.

Figure 1.13 shows the evolution of the dissipated power as a function of the temperature. As can be seen, the power dissipation increases with temperature, and above the curie temperature, the power drops drastically, and then continues to increase steadily. The density of the dissipated power is twice as high on the median plane as at the edge of the disk, as is the density of the induced current. The same explanation could therefore be given for the effect of flux concentrators. However, this does not mean that the maximum temperature is located there [1].

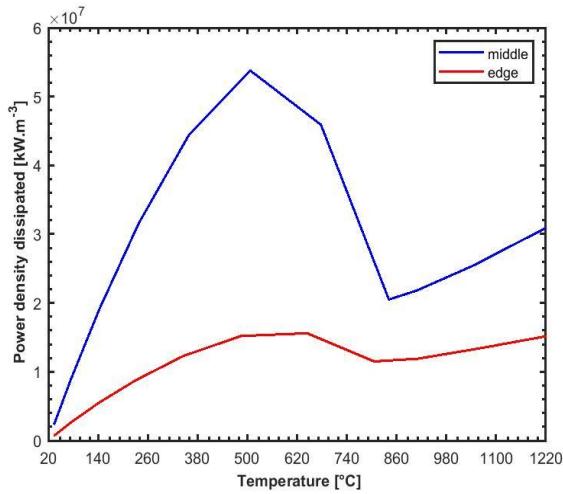


Figure 1.13 : Power density dissipated vs temperature

1.2.9 Conclusion

This paper presents the results of an extensive analysis of the induced current field in an inductively heated 4340-steel disk in the presence of magnetic flux concentrators applied to reduce the electromagnetic edge effect. A 2D axisymmetric model was developed with COMSOL Multiphysics software for this study. It was found that the induced current density was higher at the mid-plane than at the edge of the disk. The induced current density decreases steadily with the heating time and their value becomes constant at a given heating time due to the electromagnetic properties of the part. It is important to note that the low induced current density penetrates more into the disk. Then, a sensitivity study of the penetration depth was performed as a function of the machine parameters (machine power and heating time) and geometric parameters (radial gap and axial gap). Based on the results obtained, numerical models capable of accurately predicting the penetration depth were developed. These results allowed a good understanding of the behavior and distribution of the induced current in a steel disk.

CHAPITRE 2

ÉTUDE DE SENSIBILITÉ SUR LES PROFONDEURS DURCIS D'UN DISQUE EN ACIER AISI 4340 CHAUFFÉ PAR INDUCTION AVEC CONCENTRATEURS DE FLUX EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINES ET FACTEURS GÉOMÉTRIQUE– SIMULATION ET VALIDATION EXPÉRIMENTALE.

2.1 RÉSUMÉ EN FRANÇAIS DU DEUXIÈME ARTICLE

De nos jours, le durcissement superficiel par induction électromagnétique est le procédé le plus populaire dans les industries manufacturières pour améliorer les propriétés mécaniques et la performance en surface d'une pièce en utilisant un générateur à haute fréquence. Dans le présent travail, un modèle 2D axisymétrique d'un disque cylindrique avec des concentrateurs de flux magnétique a été développé en faisant recours à la méthode des éléments finis (FEM) à l'aide du logiciel multiphysique COMSOL. Le modèle 2D est basé sur le couplage de champ électromagnétique et transfert de chaleur pour étudier la sensibilité de température et des profondeurs durcies, donc de profil de dureté d'un disque en acier faiblement allié AISI 4340 chauffé par induction. En effet, quatre paramètres de contrôle sont considérés dans cette étude notamment, la puissance machine (P_m), le temps du chauffe (T_h), l'écart entre le disque et l'inducteur (gap radial) et l'écart entre le disque principal et les concentrateurs de flux magnétique (gap axial). Les résultats de simulation obtenus sont analysés quantitativement et qualitativement en utilisant les divers outils statistiques, telle que l'analyse de variance (ANOVA), afin de connaître les contributions de paramètres d'influence et de leurs interactions sur les différentes réponses. L'originalité de ce travail réside dans le développement des modèles numériques fiables et robustes qui seront capables de prédire la température à la surface (afin d'éviter la température de fusion) et le profil de dureté. Les modèles mathématiques proposés sont validés par un essai expérimental. Les résultats obtenus démontrent clairement la robustesse et la fiabilité de ces modèles.

Mots-clés : Durcissement par induction, modèle 2D axisymétrique, simulation, profil de dureté, effet de bord, concentrateurs de flux, ANOVA, design d'expériences, validation expérimentale.

Ce deuxième article, intitulé « *Sensitivity study on the hardened depths of an AISI 4340 steel disc heated by induction with flux concentrators as a function of machine parameters and geometrical factors - simulation and experimental validation* », fut corédigé par moi-même ainsi que par le professeur Noureddine Barka et le professeur Sasan Sattarpanah Karganroudi. Il fut soumis pour révision et publication dans sa version initiale en **01 mai 2022** par les éditeurs de la revue « **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** ». En tant que premier auteur, ma contribution à ce travail fut la recherche sur l'état de l'art, le développement de la méthode, la création des modèles de simulation et de prédiction, la gestion des données et résultats et la rédaction d'article. Le professeur Noureddine Barka a fourni l'idée originale et il a aidé à la révision de l'article final. Le chercheur Sasan Sattarpanah Karganroudi a aidé à la recherche sur l'état de l'art, au développement de la méthode ainsi qu'à la révision de l'article.

The International Journal of Advanced Manufacturing Technology
Sensitivity study on the hardened depths of an aisi 4340 steel disc heated by induction with flux concentrators as a function of machine parameters and geometrical factors - simulation and experimental validation
 --Manuscript Draft--

Manuscript Number:	
Full Title:	Sensitivity study on the hardened depths of an aisi 4340 steel disc heated by induction with flux concentrators as a function of machine parameters and geometrical factors - simulation and experimental validation
Article Type:	Original Research
Keywords:	Induction hardening, 2D axisymmetric model, simulation; Hardness profile, Edge effect, Flow concentrators, ANOVA, Design of experiments, Experimental validation
Corresponding Author:	Issamatou Nasser Université du Québec à Rimouski: Universite du Quebec a Rimouski Rimouski, QC CANADA
Corresponding Author Secondary Information:	
Corresponding Author's Institution:	Université du Québec à Rimouski: Universite du Quebec a Rimouski
Corresponding Author's Secondary Institution:	
First Author:	Issamatou Nasser, M.D
First Author Secondary Information:	
Order of Authors:	Issamatou Nasser, M.D Noureddine Barka Sasan Sattarpanah Karganroudi

2.2 SENSITIVITY STUDY ON THE HARDENED DEPTHS OF AN AISI 4340 STEEL DISC HEATED BY INDUCTION WITH FLUX CONCENTRATORS AS A FUNCTION OF MACHINE PARAMETERS AND GEOMETRICAL FACTORS - SIMULATION AND EXPERIMENTAL VALIDATION.

2.2.1 Abstract

Today, electromagnetic induction surface hardening is the most popular process used in manufacturing industries to improve the mechanical properties and surface performance of a part using a high frequency generator. In the present work, a 2D axisymmetric model of a cylindrical disk with magnetic flux concentrators is developed using the finite element method (FEM) with the Multiphysics software COMSOL. The 2D model is based on the coupling of an electromagnetic field and heat transfer to study the sensitivity of temperature and hardened depths, and thus of the hardness profile of a low alloy steel AISI-4340 disk heated by induction. Four control parameters are considered in this study, namely, the machine power (P_m), the heating time (T_h), the gap between the disk and the inductor (radial gap) and the gap between the master disk and the magnetic flux concentrators (axial gap). The obtained simulation results are analysed quantitatively and qualitatively using various statistical tools, such as analysis of variance (ANOVA), to determine the percentages of contribution of the parameters involved and their interactions in the different responses. The originality of this work lies in its development of reliable and robust numerical models that will be able to predict the surface temperature and the hardness profile. The proposed mathematical models are validated by an experimental test. The results clearly demonstrate the robustness and reliability of these models.

Keywords: Induction hardening, 2D axisymmetric model, simulation; Hardness profile, Edge effect, Flow concentrators, ANOVA, Design of experiments, Experimental validation.

2.2.2 Introduction

Some mechanical components, such as gears, shafts and pinions, experience wear, deformation, or even cracks only on the surface [11]. These failures can be corrected by a surface heat treatment that serves to improve the appearance or metallic properties such as hardness, strength, etc. [7], thereby possibly extending the life of the components [11, 60]. There are many different surface heat treatment techniques, with the most popular being case hardening, nitriding, laser heating and electromagnetic induction heating [1]. Among these, induction heating is the most promoted and most widely used process in the automotive and aerometric industries [16]. The process consists in heating mechanical components without physical contact, especially those made of steels, in a clean and fast way, with the heating speed reaching up to 5000°C/s [4]. Furthermore, induction heating could be applied to various forms of mechanical components [57], and be used in various industrial applications such as melting, injection molding, brazing, surface hardening, etc. Surface hardening by induction consists in applying an alternating voltage at a specific frequency across the inductor. The current flow in the inductor generates an intense magnetic field that varies in time around the inductor. This magnetic field induces currents in the metal components in the vicinity of the inductor. Induced currents are often called eddy currents and dissipate heat by the Joule effect in the work piece. The induced currents and the dissipated heat power decrease from the quasi-exponential shape of the workpiece surface to a certain specific depth characterized by the penetration depth [1, 57]. Thus, it should be noted that the frequency of the current is inversely proportional to the penetration depth [69] the greater the frequency the shallower the depth and the reverse is true [4]. In addition, machine and geometric parameters could also greatly influence the response of induction heating; for example, the temperature profile that would be transformed into hardened depths after quenching [57]. Obviously, a sensitivity study is crucial for a typical surface hardening application. The present study will therefore allow to quantify the effects of the parameters involved qualitatively and quantitatively and to establish equations between the input and output parameters [4]. These mathematical equations could be applied to predict the responses for

new observations without resorting to simulations or experimental tests, thus saving time and money in the development of mechanical parts. Researchers in the field have made efforts, by numerical simulation and/or by experimentation with validation, to study and optimize the hardness profile of an induction heated part. The results obtained have been analysed statically using various statistical tools. There are many parameters influencing the hardness profile of a mechanical part heated by induction, and can based on the induction machine, the material geometry and/or the nature of the hardening involved [64]. The parameters analysed in [66, 67] include the machine power and heating time. In the present work, the Taguchi method was used to determine the optimal combination of parameters involved in induction hardening. The research conducted in [16] statically analysed the effects of induction machine parameters such as the frequency, the induced current density and the heating time on the hardness profile of an AISI 4340 splined shaft. The prediction models developed were validated by experimental tests. A study of the effects of the geometrical parameters of the inductor on the uniform temperature distribution on the surface of the inductively heated part was carried out in [5, 68] without using statistical analysis. The work in [63] demonstrated the effects of the feed rate, heating time, source current and gap between the load and inductor on the hardness profile of AISI 1040-steel. The simulation results were in good agreement with those obtained experimentally. Two approaches based on analysis of variance (ANOVA) and artificial neural networks (ANN) were employed in [56] to improve the surface induction hardening in a 4340-steel spur gear heated by induction with flux concentrators. The parameters applied in this study were the machine power, the heating time, the workpiece-to-inductor gap and the workpiece-to-flux concentrators gap. The simulation results were validated on the induction machine.

The present review clearly illustrates that the parametric effects of the induction process on the hardness profile have never been fully studied. A lot of work remains to be done to make the process more optimal and efficient. In addition, a few research works have focused on the study and control of edge effects due to magnetic field distortion during the heating cycle. Most notable among these are the works carried out in [27, 62]. The effects due to the curvature of the electromagnetic field cause a strong concentration of the induced

current density at the edges than at the median plane of the heated part. However, it is difficult to obtain a uniform hardness profile after the cooling cycle. In this context, Barka et al. [32] developed a new simple and effective approach to reduce the edge effect on the hardness profile for gears, but without carrying out a systematic study and validation with an exhaustive test campaign. The technique consists in putting the gear to be heated between two gears having an identical shape and geometry as the main gear, spaced with a certain axial distance. These two slave gears act as magnetic field flux concentrators. The same approach combined with an optimization algorithm was employed by Mouhamed Khalifa et al. [18] on a 4340 disk to automatically generate an optimal parameter configuration that converges to a more uniform hardness profile. This paper investigates the sensitivity of the hardness profile of a 4340-steel disc using certain machine parameters and geometries, while paying special attention to the electromagnetic edge effect. The parameters involved in this study are the machine power (P_m), the heating time (T_h), the gap between the disc and the inductor (G_r) and the gap between the disc and the flux concentrators (G_a). Results are obtained through numerical simulations. This study also allows to understand and control the electromagnetic behavior to obtain the uniform hardness profile after cooling. To this end, three steps were required. The first step was to model and simulate a 2D axisymmetric model of a 4340-steel disk with magnetic flux concentrators using the COMSOL Multiphysics finite element modeling software. The second step was to statically analyse the effects of control parameters on the temperature distribution and hardness profile, using statistical tools such as analysis of variance (ANOVA) and response surface methodology (RSM). The third was to conduct an experimental validation.

2.2.3 Formulation

2.2.3.1 Electromagnetic problem

In the induction heating process, several mathematical formulations are applied to express the famous Maxwell's equations. The most popular is the differential vector

formulation [1, 7, 55]. The system of Maxwell's equations is based on the four equations presented in **Table 2.1**.

Table 2.1 : System of Maxwell equations

$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t}$	(from Ampere's law)	(2.1)
$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}$	(from Faraday's law)	(2.2)
$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0$	(from Gauss's law)	(2.3)
$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho^{\text{charge}}$	(from Gauss's law)	(2.4)

where \mathbf{E} is the electric field strength, \mathbf{D} is the electric flux density, \mathbf{H} is the magnetic field strength, \mathbf{B} is the magnetic flux density at the different points in the vicinity, \mathbf{J} is the conduction current density, and ρ^{charge} is the electric charge density. $\nabla \times \mathbf{H}$ constituents represent the rotational of the \mathbf{H} vector and $\nabla \cdot \mathbf{B}$ indicates the divergence of the \mathbf{B} vector. The relations which introduce the electromagnetic properties of the materials are given in **Table 2.2**.

Table 2.2 : Relationship between electromagnetic field and material properties.

$\mathbf{J} = \sigma(T)\mathbf{E}$ In the electrically conductive medium	(2.5)
$\mathbf{J} = 0$ In an empty space	(2.6)
$\mathbf{D} = \epsilon(T)\mathbf{E}$	(2.7)
$\mathbf{B} = \mu(T)\mathbf{H}$	(2.8)

The parameters ϵ and σ denote the relative permittivity and electrical conductivity of the material $\sigma = 1/\rho$, respectively, where ρ is electrical resistivity and μ denotes the magnetic permeability and is a parameter that plays an important role in the induction heating response. The mathematical formulation in a large number of practical induction heating applications can be simplified by considering the amount of stationary current, which allows the system

of Maxwell's equations to be translated into a time-harmonic system that oscillates at a single frequency [1]. This assumption simplifies the determination of induction heating parameters such as currents and power. Considering the magnetic potential vector (**A**) and neglecting hysteresis and magnetic saturation, the general equation governing the electromagnetic behaviour can be expressed as equation (2.9) [5]. However, this equation can be written in complex form using the notation defined by equation (2.10). According to equation (2.10), the total conduction current density J is defined as the sum of induced current J_i given by equation (2.11) and the source current imposed on the inductor J_e given by equation (2.12).

