







Université du Québec  
à Rimouski

**EFFETS DES PARAMETRES MACHINE SUR LE PROFIL  
DURCI DANS LE TRAITEMENT THERMIQUE  
SUPERFICIEL PAR INDUCTION DE PIECES A  
GEOMETRIES COMPLEXES**

Mémoire présentée

dans le cadre du programme de maîtrise en ingénierie  
en vue de l'obtention du grade de maître ès sciences appliquées

PAR

© **HABIB HAMMI**

**Fevrier 2017**



**Composition du jury :**

**Prof. Adrian Ilinca, président du jury, Université du Québec à Rimouski**

**Prof. Abderrazak El Ouafi, directeur de recherche, Université du Québec à Rimouski**

**Prof. Noureddine Barka, codirecteur de recherche, Université du Québec à Rimouski**

**Dr. Hussein Ibrahim, examinateur externe, Technocentre Éolien**

Dépôt initial le 13 septembre 2016

Dépôt final le 06 février 2017



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 l'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 épouse

À ma petite sœur



## REMERCIEMENTS

Premièrement, je tiens à remercier mon directeur de recherche le Professeur (Prof.) El Ouafi pour sa direction, ses conseils, sa disponibilité ainsi que pour son soutien moral et pour son écoute. Prof. El Ouafi m'a fourni des idées ingénieuses surtout sur le plan méthodologique. Je le remercie infiniment aussi pour tout le temps consacré à nos rencontres et à nos discussions.

Deuxièmement, je remercie mon codirecteur de recherche, Prof. Barka, pour sa grande disponibilité, sa gentillesse, son soutien moral et ses explications qui m'ont été d'une utilité extrême. Quand j'ai commencé à travailler avec Prof. Barka, il était un jeune professeur et grâce à cela il m'a transmis ses ambitions et son amour pour notre travail de recherche.

Mes remerciements s'adressent aussi à tous les membres du personnel 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.

Finalement, je dédie ce travail à mes parents qui ont toujours été présents pour me soutenir moralement dans les périodes les plus difficiles. Ma jeune sœur, quant à elle, m'a démontré à quel point on peut être déterminé pour réaliser ses rêves. Quand à mon épouse, étudiante à son tour, aucun mot ne peut décrire ma gratitude envers elle et surtout pour sa très grande patience.



## RÉSUMÉ

Les traitements thermiques superficiels sont des techniques de traitement thermique visant à améliorer la performance en service de divers composants mécaniques par le durcissement des zones critiques superficielles en utilisant des apports thermiques brefs et localisés. Parmi ces techniques, le chauffage par induction est bien connu pour sa capacité en termes de densité de puissance permettant de produire des bons profils de dureté de surface sans engendrer des déformations indésirables. Les caractéristiques mécaniques de la surface durcie par induction sont influencées par les propriétés physicochimiques du matériau à traiter et par plusieurs paramètres et conditions de chauffage. Pour être en mesure d'exploiter correctement les ressources offertes par ce procédé, il est nécessaire de développer des stratégies permettant de contrôler ces paramètres de manière à produire avec précision les caractéristiques désirées pour la surface durcie sans recourir au traditionnel long et coûteux processus essai-erreur.

L'objectif du projet consiste à analyser les relations de dépendance entre les profils durcis et les paramètres du procédé dans le but d'établir des modèles simples permettant de prédire ces profils pour des pièces mécaniques en acier AISI 4340 ayant des géométries complexes. Pour développer des modèles prédictifs consistants, une approche en trois phases a été adoptée. La première phase a consisté à étudier les effets de la variation des paramètres machine sur le profil de dureté pour une géométrie simple en utilisant un modèle bidimensionnel axisymétrique dans lequel le comportement de la température à la surface est évalué en fonction de la puissance induite, de la durée de chauffe et des attributs dimensions et géométrique de l'inducteur. Les résultats obtenus dans cette phase ont conduit à l'identification des variables les plus pertinentes à exploiter pour la modélisation dans le cas de pièces de géométries complexes. La seconde phase a permis d'approfondir l'analyse par l'introduction des effets de la fréquence d'induction sur la profondeur durcie en utilisant un modèle 3D appliqué à des cannelures à flancs parallèles stationnaire. Cette phase a permis d'enrichir le premier modèle et de le valider expérimentalement. Enfin, la troisième phase a permis d'introduire les effets de la vitesse de balayage suivant l'axe de la pièce sur le profil durci pour mieux contrôler le profil de dureté dans le cas de pièces de grandes dimensions. Le modèle obtenu a été appliqué avec succès pour des cannelures à flancs parallèles. Au cours des trois phases, les résultats obtenus se sont avérés très satisfaisants et ont montré une concordance remarquable entre les profils durcis prédits et les mesures expérimentales.

*Mots clés* : Traitement thermique superficiel par induction, Profil de dureté, paramètres machine, acier AISI 4340, cannelures à flancs parallèles, modèles de prédiction, méthode des éléments finis, simulation 3D.



## ABSTRACT

Superficial heat treatments are heat treatment techniques that aim to improve the performance of various mechanical components by hardening superficial critical areas using brief and localized heating pulses. Among these techniques, the induction heating, well known for its capacity in terms of power density to achieve the temperatures needed to produce interesting surface hardened profiles without producing undesirable distortions. The mechanical characteristics of the hardened surface are affected by the physicochemical properties of the material to be treated and by several parameters and heating conditions. To be able to use properly the offered resources by this method, it is necessary to develop strategies to control these parameters to produce the desired characteristics of the hardened surface without using the traditional long and expensive process of trial and error.

The project objective is to analyze the dependencies between the hardened profile and process parameters in order to establish simple models to predict hardness profile in the case of the treatment of mechanical parts made of AISI 4340 steel that have complex geometries. To produce a robust predictive model, a three-phase approach is adopted. The first phase consists to examine the effects of variation of the machine parameters on the hardness profile for a simple geometry using a simple axisymmetric two-dimensional model in which the temperature behavior at the surface are evaluated based on the induced power, heating time and geometric and dimension attributes of the inductor. The obtained results in this phase led to the identification of the most relevant variables to use for modeling in the case of parts with complex geometry. The second phase allowed for further analysis by the introduction of the effects of the frequency of the induced current on the hardened depth using a 3D model applied to stationary parallel fluted flanks. This phase enhanced and validated experimentally the first model for complex surfaces. The third phase introduce the effects of the heat source motion speed along the axis of the heated part on the hardened profile to be able to better control the hardness in the case of scanning based induction heating or in the case of large parts. The resulting model is applied successfully for parallel splines with large dimensions. During the three phases, the results reveal remarkable agreement between predictive modelling results and experimental measurements.

*Keywords:* Induction surface hardening, hardening profile, machine parameters, AISI 4340 steel, spline shafts, predictive model, finite element method, 3D simulation.





## TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	ix
RÉSUMÉ.....	xi
ABSTRACT.....	xiii
TABLE DES MATIÈRES.....	xv
Liste des tableaux.....	xxi
Liste des figures.....	xxiii
Liste des symboles.....	xxix
CHAPITRE 1 INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	1
1.1 GÉNÉRALITÉS SUR LE TRAITEMENT THERMIQUE.....	1
1.1.1 MODES DE DÉFAILLANCES ET AMÉLIORATION DES PERFORMANCES.....	1
1.1.2 TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION.....	3
1.1.2.1 PRINCIPE.....	4
1.1.2.2 HISTORIQUEMENT.....	6
1.1.2.3 EFFETS ÉLECTROMAGNÉTIQUES.....	8
1.1.2.4 TYPES DE TRAITEMENT PAR INDUCTION.....	9
1.1.2.5 MODES DE TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION.....	11
1.1.3 GÉNÉRATEURS DE PUISSANCE.....	12
1.1.4 MONTAGE, MANIPULATION ET RÉSULTATS.....	13
1.1.5 MESURE DE LA DURETÉ.....	18
1.1.6 CHAMP ÉLECTROMAGNÉTIQUE.....	18
1.1.7 TRANSFERT DE CHALEUR.....	24
1.1.7.1 DIFFÉRENTS MODES.....	24

1.1.7.2	ÉQUATIONS DU TRANSFERT DE CHALEUR .....	25
1.1.8	MODÈLES .....	26
1.2	PROBLÉMATIQUE, OBJECTIFS, MÉTHODOLOGIE ET ORGANISATION DU MÉMOIRE .....	30
1.2.1	PROBLÉMATIQUE .....	30
1.2.2	OBJECTIFS .....	31
1.2.3	MÉTHODOLOGIE .....	32
1.2.4	ORGANISATION DU MÉMOIRE .....	34
CHAPITRE 2 EFFETS DES PARAMETRES DU PROCEDE DE CHAUFFAGE PAR INDUCTION SUR LE PROFIL DE DURETE – CAS D’UNE PORTEE DE ROULEMENT EN ACIER AISI 4340 .....		
		37
2.1	RÉSUMÉ.....	37
2.2	EFFECTS OF INDUCTION HEATING PROCESS PARAMETERS ON HARDNESS PROFILE OF 4340 STEEL BEARING SHOULDER USING 2D AXISYMMETRIC MODEL .....	39
2.3	INTRODUCTION.....	39
2.4	SIMULATION MODEL AND FORMULATIONS.....	41
2.4.1	MATHEMATICAL MODELING OF THE ELECTROMAGNETIC FIELD.....	42
2.4.2	MATHEMATICAL MODELING OF THE THERMAL PROCESSES.....	43
2.4.3	SPACE DISCRETIZATION (MESH CALCULATION).....	43
2.4.4	CONVERGENCE STUDY.....	44
2.4.5	COUPLING OF ELECTROMAGNETIC AND THERMAL PROBLEM (TWO-STEP APPROACH).....	45
2.4.6	PRIMARY RESULTS.....	45
2.5	PARAMETRIC EFFECTS .....	45
2.5.1	EFFECT OF X-AXIS GAP ( $G_x$ ).....	47
2.5.2	EFFECT OF X-AXIS GAP ( $G_y$ ).....	47
2.5.3	EFFECT OF HEATING TIME ( $tc$ ).....	47
2.5.4	EFFECT OF IMPOSED CURRENT DENSITY ( $J_0$ ) .....	48
2.6	SENSITIVITY STUDY .....	50
2.6.1	LINEAR REGRESSION STUDY AND PREDICTION MODEL .....	53

2.7	CONCLUSION.....	56
2.8	REFERENCES .....	57
CHAPITRE 3 ETUDE DE L'EFFET DE LA FREQUENCE DU TRAITEMENT THERMIQUE SUPERFICIEL PAR INDUCTION SUR LE PROFIL DE DURETE EN UTILISANT UN MODELE DE SIMULATION 3D – CAS DE CANNELURES EN ACIER AISI 4340 .....		
		59
3.1	RÉSUMÉ .....	59
3.2	EFFECTS OF INDUCTION HEATING PROCESS FREQUENCY ON HARDNESS PROFILE OF 4340 SPLINE SHAFT USING 3D SIMULATION AND VALIDATION.....	61
3.3	INTRODUCTION .....	61
3.4	PROBLEM FORMULATION AND SIMULATION .....	63
3.4.1	PROBLEM FORMULATION .....	64
3.4.2	SIMULATION .....	67
3.5	EFFECT OF FREQUENCY AND HEATING TIME ON TEMPERATURE DISTRIBUTION .....	68
3.6	PREDICTION OF THE HARDENED PROFILE AND VALIDATION.....	72
3.6.1	PREDICTION OF THE HARDENED PROFILE.....	72
3.6.2	VALIDATION .....	77
3.7	CONCLUSION.....	78
3.8	REFERENCES .....	79
CHAPITRE 4 TRAITEMENT THERMIQUE SUPERFICIEL PAR INDUCTION AVEC BALAYAGE DE CANNELURES EN AISI 4340 – SIMULATION ET VALIDATION.....		
		81
4.1	RÉSUMÉ .....	81
4.2	SCANNING INDUCTION HEATING OF AN AISI 4340 SPLINE AND VALIDATION USING 3D SIMULATION .....	83
4.3	INTRODUCTION .....	83
4.4	3D MODEL.....	85
4.4.1	PARAMETERS CONTROL .....	86

4.4.2 MARTENSITIC FORMATION .....	89
4.5 PREDICTED VERSUS MEASURED RESULTS .....	91
4.5.1 SIMULATION RESULTS .....	91
4.5.2 PREDICTED VERSUS MEASURED .....	91
4.5.3 ERROR CALCULATION AND MODEL PRECISION .....	95
4.6 SENSITIVITY STUDY AND MODELLING.....	100
4.6.1 SCRATCHING PARAMETERS CHOICE AND VARIATION .....	100
4.6.2 RESULTS AND INTERPRETATION .....	101
4.6.3 BEHAVIORAL EQUATIONS .....	103
4.7 CONCLUSION .....	105
4.8 REFERENCES.....	106
CONCLUSION GÉNÉRALE .....	109
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....	115
ANNEXES I Propriétés de l'acier AISI 4340 .....	121
ANNEXES II Dessins des différentes pièces utilisées.....	123





## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1 : Recapitulative table about temperatures variations versus factors variations .....	50
Tableau 2 : Scratching parameters and their levels for the sensitivity study.....	50
Tableau 3 : Percent contribution of each parameter variation over the temperatures .....	51
Tableau 4 : Summary of the model performances .....	53
Tableau 5 : Temperature measurement in the tip and the root versus frequency .....	72
Tableau 6 : $dS, dL$ and $dC$ for the tip and the root of the spline .....	73
Tableau 7 : Sets A, B, C, and D definition for simulation and validation parameters .....	91
Tableau 8 : Hardened depths for the 4 sets of values .....	94
Tableau 9 : Simulation versus validation case depths for the four sets of values.....	99
Tableau 10 : Scratching parameters and their levels for the sensitivity study.....	100
Tableau 11 : Percent contribution of each parameter variation over the temperature .....	102





## LISTE DES FIGURES

Figure 1 : Principe de l'induction. Tiré du catalogue de FAIRCHILD SEMICONDUCTOR™ .....	4
Figure 2 : Variation de $\delta$ en fonction de la fréquence $f$ pour une pièce cylindrique en cuivre .....	9
Figure 3 : Explication de l'effet de bord durant le traitement thermique par induction .....	9
Figure 4 : Classification des applications du traitement thermique par induction selon la puissance et la fréquence produite par le générateur de puissance de la machine.....	11
Figure 5 : Machine à induction utilisée pour l'expérimentation.....	14
Figure 6 : Composantes de la partie active de la machine à induction .....	15
Figure 7 : Machines utilisées pour la mesure de la dureté, (a) Machine à tronçonner, (b) Machine à enrober, (c) Polisseuse, (d) Machine pour le test de dureté et (e) Microscope.....	17
Figure 8 : Profil de dureté .....	18
Figure 9 : Dureté des aciers en fonction de la profondeur et du refroidissement .....	28
Figure 10 : Bearing seating and coil dimensions .....	42
Figure 11 : Space discretization (mesh) in COMSOL.....	44
Figure 12 : T versus mesh size.....	44
Figure 13 : Temperature distribution ( $^{\circ}\text{C}$ ) [0, 1000] and total induced current ( $A \cdot m - 2$ ) [ $1,9 \times 10^7, 5,8 \times 10^9$ ] without flux concentrators .....	46
Figure 14 : Temperature distribution ( $^{\circ}\text{C}$ ) [0, 1000] and total induced current ( $A \cdot m - 2$ ) [ $1,9 \times 10^7, 5,8 \times 10^9$ ] using flux concentrators.....	46

Figure 15 : $T1$ and $T2$ , versus x-axis gap.....	48
Figure 16 : $T1$ and $T2$ , versus y-axis gap.....	48
Figure 17 : $T1$ and $T2$ versus $tc$ .....	49
Figure 18 : $T1$ and $T2$ versus $J0$ .....	49
Figure 19 : Main effects of x-axis gap, y-axis gap, $tc$ , and $J0$ on $T1(^{\circ}\text{C})$ .....	51
Figure 20 : Main effects of x-axis gap, y-axis gap, $tc$ , and $J0$ on $T2(^{\circ}\text{C})$ .....	52
Figure 21 : Main effects of x-axis gap, y-axis gap, $tc$ , and $J0$ on $T3(^{\circ}\text{C})$ .....	52
Figure 22 : $T1$ predicted ( $^{\circ}\text{C}$ ) vs $T1$ simulated ( $^{\circ}\text{C}$ ) .....	55
Figure 23 : $T2$ predicted ( $^{\circ}\text{C}$ ) vs $T2$ simulated ( $^{\circ}\text{C}$ ) .....	55
Figure 24 : $T3$ predicted ( $^{\circ}\text{C}$ ) vs $T3$ simulated ( $^{\circ}\text{C}$ ) .....	56
Figure 25 : Schematic representation of 3D model.....	64
Figure 26 : Temperature distributions ( $^{\circ}\text{C}$ ) for different frequency. (a) 50 kHz; (b) 100 kHz; (c) 150 kHz; (d) 200 kHz; and (e) 500 kHz.....	70
Figure 27 : Temperature distributions ( $^{\circ}\text{C}$ ) versus heating time (s) for different frequency. (a) 50 kHz; (b) 100 kHz; (c) 150 kHz; (d) 200 kHz; and (e) 500 kHz.....	71
Figure 28 : Predicted hardened profile for different frequency. (a) 50 kHz; (b) 100 kHz; (c) 150 kHz; (d) 200 kHz; and (e) 500 kHz .....	73
Figure 29 : Temperature versus frequencies for the tip (blue) and the root (red).....	74
Figure 30 : Induced current density versus frequencies .....	74
Figure 31 : Temperature ( $^{\circ}\text{C}$ ) versus depth for (a) the tip and (b) the root.....	75
Figure 32 : Predicted and measured hardness vs depth in the (a) teeth and the (b) root.....	77
Figure 33 : Predicted (a) and real (b) hardness profile.....	77
Figure 34 :3D Spline model with the coil and temperature distribution.....	86

Figure 35 : Cross section of the hardened spline tooth (left), microstructure of the hardened surface (Top right) and Microstructure of the raw material (Bottom right) .....	90
Figure 36 : Isothermal surfaces showing different 3D levels .....	90
Figure 37 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set A.....	92
Figure 38 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set B.....	93
Figure 39 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set C .....	93
Figure 40 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set D.....	94
Figure 41 : Hardened specimens for set A, B, C, and D and measurement of the different hardened case depths.....	95
Figure 42 : Predicted and measured hardness versus depth for Set A.....	96
Figure 43 : Predicted and measured hardness versus depth for Set B .....	97
Figure 44 : Predicted and measured hardness versus depth for Set C .....	98
Figure 45 : Predicted and measured hardness versus depth for Set D.....	98
Figure 46 : Predicted, measured case depths and errors versus sets of values .....	99
Figure 47 : Temperature means versus scratching parameters for the frequency, the power, and the scanning velocity.....	101
Figure 48 : Predicted case depth versus measured case depths .....	104
Figure 49 : Dessin de définition de la portée de roulement .....	123
Figure 50 : Dessin de définition du premier concentrateur de flux .....	124
Figure 51 : Dessin de définition du deuxième concentrateur de flux .....	125
Figure 52 : Dessin de l'inducteur .....	126
Figure 53 : Dessin du montage de la portée de roulement et de l'inducteur .....	127
Figure 54 : Dessin des cannelures.....	128

Figure 55 : Dessin du montage des cannelures et l'inducteur.....	128
Figure 56 : Dessin des cannelures avec une longueur de 50 mm.....	129
Figure 57 : Dessin du montage des cannelures (50 mm) et l'inducteur .....	129





## LISTE DES SYMBOLES

C/s	Degré Celsius par seconde.
AISI 4340	Acier AISI 4340 <sup>1</sup> .
2D axisymétrique	Model symétrique par rapport à un axe.
3D	Model tridimensionnel.
°C	Degré Celsius.
K	Kelvin.
$kg \cdot m^{-3}$	Kilogram per cubic meter (Kilogramme par mètre cube).
mm	Millimeter (Millimètre).
AC	Courant alternatif.
DC	Courant continu.
$\mu_r$	Perméabilité magnétique relative.
$\mu_0$	Perméabilité magnétique du vide.
$\sigma$	Conductivité électrique en $\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$ .
f	Fréquence du traitement en Hz.
E	Electric field intensity (Amplitude du champ électrique).

---

<sup>1</sup> Source : ASTM : [http://www.astmsteel.com/wp-content/uploads/2015/10/ASTM-A29A29M-2004\\_Standard-Specification-for-Steel-Bars-Carbon-and-Alloy-Hot-Wrought.pdf](http://www.astmsteel.com/wp-content/uploads/2015/10/ASTM-A29A29M-2004_Standard-Specification-for-Steel-Bars-Carbon-and-Alloy-Hot-Wrought.pdf)

- D Electric flux density (Densité du flux électrique).
- H Magnetic field intensity (Amplitude du champ magnétique).
- B Magnetic flux density (Densité du flux magnétique).
- J Conduction current density.
- $\rho^{charge}$  Electric charge density (Densité de la charge électrique).
- $\nabla U = gradU, \nabla \cdot U = divU$  and  $\nabla \times U = curlU$ .
- T Température.
- $\gamma$  Density of the metal (Densité du métal).
- c Specific heat (Chaleur spécifique).
- k Thermal conductivity of the metal (Conductivité thermique du métal).
- Q Heat source density induced by eddy currents per unit time in a unit volume (Densité de la source thermique produite des courants d'Eddy).
- $\rho$  Density (Densité).
- $C_p$  Specific heat capacity (Capacité thermique spécifique).
- ANOVA Analysis of variance (Analyse de la variance).
- FEM Finite Element Method (Méthode d'éléments finis).
- $G_x$  x-axis gap between the coil and the bearing (mm) (Espace en mm entre l'inducteur et la pièce suivant l'axe x).
- $G_y$  y-axis gap between the coil and the bearing (mm) (Espace en mm entre l'inducteur et la pièce suivant l'axe y).
- $t_c$  Heating time (Durée de chauffe).



$J_0$	Imposed current density (Densité du courant imposée).
$T$	Température.
$A_{c_1}$	Température ou la formation de l'austénite commence.
$A_{c_3}$	Température ou la formation de l'austénite s'achève.
$T_0$	La température maximale au-dessous de laquelle il n'y a pas de transformation.



# CHAPITRE 1

## INTRODUCTION GÉNÉRALE

### 1.1 GÉNÉRALITÉS SUR LE TRAITEMENT THERMIQUE

Les traitements thermiques en surface sont largement utilisés dans plusieurs secteurs industriels tels que les secteurs automobile et aéronautique. Les traitements thermiques en surface permettent de produire une couche dure en surface possédant une microstructure fine et un champ de contraintes résiduelles compressives. De ce fait, les pièces produites par ces procédés vont se procurer une résistance à l'usure et à la fatigue de contact tout en restant tenace grâce à un cœur non transformé. Pour les composantes mécaniques rotatives, les procédés de traitement de surface présentent plusieurs avantages industriels (Barka *et al.*, 2011) par rapport aux procédés de traitement en masse. Le traitement en surface produit une couche superficielle ayant une grande résistance mécanique face au frottement et à l'usure ainsi qu'à la fatigue et au contact (Radzevich & Dudley, 1994). Parmi les procédés de traitement thermique en surface les plus connus, on cite le traitement thermique par induction électromagnétique.

#### 1.1.1 MODES DE DÉFAILLANCES ET AMÉLIORATION DES PERFORMANCES

Dans la majorité des moteurs mécaniques, les engrenages et les cannelures sont utilisés pour transmettre une puissance entre des arbres en rotation avec un rapport de vitesse différent de 1. Ceci crée des phénomènes de roulement et de glissement entre les profils (Faure, 1990) (Alban, 1985). Ces phénomènes provoquent des détériorations au niveau des surfaces de contact. Les modes de défaillance des engrenages en service sont principalement l'usure des flancs, la fatigue de flexion, la fatigue de contact et le grippage. Ces exemples de

détériorations peuvent être causés par une géométrie non adéquate, par une mauvaise qualité du montage, par la puissance transmise, par des vitesses de rotation excessives, par la température de d'opération et enfin par la qualité de la lubrification. Pour pallier à ces problèmes, des améliorations technologiques ont été proposées pour augmenter la tenue mécanique en services des composantes mécaniques (Faure, 1990) (Radzevich & Dudley, 1994).

L'usure des flancs est évitée par la qualité de lubrification de la composante ainsi que par le niveau de durcissement de la surface. La durée de vie en fatigue de flexion est améliorée par la génération de contraintes résiduelles de compression sur une profondeur suffisante. Ceci a un effet bénéfique au niveau de l'endurance des engrenages. Pour améliorer la durée de vie de contact et pour retarder l'amorçage des fissures, la pièce mécanique doit avoir une couche dure, sur sa surface, composée de grains fins.

La fatigue par flexion est principalement liée à la racine de la dent. Quand la dent entre en contact avec la dent de l'autre engrenage, le flanc subit une charge qui produit des contraintes de tension et de compression au niveau de la racine. Ceci favorise la naissance et la propagation de fissures. Pour éviter l'apparition de ces fissures, une couche de contraintes résiduelles de compression sur une profondeur suffisante doit être créée (Radzevich & Dudley, 1994).

La détérioration superficielle des flancs des dents des engrenages causé par un contact répété est appelée fatigue de contact. Les flancs en contact sont exposés à des champs de contraintes complexe. L'intensité de ces champs est maximale au centre de la surface de contact. Le cisaillement est présent sous la surface et provoque des fissures qui se propagent jusqu'en surface et font apparaitre des piqures (Radzevich & Dudley, 1994). Pour améliorer la durée de vie en fatigue de contact, il faut produire en surface une couche dure ayant une microstructure à grains fins. Cette couche dure sert à retarder l'amorçage des fissures (Tabor, 1951).

Le grippage (Scoring) est une usure qui prend place à cause des imperfections d'usinage, d'un défaut d'alignement des dentures, d'une déformation en charge, de la présence d'une particule étrangère dans la denture, d'une surcharge soudaine ou d'un défaut de lubrification.

Pour améliorer les performances de la composante tout en la protégeant des défaillances, les procédés de traitements thermiques les plus employés dans l'industrie sont le traitement thermo-chimique et le traitement thermique par induction. Le premier consiste à utiliser la température d'austénitisation ( $A_{c1}$ ) pour injecter des atomes métalliques de carbone et d'azote dans la pièce à traiter sur une profondeur bien déterminée, appelée profondeur cémentée (Barka et al., 2011). Le traitement thermique par induction consiste à chauffer en surface une pièce mécanique durant un temps court par des courants induits générés par un champ magnétique. Ce dernier possède plusieurs avantages industriels. Premièrement, le temps de traitement est très court, ne dépasse pas quelques secondes comparées à plusieurs heures pour les traitements thermo-chimiques. Deuxièmement, puisque la pièce est traitée en surface, les distorsions sont mineures. Troisièmement, la souplesse du traitement thermique par induction permet de l'inclure dans les cellules de fabrication automatisée. Finalement, ce procédé ne fait usage d'aucun gaz à effet de serre. (Rudnev et al., 2004) (Davies & Simpson, 1979) (Rudnev et al., 2002).

### **1.1.2 TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION**

Le traitement thermique par induction est le procédé de chauffage le plus avantageux. Ce procédé est très prometteur grâce à sa facilité d'intégration dans les chaînes industrielles. Dans cette partie nous mettons l'accent sur les caractéristiques du chauffage par induction. Ainsi, nous établissons la liaison entre les notions théoriques de base connues et les aspects de travail de recherche.

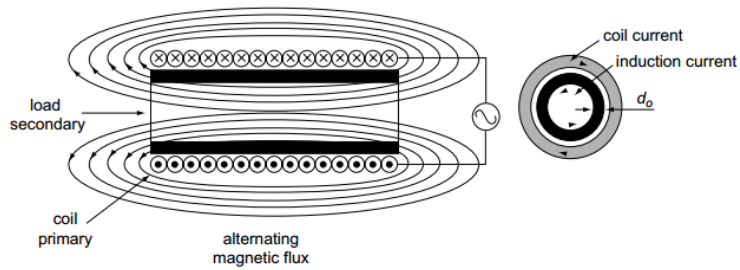


Figure 1 : Principe de l'induction. Tiré du catalogue de FAIRCHILD SEMICONDUCTOR™

Premièrement, nous commençons par expliquer le principe du traitement thermique par induction, le principe de fonctionnement et les effets électromagnétiques. Ensuite, nous discutons les différents types de chauffage par induction et les divers modes qui existent de nos jours. En plus, une étude complète des générateurs de puissance est établie pour les classer suivant les puissances et les fréquences utilisées. Enfin, nous étudions la machine utilisée dans ce projet.

#### 1.1.2.1 PRINCIPE

Tout matériau conducteur d'électricité placé dans le champ magnétique variable créée par un générateur de puissance est le siège de courants induits appelés courant de Foucault qui dissipent de la chaleur par effet Joule à l'intérieur de ce même matériau. Ce phénomène est illustré sur la figure 1.

L'application d'un courant alternatif (AC) dans un inducteur en utilisant une fréquence spécifique crée un champ électromagnétique variable. Ce champ varie à la même fréquence que le courant dans l'espace environnant. La pénétration du champ magnétique à l'intérieur de la pièce dépend de la fréquence utilisée ainsi que des propriétés magnétiques du matériau. Selon la loi de Lenz, les variations du champ magnétique à l'intérieur de la pièce créent des courants de Foucault dont la direction et le sens s'opposent à la cause qui leur a donné naissance, c'est-à-dire le courant passant dans l'inducteur. Par conséquent, les courants de Foucault causent un chauffage à l'intérieur de la pièce par effet Joule. La chauffe dépend des

propriétés électriques du matériau et de l'intensité des champs magnétiques en jeu. Le matériau contient deux zones chauffées, la première est la zone chauffée directement par induction et la deuxième est la zone chauffée par conduction. La zone adjacente à la zone directement chauffée reçoit des pertes de chaleurs qui la chauffent à son tour. La densité des courants induits décroît de manière quasi-exponentielle en allant de la surface vers le cœur de la pièce. La couche superficielle durcie est causée par l'effet de peau. Ce phénomène est caractérisé par sa profondeur de pénétration  $\delta$ . La chaleur concentrée sur la superficie de la pièce crée un changement de la microstructure au sein du matériau. L'acier se transforme en austénite qui est la phase la plus stable à haute température. L'austénite commence à se former quand la température est égale à  $A_{C_1}$  et grossit avec le temps et la température jusqu'à l'austénitisation complète du matériau à la température  $A_{C_3}$ . Lorsque la pièce est trempée, la martensite commence à se former dans les grains d'austénite. La martensite se forme en lamelle. Plus le temps de chauffe et de refroidissement sont courts, plus il y aura de lamelle. Ceci rend le matériau très dur car le grand nombre de lamelles diminue la chance de dislocation à l'intérieur du matériau.

Les contraintes résiduelles de compression et de tension sont induites dans la pièce mécanique. Ceci est causé par la vitesse élevée de chauffage (5000 C/s) et la dilatation volumique due au changement d'état de la structure cristalline pendant la chauffe et la trempe.

Le processus du traitement thermique par induction se distingue par quelques fonctionnalités propres à lui. La génération de la chaleur s'effectue à l'intérieur de la pièce mécanique et non pas en touchant une pièce chauffante. Ce traitement, qui est sans contact, produit des puissances et des températures trop élevées dans des régions soigneusement choisies ce qui donne à ce procédé la qualification d'un traitement extrêmement sélectif et localisé (on choisit bien quelle profondeur et quelle partie à traiter). Il n'y a pas de contamination grâce à l'absence d'une atmosphère polluante. Enfin, ce processus est programmable et automatisé ce qui rend la machine à induction facile à manipuler et rapide à démarrer.

En choisissant le traitement thermique par induction on s'assure que la durée de chauffe est minimale ce qui donne une productivité maximale. Le contrôle et la maniabilité facile de la machine à induction est un facteur clé dans la qualité des résultats métallurgiques. Comparé à d'autres procédés, le traitement thermique par induction offre des oxydations surfaciques et des distorsions minimales.

### 1.1.2.2 HISTORIQUEMENT

L'induction électromagnétique a été découverte par le savant Britannique Michael Faraday en 1831 (Faraday, 1839). Les travaux de Faraday étés associés à l'utilisation d'une batterie qui fournit un courant continu à commutation et de deux enroulements de fil de cuivre enroulés autour d'un corps en fer (bobine primaire et bobine secondaire). Lorsqu'on ferme l'interrupteur, un courant momentané circulait dans la bobine secondaire. Si le circuit reste sous tension alors le courant cesse de circuler. En ouvrant le commutateur, un courant circule de nouveau dans la bobine secondaire, mais dans la direction opposée. Comme il n'y a pas de liaison physique entre les deux enroulements, alors on conclut que le courant dans la bobine secondaire est provoqué par une tension induite à partir de la bobine primaire. Faraday a donc découvert qu'un courant électrique peut être produit par un champ magnétique variable. Ce qui l'a mené à établir la loi d'induction de Faraday. Quelques années plus tard, cette découverte a ouvert les portes vers le monde de l'électromagnétisme, toute les recherches scientifiques depuis ont recours au travail effectué par Michael Faraday. Par la suite, le physicien Allemand Heinrich Lenz a formulé une loi qui atteste que le changement de polarité d'une force électromotrice tend à produire un courant qui crée un flux magnétique qui l'oppose au flux magnétique imposé (Rudnev *et al.*, 2004). En 1851, le savant Français Léon Foucault a découvert qu'un champ magnétique provoque des courants induits dans une pièce métallique. Ces courant ont été appelés Courants de Foucault. Ce même savant a démontré qu'à cause de ces courants induits, la pièce métallique connait un échauffement. Ce dernier est causé par l'effet Joule (Foucault *et al.*, 1878). Ces connaissances ont servi aux ingénieurs de Midvale Steel et de la société de vilebrequin Ohio comme outils théoriques pour développer les premiers systèmes de durcissement en surface de chauffage par induction



utilisant des générateurs à moteur (Rudnev *et al.*, 2004). Le principe du traitement thermique par induction était utilisé dans la conception des transformateurs, des moteurs et des générateurs pour contourner les effets indésirables de la chaleur dissipée. Après, vers le milieu du 20<sup>e</sup> siècle, les ingénieurs ont pensé à exploiter la chaleur de l'induction pour faire fondre l'acier. Ils ont commencé à utiliser des générateurs à moteur pour créer un courant à fréquence moyenne (MF), mais l'opération était sans succès. Cependant, en 1927, EFCO (Sheffield, Angleterre) a installé le premier système de fusion par induction en utilisant un courant à fréquence moyenne (MF). Depuis, l'induction magnétique a été utilisée pour fabriquer des transformateurs et pour plusieurs autres applications industrielles. Ces machines électriques font face à des pertes sous forme de chaleur. C'est dans les années 1900 que l'on commence à utiliser l'induction comme procédé de chauffage de pièces métalliques, mais les faibles puissances émises ont constitué une limite pour cette application. Après l'invention des générateurs dynamique, le chauffage par induction a connu une montée exponentielle au niveau industriel. En effet, en 1922, les chercheurs jouaient sur la fréquence, la puissance et les paramètres matériaux pour chauffer quelque partie d'une pièce métallique et non pas toute la pièce. En 1941, les ingénieurs de la compagnie Caterpillar, ont créé le premier montage expérimental qui traite des engrenages et des roues dentées, le générateur de puissance opère avec une fréquence de 10 kHz et une puissance de 500 kW (Rudnev *et al.*, 2004). Avec la seconde guerre mondiale, le traitement thermique par induction a connu une montée en exponentielle, comme plusieurs autres domaines technologiques. Le chauffage par induction a connu un développement considérable et surtout dans la production des pièces de véhicules et de munitions (Rudnev *et al.*, 2002). Au fil du temps, le chauffage par induction est devenu un traitement nécessaire dans la fabrication des pièces en utilisant un courant à fréquence moyenne de 3 jusqu'à 10 kHz. Durant la période de l'évolution technologique, les ingénieurs ont découvert que si on pourrait produire un courant à haute fréquence (HF) ou fréquence radio (RF), il y aura plusieurs applications alternatives pour le chauffage par induction. Ce qui les a encouragés à chercher des méthodes pour produire un courant à haute fréquence ou radiofréquences allant de 200 jusqu'à 400 kHz. Plus tard, au

cours des années 1960, l'arrivée des générateurs statiques avec les semi-conducteurs permet l'utilisation de plus grandes puissances et fréquences.

### 1.1.2.3 EFFETS ÉLECTROMAGNÉTIQUES

Parmi les effets électromagnétiques du procédé de traitement thermique par induction, nous évoquons l'effet de peau. Lorsqu'un courant continu (DC) passe dans un fil conducteur, sa distribution est uniforme. Contrairement à un courant alternatif (AC), qui lui circule avec une distribution non-uniforme. La valeur maximale du courant est sur la surface du matériau inducteur et décroît en allant vers le centre où elle est nulle. C'est ce phénomène qui est à l'origine de la distribution de la température dans la pièce à traiter ( Nemkov *et al.*, 1991) (Rudnev, 1986) (Nemkov & Demidovich, 1988).

L'effet de peau électromagnétique est caractérisé par la profondeur de peau  $\delta$  qui est calculée en fonction de la fréquence de traitement, de la perméabilité magnétique relative et de la conductivité électrique suivant l'équation suivante.

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot \mu_r \cdot \mu_0 \cdot \sigma \cdot f}}$$

Où  $\mu_r$  est la perméabilité magnétique relative,  $\mu_0$  est la perméabilité magnétique du vide,  $\sigma$  est la conductivité électrique en  $\Omega^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  et  $f$  est la fréquence du traitement en Hz. En augmentant la fréquence, la profondeur de pénétration diminue.

La profondeur de pénétration est définie comme étant la profondeur où 86% de la puissance transmise est concentrée ou 63% de la densité des courants induits comme l'indique la figure 2.

Le deuxième effet qui a lieu pendant le procédé est l'effet de bord. Les champs magnétiques au bord de l'inducteur ont plus d'espace pour se propager et sont plus intenses et par conséquent il y a une concentration plus importante des courants induits sur les bords de la pièce mécanique à traiter. Dans le cas de la chauffe à haute fréquence, le profil de dureté

est non-uniforme car il est plus profond sur les bords par rapport au plan médian (Nemkov *et al.*, 1991). La figure 3 explique ce phénomène plus clairement.

#### 1.1.2.4 TYPES DE TRAITEMENT PAR INDUCTION

Le traitement thermique par induction est utilisé pour divers applications. Parmi lesquelles nous citons la trempe par induction, le revenu, le recuit et le traitement thermique en surface.

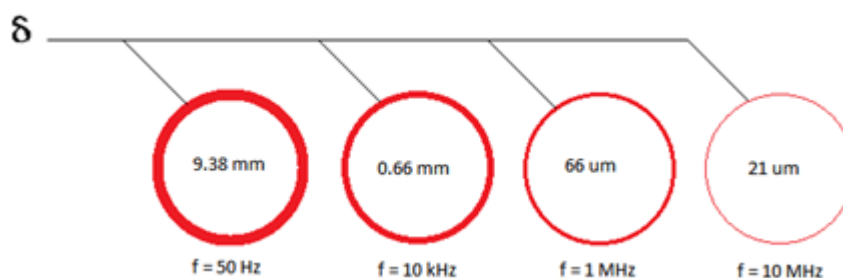


Figure 2 : Variation de  $\delta$  en fonction de la fréquence  $f$  pour une pièce cylindrique en cuivre<sup>2</sup>

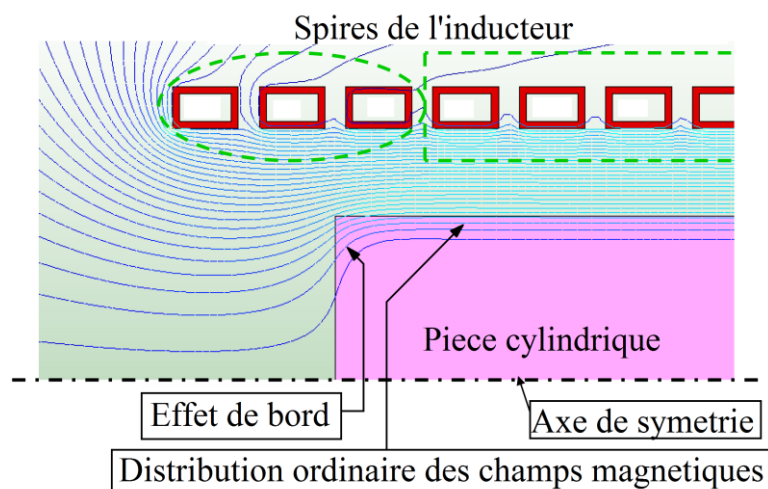


Figure 3 : Explication de l'effet de bord durant le traitement thermique par induction<sup>3</sup>

<sup>2</sup> [https://en.wikipedia.org/wiki/Skin\\_effect](https://en.wikipedia.org/wiki/Skin_effect)

<sup>3</sup> Little secret for a lasting impression on coil life – Part 7: Coil end effect, INDUCTOHEAT.

Grace aux avancées dans la matière des générateurs de puissance, les ingénieurs peuvent contrôler la durée de chauffe et la puissance machine. Ceci mène à des pièces traitées localement, ce qui donne naissance au durcissement sélectif. Dans le cas des roues dentées, le durcissement sélectif permet de durcir les dents, qui sont toujours en contact avec les autres pièces mécaniques, sans changer l'état du cœur de la pièce, ce qui préserve la ductilité de la pièce.

Le premier type est le durcissement en surface. Ce type de durcissement est créé par les courants induits qui sont concentrées sur une couche mince en utilisant des hautes fréquences. Après l'austénitisation, la surface est transformée en martensite dure après refroidissement.

Le deuxième type est le durcissement à cœur. Ce durcissement permet d'obtenir de la martensite sur tout le volume de la pièce à traiter. Pour aboutir à ce résultat, le générateur doit être réglé à basse fréquence. La pièce est complètement austénitisée avant d'être refroidie rapidement pour créer la structure martensitique voulue.

Ensuite nous avons le recuit par induction. Ce type de traitement est utilisé pour restaurer la microstructure d'une pièce mécanique déjà traitée par induction. Ce procédé consiste à prendre une pièce déjà chauffée, la chauffer à une température proche de la température d'austénitisation ( $A_{c_1}$ ) pendant un laps de temps très court et à la laisser refroidir à l'air libre.

Finalement, nous évoquons le revenu par induction. Le revenu par induction sert à chauffer la pièce à traiter à des températures nettement supérieures aux températures de revenu classiques. Ceci permet d'améliorer la résistance à la rupture fragile en diminuant la dureté en surface et le niveau des contraintes résiduelles.

### 1.1.2.5 MODES DE TRAITEMENT THERMIQUE PAR INDUCTION

Concernant le traitement thermique par induction, nous parlons de quatre modes de durcissement : Le mode de chauffage statique ; Le mode de chauffage par balayage ; Le mode de chauffage progressif et ; Le mode de chauffage par impulsions.

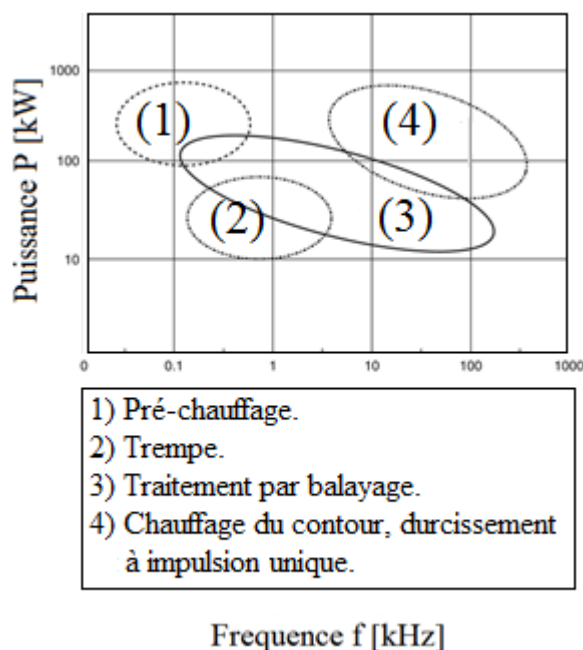


Figure 4 : Classification des applications du traitement thermique par induction selon la puissance et la fréquence produite par le générateur de puissance de la machine<sup>4</sup>

Le chauffage statique est le mode utilisé pour chauffer dans la majorité des cas les engrenages et les pièces de petites dimensions. La pièce est mise en rotation autour de son axe de symétrie sans mouvement le long de l'axe vertical. Ceci est appliqué aux portées de roulements comme l'indique le premier article (Chapitre 2) et le deuxième article (Chapitre 3). Le mode de chauffage par balayage constitue le sujet du dernier article (Chapitre 4). Ce type de chauffage est nécessaire dans le cas de longues pièces. La pièce est mise en translation suivant son axe de symétrie soit en effectuant une rotation ou non pour assurer l'uniformité

<sup>4</sup> Handbook of residual stress and deformation of steel.

du profil de dureté. Ce mode a comme paramètres d'entrée la vitesse de balayage qui, en variant, fait varier les puissances émises dans diverses régions de la pièce. Ce traitement est appliqué aux axes, aux pipelines, aux cannelures et à plein d'autres pièces métalliques. Le troisième mode est le chauffage progressif. Ce mode est appliqué aux pièces de très grandes dimensions. Trois phases sont obligatoires, le préchauffage, le chauffage intermédiaire et le chauffage final. Ainsi, la chaleur générée par les courants induits pénètre au cœur de la pièce à traiter. Finalement, nous avons le chauffage par impulsion. Ce mode consiste à envoyer la puissance sous forme d'impulsions. Des cycles marche-arrêts sont effectués jusqu'à aboutissement au profil souhaité. Ce type de chauffage peut être utilisé pour les applications multifréquences. Pour les roues dentées par exemple, le préchauffage est effectué à moyenne fréquence (10 kHz – 20 kHz), alors que la chauffe finale est souvent réalisée à haute fréquence (200 kHz).

### **1.1.3 GÉNÉRATEURS DE PUISSANCE**

Durant le traitement thermique par induction, la pièce à traiter reçoit des puissances concentrées localement dans des régions bien définies. Pour générer ces puissances, les machines à induction utilisent des générateurs à moyennes et à hautes fréquences. Les générateurs de puissance se divisent en trois types. Le premier type est les systèmes à source de fréquence qui produisent un courant de fréquence allant de 150 Hz jusqu'à 540 Hz. Les générateurs à source de fréquence sont utilisés pour le traitement des pièces à grandes dimensions puisque la profondeur de pénétration est élevée. Ensuite, il y a les convertisseurs à l'état solide. Ce type de générateur produit un courant ayant une fréquence allant de 500 Hz jusqu'à 50 kHz. Ce type de générateur, aussi appelé générateur à moyenne fréquence (MF), est utilisé pour préchauffer les pièces de forme complexes avant de les chauffer avec un courant à haute fréquence. Enfin, nous avons les systèmes radiofréquences (RF) qui créent un courant ayant une fréquence allant de 50 kHz jusqu'à 100 Mhz. En raison de la fréquence produite élevée, la puissance transmise ne pénètre pas la pièce traitée profondément. En effet, ce type de générateurs est utilisé pour chauffer les contours et les surfaces.

Généralement, pour chauffer des pièces de grandes dimensions, la machine à induction produit des puissances plus élevées avec des fréquences très basses. La pièce doit être chauffée pour de longues durées et même continuellement sans arrêt.

La figure 4 présente la puissance et la fréquence utilisées lors de chaque application du traitement thermique par induction. Pour chauffer le contour d'une pièce mécanique, les valeurs de la puissance et de la fréquence doivent être respectivement entre 60 kW et 900 kW et entre 4 kHz et 700 kHz.

#### **1.1.4 MONTAGE, MANIPULATION ET RÉSULTATS**

Les essais expérimentaux sont effectués sur la machine à induction située au laboratoire de traitement thermique par induction à l'École de technologie supérieure de Montréal.

La machine de chauffage EFD est composée de quatre parties. La première partie est constituée d'une génératrice moyenne fréquence (MF) opérant avec une fréquence de 10 kHz et qui fournit une puissance maximale de 550 kW (Figure 5.a). La deuxième partie est un générateur à haute fréquence (HF) qui produit un courant dont la fréquence varie entre 150 kHz et 250 kHz et une puissance de 450 kW (Figure 5.b). La puissance des 2 générateurs réunie constitue la puissance émise à la pièce et est équivalent à 1 MW. La troisième partie est constituée de l'inducteur, la douche de refroidissement, et le filtre qui permet d'utiliser les 2 générateurs au même temps (Figure 5.c). Enfin, le pupitre de commande qui sert à sélectionner les paramètres du procédé et à programmer la machine (Figure 5.d). La partie où la pièce est insérée est la partie c. C'est là où on trouve l'inducteur, l'arbre de déplacement vertical et le moteur de rotation de la broche ainsi que le dispositif de la douche. Le changement de phase à l'intérieur de la pièce traitée s'applique très rapidement dans cette partie. La figure 6 explique de façon plus claire les composantes de la partie c de la figure 5.

Dans cette machine, un logiciel de programmation en code G est utilisé pour programmer les déplacements en cas de balayage. La machine comprend un module de surveillance en temps réel (Real time monitoring – RTM) pour contrôler la qualité du

traitement. La pièce à traiter est maintenue en place par une contre-pointe ou par un filetage. La pièce se déplace verticalement et effectue en même temps un mouvement de rotation. La rotation de la pièce est calculée de façon que le nombre de rotation soit entier. Ceci élimine la discontinuité de la partie délaissée de la pièce car l'inducteur est coupé au niveau de la partie où il est fixé à la machine. En ce qui concerne le déplacement vertical de la pièce, ceci est contrôlé par un servomoteur. Dans le cadre de ce projet, l'inducteur est fabriqué en cuivre. Le refroidissement de l'inducteur durant la chauffe est assuré à l'aide d'un débit d'eau distillée de 38 l/min. La douche émet des jets d'une solution composée de 92% d'eau et de 8% de polymères spécialisées (Barka *et al.*, 2011).

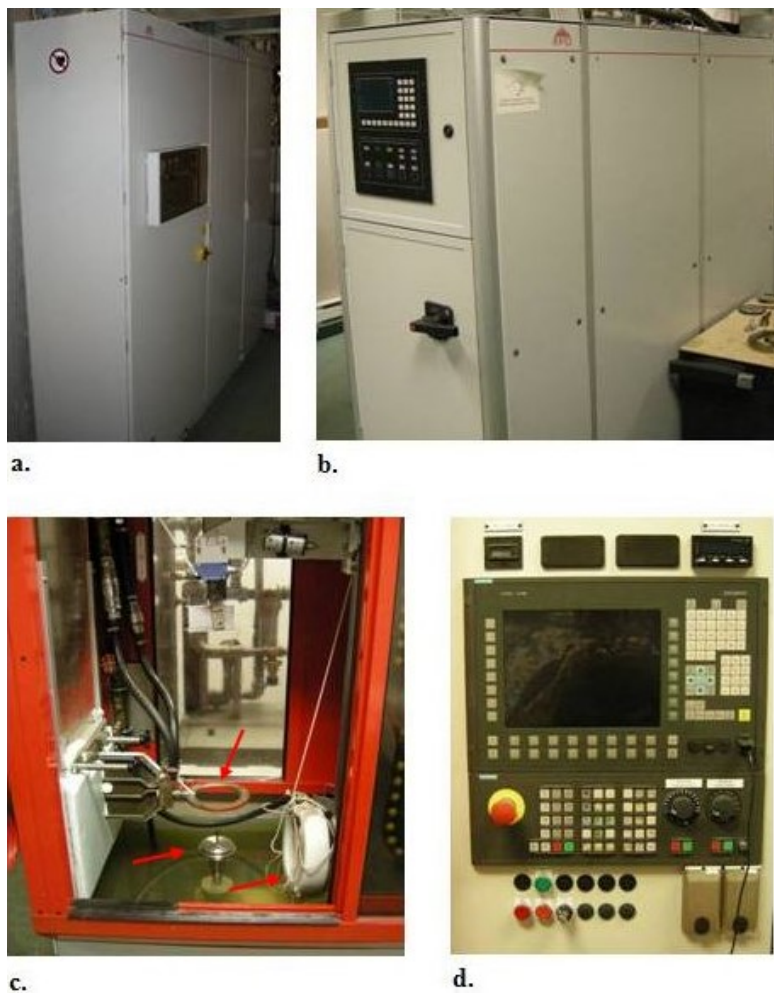


Figure 5 : Machine à induction utilisée pour l'expérimentation<sup>5</sup>

<sup>5</sup> Laboratoire d'Optimisation des Procédés de Fabrication en Aérospatiale (LOPFA), <http://lopfa.etsmtl.ca/>



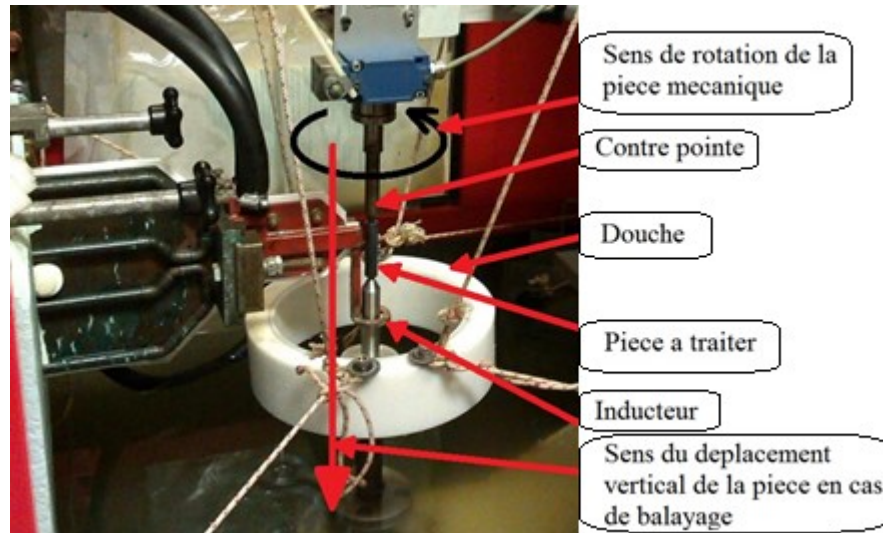


Figure 6 : Composantes de la partie active de la machine à induction

Les paramètres utilisés sont la puissance, la fréquence, la durée de chauffe, les caractéristiques dimensionnelles et géométriques de la pièce à traiter et dans le cas d'un traitement avec balayage la vitesse de balayage. Chacun de ces paramètres a un effet sur le résultat final. Ces effets sont étudiés, analysés et largement commentés dans les chapitres 1, 2 et 3.

Pour certaines composantes mécaniques, il existe des recettes à suivre. Par exemple, pour une roue dentée, de diamètre extérieur de 105 mm, d'une épaisseur de 6,5 mm et qui contient 48 dents, le procédé comprend un préchauffage à moyenne fréquence et avec une puissance de 19,5 kW qui dure 1,2 s et un chauffage à haute fréquence et avec une puissance de 225 kW pendant 0,2 s. Pour établir cette recette, une batterie de tests, de mesures et de prélèvements a été effectuée.

Après le traitement thermique, une succession d'analyses métallographique est effectuée. Ces analyses sont utiles pour caractériser le profil de dureté. Dans ce but, des échantillons doivent être coupés et polis. Après, une attaque chimique à base de Nital est effectuée pour révéler la microstructure et les zones durcies en surface. Si le procédé est bien appliqué, la pièce doit comprendre de la martensite dure en surface et de la martensite

revenue initiale plus profondément. Pour bien analyser les résultats, la pièce traitée est coupée en utilisant une machine à tronçonner et ensuite enrober en utilisant la machine à enrober. Après l'enrobage, on effectue le polissage de l'échantillon pour enfin tester la dureté.

La machine à tronçonner a pour but de réduire la taille des pièces afin de garder juste l'échantillon pouvant être enrobé dans la machine à enrober. Les scies sont en matériaux abrasifs tel que l'alumine, le diamant permettant de couper les divers matériaux métalliques. Il est important de s'assurer que la pièce est bien serrée dans l'étau et il faut également vérifier l'alignement avec une règle pour bien visualiser la coupe en prenant en compte la largeur du disque de coupe. Il est important également de lubrifier abondamment la pièce à l'aide d'un liquide de coupe pour éviter l'échauffement local des pièces coupées (Figure 7).

La machine à enrober sert à transformer la résine spécialisée par l'action de la chaleur en support solide en le chauffant à une certaine température tout comme le procédé de métallurgie de poudre. Premièrement, la poudre est compactée à une certaine pression autour de 290 psis pour avoir la forme finale. Deuxièmement, la poudre est chauffée à une température autour de 150 °C afin de créer une cohésion entre les particules de la résine. Le temps de chauffe est autour de 11 minutes. Généralement, le support est refroidi par la suite pendant 4 minutes pour avoir une solidification rapide. Cette machine permet d'obtenir des supports en Bakélite de haute qualité.

Pour être observables, les échantillons doivent être spécialement préparés ; après avoir enrobé l'échantillon, la surface à examiner doit être polie en utilisant les techniques de polissage. Plusieurs papiers abrasifs peuvent être utilisés avec différents grades (100 µm à 0,05 µm) permettant ainsi de polir la surface de l'échantillon. Des lubrifiants sont également utilisés pour réduire le frottement et améliorer le fini de surface. Des recettes sont développées pour optimiser le travail de la machine. Ces recettes permettent d'économiser le temps de polissage et améliorer l'état de surface obtenue. Dans le cadre de ce laboratoire, des démonstrations seront effectuées pour vous montrer le fonctionnement de cette machine. La machine à polir permet par l'action de rotation et d'application d'une force sur l'échantillon de polir selon le grade de papier utilisé afin d'atteindre un fini désiré. Ce type de machine est

très versatile ayant une capacité de polissage de 6 échantillons simultanés. La vitesse de rotation maximale de la tête et du plateau est de 150 RPM. La force appliquée sur chaque échantillon pendant le polissage est de 25 N, tout est présenté sur la figure 7.



(a)



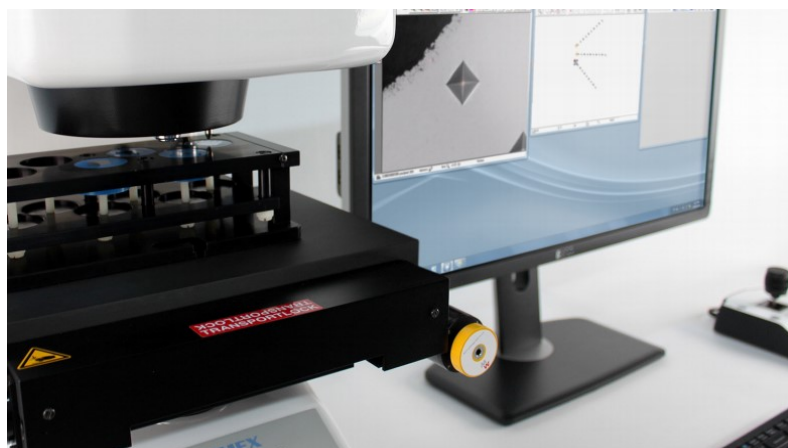
(b)



(c)



(d)



(e)

Figure 7 : Machines utilisées pour la mesure de la dureté, (a) Machine à tronçonner, (b) Machine à enrober, (c) Polisseuse, (d) Machine pour le test de dureté et (e) Microscope<sup>6</sup>

<sup>6</sup> Laboratoire de Recherche en Productique, UQAR, <http://www.uqar.ca/recherche/la-recherche-a-l-uqar/unites-de-recherche/lrp/presentation-objectifs-et-mission-lrp>

### 1.1.5 MESURE DE LA DURETÉ

Il existe quatre méthodes de mesure de dureté. Brinell, Vickers, Rockwell C et Rockwell B. La méthode Brinell consiste à utiliser une bille d'acier dur ou de carbone de diamètre égal à 10 mm pour calculer la dureté à partir du diamètre de l'empreinte laissée sur la surface de la pièce traitée. La méthode Vickers utilise une pyramide de diamant à base carrée, avec un angle, entre les faces, égal à 136 degrés. Rockwell C utilise un cône de diamant d'angle au sommet de 120 degrés. Enfin le Rockwell B qui utilise une bille d'acier dur de diamètre égal à 1,59 mm. La machine de mesure de dureté utilisée permet d'effectuer la mesure selon plusieurs échelles Rockwell. Sa répétitivité est de moins de 4 %. La mesure se fait de manière automatique et le résultat est affiché selon l'échelle désirée sur un écran digital ; ce qui permet de réduire les incertitudes dues aux erreurs de mesure. La pièce traitée en surface présente une dureté maximale en surface et sur une profondeur qui dépend de la fréquence du courant appliqué. Ensuite, la dureté chute en bas de la dureté initiale. Enfin elle remonte pour aboutir à son niveau original. La figure 8 montre clairement le profil typique de dureté.

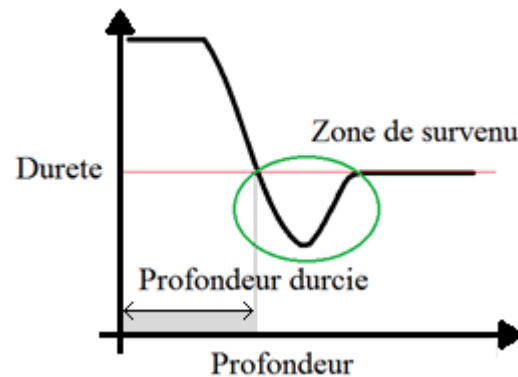


Figure 8 : Profil de dureté

### 1.1.6 CHAMP ÉLECTROMAGNÉTIQUE

Durant ce travail, la simulation par éléments finis est utilisée pour comprendre le traitement thermique par induction et visualiser l'effet des paramètres sur les résultats finaux.

Le logiciel commercial Comsol Multiphysics est utilisé pour prédire le profil de dureté et pour étudier la sensibilité des résultats en fonction des paramètres machine et des propriétés des matériaux. Pour simuler le traitement thermique par induction, deux systèmes d'équations sont à résoudre. Soient les équations de Maxwell et les équations de Fourier-Kirchhoff. Les équations de Maxwell sont les équations qui décrivent la propagation des ondes électromagnétiques alors que les équations de Fourier-Kirchhoff servent à résoudre le transfert de chaleur dans le système.

Après que le savant Faraday a introduit le concept fondamental de champs électromagnétique, James Clerk Maxwell a établi quatre équations intégrales qui décrivent les théorèmes de Gauss, Ampère et Faraday. Ces quatre équations, appelées équations de Maxwell-Lorentz, sont des lois fondamentales de la physique et constituent la base de l'électromagnétisme.

Les équations de Maxwell s'écrivent ainsi :

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (1)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho^{\text{charge}} \quad (2)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (3)$$

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \quad (4)$$

Où,  $\mathbf{B}$  est la densité du flux magnétique en  $\text{H} \cdot \text{m}^{-2}$ ,  $\mathbf{J}$  est la densité du courant de conduction en  $\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$ ,  $\mathbf{E}$  est l'intensité du champ électrique en  $\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$ ,  $\mathbf{D}$  est la densité du champ électrique,  $\rho^{\text{charge}}$  est la densité de charge électrique,  $\mathbf{H}$  est l'intensité du champ magnétique en  $\text{H} \cdot \text{m}^{-2}$ ,  $\nabla \cdot$  est le symbole de la divergence et  $\nabla \times$  est celui du rotationnel.

La première équation (1) est appelée la première loi de Gauss et elle définit que la divergence de la densité du flux magnétique est nulle. Donc les lignes du champ magnétique  $\mathbf{B}$  forment une boucle fermée.

La deuxième équation (2) est appelée la deuxième loi de Gauss et elle définit que les lignes du champ électrique  $D$  forment aussi une boucle fermée.