Table 2.3 : Conduction Current Density

$$\frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 \mathbf{A} = -j\omega\sigma(T)\mathbf{A} + \mathbf{J}_0 \quad (2.9)$$

$$\mathbf{J} = -\sigma \nabla \varphi - j\omega\sigma \mathbf{A} \quad (2.10)$$

$$\mathbf{J}_i = -j\omega\sigma \mathbf{A} \quad (2.11)$$

$$\mathbf{J}_e = -\sigma \nabla \varphi \quad (2.12)$$

2.2.3.2 Thermal problem

The fundamental law of thermodynamics, commonly known as the law of conservation of energy, describes any heat transfer phenomenon. There are three modes of heat transfer in the induction heating system, namely, conduction, convection, and radiation (radiation) [1, 59]. Conduction is the most important mode. It is also assumed that the convection mode is approximately the same as the conduction mode in the environment and that the radiation mode (radiation) is negligible because of the short duration of heating. The transient (time-varying) heat transfer process in a metal part can be summarized in a single equation described by Fourier's law by equation (2.13) [1, 5]. Where k is the thermal conductivity, T is the temperature, γ is the density of the metal, C_p is the specific heat and Q_{Ind} is the density of the heat source associated with induced currents per unit time in a unit volume (called heat generation). The magnetic field has a direct impact on the heat generation in a metal part.

Therefore, the amount of heat generated in the surface of an inductively heated part can be expressed as a function of the vector magnetic potential \mathbf{A} described by the following equation (2.14) [5].

Table 2.4 : Heat transfer equations

$$k(T)\nabla^2 T = \gamma C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} + Q_{Ind} \quad (2.13)$$

$$Q_{Ind} = \frac{\|(\nabla^2 \mathbf{A}^2)\|}{\mu(T) \times \sigma(T)} \quad (2.14)$$

2.2.4 Presentation of the model

AISI 4340 low alloy steel is widely used in the automotive and aerospace industries because of its good fatigue strength and ductility. The material is considered homogeneous and isotropic [57]. **Figure 2.1** shows the developed 2D axisymmetric model used in the present study, which consists of three disks of diameter 105.2 mm, and having a thickness of 6.5 mm. The two end disks are spaced with the middle disk by a certain axial distance. They serve as flux concentrators to channel the magnetic field flow. The inductor is made of copper, with a size of 8×8 mm. It is spaced with the middle disk by a certain radial distance. The numerical model developed considers the thermal electromagnetic coupling, as well as the non-linear behaviour of the material properties, including electrical conductivity, relative magnetic permeability, specific heat, and thermal conductivity. The FEM analysis of the magnetic field and heat takes into consideration the following parameters: the ambient temperature is fixed at 293 K; the components are surrounded in a magnetically isolated dielectric environment. Convection is assumed to be equivalent and conduction in the air at the interface and heat loss by radiation are neglected due to a very short heating time.

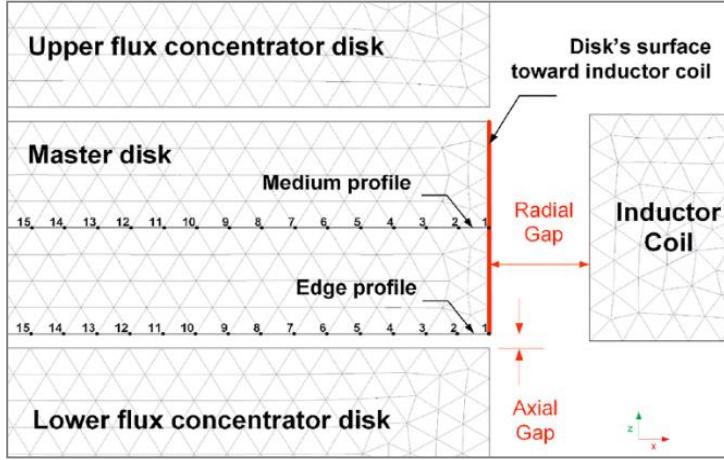


Figure 2.1 : 2D axisymmetric model.

2.2.5 Simulation and results

Induction heating is an extremely complex process both in simulation and in experiments. This complexity is due only to the coupling of two completely different physical phenomena, namely, electromagnetic field and heat transfer, but also to the nonlinear behavior of the electromagnetic and thermal properties of the material. The main parameters of the induction process to be controlled in a numerical simulation are the initial current density (A/m^2), the heating time (s) and the generator frequency (kHz). In experiments, on the other hand, the parameters include the machine power (kW), the generator frequency (kHz) and the heating time (s) [4]. The 2D analytical model implemented in the present study is simulated with the parameter values listed in **Table 2.5**. These values were chosen after a long campaign of simulations under certain conditions. The frequency of the source current and the heating time are respectively set to 200 kHz and 0.5 s for a superficial heating, and without affecting the core of the part. The imposed current density (J_0) is replaced by the real machine power using the approximate ratio developed by Barka et al. [32]. Then, the machine power P_m is adjusted to 90 kW, which corresponds to the initial current density in the inductor J_0 , equal to $5.56 \times 10^{10} (A/m^2)$. The radial gap and the axial gap are adjusted to 2.6 mm and 0.7 mm respectively. The size of the mesh is very dense and is adjusted to 0.2 mm. These values are determined under the following two conditions to ensure a superficial heating without

affecting the core of the part and to obtain the same temperature on any disc surface above the upper critical temperature A_{c3} (estimated at 850°C). In this case, a reference temperature at the surface of around 900°C is considered sufficient. **Figure 2.2** shows the evolution of the temperature distribution as a function of the main disk depth. The temperature profiles are measured in three different locations, namely, at the middle (T_M) and at the edges (T_{E1} and T_{E2}) of the main disk. To ensure symmetry, both edges record the same temperature, and thus only one side is considered. As can be seen, the temperature at the surface is around 900°C and those at the middle plane and at the edges are almost uniform. Therefore, the electromagnetic edge effect is considerably reduced.

Table 2. 5 : Control parameter values.

P_m (kW)	J_0 (A/m ²)	T_h (s)	G_r (mm)	G_a (mm)
90	5.562×10^{10}	0.5	2.6	0.7

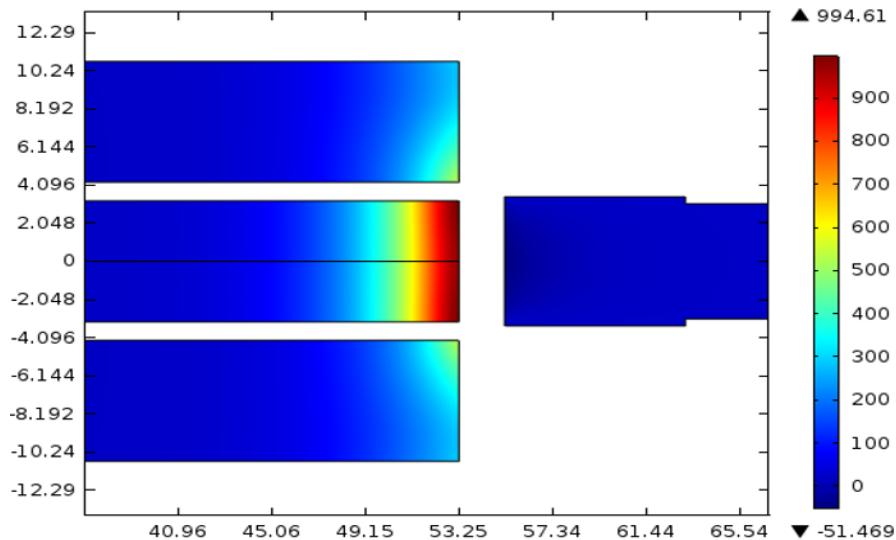


Figure 2.2 : Temperature distribution in the components after heating.

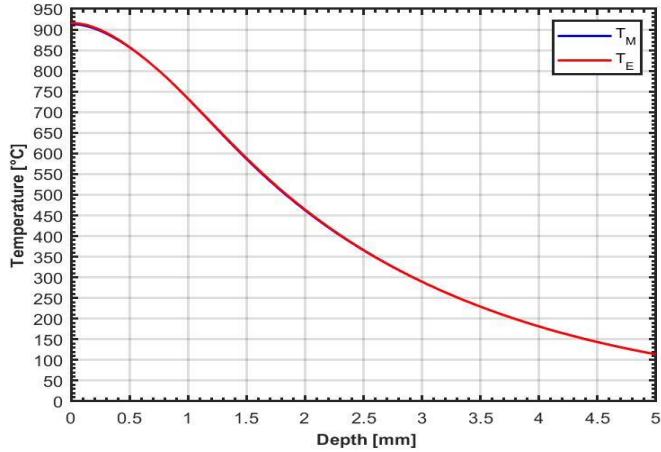


Figure 2.3 : Main disc temperature profiles after heating.

2.2.6 Hardness profile through temperature profile

The hardness curve of a heat-treated mechanical part can be considered to be a function of the temperature gradient during the heating cycle [11]. **Figure 2.4** shows the typical hardness profile of an induction heated part, characterized by four consecutive zones defining the affected regions as a function of the depth of the part.

The first region has a maximum hardness H_s with respect to the workpiece core (between 60 HRC and 65 HRC) at a hardening depth d_s . This region is heated above the temperature A_{c3} to ensure a complete transformation into 100% austenite and then into hard martensite after rapid cooling. The second zone corresponds to a drop in hardness to the minimum value H_L (between 30 HRC and 40 HRC) at a hardening depth d_L . This is the zone in which the heating temperature is between A_{c1} and A_{c3} , where A_{c1} (estimated at 825°C) is the temperature at which the first austenite nuclei start to form. In the third zone, the hardness increases to the initial value H_c (between 45 HRC and 45.9 HRC) at a depth d_c . This is the zone heated below the temperature that affects the microstructure of the part T_0 (estimated at 640°C). This region is completely hardened by the effect of heat flow. Finally, the fourth region is the depth of the part not affected by the process [4]. Therefore, it is possible to

obtain the numerical hardness profile of an induction heated part through their temperature profile, if the three critical temperatures A_{c3} , A_{c1} and T_0 and the corresponding depths are known. In fact, **Table 2.2** groups the values of hardening depths according to the three respective critical temperatures. Indeed, **Figure 2.5** illustrates the hardness profiles obtained numerically through the temperature profiles T_M and T_E presented in **Figure 2.3**.

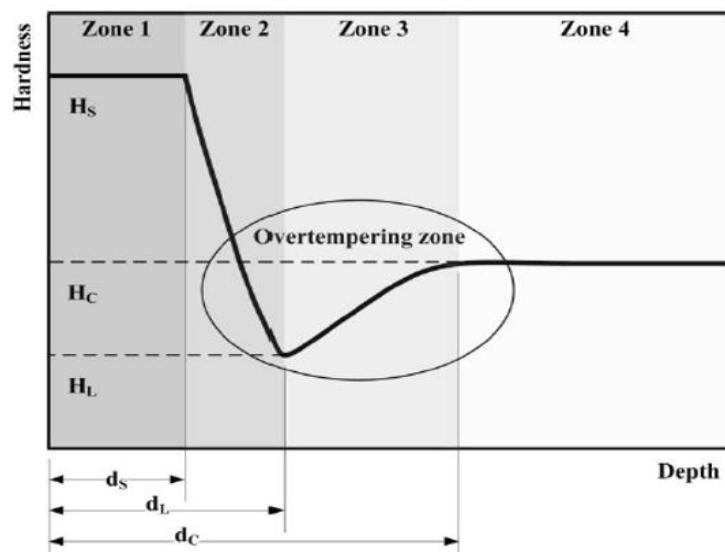


Figure 2. 4 : Typical hardness profile of an induction heated workpiece [4].

Table 2.6 : Digital hardened depths

Criteria	$d_H(\text{mm})$	$d_L(\text{mm})$	$d_C(\text{mm})$
T_M	0.5343	0.6491	1.3140
T_E	0.5376	0.6506	1.3195

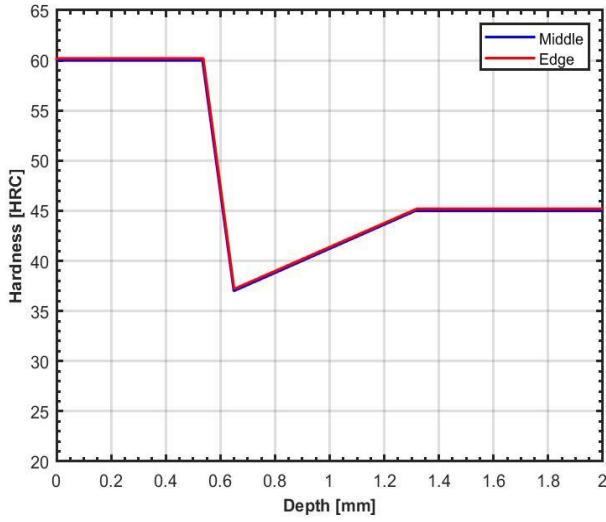


Figure 2.5 : Hardness profiles obtained by simulation

2.2.7 Experimental design

In this section, a sensitivity study according to the four control parameters is conducted on the temperature and hardness profile. Specifically, two machine parameters (machine power (P_m) and heating time (T_h)) and two geometry parameters (radial gap (G_r) and axial gap (G_a)) are varied simultaneously to quantify their effects on the responses. The range of variation is chosen so that with the minimal configuration of the parameters, the surface temperature is above the austenitization temperature A_{c3} (estimated at 850° C) and lower than the melting temperature (estimated at 1500° C) with the maximum configuration.

Furthermore, each of these four parameters has three different levels: the machine power is varied from 90 kW to 110 kW for a 10 kW step, the heating time is varied from 0.5s to 0.6s for a 0.05s step, the radial gap is varied from 2.6 mm to 2.9 mm for a 0.15 step and the axial gap is varied from 0.2 to 1.2 mm for a 0.5 mm step. **Table 2.7** groups the four parameters and their respective levels. This represents a total of 81 possible combinations. Due to the large number of simulations to be performed, a parametric analysis function in COMSOL was used to run the set of possible simulations automatically and efficiently. The data presented in **Table 2.7** were used in the design of the experiment. The design chosen

was the 3^4 full randomized factorial design. This design allows the simultaneous analysis of the effects of parameter levels on the overall variation of a response [54]. For each simulation, measurements of surface temperature and of three hardened depths were carried out at two locations, namely, the middle and the edge of the main disk. Subsequently, an analysis of variance (ANOVA) study was conducted with a stepwise model that excluded insignificant terms. The results were statically analysed under two indices, the P-value, and the percentage of contribution by the ANOVA summary tables [61]. Regression models related to significant terms were developed and could be used for the prediction of responses.

Table 2.7 : Parameter values and their consecutive levels.

#	Input parameters	Parameter levels		
1	P_m (kW)	90	100	110
2	T_h (s)	0.5	0.55	0.6
3	G_r (mm)	2.6	2.7	2.9
4	G_a (mm)	0.2	0.7	1.2

2.2.8 Statistical analysis of surface temperature

From the simulation results, it is clear to see that the maximum temperatures recorded at the middle (1407.5°C) and edges (1448.2°C) of the main disk were obtained with the maximum parameter configuration ($P_m = 110 \text{ kW}$, $T_h = 0.6 \text{ s}$, $G_r = 2.6 \text{ mm}$ and $G_a = 1.2 \text{ mm}$). However, the minimum temperatures at the middle (862.0041°C) and edges (833.5132°C) were obtained with the minimum parameter configuration ($P_m = 90 \text{ kW}$, $T_h = 0.5 \text{ s}$, $G_r = 2.9 \text{ mm}$ and $G_a = 0.2 \text{ mm}$). It should be recalled that the role of the flux concentrators is to reduce the edge effect to obtain the most favourable temperature distribution in an inductively heated room. In addition, the surface temperatures obtained at the middle and at the edges are slightly different from each other. The largest deviation (82.6023°C) was recorded with the following parameter configuration: $P_m = 90 \text{ kW}$, $T_h = 0.5 \text{ s}$, $G_r = 2.75 \text{ mm}$, and $G_a = 0.7 \text{ mm}$.

The smallest deviation (0.4°C) for its part was obtained with the following parameter configuration: $P_m = 110 \text{ kW}$, $T_h = 0.55 \text{ s}$, $G_r = 2.6 \text{ mm}$, and $G_a = 0.7 \text{ mm}$. It should be emphasized that the achievement of uniform temperature distribution in an inductively heated room depends greatly on choosing the right machine and geometrical parameters, and not only on exploring flux concentrators.

Tables 2.8 and **2.9** summarize the results of the analysis of variance (ANOVA) performed on the respective T_M and T_E surface temperature responses. The tables indicate that the p-values are below the α significance level of 0.05 for the four parameters involved. Therefore, these parameters are statically significant and contribute differently to the overall viability of responses. However, the effects of the interactions between the main parameters are insignificant, and so they were neglected. Indeed, **Table 2.8** indicates that machine power has a more consistent effect of more than 80% and the rad gap contributes about 10% to the variation of T_M , while the effects of heating time (4.03%) and axial gap (1.01%) are relatively less significant to this variation. At less than 5%, the error is small. Similarly, **Table 2.9** indicates that machine power also greatly affects the T_E response, by about 75%. The heating time, radial gap and axial gap contribute respective percentages of 3.97%, 8.59% and 9.49% to the variability of T_E . The error is only 3.11%.

Table 2.8 : Middle ANOVA results

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
P_m	1	1270529	80,01%	1227,36	0,000
T_h	1	63989	4,03%	61,81	0,000
G_r	1	157460	9,92%	152,11	0,000
G_a	1	17398	1,10%	16,81	0,000
Error	76	78673	4,95%		
Total	80	1588048	100,00%		

Table 2.9 : Edge ANOVA results

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
P_m	1	1335379	74,83%	1828,41	0,000
T_h	1	70914	3,97%	97,10	0,000
G_r	1	153265	8,59%	209,85	0,000
G_a	1	169369	9,49%	231,90	0,000
Error	76	55507	3,11%		
Total	80	1784434	100,00%		

2.2.8.1 Diagrammatic effects of surface temperature

The main effects **Figures 2.6** and **2.7** indicate that the four main parameters follow different trends. Specifically, machine power, heating time and axial gap have a positive effect, while axial gap has a negative effect on the T_M and T_E responses. In fact, a variation of machine power from the low to intermediate level leads to an increase of about 120 °C and 140 °C on the respective T_M and T_E responses; a variation from the intermediate to high level leads to an increase of about 190 °C and 180 °C, respectively. However, the other parameters have almost linear average responses. The variation of heating time and radial gap cause a stirring of the T_M and T_E responses of about ± 40 °C and ± 60 °C, respectively. On the other hand, the variation of axial gap causes a stirring of T_M and T_E of about ± 60 °C and ± 15 °C respectively.

2.2.8.2 Predictive temperature models

The equations (2.15) and (2.16) describe the relationship between the temperature responses (T_M and T_E) and the statically significant terms. These linear regression equations could be used to predict surface temperatures with new observations. **Table 2.11** indicates that the values of R² are sufficiently high. This explains why these mathematical models fit

the data extremely well and generate accurate predictions. The standard deviations (s) related to the prediction of T_M is of the order of 32.1741 °C and that of T_E is 27.0250 °C.

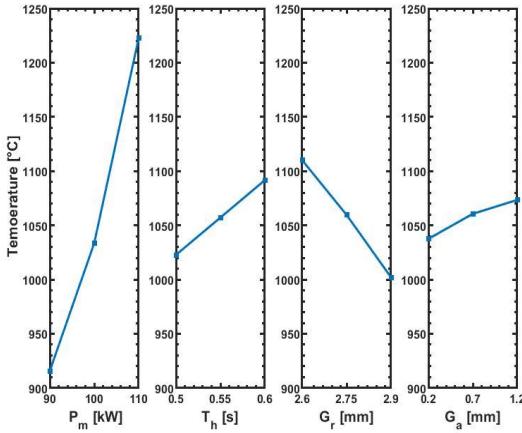


Figure 2.6 : Effects Plot for T_M

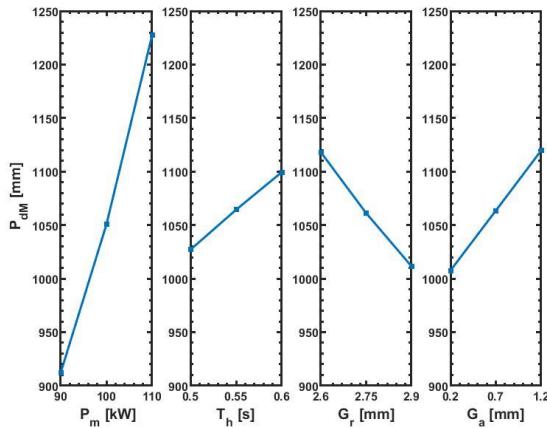


Figure 2.7 : Effects Plot for T_E

Table 2.10 : Surface temperature prediction models

$$T_M = 110 + 15.339 \times P_m + 688.5 \times T_h - 360 \times G_r + 35.90 \times G_a \quad (2.15)$$

$$T_E = -9.2 + 15.726 \times P_m + 724.8 \times T_h - 355.2 \times G_r + 112.01 \times G_a \quad (2.16)$$

Table 2. 11 : Summary of predictive models of surface temperature.

Temperature	R ² (%)	R ² Adjusted (%)	R ² expected (%)	S (mm)
T _M	95,05	94,79	94,37	32.6241
T _E	96.89	96.73	96.41	27.0250

2.2.8.3 Response surface methodology for surface temperature

The response surface methodology (or RSM) consists of a set of mathematical and statistical methods [54] that allow for the quick and efficient prediction of the optimal response as a function of control parameters. **Figures 2.8 and 2.9** show an RSM of T_M and T_E as a function of machine power and radial gap. The heating time and axial gap are kept at central values (T_h = 0.55s and G_a = 0.7mm).

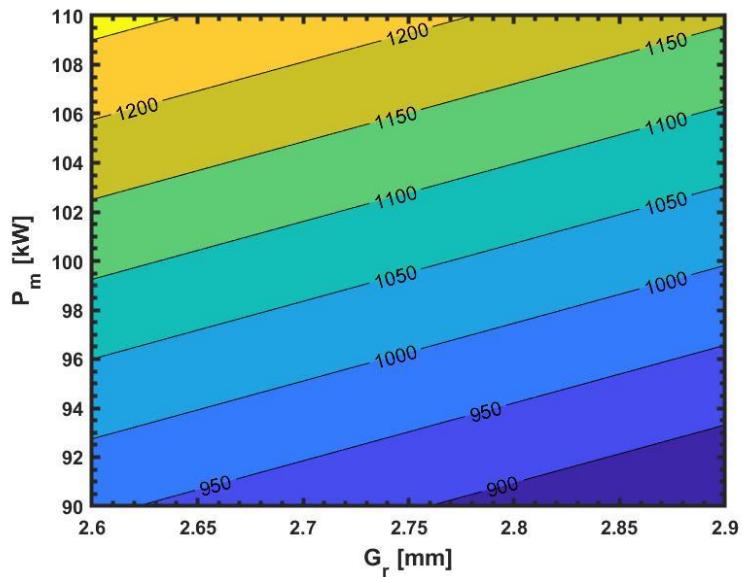


Figure 2. 8 : Response surface methodology for T_M

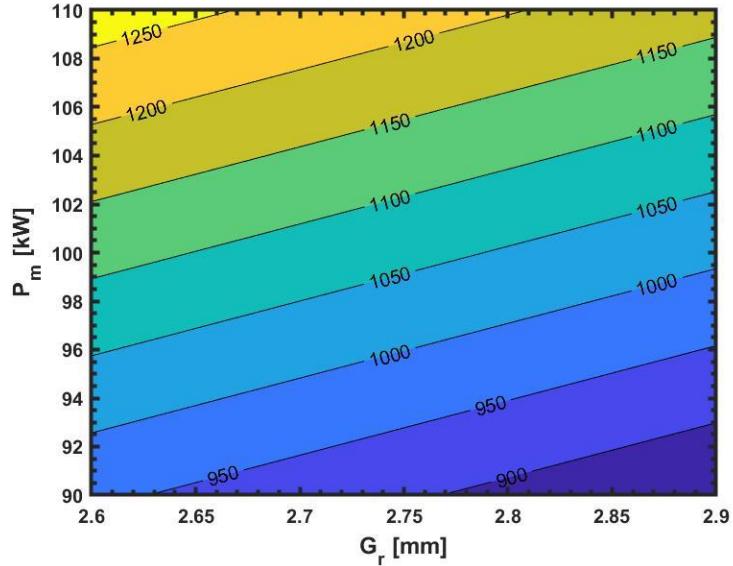


Figure 2.9 : Response surface methodology for T_E

2.2.9 Statistical analysis of hardened depths

The measurements of three cured depths (d_H , d_L , and d_C) were performed using an implemented MATLAB program that automatically determined the exact cured depth values through the temperature profile at each simulation. As in the temperature analysis, **Table 2.12** summarizes the results of the ANOVAs of three hardened depths at two main disk locations. This summary table clearly demonstrates that the main parameters are statically significant and that their contributions to the response variations are different from each other. In the case of the hardened depth d_H , the parameter affecting its variation the most is machine power, which contributes more than 70% to the middle and edge. The heating time contributes 7.5% to the middle and the edge, and the radial gap contributes 10.42% and 8.768%, respectively, while the axial gap is relatively small (at less than 1% and 9.44%, respectively) and the errors are very small. The same analysis could be done on the hardened depths d_L and d_C . It can be observed that, the contributions by geometrical parameters evolve non-linearly along the hardened depths.

Table 2.12 : Contributions of hardened depths

Source	P -Value	Contribution (%) to the middle			Contribution (%) to the Edge		
		d _H	d _L	d _C	d _H	d _L	d _C
P_m (kW)	0.000	77.97	77.45	72.85	73.41	72.85	69.44
T_h (s)	0.000	7.52	8.22	13.08	7.50	8.35	12.56
G_r (mm)	0.000	10.42	10.28	10.47	8.76	8.53	8.82
G_a (mm)	0.000	0.96	1.08	1.14	9.44	9.49	8.34
Error		3.13	2.98	2.47	0.89	0.78	0.84

2.2.9.1 Diagrammatic effects of hardened depths

Figures 2.10 and 2.11 respectively illustrate the main effects on the response d_H in the middle and at the edge. It should be noted that the machine power has more influence on the hardened depths as opposed to three other parameters. These depths undergo a greater increase with a high machine power and heating time, while they decrease when the radial gap is high. However, the axial gap effect in the middle is relatively less significant, but the trend seems to be similar to that of the heating time at the edge.

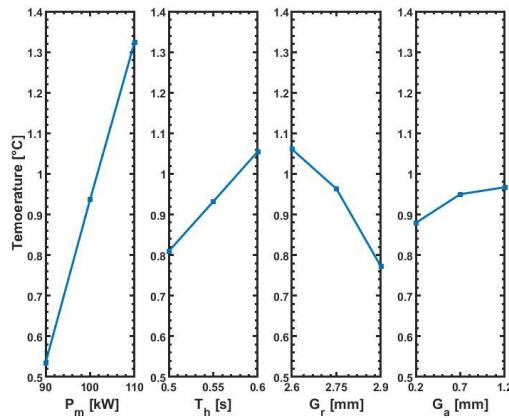


Figure 2. 10 : Effects Plot for d_H middle

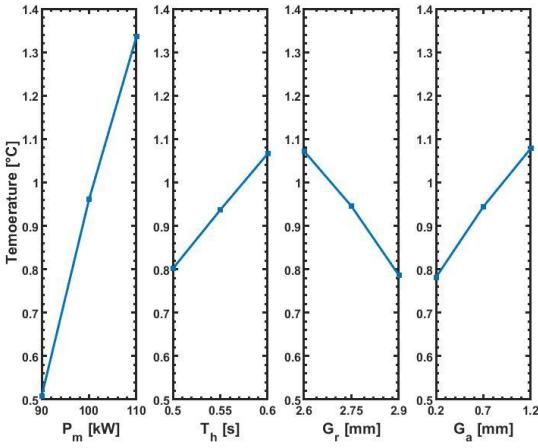


Figure 2.11 : Effects Plot for d_H edge

2.2.9.2 Hardened depth prediction models

The regression models obtained by the ANOVA analysis are given by the mathematical equations (2.17) to (2.22). These could be used to predict the hardness profile with an accuracy of about 0.06 mm at the middle and 0.03 mm at the edges. **Table 2.14** clearly indicates that the R^2 values are greater than 96%.

Table 2.13 : Models for prediction of hardened depths

$$d_{HM} = -1.781 + 0.039489 \times P_m + 2.452 \times T_h - 0.9623 \times G_r + 0.0878 \times G_a \quad (2.17)$$

$$d_{LM} = -1.563 + 0.036663 \times P_m + 2.388 \times T_h - 0.8904 \times G_r + 0.0864 \times G_a \quad (2.18)$$

$$d_{CM} = -0.696 + 0.029736 \times P_m + 2.520 \times T_h - 0.7515 \times G_r + 0.0743 \times G_a \quad (2.19)$$

$$d_{HE} = -2.246 + 0.041382 \times P_m + 2.646 \times T_h - 0.9527 \times G_r + 0.2968 \times G_a \quad (2.20)$$

$$d_{LE} = -2.022 + 0.038346 \times P_m + 2.5968 \times T_h - 0.8747 \times G_r + 0.27685 \times G_a \quad (2.21)$$

$$d_{CE} = -1.0276 + 0.031064 \times P_m + 2.6417 \times T_h - 0.7382 \times G_r + 0.21530 \times G_a \quad (2.22)$$

Table 2.14 : Summary of hardened depth prediction models.

Criteria	Middle			Edge		
	d_H	d_L	d_C	d_H	d_L	d_C
R² (%)	96.87	97.02	97.53	99.11	99.22	99.16
S (mm)	0.067	0.061	0.046	0.038	0.033	0.029

2.2.9.3 Response surface methodology of hardened depth d_H

Figures 2.12 and 2.13 show the RSM of hardened depth d_H according to highly significant parameters.