La troisième équation (3), appelée la loi de Faraday, montre que la variation de la densité du flux magnétique produit un champ électrique  $E$  ainsi que des courants induits qui doivent circuler en sens contraire au sens des lignes du champ magnétique.

La quatrième équation (4), appelée la loi d'Ampère, décrit que le champ magnétique est le résultat de l'union des courants induits et des courants créés par les charges électriques.

Ils existent des relations entre les champs. Ces relations sont utilisées car les équations de Maxwell ne résolvent pas le problème électromagnétique au complet à cause du manque d'équations et de l'excès du nombre d'inconnus.

En étudiant la permittivité du matériau  $\epsilon(T)$ , la perméabilité magnétique relative  $\mu(T)$  et la conductivité électrique du matériau  $\sigma(T)$  en fonction de la température  $T$ , on écrit les équations qui décrivent les relations entre les champs comme suit.

$$D = \epsilon(T)E \quad (5)$$

$$B = \mu(T)H \quad (6)$$

$$J = \sigma(T)E \quad (7)$$

En remplaçant les équations 3.5 et 3.7 dans l'équation 3.4, on écrit :

$$\nabla \times H = \sigma(T)E + \frac{\partial(\epsilon(T)E)}{\partial t} \quad (8)$$

Pour les applications de traitement thermique où la fréquence est plus petite que 1 MHz,  $J$  est beaucoup plus grand que  $\frac{\partial(\epsilon(T)E)}{\partial t}$  (Dodd & Deeds, 1967) (Donea *et al.*, 1974). Donc l'équation 3,8 devient :

$$\nabla \times H = \sigma(T)E \quad (9)$$

En remplaçant l'équation 3.6 dans 3.3, on obtient :

$$\nabla \times E = -\mu(T) \frac{\partial(H)}{\partial t} \quad (10)$$

En appliquant le rotationnel à 3.10, on obtient :

$$\nabla \times (\nabla \times E) = -\mu(T) \frac{\partial(\nabla \times H)}{\partial t} \quad (11)$$

On remplace 3.9 dans 3.11, on obtient :

$$\nabla \times (\nabla \times E) = -\mu(T) \sigma(T) \frac{\partial(E)}{\partial t} \quad (12)$$

On peut écrire la densité du flux magnétique B en fonction du potentiel vecteur magnétique A sous la forme suivante :

$$B = \nabla \times A \quad (13)$$

Maintenant on remplace 3.11 dans 3.3, on obtient :

$$\nabla \times E = -\nabla \times \frac{\partial(A)}{\partial t} \quad (14)$$

En intégrant 3.14, on obtient :

$$E = -\frac{\partial(A)}{\partial t} - \nabla\varphi \quad (15)$$

Où  $\varphi$  est le potentiel scalaire électrique.

En multipliant 3.15 par  $\sigma(T)$ , on obtient :

$$J = -\sigma(T) \frac{\partial(A)}{\partial t} + J_0 \quad (16)$$

Où

$$J_0 = -\sigma(T)\nabla\varphi \quad (17)$$

On remplace 3.7 et 3.14 dans 3.12 et on obtient :

$$\nabla \times \left( -\nabla \times \frac{\partial(A)}{\partial t} \right) = \mu(T) \frac{\partial(J)}{\partial t} \quad (18)$$

Et puis :

$$\frac{1}{\mu(T)} \nabla \times (\nabla \times A) = J \quad (19)$$

En remplaçant 3.16 dans 3.19, on obtient :

$$\frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 A = -\sigma(T) \frac{\partial(A)}{\partial t} + J_0 = -i\omega\sigma(T)A + J_0 \quad (20)$$

Où  $i$  est le nombre complexe racine de -1 et  $\omega$  est la fréquence angulaire.

Soit la matrice ligne  $[N_i]$  définie par :

$$A^* = [N_i]\{A\} \quad (21)$$

Où  $\{A\}$  est le vecteur qui contient les valeurs de la fonction d'essai aux nœuds de l'élément discrétisé dans l'espace physique.

Pour obtenir le résidu  $R$  de la solution, on écrit l'équation suivante :

$$R(N_i) = \frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 A^* + i\omega\sigma(T)A^* - J_0 \quad (22)$$

On applique le critère de Galerkin sur le domaine de la solution  $V$  pour  $N_i$  (Jin, 2014), on obtient :

$$\int_V N_i R(N_i) dV = 0 \quad (23)$$



Enfin, pour écrire la formulation des équations en éléments finis, on remplace le résidu  $R$  par sa valeur, on remplace 3.22 dans 3.23 et on obtient l'équation générale qui est utilisée pour résoudre le cas des modèles 2D axisymétriques, 2D et 3D.

$$\int_V N_i \frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 A^* dV + \int_V N_i i \omega \sigma(T) A^* dV - \int_V N_i J_0 dV = 0 \quad (24)$$

Dans cette partie, on étudie la perméabilité magnétique relative  $\mu_r$ , la conductivité électrique  $\sigma$  et la permittivité relative  $\epsilon_r$ .

Dans la pièce, les trois caractéristiques électromagnétiques dépendent de la température dans la région étudiée. Si l'inducteur est fabriqué en cuivre, alors la perméabilité magnétique relative et la permittivité relative sont égales à 1, alors que la conductivité électrique est égale à  $5 \cdot 10^7 S \cdot m^{-1}$ . Dans l'air entourant la pièce et l'inducteur, la perméabilité magnétique relative est égale à 1 alors que la conductivité électrique et la permittivité relative sont nulles.

La conductivité électrique mesure la capacité d'un matériau à conduire un courant électrique. Cette propriété dépend de la température, de la composition chimique et de la microstructure du matériau. Elle est égale à l'inverse de la résistivité électrique.

La perméabilité magnétique relative indique l'aptitude du matériau à conduire un flux magnétique par rapport au vide. La structure du matériau, la composition chimique, le traitement initial appliqué au matériau, la taille des grains, la fréquence de l'application, l'intensité du champ magnétique et la température sont tous des éléments qui définissent la perméabilité magnétique relative.

Quand la température augmente et aboutie à une certaine valeur, le matériau devient diamagnétique et ainsi la perméabilité magnétique devient égale à 1 et constante.

### 1.1.7 TRANSFERT DE CHALEUR

La chaleur est diffusée dans deux milieux différents. Une proportion importante est diffusée dans la pièce par conduction tant dis que le reste est perdu dans l'environnement par convection et par radiation.

L'énergie générée par effet Joule durant le traitement thermique par induction dépend de l'intensité du champ électrique (E) et de la conductivité électrique selon l'équation suivante :

$$Q_{\text{ind}} = \sigma(T)E^2 \quad (25)$$

Ce qui donne :

$$Q_{\text{ind}} = \frac{\left(\frac{1}{\mu(T)} \nabla^2 A\right)^2}{\sigma(T)} \quad (26)$$

#### 1.1.7.1 DIFFÉRENTS MODES

Les trois modes de transfert de chaleurs sont la conduction thermique, la convection thermique et la radiation thermique.

La loi de Fourier est la loi qui décrit le transfert de chaleur par conduction. C'est le transfert entre les régions chaudes et le cœur froid de la pièce.

$$Q_{\text{cond}} = -k(T)\nabla T \quad (27)$$

Où,  $Q_{\text{cond}}$  est la densité de chaleur transférée par conduction en  $W \cdot m^{-2}$ ,  $k(T)$  est la conductivité thermique du matériau en  $J \cdot m^{-1} \cdot s^{-1} \cdot K^{-1}$  et T est la température en K.

Durant le traitement thermique par induction, une partie de la chaleur est perdue par convection dans l'environnement. Newton a établi une loi qui énonce que le taux de transfert

de chaleur par convection est proportionnel à la différence entre la température en surface et celle de l'air (Welty *et al.*, 2009).

Soient  $Q_{conv}$  la densité de chaleur perdue par convection en  $W \cdot m^{-2}$ ,  $h(T)$  est le coefficient de perte de chaleur par convection en  $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ ,  $T_s$  est la température en surface et  $T_a$  est la température de l'air. On écrit l'équation 3.28 sous la forme suivante :

$$Q_{conv} = h(T)(T_s - T_a) \quad (28)$$

Enfin, on a la radiation thermique. C'est le phénomène de perte de chaleur causé par la différence de température. La loi de Stefan-Boltzmann sur la radiation thermique énonce que le taux de transfert de chaleur par radiation est proportionnel au coefficient de perte par radiation, à  $T_s$  et à  $T_a$ . La loi est décrite par cette équation 3.29 :

$$Q_{rad} = C_S(T)(T_s^4 - T_a^4) \quad (29)$$

Selon Dr. V. Rudnev, la radiation thermique dépend de l'émissivité du matériau, qui dépend elle-même à son tour de la température, du fini de surface et du facteur de la forme de la radiation thermique.

### 1.1.7.2 ÉQUATIONS DU TRANSFERT DE CHALEUR

Le mode de transfert par conduction est supposé le plus important durant le processus du chauffage. L'équation de Fourier-Kirchhoff décrit ce phénomène thermique. Pour écrire l'équation adéquate à ce phénomène, on a besoin d'invoquer l'inertie thermique ( $k(T)\nabla^2 T$ ) et l'équation du transfert de chaleur par conduction.

$$k(T)\nabla^2 T = \gamma C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} + Q_{ind} \quad (30)$$

Où  $k(T)$  est la conductivité thermique,  $C_p(T)$  est la chaleur spécifique,  $\gamma$  est la densité du matériau,  $Q_{ind}$  est la chaleur générée par les courants induits et  $T$  est la température.

Dans les simulations, la perméabilité magnétique, la conductivité électrique, la conductivité thermique et la chaleur spécifique ont été représentées par des fonctions d'interpolations qui décrivent le mieux la nature de l'acier AISI 4340.

Si on considère une fonction interpolée ayant la forme suivant.

$$T^* = [N_i]\{T\} \quad (31)$$

Où  $[N_i]$  est la matrice ligne qui détermine les valeurs d'essai aux nœuds dans le calcul par éléments finis. Le résidu  $R$  est écrit sous la forme suivante.

$$R(N_i) = k(T)\nabla^2 T^* - \gamma C_p(T) \frac{\partial T^*}{\partial t} + Q_{ind} \quad (32)$$

C'est en ce moment qu'on utilise le critère de Galerkin sur le domaine de la solution  $V$  pour chaque fonction d'interpolation (Cook, 2007), pour obtenir l'équation suivante.

$$\int_V^i N_i R(N_i) dV = 0 \quad (33)$$

Quand on remplace le résidu  $R$  par sa valeur on aura la formulation des équations en éléments finis.

$$\int_V^i N_i (k(T)\nabla^2 T^*) dV = \int_V^i N_i \left( \gamma C_p(T) \frac{\partial T^*}{\partial t} \right) dV + \int_V^i N_i (Q_{ind}) dV \quad (34)$$

### 1.1.8 MODÈLES

Les modèles établis pour les simulations se divisent en deux familles différentes. La première famille c'est celle des simulations transitoires en fréquence (Traitement thermique stationnaire) et la deuxième famille est celle des simulations qui ne prennent pas en compte le temps de chauffe mais plus la vitesse de balayage et la fréquence (Traitement thermique par balayage).

Au début, un model 2D axisymétrique a été élaboré pour étudier le traitement thermique applique sur une portée de roulement. Après ça, deux modèles 3D ont été modelés pour visualiser le traitement thermique par induction stationnaire et par balayage appliqués aux cannelures à flanc parallèles.

Deux types de couplages existent entre les champs électromagnétiques et thermiques, le couplage faible et fort. Le couplage faible stipule qu'à chaque pas de temps donné, les champs électromagnétiques sont résolus dans une première étape pour déterminer les densités du courant induit. Dans une seconde étape, la distribution de chaleur de Joule est utilisée pour résoudre le problème thermique et déterminer la distribution de la température dans la pièce. De l'autre cote, le couplage fort traite simultanément toutes les équations à chaque pas de temps.

Le pas de temps a pour rôle de minimiser le temps de calcul sans affecter la précision des résultats. La valeur pratique du pas de temps est généralement égale à  $(1/(32 \cdot f))$  où  $f$  est la fréquence utilisée durant le traitement thermique (Bay *et al.*, 2003).

La distribution de température est utilisée pour prédire le profil de dureté car toute la région austénitisée devient martensite après le refroidissement.

Le profil de dureté est directement conclu du profil de la température grâce à l'hypothèse qui stipule que les régions dont la température excède la température de formation d'austénite, sont automatiquement transformées en martensite après refroidissement.

Callister et coll., ont établi en 2010 que l'acier AISI 4340 possède une trempabilité d'une qualité supérieure par rapport à beaucoup d'autres aciers. Et il garde aussi une dureté maximale et quasi uniforme ( $\%M \sim 99$ ). Pour une vitesse de refroidissement supérieure à  $30 \text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$ , avec cette vitesse, l'acier est transformé jusqu'à une profondeur de l'alentour de 10 mm (Figure 9).

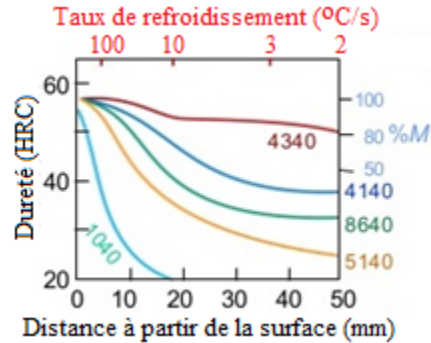


Figure 9 : Dureté des aciers en fonction de la profondeur et du refroidissement<sup>7</sup>

Les simulations de ce travail ont été créées en utilisant COMSOL Multiphysic car il utilise un couplage fort entre les champs électromagnétiques et thermique. La densité du courant induit est introduite, ainsi que la fréquence du traitement, la durée de chauffe, et la vitesse de balayage s'il y a lieu. Les matériaux présents sont l'acier AISI 4340, l'air et le cuivre pour l'inducteur.

Pour coupler entre les équations de Maxwell et les équations de transfert de chaleur, COMSOL utilise l'approche de Crank-Nicolson. Dans les chapitres suivants on verra les équations cubiques qui décrivent le comportement de la température en fonction des paramètres machines.

Le premier modèle élaboré consiste à simuler le traitement thermique appliqué à une portée de roulement fabriquée en acier AISI 4340. Ceci a pour but d'étudier les effets de paramètres d'entrée de la simulation sur le résultat final. Deux étapes se sont suivies dans ce travail, la première étape est la simulation COMSOL et la deuxième est l'étude statistique en utilisant Minitab. Durant la première étape, la pièce a été traitée et les effets des concentrateurs de flux ont été étudiés pour aboutir à un profil de température adéquate. Durant la deuxième étape, les résultats de la simulation ont été exportés vers Minitab pour mesurer le poids de chaque paramètre. Une étude de sensibilité a été menée pour le but

<sup>7</sup> Jominy end quench hardenability test.

d'établir les équations qui relient la température (et indirectement le profil de dureté) aux paramètres machine.

De ce travail, on peut retenir deux conclusions, la première c'est que dans le cas de traitement thermique par induction, l'usage de concentrateurs de flux est primordial à cause de la géométrie complexe des cotes de la pièce. La deuxième conclusion c'est que, le profil durci est plus sensible aux changements géométriques par rapport à l'augmentation du temps de chauffe et à la puissance véhiculée.

Le deuxième model est le traitement thermique par induction appliqué à des cannelures à flancs parallèles. Durant ce travail, un model 3D a été établi. Le model 3D est plus compatible avec ce genre de problème car il présente les 3 axes et donc on peut modéliser les effets sur toute la géométrie de la pièce. Dans ce travail, différentes fréquences ont été utilisé pour traiter la pièce. De l'ordre de 50kHz (MF) jusqu'à 500kHz (UHF). L'effet du changement de fréquence sur le courant induit et sur le profil de température a été étudié. En fait, la densité de courant induit augmente et la profondeur durcie diminue quand la fréquence augmente. Ce travail donne une ouverture au traitement thermique à double fréquences ou multifréquence.

Finalement, un modèle 3D a été établi pour étudier le traitement thermique par induction avec balayage. En fait, les cannelures utilisées dans le deuxième model ont été allongées pour une longueur de 50 mm. Quatre simulations ont été faite pour valider les résultats avec quatre spécimens traités. Ces quatre spécimens ont été traités en changeant la puissance injectée et la vitesse de balayage. Puis, une étude de sensibilité a été faite pour voir les effets de la fréquence, la puissance et la vitesse de balayage sur le profil de température. La vitesse de balayage a le plus grand effet sur les résultats finaux (60,86%), par contre la fréquence ne contribue que minimalement (5%).

## 1.2 PROBLÉMATIQUE, OBJECTIFS, MÉTHODOLOGIE ET ORGANISATION DU MÉMOIRE

### 1.2.1 PROBLÉMATIQUE

La dimension multi-physique du traitement thermique superficiel par induction associée au couplage de plusieurs phénomènes électromagnétique, thermodynamique, thermique, métallurgique et mécanique rend la compréhension et l'analyse du comportement du procédé relativement laborieuses et la prédiction du profil de température, du profil de dureté et des contraintes résiduelles complexes et très difficiles à réaliser. Cette complexité est exacerbée par les grandes vitesses de chauffe que le procédé permet d'atteindre (5000 °C/s). Ces constatations expliquent le peu d'études réalisées et le peu d'approches proposées pour produire des modèles capables de prédire la qualité du traitement en combinant les propriétés des matériaux et les paramètres machine dans des conditions hors équilibre thermodynamique. Cela explique également pourquoi la plupart des utilisateurs du procédé se basent sur la méthode essais-erreurs pour élaborer des recettes de traitement. Cette méthode s'avère très coûteuse en temps et en ressources. De plus, Les recettes obtenues ne sont pas généralisables puisque qu'elles ne sont applicables que dans le cas de conditions très spécifiques (attributs physicochimiques, géométriques et dimensionnels de la pièce traitée) (Barka *et al.*, 2011). Cette situation ne permet pas de profiter largement des avantages que peut procurer le procédé de traitement thermique superficiel par induction. En effet, les propriétés mécaniques de la zone durcie obtenue par le procédé de traitement thermique superficelle par induction dépendent des propriétés physicochimiques du matériau à traiter, des attributs dimensionnels et géométriques de la pièce à traiter et de plusieurs paramètres. Pour être en mesure d'exploiter adéquatement les ressources qu'offre ce procédé, il est nécessaire de développer une stratégie structurée claire et compréhensive permettant de contrôler et régler l'ensemble des paramètres de manière à produire avec précision les caractéristiques désirées pour la surface durcie sans recourir au traditionnel long et coûteux processus essai-erreur.



Le présent projet propose le développement d'une approche structurée combinant modélisation, simulation et expérimentation pour défaire ce verrou technologique. Il vise le développement de modèles simples capables de prédire de le profil de dureté dans le cas de traitement de pièces mécaniques de géométries complexes à travers une analyse exhaustive des relations de dépendance entre le profil durci et tous les paramètres du procédé.

### 1.2.2 OBJECTIFS

L'objectif du projet consiste à évaluer et à analyser les relations de cause à effet entre les paramètres du procédé de traitement thermique superficiel par induction et les profils de température et de dureté obtenus lors du traitement dans le but d'établir des modèles simples permettant de prédire le profil de dureté pour des pièces mécaniques de géométries complexes. L'approche proposée est appliquée à des pièces en acier AISI 4340 dans le cas de portées de roulement, de cannelures de petites longueurs (traitement stationnaire) et de cannelures de grandes longueurs (traitement avec balayage).

Plus spécifiquement, il s'agit de (i) d'étudier les effets de la variation des paramètres machine sur le profil de dureté pour une géométrie simple en utilisant un modèle bidimensionnel axisymétrique simple dans lequel le comportement de la température à la surface est évalué en fonction de la puissance induite, de la durée de chauffe et des attributs dimensions et géométrie de l'inducteur ; (ii) d'approfondir l'analyse par l'introduction des effets de la fréquence du courant induit sur la profondeur durcie en utilisant un modèle 3D appliqué à des cannelures à flancs parallèles stationnaire ; (iii) introduire les effets de la vitesse de translation de la source de chaleur suivant l'axe de la pièce sur le profil durci pour être en mesure de mieux contrôler le profil de dureté dans le cas de balayage ou de pièces de grandes dimensions. Les résultats issus de ces trois objectifs spécifiques font l'objet des trois articles qui composent ce mémoire de maîtrise, « *Effects of induction heating process parameters on hardness profile of 4340 steel bearing shoulder using 2D axisymmetric model* », « *Effects of induction heating process frequency on hardness profile of 4340 spline shaft* ».

*using 3D simulation and validation* » et « *Scanning induction heating of an AISI 4340 spline and validation using 3D simulation* ».

### **1.2.3 MÉTHODOLOGIE**

Le projet vise l'analyse des relations de cause à effet entre le profil de dureté et les paramètres du procédé dans le but d'établir des modèles simples permettant de prédire de le profil de dureté dans le cas de traitement de pièces mécaniques en acier AISI 4340 de géométries complexes. Pour atteindre les objectifs fixés en tenant compte des ressources disponibles, une approche en trois phases a été adoptée. Elle correspond à la production de de trois articles scientifiques. Le premier traite une portée de roulement chauffée par induction pour établir, à l'aide de l'étude paramétrique et de sensibilité, la relation qui lie le profil de dureté et les paramètres-machine (dimensions géométriques, puissance induite et durée de chauffe). Cet article abouti à l'équation avec laquelle on peut calculer la température maximale sur la surface de la portée de roulement en fonction des paramètres qui sont appliquées sans avoir recours aux mesures. Le deuxième article traite le procédé de traitement thermique par induction appliquée à une cannelure à flancs parallèles. Dans cet article, l'effet de la fréquence du courant sur la profondeur durcie a été étudié. Le dernier article traite le procédé du traitement thermique par induction appliqué à une cannelure à flancs parallèles dans le cas où ce dernier est en mouvement de translation (Balayage) pour mettre en valeur l'effet de la vitesse de mouvement sur le profil durci.

Durant tout ce travail de recherche, un logiciel de simulation multi-physique et des outils statistiques basés sur l'analyse de la variance sont employés pour étudier les effets des paramètres-machine sur différentes composantes mécaniques et en déduire les équations. Les méthodes numériques par éléments finis sont utilisées pour coupler le champ électromagnétique et le transfert de chaleur dans un même modèle multi-physique pour déterminer la température résultante. Le profil de température final permet ensuite de conclure les zones de martensite dure, c'est-à-dire les zones durcies et transformées.

Le logiciel de simulation par la méthode des éléments finis utilise un couplage fort et prend en considération les deux aspects de la simulation. Les équations électromagnétiques couplées avec les équations thermiques donnent le système qui décrit le procédé de traitement thermique par induction. Une étude de convergence évaluant l'effet du changement du maillage sur le profil de température a été menée pour améliorer la précision des résultats.

Les deux modèles 2D axisymétriques et 3D permettent de prédire le profil de dureté respectivement sur une portée de roulement et une cannelure à flancs parallèles. Ces modèles sont basés sur le couplage électromagnétique et thermique et tiennent compte des propriétés de l'acier AISI 4340. Le modèle 2D axisymétrique est utilisé pour extraire le rôle de chaque paramètre machine sur le profil de température finale. Les résultats de ce modèle peuvent être utilisés pour prédire le profil de température de n'importe quelle portée de roulement en acier AISI 4340 et qui est exposée à un traitement thermique par induction. Le modèle 3D, développé pour des cannelures à flancs parallèles, est utilisé pour étudier l'effet des paramètres-machine (fréquence, vitesse de balayage, etc...) sur le profil de température final.

Les pièces utilisées dans ce projet sont en acier AISI 4340 et les inducteurs sont en cuivre. Le cuivre, étant un excellent conducteur électrique, réduira les pertes et ainsi la totalité du courant est induite à la surface de la pièce. Deuxièmement, quatre propriétés du matériau sont considérées, soit les deux propriétés électromagnétiques (perméabilité magnétique relative et conductivité électrique) et les deux propriétés thermiques (conductivité thermique et chaleur spécifique).

Pour simplifier la mise au point de la simulation, plusieurs hypothèses ont été considérées. En premier lieu, le profil durci est directement déduit du profil de température en supposant qu'après le chauffage jusqu'à une température de 1000 °C, la pièce est rapidement refroidie. En second lieu, l'acier AISI 4340 est considéré homogène et isotrope et la température ambiante est fixée à 20 °C (293 K). En troisième lieu, la perte d'énergie par convection est équivalente à la perte d'énergie par conduction, contrairement à la perte d'énergie par radiation qui est négligée. Finalement, la densité du matériau est supposée fixe et égale à  $7800 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ .

L'étude de sensibilité effectuée mène à l'étude qualitative et quantitative des effets des propriétés du matériau et des paramètres machine du procédé de traitement thermique par induction sur le profil de température. Cette étude est utilisée pour étudier le poids de chaque paramètre sur le profil de dureté pour la portée de roulement, les pourcentages de contribution sont aussi calculés ainsi que les équations qui relient les températures et les paramètres-machine. L'étude de sensibilité est menée en utilisant COMSOL Multiphysic pour extraire les données et Minitab pour l'analyse de variance (ANOVA).

En résumé, le travail effectué est composé de trois parties. La première consiste à étudier les effets de l'intensité du courant induit, la durée de chauffe et les dimensions de la pièce sur le profil de dureté en utilisant un modèle 2D axisymétrique. La deuxième partie consiste à utiliser un modèle 3D pour étudier l'effet de la fréquence du courant induit sur la profondeur du profil de dureté. La dernière partie a permis d'enrichir le modèle 3D et introduire la vitesse de balayage comme un des paramètres principaux dans le modèle.

#### **1.2.4 ORGANISATION DU MÉMOIRE**

Le mémoire se divise en quatre parties. Une introduction générale présentant des notions générales théoriques et pratiques sur le procédé, la problématique, les objectifs, la méthodologie ainsi qu'une revue de littérature exhaustive en rapport avec le projet. Les trois autres parties du mémoire, en guise de chapitres 2, 3 et 4 sont présentés sous forme d'articles. Le premier article est intitulé « *Effets des paramètres du procédé de chauffage par induction sur le profil de dureté – cas d'une portée de roulement en acier AISI 4340* ». Le deuxième article est intitulé « *Étude de l'effet de la fréquence du traitement thermique superficiel par induction sur le profil de dureté en utilisant un modèle de simulation 3D – cas de cannelures en acier AISI 4340* ». Le troisième article est intitulé « *Traitement thermique superficiel par induction avec balayage de cannelures en AISI 4340 – simulation et validation* ». Finalement, une conclusion générale qui rappelle les principaux résultats de la recherche et ouvre les horizons vers de futurs travaux.





## **CHAPITRE 2**

### **EFFETS DES PARAMETRES DU PROCEDE DE CHAUFFAGE PAR INDUCTION SUR LE PROFIL DE DURETE – CAS D’UNE PORTEE DE ROULEMENT EN ACIER AISI 4340**

#### **2.1 RÉSUMÉ**

Ce premier article, intitulé « *Effects of induction heating process parameters on hardness profile of 4340 steel bearing shoulder using 2D axisymmetric model* », fut rédigé par moi-même ainsi que par le Prof. El Ouafi et le Prof. Barka. Il a été publié en 2015 dans International Journal of engineering and Innovative technology - IJEIT (Vol. 4, No.7, pp. 41-48, 2015). En tant que premier auteur, ma contribution à ce travail fut l’essentiel de la recherche sur l’état de l’art, le développement de la méthode, l’exécution des tests de performance et la rédaction de l’article. Le Prof. Barka, second auteur, a fourni l’idée originale et la méthode d’exécution. Il a aidé à la recherche sur l’état de l’art, au développement de la méthode ainsi qu’à la révision de l’article. Prof. El Ouafi, troisième auteur, a contribué à la revue de littérature, à la méthodologie et à la rédaction de l’article. Une version résumée de l’article a été présentée sous forme de poster à International symposium on aircraft materials, 2014. Ce travail a été réalisé en collaboration avec la chaire de la CRSNG-UQAR en génie de conception et le Laboratoire de Recherche en Productique.

Le but de ce travail est l’étude des effets des paramètres machine sur le traitement thermique par induction appliqué à une portée de roulement en utilisant la technique 2D axisymétrique. Dans un premier lieu une étude de convergence a été effectuée pour trouver la taille de maillage la plus appropriée qui donne les résultats les plus cohérents. Dans un deuxième lieu, une étude des effets de concentrateurs de flux a été effectuée. Et finalement,

l'étude de sensibilité a conduit à la production du modèle permettant de prédire le profil de dureté en fonction des paramètres machine.



## **2.2 EFFECTS OF INDUCTION HEATING PROCESS PARAMETERS ON HARDNESS PROFILE OF 4340 STEEL BEARING SHOULDER USING 2D AXISYMMETRIC MODEL**

Abstract — The main of this work is to study the effects of machine parameters (Heating system) on 4340 bearing seating shoulder heated by induction process. This process is able to produce uniform hardness profile with compressive residual stresses favorable to prevent fatigue contact failure. This paper presents, first, 2D axisymmetric model developed by multi-physics commercial software. This model is used to analyze quantitatively the effects of machine parameters such as imposed current density, heating time, frequency, and some dimensional factors related to the part dimensions. The simulation results are advantageously exploited to quantify the effects of the parameters and the interactions between them. Finally, a sensitivity study is done to predict the temperatures and to create a model to follow. The obtained results are very beneficial to develop other geometries with the same approach.

Index Terms— induction, bearing, shoulder, hardness profile, residual stresses, fatigue, model, current density, heating time, frequency, sensitivity study.

## **2.3 INTRODUCTION**

The bearing seating is a part used to allow motion transfer between shaft and housing in a mechanical composition. To maintain a good life performance of the bearing, it is required to apply induction heating with extremely accurate parameters. When applied correctly, induction heating could improve wear resistance and enhance contact fatigue life. This treatment creates a very hard surface layer on steels by converting an as-cast ferrite and pearlite microstructure into hard martensitic phase.

Until now, it is still very difficult to understand entire effects of the process parameters on the temperature and on hardness profile. In fact, it is very complex to establish the relationship between temperature profile and machine parameters such as geometrical dimensions (mm), heating time (s) and the density of the initial current in the coil ( $A \cdot m^{-2}$ )

(Kawaguchi *et al.*, 2005; Rudnev *et al.*, 2004; Yuan *et al.*, 2003). Adding to that, there is no study that shows if one parameter affects the results more or less than another. This type of study, called sensitivity study, based on analysis of variance (ANOVA), is a collection of statistical tools that analyses the difference between parameters effects. The ANOVA study gives path to understanding the effect size of each multi-physical parameter, and to reducing errors and time loses on calculations.

During 1831, English scientist Michael Faraday discovered that a current could be produced in a part by exposing it to a dynamic electromagnetic field. He then established the Faraday induction law (Faraday, 1839). Some years later, exactly in 1851, French scientist Leon Foucault discovered induced currents, and called them Foucault Currents. During 1878, he proved that those currents are responsible for heating parts by Joule Effects. This discovery lead to the start of the induction heating industry and made researchers studies this field very closely. In 1958, Baker did calculation of the temperature distribution after induction heating process. Dodd and Deeds did the same study on an infinite cylinder in 1967. However, in 1974, Donea was the first to use FEM (Finite Element Method) and 2D axisymmetric model to calculate the magnetic vector intensity during induction heating process. Davis and Simpson were the first to evaluate temperature profile versus machine parameters for several mechanical components in 1974. Therefore, they calculated the effects of machine power and heating duration over temperature profile. In recent years, a number of investigations have been put forward dealing with modeling and simulation of fatigue behavior of different components coupled to the used process parameters for induction hardening.

In 2001, Kristoffersen and Vomacka showed in their investigation that the process parameters of induction hardening influence largely the residual stress-state of hardened parts. They varied the process parameters of induction hardening to give a constant hardness penetration depth. In 2011, Barka *et al* presented a sensitivity study using a Comsol 3D model simulation for spur gear heated by induction process. The developed model is exploited to study the sensitivity of the final temperatures to the variation of simulation parameters and

some geometrical factors. Finally, the sensitivity of hardness profile to the machine parameters variation is investigated using various statistical tools applied to the obtained results.