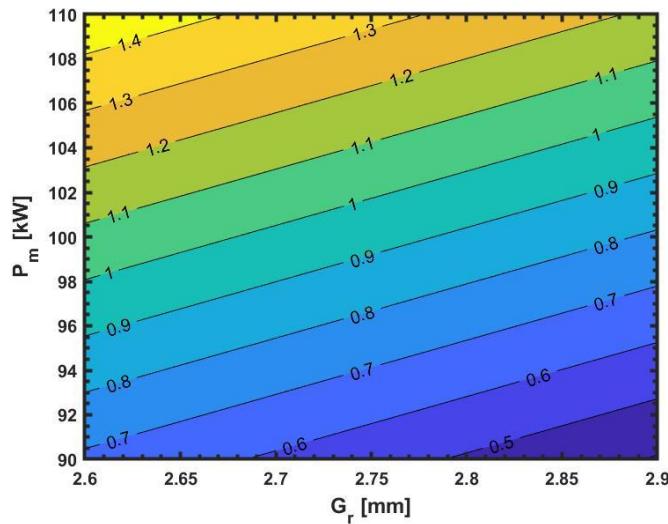


Figure 2.12 : Response surface methodology of d_H in the middle

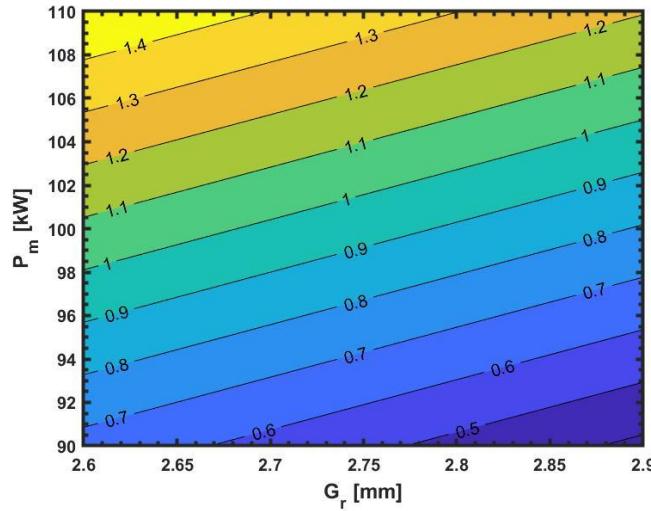


Figure 2.13 : Response surface methodology of d_H at the edge

2.2.10 Experimental validation

To validate the robustness and reliability of the previously developed prediction models, an experimental test was performed on the induction machine (see figure) located at the Laboratory of Induction Heat Treatment at École de technologie supérieure (Montreal, Canada). This machine has two power generators; the first one uses audio frequency (AF) technology, which operates at an average frequency of 10 kHz and can deliver a maximum power of 550 kW, and the second is a thyristor radio frequency generator (RF) operating at a high frequency of 200 kHz and providing a maximum power of 450 kW. This machine can modulate both frequencies using the sequential and simultaneous dual frequency heating concept. **Table 2.15** shows the machine parameter and geometry values used to conduct experiments on the machine.

As shown in **Figure 2.14**, the main disc and the flux concentrators are mounted together on the vertical shaft of the machine, which maintains the rotational movement of the assembly. The axial spacing between the discs is ensured by two 1010 steel shims used specifically for alignment. Each shim has a thickness of 0.2 ± 0.05 mm, with an external diameter of 31.75 mm. The inductor is made of copper and has external and internal

diameters of 140 mm and 110 mm, respectively, with a useful section of 49 mm^2 ($7 \text{ mm} \times 7 \text{ mm}$) of 2 mm thickness. The cooling system is positioned just below the inductor to properly quench the heated part. After quenching, the hardness measurement was performed on the heated disk. **Figure 2.15** shows the hardness profiles obtained on the middle and edge plane of the disk. The maximum hardness at both locations was about 60 HRC, and then we noted a drastic fall in its value until about 37 HRC, when finally, the hardness increased gradually to reach the initial value at the 45 HRC turn. The three hardened depths (d_H , d_L and d_C) were determined and compared to those obtained by the prediction models developed in the previous section. In addition, the absolute errors were calculated between the two different results.

Table 2.15 : Values of parameters involved in the experimental test.

Frequency (kHz)	Machine power (kW)	Heating time (s)	Radial gap (mm)	Axial gap (mm)
200	114	0.6	3.1	0.2

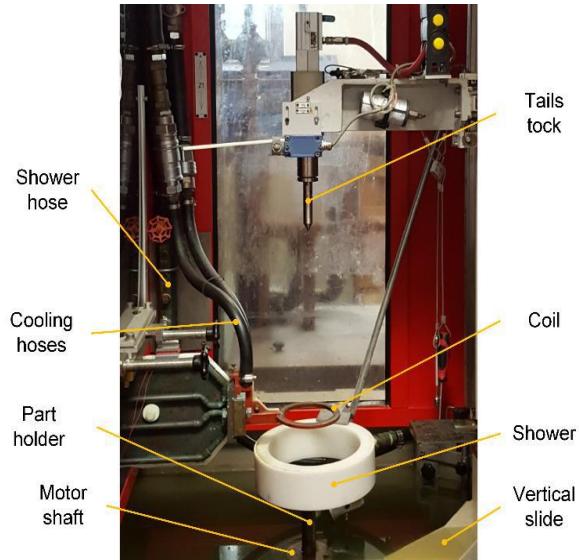


Figure 2.14 : Induction machine [58].

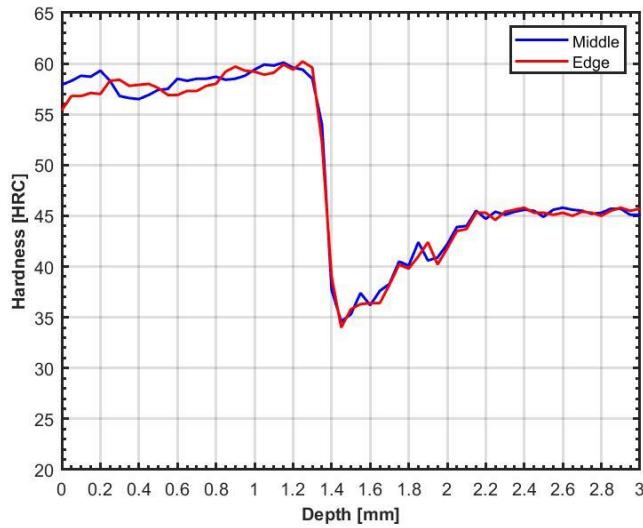


Figure 2. 15 : Experimental hardness profile

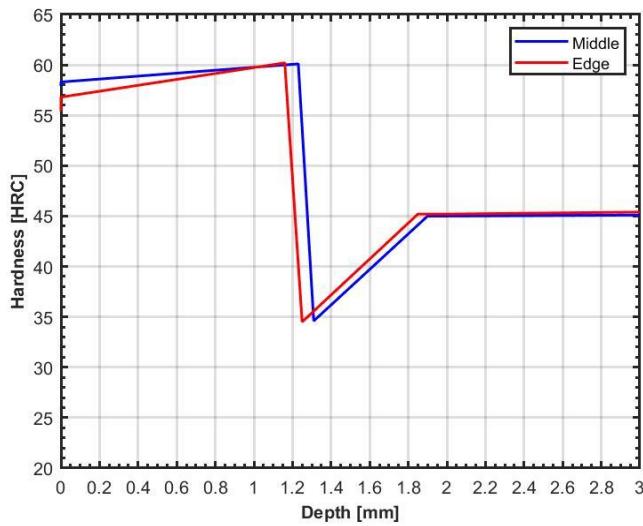


Figure 2.16 : Digital hardness profile

Table 2.16 clearly shows that the hardened depths obtained with the developed models are almost identical to those measured experimentally. Moreover, the cured depths in the middle and edge are very close to each other. In other words, the edge effect in the case of surface hardening is considerably reduced. The higher absolute error is less than 14%. These results indicate that the developed prediction models show a good agreement with the experimental

results, with relatively small errors. These models could be used to accurately predict the hardened depths, and thus the hardness profile, for new observations.

Table 2.16 : Comparative Results

Criteria	Middle			Edge		
	d_H (mm)	d_L (mm)	d_C (mm)	d_H (mm)	d_L (mm)	d_C (mm)
Experimental test	1.15	1.45	2.15	1.25	1.45	2.1
Prediction	1.23	1.31	1.9	1.16	1.25	1.85
Absolute error (%)	6.96	9.65	11.63	6.79	13.70	11.75

2.2.11 Conclusions

This paper presented a new approach that predicted the surface temperature and the three hardened depths, namely, d_H , d_L and d_C , that define the hardness profile of an AISI 4340 low alloy steel disc heated by induction with flux concentrators as a function of specific machine parameters and geometries. The optimal values of these parameters to obtain the more uniform temperature profile were determined in this study. The results of the developed prediction models are in good agreement with those obtained by the experimental test. Overall, these results show that the hardness profile curve could be obtained by simple equations that relate the response and process parameters without the need for simulation or experiments. Therefore, using these models will certainly cost- and time-effective. The approach developed in this work could also be used to optimize the surface treatment of complex-shaped mechanical parts such as spurs and helical gears.

CHAPITRE 3

ÉTUDE DE SENSIBILITÉ DE LA DISTRIBUTION DE TEMPÉRATURE EN FONCTION DES PARAMÈTRES MACHINES D'UN ENGRENAGE DROIT CHAUFFÉ PAR INDUCTION AVEC CONCENTRATEURS DE FLUX – CHAUFFAGE SÉQUENTIEL À DOUBLE FRÉQUENCES.

3.1 RÉSUMÉ EN FRANÇAIS DU TROISIÈME ARTICLE

Le concept du chauffage par induction à deux étages de fréquences permet de chauffer uniformément et efficacement des pièces mécaniques de formes irrégulières, telles que les pignons, les engrenages etc. Cet article présente l'étude de sensibilité en fonction de paramètres machines sur la distribution finale de température dans un engrenage droit faiblement alliés AISI-4340 chauffé par induction à doubles fréquences séquentielles avec concentrateurs de flux. Les fréquences appliquées comprennent la fréquence moyenne MF dans la gamme de 10 kHz et haute fréquence HF dans la gamme de 200kHz. Précisément, les paramètres machines impliqués dans cette étude sont la densité de courant imposée dans l'inducteur et le temps de chauffage de deux fréquences consécutives. Ce travail est rendu possible grâce aux efforts de simulations numériques multiphysique. Premièrement, un modèle analytique 3D a été conçu en faisant recours à la méthode des éléments finis (FEM) et le couplage de champ électromagnétique et transfert de chaleur à l'aide du logiciel multiphysique COMSOL. Puis, ce modèle est utilisé pour analyser statiquement les effets de paramètres impliqués sur la distribution finale de températures. Enfin, les résultats ont été analysés quantitativement et qualitativement à l'aide de divers outils statistiques tels que l'analyse de variance ou ANOVA et la méthodologie de surface de réponses ou RSM. A l'issu des résultats obtenus, les modèles simples et efficaces de prédiction de températures en fonction de paramètres d'entrée ont été développés.

Mots-clés : Chauffage par induction, concept séquentiel, simulation en 3D, distribution de température, ANOVA, RSM.

Ce troisième article, intitulé « *Sensitivity study of the temperature distribution as a function of the machine parameters of an inductively heated spur gear with flux concentrators _double frequency sequential heating.* », fut corédigé par moi-même ainsi que par le professeur Noureddine Barka et monsieur Ahmad Al Salkhadi. Il fut soumis pour révision et publication dans sa version initiale en **01 mai 2022** par les éditeurs de la revue « **Journal of Materials Engineering and Performance** ». En tant que premier auteur, ma contribution à ce travail fut la recherche sur l'état de l'art, le développement de la méthode, la création des modèles de simulation et de prédiction, la gestion des données et résultats et la rédaction d'article. Le professeur Noureddine Barka a fourni l'idée originale et il a aidé à faire la révision finale de l'article. Monsieur Ahmad Al Salkhadi a aidé au développement de la méthode et la simulation par éléments finis.

Submission Confirmation



Thank you for your submission

Submitted to

Journal of Materials Engineering and Performance

Manuscript ID

JMEP-22-05-28068

Title

Sensitivity study of the temperature distribution as a function of the machine parameters of an inductively heated spur gear with flux concentrator_double frequency sequential heating

Authors

Nasser, Issamatou
Barka, Noureddine
Al Salkhadi, Ahmad

Date Submitted

01-May-2022

3.2 SENSITIVITY STUDY OF THE TEMPERATURE DISTRIBUTION AS A FUNCTION OF THE MACHINE PARAMETERS OF AN INDUCTIVELY HEATED SPUR GEAR WITH FLUX CONCENTRATORS _ DOUBLE FREQUENCY SEQUENTIAL HEATING.

3.2.1 Abstract

Two-stage frequency induction heating allows for uniform and efficient heating of irregularly shaped mechanical parts such as pinions, gears, etc. This paper presents a sensitivity study of the final temperature distribution in a low alloy AISI-4340 spur gear heated by sequential dual-frequency induction with flux concentrators, as a function of machine parameters. The applied frequencies consist of medium frequency (MF) in the range of 10 kHz and high frequency (HF) in the 200 kHz range. Specifically, the machine parameters used in this study are the current density imposed on the inductor and the heating time at two consecutive frequencies. This work was carried out with the help of numerical simulations. First, a 3D analytical model was designed using the finite element method (FEM) and COMSOL Multiphysics software was used for the coupling of the electromagnetic field and heat transfer. The model was then used to statically analyze the effects of the parameters on the final temperature distribution. Finally, the results were analyzed quantitatively and qualitatively using various statistical tools, including analysis of variance (or ANOVA) and response surface methodology (RSM). Based on the results obtained, simple and efficient models of temperature prediction as a function of input parameters were developed.

Keywords: Induction heating; sequential design; 3D simulation; temperature distribution; ANOVA; RSM.

3.2.2 Introduction

Induction hardening is a modern heat treatment technique well suited for mechanical parts with complex geometries such as gears, splines, pinions, etc. [72]. Gears are the most used mechanical components in modern machines for power transmission between rotating shafts [2, 71]. Indeed, induction hardening of gears has been the subject of scientific research since the late 1950s [70], with the aim of correcting failures such as flank wear, bending fatigue, contact fatigue, and gear seizure to improve the mechanical properties and extend the life of these components [31, 33]. There are many ways of inductively hardening the surface layer of a gear, employing the conventional single frequency method [77], which consists in using a single specific frequency in the inductor. However, when only the gear tip is to be hardened, an HF must be applied, while the MF is characterized by hardening of the gear root [70, 81]. The main disadvantage of proceeding as such is that the desired contour profile would be extremely difficult to achieve [31, 73]. In other circumstances, it is sometimes considered necessary to heat the entire surface layer, i.e., from the tip to the root, to obtain a favourable contour profile. To this end, various methods could be used, with multi-stage frequency heating being the most popular [74, 75, 80]. This method could be sequential [79] or simultaneous [71]. Generally, dual-frequency heating is more commonly used during the induction hardening of gears and ensures a more favourable temperature distribution and a lower distortion [70, 80]. With sequential dual-frequency heating, the gear teeth are first heated by the input current at medium frequency, MF. This is followed after a certain period by the high frequency heating of HF current, with a heating time significantly shorter than the MF heating time [76]. It is important to note that the current density imposed on the inductor doubles when the frequency is multiplied by 10 [30, 31]. This allows for uniform and efficient heating up to the hardening temperature of the tip and gear root [72]. However, heating a part with a complex geometry by induction to the hardening temperature is extremely difficult, not only because of the nature of the process (Multiphysics), but also because of the change in material properties occurring as a function of temperature and of the magnetic field conditions [76]. The numerical models developed in previous works [71,

78] are generally based on 2D modeling. However, such models are not fully capable of accurately analyzing all the phenomena related to the process or even measuring the temperature with sufficient accuracy [33]. As such, in those cases, it would be very difficult to compare the results obtained by simulations with those obtained by experiments. Recently, M. Khalifa et al. [50] developed a 3D model of an inductively heated 4340 steel spur gear with flux concentrators to study the parametric effects on the final temperature distribution at the tip and root of the gear. In this study, a high frequency HF in the 200 kHz range was used, and the simulation results showed a large discrepancy between the temperature recorded at the tip and at the root. However, the edge effect was reduced considerably. The heated gear was in the middle of two other gears of identical geometry and shape. The latter acted as flux concentrators and could even out the magnetic field flux across the workpiece surface to reduce the edge effect and thus achieve the desired temperature distribution. The technique for using this type of flux concentrators is simple and effective was developed by Barka et al [32]. It should be noted that obtaining a uniform temperature distribution in inductively heated gears is extremely complex [80], which could be due to several parameters, such as the shape and geometry of the part, the frequency of the source current, or other control parameters. A typical hardening of gears must obtain a favourable temperature distribution at an appropriate depth value at the tip and root of teeth [80]. This paper describes the results of the analysis of the effects of machine parameters on the final temperature distribution in a 4340-steel spur gear heated by MF-HF sequential dual-frequency induction with flux concentrators. For this work, a 3D analytical model was firstly designed with COMSOL Multiphysics software, using the FEM fine element method and electromagnetic coupling and heat transfer. Flux concentrators were used to reduce the electromagnetic edge effect. Secondly, machine parameters and geometries were adjusted to obtain a uniform temperature distribution at the tip and root. Third, machine parameters such as the current density imposed on the inductor and the heating time of two applied frequencies were varied simultaneously around their initial values to quantify their effects on the uniform temperature distribution. Finally, the results of the ANOVA were used to develop simple and

efficient models capable of predicting the temperature profile as a function of the parameters involved.

3.2.3 Induction heating process

It is important to note that the induction heating process essentially involves two physical phenomena, namely, electromagnetics and heat transfer. These are closely related to one another due to the dependence of the material properties on the magnetic field strength, temperature and current frequency [71]. First, the equation governing the electromagnetic field as it appears in the COMSOL software is given by equation (3.1):

$$(j\omega\sigma - \omega^2\varepsilon_0\varepsilon_r)\mathbf{A} + \nabla \times (\mu_0^{-1}\mu_r^{-1}\mathbf{B}) - \sigma\mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J}_e \quad (3.1)$$

where ω , ε_r , σ , \mathbf{A} , μ_r , μ_0 , \mathbf{B} , \mathbf{J}_e , and \mathbf{v} are the angular frequency of the current with $\omega=2\pi f$ and f being the relative permittivity, conductivity, vector potential, relative permeability, air permeability, magnetic flux density, current density imposed on the inductor, and material velocity, respectively. The latter is zero because the model is stationary. Two input currents must be applied during the dual-frequency MF-HF induction heating of a gear. The medium frequency (MF) and high frequency (HF) currents are used to heat the root and the tip, respectively [71]. Consequently, equation (3.1) can be rewritten into equations (3.2) and (3.3), respectively:

$$(j\omega_1\sigma - \omega_1^2\varepsilon_0\varepsilon_r)\mathbf{A} + \nabla \times (\mu_0^{-1}\mu_r^{-1}\mathbf{B}) - \sigma\mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J}_{e1} \quad (3.2)$$

$$(j\omega_2\sigma - \omega_2^2\varepsilon_0\varepsilon_r)\mathbf{A} + \nabla \times (\mu_0^{-1}\mu_r^{-1}\mathbf{B}) - \sigma\mathbf{v} \times \mathbf{B} = \mathbf{J}_{e2} \quad (3.3)$$

where ω_1 , ω_2 , \mathbf{J}_{e1} , \mathbf{J}_{e2} are the angular frequency of the MF input current, the angular frequency of the HF input current, the density of the MF input current, and the density of the HF input current, respectively. In this case, the phenomenon of transient (time-varying) heat transfer in a metal part can be summarized in a single equation (3.4) described by Fourier's law in the following form [5, 71]:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p v \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) + (Q_1 + Q_2) \quad (3.4)$$

where C_p , T , Q_1 , and Q_2 are the specific heat, temperature, the amount of heat generated by equation (3.2), and the amount of heat generated by equation (3.3), respectively.

3.2.4 Presentation of model

A 3D analytical model is set up in this work in order to analyze the behavior and the temperature distribution in a 48-tooth spur gear made of low alloy steel AISI-4340 heated by induction in the presence of magnetic flux concentrators. The model is developed by the finite element method (FEM) using the Multiphysics software application called COMSOL, based on a coupling between Maxwell's equations and heat transfer. The model is essentially composed of a gear tooth to be heated, having a diameter of 105.2 mm and a thickness of 6.5 mm, and with two other teeth at its ends acting as flux concentrators spaced with an axial gap (Gap_z) and a 100 mm^2 copper inductor. All these components are surrounded by a dielectric environment with a permeability and permittivity of vacuum. For reasons of symmetry, reduced calculation time, and increased simulation accuracy [76, 80], only a quarter tooth is considered in this study. The steel is considered homogeneous and isotropic, and the initial ambient temperature is set at $293 \text{ }^\circ\text{K}$ ($20 \text{ }^\circ\text{C}$). Convection is assumed to be equivalent and conduction in the air at the interface and heat loss by radiation are neglected due to the very short heating time used. A mesh convergence study ranging from 0.1 mm to 1 mm for a step size of 0.1mm is performed based on the temperature distribution in the main tooth. The mesh size that gives stable simulation results with good accuracy is in the range of 0.2 mm to 0.5 mm.

3.2.5 Parameters of simulations

There are multiple parameters affecting the induction heating process, and they can be machine- and/or geometry-based [75]. The 3D analytical model developed in the previous section is tested by conducting a campaign of simulations at two sequential currents, namely, the current at MF equal to 10 kHz and the current at HF equal to 200 kHz. The current

densities imposed on the inductor \mathbf{J}_{e1} and \mathbf{J}_{e2} are adjusted to $2 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ and $13.4 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$, respectively.

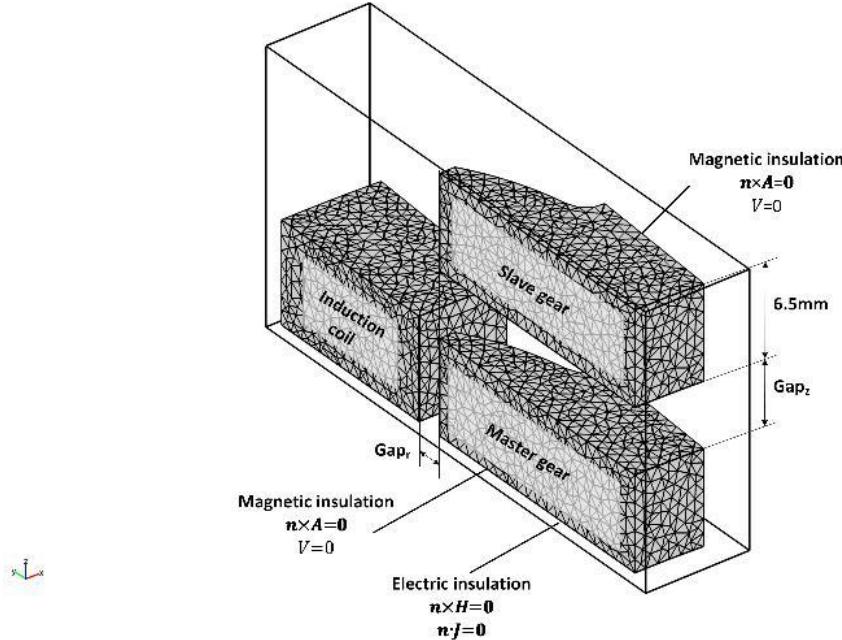


Figure 3. 1 : Schematic representation of the 3D model with flux concentrators.

The heating times associated with a medium frequency (t_{c1}) and a high frequency (t_{c2}) are adjusted to 0.3 s and 0.22 s respectively. The gap between the main tooth and the flux concentrators, Gap_z , is also adjusted to 0.4 mm. Finally, the gap between the main tooth and the inductor, Gap_r , is set at 2 mm because a good heating efficiency could be obtained with it [50]. The adjustment of the set of control parameters takes into consideration the experimental feasibility, the surface heating (without affecting the core of the part), the reduction of the electromagnetic edge effect, and the final temperature at the tip and root of the teeth, which must be approximately equal and must lie between 850 °C and 1500 °C. This temperature range allows to reach the austenitization point and to avoid the melting point for a 4340 low alloy steel. Indeed, the reference temperature around of 900 °C at the tip and root at the end of heating is considered sufficient to meet all the above conditions. Finally, the values of these parameters are determined and grouped in **Table 3.1**.

Table 3. 1 : Simulation parameters

#	J_e ($A.m^{-2}$)	t_c (s)	Gap_r (mm)	Gap_z (mm)
MF	2×10^{-10}	0.3	2	0.4
HF	13.4×10^{-10}	0.22	2	0.4

3.2.6 Simulation and results

Figures 3.2.a and **3.2.b** show the simulation results obtained with the parameter values in **Table 3.1**. These results clearly illustrate the behavior of the induced current density and temperature in a spur gear during the heating cycle with double sequential frequencies. First, the tooth is heated at an average frequency MF. As shown in **Figure 3.2.a**, the induced current density and temperature at the end of the heating are concentrated at the root and are sufficiently low at the tooth tip. The process is then followed by HF heating. **Figure 3.2.b** shows the result of sequential dual MF-HF heating. It is interesting to note that the induced currents produced by the HF heating lead directly to the generation of a significant temperature at the tip and at a small portion at the root.

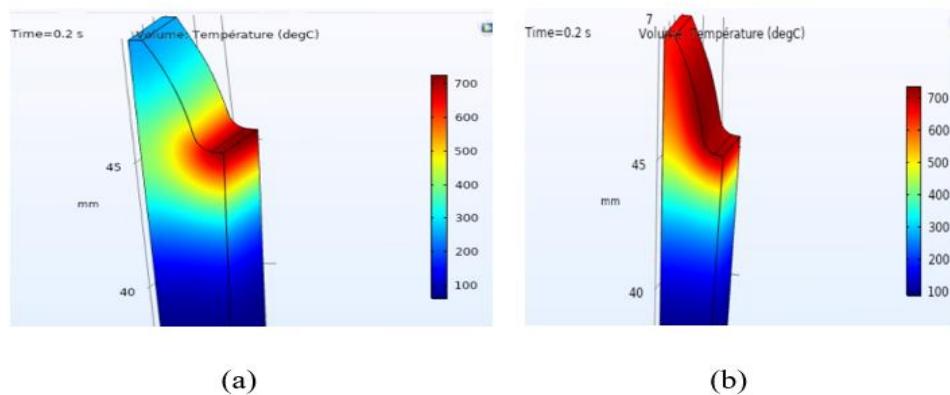


Figure 3. 2 : Respective heating results MF (a) and MF-HF (b)

As indicated in **Figure 3.3**, the measurement of temperatures at the end of the heating was performed at four main tooth locations, namely, at the tip of the middle zone (T_{TM}), at the tip of the peripheral zone (T_{TE}), at the root of the middle zone (T_{RM}) and at the root of the peripheral zone (T_{RE}). The results of these measurements are grouped in **Table 3.2**.

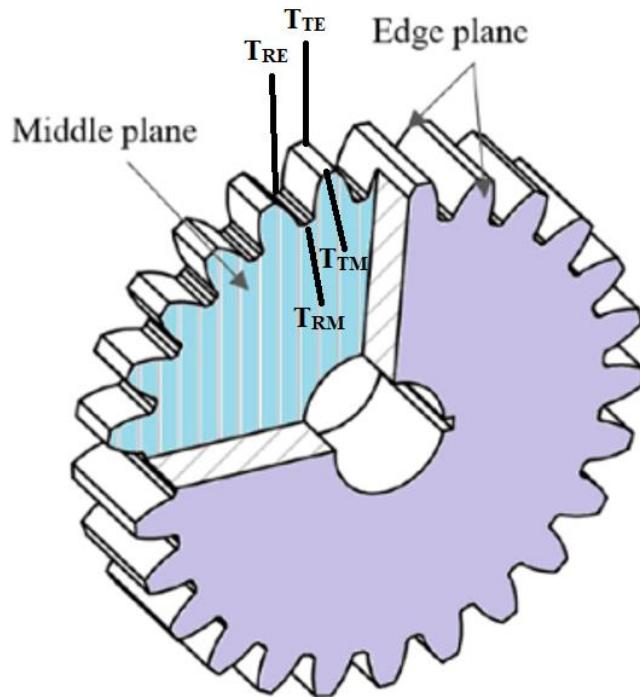


Figure 3.3 : Temperature measurement in four zones [42].

Table 3. 2 : Temperatures measured in the MF and MF-HF cases

#	T_{TM} (°C)	T_{TE} (°C)	T_{RM} (°C)	T_{RE} (°C)
MF	201.55	195.47	481.82	468.26
MF-HF	913.94	882.20	914.25	898.15

The heating with MF allowed reaching a temperature at the root level that was twice as high as that recorded at the tip. Furthermore, the difference between T_{TM} and T_{TE} was around 5 °C, while that between T_{RM} and T_{RE} was around 14 °C. However, the final MF-HF heating

temperatures in the four regions are close, at around 900 °C. The largest difference of about 30 °C is seen between the tip temperatures (T_{TM} and T_{TE}) and a difference of around 15 °C is recorded between the root temperatures (T_{RM} and T_{RE}). Indeed, the root temperatures are more uniform than those of the tip. Similarly, the difference between the temperatures T_{TM} and T_{RM} ($\text{diff}_M = T_{TM} - T_{RM}$) is around 0 °C and that of the temperatures T_{TE} and T_{RE} ($\text{diff}_E = T_{TE} - T_{RE}$) is around 15 °C. It is interesting to note that the edge effect has been considerably reduced, as has the differences between the temperatures at the tip and at the root. These results clearly confirm that the concept used in this work is guaranteed to heat the tip and the root of the gear teeth simultaneously and in a uniform manner. The temperature error is clearly small.