It is very important to study the effect of each parameter of the heating process and to find a relation between them. This leads to a better understand of the multi-physical environment of the simulation and of the whole process, knowing the degree of importance of each parameter and its thumbnail on the results. Then, after that, we could conclude which parameter is good to be changed and which one does not affect the results. The degree of importance, or so called effect size leads us to better sharpen the parameters and to create the best environment to have the desirable results (Istardi & Triwinarko, 2013).

In this work, a 2D-axisymmetric model of a 4340 steel bearing seating was designed. Using COMSOL multi-physics, as the best multi-physics software, induction heating process was applied to the shoulder. In the first place, the parameters were chosen to have martensitic temperature as a result. To have good results, flux concentrators were added, they are two pieces that anneal the edge effect of the induced currents (Barka *et al.*, 2011). This assured the transformation and the creation of the hardened martensitic layer. In the second place, the simulation was repeated changing each parameter apart to understand the effect of each parameter on the temperature and hardness profile. Finally, multi-changing parametric study was done. This study consists of changing all the parameters in the same time and analyzing the results versus parameters matrix. A prediction model is proposed from the results of the sensitivity results. The predicted results and the simulated ones are then compared to see if the prediction is precise or not. This gave a prediction model to exploit during the future works.

#### **2.4 SIMULATION MODEL AND FORMULATIONS**

The model is composed, of a 25 mm diameter bearing seating shoulder with major diameter of 33 mm and minor diameter of 25 mm. The part is enrolled with a 26,7 mm coil

(Figure 10). The materials used for the part and the coil are respectively 4340 steel and copper.

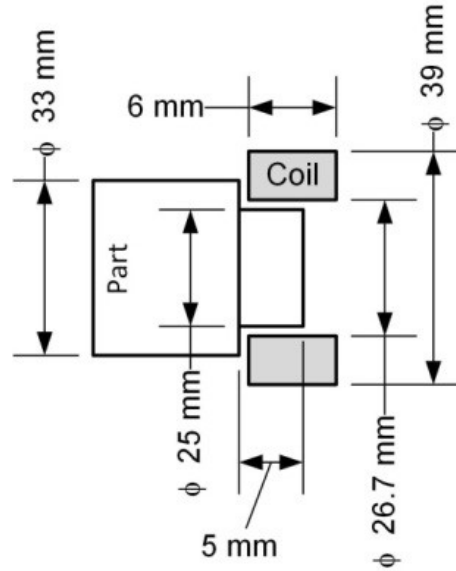


Figure 10 : Bearing seating and coil dimensions

#### 2.4.1 MATHEMATICAL MODELING OF THE ELECTROMAGNETIC FIELD

To calculate electromagnetic field, it is imperative to be able to solve Maxwell's equations, for general time-varying electromagnetic fields. Maxwell's equations in differential form can be expressed as:

$$\nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \quad (1)$$

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

$$\nabla \cdot B = 0 \quad (3)$$

$$\nabla \cdot D = \rho^{charge} \quad (4)$$

Where  $E$  is electric field intensity,  $D$  is electric flux density,  $H$  is magnetic field intensity,  $B$  is magnetic flux density,  $J$  is conduction current density, and  $\rho^{charge}$  is electric charge density. Special symbols like  $\nabla \cdot$  and  $\nabla \times$  are popular in vector algebra and are useful to shorten an expression of particular differential operation without having to carry out the details,  $\nabla U = gradU$ ,  $\nabla \cdot U = divU$  and  $\nabla \times U = curlU$ .

#### 2.4.2 MATHEMATICAL MODELING OF THE THERMAL PROCESSES

In this part, we used the Fourier equation expressed in this form.

$$c\gamma \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k\nabla T) = \dot{Q} \quad (5)$$

Where  $T$  is temperature,  $\gamma$  is the density of the metal,  $c$  is the specific heat,  $k$  is the thermal conductivity of the metal and  $Q$  is the heat source density induced by eddy currents per unit time in a unit volume. Then, the system to be solved is given by:

$$j\omega\sigma(T)A + \nabla \times (\mu^{-1}\nabla \times A) = 0 \quad (6)$$

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot k\nabla T = Q(T, A) \quad (7)$$

Where  $\rho$  is the density,  $C_p$  is the specific heat capacity.

#### 2.4.3 SPACE DISCRETIZATION (MESH CALCULATION)

This work is done using the finite element method to obtain an approximate solution for the calculation of the equations. Space discretization is a very important aspect of FEM analysis (Rudnev, 2011). FEM discretization, also called mesh generation (Figure 11) was done in COMSOL and a convergence study was held to find the best mesh size that gives the most suitable results (Figure 12).

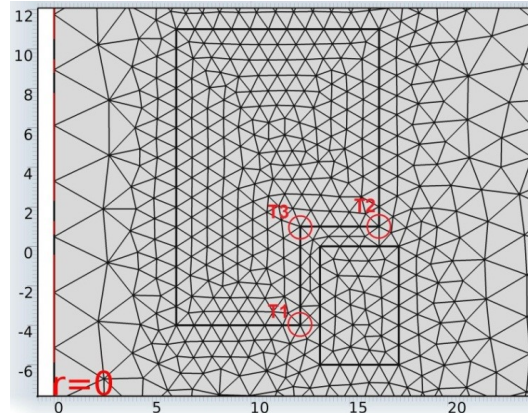


Figure 11 : Space discretization (mesh) in COMSOL

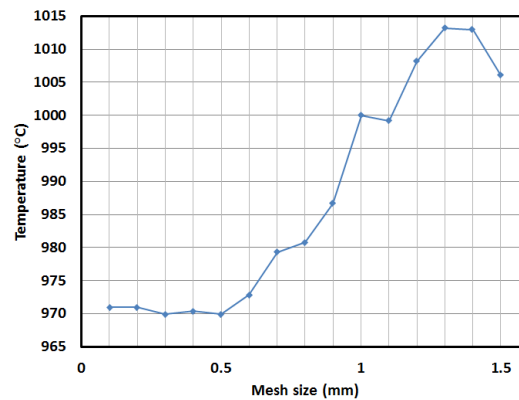


Figure 12 : T versus mesh size

#### 2.4.4 CONVERGENCE STUDY

Convergence study was done in the simulation to find the mesh size that suits the most and gives the best results. When drawing the temperature versus mesh size plot, it starts by being horizontally stable and constant and after that increases starting from a mesh size bigger than 0,5 mm. This 0,5 mm represents the mesh size used in the simulation. The chosen mesh size gives insurance about the exactitude of the results. As the mesh is refined, the FEM solution should approach the analytical solution of the mathematical model. This attribute is obviously necessary to instill confidence in FEM results from the standpoint of mathematics.

#### **2.4.5 COUPLING OF ELECTROMAGNETIC AND THERMAL PROBLEM (TWO-STEP APPROACH)**

One of the major features of induction heating computation deals with the fact that both the electromagnetic and heat transfer phenomena are tightly coupled thanks to the interrelated nature of the material properties. First, specific heat, thermal conductivity, and electric resistivity are functions of the temperature. On the second hand, magnetic permeability is a function of magnetic field intensity, temperature, and frequency.

#### **2.4.6 PRIMARY RESULTS**

After establishing the most suitable mesh size for the simulation, and after designing the work piece and the coil, simulation was done, or it should be called a primary simulation. It is called primary, because it does not give the wanted results. The results are shown in Figure 13. The temperature profile is not uniform and the distribution is not equal along the edges. One of the best ways to make a uniform temperature profile is to use the flux concentrator. Those pieces are made in the same 4340 steel to have the same material properties as the work piece. When the flux concentrators are used, they created uniformity, annealing the edge effects, as if the shoulder has bigger dimensions. This can be seen in Figure 14. It is saw that the heat spread all over the bearing edges.

### **2.5 PARAMETRIC EFFECTS**

In this part, a parametric study was done to understand the effect size of each parameter on the temperature and hardness profile. The gap between the work piece and the coil was changed along x-axis and y-axis. The variation was done between 0.5, 1, and 1.5 mm. After that, the heat duration,  $t_c$  was changed from 0.4 to 0.6 s with a 0.1 s step. Finally,  $J_0$  was varied with  $\pm 5\%$ . The two temperatures are determined at two locations as showed in Figure 11. These temperatures ( $T_1$  and  $T_2$ ) allow the characterization of the heated profile. The study

of  $T_3$  was avoided due to the weakness of the heat in the corner. That gave very low temperature and so little variations.

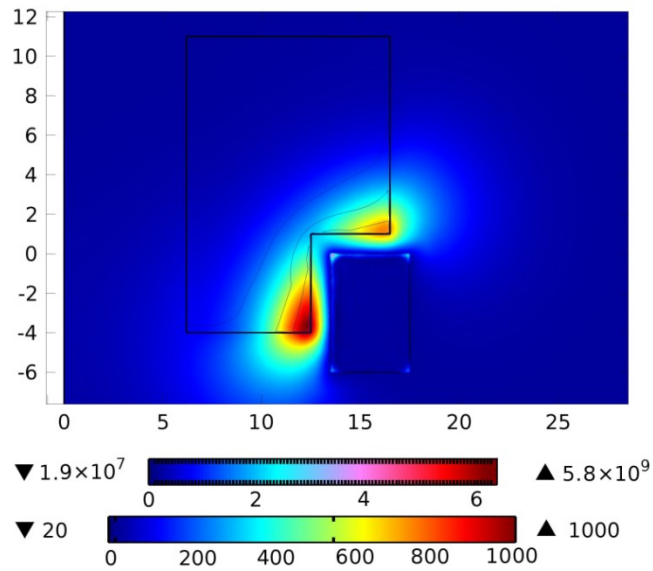


Figure 13 : Temperature distribution (°C) [0, 1000] and total induced current ( $A \cdot m^{-2}$ ) [ $1,9 \times 10^7, 5,8 \times 10^9$ ] without flux concentrators

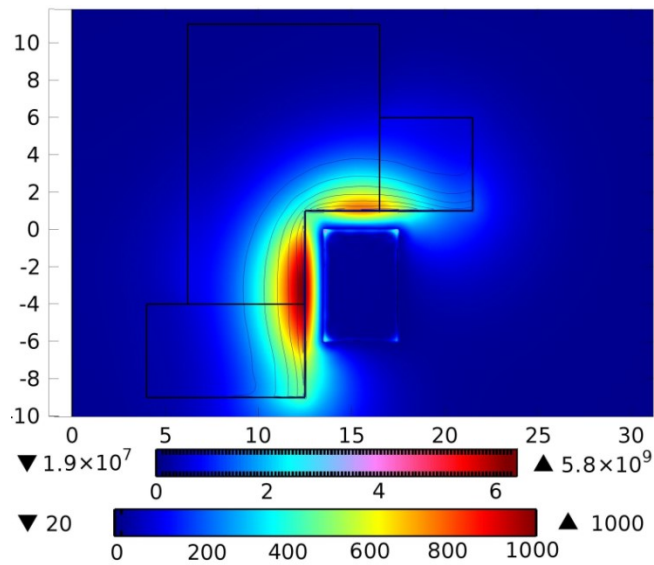


Figure 14 : Temperature distribution (°C) [0, 1000] and total induced current ( $A \cdot m^{-2}$ ) [ $1,9 \times 10^7, 5,8 \times 10^9$ ] using flux concentrators



### 2.5.1 EFFECT OF X-AXIS GAP (GX)

The change of the position along x-axis affected the temperatures of the 2 points, specially  $T_1$ . It is seen from the curve that when the gap went from 0,5 mm to 1 mm, the temperature decreased with about 765 °C and when the gap changed from 1 mm to 1,5 mm, the temperature of  $T_1$  varied by nearly 328 °C. This difference is due to the fact that the farther the coil is from the work piece; the less heated the piece is.  $T_2$  did not change nearly not at all comparing to  $T_1$  because of the absence of the x-axis abscise effect. The best conclusion is that any change in the coil position over the x-axis affects  $T_1$  the most. A variation of about  $\pm 50\%$  in x-axis gap, gives nearly  $\pm 50\%$  change in  $T_1$ , the same variation generates approximately  $\pm 5\%$  variation in  $T_2$  (Figure 15).

### 2.5.2 EFFECT OF X-AXIS GAP (GY)

Due to its geometrical disposition, the effect of changes over y-axis affected the  $T_2$  the most. It is understood from the curve (Figure 16) that the temperature decreased of about 523 °C when the gap went from 0,5 to 1 mm and of about 285 °C when the gap went from 1 to 1,5 mm.  $T_1$  didn't change nearly not at all comparing to  $T_2$  because of the absence of the y-axis abscise effect. A variation of about  $\pm 50\%$  in y-axis gap, gives nearly  $\pm 0,2\%$  change in  $T_1$ , the same variation generates approximately  $\pm 50\%$  variation in  $T_2$  (Figure 16). It is obvious that the effects of x-axis gap and y-axis gap variations on  $T_1$  and  $T_2$  respectively are inversed.

### 2.5.3 EFFECT OF HEATING TIME ( $t_c$ )

The  $t_c$  variation affected  $T_1$  and  $T_2$  nearly equally, because  $t_c$  is a parameter that affects all the simulation and all the process. It is a parameter that is present in the time-dependent solver. The increase in  $t_c$  gave nearly a constant change in the temperature, 0,1 s increase for  $t_c$  gave nearly 90 °C increase in  $T_1$ , and nearly 60 °C increase in  $T_2$ . A variation of about  $\pm$

20% in  $t_c$ , gives nearly  $\pm 10\%$  change in  $T_1$ , the same variation generates approximately  $\pm 9\%$  variation in  $T_2$  (Figure 17).

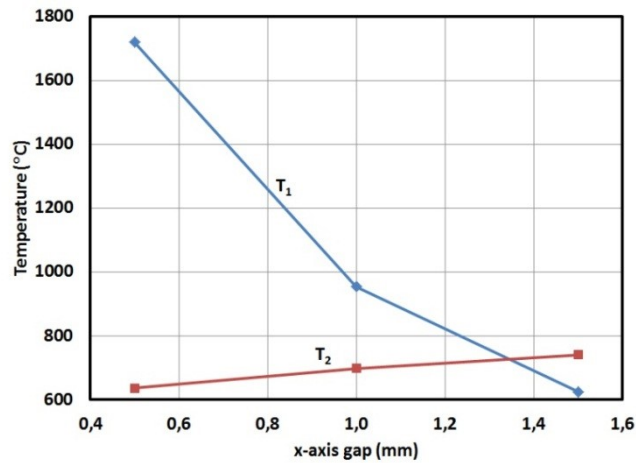


Figure 15 :  $T_1$  and  $T_2$ , versus x-axis gap

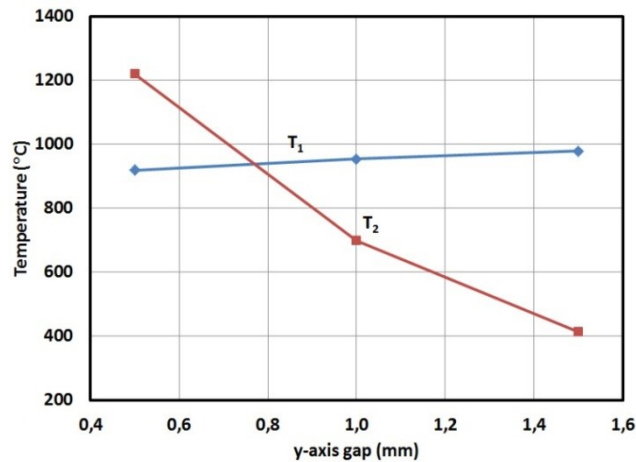


Figure 16 :  $T_1$  and  $T_2$ , versus y-axis gap

#### 2.5.4 EFFECT OF IMPOSED CURRENT DENSITY ( $J_0$ )

Changes in  $J_0$  affected equally  $T_1$  and  $T_2$ . An increase of 5% in  $J_0$  from  $J_0-5\%$  to  $J_0$  gives increases of 72 °C in  $T_1$  and 62 °C in  $T_2$ . Nearly the same numbers of degrees °C were increased during the change from  $J_0$  to  $J_0+5\%$ .  $J_0$  has a linear effect. A variation of about  $\pm$

5% in  $J_0$ , gives nearly  $\pm 10\%$  change in  $T_1$ , the same variation generates approximately  $\pm 9\%$  variation in  $T_2$  (Figure 18).

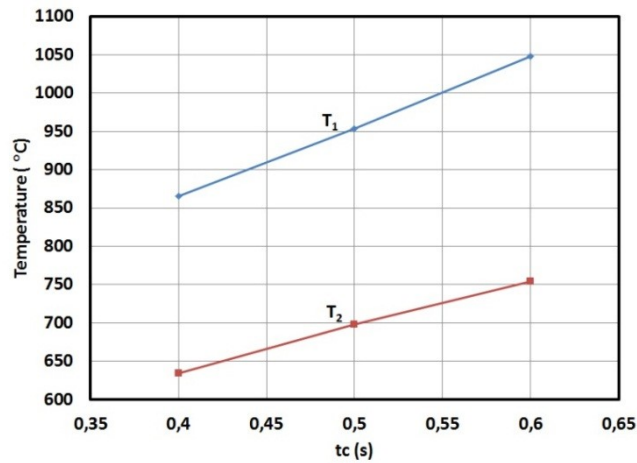


Figure 17 :  $T_1$  and  $T_2$  versus  $t_c$

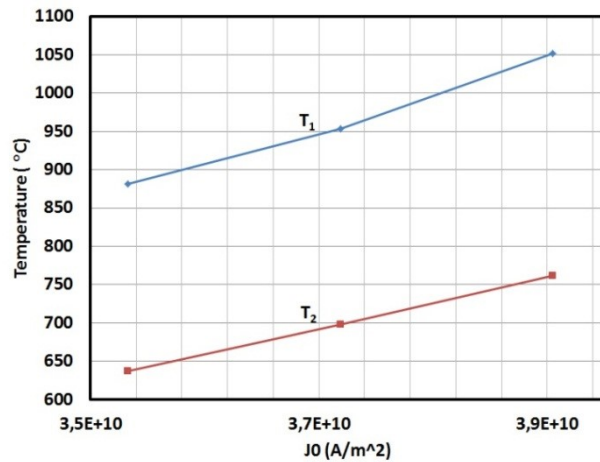


Figure 18 :  $T_1$  and  $T_2$  versus  $J_0$

The parameters for the sensitivity study are concluded from the parametric study. From Figure 16, it is seen that  $T_1$  is closer to 1000 °C at around an x-axis gap equal to 0,95 mm and from Figure 17, it is seen that  $T_2$  is closer to 1000 °C at around a y-axis gap equal to 0,75 mm. To better visualize the variations, see table 1. The parameters are organized in 3 levels and are shown in table 2.

Tableau 1 : Recapitulative table about temperatures variations versus factors variations

<b>Factor</b>	<b><math>T_1</math> variation</b>	<b><math>T_2</math> variation</b>
<b>Gx (<math>\pm 0,1\text{mm}</math>)</b>	$\pm 50\%$	$\pm 5\%$
<b>Gy (<math>\pm 0,1\text{mm}</math>)</b>	$\pm 0,2\%$	$\pm 50\%$
<b><math>t_c</math> (<math>\pm 0,1\text{s}</math>)</b>	$\pm 10\%$	$\pm 9\%$
<b><math>J_0</math> (<math>\pm 5\%</math>)</b>	$\pm 10\%$	$\pm 9\%$

Where Gx, Gy,  $t_c$ , and  $J_0$  are respectively equal to x-axis gap, y-axis gap,  $t_c$ , and  $J_0$ .

Tableau 2 : Scratching parameters and their levels for the sensitivity study

<b>Factors</b>	<b>Level 1</b>	<b>Level 2</b>	<b>Level 3</b>
<b>Gx (mm)</b>	0,85	0,95	1,05
<b>Gy (mm)</b>	0,65	0,75	0,85
<b><math>t_c</math> (s)</b>	0,4	0,5	0,6
<b><math>J_0</math> (<math>10^{10} \text{ A} \cdot \text{m}^{-2}</math>)</b>	3,53	3,72	3,90

## 2.6 SENSITIVITY STUDY

In this part, all the 4 parameters are changed simultaneously around the 3 scratching levels of table 2 to obtain an alternation, or a matrix of results (Barka *et al.*, 2012). From which, only one result is best suitable to create a uniform good martensitic heat profile. The parameters that are changed are, as said before, x-axis gap, y-axis gap,  $t_c$ , and  $J_0$ . This gave a simulation of  $3^4 = 81$  combinations. The sensitivity study is performed by varying the

parameters around the nominal level 2 set of values (Table 2) (x-axis gap = 0,95 mm, y-axis gap = 0,75 mm,  $t_c = 0,5$  s,  $J_0 = 3,72 \cdot 10^{10} A \cdot m^{-2}$ ). The variation is equal to  $\pm 0,1$  mm on x-axis gap and y-axis gap,  $\pm 0,1$  s on  $t_c$ , and  $\pm 5\%$  on  $J_0$  value. The simulation results were statistically analyzed using ANOVA study. This study was done to determine the percent contribution and the effect of each parameter over the temperature profile (Table 3). Average affects graphs presented in Figure 19, Figure 20, and Figure 21 shows that temperatures are affected by all the four parameters, but with different contributions, the 3 scratching levels are in X axis and temperature is in Y axis.

Tableau 3 : Percent contribution of each parameter variation over the temperatures

	x-axis gap (%)	y-axis gap (%)	$t_c$ (%)	$J_0$ (%)	Error (%)
$T_1$	32	0	37	28	3
$T_2$	0	44	27	28	1
$T_3$	15	17	48	20	0

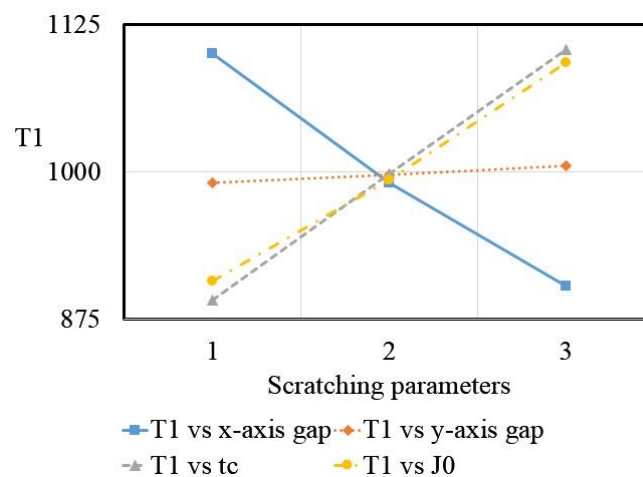


Figure 19 : Main effects of x-axis gap, y-axis gap,  $t_c$ , and  $J_0$  on  $T_1$ (°C)

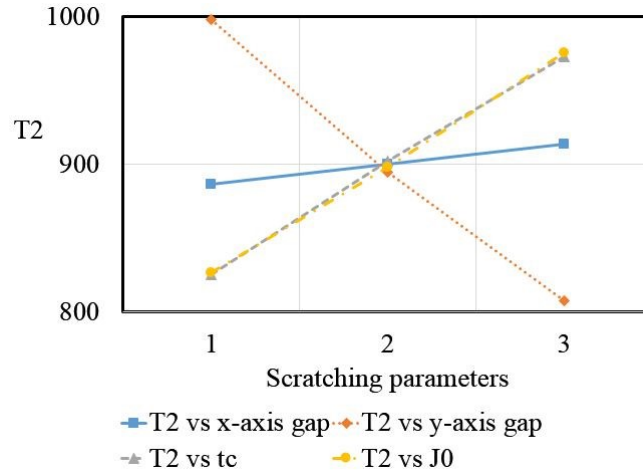


Figure 20 : Main effects of x-axis gap, y-axis gap,  $t_c$ , and  $J_0$  on  $T_2$ (°C)

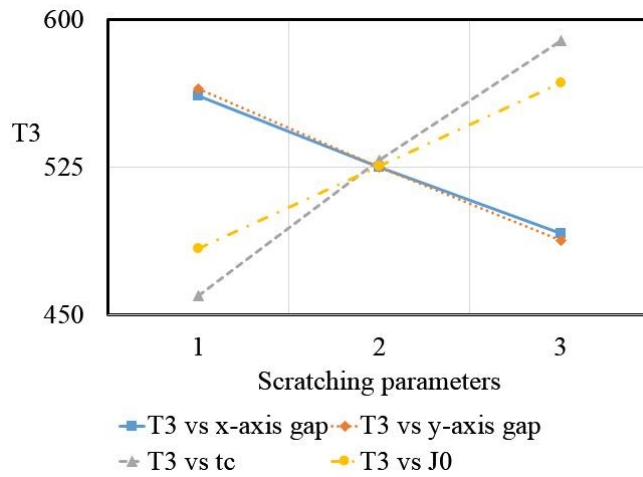


Figure 21 : Main effects of x-axis gap, y-axis gap,  $t_c$ , and  $J_0$  on  $T_3$ (°C)

The effect of x-axis gap and y-axis gap respectively on  $T_2$  and  $T_1$  is non-existent (0%). The x-axis gap affects  $T_1$  the most after that  $T_3$  (32% and 15%). The y-axis gap affects  $T_2$  and then  $T_3$  (44% and 17%). The effect of  $t_c$  is greater than the effect of  $J_0$  over the  $T_1$  and  $T_3$ , 37% > 28% and 48% > 20%. The effects of x-axis gap and y-axis gap on  $T_3$  are nearly equal, 15% compared to 17%. Induced current density and heating duration have both nearly linear effects on all the three temperatures; this is represented in gray interrupted line and yellow semi-interrupted line in Figure 19, Figure 20, and Figure 21. With the increase of x-

axis gap and y-axis gap,  $T_1$ ,  $T_2$ , and  $T_3$  decrease. This is due to proximity effects and to the decrease in the electromagnetic field intensity. The small values of  $T_3$  are because the point 3 is farer form the inductor compared with the point 1 and point 2. Due to this geometrical constraint, the point 3 will always receive less beamed power and thus less induced current density. The little size effect of  $t_c$  over  $T_2$  can be explained by the fact that the coil is so close to the bearing along y-axis gap causing that the majority of the effect was manipulated by y-axis gap (44%).

### 2.6.1 LINEAR REGRESSION STUDY AND PREDICTION MODEL

In this study, data are implemented and used to find out the equations that best describe the relation between responses and parameters. The results are presented in table 4. The prediction model established using a statistical software called Minitab gives equations that link  $T_1$ ,  $T_2$ , and  $T_3$  from one side and x-axis gap, y-axis gap,  $t_c$ , and  $J_0$  from another side. All the 3 equations are listed below. The equations are implemented using the temperature data to plot the temperature profiles and compare them to the simulated temperature profiles. To better understand the exactitude of the results, residual and delta formulas were calculated using  $T_1$ ,  $T_2$ , and  $T_3$ . The simulation results are nearly similar to the predicted results. After that, the predicted temperature is compared to the simulated temperature. This gave a tendency line that has a slope nearly equal to 1.

Tableau 4 : Summary of the model performances

	Standard deviation (s)	$R^2$ (Predicted) (%)
$T_1$	26,5919	96,25
$T_2$	16,8883	97,75
$T_3$	5,89725	99,35

From table 4, it is seen that the predicted model is very accurate since all the predicted values of  $R^2$  are greater than 96%.

The final equations that give the expression of each temperature versus machine parameters are represented below.

It's important to mention that those equations are written and used without units because they link different physical entities that do not have the same units in the SI.

$$T_1 = -503,37 - 987499 \cdot G_x + 70125,4 \cdot G_y + 1063,4 \cdot t_c + 4,98 \cdot 10^{-8} \cdot J_0 \quad (8)$$

$$T_2 = -376,32 + 133563 \cdot G_x - 953452 \cdot G_y + 739,287 \cdot t_c + 4,019 \cdot 10^{-8} \cdot J_0 \quad (9)$$

$$T_3 = -18,61 - 351583 \cdot G_x - 385602 \cdot G_y + 648,64 \cdot t_c + 2,26 \cdot 10^{-8} \cdot J_0 \quad (10)$$

Where  $G_x$ ,  $G_y$ ,  $t_c$ , and  $J_0$  are respectively equal to x-axis gap, y-axis gap,  $t_c$ , and  $J_0$ .

The third point has a predicted temperature that is nearly equal to the simulated one because of the little temperature variation in the corner due to the geometrical concerns. The coordinates of red points are simulated temperature in the X axis and predicted temperature in the Y axis. The blue line represents the tendency of the cloud of points. This tendency is represented by the lines which have slopes equal to 0,968, 0,981, and 0,994 for  $T_1$ ,  $T_2$ , and  $T_3$ , which are nearly equal to 1 (11), (12), and (13). The predicted temperatures and the simulated ones are close enough to say that this model is good to predict behavior and temperature. Especially around 1000 C, there is a very low error rate equal to some degrees ( $\leq 21$  °C). The temperatures  $T_1$  and  $T_2$  are around 1000 °C thanks to the flux concentrators and edge effects. The variation is less than 4%.  $T_3$  shows lower values comparing to the 2 others temperatures because the point is farer from the coil due to the geometrical issue.

$$T_{1 \text{ predicted}} = 32,3 + 0,968 \cdot T_{1 \text{ simulated}} \quad (11)$$

$$T_{2 \text{ predicted}} = 17,4 + 0,981 \cdot T_{2 \text{ simulated}} \quad (12)$$



$$T_3 \text{ predicted} = 2,94 + 0,994 \cdot T_3 \text{ simulated} \quad (13)$$

From Figure 22, the predicted temperature  $T_1$  is equal to the simulated one around 900 °C to 1000 °C. For temperatures lower than 750 °C or greater than 1300 °C, the precision is lower and equality is lost. From Figure 23, the predicted temperature  $T_2$  is equal to the simulated one around 800 °C to 1000 °C. For temperatures lower than 800 °C or greater than 1100 °C, the precision is lower and equality is lost. From Figure 24, the predicted temperature  $T_3$  is equal to the simulated one from 425 °C to 650 °C. For temperatures lower than 400 °C or greater than 700 °C, the precision is lower and equality is lost.

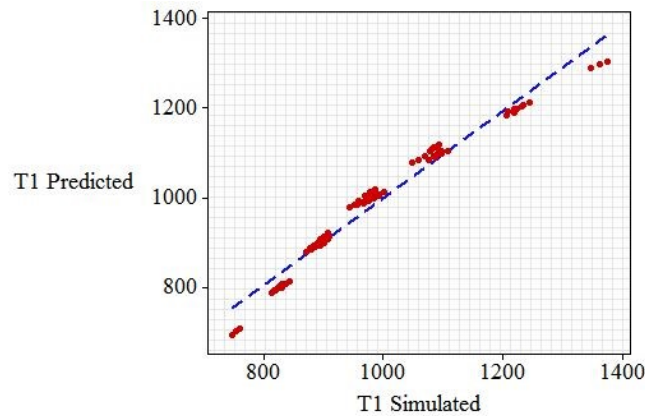


Figure 22 :  $T_1$  predicted (°C) vs  $T_1$  simulated (°C)

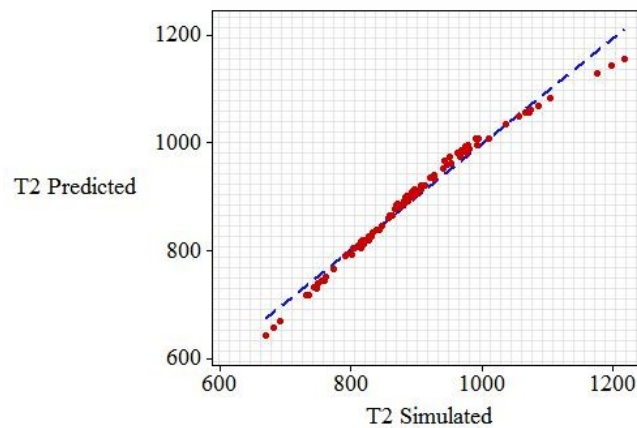


Figure 23 :  $T_2$  predicted (°C) vs  $T_2$  simulated (°C)

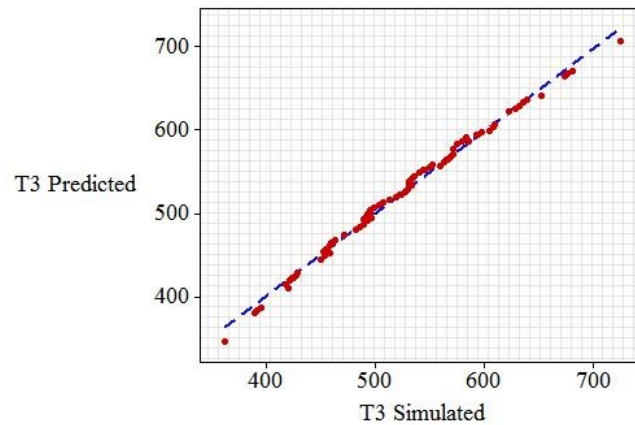


Figure 24 :  $T_3$  predicted ( $^{\circ}\text{C}$ ) vs  $T_3$  simulated ( $^{\circ}\text{C}$ )

## 2.7 CONCLUSION

In this work, a 2D axisymmetric model of an AISI 4340 alloy steel bearing seating was developed to study the parametric and sensitivity effect of machine parameters. A linear regression study was done to predict the behavior. The prediction showed that the predicted model and the simulated model have the same behavior. Those prediction models are used to predict the physical behavior. The results will be exploited in future researches. Bearing seating is a comparatively simple piece comparing to gears and splines, this gives some openings to future researches and works. The same approach could be used to predict temperature profile and hardness profile of other mechanical components.