3.2.7 Statistical analysis

Heating a part with complex geometries by induction requires controlling several system parameters. In this work, four machine parameters are analyzed, namely, the current densities, J_{e1} and J_{e2} , imposed on the inductor and the respective heating times, t_{c1} and t_{c2} , in the case of the sequential double frequency induction process. The simulation results in the previous section are obtained using fixed parameters under several conditions. In this section, a sensitivity study is conducted on the final temperature distribution in a 4340-steel spur gear as a function of current densities, J_{e1} and J_{e2} , and heating times, t_{c1} and t_{c2} . These four parameters are varied simultaneously to statically quantify their effects on the temperature profile and develop mathematical models that will be able to predict the temperature profile for new observations as a function of the parameters involved, without resorting to simulations or experiments. First, the parameter configurations that achieve the minimum and maximum temperatures at the tip and root are determined around the initial parameter configuration. Specifically, the minimum temperature is above the estimated austenitization temperature, A_{c3} , at 850° C, and the maximum temperature must not exceed the estimated melting temperature at 1500° C. Moreover, the four parameters considered in this study include three levels of variation each: the current density J_{e1} is varied from 2×10^{10} A.m⁻² to 2.5×10^{10} A.m⁻² with a step of 0.25×10^{10} A.m⁻², the heating time t_{c1} is varied from

0.3 s to 0.35 s with a step of 0.025 s, while the current density \mathbf{J}_{e2} is varied from $13.4 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ to $13.9 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ with a step of $0.25 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ and the heating time t_{c2} is varied from 0.22 s to 0.27 s with a step of 0.025 s. Four parameters at three levels which gives 81 possible combinations and 162 numerical simulations. **Table 3.3** groups these four parameters and their respective levels. As mentioned earlier, 3D modeling of induction heating is very time-consuming, with a single simulation likely to take several hours. The heating technique adopted in this work requires waiting for one simulation to finish before starting another. To minimize the time, effort, and especially, the number of simulations required, the best approach used for this problem is an intelligent and robust factorial and fractional design developed through an orthogonal **L9** network [30, 82]. The experimental design is fashioned using the MINITAB statistical software. The simulation results were collected in the random order defined by the experimental design and are grouped in **Table 3.4**.

Table 3.3 : Parameter values and their consecutive levels, MF-HF sequential heating

#	Parameters	Units	Parameter levels		
1	\mathbf{J}_{e1}	$\times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$	2	2.25	2.5
2	t_{c1}	s	0.3	0.325	0.35
3	\mathbf{J}_{e2}	$\times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$	13.4	13.65	13.9
4	t_{c2}	s	0.22	0.245	0.27

3.2.8 Temperature analysis

The results in **Table 3.4** were analyzed using statistical tools such as the analysis of variance (ANOVA) and the response surface methodology (RSM). ANOVA is based on two indices, namely, the P-value and percentage contribution. However, in this case, the effects of the interactions were statically insignificant, and were therefore neglected. Regression

models related to the significant terms were developed and were used to design the RSM response surface methodology.

Table 3. 4 : Simulation temperatures obtained according to the combination

$x10^{-10}A.m^{-2}$	(s)	$x10^{-10}A.m^{-2}$	(s)	Temperatures (°C)			
J_{e1}	t_{c1}	J_{e2}	t_{c2}	T_{TM}	T_{TE}	T_{RM}	T_{RE}
2	0,3	13,4	0,22	923,52	889,37	931,31	913,01
2	0,325	13,65	0,245	1028,1	944,9	1034,8	1001,2
2	0,35	13,9	0,27	1182,2	1083,3	1162,9	1128,2
2,25	0,3	13,65	0,27	1153	1049,2	1168	1131,5
2,25	0,325	13,9	0,22	975,55	920,52	1124,2	1091,9
2,25	0,35	13,4	0,245	1024	951,66	1137,1	1104,3
2,5	0,3	13,9	0,245	1099,5	1002,7	1258,6	1222,5
2,5	0,325	13,4	0,27	1144	1046,4	1268,1	1233,8

3.2.8.1 Temperatures responses at the root

Tables 3.5 and **3.6** summarize the results of the ANOVA performed on the respective T_{RM} and T_{RE} responses. These results indicate that the parameters involved, J_{e1} , t_{c1} , J_{e2} and t_{c2} , are statically significant because their p-values are below the significance level α of 0.05. It is also shown that each of these parameters contributes differently to the overall variability of temperature responses at the tooth root. Specifically, the current density J_{e1} has a contribution of more than 70%, the heating time t_{c1} contributes about 6%, the current density J_{e2} about 8%, and the heating time t_{c2} about 17%. In addition, the errors are clearly very small.

Table 3.5 : Analysis of Variance for T_{RM}

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
J_{e1}	1	67159,7	70,21%	1279,72	0.000
t_{c1}	1	5351,5	5,59%	101,97	0,001
J_{e2}	1	7293,4	7,62%	138,98	0.000
t_{c2}	1	15645,8	16,36%	298,13	0.000
Error	4	209,9	0,22%		
Total	8	95660,4	100,00%		

Table 3.6 : Analysis of Variance for T_{RE}

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
J_{e1}	1	63610,7	71,95%	631,27	0,000
t_{c1}	1	4782,2	5,41%	47,46	0,002
J_{e2}	1	6111,4	6,91%	60,65	0,001
t_{c2}	1	13508,1	15,28%	134,05	0,000
Error	4	403,1	0,46%		
Total	8	88415,4	100,00%		

3.2.8.2 Temperatures responses at the tip

As in the root temperature analysis, **Tables 3.7** and **3.8** indicate that the significant parameters at play in the variability of the response T_{TM} include the current densities **J_{e1}** and **J_{e2}** and the heating time **t_{c2}**, whereas only the heating time **t_{c1}** is statically significant for the

response T_{TE} . In fact, the heating time t_{c2} is the most important parameter, contributing about 90% of the temperature variability at the tooth tip. The other parameters are relatively less important with respect to this variation. In addition, the errors are very small.

Table 3.7 : Analysis of Variance for T_{TM}

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
J_{e1}	1	1628,6	2,50%	8,53	0,043
t_{c1}	1	62,4	0,10%	0,33	0,598
J_{e2}	1	4577,7	7,02%	23,97	0,008
t_{c2}	1	58205,6	89,22%	304,72	0,000
Error	4	764,1	1,17%		
Total	8	65238,4	100,00%		

Table 3.8 : Analysis of Variance for T_{TE}

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
J_{e1}	1	482,2	1,29%	1,44	0,297
t_{c1}	1	42,4	0,11%	0,13	0,740
J_{e2}	1	2363,7	6,30%	7,05	0,057
t_{c2}	1	33264,3	88,72%	99,19	0,001
Error	4	1341,5	3,58%		
Total	8	37494,1	100,00%		

3.2.8.3 Temperature difference

The results of the analysis of variance (ANOVA) on the temperature difference between the tip and the root are summarized in **Tables 3.9** and **3.10**. It can clearly be seen that the four main parameters are statically significant and contribute in a non-linear way to the variability of the responses. Indeed, the parameter **J_{e1}** has a more important effect, contributing about 70% on the variation of the temperature difference on the median plane **diff_M** and more than 80% on the variation of the temperature difference at the edge **diff_E**. The other parameters are relatively less important as compared to the current density **J_{e1}** . The heating time **t_{c1}** , the current density, and the heating time **t_{c2}** respectively contribute 11.11%, 1.90%, and 17.07% to the **diff_M** response and 6.27%, 1.40%, and 7% to the **diff_E** response. The errors are clearly very small, coming in at less than 1% each.

3.2.8.4 Effects diagrams

Figures 3.4 through **3.9** graphically illustrate the effects of four principal parameters on the variation of different temperature responses at the tooth's tip and root.

Table 3.9 : Analysis of Variance for **diff_M**

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
J_{e1}	1	41224,5	69,80%	2392,39	0,000
t_{c1}	1	6563,1	11,11%	380,88	0,000
J_{e2}	1	1122,3	1,90%	65,13	0,001
t_{c2}	1	10083,5	17,07%	585,18	0,000
Error	4	68,9	0,12%		
Total	8	59062,4	100,00%		

Table 3.10 : Analysis of Variance for diffE

Source	DF	Seq SS	Contribution	F-Value	P-Value
J_{e1}	1	53016	84,74%	571,31	0,000
t_{c1}	1	3924	6,27%	42,29	0,003
J_{e2}	1	873,6	1,40%	9,41	0,037
t_{c2}	1	4377,2	7,00%	47,17	0,002
Error	4	371,2	0,59%		
Total	8	62562	100,00%		

The main parameters all have a positive effect on the **T_{TM}**, **T_{TE}**, **T_{RM}**, and **T_{RE}** responses, while the heating time **t_{c2}** is the only parameter with a negative effect on the **diffM** and **diffE**. This explains why the temperature difference decreases with increasing heating time **t_{c2}** and increases with increasing parameters, **J_{e1}**, **t_{c1}**, and **J_{e2}**. More concretely, the variation of the current density **J_{e1}** leads to a difference between temperatures of about ± 85 °C in the middle and ± 95 °C at the edge. Thus, the variation of the heating time **t_{c1}** leads to a difference of about ± 35 °C and ± 30 °C, respectively. Similarly, the change in current density **J_{e2}** from low to mid-level causes a change of about 10 °C at **diffM** and 20 °C at **diffE**, and its change from mid to high level causes a change of about 20 °C and 6 °C, respectively. Finally, the variation of the heating time **t_{c2}** produces a difference of about ± 40 °C at the middle, while its passage from the lower to the middle level and from the middle to the upper level produces a difference of about 16 °C and 40 °C, respectively at the edge.

3.2.8.5 Synthesis

The statistical analysis results allowed us to understand and see more clearly the effect of each of the parameters involved, namely, the current densities **J_{e1}** and **J_{e2}**, and the heating times **t_{c1}** and **t_{c2}**, on the variability of temperature responses in a 4340-spur gear heated by

induction at sequential double frequencies. The parameters that greatly influence the temperature response include the current density imposed on the root mean frequency inductor \mathbf{J}_{e1} at the root and a high frequency heating time t_{c2} at the tip. Therefore, in order to evenly heat the spur gear at double frequency, it is important to pay special attention to these two machine parameters.

3.2.8.6 Regression models

The mathematical models developed, which could be used to predict temperatures using new observations, are presented in equations (3.5) through (3.10). These models are powerful tools for estimating temperatures even before a simulation or experimental test. **Table 3.12** summarizes the prediction models developed. It is indicated that the values of R^2 are sufficiently high. These models are extremely well fitted to the data, and they generate accurate predictions. The standard deviations related to the prediction of each response are relatively small. The results obtained by these models are compared with those obtained by simulations in **Table 3.11**, and it can be seen that the residual errors are low. Therefore, the prediction models are in very good agreement with the simulation values.

$$T_{RM} = -1606 + 65,9 \times J_{e1} + 129 \times t_{c1} + 110,5 \times J_{e2} + 3940 \times t_{c2} \quad (3.5)$$

$$T_{RE} = -950 + 35,9 \times J_{e1} + 106 \times t_{c1} + 79,4 \times J_{e2} + 2978 \times t_{c2} \quad (3.6)$$

$$T_{TM} = -2598 + 423,2 \times J_{e1} + 1195 \times t_{c1} + 139,5 \times J_{e2} + 2043 \times t_{c2} \quad (3.7)$$

$$T_{TE} = -2387 + 411,9 \times J_{e1} + 1129 \times t_{c1} + 127,7 \times J_{e2} + 1898 \times t_{c2} \quad (3.8)$$

$$diff_M = -1427,4 + 331,56 \times J_{e1} + 1322,9 \times t_{c1} + 54,71 \times J_{e2} - 1639,8 \times t_{c2} \quad (3.9)$$

$$diff_E = -1437 + 376,0 \times J_{e1} + 1023 \times t_{c1} + 48,3 \times J_{e2} - 1080 \times t_{c2} \quad (3.10)$$

Table 3. 11 : Comparative results simulation vs. prediction

# experiment	diff _M temperatures (°C)			diff _E temperatures (°C)		
	Simulation	Predicted	Error	Simulation	Predicted	Error
1	7,79	4,948	2,842	23,64	31,52	7,88
2	6,7	10,703	4,003	56,3	42,17	14,13
3	19,3	16,458	2,842	44,9	52,82	7,92

Table 3.12 : Model summary

Temperatures	R ²	R ^{2adj}	Deviation
	(%)	(%)	(° C)
T _{RM}	98,83	97,66	13,8207
T _{RE}	96,42	92,84	18,313
T _{TM}	99,78	99,56	7,24431
T _{TE}	99,54	99,09	10,0383
diff _M	99,88	99,77	4,15108
diff _E	99,41	98,81	9,63309

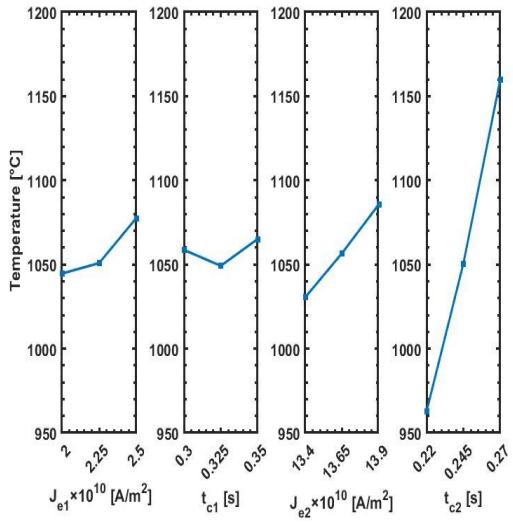


Figure 3.4: Effects Plot for T_{RM}

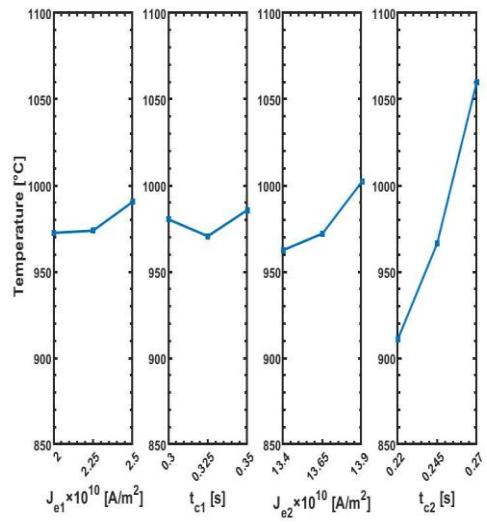


Figure 3.5: Effects Plot for T_{RE}

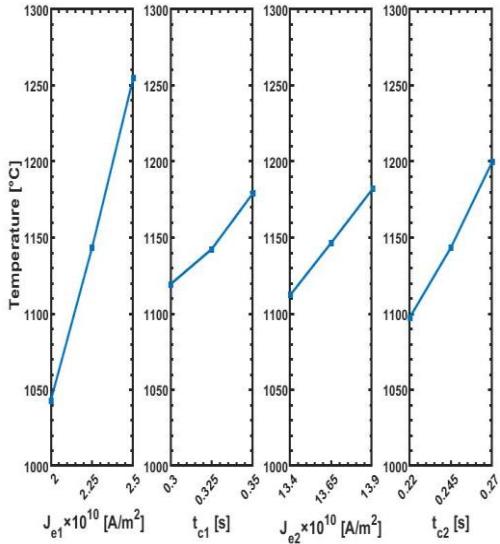


Figure 3.6: Effects Plot for T_{TM}

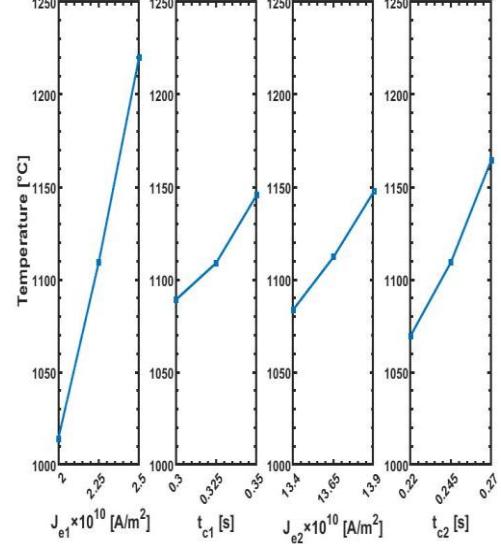


Figure 3.7: Effects Plot for T_{TE}

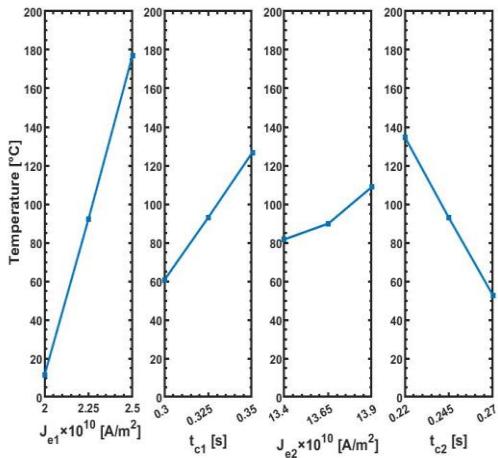


Figure 3.8: Effects Plot for diff_M

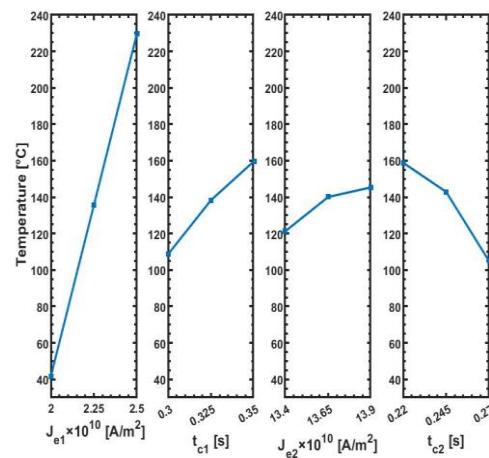


Figure 3.9: Effects Plot for diff_E

3.2.8.7 Response surface methodology

The response surface methodology (RSM) is a powerful and easy to manipulate statistical tool that allows the quick and efficient prediction of the optimal response of an experiment as a function of the parameters involved. The mathematical models developed in the previous section were used to produce the RSM contour plot of the temperature difference between the tip and the tooth root. The results presented in **Figures 3.10** and **3.11** were obtained using the most pronounced parameters on the variability of diff_M and diff_E responses, i.e., with the current density \mathbf{J}_{e1} and the heating time \mathbf{t}_{c2} . However, the current density \mathbf{J}_{e2} and the heating time \mathbf{t}_{c1} were kept fixed at their central values ($\mathbf{J}_{e2} = 13.65 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ and $\mathbf{t}_{c1} = 0.325 \text{ s}$). These figures clearly indicate the difference between the tip and root temperature in both tooth regions, i.e., the middle and edge increase with the current density \mathbf{J}_{e1} and decrease with the heating time \mathbf{t}_{c2} . The smallest differences could be obtained in the region where the current density \mathbf{J}_{e1} is between $2 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ and $2.05 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ and the heating time \mathbf{t}_{c2} is in the range 0.25 s to 0.27 s . Similarly, maintaining the high frequency machine parameters at their central values ($\mathbf{J}_{e2} = 13.65 \times 10^{10} \text{ A.m}^{-2}$ and $\mathbf{t}_{c2} = 0.245 \text{ s}$), the optimal medium frequency machine parameter values could be obtained in the region where

the current density J_{e1} is between $2 \times 10^{-10} \text{ A.m}^{-2}$ and $2.05 \times 10^{-10} \text{ A.m}^{-2}$ and the heating time t_{c1} is between 0.3s and 0.32s, as shown by **Figures 3.12 and 3.13**.

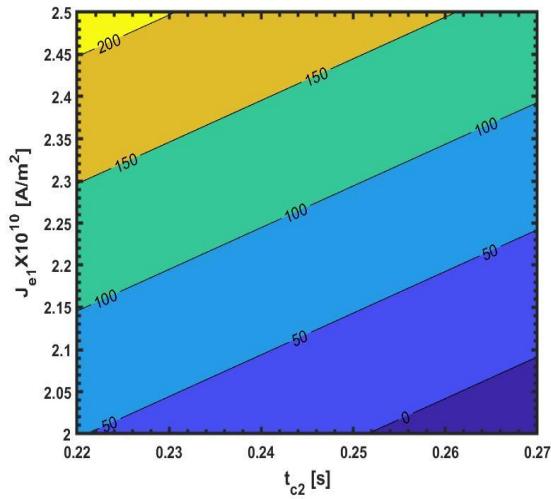


Figure 3.10: RSM of \mathbf{diff}_M vs $t_{c2}; J_{e1}$

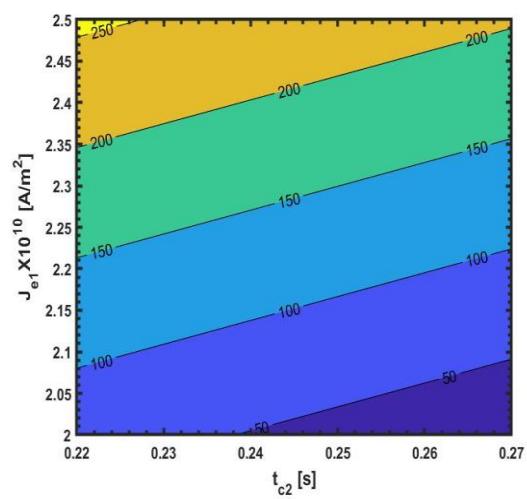


Figure 3.11: RSM of \mathbf{diff}_E vs $t_{c2}; J_{e1}$

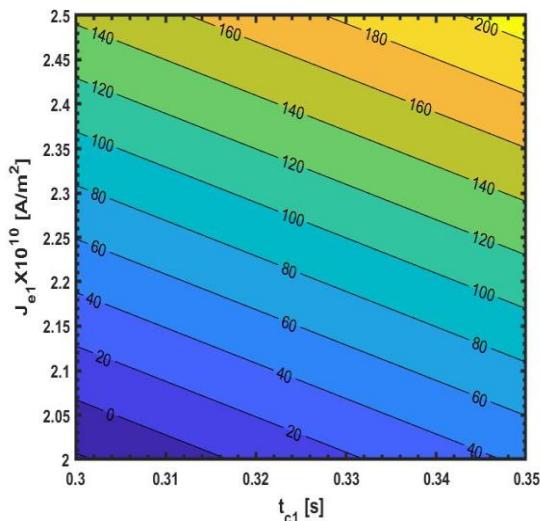


Figure 3.12: RSM of \mathbf{diff}_M vs $t_{c1}; J_{e1}$

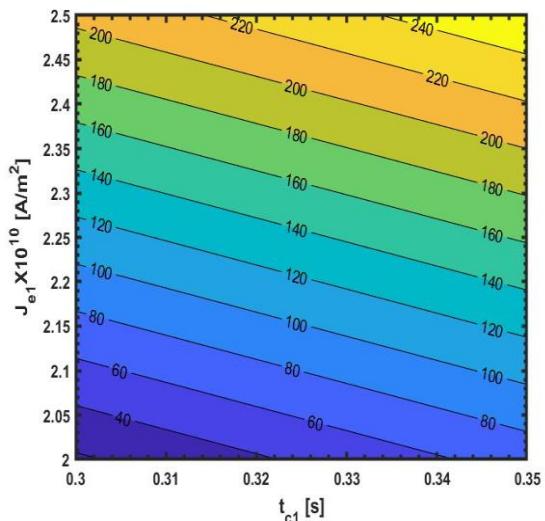


Figure 3.13: RSM of \mathbf{diff}_E vs $t_{c1}; J_{e1}$

3.2.9 Conclusion

In this paper, a spur gear made of AISI 4340 low alloy steel located between two identical gears acting as flux concentrators has been modeled and simulated in 3D by the FEM finite element method, using COMSOL Multiphysics software. The concept of induction heating with sequential dual frequencies, including an MF frequency in the 10 kHz range and an HF frequency in the 200 kHz range was adopted to statically analyze the temperature distribution in two gear regions, namely, the tip and the root. Flux concentrators were used to reduce the electromagnetic edge effect that is very present in high frequency (HF) induction heating. An ANOVA of the machine parameters (source current densities and heating times) on the overall temperature variability was performed. The results of these analyses showed that the average frequency current density J_{e1} , and the high frequency heating time t_{e2} , are the parameters having the greatest effects on the temperature difference between the tooth's tip and root. The prediction models developed are robust and highly accurate and could be used for new observations.

CONCLUSION GÉNÉRALE

La technologie moderne du chauffage par induction électromagnétique est un procédé purement écologique, rapide et efficace. Il est appliqué à des matériaux métalliques de diverses formes afin de les traiter thermiquement. Cependant, ce procédé est extrêmement complexe car il comprend trois phénomènes physiques, soit l'électromagnétisme, le transfert de chaleur et les métallurgiques qui sont liés l'un à l'autre de façon non uniforme dû à la dépendance des propriétés des matériaux, à l'intensité du champ magnétique et à la température. Le but de cette recherche réside dans l'analyse approfondie des effets de paramètres machines et géométries sur le profil de températures des engrenages droits en aciers AISI 4340 chauffés par induction à doubles fréquences séquentielles MF-HF en présence de concentrateurs de flux magnétique afin de développer des modèles fiables capables de prédire les profils de température en fonction paramètres impliqués. L'approche proposée dans ce projet permet de gagner en temps et en argent et d'accroître la productivité de machine à l'induction. En d'autres termes, les profils de température des pièces sous traitement pourront être estimés avec des modèles mathématiques simples sans pour autant faire recourt à des simulations numériques ou à des tests expérimentaux.

Pour atteindre les objectifs fixés de ce mémoire de recherche, une approche en trois phases a été adoptée et publiés sous forme d'articles. Tout d'abord, la première phase a été consacrée à l'analyse statistique de comportement et de distribution de courants induits dans une profondeur spécifique (profondeur de pénétration) d'un disque en acier faiblement allié AISI 4340 chauffé par induction avec de concentrateurs de flux. Plus concrètement, l'analyse est effectuée en analysant les effets de variation de quatre paramètres affectants, dont deux paramètres machines (la puissance machine et le temps de chauffage) et deux paramètres géométries (l'écart entre le disque principal et l'inducteur et l'écart entre le disque principal et les concentrateurs de flux). En effet, cette phase est principalement concentrée pour développer les modèles robustes capables de prédire la profondeur de pénétration d'un disque en acier 4340 en fonction des paramètres du système. Pour ce faire, dans un premier lieu un modèle 2D axisymétrique a été développé en faisant recours à la méthode des éléments finis

(FEM) à l'aide du logiciel multiphysique COMSOL en se basant sur le couplage de champ électromagnétique et de transfert de chaleur. Dans un second lieu, une étude de sensibilité de profondeur de pénétration a été menée selon les paramètres impliqués et le plan d'expérience factoriel complet a été choisi pour mener une campagne de simulations à l'aide de combinaisons possibles. Les profondeurs de pénétration ont été mesurées à la fin de chaque simulation dans deux endroits du disque, à savoir le plan médian et le bord à travers les courbes de distributions de courant induit, puis les données sont analysées avec les divers outils statistiques tels que l'analyse de variance ANOVA. En se servant des résultats fournis par ANOVA, il a été retenu que la puissance machine est sensible de 79.56 % à la variation de profondeur de pénétration sur le plan médian, tandis qu'au bord l'écart entre le disque principal et les concentrateurs de flux est sensible de plus de 80 %. Dans un troisième lieu, les résultats obtenus par les modèles de prédictions sont comparés à ceux obtenus par les simulations. Une bonne concordance entre ces résultats a été observée.

L'approche utilisée dans la seconde phase de ce projet a été inspirée du travail réalisé précédemment. Dans cette phase, le modèle 2D axisymétrique développé a été exploité pour quantifier globalement les degrés des effets des paramètres impliqués sur le profil de dureté d'un disque en acier 4340 traité par induction en présence de concentrateurs de flux. En première étape, le profil de dureté sur le plan médian et au bord du disque principal ont été obtenus à travers les profils de température correspondants. En seconde étape, une étude de sensibilité a été menée selon la variation simultanée de quatre paramètres de contrôle employés précédemment. Les résultats des analyses de variance ANOVA ont démontré que la puissance machine a un effet plus conséquent (plus de 70%) sur la variation des profils de dureté. En troisième étape, les modèles de prédition proposés sont validés en effectuant des essais expérimentaux sur la machine à l'induction située au laboratoire de traitement thermique par induction à l'École de technologie supérieure de Montréal. Les résultats obtenus sont en bon accord avec ceux obtenus par les modèles développés avec une erreur maximale de moins 15%.

Finalement dans la troisième phase, une étude de sensibilité en fonction de paramètres machines a été conduite sur le profil de température d'un engrenage droit en acier AISI 4340 chauffé par induction avec concentrateurs de flux à deux étages de courants séquentiels. Le courant à moyenne fréquence MF pour chauffer principalement les racines et courant à haute fréquence HF pour chauffer principalement les têtes de dents d'engrenage. Ce concept de chauffage a été appliqué pour obtenir un profil de contour uniforme à la fin de chauffe. Dans un premier temps, un modèle analytique en 3D a été élaboré en utilisant le couplage électromagnétique et transfert de chaleur à l'aide du logiciel multiphysique COMSOL. Dans un second temps, une étude de convergence de maillage a été effectuée pour réduire le temps de calcul et obtenir des résultats stables. En plus, les paramètres machines et géométries ont été ajustés afin d'obtenir la température de référence uniforme autour de 900°C à la tête et à la racine de denture. Dans un troisième temps, les quatre paramètres de contrôle, notamment la densité de courant imposée dans l'inducteur et le temps de chauffage dans les cas de chauffages MF et HF ont été varié simultanément afin de quantifier statiquement leurs effets sur la distribution uniforme de température. En effet, la densité de courant source MF est le paramètre qui influence davantage la distribution uniforme de température de plus 70% sur le plan médian et de plus 80% au bord de denture, tandis que le temps de chauffage HF influence l'effet de bord de plus 32% à la tête et plus de 77% à la racine de denture. Les résultats de l'analyse ainsi obtenus ont permis de développer des modèles précis (plus 99%) qui permettent de prédire la distribution uniforme de température dans un engrenage droit en acier 4340 chauffé par induction à doubles fréquences séquentielles. La marge d'erreur entre les résultats obtenus par simulations et ceux obtenus par les modèles prédictifs est de moins de 3°C pour la différence de température sur le plan médian (**diffM**) et moins de 8% pour la différence de température au bord (**diffE**).