## 2.8 REFERENCES

- J. Yuan, J. Kang, Y. Rong and R.D. Sisson, FEM modeling of induction hardening processes in steel, *Journal of Materials Engineering and Performance*. 12 (2003) 589-596.
- Kawagushi H., Enokizono M., Todaka T., Thermal and magnetic field analysis of induction heating problems, *Materials Processing Technology*. 161 (2005) 193-198.
- V. Rudnev, D. Loveless, R. Cook and M. Black, *Handbook of induction heating*. Marcel Dekker, New York, 2003.
- Rudnev, V., Tips for Computer Modeling Induction Heating processes – Part 1, FASM – Inductoheat Inc., Madison Heights, Mich.
- Wanser, M., Sven, Simulation des phénomènes de chauffage par induction, Application à la tempe superficielle.
- Istardi, D., Triwinarko, A., Induction Heating Process Design Using COMSOL Multiphysics Software, *TELKOMNIKA*, Vol. 9, No. 2, pp. 327-334, August 2011.
- Faraday, M., *Experimental Researches in Electricity*, 1839.
- Barka, N., Chebak, A. and Brousseau, J., Optimization of Hardness Profile of Bearing Seating Heated by Induction Process Using Axisymmetric Simulation, *Piers Online*, Vol. 7, No. 4, pp. 316-320 (2011).
- Barka, N., Chebak, A., El Ouafi, A., Bocher, P. and Brousseau, J., Sensitivity Study of Temperature Profile of 4340 Spur Gear Heated by Induction Process Using 3-D Simulation.
- Ross, P.J., *Taguchi techniques for quality engineering*, McGraw-Hill, New York, (1988)



**CHAPITRE 3**  
**ETUDE DE L’EFFET DE LA FREQUENCE DU TRAITEMENT THERMIQUE**  
**SUPERFICIEL PAR INDUCTION SUR LE PROFIL DE DURETE EN**  
**UTILISANT UN MODELE DE SIMULATION 3D – CAS DE CANNELURES EN**  
**ACIER AISI 4340**

**3.1 RÉSUMÉ**

Ce deuxième article, intitulé « *Study of Frequency Effects on Hardness Profile of Spline Shaft Heat-Treated by Induction* », fut rédigé par moi-même ainsi que par le Prof. El Ouafi et le Prof. Barka. Il a été publié en 2015 dans *Journal of Materials Science and Chemical Engineering*, Vol. 4, No. 3, 2016). Cet article a repporté une étude sur les effets des paramètres machines du traitement thermique par induction sur des cannelures à flancs parallèles et plus précisément l'effet de la variation de la fréquence sur la profondeur durcie.

En tant que premier auteur, ma contribution à ce travail fut l'élaboration du modèle de la simulation et de la validation ainsi que l'exécution des tests de performance et la rédaction de l'article. Le Prof. El Ouafi, second auteur, a fourni l'idée originale et les étapes, a aidé à la recherche sur l'état de l'art, au développement de la méthode ainsi qu'à la révision de l'article. Prof. Barka, troisième auteur, a contribué avec les commentaires et les corrections sur la méthodologie et les planifications. Ce travail a été réalisé en collaboration avec la chaire de la CRSNG-UQAR en génie de conception et le Laboratoire de Recherche en Productique.

Le but de ce travail est l'étude des effets de la fréquence sur le traitement thermique par induction appliqué à des cannelures à flancs parallèles. Dans un premier lieu une étude de convergence a été effectué pour trouver la taille de maillage la plus appropriée qui donne

les résultats les plus cohérents. Dans un deuxième lieu, une étude des effets du changement de la fréquence sur la densité du courant induit et le profil de dureté final a été effectuée suivie d'une validation expérimentale des modèles développés.

### **3.2 EFFECTS OF INDUCTION HEATING PROCESS FREQUENCY ON HARDNESS PROFILE OF 4340 SPLINE SHAFT USING 3D SIMULATION AND VALIDATION**

Abstract— This paper is devoted to the study of frequency effects on hardness profile of AISI 4340 spline shaft heat-treated by induction through an extensive 3D finite element method simulation and structured experimental investigation. Based on coupled electromagnetic and thermal fields analysis, the 3D model is used to estimate the temperature distribution and the hardness profile. The proposed study examines the hardening process parameters, such as frequency, induced current density and heating time, known to have an influence on hardened surface and builds the simulation model step by step. The established model can provide not only an accurate prediction of temperature distribution and hardness profile but also a comprehensive analysis of machine parameters effects, especially the frequency. The numerical results achieved by this model are good and presents a great agreement to the experimental data.

Index Terms— Induction Heating, Splines Shaft, Hardness Profile, Current Density, Heating Time, Frequency.

### **3.3 INTRODUCTION**

Surface transformation hardening processes are designed to improve wear and fatigue resistance by hardening the superficial critical areas using brief and localized heat gains. Among these processes, induction heating process is well-known by its capacity in terms of high power density which allows short interaction times to reach the required temperature, while limiting the risks of undesirable distortion and deformation effects (Rudnev *et al.*, 2004; Semiatin & Stutz, 1985).

Induction heating consist of heating an electrically conducting part by applying an alternative current at a specific frequency into a copper coil to produce a variable electromagnetic field, which generates induced eddy currents in the region, close to the coil. The eddy currents flowing through the resistance of the part, placed within the coil, heat it

by Joule effect. The induction heating process exhibits several industrial advantages: (i) requires low energy levels, (ii) minimizes distortion and deformation of the heated parts, (iii) easily to integrate in automated production lines and (iv) considered as a sustainable manufacturing process (Rudnev *et al.*, 2004; Semiatin & Stutz, 1985). The mechanical characteristics of the hardened surface obtained by this process depend on the physicochemical properties of the treated material and several induction heating parameters and conditions. To be able to use appropriately the resources offered by an induction heating system, it is necessary to develop a comprehensive strategy to control the heating process parameters in order to produce desired hardened surface characteristics for a specific application. Despite some attempts to develop models and approaches to study typical aspects of the induction heating, the developed simulation tools and strategies are not flexible enough to be applied to various materials and geometries (Barka *et al.*, 2012; Chebak *et al.*, 2011; Hammi *et al.*, 2015). Current practices in the industry are based on the control the induction heating process using handbook data and the traditional and fastidious trial and error procedures for every single specific mechanical component. There are no general studies that document and predict the performance of the process as function of heating system parameters.

The efficiency of an induction heating system for typical application depends on several factors such as characteristics of the mechanical part itself (material and geometry), inductor design and heating system parameters (power supply capacity, frequency, induced current density, heating time, etc.) (Rudnev *et al.*, 2004; Semiatin, 1988). It is very well known that the penetration depth is proportional to the inverse of the frequency, leading to a comprehensive study of the difference between using a high frequency (HF) and medium frequency (MF) current in the heating process. Furthermore, to obtain an adequate temperature distribution and uniform hardness profile, in the case of the spline shaft treatment, a specific frequency is required to qualify the induced current to reach the tooth and the root zones. Relationship between the resulting temperature and the frequency used has to be established.



In this work, a coupled electromagnetic fields and thermal analysis 3D numerical model for AISI 4340 steel spline shaft is designed using COMSOL multi-physics software. Various induction heating parameters such as frequency, induced current density and heating time are tested and their effects on temperature distribution and hardness profile are evaluated. The 3D model subsequently used specifically to establish and evaluate the contribution of the frequency variation on the heating process performance. The numerical results achieved by the 3D model are validated using relevant experimental data.

### **3.4 PROBLEM FORMULATION AND SIMULATION**

The proposed simulation 3D model uses a 25 mm external diameter AISI 4340 steel spline with 21 mm internal diameter. The spline is wound with a 27 mm copper based coil (Figure 25). Because of the circular symmetry of the shaft, only one twelfth of the spline and the coil are considered in the simulation model (the spline is composed of twelve teeth). These parameters are chosen taking into account the constraints imposed by the experimental setup and conditions (heating system and geometry of the available mechanical parts). The AISI 4340 alloy steel used is a low alloy steel that contains iron (95,195% – 96,33%), nickel (1,65% – 2%), chromium (0,7% – 0,9%), manganese (0,6% – 0,8%), carbon (0,37% – 0,43%), molybdenum (0,2% – 0,3%), silicon (0,15% – 0,3%), sulfur (0,04%) and phosphorous (0,035%). This steel is heat treated at 830 °C followed by quenching in oil. The analysis assumes that the ambient temperature is set to 293 K and that the spline and the coil are surrounded by a local dielectric environment that is magnetically isolated with vacuum permittivity and permeability.

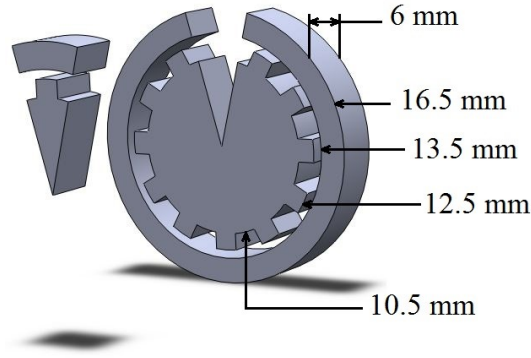


Figure 25 : Schematic representation of 3D model

### 3.4.1 PROBLEM FORMULATION

To calculate the electromagnetic field, it is imperative to solve Maxwell's equations, for generally varying electromagnetic fields. Maxwell's equations can be written as:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} \quad (1)$$

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

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (3)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho^{\text{charge}} \quad (4)$$

Where  $\mathbf{E}$  is electric field intensity,  $\mathbf{D}$  is electric flux density,  $\mathbf{H}$  is magnetic field intensity,  $\mathbf{B}$  is magnetic flux density,  $\mathbf{J}$  is conduction current density, and  $\rho^{\text{charge}}$  is electric charge density. Special symbols like  $\nabla \cdot$  and  $\nabla \times$  are popular in vector algebra and are useful to shorten an expression of particular differential operations without having to carry out the details.  $\nabla U = \text{grad}U$ ,  $\nabla \cdot \mathbf{U} = \text{div}U$  and  $\nabla \times \mathbf{U} = \text{curl}U$ . In this part, we used the Fourier equation as it is written in the following form.

$$c\gamma \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k\nabla T) = \dot{Q} \quad (5)$$

$T$  is temperature,  $\gamma$  is the density of the metal,  $c$  is the specific heat,  $k$  is the thermal conductivity of the metal and  $Q$  is the heat source density induced by eddy currents per unit time in a unit volume. So the system to be solved is given by:

$$j\omega\sigma(T)A + \nabla \times (\mu^{-1}\nabla \times A) = 0 \quad (6)$$

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot k\nabla T = Q(T, A) \quad (7)$$

Where  $\rho$  is the density,  $C_p$  is the specific heat capacity.

Induction heating is a non-contact heating process. It uses high frequency electricity to heat materials that are electrically conductive (Semiatin, 1988). Since it is non-contact, the heating process does not contaminate the material being heated. It is also very efficient since the heat is actually generated inside the work piece. This can be contrasted with other heating methods where heat is generated in a flame or heating element, which is then applied to the work piece.

A source of high frequency electricity is used to drive a large alternating current through a coil. This coil is known as the work coil. The passage of current through this coil generates a very intense and rapidly changing magnetic field in the space within the work coil. The work piece to be heated is placed within this intense alternating magnetic field (John *et al.*, 2008; Semiatin, 1988). The alternating magnetic field induces a current in the conductive work piece. The arrangement of the work coil and the work piece can be thought of as an electrical transformer. The work coil is like the primary where electrical energy is fed in, and the work piece is like a single turn secondary that is short-circuited. This causes tremendous currents to flow through the work piece, known as eddy currents.

In addition to this, the high frequency used in induction heating applications gives rise to a phenomenon called skin effect (Jungwirth & Hofinger, 2007; Semiatin, 1988). This skin effect forces the alternating current to flow in a thin layer towards the surface of the work piece. The skin effect increases the effective resistance of the metal to the passage of the

large current. Therefore, it greatly increases the heating caused by the current induced in the work piece. The principle of induction heating is mainly based on two well-known physical phenomena.

The transfer of energy to the object to be heated occurs by means of electromagnetic induction. It is known that in a loop of conductive material an alternating current is induced when this loop is placed in an alternating magnetic field. The following formula defines the induced voltage,  $E$ , as the change of flux magnetic ( $\partial\Phi$ ) over the change of time ( $dt$ ) (John *et al.*, 2008):

$$E = \frac{\partial\Phi}{dt} \quad (8)$$

When the loop is short-circuited, the induced voltage ( $E$ ) will cause a current to flow that opposes its cause, the alternating magnetic field. This is Faraday - Lenz's law.

If a 'massive' conductor (e.g. a cylinder) is placed in the alternating magnetic field instead of the short circuited loop, eddy currents (Foucault currents) will be induced within it. The eddy currents heat up the conductor according to the Joule effect.

The second phenomena is the Joule effect, wherein a current,  $I$  (A) flows through a conductor with a resistance,  $R$  ( $\Omega$ ), and the power  $P$  (W) is dissipated in the conductor according to:

$$P = RI^2 \quad (9)$$

A general characteristic of alternating currents is that they are concentrated on the outside of a conductor. This is called the skin effect. Eddy currents induced in the material are also the biggest on the outside and diminish towards the center (Li *et al.*, 2008). Therefore, most of the heat is generated on the outside. The skin effect is characterized by its so-called penetration depth ( $\delta$ ), defined as the thickness of the layer, measured from the outside, in which 87% of the power is developed. The penetration depth can be deduced from

Maxwell's equations. For a cylindrical load with a diameter that is much bigger than  $\delta$ , the formula is as follows:

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \cdot \mu \cdot f}} \quad (10)$$

The penetration depth depends on the characteristics of the material to be heated ( $\mu, \rho$ ), and is also influenced by the frequency. The frequency dependence offers a possibility to control the penetration depth. As can be derived from the formula above, the penetration depth is inversely proportional to the square root of  $\mu_r$ . For nonmagnetic materials like copper or aluminum the relative magnetic permeability is equal to 1.

On the contrary, ferromagnetic materials (iron, many types of steel) have a relative magnetic permeability that is much higher. Therefore, these materials generally show a more explicit skin effect (smaller  $\delta$ ). The magnetic permeability of ferromagnetic materials strongly depends on the composition of the materials and on the circumstances (temperature, magnetic field intensity, saturation). Above the Curie temperature,  $\mu_r$  suddenly drops again to 1, which implies a rapid increase of the penetration depth. The current flow in skin effect can be calculated using equation:

$$i_x = i_0 e^{-x/\delta} \quad (11)$$

Where,  $i_x$  is the current density at  $x$  distance from the surface and  $i_0$  refers to current density at the skin depth.

### 3.4.2 SIMULATION

Simulations were conducted after establishing the most suitable mesh size to be used. The imposed current density ( $J_0$ ) is adjusted so that  $T$  reaches a specific temperature of 1000°C after 1 s of heating. When the temperature reaches 1000 °C, it is certain that the steel has been transformed to a martensitic form. A primary comparison is presented in Figure 26 showing the difference between temperature distributions when the frequency increases from

50 kHz to 500 kHz. For the following study,  $T_{tip}$  and  $T_{root}$  are measured in the tip and the root of the tooth of the spline, as shown in Figure 26.c. In those two regions, the spline is in contact with other mechanical components and friction is elevated.

### 3.5 EFFECT OF FREQUENCY AND HEATING TIME ON TEMPERATURE DISTRIBUTION

Five frequencies are used in this work : 50 kHz, 100 kHz, 150 kHz, 200 kHz, and 500 kHz. As seen in Figure 27.a, when using a frequency of 50 kHz, the induced currents are concentrated at the root region with extremely little heat generated at the flank. Due to equation 10, as the frequency is minimized, the skin depth is maximized. Penetration is deepest in the direction of the heart of the spline. For a frequency of 100 kHz, the results are no different than for 50 kHz, with slight displacement of the induced currents toward the surface. See Figure 27.b. The temperature in the tip is a little higher than when  $f = 50$  kHz. When using a frequency of 150 kHz, no additional heat is generated in the deeper root of the spline, and the induced currents migrated farther toward the tip of the spline. See Figure 27.c. For a frequency of 200 kHz, the induced currents are concentrated at the tooth tip and flank with some heat generated at the root. The skin depth is less than when MF is used. See Figure 27.d. When the frequency increases to 500 kHz (VHF), as shown in Figure 27.e, the skin depth becomes very small compared to that seen with HF and MF. The induced currents do not sufficiently penetrate the spline. The only region where the temperature reaches 1000 °C is the upper tip of the teeth. In conclusion, the frequency affects the temperature profile by changing the skin depth. When the frequency increases, the skin depth decreases. When the skin depth decreases, the temperature profile becomes narrower and is more restricted to the tooth tip.

High frequency induction heating has a shallow skin effect, which is more efficient for small parts, and low frequency induction heating has a deeper skin effect, which is more efficient for larger parts. As a rule, heating smaller parts requires higher operating frequencies (often greater than 50 kHz), and larger parts are more efficiently heated with lower operating

frequencies. Temperatures at the tip and at the root are calculated for all frequencies and are shown in table 5.

The effect of heating time over temperature distribution is the same at all five frequencies. The temperature increases when the heating time increases. At the beginning of the process, the heat is concentrated in a minor region and starts to spread as the time increases. In the case of MF, the heat started to spread outward from the root without touching the tip. In the case of HF, it started in the flank and spread without touching the root. Finally, in the case of VHF, it started from the tip and spread just through the tip of the tooth.

Predicted hardness depends of the frequency used in the simulation. As the hardness pattern is linearly linked to the temperature distribution, hardness can be analyzed in a fashion similar to the temperature profile in the previous part. For a frequency of 50 kHz, only the deep root is transformed to martensitic composition as illustrated in Figure 28.a. As the frequency increases, the hardened region migrates from the root toward the extreme tip of the spline tooth as demonstrated in Figure 28.b, c, d, and e. This is due to the skin effect and equation 10.

It is important to analyze the effect of frequency on temperature at the end of the heating period ( $t=1s$ ). After measuring the temperature at the tip and root for all frequencies (Table 5), it is seen that these two temperatures intersect at a frequency of 180 kHz as illustrated in Figure 29. This means that for a frequency of 180 kHz and for a specific  $J_0$ , the temperature at the tip and at the root must be equal, which means that the temperature profile should be uniform. It is also observed that the imposed current density ( $J_0$ ) increases when the frequency increases. The values of  $J_0$  for 50 kHz, 100 kHz, 150 kHz, 200 kHz, and 500 kHz are respectively equal to  $1,99 \cdot 10^{10} A/m^2$ ,  $2,70 \cdot 10^{10} A/m^2$ ,  $3,21 \cdot 10^{10} A/m^2$ ,  $3,57 \cdot 10^{10} A/m^2$ , and  $5,11 \cdot 10^{10} A/m^2$ .

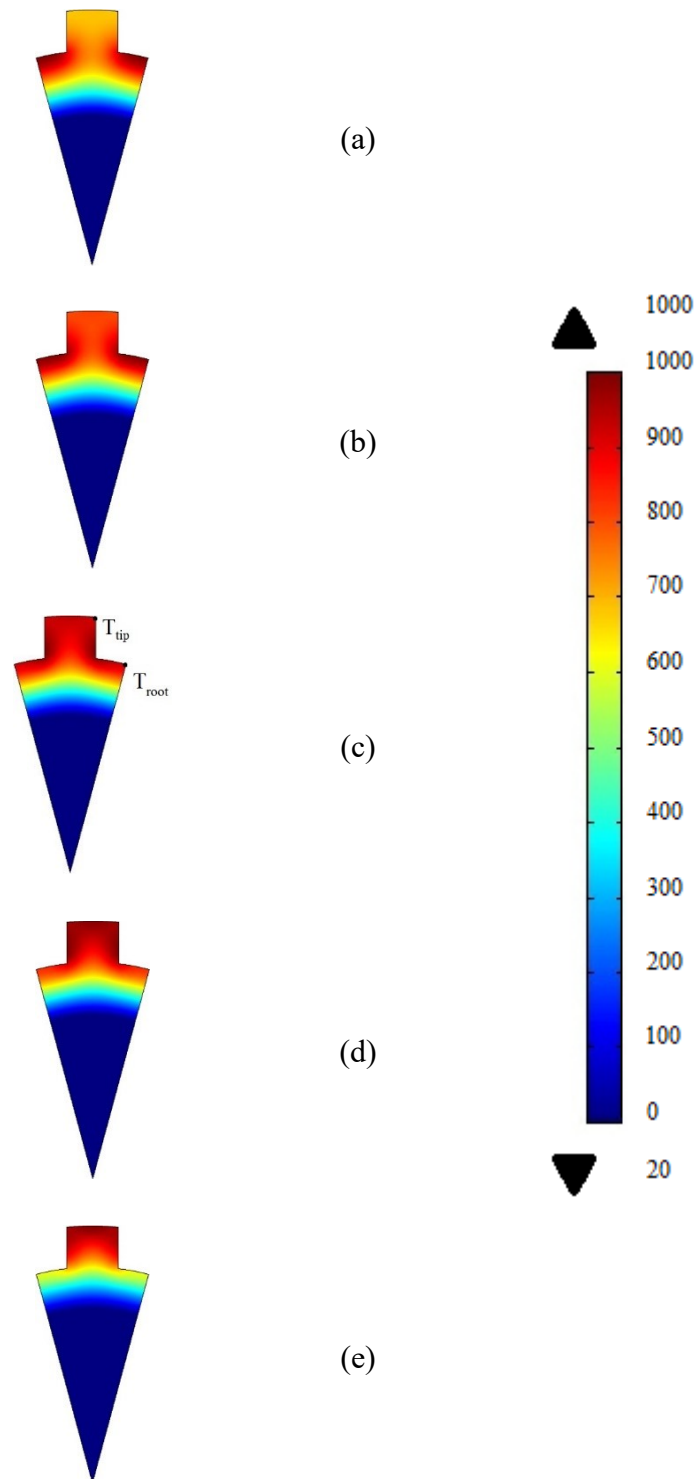


Figure 26 : Temperature distributions ( $^{\circ}\text{C}$ ) for different frequency. (a) 50 kHz; (b) 100 kHz; (c) 150 kHz; (d) 200 kHz; and (e) 500 kHz



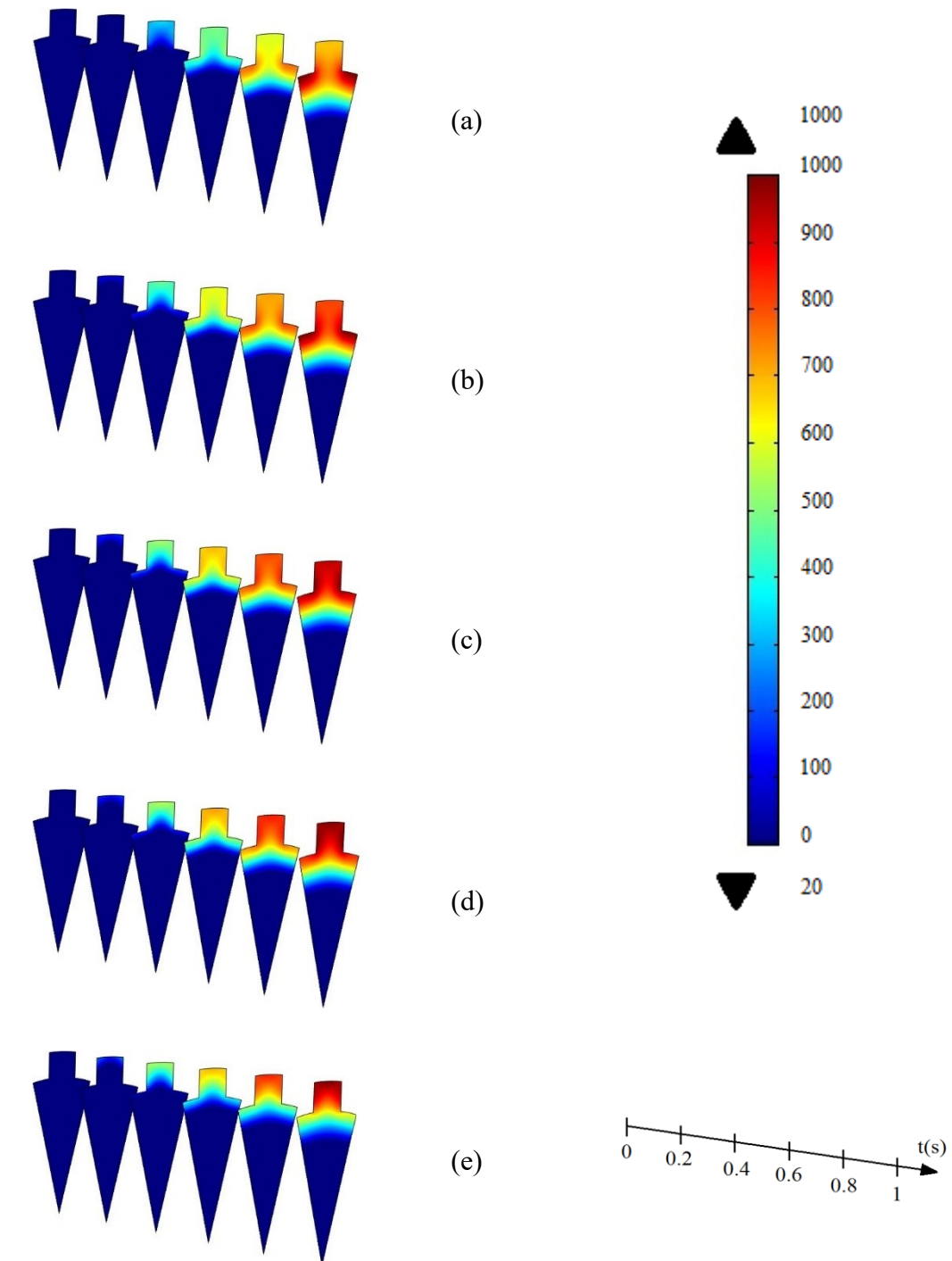


Figure 27 : Temperature distributions ( $^{\circ}\text{C}$ ) versus heating time (s) for different frequency. (a) 50 kHz; (b) 100 kHz; (c) 150 kHz; (d) 200 kHz; and (e) 500 kHz

Tableau 5 : Temperature measurement in the tip and the root versus frequency

Frequency (kHz)	$T_{tip}$ (°C)	$T_{root}$ (°C)
50	849,847	967,3659
100	906,0657	990,1762
150	940,7386	968,5737
200	935,5176	916,8822
250	926,1169	810,2394

### 3.6 PREDICTION OF THE HARDENED PROFILE AND VALIDATION

As seen in the previously, the frequency that gives the uniform temperature distribution is equal to 180 kHz. This frequency value is used to find the correct induced current density that meets the criteria leading to uniform temperature distribution. As illustrated clearly in Figure 30, when frequency is equal to 180 kHz,  $J_0$  should be equal to  $3,4275 \cdot 10^{10} A/m^2$ . Those two parameters are used to build the simulation that should yield a uniform temperature distribution, and will be compared to the experimental results.

#### 3.6.1 PREDICTION OF THE HARDENED PROFILE

The AISI 4340 spline has a high core hardness,  $H_C$ , which means that the microstructure is in an unstable martensitic state. From the surface to  $d_5$ , the region is transformed to an austenitic phase because the temperature  $T$  is greater than  $Ac_3$ . This region is transformed to a martensitic structure and is characterized by a maximum hardness called  $H_5$ . The second region represents a loss in hardness and is characterized by a minimum hardness value called  $H_L$ . The third region is heated but not transformed because the temperature is less than  $Ac_1$ . Finally, the fourth region corresponds to the zone that is not

affected by the transformations. The case depth is characterized by the first zone called hard zone. In fact, a case depth being at full hardness is interesting to consider as a specification since there would be a homogeneous microstructure, nearly uniform hardness, and compressive residual stresses levels (Barka *et al.*, 2012).

The four region limits are calculated in Figure 31.a for the tip and Figure 31.b for the root. In fact, it is sufficient to calculate the x-axis coordinates of the points at the intersections of the temperature versus depth curve and  $Ac_3$ ,  $Ac_1$  and  $T_0$ .  $Ac_3$  is the temperature above which the material is transformed to a martensitic form,  $Ac_1$  is the temperature at which the transformation starts, and  $T_0$  is the maximum value of the temperature at which the AISI 4340 does not undergo any change in its micro-structure. Table 6 shows the measured values of,  $d_S$ ,  $d_L$  and  $d_C$  for the tip and the root of the spline.