La simulation numérique reste un outil puissant de nos jours pour analyser les procédés complexes tel que le chauffage par induction. En effet, l'approche adoptée dans le projet de recherche actuel a permis la mise en place des modèles prédictifs de profils de températures et la meilleure compréhension de comportement et de distribution de courant induit et de température correspondante en fonction de propriétés du matériau, de paramètres machines

et géométries de disque et d'engrenage droit en acier faiblement allié AISI 4340 chauffés par induction en présence de concentrateurs de flux. Dans un futur proche, nous aimerons valider sur la machine à l'induction le modèle analytique développé dans la troisième phase de ce projet et aborder un quatrième travail de chauffage à deux étages de fréquences MF et HF simultanées. Les résultats de ces études seront comparés l'un par rapport au l'autre afin d'optimiser le mode de chauffage à doubles fréquences appliquée à des pièces de géométrie complexe.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Handbook Rudnev V, Loveless D, Cook R (2017), Manufacturing engineering and materials processing. In: Handbook of Induction Heating, 2nd edn. Boca Raton, CRC Press, Taylor & Francis Group xxi, 749 pages.
- [2] Richard E. Haimbaugh (2015), History of Metallurgy and Induction Heating, Practical Induction Heat Treating, Second Edition, ASM International.
- [3] S. L. Semiatin, S.Zinn (1988), elements of induction heating design control and applications, ASM International & Electric Power Research Institute, 335 pages.
- [4] Noureddine Barka and al (2013), Explorative Study and Prediction of Overtempering Region of Disc Heated by Induction Process Using 2D Axisymmetric Model and Experimental Tests, Advanced Materials Research, Vol. 658 pp 259-265.
- [5] N. Barka, A. Chebak, and J. Brousseau (2011), Study of Edge Effect of 4340 Steel Specimen Heated by Induction Process Using Axi-symmetric Simulation, Progress in Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Marrakesh, Morocco.
- [6] Valery Rudnev et al (2014), Principles of Induction Hardening and Inspection, ASM Handbook, Volume 4C, Induction Heating and Heat Treatment.
- [7] Edgar Rapoport and Yulia Pleshivtseva (2006), Optimal Control of Induction Heating Processes, CRC Press 349 Pages 132 B/W Illustrations.
- [8] Bernard PAYA (décembre 2017), Optimisation des installations de chauffage de billettes par induction électromagnétique dans l'industrie de la forge afin d'améliorer leur efficacité énergétique (Thèse de doctorat, École Doctorale Ingénierie - Matériaux Mécanique Énergétique Environnement Procédés Production).
- [9] Mohamed Khalifa & al (2018), Sensitivity study of hardness profile of 4340 steel disc hardened by induction according to machine parameters and geometrical factors, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.
- [10] Chapter 2, Basic heat treatment NAVEDTRA 1425A, 33 pages.
- [11] William D. Callister jr (2006), Materials Science and engineering an introduction, Seventh Edition.
- [12] Heat Treating (2015), ASM International, 7 pages.
- [13] Oscar Lucia, et al (2013), Induction Heating Technology and Its Applications, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Institute of Electrical and Electronics Engineers, vol. 61 (n°5), pp. 2509-2520.

- [14] Avala Lava Kumar et al, heat treatment MM-15-015, Department of Metallurgical & Materials Engineering (MME).
- [15] Gary Doyon, Dr. Valery Rudnev, Randall Minnick & Tim Boussie (October 2019), Troubleshooting and Prevention of Cracking in Induction Hardening of Steels.
- [16] Habib Hammi, Abderazzak El Ouafi & Noureddine Barka (2016), Study of Frequency Effects on Hardness Profile of Spline Shaft Heat-Treated by Induction, Journal of Materials Science and Chemical Engineering, 4, 1-9.
- [17] Mathieu Gendron (janvier 2018), Modélisation électro-magnéto-thermique et optimisation des paramètres de chauffe d'un nouveau système de traitement thermique par induction robotisé, (Thèse de doctorat, École de Technologie Supérieure de Montréal).
- [18] Mohamed Khalifa et al (2019), Optimization of the edge effect of 4340 steel specimen heated by induction process with flux concentrators using finite element axis-symmetric simulation and experimental validation, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.
- [19] Mahyar Parvinzadeh et al (May 2021), A Novel Investigation into the Edge Effect Reduction of 4340 Steel Disc Through Induction Hardening Process Using Magnetic Flux Concentrators, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.
- [20] Huy-Tien Bui & Sheng-Jye Hwang (March 2015), Modeling a working coil coupled with magnetic flux concentrators for barrel induction heating in an injection molding machine, International Journal of Heat and Mass Transfer.
- [21] V. Rudnev & G.E. Totten (2014), Magnetic Flux Controllers in Inductionn Heating and Melting, ASM Handbook, Volume 4C, Induction Heating and Heat Treatment.
- [22] Saziana Samata, Mohd Zaidi Omara & Intan Fadhlina Mohameda (July 2019), High-Frequency Induction Heating of Al-Si-Cu-Mg aluminum alloy in Thixoforming, Materials Research 22(5): e20190253.
- [23] Stefanov G. et al (2011), Distribution of The Temperature and Energy at Induction Heating of Work Piece Copper, Scientific Proceedings VIII International Congress "Machines, Technologies, Materials".
- [24] Valery I. Rudnev (December 2004), An objective assessment of magnetic flux concentrators, Inductoheat Group
- [25] Hamdan F. Sabeeh, Isam M. Abdulbaqi & Sahib M. Mahdi (2018), Effect of Flux Concentrator on the Surface Hardening Process of a Steel Gear, International Scientific Conference of Engineering Sciences (ISCES).
- [26] Bukanin, V. A. (2009). Negative effects of electromagnetic field in induction systems. IEEE EUROCON.

- [27] Zhu, T., Feng, P., Li, X., Li, F., & Rong, Y. (2013), The Study of the Effect of Magnetic Flux Concentrator to the Induction Heating System Using Coupled Electromagnetic-Thermal Simulation Model. International Conference on Mechanical and Automation Engineering.
- [28] Sorokin, A. G., & Filimonova, O. V. (2017), Modeling induction heater temperature distribution in polymeric material. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 87, 092026.
- [29] Jung, H. K., & Kang, C. G. (1999), An induction heating process with coil design and solutions avoiding coarsening phenomena of Al-6 Pct Si-3 Pct Cu-0.3 Pct Mg alloy for thixoforming. Metallurgical and Materials Transactions A, 30(11), 2967–2977.
- [30] Barka, N., Ouafi, A. E., Chebak, A., Bocher, P., & Brousseau, J. (2012), Study of Induction Heating Process Applied to Internal Gear Using 3D Model. Applied Mechanics and Materials.
- [31] Barka, N., Bocher, P., Brousseau, J., & Arkinson, P. (2011), Effect of Dimensional Variation on Induction Process Parameters Using 2D Simulation. Advanced Materials Research, 409, 395–400.
- [32] Noureddine Barka, et al (2014), A New Approach in Optimizing the Induction Heating Process Using Flux Concentrators: Application to 4340 Steel Spur Gear, JMEPEG ASM International 1059-9495.
- [33] Noureddine Barka (Mai 2011), Étude De Sensibilité du Profil de Dureté des Engrenages Traités Thermiquement par Induction en Fonction des Paramètres Machine, (Thèse de doctorat, École de Technologie Supérieure de Montréal).
- [34] Rudnev V., Loveless D., Cook R., Black M. (2003), Handbook of Induction Heating, Marcell Dekker Inc., New York.
- [35] Mathieu Gendron (September 2015), non-linear optimization of a new robotic induction process For local heat treatment using thermal finite Element analysis, Advanced Manufacturing Technology.
- [36] M. Sven WANSER (février 1995), Simulation des phénomènes de chauffage par induction Application à la trempe superficielle, (Thèse de doctorat, École Doctorale de Lyon des Sciences pour l'Ingénieur).
- [37] Jamila essadaoui (novembre 2003), Commande d'un onduleur de puissance destiné au chauffage par induction par la modulation de densité d'impulsions avec amélioration du facteur de puissance, (mémoire de maîtrise, université du Québec à Trois-Rivières).
- [38] Noureddine Barka et al (September 2014), A New Approach in Optimizing the Induction Heating Process Using Flux Concentrators: Application to 4340 Steel Spur Gear, Journal of Materials Engineering and Performance.

- [39] Mohamed Khalifa et al (October 2019), Optimization of the edge effect of 4340 steel specimen heated by induction process with flux concentrators using finite element axis-symmetric simulation and experimental validation, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- [40] 4340 ALLOY STEEL, AMS 6414 VAR –UNSG43406 DATA SHEET, Service Steel Aerospace.
- [41] Mohammed Messadi et al (2020), Improved 3D electromagnetic analytical model for planar induction heater with consideration of transverse edge effects, *The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*.
- [42] Mahyar Parvinzadeh et al (January 2021), A novel investigation into edge effect reduction of 4340 steel spur gear during induction hardening process, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- [43] Leonardo Energy (Août 2007), Guide Power Quality, Section 7 Efficacité Energétique.
- [44] Noureddine Barka et al (2011), Study of Currents and Temperature of Induced Spur Gear using 2d Simulation, World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering Vol:5, No:11.
- [45] Wang Youhua et al, (2008), Analysis of Induction Heating Eddy Current Distribution Based on 3D FEM, IEEE Region 8 International Conference on Computational Technologies in Electrical and Electronics Engineering.
- [46] Yilun Li Shiyou Yang, (2016), 3D eddy current and temperature field analysis of edge induction Heater, *COMPEL: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*, Vol. 35 Iss 2 pp. 683 – 694.
- [47] Hiroaki Kurose et al (March 2009), 3D Eddy Current Analysis of Induction Heating Apparatus Considering Heat Emission, Heat Conduction, and Temperature Dependence of Magnetic Characteristics, *IEEE transactions on magnetics*, vol. 45, no. 3.
- [48] Hai Du, Junyuan Li, & Yanbin Qu (June 2014), Mathematical Modeling of Eddy-Current Loss for a New Induction Heating Device, *Mathematical Problems in Engineering* Volume 2014, Article ID 923745, 7 pages.
- [49] Goce stefanov & vasilija sarac (2010), Estimation of the parameters of electromagnetic field at induction device by the aid of computer simulation, the third symposium on applied electromagnetics.
- [50] Mohamed Khalifa et al (April 2019), Reduction of edge effect using response surface methodology and artificial neural network modeling of a spur gear treated by induction with flux concentrators, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.
- [51] Mohamed Khalifa et al (March 2019), Sensitivity Study of Hardness Profile of 4340 Steel Disc Hardened by Induction by the Variation of Machine Parameters and Geometrical Factors, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.

- [52] Noureddine Barka (May 2017), Study of the machine parameters effects on the case depths of 4340 spur gear heated by induction 2D model, *Int J Adv Manuf Technol.*
- [53] Noureddine Barka et al (December 2013), Sensitivity study of hardness profile of 4340 specimen heated by induction process using axisymmetric modeling, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.*
- [54] DOUGLAS C. MONTGOMERY (2012), *Design and Analysis of Experiments*, 8th Edition. John Wiley & Sons, Incorporated, 730 pages.
- [55] Labbé, V. (2002), Modélisation numérique du chauffage par induction: Approche éléments finis et calcul parrallèle (Thèse de doctorat, École des mines de Paris, Paris).
- [56] Mathieu Gendrona, Eric Boudreaultb, Bruce Hazelc, Henri Champliaudd & Xuan-Tan Phame (September 2015), Non-linear optimization of a new robotic induction process for local heat treatment using thermal finite element ANALYSIS, *Advanced Manufacturing Technology.*
- [57] Chandler H (1994) Heat treater's guide: practices and procedures for irons and steels. ASM International.
- [58] Mohamed Khalifa1 & al (2018), Sensitivity study of hardness profile of 4340 steel disc hardened by induction according to machine parameters and geometrical factors, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.*
- [59] Matúš OCILKA & Dobroslav (2015), Simulation model of induction heating in comsol multiphysics, *Acta Electrotechnica et Informatica*, Vol. 15, No. 1, 29–33.
- [60] Maialen Areitioaurtena et al (2020), Predicting the induction hardened case in 42CrMo4 cylinders, *Procedia CIRP* 87, 545–55.
- [61] Noureddine Barka (2017), Study of the machine parameters effects on the case depths of 4340 spur gear heated by induction—2D model, *J Adv Manuf Technol.*
- [62] Feng Li et al (2018), Study on the plane induction heating process strengthened by magnetic flux concentrator based on response surface methodology, *Journal of Mechanical Science and Technology* 32 (5), 2347-2356.
- [63] Amit Kohli & Hari Singh (April 2011), Optimization of processing parameters in induction hardening using response surface methodology, *Sadhana* Vol. 36, Part 2, pp. 141–152. _c Indian Academy of Sciences.
- [64] Kayacan, M.C. & Çolak, O. (2004), A fuzzy approach for induction hardening parameters selection. *Materials & Design*, 25(2): 155 -161.
- [65] Olivier PERROT (2010-2011), *Cours d'électrothermie*, Département Génie Thermique et énergie, I.U.T. de Saint-Omer Dunkerque.
- [66] Palanivasan, R. & Warkhedkar, R.M. (2010), Optimizing influence of process parameters on induction hardening for IC engine valve. *Indian Journal of Science and Technology*, 3(7): 795- 797.

- [67] Kochure, P.G. & Nandurkar, K.N. (2012), Mathematical modeling for selection of process parameters in induction hardening of EN8 D steel. IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering, 1(2): 28- 32.
- [68] Huang M-S & Huang Y-L (2010), Effect of multi-layered induction coils on efficiency and uniformity of surface heating. Int J Heat Mass Transf 53 (11–12) :2414–2423.
- [69] Goce Stefanov & Vasilija Sarac (June 2010), Estimation of the parameters of electromagnetic field at induction device by the aid of computer simulation, SAEM'2010 The third symposium on applied electromagnetics.
- [70] Dr.Valery Rudnev (2008), Induction Hardening of Gears and Critical Components Part II.
- [71] Yun, D & al (2015), Investigation of Heat Treatment of Gears Using a Simultaneous Dual Frequency Induction Heating Method. IEEE Transactions on Magnetics, 51(11), 1–4.
- [72] Li Yang & al (2019), Designing and Optimization of Gear Synchronous Dual-Frequency Induction Heating Power Supply Based on ANSYS, International Conference on Precision Machining, Non-Traditional Machining and Intelligent Manufacturing, Atlantis Highlights in Engineering, volume 5.
- [73] Zimoch, P., Legutko, P., Kierepka, K., & Kasprzak, M. (2018), Dual-frequency Induction Heating for Gear Hardening: Converter, Resonant Circuit and FEM Modelling. IET Power Electronics.
- [74] Jerzy Barglik (2018), Induction surface hardening – comparison of different methods, Silesian University of Technology, Department of Industrial Informatics.
- [75] Smalcerz, A. (2015), The Use of Multifrequency Induction Heating for Temperature Distribution Control. Archives of Metallurgy and Materials, 60(2), 721–725.
- [76] J Barglik, A Smalcerz & A Smagór (Oct 2015), Induction hardening of small gear wheels made of steel 50CrMo4. 8th International Conference on Electromagnetic Processing of Materials.
- [77] Jerzy Barglik (2018), Identification of temperature and hardness distribution during dual frequency induction hardening of gear wheels, Archives of Electrical Engineering, vol. 67(4), pp. 913–923.
- [78] Barka, N. (2017), Study of the machine parameters effects on the case depths of 4340 spur gear heated by induction—2D model. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 93(1-4), 1173–1181.
- [79] Barglik, J., Smagór, A., Smalcerz, A., & Desisa, D. G. (2021), Induction Heating of Gear Wheels in Consecutive Contour Hardening Process. Energies, 14(13), 3885.
- [80] R. Przylucki & A. Smalcerz (April 2013), Induction heating of gears - pulsing dual-frequency concept, Materials Science Metalurgija.

- [81] Hömberg, Dietmar; Petzold, Thomas & Rocca, Elisabetta (2015), Analysis and simulations of multifrequency induction hardening. *Nonlinear Analysis: Real World Applications*, 22(), 84–97.
- [82] Thi-Bich, M., Van-Chien, D., Tien-Long, B., & Duc-Toan, N. (2018), Cutting Force Model for Thermal-Assisted Machining of Tool Steel Based on the Taguchi Method. *Metals*, 8(12), 992.