Tableau 6 :  $d_S, d_L$  and  $d_C$  for the tip and the root of the spline

Measured values	Spline Tip	Spline Root
$d_S$ (mm)	2,2	0,67
$d_L$ (mm)	2,39	0,95
$d_C$ (mm)	3,75	1,86

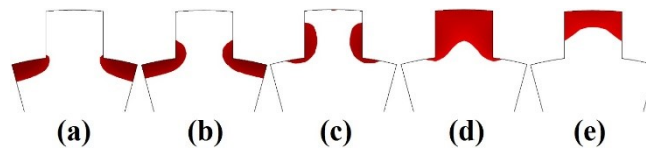


Figure 28 : Predicted hardened profile for different frequency. (a) 50 kHz; (b) 100 kHz; (c) 150 kHz; (d) 200 kHz; and (e) 500 kHz

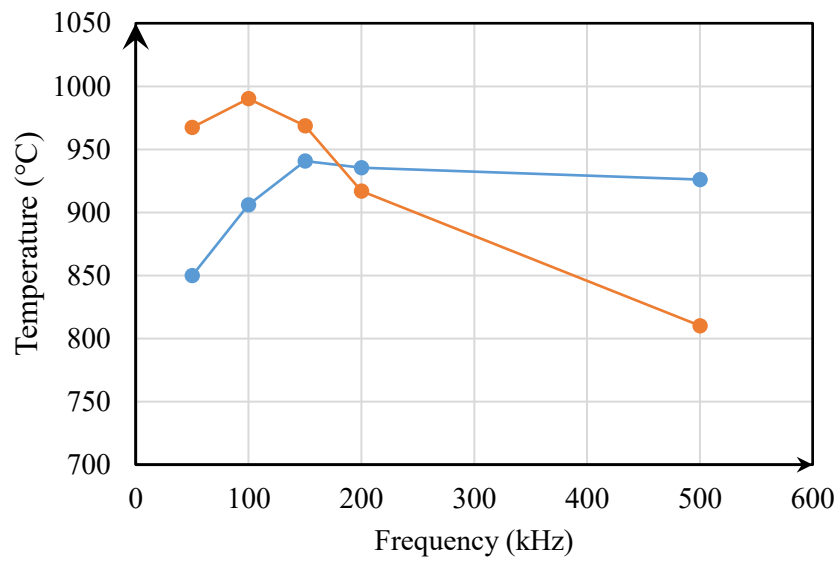


Figure 29 : Temperature versus frequencies for the tip (blue) and the root (red)

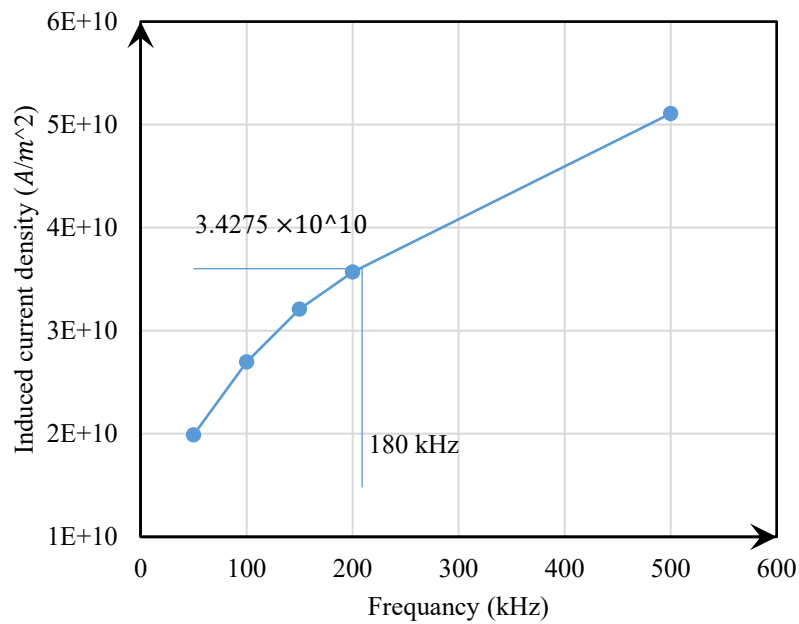
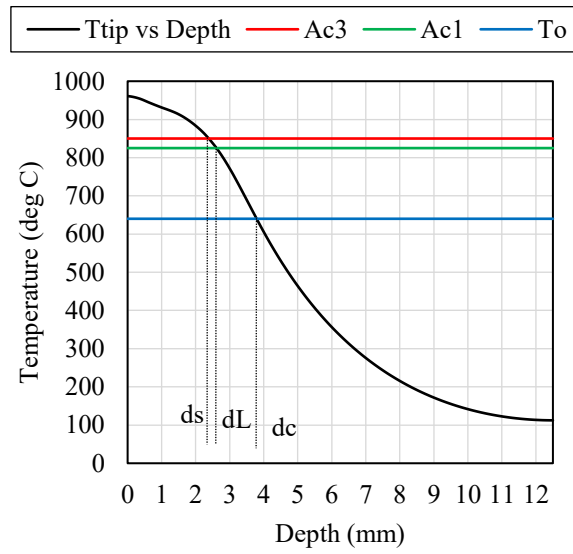
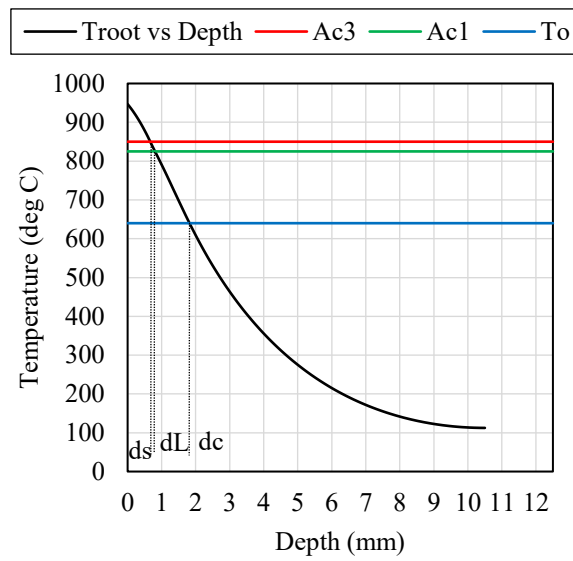


Figure 30 : Induced current density versus frequencies



(a)



(b)

Figure 31 : Temperature ( $^{\circ}\text{C}$ ) versus depth for (a) the tip and (b) the root

The horizontal hardness value of the first region demonstrates that it was transformed to a martensitic structure. The hardness drops dramatically in the second region. In this region, the material tries to affect a reaction opposing the action of heating, and the hardness reaches a minimal value. In the third region, the hardness value increases again to its initial value. This is normal, as it is closer to the core. The last region represents the material with unaffected microstructure. Both the tip and the root surfaces are hardened using a single frequency current. The spline is hardened in the surface and not in the core. The core hardness does not change. This is normal for surface treatment, which is meant to be the most concentrated on the surface as it is the region that is always in contact with other components. Since this is the region that will deteriorate the most quickly, hardness must be maximal on the surface and in the skin depth.

Data in Table 6 is used to represent the hardness versus depth curve from the surface to the core. These curves are compared to the ones resulting from the micro measurements of the heated specimen. Graphs in Figure 32 show that the hardness is predicted with an excellent accuracy between  $d = 0$  mm to  $d = d_s$ . The measured hardness present uniform profiles along the maximum hardened region.

From  $d_L$  to  $d_C$ , the hardness drops dramatically to its minimum value. This region constitutes the boundary between the hardened and the non-hardened regions. Outside of it, the material is transformed, rigid and hardened so that it is able to withstand continual contact with other components and failure. On the contrary, the inside of the spline (closer to the core) is non-hardened and maintains its original hardness, giving some degree of flexibility to the mechanical component that helps to prevent cracks from forming. In the final zone, the material does not undergo any transformation, and carbon does not change the original AISI 4340 microstructure.

The predicted model is very accurate in the tip of the spline tooth, as opposed to in the root where results are not very similar. In fact, the predicted hardness in the root is slightly delayed, in terms of depth, from the measured hardness. This is due to edge effects and experimental errors. In the simulation only one twelfth is studied due to symmetrical aspect

of the model, but when the real spline was treated there were no edges because the spline was not divided.

### 3.6.2 VALIDATION

Even with the small error in the root simulation due to edge effects, it is seen that the predicted and the measured hardened regions are quite similar. The machine parameters used in the simulation produced a good hardened pattern as compared to the real pattern achieved using the induction machine. The results obtained demonstrated that the hardened region depends directly on machine parameters. This region can be reduced by using high frequencies and decreasing heating time as depicted in Figure 33.

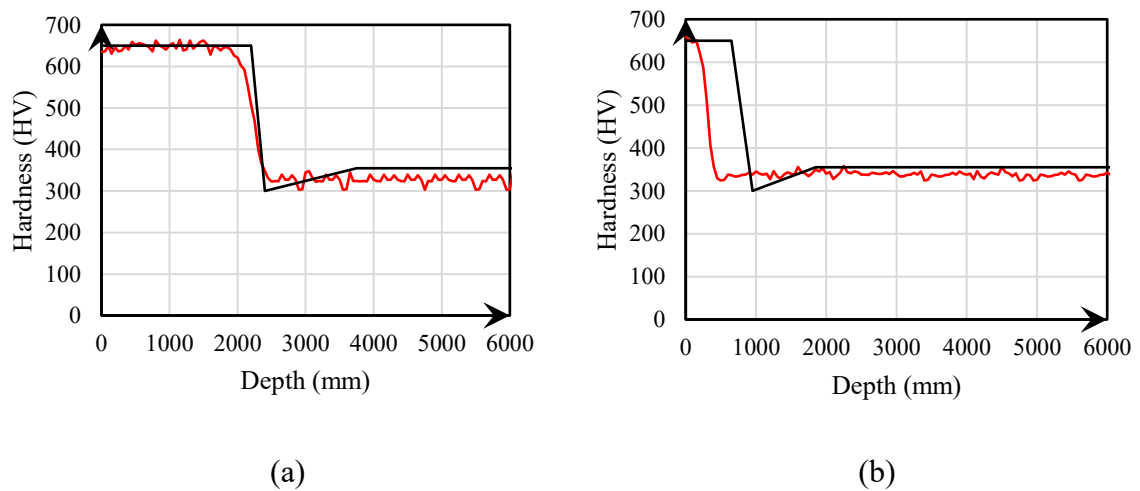


Figure 32 : Predicted and measured hardness vs depth in the (a) teeth and the (b) root

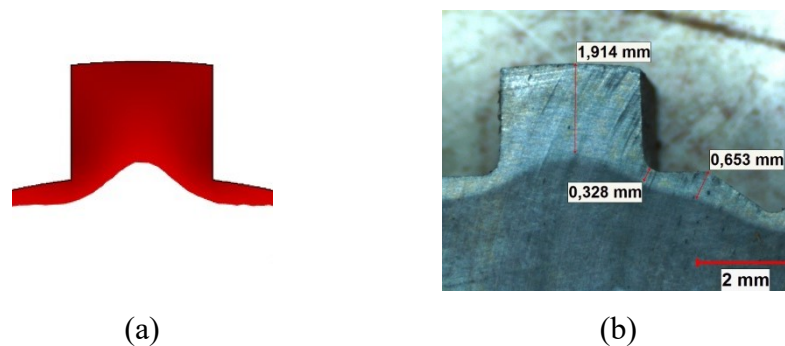


Figure 33 : Predicted (a) and real (b) hardness profile

### 3.7 CONCLUSION

In this work, induction heating process is applied to a spline shaft in order to understand the effect of frequency and heating time on the final temperature distributions and hardness profile. The model used to evaluate the surface hardening attributes is based on coupled electromagnetic and thermal fields analysis. The achieved results establish that the proposed model can provide an accurate prediction of temperature distribution and precise approximation of the hardness profile beside a comprehensive analysis of induction heating parameters effects, especially medium, high and very high frequency currents. The simulation results are validated by data from numerous and structured experiments. The results present a good agreement between simulation and experimental data. This work opens an interesting perspective to investigate the use of multi-frequency currents and various design involving multiple coils and scanning processes.



### 3.8 REFERENCES

- Semiatin, S.L. and Stutz, D.E. (1987) *Induction Heat Treatment for Steel*. 2nd Edition, American Society for Metal, Metals Park, Ohio.
- Rudnev, V., Loveless, D., Cook, R. and Black, M. (2003) *Handbook of Induction Heating*. Marcell Dekker Inc., New York.
- Hammi H., Barka N., El Ouafi A. (2015) Effects of induction heating process parameters on hardness profile of 4340 steel bearing shoulder using 2D axisymmetric model. *International Journal of Engineering and Innovative Technology*, 4, 41-48.
- Barka N, El Ouafi A, Chebak A, Bocher P, Brousseau J. (2012) Sensitivity study of temperature profile of 4340 spur gear heated by induction process using 3-D simulation. *Journal of Applied Mechanics and Materials*, 232, 736-741.
- Chebak A, Barka N, Menou A, Brousseau J, Ramdenee DS. (2011) Simulation and validation of spur gear heated by induction using 3D multi-physics model. *World Academy of Science, Engineering and Technology*, 59, 893-897.
- Zinn, S. and Semiatin, S. L. (1988). *Elements of induction heating: design, control, and applications*. ASM International, Metals Park, Ohio.
- Lin C.Y., Wu M., Bloom J.A., Cox I.J., and Miller M. (2001) Rotation, scale, and translation resilient public watermarking for images. *IEEE Transaction- Image Process*, 10, 767-782.
- Lienhard JH. IV and Lienhard JH. V. (2008) *A Heat Transfer Textbook*. Phlogiston Press, Cambridge, Massachusetts.
- Jungwirth, M. and Hofinger, D. (2007) Multiphysics Modelling of High-Frequency Inductive Device. *The Proceeding of the COMSOL Users conference, Grenoble, 2007*.
- Mingyu Li, Hongbo Xu, Lee S.-W.R., Jongmyung K., and Daewon K. (2008) Eddy Current Induced Heating for the Solder Reflow of Area Array Packages. *IEEE Transactions on Advanced Packaging*, 31, 399-403.
- Barka N, Chebak A, El Ouafi A, Bocher P, Brousseau J. (2012) Study of induction heating process applied to internal gear using 3D simulation. *Journal of Applied Mechanics and Materials*, 232,736-41.



## CHAPITRE 4

### TRAITEMENT THERMIQUE SUPERFICIEL PAR INDUCTION AVEC BALAYAGE DE CANNELURES EN AISI 4340 – SIMULATION ET VALIDATION

#### 4.1 RÉSUMÉ

Ce troisième article, intitulé « *Scanning based induction heating for AISI 4340 steel spline shafts - 3D simulation and experimental validation* », fut rédigé par moi-même ainsi que par le Prof. El Ouafi et le Prof. Barka. Cet article est actuellement en révision. Il sera soumis à un journal dans les meilleurs délais. En tant que premier auteur, ma contribution à ce travail fut l'essentiel de la recherche bibliographique, le développement de la méthode, la conduite des expériences et la rédaction de l'article. Prof. Barka et Prof. El Ouafi, ont fourni l'idée originale et la méthodologie. Ils ont également contribué à la recherche bibliographique, au développement de la méthode ainsi qu'à la révision de l'article. Ce travail a été réalisé en collaboration avec le Prof. Chebak, et avec le soutien de la chaire de la CRSNG-UQAR en génie de conception et du Laboratoire de Recherche en Productique.

Le but de ce travail est l'étude des effets paramètres machine sur le traitement thermique par induction appliqué à des cannelures à flancs parallèles en utilisant la technique 3D et la technique du balayage. Dans un premier lieu une étude de convergence a été effectuée pour trouver la taille de maillage la plus appropriée qui donne les résultats les plus cohérents. Dans un deuxième lieu, une étude des effets du changement des paramètres machines sur la profondeur durcie a été effectuée. Et finalement, on a validé avec des spécimens fabriqués à l'UQAR.

Quatre spécimens ont été traités, en variant la puissance fournie et la vitesse de balayage. Pour chaque spécimen, une simulation a été élaborée, ceci est pour établir le model

de prédiction le plus précis. En utilisant le logiciel de statistique Minitab, une étude de sensibilité a été effectuée. Cette étude donne que le model de prédiction est très fiable et donne une erreur minimale entre la profondeur durcie prédite et mesurée. Enfin, les équations reliant la température finale et les paramètres machines ont été établies.

## **4.2 SCANNING INDUCTION HEATING OF AN AISI 4340 SPLINE AND VALIDATION USING 3D SIMULATION**

Abstract — This paper proposes the study of induction heating process applied to an AISI 4340 spline that is in a non-stationary state. This type of study was done before on a stationary AISI 4340 spline giving the idea about the relation that links the frequency and the heating duration to the final hardened profile. In the case of moving spline, it is better to study the effects of frequency changes, power variations and most importantly the scanning speed variations effect. The first step consists of developing a 3D model based on coupling magnetic, thermal and dynamic phenomena. In the second step, four different sets of simulations were done changing the scanning speed and the power circulating in the coil, this was done to compare the four results with four specimen treated in the induction machine and to calculate errors. Finally, a sensitivity study is done to predict the temperature and to create a model to follow in the future when dialing with induction heating of splines.

Index Terms— induction, splines, hardness, fatigue, model, frequency, power, scanning velocity, sensitivity study.

## **4.3 INTRODUCTION**

Many industries today, especially aerospace and automotive manufacturers, require parts that are reliable in term of fatigue life and resistance. A spline, for example, is exposed for the majority of its lifetime to corrosion, loads, friction, wear, etc.... To address these problems, engineers have introduced processing plans that aim not only to harden the part, but also to extend its lifetime to increase the reliability of the mechanical products.

One of the best processes is induction hardening, which is used to bond, harden or soften metals or other conductive materials. It offers an attractive combination of speed, consistency and control. The basic principle of induction heating has been applied since the 1920s, and during World War II the technology developed rapidly to meet the urgent wartime requirement for a fast, reliable process to harden metal engine parts. What makes induction

heating unique is the contactless heat transfer between the coil and the part, and most importantly the speed of the process. Induction heating relies on radio frequency (RF) energy, so heat is transferred to the part via electromagnetic waves and the inductor itself does not get hot. This leads to a highly repeatable and reliable process.

When an alternating current is applied to the primary coil of a transformer, an alternating magnetic field is created. According to Faraday's Law, if the secondary coil of the transformer is located within the magnetic field, an electric current will be induced. In our setup, the coil is the primary winding of the transformer and the part, located inside the electromagnetic field, is the secondary winding of the transformer. Therefore, circulating eddy currents are induced within the part in question. These eddy currents flow against the electrical resistivity of the metal, generating localized heat. This heating is called the Joule effect, referring to Joule's first law.

In the process of heating the material, there is no contact between the inductor and the part, and therefore no combustion gases. The material to be heated can be located in a setting isolated from the power supply; submerged in a liquid, covered by isolating substances, in gaseous atmospheres or even in a vacuum.

Induction heating of the surface presents several advantages over other heat treatment methods, including high repeatability regarding the hardened layer quality, short heat treatment times, and easy incorporation into automated manufacturing processes (Jomaa *et al.*; Savaria *et al.*, 2012). Adding to that, compressive residual stresses are generated along with the hardened depth after induction hardening (Grum, 2000).

The efficiency of an induction heating system for our application depends on several factors: the frequency used, the capacity of the power supply, and most importantly, the scanning velocity.

The induction heating of splines was previously evoked in the work done by researchers H. Hammi, Prof. Barka, and Prof. El Ouafi, but in this case the spline was

stationary and there was no scanning involved (Hammi *et al*, 2016). All of the induced power and heat were concentrated in a single region in the spline.

In this work, a 3D model of a 4340 steel spline was designed. Scanning induction heating was applied to the spline using COMSOL multi-physics. First a convergence study was done to find the mesh size that gives the most accurate results. After that, simulations were done to heat treat four AISI 4340 splines, and the results were validate with four specimens treated to find the best set for induction heating. Finally, a sensitivity study was done using the statistical software Minitab. This final step gives the third order equations that link the temperature profile, and thus the hardened depth, to the machine parameters. Finally, we established the equation that links the predicted and the measured case depth.

#### **4.4 3D MODEL**

The spline used in this work is made out of AISI 4340 steel which is best used for splines, gears, shafts, and other structural parts. The spline has a 25 mm diameter with an internal diameter of 21 mm. Enrolled with a 27 mm coil made of copper (Figure 34). The spline should be moving along z-axis with a velocity  $V$  that we will vary to study velocity effects on hardened profile. The hardened region should be going from where the spline will enter the electromagnetic field and until it will go out of it. Adding to that, the induction heating is applied to harden the component surface.

Because the spline is composed of 12 teeth, and thanks to the circular symmetry, only one twelfth of the spline is studied. This will shorten the calculation times and the software efforts to give precise results.

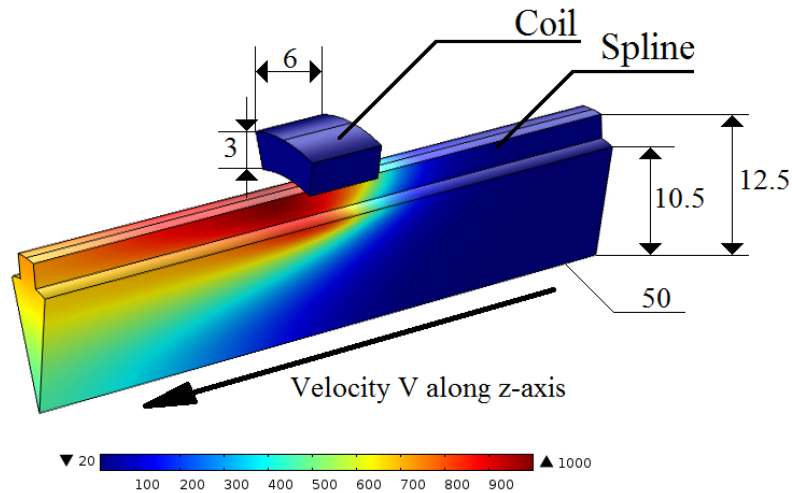


Figure 34 :3D Spline model with the coil and temperature distribution

#### 4.4.1 PARAMETERS CONTROL

A convergence study revealed that the best mesh size in terms of calculation time and precision of results is equal to 0,5 mm.

The power in the coil was varied around 26 kW. Many tests were done to find that a proper hardened profile starts to show with values greater than 23 kW. A frequency of 200 kHz was chosen in the beginning of the simulation. Finally, the scanning speed was set to 10[mm/s]. This resulted in a hardened region as the temperature reached the level needed for austenite formation, followed by a hardened layer with the formation of martensite after quenching.

The materials chosen for this application were air for the surroundings, cooper for the coil, and AISI 4340 steel for the spline. Air has a relative permeability and permittivity equal to 1 in the simulation. The AISI 4340 steel is characterized by a relative permeability, an electrical conductivity, a heat capacity and a thermal conductivity that are determined as a function of temperature over a special time lapse during the simulation. Four interpolation functions were established to control the electromagnetic properties of the AISI 4340 steel.



External current density was applied to the coil, and its geometric vector has x-axis and a y-axis coordinates in the 3D space.

Comsol Multiphysics is used to solve Maxwell's equations which can be written as follows:

$$\nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \quad (1)$$

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

$$\nabla \cdot B = 0 \quad (3)$$

$$\nabla \cdot D = \rho^{charge} \quad (4)$$

Where E is electric field intensity, D is electric flux density, H is magnetic field intensity, B is magnetic flux density, J is conduction current density, and  $\rho^{charge}$  is electric charge density. Special symbols like  $\nabla \cdot$  and  $\nabla \times$  are popular in vector algebra and are useful to shorten an expression of particular differential operation without having to carry out the details.  $\nabla U = \text{grad}U$ ,  $\nabla \cdot U = \text{div}U$  and  $\nabla \times U = \text{curl}U$ .

In this part, we used the Fourier equation as it is written in this form:

$$c\gamma \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k\nabla T) = \dot{Q} \quad (5)$$

Where T is temperature,  $\gamma$  is the density of the metal, c is the specific heat, k is the thermal conductivity of the metal and Q is the heat source density induced by eddy currents per unit time in a unit volume. The system to be solved is given by:

$$j\omega\sigma(T)A + \nabla \times (\mu^{-1}\nabla \times A) = 0 \quad (6)$$

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot k\nabla T = Q(T, A) \quad (7)$$

Where  $\rho$  is the density,  $C_p$  is the specific heat capacity.

The translational motion is described by equation (5) and a dynamic vector  $\mathbf{u}$  that can be written as:

$$\rho C_p \mathbf{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q \quad (8)$$

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_{trans} = V_z \cdot z [mm/s] \quad (9)$$

One of the major features of induction heating computation deals with the fact that both the electromagnetic and the heat transfer phenomena are tightly coupled thanks to the interrelated nature of the material properties. First, specific heat, thermal conductivity, and electric resistivity are functions of the temperature. Second, magnetic permeability is a function of magnetic field intensity, temperature, and frequency.

The multiphysics and the coupling aspect of the application are described by the system of equations below.

$$\rho C_p \mathbf{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q_e \quad (10)$$

$$Q_e = Q_{rh} + Q_{ml} \quad (11)$$

$$Q_{rh} = \frac{1}{2} Re(\mathbf{J} \cdot \mathbf{E}^*) \quad (12)$$

$$Q_{ml} = \frac{1}{2} Re(i\omega \mathbf{B} \cdot \mathbf{H}^*) \quad (13)$$

In this system of equations, both electric and magnetic fields are described, as well as the equation that links them to the heat produced. Scanning velocity is also shown and has an effect on the heat induced in the spline.

#### 4.4.2 MARTENSITIC FORMATION

The simulation was done using the mesh size, frequency, induced current density, and velocity most suitable for producing the proper hardened profile. However before analyzing the results, some theoretical study of microstructure should be done.

AISI 4340 alloy steel is a low alloy steel that contains iron (95,195% – 96,33%), nickel (1,65% – 2%), chromium (0,7% – 0,9%), manganese (0,6% – 0,8%), carbon (0,37% – 0,43%), molybdenum (0,2% – 0,3%), silicon (0,15% – 0,3%), sulfur (0,04%) and phosphorous (0,035%). This steel is heat treated at 830 °C followed by quenching in oil. It is used mainly in power transmission gears and shafts, aircraft landing gears, and other structural parts.

The AISI 4340 steel has a raw non-martensitic microstructure that appears in Fig. 35, bottom right. This structure is characterized by its ease of bending under high stresses and its easiness to be corroded.

After the induction hardening is applied, a fine hardened surface layer appears showing a martensitic microstructure that is seen in Fig. 35, top right.

Martensite is formed in carbon steels by the rapid cooling (quenching) of austenite at a high enough rate that carbon atoms do not have time to diffuse out of the crystal structure in large enough quantities to form cementite ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ). As a result, the face-centered cubic austenite transforms to a highly strained body-centered tetragonal form of ferrite that is supersaturated with carbon called martensite. The shear deformations that result produce large numbers of dislocations, which is the primary strengthening mechanism in steels.

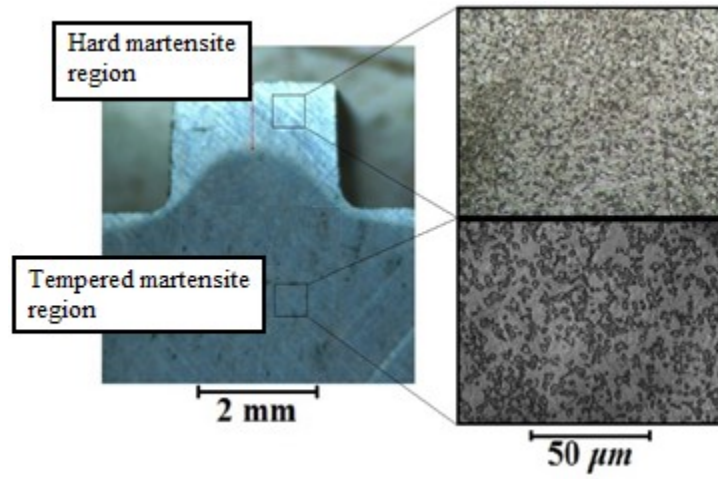


Figure 35 : Cross section of the hardened spline tooth (left), microstructure of the hardened surface (Top right) and Microstructure of the raw material (Bottom right)

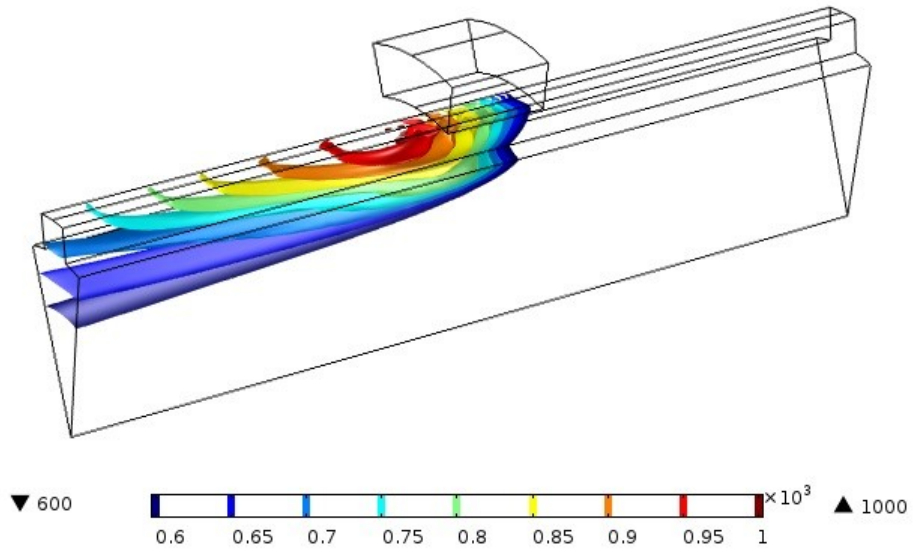


Figure 36 : Isothermal surfaces showing different 3D levels

## 4.5 PREDICTED VERSUS MEASURED RESULTS

The simulation was done with a frequency equal to 200 kHz and results were good enough to understand the transformation and the temperature effect over the AISI 4340 spline microstructure.

### 4.5.1 SIMULATION RESULTS

In Figure 36. Temperature isothermal surfaces are shown to explain the heating penetration depth and the pattern described by the scanning movement. The red region is the region heated the most with more than 900°C. That region knows martensitic transformation after fast quenching. That is the hardened region which will be exposed to stresses and continuous contact with other moving parts in the engine. The light blue region from 650°C to 800°C knows some transformation but not enough to reach Austenite form and of course not to reach Martensitic form after quenching. For temperatures below 640°C, no physical transformations are observed and the material remains in its bulk state.

In fact, surface induction hardening process aims to harden the surface that is exposed to external efforts and fatigue and maintain the elastic properties of the spline heart so it will not bend under great pressure.

### 4.5.2 PREDICTED VERSUS MEASURED

Four set of simulations were done to validate with four heat-treated specimens.

Tableau 7 : Sets A, B, C, and D definition for simulation and validation parameters

	$V = 8[mm/s]$	$V = 12[mm/s]$
$P = 24 kW (40\%)$	Set A	Set B
$P = 28 kW (44\%)$	Set C	Set D

For each set of parameters, a simulation was done and temperature was measured along a line extending from the surface to the core of the spline. Due to the superficial aspect of induction heating, the temperature along this line starts at its highest value and decreases until all of the induced heat disappears. As the temperature decreases from 1000 °C, it first reaches the level where the austenite formation is completed ( $A_{c_3} = 850^{\circ}\text{C}$ ), followed by the level where austenite formation starts ( $A_{c_1} = 825^{\circ}\text{C}$ ), and finally the level where no physical transformation occurs ( $T_0 = 640^{\circ}\text{C}$ ). To better visualize the temperature behavior, Fig. 37. shows temperature versus the depth in the spline for each set of velocity and power parameters.

Predicted hardened case depth is measured from the intersection of the decreasing temperature curve and the  $A_{c_3}$  line at 850 °C. Set A, set B, set C, and set D have respective case depths of 1,26 mm, 1,15 mm, 2,134 mm, and 1,92 mm, respectively (see figures 37, 40, 41, 42, and table 8).

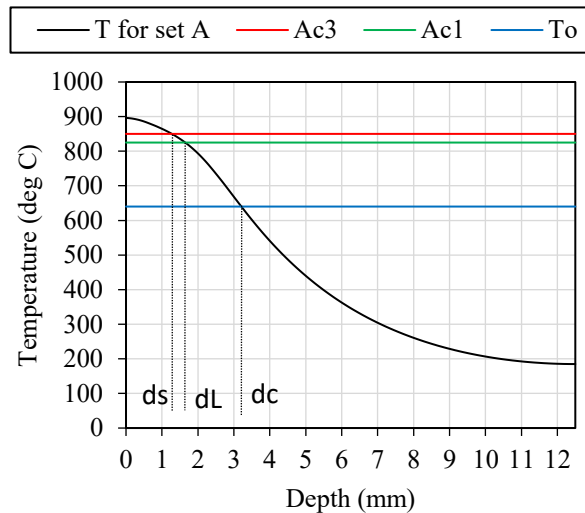


Figure 37 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set A

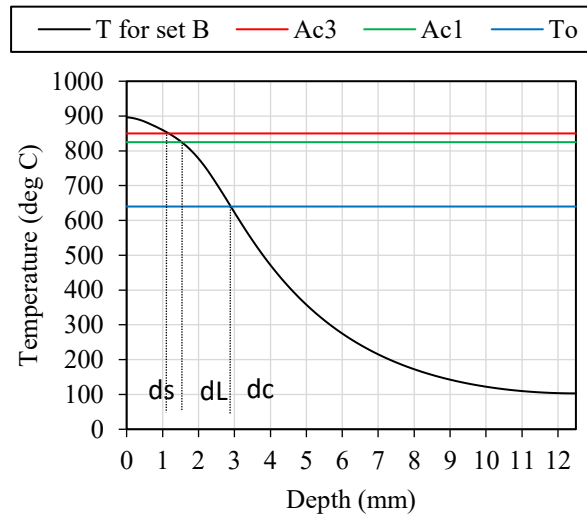


Figure 38 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set B

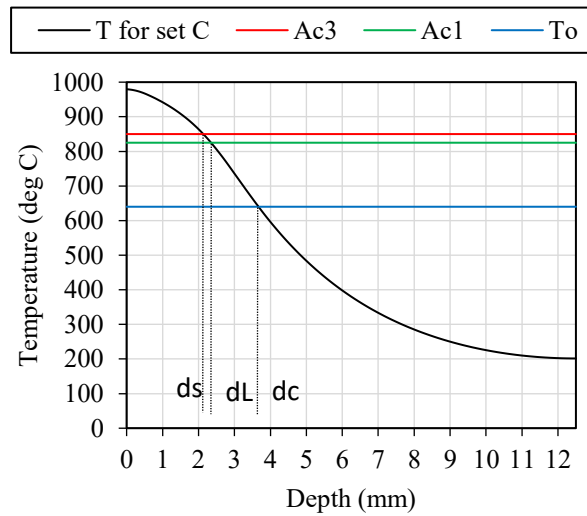


Figure 39 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set C

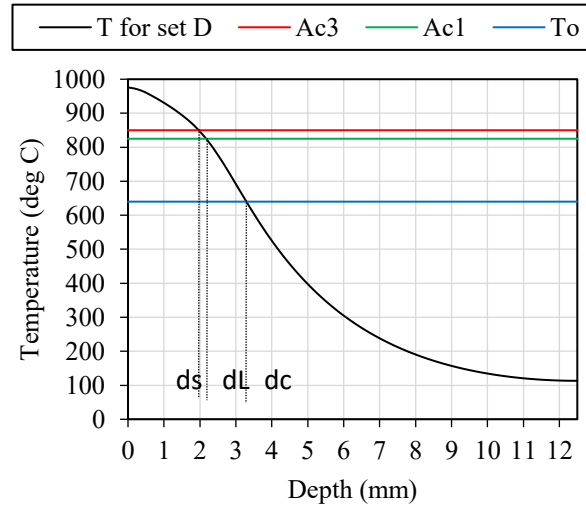


Figure 40 : Temperature versus depth for power and velocity variation for set D

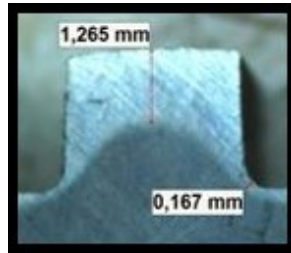
The same sets of values were applied to harden four specimens. All four specimens reached martensitic formation after quenching, but with different case depths. For set A, the martensitic region had a depth of 1,265 mm from the surface. A good hardened profile is visible and the entire tooth is transformed. For set B, the measured case depth is 0,98 mm, for set C it is 2,135 mm, and finally for set D it is 1,914 mm (see Fig. 41).

Tableau 8 : Hardened depths for the 4 sets of values

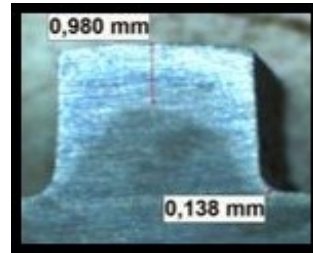
Sets	$d_S$ (mm)	$d_L$ (mm)	$d_C$ (mm)
A	1,26	1,68	3,2
B	1,15	1,51	2,9
C	2,134	2,39	3,72
D	1,92	2,2	3,3



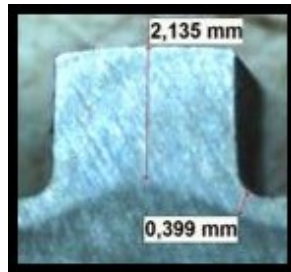
In the next paragraph, a comparison between simulated and measured hardness profiles is carried out for each of the four sets of values. This is done to calculate the error rate and determine the precision and reliability of the 3D model.



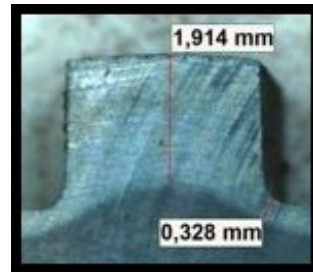
Set A



Set B



Set C



Set D

Figure 41 : Hardened specimens for set A, B, C, and D and measurement of the different hardened case depths

#### 4.5.3 ERROR CALCULATION AND MODEL PRECISION

For each set of values, simulated and measured case depths were used to draw the hardness curve versus depth in the spline. The curves help to calculate the error and to measure the precision of the model.

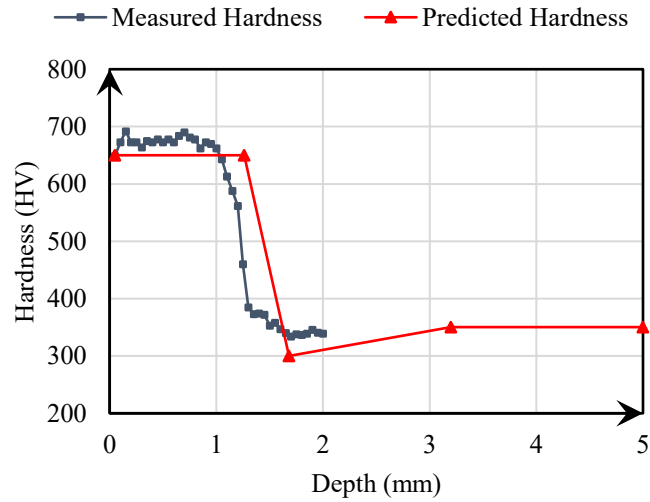


Figure 42 : Predicted and measured hardness versus depth for Set A

The AISI 4340 spline has a high core hardness,  $H_C$ , of 350 HV, which means that the microstructure is in an unstable martensitic state. From the surface to  $d_S$ , the region is transformed to an austenitic phase because the temperature,  $T$ , is greater than  $Ac_3$ . This region is transformed to a martensitic structure and is characterized by a maximum hardness,  $H_S$ , equal to 650 HV. The second region represents losses in hardness and is characterized by a minimum hardness,  $H_L$ , equal to 300 HV. The third region is heated but not transformed because the temperature is less than  $Ac_1$ . Finally, the fourth region is not affected by any transformations. The case depth is characterized by the first zone, called hard zone. In fact, a case depth at full hardness is interesting to consider as a specification, since there would be a homogeneous microstructure (Fig. 35.), nearly constant hardness, and compressive residual stresses levels (Barka *et al.*, 2012).

The four regions limits are calculated in Figure 41 for each set of values. It is sufficient to calculate the x-axis coordinates of the intersections of the temperature curves and the three temperatures,  $Ac_3$ ,  $Ac_1$  and  $T_0$ .  $Ac_3$  is the temperature above which the material is transformed to austenite ( $d < d_S$ ),  $Ac_1$  is the temperature at which austenite transformation

begins ( $d_s < d < d_c$ ), and  $T_0$  is the maximum temperature where the AISI 4340 no longer experiences change in its micro-structure ( $d > d_c$ ) (see table 7).

The first region is where the hardness value is at its maximum. The hardness drops dramatically, to a minimal value equal to  $H_L$ , in the second region where the material tries to affect a reaction opposing the action of heating. In the third region, the hardness increases again to reach an initial value equal to  $H_C$ , which is normal as it is nearer to the core. The last region represents the material with unaffected microstructure. These three regions are illustrated in Figures 42, 43, 44, and 45.

The spline is hardened at the surface, while core hardness does not change, which is normal in the case of surface treatments. The surface of the spline is the region in contact with other components, and therefore the region that will deteriorate first, hence the importance of having maximal hardness on the surface and through the skin depth.

The data in table 8 are used to draw the predicted and measured hardness curves versus sets of values, shown in Fig. 46. In the same figure, error is plotted to allow comparison with the hardened depth.

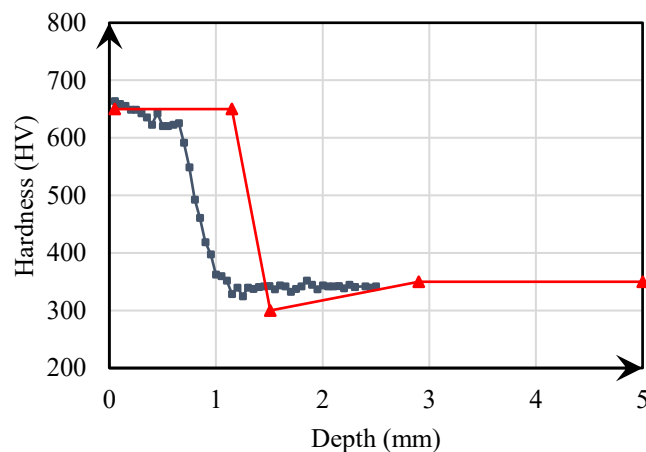


Figure 43 : Predicted and measured hardness versus depth for Set B

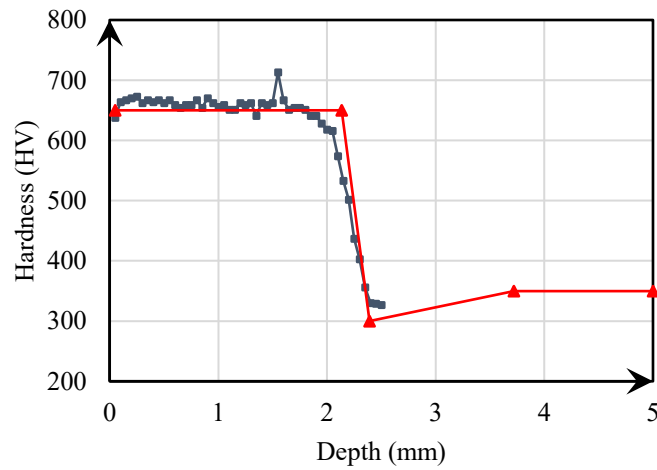


Figure 44 : Predicted and measured hardness versus depth for Set C

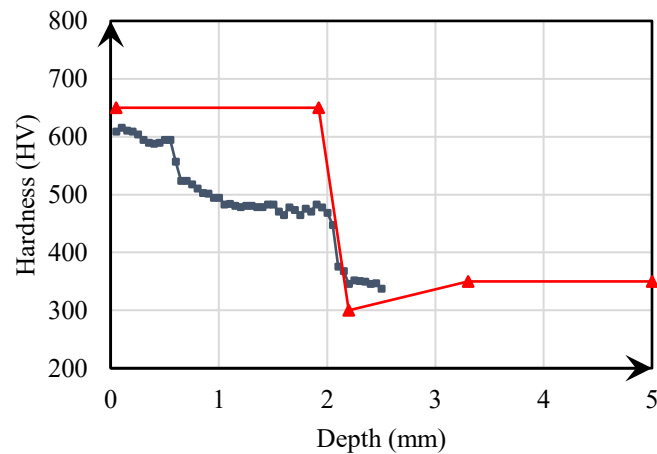


Figure 45 : Predicted and measured hardness versus depth for Set D

The model prediction is very accurate. In fact, the predicted hardness in the spline is slightly short, in terms of depth, of the measured hardness only for set B. This is due to experimental measurements: in the simulation only one twelfth of the spline is studied due to the symmetrical aspect of the model, but when the real spline was treated there were no edges because the spline was not cut, contributing to the miniscule discrepancy.

The predicted and measured case depth are shown in the following table, and the error is calculated for each of the four sets.

Tableau 9 : Simulation versus validation case depths for the four sets of values

Set	Simulation (mm)	Validation (mm)	Error (mm)	Error (%)
A	1,260	1,265	0,005	0,395
B	1,150	0,980	0,170	17,347
C	2,134	2,135	0,001	0,047
D	1,920	1,914	0,006	0,313

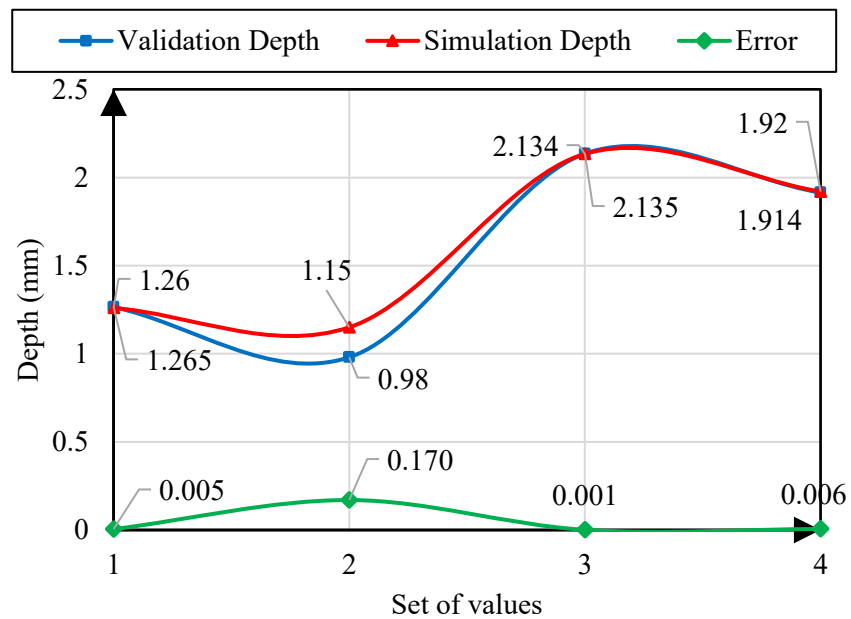


Figure 46 : Predicted, measured case depths and errors versus sets of values

The best set is set C, as the drop in hardness is nearly identical for the predicted and measured cases. For a velocity  $V = 8 [mm/s]$ ,  $P = 44\%$ , and a frequency of 200 kHz, error

is equal to 0,001 mm. These parameters thus prove a perfect combination for a perfect surface layer of martensite. This set can therefore be used for the sensitivity study in the following section.

#### 4.6 SENSITIVITY STUDY AND MODELLING

A sensitivity study was conducted to determine the behavior of temperature as a function of frequency, power, and scanning velocity. One of the goals of such a study is to understand the influence of each parameter over the temperature. The contribution of each parameter was measured as a percentage. Frequency, power, and scanning velocity were changed between five levels, called scratching levels.

ANOVA was used to write the nonlinear equations describing temperature as a function of each parameter. This method helps to conclude the effects, relative weights, and relationships between the different process parameters.

##### 4.6.1 SCRATCHING PARAMETERS CHOICE AND VARIATION

Tableau 10 : Scratching parameters and their levels for the sensitivity study

<b>Factors</b>	<b>Scratching levels</b>				
	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>
<b>f (kHz)</b>	180	190	200	210	220
<b>P (%)</b>	42	43	44	45	46
<b>V (mm/s)</b>	6	7	8	9	10

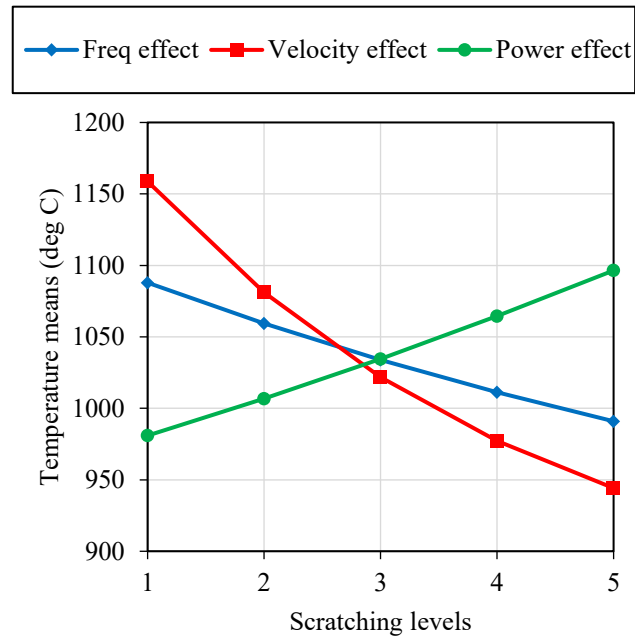


Figure 47 : Temperature means versus scratching parameters for the frequency, the power, and the scanning velocity

The degree of variation for frequency, power, and scanning velocity were, respectively, 10 kHz, 1 %, and 1 mm/s.

Table 10 shows the scratching levels used in the sensitivity study.

To analyze the effects, Fig. 47 shows the mean temperature versus scratching parameters for each of the process parameters varied during the simulations and the tests.

#### 4.6.2 RESULTS AND INTERPRETATION

The effect of frequency over temperature is weak compared to the effects of power and velocity. In fact, a variation of  $\pm 10$  kHz in frequency leads to nearly  $\pm 25$  °C. The calculated percent contribution of frequency to temperature is equal to 13,264%, as shown in table 11. This weak effect is due to the fact that frequency is most responsible for skin depth and the penetration ratio. The frequency is only found in the equation for skin depth in the theoretical

study of induction heating (Hammi *et al.*, 2016). Concerning power, a variation of  $\pm 1\%$  leads to a variation of  $\pm 40^\circ\text{C}$ ; the contribution is equal to 18,840%. The most influential process parameter is the scanning velocity. For low velocities at level 1 and level 2, an increase of 1 mm/s makes the temperature drop by nearly  $75^\circ\text{C}$ . For level 4 and level 5 the drop is less drastic, with temperature decreasing only by  $40^\circ\text{C}$ . This is due to the fact that the faster the spline is moving, the less time it is exposed to the electromagnetic fields induced from the coil, and therefore the lower is the temperature. For scanning induction heating process, researchers must study the scanning speed very carefully to better chose the most appropriate value needed for each individual application.

The frequency value is most crucial when locally heating a mechanical component in which the dimension of the martensitic layer is the most important. Stationary induction heating of splines and gears is a good example for better understanding the effects of frequency, as the equal heating of tips and roots constitutes a great challenge (Hammi *et al.*, 2016).

Concerning the power induced in the piece, the role of power has the same importance in every application.

Table 11 shows the contribution of machine parameters to temperature, calculated using the statistical software Minitab.

Tableau 11 : Percent contribution of each parameter variation over the temperature

	<b>f</b>	<b>P</b>	<b>V</b>	<b>Error</b>
<b>T</b>	13,264	18,840	65,795	2,1



### 4.6.3 BEHAVIORAL EQUATIONS

In this study, data are implemented and used to find the equations that best describe the relationship between responses and parameters. The equations link temperature, T, and the process parameters in their first, second, and third orders to best determine the nonlinearity of the model.

The equation that links T to frequency, power and scanning velocity can be written as shown in equations 14, for a linear form, and 15, for a non-linear form.

$$T = 676,2 - 2,42 \cdot f - 53302 \cdot V + 28,88 \cdot P \quad (14)$$

$$T = -2336 - 4,08 \cdot f - 77149 \cdot V + 112,6 \cdot P + 418,4 \cdot f \times V - 0,2237 \cdot f \times P - 4867 \cdot P \times V \quad (15)$$

Equation 14 presents the model based on linear regression and allows the evaluation of the case depth as a function of the three factors used in the sensitivity study. On the other hand, Equation 15 presents the model based on a non-linear regression study and represents the relationship between all of the factors.

These equations are without units because they involve parameters with different physical aspects and different International System Units. They are only used to calculate values.

The third degree polynomial equations that best describe the temperature using frequency, power and scanning velocity separately are given below.

$$T = 2571 - 15 \cdot f + 0,05 \cdot f^2 - 6 \cdot 10^{-5} \cdot f^3 \quad (16)$$

$$T = 2603 - 119 \cdot P + 2 \cdot P^2 - 0,01 \cdot P^3 \quad (17)$$

$$T = 2187 - 2,7466 \cdot 10^5 \cdot V + 2,05 \cdot 10^7 \cdot V^2 - 5,457 \cdot 10^8 \cdot V^3 \quad (18)$$

As can be seen in Equations 16, 17, and 18, the coefficients are much higher when comparing the scanning velocity and the frequency ( $5,457 \cdot 10^8 > 6 \cdot 10^{-5}$  for the third order,  $2,05 \cdot 10^7 > 0,05$  for the second order, and  $2,7466 \cdot 10^5 > 15$  for the first order).

Finally, a study of predicted versus measured case depth was done to determine the similarity of the results and the precision of the model. Fig. 48 shows the predicted case depth versus the measured and validated case depths.

The predicted case depth versus validated case depth line has a linear equation that can be written as follows:

$$C_{depth_{predicted}} = 0,2178 + 0,888 \cdot C_{depth_{Measured}} \quad (19)$$

The line in Fig. 48 shows the behavior of predicted case depth versus measured case depth.

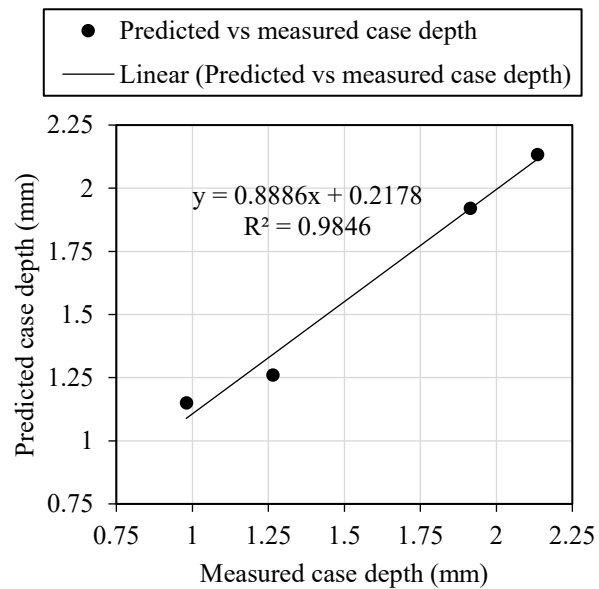


Figure 48 : Predicted case depth versus measured case depths

#### 4.7 CONCLUSION

In this work, a 3D model is proposed for exploring the scanning induction hardening of an AISI 4340 spline using Comsol and Minitab in order to understand the effects of various process parameters such as power, frequency and the scanning speed and to identify the key features of scanning induction heating. ANOVA is used to evaluate effects and the contribution of each parameter in the temperature variations and hardness profile geometric and dimetional attributes. The results reveal that the scanning speed have greatest influence on the hardness profile compared to power and frequency. The obtained model presents a remarkable precision. This encouraging result opens interesting perspectives for the development of a general model for the hardness profile prediction in scanning induction hardening process of splines.

#### 4.8 REFERENCES

- Jomaa, W., Songmene, V., & Bocher, P. On residual stress changes after orthogonal machining of induction hardened AISI 4340 steel. Savaria, V., Bridier, F., & Bocher, P. (2012). Computational quantification and correction of the errors induced by layer removal for subsurface residual stress measurements. *International Journal of Mechanical Sciences*, 64(1), 184-195.
- Grum, J. (2000). Measuring and analysis of residual stresses after induction hardening and grinding. Paper presented at the Materials science forum.
- Hammi, H., El Ouafi, A., & Barka, N. (2016). Study of Frequency Effects on Hardness Profile of Spline Shaft Heat-Treated by Induction. *Journal of Materials Science and Chemical Engineering*, 4(03), 1.
- Martensite in Wikipedia, the free encyclopedia, <https://en.wikipedia.org/wiki/Martensite>.
- Barka, N., El Ouafi, A. E., Chebak, A., Bocher, P., & Brousseau, J. (2012). Study of Induction Heating Process Applied to Internal Gear Using 3D Model. Paper presented at the Applied Mechanics and Materials.
- Savaria, V., Bridier, F., & Bocher, P. (2012). Computational quantification and correction of the errors induced by layer removal for subsurface residual stress measurements. *International Journal of Mechanical Sciences*, 64(1), 184-195.
- Grum, J. (2000). Measuring and analysis of residual stresses after induction hardening and grinding. In *Materials science forum* (Vol. 347, pp. 453-458). Trans Tech Publications.
- Favennec, Y., Labbé, V., & Bay, F. (2003). Induction heating processes optimization a general optimal control approach. *Journal of computational physics*, 187(1), 68-94.
- Hammi, H., Barka, N., & El Ouafi, A. (2015). Effects of induction heating process parameters on hardness profile of 4340 steel bearing shoulder using 2D axisymmetric model. *International Journal of Engineering and Innovative Technology*, 4, 41-48.
- Naar, R., & Bay, F. (2013). Numerical optimisation for induction heat treatment processes. *Applied Mathematical Modelling*, 37(4), 2074-2085.

- Sadeghipour, K., Dopkin, J. A., & Li, K. (1996). A computer aided finite element/experimental analysis of induction heating process of steel. *Computers in Industry*, 28(3), 195-205.
- Boadi, A., Tsuchida, Y., Todaka, T., & Enokizono, M. (2005). Designing of suitable construction of high-frequency induction heating coil by using finite-element method. *IEEE Transactions on Magnetics*, 41(10), 4048-4050.



## CONCLUSION GÉNÉRALE

L'objectif du projet consiste à analyser les relations de dépendance entre le profil durci et les paramètres du procédé dans le but d'établir des modèles simples permettant de prédire de profil de dureté dans le cas de traitement de pièces mécaniques en acier AISI 4340 de géométries complexes. L'approche prédictive proposé permet de réduire le temps que le procédé requière en éliminant la méthode essai-erreur et permet aux ingénieurs d'estimer les résultats du traitement avant même la fabrication des pièces connaissant les propriétés magnétiques et thermiques des matériaux utilisés afin d'optimiser la qualité des pièces et augmenter la productivité des machines à induction. Pour atteindre les objectifs fixés pour le projet et tenant compte des informations et des ressources disponibles, une approche en trois phases a été adoptée.

Suite à une étude théorique générale sur le traitement thermique par induction dans laquelle plusieurs champs d'expertise ont été abordés (champs électromagnétiques, transfert de chaleur, équations de Maxwell, effets électromagnétiques, générateurs de puissance, modes de défaillances des pièces mécaniques, couplage effets magnétique et effets thermiques, méthode des éléments finis et utilisation de logiciels spécialisés) dans la première phase, un model bidimensionnel axisymétrique a été élaboré pour étudier les effets de la puissance induite, de la durée de chauffe et des dimensions géométriques de l'inducteur sur le profil durci final d'une portée de roulement fabriquée en acier AISI 4340. La portée de roulement utilisée a un diamètre extérieur et un diamètre intérieur égaux respectivement à 33 et 25 mm. Cette pièce est entourée d'un inducteur de diamètre intérieur égal à 26,7 mm. Une étude de convergence a été effectuée pour trouver la taille de maillage la plus appropriée qui donne les résultats les plus cohérents (0,5 mm). Après, une étude des effets de concentrateurs de flux a été effectuée. Et finalement, on a fait une étude de sensibilité qui a donné les équations qui décrivent le profil durci en fonction des paramètres machine. L'écart entre

l'inducteur et la pièce était varié de  $\pm 0,5$  mm, la durée de chauffe a été variée de  $\pm 0,1$  s et la puissance induite a été variée de  $\pm 5\%$ . Ceci a donné des variations respectives de  $\pm 50\%$ ,  $\pm 10\%$ , et  $\pm 10\%$  dans les valeurs de la température finale. Ce travail a été publié sous forme d'article de journal sous le titre : Les effets des paramètres d'entrée de la machine à induction sur le profil durci d'une portée de roulement fabriquée en acier AISI 4340.

La température dans le premier model a été prédite avec une exactitude qui varie entre 96 % et 99 %. En fait, la relation qui relie la température prédite et la température simulée est représentée par une fonction linéaire qui a une pente d'une valeur qui varie entre 0,968 et 0,994.

La température varie le plus avec la variation des dimensions géométriques ( $\pm 50\%$ ), la durée de chauffe et le courant induit ont un effet mais beaucoup plus faible ( $\pm 10\%$ ).

Dans la seconde phase, un modèle tridimensionnel a été élaboré pour traiter des cannelures à flancs parallèles fabriquées en acier AISI 4340. Le but de ce travail est l'étude des effets de la fréquence sur le traitement thermique par induction. Dans un premier lieu une étude de convergence a été effectuée pour trouver la taille de maillage la plus appropriée qui donne les résultats les plus cohérents. Dans un deuxième lieu, une étude des effets du changement de la fréquence sur la densité du courant induit et le profil de dureté final a été effectuée. La valeur de la densité du courant induit  $J_0$  pour une fréquence égale à 50 kHz, 100 kHz, 150 kHz, 200 kHz, and 500 kHz est égale respectivement à  $1,99 \cdot 10^{10} A/m^2$ ,  $2,70 \cdot 10^{10} A/m^2$ ,  $3,21 \cdot 10^{10} A/m^2$ ,  $3,57 \cdot 10^{10} A/m^2$ , and  $5,11 \cdot 10^{10} A/m^2$ . Et finalement, on a validé avec des spécimens fabriqués à l'UQAR. Le model proposé dans ce travail a permis de conclure que quand la fréquence augmente, l'épaisseur de la zone surfacique traitée diminue et ainsi pour traiter des formes qui présentent des creux, il faut bien choisir une fréquence qui aidera à bien prédire l'épaisseur durcie. Ce travail a été publié sous forme d'article dans une revue scientifique sous le titre : Étude de l'effet de la fréquence du traitement thermique par induction sur le profil durci d'une cannelure fabriquée en acier AISI 4340 en utilisant la simulation 3D.



Pour les valeurs respectives de fréquence égales à 50, 100, 150, 200, 250, la température superficielle prend des valeurs respectives égales à 849, 906, 940, 935, 926, et la température au niveau de la racine de la denture est égale respectivement à 967, 990, 968, 916, 810. L'effet de la fréquence a été étudié. Quand la fréquence augmente, la profondeur durcie diminue. Ceci dit que pour traiter des pièces de grandes dimensions, il faut utiliser des basses fréquences, et pour traiter des pièces de petite taille, il faut utiliser la haute fréquence.

Finalement, dans la troisième phase un model tridimensionnel a été élaboré pour traiter des cannelures à flancs parallèles fabriquées en acier AISI 4340 en appliquant le traitement thermique par induction avec balayage. Dans un premier lieu une étude de convergence a été effectuée. Dans un deuxième lieu, une étude des effets du changement des paramètres machines sur la profondeur durcie a été effectuée. Durant cette partie, on a étudié l'effet de la vitesse de balayage sur le profil durci. Les résultats ont par la suite été validés expérimentalement. Quatre modèles ont été élaborés, chacun a pour variable d'entrée la fréquence, la vitesse de balayage, la puissance, les propriétés du matériau, et le couplage électrique, magnétique et thermique. Pour chaque spécimen, une simulation a été élaboré, ceci est pour établir le model de prédiction le plus précis. En utilisant le logiciel de statistique Minitab, on a élaboré les poids des variables et leurs effets sur le résultat final. Cette étude donne que le model de prédiction est très fiable et donne une erreur minimale entre la profondeur durcie prédite et mesurée. Enfin, les équations reliant la température finale et les paramètres machines ont été établies. Ces équations sont du troisième ordre pour mieux décrire le comportement non linéaire de la température en fonction de chacun des paramètres machine.

Dans ce travail, la vitesse de balayage a été variée pour mettre en valeur son effet sur le profil durci final. La vitesse a été variée suivant deux valeurs qui sont  $8[mm/s]$  et  $12[mm/s]$ . La puissance acheminée a été à son tour variée entre  $24 kW$  et  $28 kW$ . Ceci a donné quatre model qu'on a simulé et qu'on a validé pour aboutir à des un pourcentage d'erreur variant entre 17 % et 0,047 %. Ce modèle s'avère très précis. La vitesse de balayage est le paramètre le plus influent sur le profil durci et sur la qualité du traitement.

Les trois volets de ce travail de recherche ont abouti au but principal qui est de développer des modèles capables de permettre aux ingénieurs concepteur d'anticiper les résultats de traitement thermique de surface par induction sur les portées de roulement et les cannelures à flancs parallèles et ce quelques soient les attributs dimensionnels et géométrique des pièces à traiter. Ce type d'approches permet de minimiser le temps nécessaire à la préparation et au réglage du procédé. Cependant, il ne faut pas oublier qu'à part les attributs dimensionnels et géométriques on est aussi confronté aux caractéristiques matérielles des pièces à traiter. Dans la présente étude, l'acier AISI 4340 a été étudié avec des paramètres précis et bien spécifiques, une étude peut être effectuée pour étudier la relation entre les paramètres électriques, magnétique, thermique et le profil durci. Ainsi, on pourra élargir le système d'équations établi pour aussi prendre en charge le changement du matériau des pièces et non pas seulement se restreindre sur l'AISI 4340. Une deuxième étude peut être effectuée pour analyser l'effet du choix du liquide de refroidissement sur le profil durci. Et finalement, un projet de recherche peut être effectué pour voir les différences des milieux du procédé du traitement thermique par induction, et si on pouvait plonger la pièce et l'inducteur dans du vide ? Qu'apporte l'utilisation d'un milieu sous vide par rapport à l'air ?





## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Alban, L. E. (1985). Systematic analysis of gear failures: ASM International.
- Barka, N. (2011). Étude de sensibilité du profil de dureté des engrenages traités thermiquement par induction en fonction des paramètres machine. École de technologie supérieure.
- Barka, N., Chebak, A., & Brousseau, J. (2011). Optimization of hardness profile of bearing seating heated by induction process using axisymmetric simulation. *Piers Online*, 7(4), 316-320.
- Barka, N., Chebak, A., El Ouafi, A. E., Bocher, P., & Brousseau, J. (2012). Sensitivity Study of Temperature Profile of 4340 Spur Gear Heated by Induction Process Using 3D Model. *Applied Mechanics and Materials*, (232), 736-741.
- Barka, N., El 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*, (232), 730-735.
- Barka, N., Chebak, A., El Ouafi, A., Jahazi, M., & Menou, A. (2014). A new approach in optimizing the induction heating process using flux concentrators: application to 4340 steel spur gear. *ASM International, JMEPEG* (2014) 23:3092–3099 DOI: 10.1007/s11665-014-1088-3.
- Barka, N., El Ouafi, A., & Chebak, A. (2014). 3D model applied to 4340 spline heated by scanning induction. *Manufacturing Letters*, 2(3), 79-81.
- Bay, F., Favennec, Y., & Labbe, V. (2003). A numerical modeling example in multiphysics coupling: analysis and optimization of induction heating processes. *Mecanique & Industries*, 4(4), 347-355.
- Boadi, A., Tsuchida, Y., Todaka, T., & Enokizono, M. (2005). Designing of suitable construction of high-frequency induction heating coil by using finite-element method. *IEEE Transactions on Magnetics*, 41(10), 4048-4050.

- Chebak, A., Barka, N., Menou, A., Brousseau, J., & Ramdenee, D. (2011). Simulation and Validation of Spur Gear Heated by Induction using 3d Model. *World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Mechanical, Aerospace, Industrial, Mechatronic and Manufacturing Engineering*, 5(11), 2160-2164.
- Cook, R. D. (2007). *Concepts and applications of finite element analysis*: John Wiley & Sons.
- Davies, J., & Simpson, P. (1979). *Induction heating handbook*: McGraw-Hill Companies.
- Dodd, C., & Deeds, W. (1967). Electromagnetic forces in conductors. *Journal of Applied Physics*, 38(13), 5045-5051.
- Donea, J., Giuliani, S., & Philippe, A. (1974). Finite elements in the solution of electromagnetic induction problems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 8(2), 359-367.
- Faraday, M. (1839). Experimental researches in electricity. Fifteenth series. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 129, 1-12.
- Faure, L. (1990). *Aspect des dentures d'engrenage après fonctionnement*: CETIM.
- Favennec, Y., Labbé, V., & Bay, F. (2003). Induction heating processes optimization a general optimal control approach. *Journal of computational physics*, 187(1), 68-94.
- Foucault, L., Gareil, C. M., & Lissajous, J. (1878). *Recueil des travaux scientifiques de Léon Foucault (Vol. 1)*: Gauthier-villars.
- Grum, J. (2000). Measuring and analysis of residual stresses after induction hardening and grinding. Paper presented at the Materials science forum.
- Hammi, H., Barka, N., & El Ouafi, A. (2015). Effects of induction heating process parameters on hardness profile of 4340 steel bearing shoulder using 2D axisymmetric model. *International Journal of Engineering and Innovative Technology*, 4, 41-48.
- Hammi, H., El Ouafi, A., & Barka, N. (2016). Study of Frequency Effects on Hardness Profile of Spline Shaft Heat-Treated by Induction. *Journal of Materials Science and Chemical Engineering*, 4(03), 1.

- Istardi, D., & Triwinarko, A. (2013). Induction heating process design using comsol multiphysics software. *TELKOMNIKA (Telecommunication Computing Electronics and Control)*, 9(2), 327-334.
- Jin, J.-M. (2014). *The finite element method in electromagnetics*: John Wiley & Sons.
- John, H., Lienhard, I., John, H., & Lienhard, V. (2008). *A heat transfer textbook*. Phlogiston Press, Cambridge.
- Jomaa, W., Songmene, V., & Bocher, P. On residual stress changes after orthogonal machining of induction hardened AISI 4340 steel.
- Jungwirth, M., & Hofinger, D. (2007). Multiphysics Modelling of High-Frequency Inductive Devices. Paper presented at the The Proceeding of the COMSOL Users conference.
- Kawaguchi, H., Enokizono, M., & Todaka, T. (2005). Thermal and magnetic field analysis of induction heating problems. *Journal of Materials Processing Technology*, 161(1), 193-198.
- Li, M., Xu, H., Lee, S.-W. R., Kim, J., & Kim, D. (2008). Eddy current induced heating for the solder reflow of area array packages. *IEEE Transactions on Advanced Packaging*, 31(2), 399-403.
- Naar, R., & Bay, F. (2013). Numerical optimisation for induction heat treatment processes. *Applied Mathematical Modelling*, 37(4), 2074-2085.
- Nemkov, V., & Demidovich, V. (1988). *Theory and calculation of induction heating devices*. Energoatomizdat, Leningrad, 280.
- Nemkov, V., Demidovich, V., Rudnev, V., & Fishman, O. (1991). *Electromagnetic End and Edge Effects in Induction Heating*. Paper presented at the Proceedings of UIE Congress, Montreal.
- Nemkov, V., Polevodov, B., & Gurevich, S. (1991). *Mathematical modelling of high-frequency heating installations (60 pp.)*. Leningrad: Politecnika (in Russian).
- Radzevich, S. P., & Dudley, D. W. (1994). *Handbook of practical gear design*: CRC press.
- Rudnev, V. (1986). *Mathematical Simulation and Optimal Control of Induction Heating of Large-Dimensional Cylinders and Slabs*. Ph. D. thesis, St. Petersburg El. Eng. Univ., Russia.

- Rudnev, V., Loveless, D., Cook, R. L., & Black, M. (2002). Handbook of induction heating: CRC Press.
- Rudnev, V., Loveless, D., Cook, R., & Black, M. (2004). Induction Hardening of Gears: a Review. *heat treatment of metals*, 31(1), 11-15.
- Rudnev, V. (2011). Tips for Computer Modeling Induction Heating Processes, Part 1. FASM–Induct heat Inc., Madison Heights, Mich.
- Sadeghipour, K., Dopkin, J. A., & Li, K. (1996). A computer aided finite element/experimental analysis of induction heating process of steel. *Computers in Industry*, 28(3), 195-205.
- Savaria, V., Bridier, F., & Bocher, P. (2012). Computational quantification and correction of the errors induced by layer removal for subsurface residual stress measurements. *International Journal of Mechanical Sciences*, 64(1), 184-195.
- Semiatin, S. L., & Stutz, D. E. (1985). Induction heat treatment of steel.
- Semiatin, S. (1988). Elements of induction heating: design, control, and applications: ASM International.
- Tabor, D. (1951). *The Hardness of Metals*, Clarendon: Oxford.
- Welty, J. R., Wicks, C. E., Rorrer, G., & Wilson, R. E. (2009). *Fundamentals of momentum, heat, and mass transfer*: John Wiley & Sons.
- Yuan, J., Kang, J., Rong, Y., & Sisson Jr, R. D. (2003). FEM modeling of induction hardening processes in steel. *Journal of materials engineering and performance*, 12(5), 589-596.







**ANNEXES I**  
**PROPRIETES DE L'ACIER AISI 4340<sup>8</sup>**

<b>Composition chimique</b>	
Carbone	0,370 – 0,430 %
Chrome	0,700 – 0,900 %
Fer	95,195 – 96,33 %
Manganèse	0,600 – 0,800 %
Molybdène	0,200 – 0,300 %
Nickel	1,65 – 2 %
Phosphore	<= 0,0350 %
Silicium	0,150 – 0,300 %
Souffre	<= 0,0400 %
<b>Propriétés physique et mécanique</b>	
Masse volumique	7850 kg/m <sup>3</sup>
Résistivité électrique (20,0 °C)	0,0000248 Ω.cm
Coefficient d'expansion thermique (20,0 °C)	12,3 µm/m.°C
Chaleur spécifique (20,0 °C)	475 J/kg-°C
Conductivité thermique	44,5 W/m-K
<b>Propriétés physiques</b>	
Dureté	17,0 HRC
Limite ultime	745 MPa
Limite élastique	470 MPa
Déformation à la rupture	22 %
Module de Young	205 GPa
Coefficient de Poisson	0,29
Machinabilité	50 %
Module de cisaillement	80 GPa

---

<sup>8</sup> AISI 4340 steel, <http://www.astmsteel.com/product/4340-steel-aisi/>

**ANNEXES II**  
**DESSINS DES DIFFERENTES PIECES UTILISÉES**

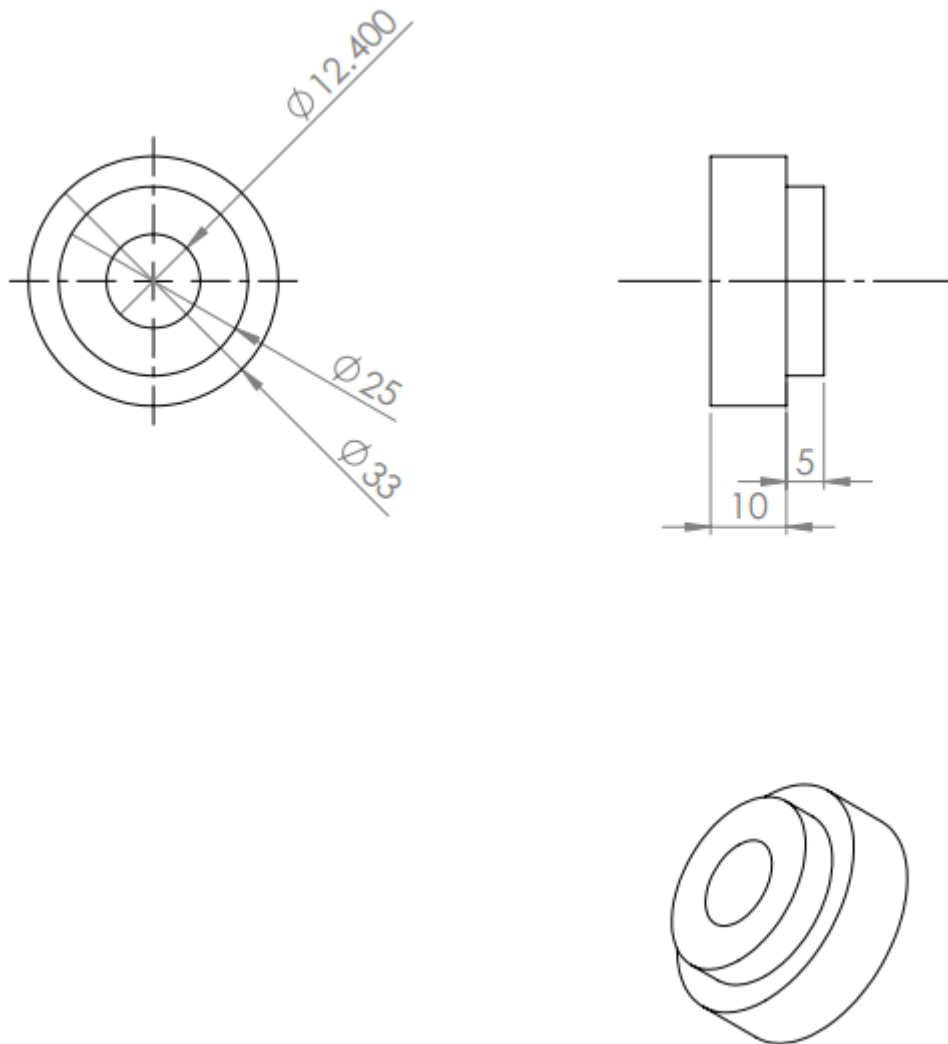


Figure 49 : Dessin de définition de la portée de roulement

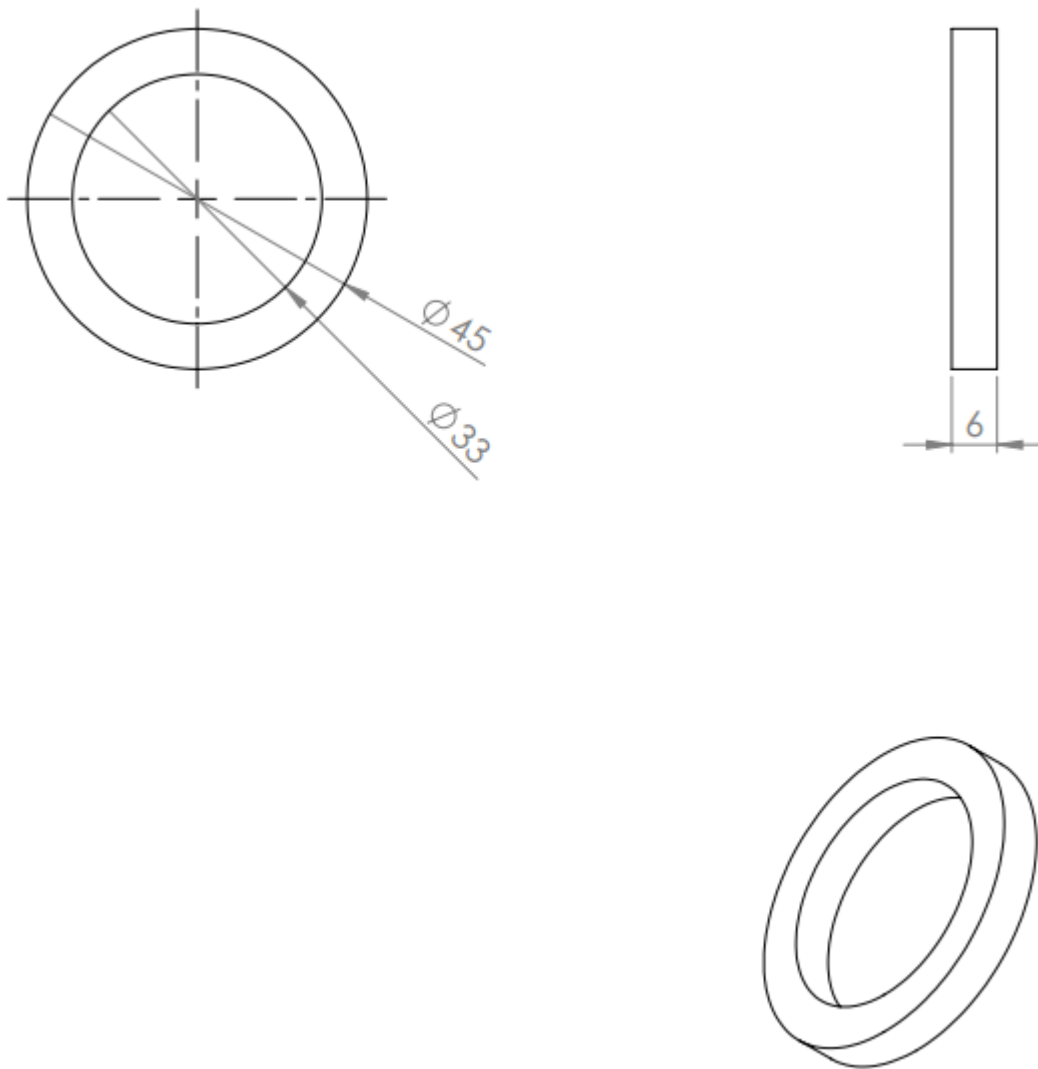


Figure 50 : Dessin de définition du premier concentrateur de flux

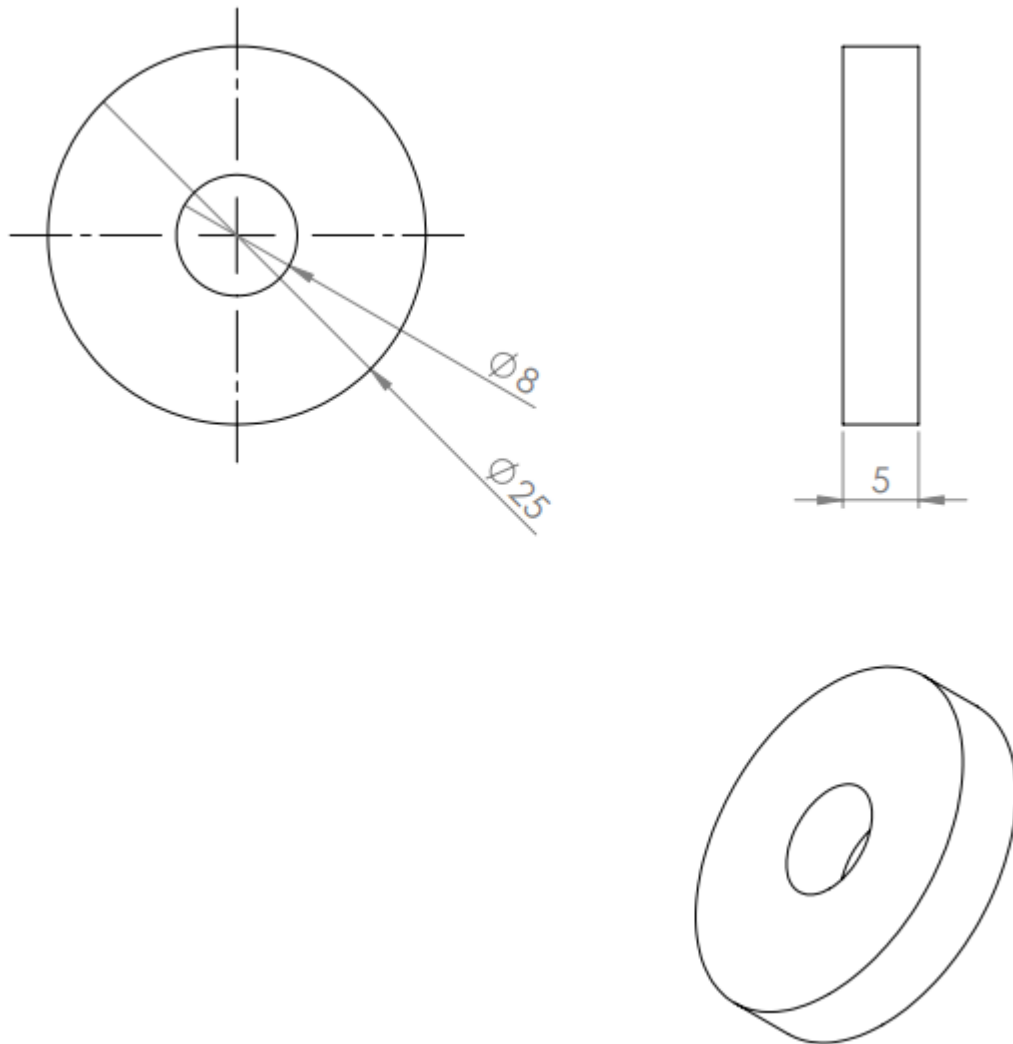


Figure 51 : Dessin de définition du deuxième concentrateur de flux

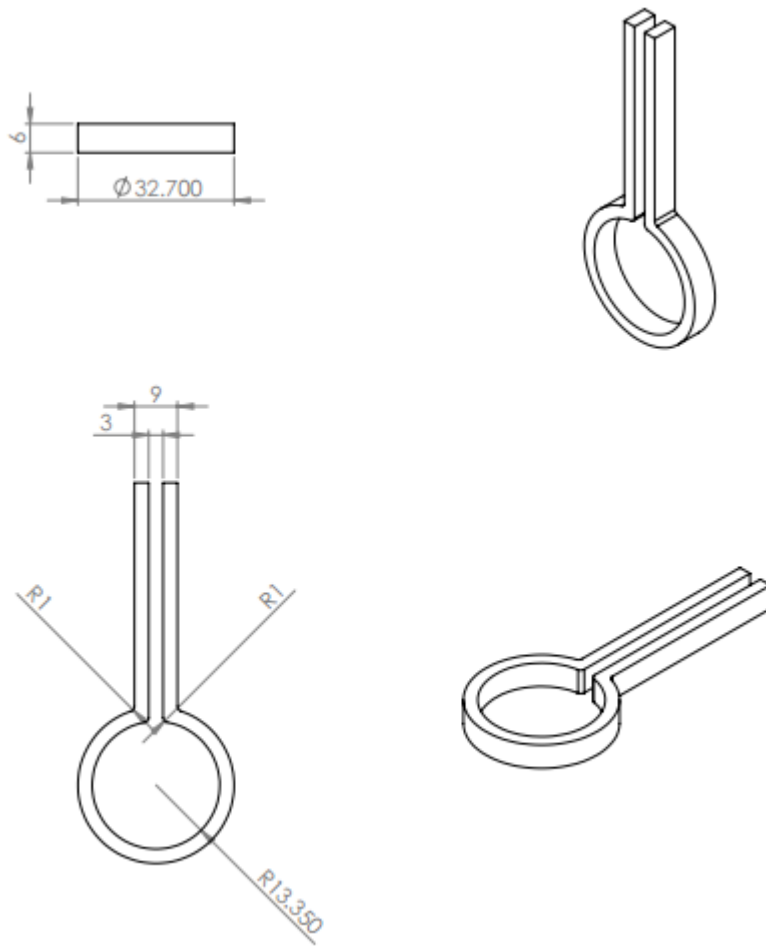


Figure 52 : Dessin de l'inducteur



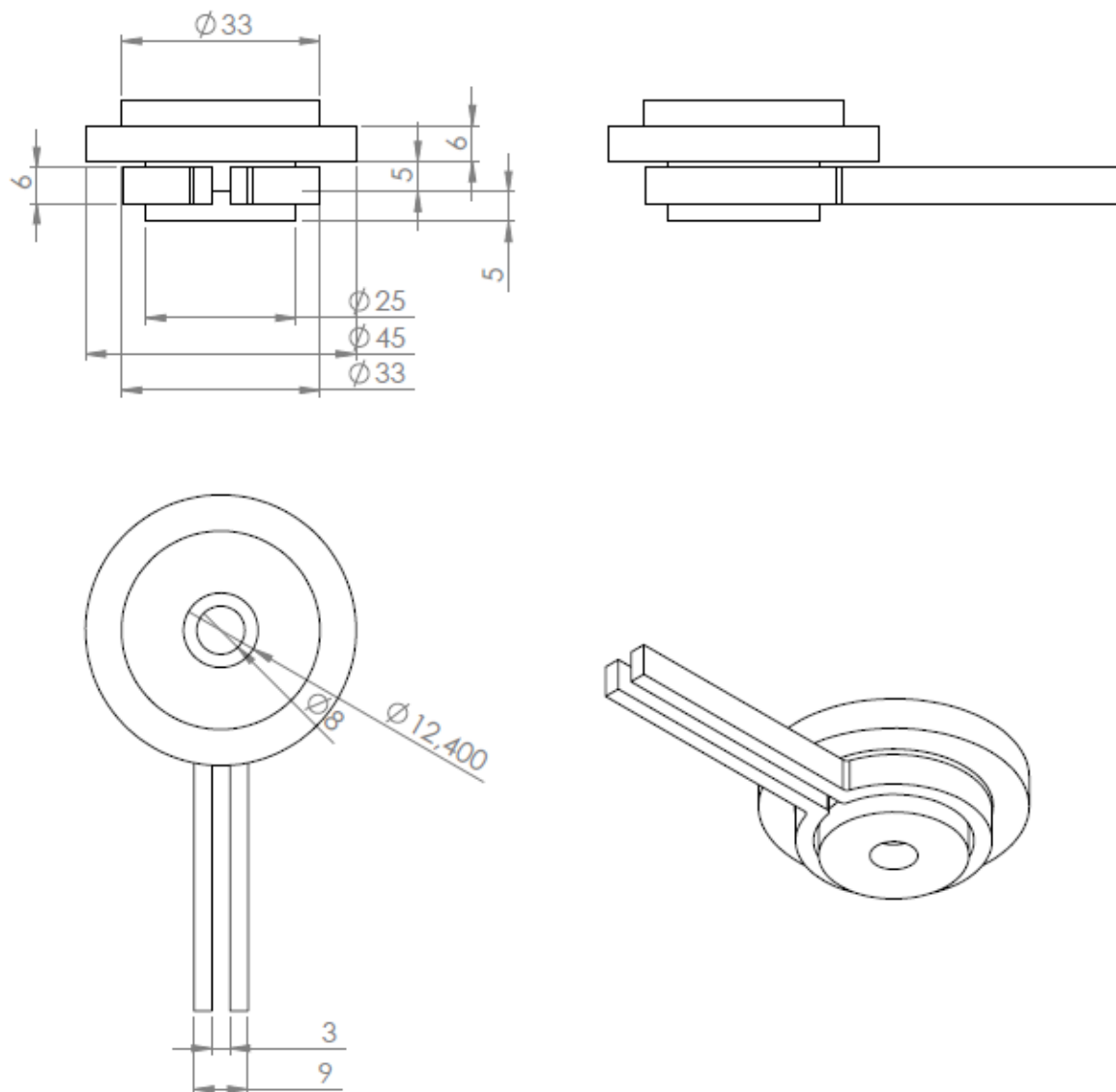


Figure 53 : Dessin du montage de la portée de roulement et de l'inducteur

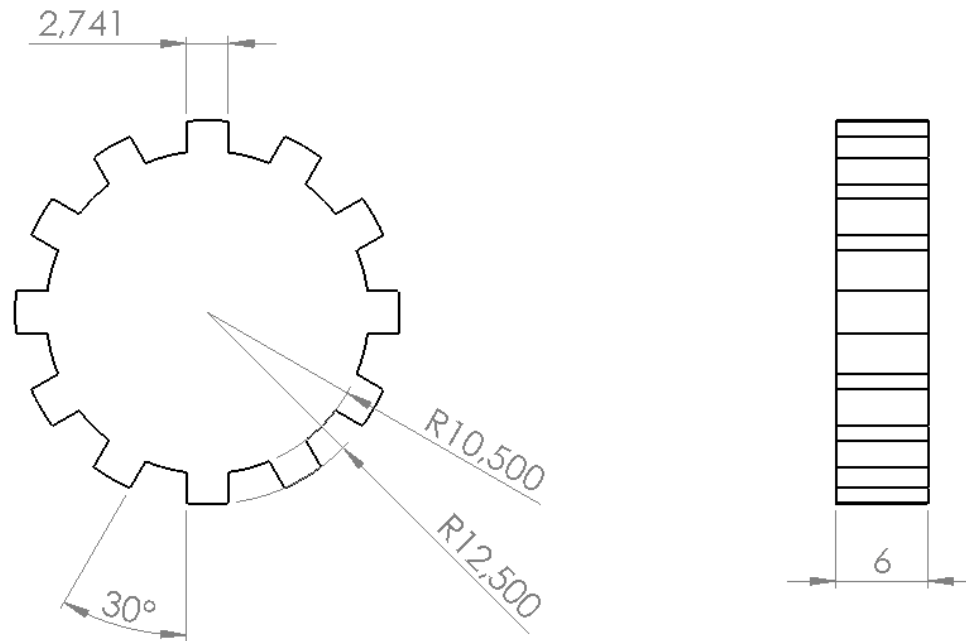


Figure 54 : Dessin des cannelures

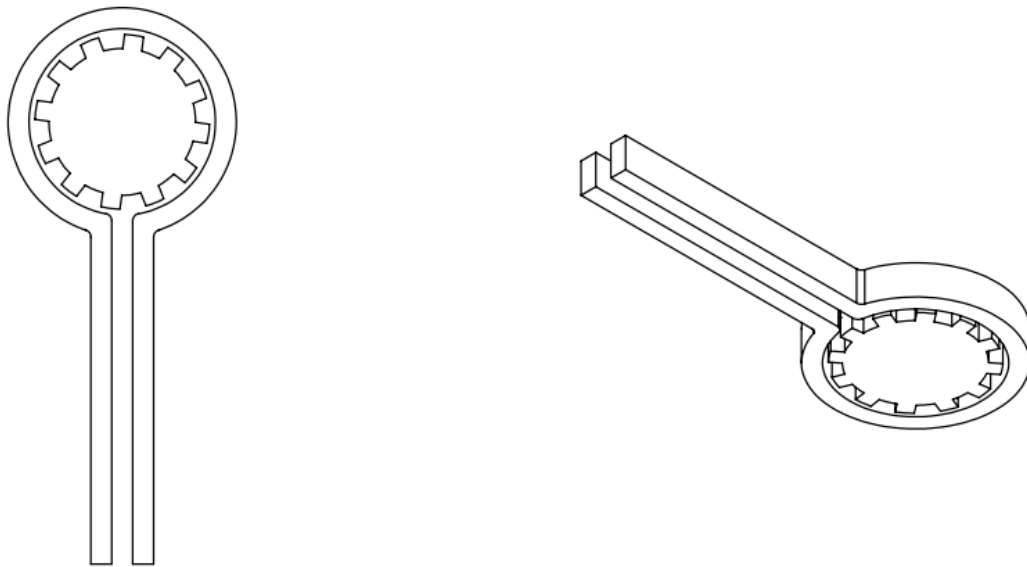


Figure 55 : Dessin du montage des cannelures et l'inducteur



Figure 56 : Dessin des cannelures avec une longueur de 50 mm

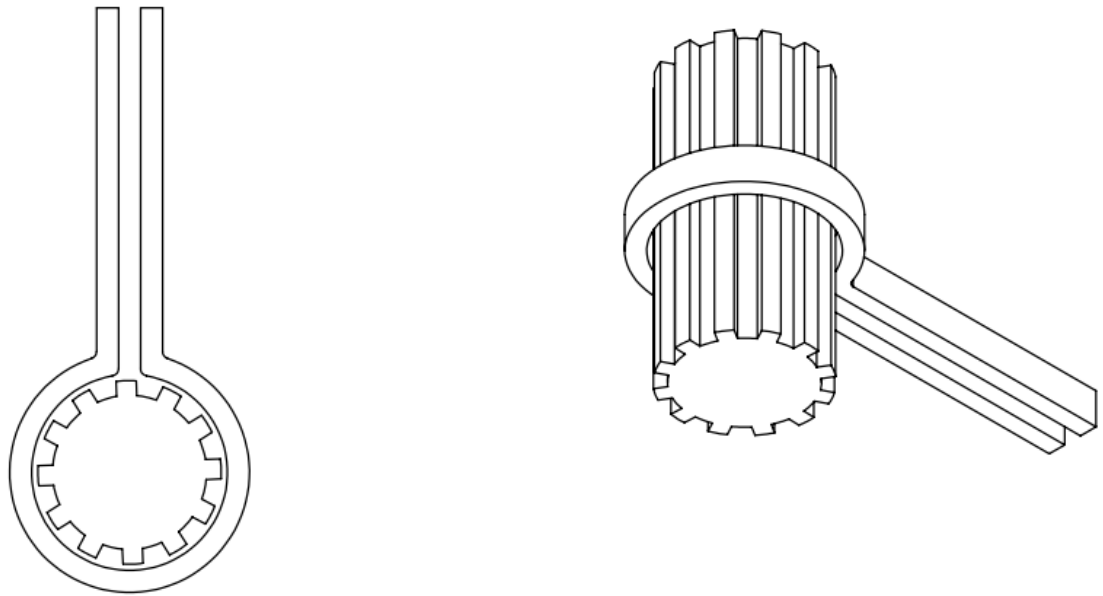


Figure 57 : Dessin du montage des cannelures (50 mm) et l'inducteur



